



Contribution à la compréhension du couplage thermomécanique en laminage à chaud sur l'évolution des défauts de coulée

Damien Chevalier

► To cite this version:

Damien Chevalier. Contribution à la compréhension du couplage thermomécanique en laminage à chaud sur l'évolution des défauts de coulée. Génie mécanique [physics.class-ph]. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2016. Français. NNT : 2016ENAM0081 . tel-01548354

HAL Id: tel-01548354

<https://pastel.hal.science/tel-01548354>

Submitted on 27 Jun 2017

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

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



École doctorale n° 432 : Science des Métiers de l'ingénieur

Doctorat ParisTech

THÈSE

pour obtenir le grade de docteur délivré par

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

présentée et soutenue publiquement par

Damien CHEVALIER

Le 21 décembre 2016

Contribution à la compréhension du couplage thermomécanique en laminage à chaud sur l'évolution des défauts de coulée

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

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

Jury

Mme Marion MARTINY, Professeur des Universités, LEM3, Université de Lorraine
M. Pascal LAFON, Professeur des Universités, LASMIS, Université de Technologie de Troyes
M. Laurent DUBAR, Professeur des Universités, TEMPO, Université de Valenciennes
M. Karl DEBRAY, Professeur des Universités, GRESPI, Université de Reims
M. Pierre CEZARD, Expert laminage, ABS Centre Métallurgique, Metz
M. Régis BIGOT, Professeur des Universités, LCFC, ENSAM Metz
M. Laurent LANGLOIS, Maître de conférences, LCFC, ENSAM Metz
M. Christophe STOCKY, Directeur du centre de recherche, ABS Centre Métallurgique, Metz

Examineur
Rapporteur
Rapporteur
Examineur
Examineur
Examineur
Examineur
Invité

T
H
È
S
E

Remerciements

La thèse s'est déroulée au sein du LCFC (Laboratoire de Conception Fabrication Commande), laboratoire de l'école Arts et Métiers ParisTech de Metz, en collaboration avec ACM (ABS Centre Métallurgique) qui est le centre de recherche de l'aciériste italien ABS.

Je tiens tout d'abord à remercier le professeur Régis BIGOT de m'avoir accordé sa confiance pour réaliser mes premiers travaux de recherches. Je le remercie également pour ses conseils, ses connaissances et son soutien au cours de ces trois années. Je remercie également Laurent LANGLOIS, maître de conférences, de m'avoir guidé durant ces trois années de recherche mais aussi pour son expérience, ses conseils, sa bonne humeur, sa patience et sa relecture minutieuse du manuscrit. Mes remerciements vont également à Pierre CEZARD, expert en laminage chez ACM, pour m'avoir transmis sa passion du laminage et son soutien tout au long de ces trois années. Je n'oublierai pas notre premier déplacement à l'usine où tu m'as fait découvrir le monde de la sidérurgie et ni le dernier où nous avons fêté les mesures du Rotoforge. Tu m'as toujours rassuré et soutenu lors de ces trois années, cela aurait été un plaisir de continuer à travailler avec toi mais tu as pris un nouveau chemin.

Je remercie Olivier LEBRUN et Christophe STOCKY, respectivement Manager de l'aciérie ABS et Manager d'ACM, de m'avoir accueilli au sein du centre de recherche pour réaliser cette thèse. Je les remercie également pour la confiance qu'ils m'accordent en me permettant de continuer l'aventure en Lorraine au sein de chez ACM. Je tiens à remercier tous mes collègues de chez ACM pour leur accueil et leur contribution à la réalisation des travaux. Je remercie plus particulièrement Daniel, Jérémy et Antoine pour le partage de leur expérience et leur soutien durant ces trois années.

Je tiens à remercier Marion MARTINY pour avoir accepté de présider ce jury de thèse. Je remercie également Pascal LAFON et Laurent DUBAR pour avoir accepté d'être rapporteur du travail réalisé. Enfin, je remercie Karl DEBRAY d'avoir pris part dans le jury et d'avoir examiné mon travail et d'être présent lors de la soutenance.

Je tiens à saluer mes collègues de l'école (il y en a beaucoup) mais aussi les personnes de l'Institut de Soudure (Antoine, Gaëlle, Éric) qui ont participé de près ou de loin au bon déroulement de la thèse. Je n'oublierai pas les journées passées à l'atelier qui se sont toujours déroulées dans la bonne humeur et qui en plus ont été efficaces, merci : Alex, Stéphane, Daniel, Lionel et Sylvio.

Mes remerciements vont également aux personnes avec qui j'ai partagé de grands moments durant cette période de ma vie et surtout qui ont accepté le sudiste qui ne parle pas comme eux (pain au chocolat = chocolatine, sac = poche, il y en a plein d'autres...).

- Florian et Charlotte avec qui j'ai partagé mon premier bureau et dans lequel on a échangé de nombreux fous rires. Merci pour tout ce que vous m'avez appris et pour votre soutien.
- Olivier, le roi de la macro, qui était là pour sauver la souris quand je n'arrivais pas à faire ce que je voulais sur Excel. Merci Olivier pour le partage de tes connaissances.
- Philippe, mon copain de thèse, nous avons commencé ensemble et on s'est dit qu'on terminerait en même temps, nous avons tenu notre pari. Merci pour ton soutien, je n'oublie pas nos virées parisiennes pour aller en formation et chez Ladurée.

- Alex, le déménageur, avec qui nous avons perdu une gazinière sur l'autoroute. Je pense qu'on se souviendra longtemps de ce moment. Merci Alex pour ton accueil (je m'en souviendrai) et ton soutien car tu n'as pas hésité à sacrifier une journée de congés pour venir faire des essais.
- Sandra, avec qui je ne compte plus les moments de rigolade. Merci pour ta bonne humeur et ton envie d'aller toujours de l'avant. Je n'oublie pas que tu m'as aussi soutenu et que tu m'as fait répéter la soutenance, merci.
- Marc, Catalina, Corentin, les thésards et futur thésard, avec qui j'ai partagé de bons moments que ce soit à l'école ou en dehors. Vous avez fortement contribué à la bonne ambiance qui règne dans l'équipe.
- Bruno, le bordelais, pour ton accueil chaleureux au sein de l'équipe AMVALOR et d'avoir trouvé une personne qui me comprenait quand je parlais malgré un léger accent.
- Stéphane et J.B, merci pour vos conseils de forgeron, notamment lors de la conception de l'outillage et la programmation du robot.

Je tiens à remercier mes copains du rugby, agenais, bordelais, libournais ou messins. Je remercie plus particulièrement Michel, ancien président du RCMM ainsi que sa femme Ketty, de m'avoir accueilli pendant un mois chez eux à mon arrivé et pour leur soutien. Je remercie les joueurs de m'avoir intégré rapidement à l'effectif et je suis ravi d'avoir poussé des mêlées en compagnie de mes camarades de la première ligne.

J'ai une pensée pour mes copains du Sud : Quentin, Sébastien P., Sébastien A., Yoann. Je remercie mes beaux-parents et Touty de m'avoir accueilli au sein de leur famille ainsi que les copains limougeauds pour leur soutien : Lucie, Julien, Carole, Cédric, Thierry, Nadine (merci d'avoir relu le manuscrit), Laura, Audrey, Hugo, Inés, Lola.

Je pense à ma famille, mes proches, mes parents qui ont toujours été là pour moi. Si j'écris ces quelques lignes aujourd'hui c'est en grande partie grâce à eux car ils m'ont accompagné et soutenu dans tous mes projets, je suis très fier qu'ils soient mes parents et de ce qu'ils accomplissent. Je pense à ma sœur, mon beau-frère et mes neveux pour les bons moments que nous passons ensemble et leur énorme soutien.

Enfin je terminerai par remercier Elodie qui partage ma vie et qui a fait preuve de patience tout en m'encourageant durant ces trois années. Tout comme moi elle a quitté sa région natale pour rejoindre l'Est afin de m'accompagner dans ce projet un peu fou. J'ai hâte de vivre de nouvelles aventures à tes côtés.

"Le travail du pilier passe beaucoup par la tête"

Pascal ONDARTS (Joueur français international de rugby à XV)

Table des matières

Introduction	11
---------------------	-----------

Chapitre 1: La fabrication de barres en acier: de l'élaboration de l'acier au laminage	15
---	-----------

1.1 La fabrication de barres cylindriques en acier	17
1.1.1 L'élaboration de l'acier.....	17
1.1.2 La voie lingot et la coulée continue.....	18
1.1.3 Le laminage.....	20
1.1.4 Comportement des aciers laminés.....	23
1.2 Les défauts associés aux différents procédés.....	26
1.2.1 Les défauts issus de l'élaboration de l'acier	26
1.2.2 Les défauts issus de la coulée continue	27
1.2.3 Les défauts issus du laminage.....	28
1.3 Les inclusions.....	30
1.3.1 Natures des inclusions.....	30
1.3.2 Localisation des inclusions	31
1.3.3 Comportement des inclusions	32
1.4 Les moyens de contrôle des défauts	34
1.4.1 Contrôle des défauts de taille microscopique.....	34
1.4.2 Contrôle des défauts de taille macroscopique.....	35
1.5 Etat de l'art sur la modélisation du procédé de laminage.....	42
1.5.1 Modèles numériques du procédé de laminage.....	44
1.5.2 Les lois de comportement des matériaux.....	49
1.5.3 Lois de frottement.....	50
1.5.4 Lois d'échanges thermiques	51
1.6 Essai de forgeage représentatif du laminage	54
1.6.1 Les objectifs de la mise en œuvre d'un essai expérimental	55
1.6.2 Etat de l'art sur les méthodes permettant de reproduire les sollicitations thermomécaniques du laminage.....	56
1.6.3 Les essais envisagés.....	58
1.7 Etat de l'art sur la modélisation d'un défaut au cours du laminage	59

1.7.1 La modélisation.....	59
1.7.2 Les résultats de simulation.....	66
1.8 Conclusion.....	74
Références bibliographiques	76

Chapitre 2: Modélisation du procédé de laminage de la ligne LUNA 83

2.1 Modélisation du laminage & mesures expérimentales.....	85
2.1.1 Mise en place d'un modèle numérique.....	85
2.1.2 Résultats de la simulation numérique.....	93
2.1.3 Mesures expérimentales réalisées sur le laminoir	98
2.1.4 Résultats des mesures expérimentales.....	102
2.2 Confrontation du modèle numérique aux mesures expérimentales	108
2.2.1 Comparaison des résultats	108
2.2.2 Calage du modèle numérique avec la partie expérimentale	110
2.2.3 Vérification du caractère prédictif du modèle numérique	127
2.2.4 Conclusions.....	129
2.3 Sollicitations thermomécaniques subies dans la barre au cours du laminage	130
2.3.1 Evolution de la température	132
2.3.2 Evolution de la déformation.....	135
2.3.3 Evolution de la pression hydrostatique.....	144
2.3.4 Evolution de la vitesse de déformation.....	148
2.4 Conclusion.....	153
Références bibliographiques	154

Chapitre 3: Essai de forgeage représentatif du procédé de laminage 155

3.1 Choix d'un essai de forgeage représentatif du laminage.....	157
3.1.1 Cahier des charges de l'essai.....	157
3.1.2 Choix de l'essai	157
3.2 Modélisation de l'essai de forgeage retenu	159
3.2.1 Mise en données de l'essai	159
3.2.2 Résultats de la simulation et comparaison avec le laminage.....	161

3.3 Mise en œuvre de l'essai de forgeage	176
3.3.1 Conception, fabrication et contrôle dimensionnel de l'outillage.....	176
3.3.2 Validation expérimentale de l'essai	177
3.4 Validation expérimentale du mode opératoire	183
3.4.1 Robotiser l'opération de forgeage.....	187
3.4.2 Valider l'opération de frettage	190
3.5 Conclusions.....	198
Références bibliographiques	200

Chapitre 4: Simulation numérique et expérimentale de l'évolution d'un défaut durant le laminage 201

4.1 Objectifs	203
4.1.1 Utiliser des composés qui ont des caractéristiques similaires aux défauts rencontrés dans les barres laminées.....	206
4.1.2 Faire varier les paramètres thermomécaniques pour connaître leurs impacts sur l'évolution des défauts.....	214
4.1.3 Résultats.....	216
4.2 Modélisation de la déformation d'un défaut au cours du laminage	232
4.2.1 Mise en donnée du modèle numérique	232
4.2.2 Résultats de la simulation.....	234
4.3 Confrontation du modèle numérique avec les essais expérimentaux.....	239
4.3.1 Comparaison du taux de corroyage cumulé du lopin.....	239
4.3.2 Comparaison des températures.....	240
4.3.3 Comparaison de l'évolution morphologique des défauts.....	241
4.3.4 Etude de sensibilité	246
4.4 Conclusions.....	251
Références bibliographiques	253

Chapitre 5: Conclusions & perspectives 255

Références bibliographiques	260
--	------------

ANNEXES 261

ANNEXE 1 : Méthode de contrôle par ultrasons.....	261
ANNEXE 2 : Méthode de contrôle par radiographie et tomographie X.....	262

ANNEXE 3 : Méthode de lecture du graphique avec les déformations transverses	263
ANNEXE 4 : Analyse fonctionnelle permettant de choisir l'essai de caractérisation.....	264
ANNEXE 5 : Températures relevées aux points 3 et 5 dans le lopin simulé lors de l'essai de forgeage libre avec des levées nominales entre les matrices pour toutes les cages du laminoir	281
ANNEXE 6 : Déformations relevées aux points 3 et 5 dans le lopin simulé lors de l'essai de forgeage libre avec des levées nominales entre les matrices pour toutes les cages du laminoir	282
ANNEXE 7 : Pressions hydrostatiques relevées aux points 3 et 5 dans le lopin simulé lors de l'essai de forgeage libre avec des levées nominales entre les matrices pour toutes les cages du laminoir	285
ANNEXE 8 : Vitesses de déformation relevées aux points 3 et 5 dans le lopin simulé lors de l'essai de forgeage libre avec des levées nominales entre les matrices pour toutes les cages du laminoir	286
ANNEXE 9 : Sollicitations thermomécaniques relevées aux points 3 et 5 dans le lopin simulé lors de l'essai de forgeage libre avec des levées ajustées entre les matrices pour toutes les cages du laminoir	287
ANNEXE 10 : Contrôle dimensionnel de l'outillage par stéréovision	292
ANNEXE 11 : Analyses radiographique et ultrasonore des lopins contenant un trou forgés à 1250°C	294
ANNEXE 12 : Analyses radiographique et ultrasonore des lopins contenant un trou forgés à 1000°C	296
ANNEXE 13 : Analyses radiographique et ultrasonore des lopins contenant une barre en alumine forgés à 1250°C	298
ANNEXE 14 : Analyses radiographique et ultrasonore des lopins contenant une barre en alumine forgés à 1000°C	300

ces inclusions se répartissent dans le semi-produit dont le diamètre et la longueur peuvent être à titre indicatif de 270mm et 6m. Un refroidissement mal maîtrisé peut entraîner des porosités localisées principalement au centre du bloom. Ces divers défauts peuvent nuire aux caractéristiques mécaniques des futures pièces manufacturées.

Vient ensuite l'étape du laminage qui consiste à mettre en forme les semi-produits en les faisant passer à travers des cylindres afin d'obtenir des barres de diamètres différents. Le laminoir étudié, nommé LUNA, est composé de 19 cages duo et 5 cages Kocks. Contrairement au laminage de tôle une alternance des directions de mise en forme est présente avec une orientation relative entre chaque cage de 90°. Les caractéristiques mécaniques de la barre sont obtenues en laminant le bloom issu de la coulée continue. Des études présentes dans la littérature indiquent que les paramètres thermomécaniques ont un rôle prépondérant sur la santé interne des produits laminés. L'objectif des travaux de thèse est de contribuer à la compréhension des effets du chargement thermomécanique sur l'évolution des défauts de coulée en laminage.

Approche proposée

L'objectif à plus ou moins long terme de l'aciériste ABS est de savoir comment, à partir d'une qualité inclusionnaire initiale du bloom donnée, il est possible d'améliorer la qualité inclusionnaire du produit final en agissant sur les paramètres de laminage.

Pour cela ces travaux visent à identifier l'influence des paramètres thermomécaniques sur les défauts lors du laminage de barres. Vu la dimension des installations, les investigations expérimentales directes sur les moyens industriels ne sont pas envisageables. De plus les dimensions des semi-produits rendent difficiles les opérations de contrôle concernant la santé interne. Le bloom initial de longueur 6m permet de produire plus de 100m de barre en fonction du diamètre final.

Pour remédier à ces diverses contraintes la stratégie employée est de modéliser le train de laminage afin d'avoir une image des sollicitations thermomécaniques subies dans la barre. Ce modèle sera calé et validé sur des mesures industrielles concernant des paramètres macroscopiques de laminage mesurables. Un essai de caractérisation à échelle laboratoire sera conçu et mis en place afin de reproduire des chargements similaires à ceux rencontrés dans le produit laminé. Cet essai expérimental permettra d'étudier hors ligne de production l'influence des paramètres de laminage et des grandeurs thermomécaniques associées sur l'évolution des défauts.

Dans le chapitre 1 après avoir décrit le processus et les moyens de production des barres laminées, les différents défauts pouvant être créés à chaque étape de l'élaboration de barre en acier laminé sont analysés. Une étude bibliographique a permis de comprendre les mécanismes d'évolution de la propreté inclusionnaire au cours du laminage des aciers. Cette étude a permis de mettre en évidence les grandeurs thermomécaniques importantes qu'il est nécessaire de reproduire au mieux entre le laminage industriel et l'essai de caractérisation. Ce chapitre passe en revue les principales études permettant de modéliser un laminoir composé

de plusieurs cages, de déterminer la loi de comportement et le modèle de frottement adaptés. Les méthodes de modélisation des défauts sont également abordées. Une revue des essais utilisés pour reproduire des sollicitations similaires à celles rencontrées en laminage est présentée. Au final cette étude bibliographique permet d'identifier le comportement des inclusions durant le laminage, de dégager les méthodes de modélisation du procédé de laminage et des défauts et de voir les différents essais déjà mis en œuvre pour étudier le comportement des produits laminés.

Le chapitre 2 est consacré à la modélisation et à la simulation du laminoir industriel. L'objectif de cette simulation est d'obtenir le chemin thermomécanique suivi par la matière au cours du laminage. Pour des raisons liées au temps de calcul, chaque cage est simulée séparément avec un transport des champs thermomécaniques d'une cage à l'autre. Le modèle est identifié à partir de la mesure de grandeurs macroscopiques sur le laminoir industriel, à savoir, les couples de laminage et les températures en peau de barre relevées entre chaque cage. La stratégie de modélisation employée pour simuler le laminage cage par cage est détaillée en s'appuyant sur des travaux présents dans la littérature. Deux campagnes de mesures ont été réalisées. La première a permis de caler le modèle et la deuxième a servi à le valider. Les résultats de la simulation du laminage et notamment les champs de déformation, de contrainte et de température en différents lieux de la section de la barre laminée et pour chaque cage sont analysés permettant ainsi à spécifier le cahier des charges du test représentatif.

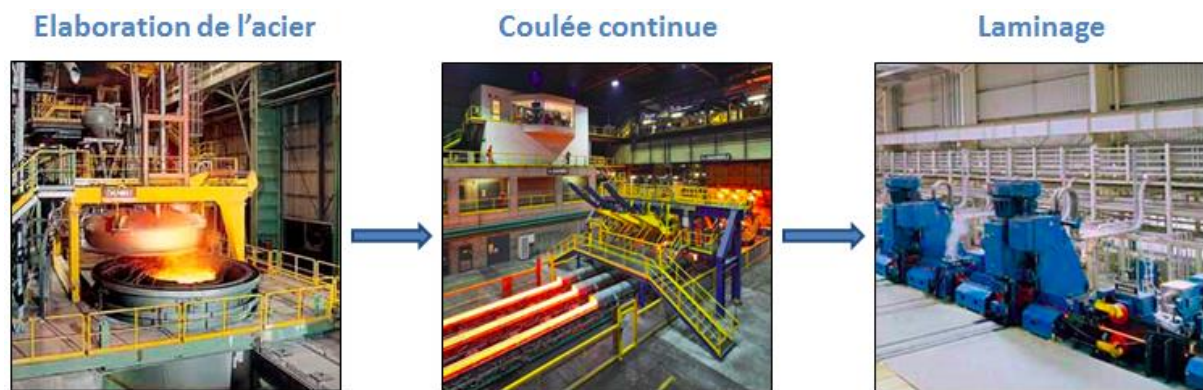
Le chapitre 3 présente la méthodologie suivie pour choisir, dimensionner, mettre en œuvre et valider l'essai représentatif du laminage. Dans un premier temps, différents essais sont étudiés pour en évaluer les performances vis-à-vis du cahier des charges. Pour chaque essai envisagé les sollicitations thermomécaniques relevées dans l'éprouvette sont comparées à celles subies dans la barre laminée. Un essai dit de « forgeage libre » a ainsi été conçu, réalisé, mis en place sur les moyens de mise en forme de la plateforme VULCAIN de l'ENSAM. Une première validation expérimentale a été conduite afin de valider la représentativité de l'essai et caler les paramètres de son modèle numérique.

Le chapitre 4 est consacré aux diverses expérimentations effectuées avec l'essai représentatif et permettant d'identifier l'influence des paramètres thermomécaniques sur l'évolution des défauts artificiels retenus. Plusieurs types de défauts ont été introduits de manière à présenter des similarités (malléabilité) avec les défauts réels. Une campagne expérimentale paramétrique a été menée sur les différents types de défauts retenus. Les échantillons laminés ont été analysés par les techniques classiques de métallographie et par contrôle par ultrasons, radiographie et tomographie X pour suivre l'évolution du défaut. Les résultats de ces premiers essais sont étudiés en regardant des phénomènes mis en évidence dans la littérature comme l'apparition de cavité à l'interface inclusion-matrice. Ces essais ont permis également d'observer l'influence des paramètres de laminage comme la levée (distance entre les cylindres de laminage) ou la température et de confirmer l'importance de

l'alternance des directions de déformation sur l'évolution des défauts.

Pour terminer, une conclusion reprend l'ensemble de la démarche mise en place et les principaux résultats associés pour statuer sur le degré de réalisation des objectifs initiaux. C'est-à-dire, savoir dans quelle mesure la démarche mise en place et les outils associés permettent-ils d'étudier l'influence des paramètres de laminage sur la propreté inclusionnaire d'un acier.

Chapitre 1 : La fabrication de barres en acier : de l'élaboration de l'acier au laminage



Résumé :

L'objectif du premier chapitre est de présenter le processus de fabrication de barre en acier ainsi que les défauts associés. Trois grandes étapes interviennent lors de la fabrication de barre en acier : l'élaboration de l'acier, la coulée continue et le laminage. Face à l'exigence de plus en plus élevée des clients, la maîtrise de la santé interne des produits est devenue un enjeu majeur dans l'obtention des produits laminés. Pour cela les sidérurgistes possèdent des moyens de contrôle qui permettent de contrôler des défauts de tailles microscopiques et macroscopiques (MEB, méthode ultrasons...).

SOMMAIRE

1.1 La fabrication de barres cylindriques en acier	17
1.1.1 L'élaboration de l'acier	17
1.1.2 La voie lingot et la coulée continue.....	18
1.1.3 Le laminage.....	20
1.1.4 Comportement des aciers laminés.....	23
1.2 Les défauts associés aux différents procédés.....	26
1.2.1 Les défauts issus de l'élaboration de l'acier	26
1.2.2 Les défauts issus de la coulée continue.....	27
1.2.3 Les défauts issus du laminage.....	28
1.3 Les inclusions.....	30
1.3.1 Natures des inclusions.....	30
1.3.2 Localisation des inclusions.....	31
1.3.3 Comportement des inclusions	32
1.4 Les moyens de contrôle des défauts	34
1.4.1 Contrôle des défauts de taille microscopique.....	34
1.4.2 Contrôle des défauts de taille macroscopique.....	35
1.5 Etat de l'art sur la modélisation du procédé de laminage	42
1.5.1 Modèles numériques du procédé de laminage.....	44
1.5.2 Les lois de comportement des matériaux.....	49
1.5.3 Lois de frottement.....	50
1.5.4 Lois d'échanges thermiques	51
1.6 Essai de forgeage représentatif du laminage	54
1.6.1 Les objectifs de la mise en œuvre d'un essai expérimental	55
1.6.2 Etat de l'art sur les méthodes permettant de reproduire les sollicitations thermomécaniques du laminage.....	56
1.6.3 Les essais envisagés	58
1.7 Etat de l'art sur la modélisation d'un défaut au cours du laminage	59
1.7.1 La modélisation.....	59
1.7.2 Les résultats de simulation.....	66
1.8 Conclusion.....	74
Références bibliographiques	76

1.1 La fabrication de barres cylindriques en acier

1.1.1 L'élaboration de l'acier

Les aciéristes sont les premiers acteurs dans la fabrication de barres en acier. L'aciérie regroupe deux parties distinctes, l'élaboration de l'acier et la coulée continue ou voie lingot.

La Figure 2 montre qu'il existe deux méthodes pour élaborer de l'acier, la première à partir de minerai de fer et de coke avec une réduction du taux de carbone dans un convertisseur et la seconde à partir d'acier de recyclage.

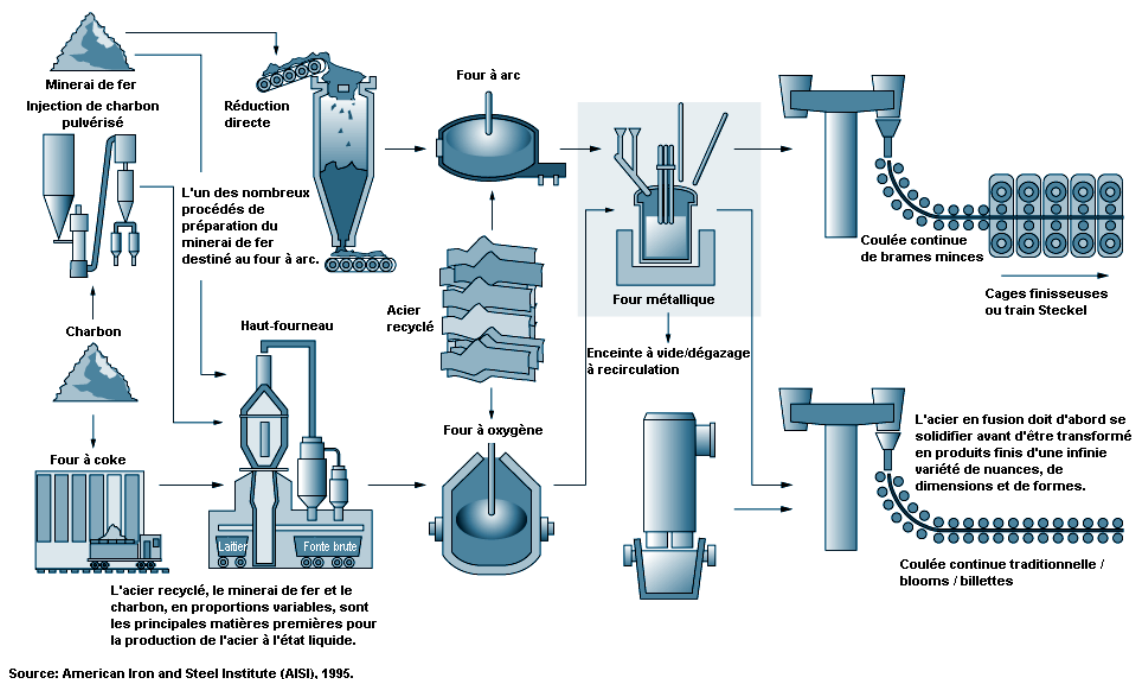


Figure 2 : Les différentes étapes pour l'élaboration de l'acier [AIS95]

L'élaboration de l'acier peut s'effectuer dans deux types de fours différents : le convertisseur à oxygène et le four à arc. Vient ensuite l'affinage, cela consiste à insuffler de l'oxygène dans l'acier liquide afin de réduire sa teneur en carbone et éliminer les impuretés présentes. L'acier liquide est ensuite mis en poche, c'est là que les aciéristes vont faire la mise à nuance et à température. La mise à nuance comporte plusieurs étapes :

- Le calmage : on incorpore dans l'acier liquide de l'aluminium ou du silicium, qui en s'oxydant va transformer l'oxygène dissous dans l'acier en oxyde liquide.
- Le dégazage : l'acier est mis sous vide pour parfaire la décarburation.
- Ajustement du laitier : la quantité de laitier est ajustée afin qu'il ait la capacité à absorber les impuretés comme par exemple les oxydes.
- L'affinage : on introduit de l'oxygène afin d'éliminer les dernières impuretés
- L'ajout des éléments d'alliages : les éléments d'alliage sont ajoutés pour arriver à la nuance d'acier souhaitée par le client.

1.1.2 La voie lingot et la coulée continue

Dans la sidérurgie, les semi-produits peuvent être obtenus à partir de deux voies distinctes, la voie lingot et la coulée continue.

La voie lingot est une méthode ancestrale qui permet d'obtenir des semi-produits massifs. Pour ce faire, l'acier liquide est coulé dans des lingotières réalisées en fonte. La lingotière dispose de dépouilles permettant le démoulage du lingot. Après démoulage les lingots sont laminés afin d'obtenir une géométrie de produits souhaitée et améliorer la santé interne. La voie lingot est de moins en moins utilisée au profit de la coulée continue. En effet, cette technique engendre des coûts importants dus à une mise au mille élevée. Le groupe ABS réalise des lingots de section rectangulaire ou hexagonale avec une masse variant de 6 à 13 tonnes pour des applications spécifiques.

La coulée continue est un procédé industriel qui permet de produire des blooms ou des brames de sections diverses en continue. La Figure 3 montre qu'il existe plusieurs types de coulée mais on en retrouve principalement trois qui sont : la coulée verticale, la coulée verticale courbe et la coulée courbe. Le choix du type de coulée est dicté par le type de semi-produits à obtenir (blooms, brames...).

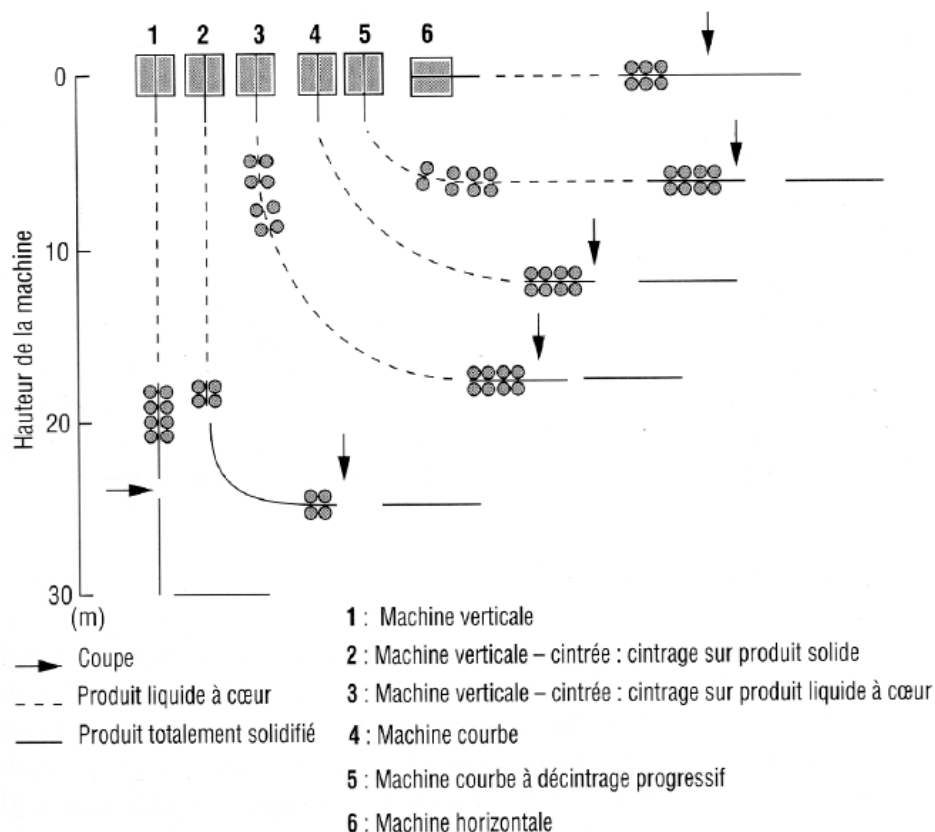


Figure 3 : Différents types de coulée continue [CHO04a]

Une fois la nuance établie, l'acier liquide contenu dans la poche est coulé dans le répartiteur. Le rôle de ce dernier est de permettre l'alimentation simultanée de plusieurs lingotières. Un premier système de circulation d'eau refroidit les lingotières et au contact de

celles-ci, une peau solide commence à se former. Lorsque le produit avance dans la machine, l'épaisseur de la couche solidifiée augmente jusqu'à faire disparaître les fractions d'acier liquides grâce à un second système de refroidissement (jets d'eau). La Figure 4 illustre les différentes parties qui composent une ligne de coulée continue. Ce procédé a suscité de nombreux travaux tant sur la caractérisation du procédé [CER07] que sur la modélisation des phénomènes thermomécaniques et métallurgiques engendrés dans le produit [COS04], [PAS07] et [HEN09].

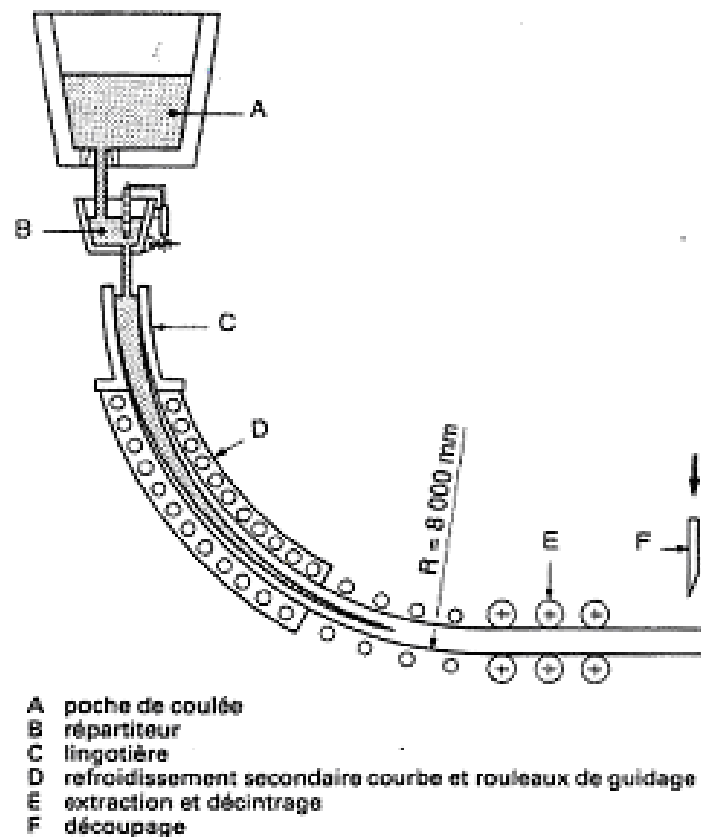


Figure 4 : Schéma de principe d'une machine de coulée continue courbe [FAR89]

L'aciériste ABS dispose de trois lignes de coulée continue courbe pour réaliser des blooms :

- La coulée continue n°1 : blooms de Ø270mm, Ø310mm et Ø405mm sur quatre lignes
- La coulée continue n°2 : blooms de Ø270mm sur trois lignes
- La coulée continue n°3 : blooms de Ø500mm à Ø850mm sur deux lignes

La coulée continue n°2 est la ligne qui alimente le laminoir sur lequel portent nos travaux. A la fin de la coulée les barres sont refroidies puis découpées par oxycoupage en longueur de 6m ou 12m en fonction de la demande du client.

1.1.3 Le laminage

1.1.3.1 Le principe du laminage

Le procédé de laminage est un procédé de mise en forme par déformation plastique qui permet de produire des barres de diverses sections (ronds, carrés, plats, poutrelles, rails...) et du fil.

Le laminage consiste à déformer un semi-produit à travers des cages de laminage appelées "cage duo" qui sont composées de deux cylindres de même diamètre. Ces derniers peuvent posséder une gravure pour donner une forme à la barre laminée et ils tournent en sens inverse pour diminuer sa section et l'allonger. Les cylindres sont entraînés par un système motoréducteur comme le montre la Figure 5. Le nombre de cages varie en fonction de la section initiale du semi-produit et de la section finale du produit souhaitée par le client.

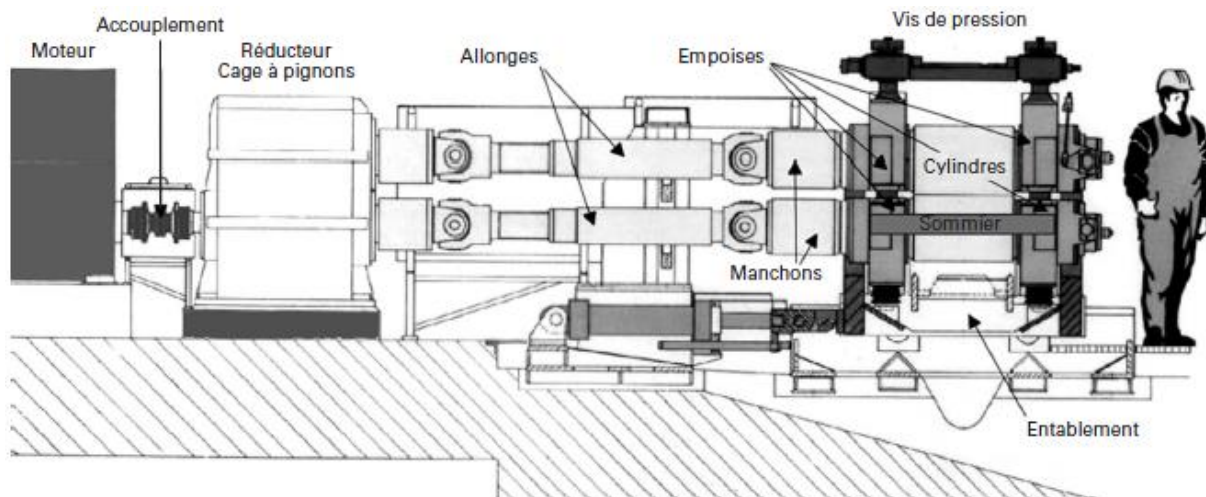


Figure 5 : Schéma de principe d'une cage de laminage [BAT03a]

Avant d'être laminés, les blooms sont réchauffés dans un four pour atteindre une température comprise entre 900°C et 1200°C. L'opération de réchauffage permet d'accroître la ductilité de l'acier pour faciliter sa mise en forme en obtenant une structure austénitique [HAL11]. Le laminage à chaud est le plus répandu car il offre de nombreux avantages sur différents points, comme par exemple la réduction des efforts de mise en forme, les aspects dimensionnels et économiques dus à la cadence de production.

On distingue deux types de laminoir, les laminoirs réversibles et les laminoirs tandem. La Figure 6 illustre les deux types de laminoir présentés. Un laminoir réversible est composé d'une seule cage munie de deux cylindres disposant de plusieurs gravures. La barre effectue plusieurs passes dans un sens et dans l'autre alternativement. Des systèmes de retournement sont disposés de chaque côté de la cage afin d'alterner les directions de déformation.

On parlera d'un laminoir tandem lorsque celui-ci possède plusieurs cages successives et que le produit est en prise simultanément dans ces dernières. Un train de laminage permettant de laminier de grosses sections possède obligatoirement une alternance de cages

horizontales et verticales afin d'éviter la torsion du produit [BAT03b].

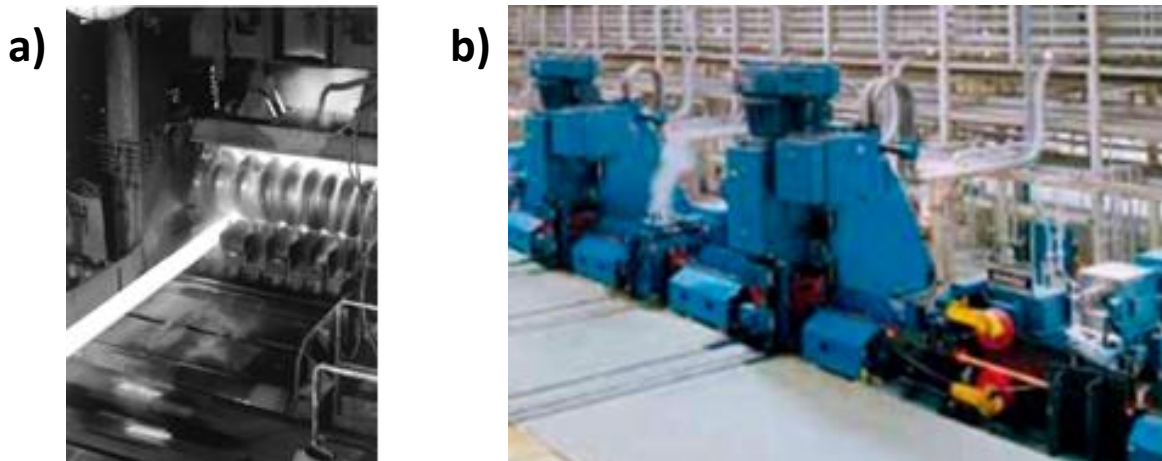


Figure 6 : Exemple a) de laminoir réversible [BAT03a] et b) de laminoir tandem

Un laminoir tandem se décompose en plusieurs parties : les cages pré-dégrossisseuses, les cages dégrossisseuses, les cages intermédiaires, les cages finisseuses et les cages Kocks (pour le laminage de produits ronds). Ces dernières servent au calibrage de la barre et permettent d'atteindre des tolérances dimensionnelles égales à un quart de la norme DIN. La Figure 7 montre que les cages Kocks sont composées de trois galets orientés à 120° .

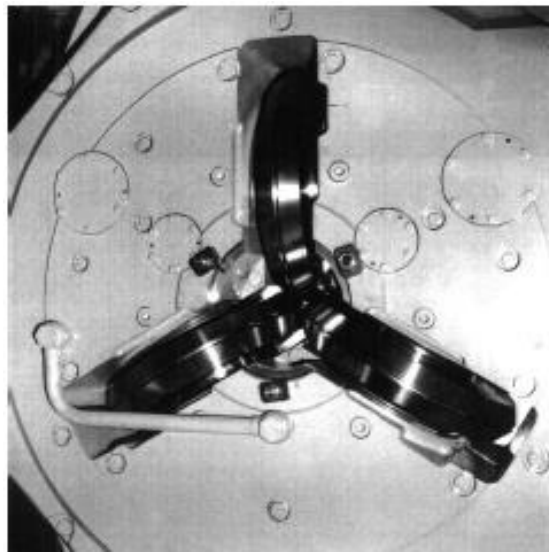


Figure 7 : Illustration d'une cage kocks [BAT03a]

En s'appuyant sur les Figure 5, Figure 6 et Figure 7, nous pouvons décrire les termes utilisés en laminage [BAT03c] et [BAT03d].

Cages de laminage : Sur un laminoir on retrouve différents types de cages : les cages duo, les cages Kocks... Elles se composent de cylindres qui sont entraînés par un système de

motoréducteur. Sur une descente de laminage, on retrouve une succession alternative de cages horizontales et verticales pour les cages duo, cela dépend de la section du produit à laminier.

Les cylindres de laminage : Ils sont en fonte ce qui offre une meilleure résistance à la rupture. Dans une même cage, les cylindres ont le même diamètre afin d'avoir la même vitesse de rotation imposée par le motoréducteur. Des cannelures peuvent être usinées afin de donner une forme à la section du produit. Lorsqu'ils sont usés, les cylindres sont usinés pour avoir une gravure qui permettra de fabriquer des produits de qualité. Le lamineur doit rester vigilant car lorsque le diamètre du cylindre diminue, les couples mis en jeu pour les entrainer augmentent. Un système de refroidissement par jet d'eau permet d'évacuer la chaleur à la sortie de la gravure afin d'éviter toute usure précoce du cylindre.

Semi-produit : Produit issu de la voie lingot ou de la coulée continue qui se trouve sous forme de blooms, de brames ou de billettes.

Produit fini : Le produit fini est le résultat de la mise en forme par laminage du semi-produit. Il est ensuite conditionné et envoyé chez les clients qui vont le travailler pour en faire des pièces mécaniques servant dans divers domaines (automobile, énergétique...).

1.1.3.2 Le laminoir ABS

Parmi les diverses lignes de production présentes au sein du groupe ABS, nos travaux se porteront sur le laminoir appelé LUNA.

La ligne de laminage accueille des blooms de diamètre initial de 270mm issus de la coulée continue qui sont préalablement chauffés à une température de 1200°C dans un four à longerons mobiles. La capacité du four permet une cadence de production à 100t/h. Le diamètre des produits finis varie entre 16mm et 120mm.

Pour connaître la configuration de ce dernier, une illustration est montrée Figure 8. La ligne de production est constituée de cinq étapes :

- 2 cages pré-dégrossisseuses (Cages OA et OB)
- 7 cages dégrossisseuses (Cages 1 à 7)
- 4 cages intermédiaires (Cages 8 à 11)
- 6 cages finisseuses (Cages 12 à 17)
- 5 cages Kocks (Kocks 1 à 5)

Les dix-neuf premières cages sont composées de deux cylindres (cages duo) en alternant des gravures ovales-rondes. Tandis que les cages Kocks sont munies de trois galets orientés à 120° avec une gravure ronde. Le nombre de cages utilisées pour réaliser une barre dépend de sa section finale à obtenir. En effet, plus le diamètre du produit fini est petit, plus le nombre de cages utilisées sera important et inversement.

On retrouve des cisailles volantes réparties sur la ligne qui permettent un éboutage en tête et pied de barre. Elles servent également à diviser les barres en longueur commercialisable de six ou douze mètres.

La ligne de production est équipée de boîte à eau permettant un refroidissement de la barre afin de la calibrer lors de son passage dans les cages Kocks.

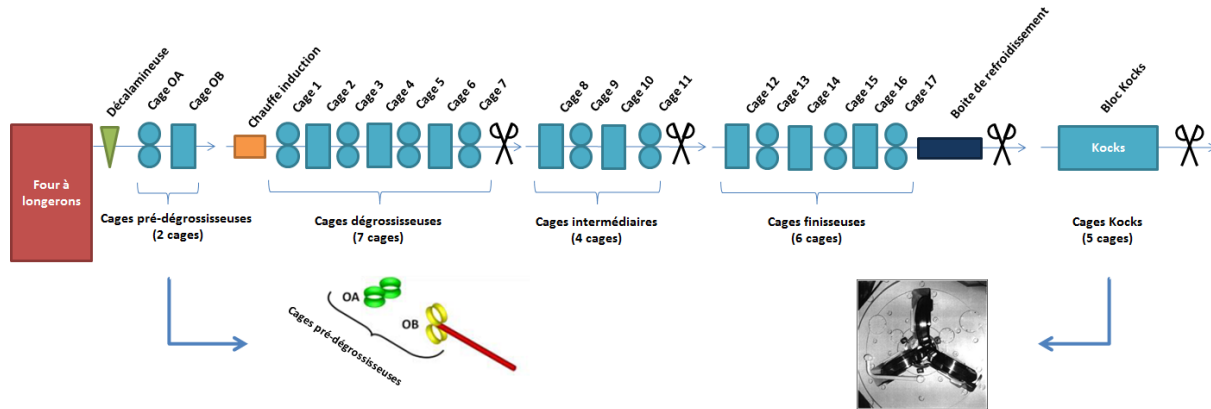


Figure 8 : Schéma présentant le laminoir LUNA de l'aciériste ABS

1.1.4 Comportement des aciers laminés

Pour le laminage de produits de forte section il est nécessaire de travailler le métal à chaud. En augmentant la ductilité du matériau, la contrainte d'écoulement va diminuer ce qui permet de diminuer les puissances mises en jeu par les installations industrielles [MON02]. Lors du passage entre les cylindres de laminage, le matériau tend à s'allonger et à s'élargir sous l'effet de la pression. Il est possible de distinguer deux surfaces distinctes sur une barre laminée : les surfaces laminées et les bords libres. Les surfaces laminées sont celles en contact avec les cylindres de laminage et les bords libres ne sont pas en contact avec l'outillage et donc l'écoulement de la matière est libre.

L'évolution de la section de la barre dépend des taux de déformation appliqués à chaque passe de laminage. Avant et après les cylindres de laminage le débit de matière est identique. La Figure 9 montre que l'allongement est plus important dans les zones situées proches des cylindres que dans la partie centrale de la barre. La température de la barre, la nuance du matériau et la pression sont autant de paramètres qui influent sur l'élargissement et l'allongement de la barre laminée. C'est pourquoi il est nécessaire de maîtriser l'outil de production afin de réaliser des produits de qualités.

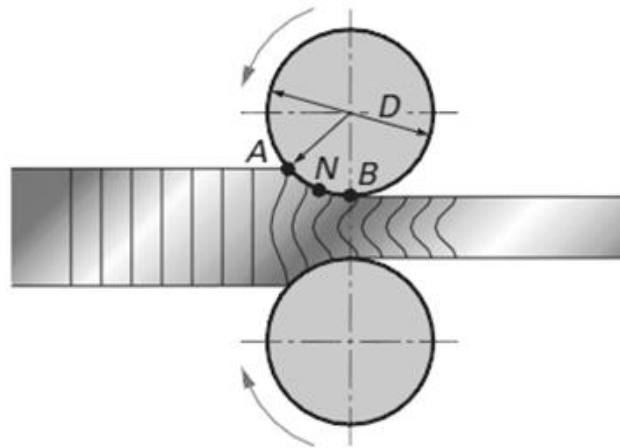


Figure 9 : Déformation dans le sens longitudinal [BAT03c]

La microstructure d'un produit issu de la coulée continue est grossière, cela est dû notamment à sa faible vitesse de refroidissement caractéristique du procédé [FAB00]. La structure cristallographique du bloom après refroidissement est de type cubique centré.

L'étape de réchauffage du produit a plusieurs objectifs. Le premier est de rendre le matériau malléable afin de faciliter sa mise en forme. Le second objectif est de se placer dans le domaine austénitique et d'avoir une structure cristallographique de type cubique face centrée. Cependant cela n'est pas sans conséquence puisque la taille des grains a tendance à croître avec l'augmentation de la température comme le montre la Figure 10. La température en sortie de four est d'environ 1200°C et en fin de forgeage la température en peau de la barre est supérieure à 900°C pour conserver le domaine austénitique.

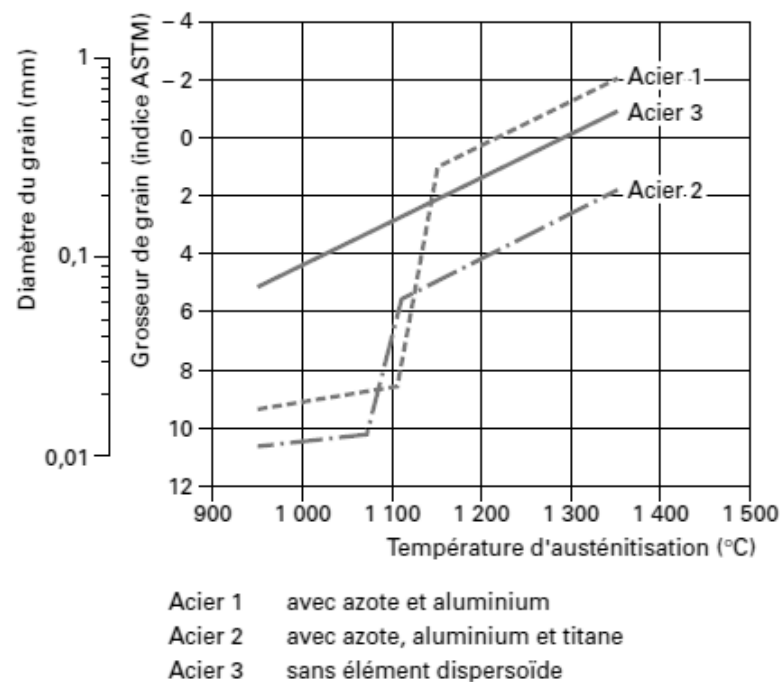


Figure 10 : Evolution de la taille de grain austénitique en fonction de la température de réchauffage [BER94]

La déformation subie par la barre lors des passes de laminage modifie la structure métallurgique du matériau, c'est le phénomène de recristallisation dynamique [DOH97]. Ce phénomène est dû à l'écrouissage des grains qui permet d'affiner leur taille (Figure 11). Vient ensuite un autre type de recristallisation dit statique qui intervient entre deux passes de laminage. Lors de cette étape les grains écrouis sont remplacés par de nouveaux grains équiaxes. La germination de ces nouveaux grains se passe au niveau des joints de grains. En fin de recristallisation la taille des grains est plus fine que la taille des grains initiaux de la structure antérieure.

Le taux de déformation appliqué au produit ainsi que la température sont les deux paramètres thermomécaniques influents sur la recristallisation. Si la déformation appliquée au produit est élevée alors la taille de grain recristallisé sera d'autant plus fine. En effet, les sites de germinations sont plus nombreux. Pour un taux de déformation donné, une température élevée entraîne un grossissement rapide des grains car l'écrouissage en fin de déformation est faible et inversement si la température est plus faible. Il est donc nécessaire de maîtriser la température de laminage afin de limiter la taille des grains.

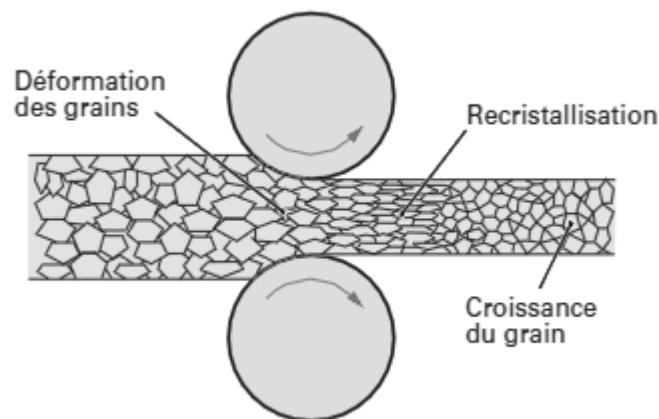
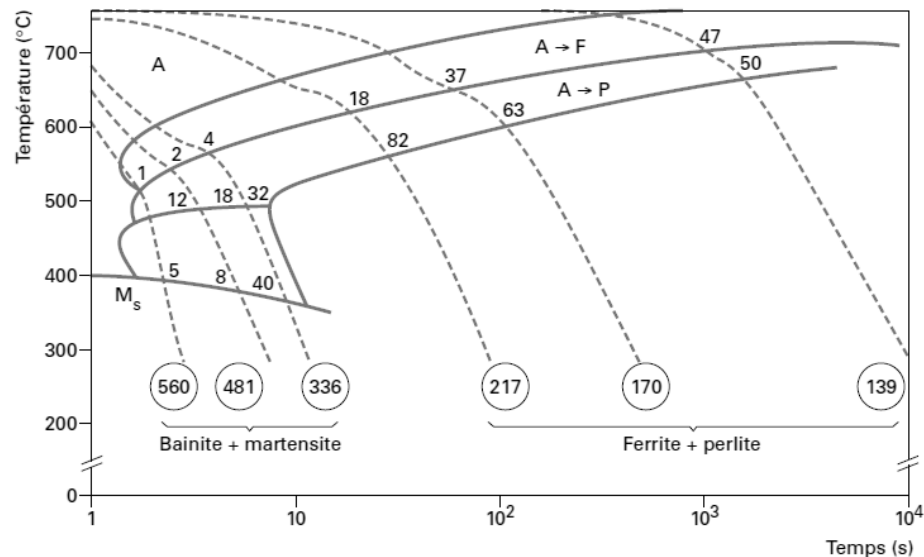


Figure 11 : Recristallisation durant l'opération de laminage à chaud [BAT03c]

Le refroidissement final des produits a plusieurs effets sur leurs microstructures. D'une part, le diagramme TRC présenté Figure 12 montre qu'une structure ferrito-perlitique se forme à basse vitesse de refroidissement. D'autre part avec une vitesse de refroidissement élevée cette structure se transforme en une structure partiellement bainitique voire martensitique [HAT86]. Une vitesse de refroidissement élevée permet d'affiner la taille des grains ferritiques et d'augmenter la dureté du matériau [UME92].

Pour réaliser un traitement thermique ou thermomécanique des douches peuvent être installées sur la ligne de production, comme c'est le cas sur le laminoir d'ABS. Ces douches permettent de refroidir le produit en fin de laminage, dans ce cas-là on parlera de traitement thermique. Il est également possible de réaliser un traitement thermomécanique en refroidissant la barre avant de la calibrer dans les cages Kocks. Pour un refroidissement à l'air, des capots sont installés au-dessus des barres afin qu'elles ne subissent pas de choc thermique.



Les chiffres sur les courbes de refroidissement indiquent la fraction volumique transformée dans le domaine correspondant tandis que les chiffres cerclés correspondent à la dureté Vickers du produit

A austénite
F ferrite
P perlite
M_s température à laquelle l'austénite commence à se transformer en martensite au cours du refroidissement

Figure 12 : Diagramme TRC (Transformation à refroidissement continu) pour un acier avec 0,38% de carbone et 0,70% de manganèse [FAB00]

1.2 Les défauts associés aux différents procédés

La santé interne du produit fini est impactée par tout le processus de la fabrication de la barre. Au cours des divers procédés il est possible d'éliminer certains défauts ou encore de minimiser leurs effets néfastes sur le comportement du produit fini. Les types de défauts qu'on rencontre sont divers, à savoir : inclusions, porosité, ségrégation, criques. Dans les parties suivantes on va lister les différents défauts qui apparaissent au cours de chaque procédé.

1.2.1 Les défauts issus de l'élaboration de l'acier

Lors de l'élaboration de l'acier des additifs sont ajoutés dans l'acier liquide. Certains éléments au contact de l'oxygène vont donner lieu à des inclusions dites endogènes, c'est-à-dire qu'elles se forment à partir des éléments habituels contenus dans l'acier [ZHA03]. Par exemple le fer au contact de l'oxygène donne des oxydes de fer. La taille de ce type d'inclusion est très variable mais elles sont généralement de l'ordre de 50µm. Il est possible d'en trouver de taille plus importante mais celles-ci vont avoir tendance à décanter et à être piégées dans la couche de laitier [YIN97].

1.2.2 Les défauts issus de la coulée continue

C'est lors de la coulée continue que les défauts impactant sur la santé interne du produit sont les plus importants, comme par exemple la porosité, la ségrégation ou encore les inclusions exogènes [CHO04b] et [POK98]. La Figure 13 illustre les différents défauts rencontrés dans les produits issus de la coulée continue.

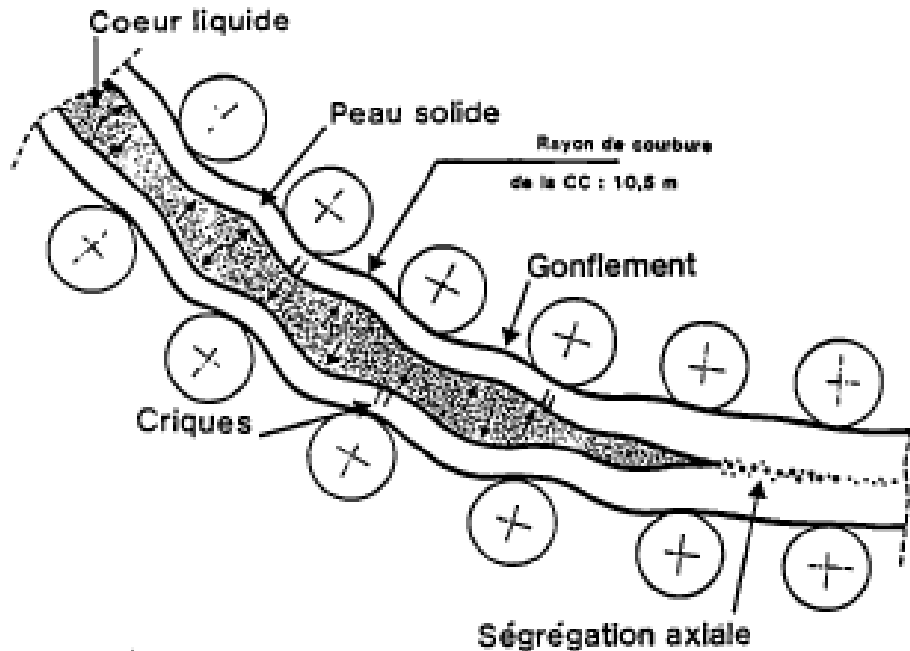


Figure 13 : Les défauts rencontrés en coulée continue [RAH89]

Des moyens sont mis en œuvre pour les éliminer mais leur présence est inévitable. On retrouve ci-dessous une liste des défauts :

La porosité : lors de la solidification des bulles de gaz se forment principalement au centre de la barre. Cela vient du fait que l'acier peut contenir une certaine quantité de gaz dissous à l'état liquide et que lors de la solidification il reste piégé. Un autre phénomène pouvant donner lieu à la porosité est le retrait dû à la solidification.

Afin de limiter ce phénomène, plusieurs remèdes sont utilisés :

- Une coulée à "basse surchauffe", c'est-à-dire d'avoir une température de coulée proche de celle du liquidus.
- La mise en place d'un brasseur électromagnétique qui met en mouvement l'acier liquide à travers la paroi solide. Cela a comme effet de favoriser les échanges thermiques.

La ségrégation : durant la coulée continue des zones ségrégées se créent, c'est-à-dire qu'on retrouve une hétérogénéité de la composition chimique dans le produit coulé. La concentration en éléments d'alliages dans ces zones-là diffère de la composition initialement prévue, ce qui engendre certains défauts (les criques à chaud, les micros retassures). Par exemple, on peut retrouver dans un bloom coulé des zones riches en carbone au détriment d'autres plus pauvres [ZHO00].

Les solutions utilisées pour remédier à la ségrégation sont identiques à celles utilisées pour la porosité.

Les inclusions exogènes : elles se forment à partir de corps étrangers comme par exemple les matériaux réfractaires et sont de taille macroscopique. En effet, lorsque l'acier contenu dans la poche de coulée est versé dans le répartiteur des morceaux de laitier sont entraînés et se retrouvent dans la barre en fin de coulée continue [THO71].

1.2.3 Les défauts issus du laminage

Le laminage permet d'améliorer les caractéristiques mécaniques du produit fini en agissant sur les défauts issus de l'élaboration de l'acier et de la coulée continue. Prenons le cas de la ségrégation qui peut être atténuée lors de la mise en forme de la barre par le phénomène de diffusion limitée. La déformation subie par la barre lors des passes successives permet également de refermer les porosités et de déformer voire fragmenter certaines inclusions [WIL79a].

La déformation plastique appliquée au produit laminé est désignée comme le corroyage. Ce dernier est déterminé par un coefficient appelé "taux de corroyage", qui est évalué en faisant le rapport des sections initiales et finales. Pour des applications industrielles le taux de corroyage doit être supérieur à 4 ou même parfois à 10 suivant les dimensions des porosités, qui peuvent dans certains cas être supérieures au millimètre [GAU85]. Le taux de corroyage n'est pas uniforme dans la section du produit laminé car la déformation du métal se fait dans plusieurs directions.

Il est difficile de chiffrer la valeur du taux de corroyage à atteindre pour obtenir un produit laminé sain et homogène, mais il est possible de trouver quelques valeurs dans la littérature [POK97] :

- > 3 ou 4 pour un métal en présence de micro retassures inférieures au millimètre et non groupées
- > 6 ou 7 pour un métal en présence de porosités groupées
- > 10 pour les aciers à outils en présence de carbures primaires et de porosités continues

Malgré les bienfaits du laminage sur la santé interne des produits issus de la coulée continue, des défauts peuvent apparaître si l'outil de production est mal maîtrisé.

Les défauts observés en laminage peuvent être classés en deux catégories [BAT03b] :

- les défauts dus à un mauvais réglage du laminoir
- les défauts apparaissant lors de la mise en forme

Les défauts dus à un mauvais réglage du laminoir

Un mauvais réglage du train de laminage peut engendrer un grand nombre de défauts qui auront des conséquences non négligeables sur la qualité du produit fini. Parmi ces défauts on retrouve :

- la pinçure : elle se produit lorsque la levée entre les cylindres n'est pas assez élevée, ce qui a pour conséquence un débordement de l'acier entre les cordons dû à une arrivée trop importante de matière (Figure 14).
- le rond maigre : il est la conséquence d'une levée entre les cylindres trop importante et un manque de matière apparaît sur les bords libres (Figure 14).
- les cannelures marquées en creux : des morceaux de la cannelure des cylindres se détachent et donc un marquage sur la barre laminée apparaît. Ce défaut est dû à un mauvais refroidissement des cylindres.
- le cintrage : ce défaut est fréquent lors du laminage de profilés. Il est dû à un mauvais réglage des outillages (vitesse de rotation des cylindres non identique dans une même cage) ou à un refroidissement hétérogène.

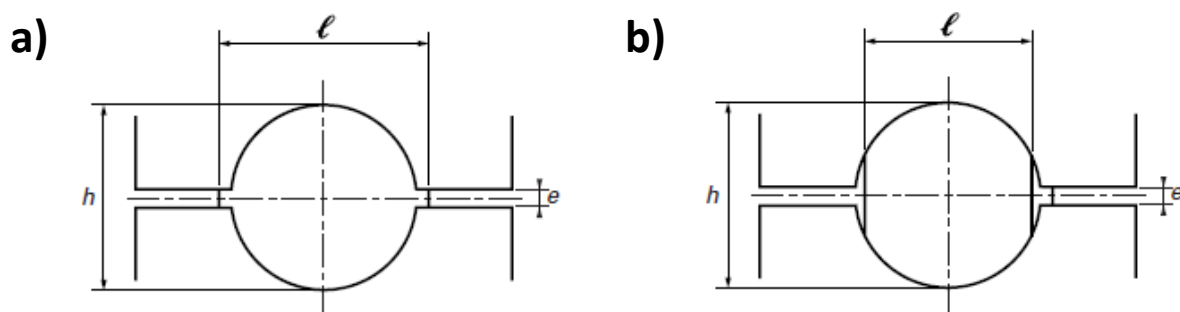


Figure 14 : Exemple a) de la pinçure et b) d'un rond maigre [BAT03b]

Les défauts apparaissant lors de la mise en forme

Les défauts recensés lors du laminage apparaissent généralement en peau de la barre laminée [BUE88] :

- les criques de forgeabilité : ces criques apparaissent lorsque la température de laminage est trop faible ou qu'elles sont déjà présentes sur le bloom issu de la coulée continue. Lors du laminage, ces défauts ont tendance à s'allonger.
- les tapures de refroidissement : c'est une rupture du métal provoquée par des tensions

qui sont dues à un gradient de température trop important entre le cœur et la peau du produit laminé. Ce défaut est perpendiculaire à la surface de la barre et se propage jusqu'à cœur.

- les tapures de réchauffage : c'est l'inverse de la tapure de refroidissement. Si la température en peau de la barre augmente trop rapidement et que le cœur reste froid alors la dilatation va créer des tensions conduisant à une rupture du métal en partant du cœur.
- la décarburation : c'est la réduction de la teneur en carbone de la surface qui se produit en présence d'oxygène et avec une température élevée. La décarburation apparaît à chaque étape de chauffage. Les aciers avec une forte teneur en carbone y sont fortement sensibles.

Parmi les défauts énumérés, une attention particulière est portée aux inclusions car l'objectif des travaux de thèse est d'identifier l'effet du couplage thermomécanique sur l'évolution de ces défauts. Les inclusions sont des défauts complexes car elles sont de natures différentes, se présentent sous différentes formes et ont un comportement différent sous l'effet de la déformation. La nature des inclusions a une influence sur leurs répartitions dans la barre. La partie suivante traite de ce type de défaut.

Les porosités sont également prises en compte mais ces dernières sont moins complexes à étudier car elles se situent principalement dans une même zone qui est le cœur du produit coulé, si toutefois le refroidissement est géré correctement. Le seul paramètre variable de ce défaut reste la taille.

1.3 Les inclusions

1.3.1 Natures des inclusions

Dans la partie précédente il est expliqué comment des inclusions de natures différentes se retrouvent dans les produits issus de la coulée continue. Il est possible de grouper les inclusions en deux catégories : les inclusions endogènes et les inclusions exogènes. Les inclusions endogènes se forment à partir des éléments présents dans l'acier tandis que les inclusions exogènes sont issues de corps étrangers [POK98].

Parmi les inclusions endogènes se trouvent par exemple les oxydes de fer (FeO) et les oxydes d'aluminium (Al_2O_3) qui sont des défauts généralement plus durs que l'acier. Ces inclusions se créent à partir des éléments de l'acier au contact de l'oxygène. Les sulfures font également partis des inclusions endogènes comme par exemple le sulfure de manganèse qui se forme à partir de la réaction du manganèse avec le soufre. Les inclusions endogènes ont des dimensions de quelques micromètres et peuvent atteindre une taille maximale de l'ordre de $50\mu\text{m}$, celles ayant une taille supérieure ont tendance à décanter dans la couche de laitier.

Quant aux inclusions exogènes, elles sont le plus souvent issues des briques de réfractaire constituant les poches de coulée, le répartiteur et les canaux de coulée. Les éléments désoxydants présents dans l'acier liquide, comme l'aluminium, le calcium ou encore

le manganèse, attaquent les revêtements réfractaires. Les poudres de couvertures isolantes peuvent également se retrouver dans l'acier liquide. Les inclusions exogènes sont en général des inclusions de taille macroscopique.

1.3.2 Localisation des inclusions

De par leur faible masse volumique les inclusions ont tendance à décanter dans l'acier liquide afin d'être piégées dans la couche de laitier. Cependant des inclusions se retrouvent dans l'acier solide. La position des inclusions dans l'acier solide dépend du type de coulée utilisé. Par exemple pour une coulée continue verticale les inclusions endogènes se trouvent dans la zone centrale de la barre tandis qu'avec une coulée continue courbe elles se situent dans l'intrados du bloom [POK97]. La Figure 15 montre la localisation des oxydes d'aluminium dans l'intrados du bloom réalisé avec une coulée continue courbe. Les blooms laminés sur LUNA sont issus de ce type de coulée.

Les inclusions exogènes sont moins nombreuses et ont une distribution aléatoire.

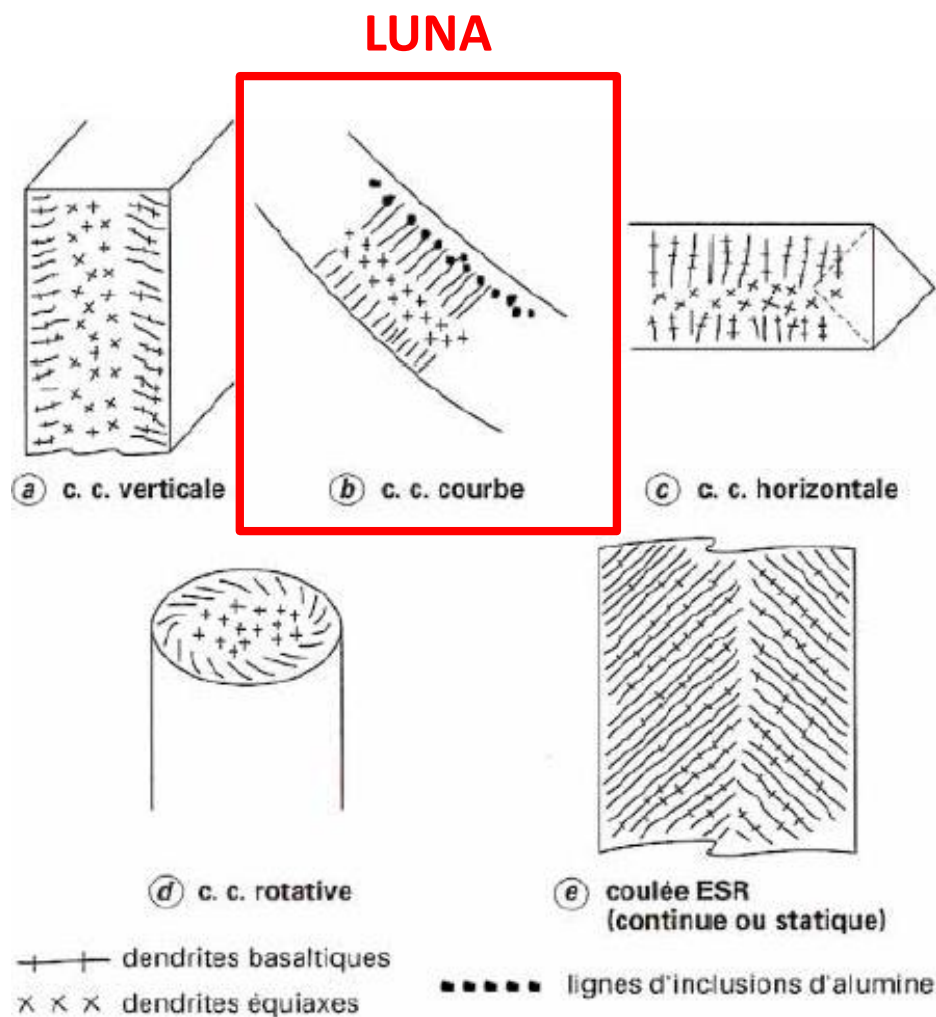
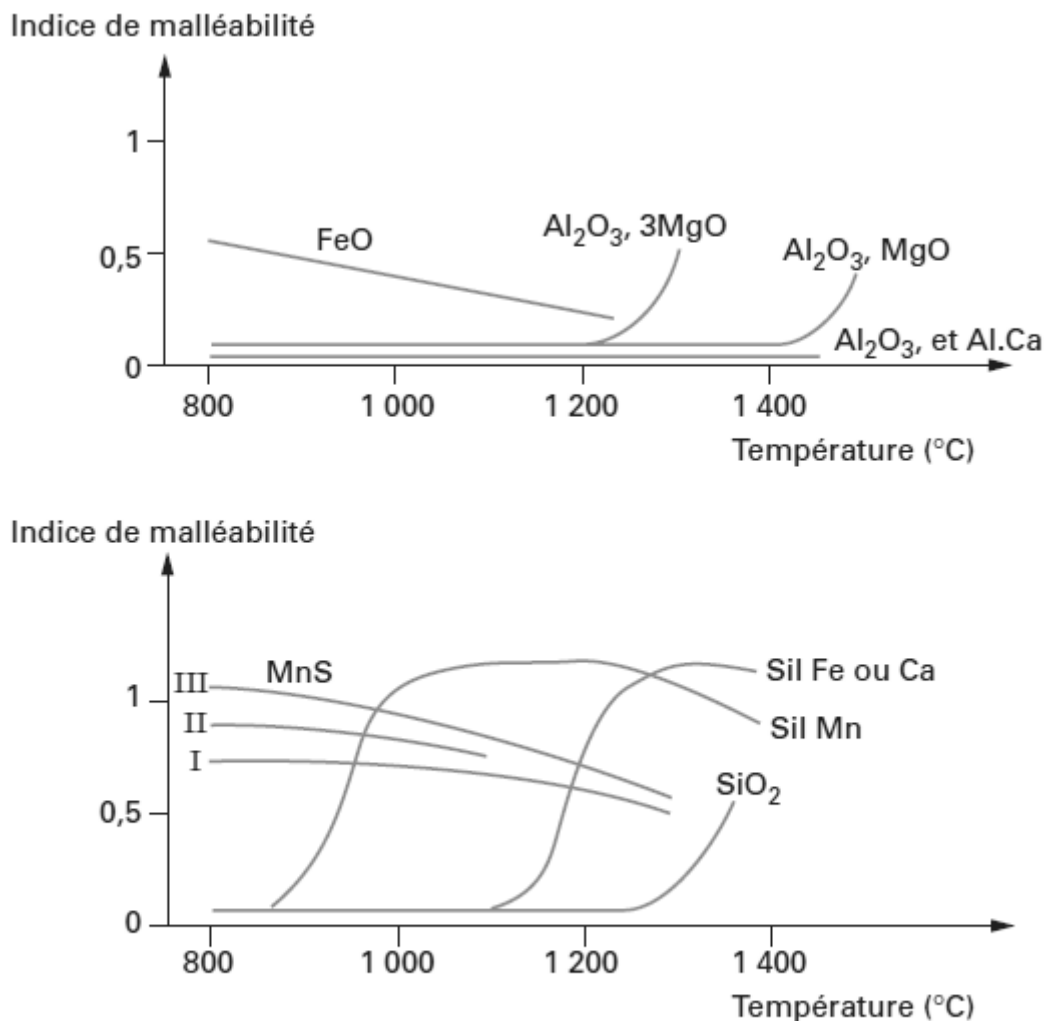


Figure 15 : Localisation des inclusions dans un bloom réalisé à partir de divers types de coulée continue [POK97]

1.3.3 Comportement des inclusions

Les inclusions présentes dans le bloom issu de la coulée vont être déformées lors du laminage. Les inclusions vont réagir différemment aux sollicitations thermomécaniques subies lors de la mise en forme. En effet la température, la vitesse de déformation, la nature physique et chimique de l'inclusion sont autant de paramètres qui influents sur son comportement. Cependant la température à un rôle majeur sur la déformabilité des inclusions. La Figure 16 montre la malléabilité des inclusions de diverses natures en fonction de la température. Pour que l'inclusion soit plus malléable que l'acier dans lequel elle se trouve il faut que l'indice de malléabilité soit supérieur à 1.



Sil. silicate

I, II, III formes des sulfures (repérées par MnS). L'indice de malléabilité est inférieur à 1 lorsque l'inclusion est moins malléable que l'acier

Figure 16 : Influence de la température sur la déformabilité des différents types d'inclusions [POK98]

Les inclusions rencontrées dans les produits coulés ont des comportements différents.

Les oxydes sont des inclusions dures qui ne se déforment pas mais qui se cassent et créent un vide entre les fragments [POK98]. La Figure 17 montre la fragmentation des amas d'alumine. Une décohésion de l'acier peut apparaître à l'interface de l'inclusion formant deux vides de forme triangulaire de chaque côté de l'inclusion. Ce décollement de la matière pouvant initier des fissures est illustré sur la Figure 18. Pour limiter cette décohésion et en se rapportant à la Figure 16, les oxydes d'aluminium doivent être déformés à une température supérieure à 1200°C afin d'avoir une malléabilité suffisamment élevée comparée à l'acier. Cependant pour les oxydes de fer c'est l'inverse, la malléabilité de ce type d'inclusion est plus élevée à 800°C et tend à diminuer à 1200°C. Pour les oxydes l'indice de malléabilité ne dépasse jamais 1, cela veut dire que quelle que soit la température de mise en forme ces inclusions restent plus dures que l'acier composant la barre.

Les sulfures et les silicates sont des inclusions tendres, c'est-à-dire qu'à une certaine température leurs indices de malléabilité est supérieur à 1. La Figure 16 montre que les sulfures de manganèse sont plus malléables que l'acier pour une température de 800°C. Si l'objectif est de très peu allonger ces inclusions alors il est recommandé d'avoir une température de laminage d'environ 1200°C. La Figure 18 montre que les sulfures et les silicates s'allongent sous l'effet de la déformation.

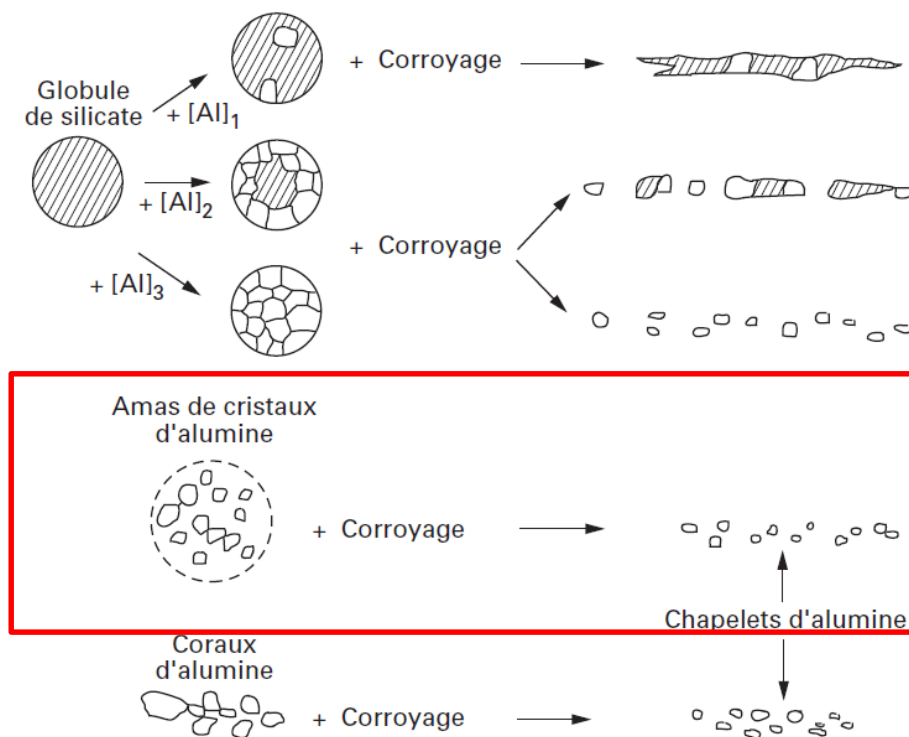


Figure 17 : Etat des amas d'alumine après avoir subi une déformation [POK98]

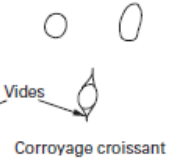
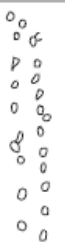
NATURE	Nitride de titane Chromite Aluminates isolés	Oxydes de fer et de manganèse Silice Aluminates de calcium	Sulfures de fer et de manganèse	Silicates basiques	Silico-aluminates
MALLÉABILITÉ	Non malléables	Très peu malléables	Très malléables	Malléables	Non malléables
FORME					
COULEUR	En fond clair En fond noir	Sombres sauf nitrures de titane : jaune-rosés	Sombres	Sombres	Sombres
		Oxydes sombres silice brillante	Clairs	Sulfures sombres	Silicates ± brillants

Figure 18 : Comportement des inclusions sous l'effet de la déformation [POK98]

1.4 Les moyens de contrôle des défauts

Pour répondre aux exigences de plus en plus élevées de leurs clients, les aciéristes s'équipent de moyens de contrôle à la fois fiable et économique afin de pouvoir exister sur le marché. L'évaluation de la santé interne des produits laminés est réalisée en suivant des normes propres à chaque organisation.

Les inclusions et les porosités sont les défauts sur lesquels portent les travaux de thèse. Pour cela nous allons voir quelles sont les normes suivies pour les analyser et avec quels moyens. On retrouve deux types d'inclusions définis par leurs tailles : les inclusions microscopiques et les inclusions macroscopiques.

Les aciéristes doivent savoir interpréter toutes les normes afin de répondre à la demande de chaque client. Si les analyses à la fois micrographique et macrographique ne répondent pas à leurs attentes les produits sont mis au rebut.

1.4.1 Contrôle des défauts de taille microscopique

Nous allons tout d'abord nous intéresser aux normes permettant d'analyser les inclusions microscopiques, elles sont au nombre de quatre (ISO 4967, EN 10247, ASTM A295 et DIN 50602). Pour toutes les normes, le contrôle est effectué par balayage de la surface à examiner au microscope à l'aide d'un réticule de 0,5mm² définissant un champ. Les normes utilisent des termes et des méthodes différentes comme par exemple la désignation des inclusions, le prélèvement des échantillons ou encore les méthodes d'analyse [ISO49a], [EN102], [AST29], [DIN50] :

- le champ le plus défavorable : parmi les champs analysés avec le réticule, seul celui étant le plus défavorable sera retenu en fonction du paramètre de cotation choisi (nombre, longueur, diamètre ou surface).

- les indices par champ et par type d'inclusions : un indice est déterminé par comptage des inclusions, et ce pour chaque type.
- la cotation de l'inclusion la plus grande : la longueur maximale de chaque type d'inclusions est déterminée dans l'échantillon à analyser et elles sont notées par un indice de confiance.
- la méthode du champ moyen : seulement une partie de l'échantillon est analysée. Le nombre moyen et la longueur moyenne des inclusions les plus critiques seront estimés avec un indice de confiance.

1.4.2 Contrôle des défauts de taille macroscopique

Concernant les inclusions macroscopiques, elles sont aussi analysées en suivant des méthodes normalisées [ISO37], [ISO49b]. Les macros inclusions sont très néfastes sur les caractéristiques mécaniques du produit fini. Pour les déceler, on ne recense pas moins de sept méthodes :

- la fracture au bleu : l'éprouvette à analyser est chauffée à une température de fragilité au bleu (environ 300°C) pour effectuer un comptage des inclusions et déterminer leur répartition dans la section fracturée.
- les ultrasons : c'est une méthode non destructive qui permet de détecter toutes sortes de défauts (inclusions, porosités, fissures). Lors de ce contrôle l'échantillon est plongé dans une cuve remplie d'eau mélangée à des additifs et une sonde balaye sa surface en émettant des ondes à une fréquence déterminée. La méthode permet de définir la taille, la distribution et le nombre d'inclusions dans l'échantillon.
- la gravure : l'échantillon est immergé dans un bain d'acide et le réactif agit en dissolvant différentes parties. Lorsque la gravure est satisfaisante il est possible de visualiser la présence d'inclusions ou encore de porosités et de fissures.
- la magnétisation : l'échantillon analysé est soumis à un champ magnétique et la présence d'inclusions non métalliques ou de fissures provoquent une distorsion de ce champ. Un test de ressuage est nécessaire afin de valider que les défauts visualisés sont des inclusions ou des fissures.
- les gradins usinés : l'échantillon cylindrique à analyser comprend au minimum trois étages de diamètres différents. Les inclusions mises en évidence par usinage seront comptées à l'aide d'un microscope.
- la tomographie : cette méthode non destructive utilise une source de rayons X qui vont être absorbés par la matière de la pièce analysée. Elle permet de reconstruire en 3D l'échantillon avec les défauts à l'intérieur. La méthode est comparable au scanner utilisé dans le milieu médical. En tomographie c'est l'échantillon qui est mobile et la source de rayons qui est fixe contrairement au scanner médical.
- MIDAS [ZHA02] : cette méthode utilise les ultrasons mais le produit à analyser est préalablement laminé pour avoir une microstructure adaptée.

Les moyens de contrôle non destructifs mis à disposition pour contrôler l'évolution des défauts au cours de la mise en forme sont : les ultrasons, la radiographie et la tomographie. Les trois méthodes énumérées sont présentées dans les parties suivantes.

1.4.2.1 Le contrôle par ultrasons

Le contrôle par ultrasons permet d'analyser la santé interne d'une pièce sans la dégrader. Le principe de la méthode de contrôle par ultrasons est détaillé dans l'Annexe 1. Cette méthode s'applique à de nombreuses applications comme le contrôle des pièces aéronautiques réalisées en matériaux métalliques ou composites. Elle permet de détecter des défauts de types fissures, porosités et inclusions dans les métaux. La méthode par ultrasons peut également être utilisée pour faire un contrôle dimensionnel de pièces.

Pour la détection des inclusions la méthode la plus répandue est le contrôle en immersion, c'est-à-dire que la pièce est plongée dans une cuve remplie d'eau et une sonde balaye la surface de la pièce à analyser sans être en contact. La Figure 19 illustre la méthode de contrôle par immersion.

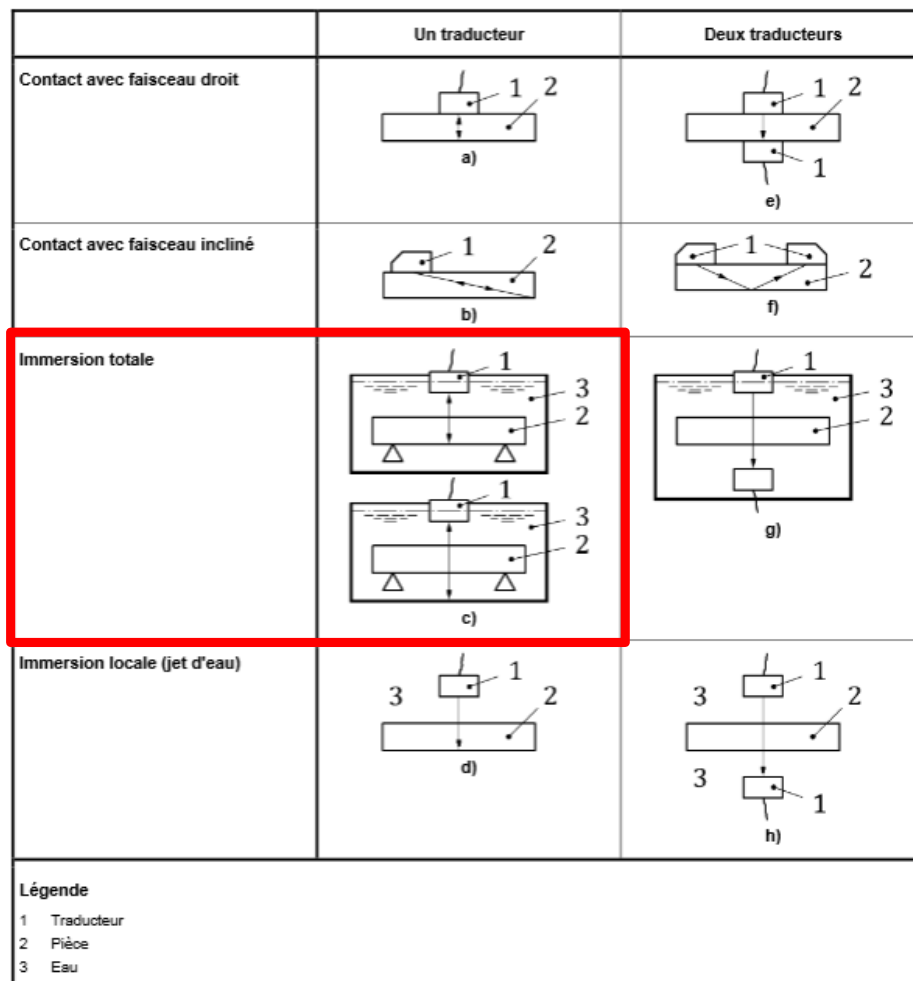


Figure 19 : Configuration possible avec la méthode par contact et la méthode par immersion [ISO16b]

Le diagnostic fait sur les défauts rencontrés peut être plus ou moins poussé en fonction de la demande des clients. En effet, certains clients fixent un seuil en amplitude à ne pas dépasser et seules les indications supérieures à ce seuil seront répertoriées. D'autres clients demandent à ce que toutes les indications relevées soient notées afin de cartographier les défauts dans la pièce. Pour chaque cas l'amplitude relevée est comparée à une amplitude de référence fixée lors de la phase de calibration. Lors de cette phase des blocs de références avec des réflecteurs sont sondés afin de définir les seuils de détection. Les réflecteurs se trouvent sous différentes formes à savoir des réflecteurs plans de grande taille, des trous à fond plat ou encore des rainures de diverses sections [ISO16a].

Lors de l'analyse, l'absorption des ultrasons dans l'acier est très importante. Pour diminuer cet effet d'amortissement, un traitement thermique est nécessaire afin d'homogénéiser et affiner les grains. De plus, la face examinée de l'échantillon doit être usinée pour éliminer les rugosités importantes afin d'améliorer la pénétration des ultrasons à l'interface eau – métal. Plusieurs paramètres comme la fréquence de l'onde ultrasonore ou encore la vitesse de balayage de la sonde sont variables. La taille du défaut détecté dépend de la fréquence, en effet une fréquence élevée permet de détecter des défauts de plus petites tailles. Cependant plus la fréquence est élevée moins l'épaisseur analysée est grande. Le contrôle des barres laminées qui sortent de l'usine sont contrôlées par la méthode des ultrasons à une fréquence de 2 MHz car l'épaisseur du produit à analyser est grande (Ø100mm). Certains clients demandent à ce que les produits soient contrôlés par ultrasons mais avec des fréquences plus élevées pour détecter des inclusions de tailles plus petites. Les sondes utilisées dans ces cas vont de 25MHz à 50MHz mais les barres sont usinées pour limiter les épaisseurs à contrôler. Il existe deux types de sondes : les sondes focalisées et les non focalisées. Le fait que la sonde soit focalisée assure une meilleure qualité des résultats. Si la taille de l'inclusion est inférieure à la résolution alors le défaut ne sera pas détecté.

L'autre paramètre variable est la vitesse à laquelle la sonde balaye la surface à contrôler. Ce paramètre va également déterminer la résolution des résultats. En effet un pas d'acquisition trop important ne permet pas un recouvrement du passage précédent de la sonde et des informations ne sont donc pas acquises.

Le logiciel d'acquisition et de traitement de données permet les visualisations suivantes :

- A-Scan (Figure 20) : amplitude de l'écho en fonction du temps de transit dans l'épaisseur de l'échantillon analysé. L'axe vertical représente l'amplitude et l'axe horizontal représente le temps.

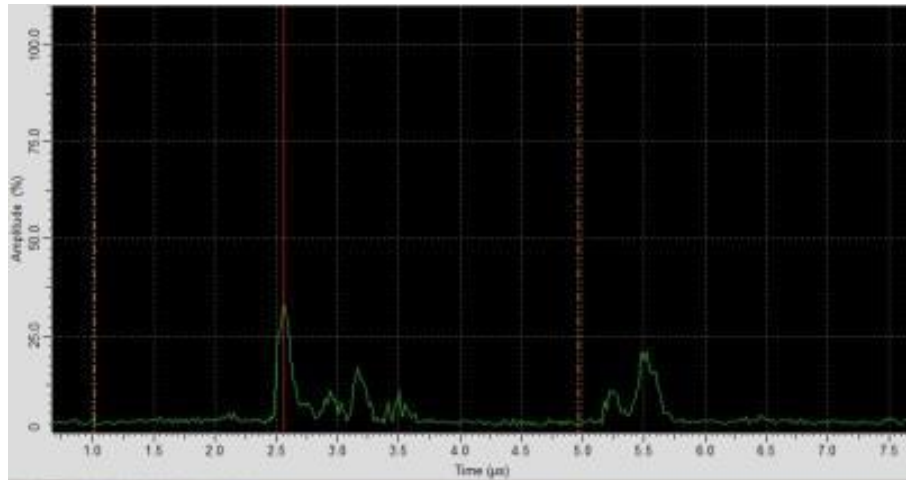


Figure 20 : A-Scan → propagation du signal avec visualisation de son amplitude

- B-Scan (Figure 21) : cartographie des indications détectées en fonction de leurs positions linéaires dans l'épaisseur de l'échantillon. Le gradient de couleur représente l'amplitude du signal liée à la position de l'indication détectée.

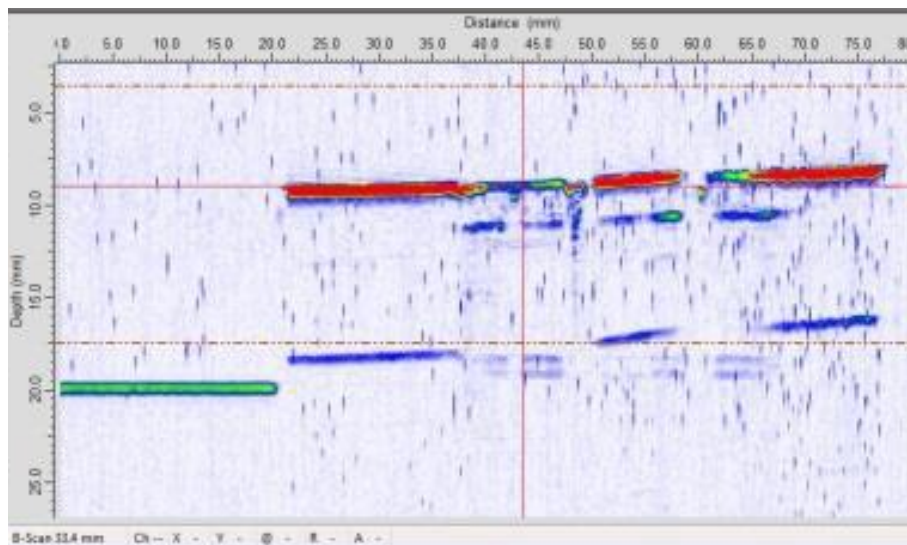


Figure 21 : B-Scan → Indications détectées suivant l'épaisseur de l'échantillon

- C-Scan (Figure 22) : il s'agit d'une cartographie des indications en deux dimensions relevées dans l'échantillon analysé. Comme pour le B-Scan, le gradient de couleur représente l'amplitude du signal en fonction de la profondeur de l'indication détectée dans l'échantillon

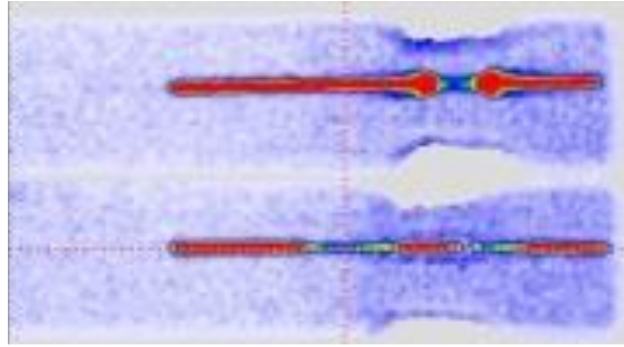


Figure 22 : Cartographie des défauts dans l'échantillon analysé

L'analyse par ultrasons permet de localiser un défaut dans l'échantillon et de déterminer ses dimensions. Cependant il n'est pas possible de savoir si le défaut détecté est une inclusion ou une porosité car la différence d'impédance acoustique entre les deux types de défaut n'est pas suffisante. Pour cela l'indication détectée avec les ultrasons doit être isolée en polissant l'échantillon par passes successives. Après polissage et analyse au microscope optique on sait dire si le défaut détecté est de la porosité ou une inclusion. Pour cette dernière, l'analyse ne s'arrête pas là puisque sa composition chimique n'est pas encore connue. Le passage au MEB va permettre d'identifier les différents éléments chimiques présents dans l'inclusion.

1.4.2.2 Le contrôle par radiographie et par tomographie

Les deux méthodes de contrôle que sont la radiographie et la tomographie utilisent toutes les deux une source de rayons X. Comme pour les ultrasons, la radiographie et la tomographie sont des méthodes de contrôle non destructives et sont utilisées pour contrôler la santé interne d'une pièce en détectant les cavités ou les corps étrangers. Le principe de détection de corps étrangers dépend de la différence d'absorption entre l'échantillon analysé et les défauts. En effet, l'absorption d'un matériau aux rayons X repose sur sa densité : plus un matériau est dense, plus il absorbe de rayons X. La méthode est présentée dans l'Annexe 2.

La Figure 23 illustre la méthode de contrôle par tomographie. L'avantage de la tomographie est qu'il est possible de visualiser le défaut détecté en trois dimensions contrairement à la radiographie où le défaut est représenté en deux dimensions. Plusieurs paramètres sont réglables sur les méthodes par rayons X, il s'agit de la distance entre la pièce examinée et la source de rayons X ainsi que la puissance de cette dernière. L'épaisseur de l'échantillon à analyser va dépendre de la puissance de la source de rayons X. Les épaisseurs des pièces en fonction du matériau et de la puissance du tomographe sont mentionnées dans la norme EN 16016-2 [EN160].

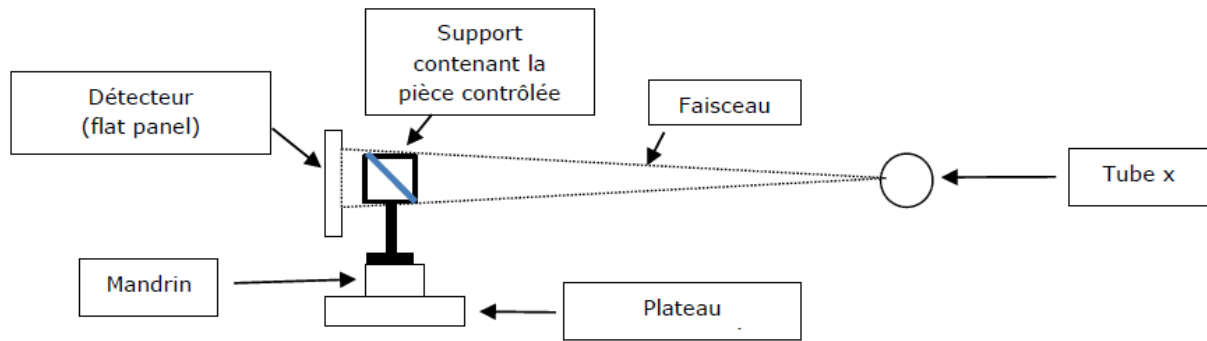


Figure 23 : Illustration du contrôle par tomographie

Que le radiogramme soit numérique ou réalisé à partir d'un film argentique la lecture des résultats est identique. La Figure 24 montre un radiogramme obtenu à partir d'un film argentique. Un trou est positionné dans la pièce et il est de couleur noir sur le radiogramme tandis que la pièce apparaît dans une nuance de gris plus clair.

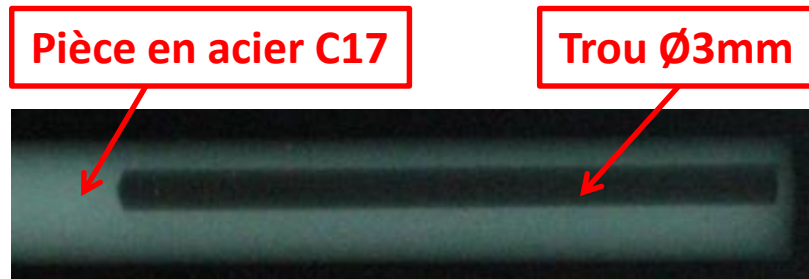


Figure 24 : Radiogramme d'une pièce en acier contenant un trou obtenu à partir d'un film argentique

La Figure 25 montre les résultats d'un contrôle tomographique d'une pièce ayant un manquement de matière. Comme pour la radiographie des nuances de gris composent le radiogramme. Cependant il est possible de visualiser la pièce et le défaut suivant les trois directions X, Y et Z. Sur la vue de face il est possible de visualiser la forme du défaut en fonction de la position des plans repérés en rouge dans les vues de dessous et de gauche. Les images montrent la discontinuité du trou à l'intérieur de la pièce.

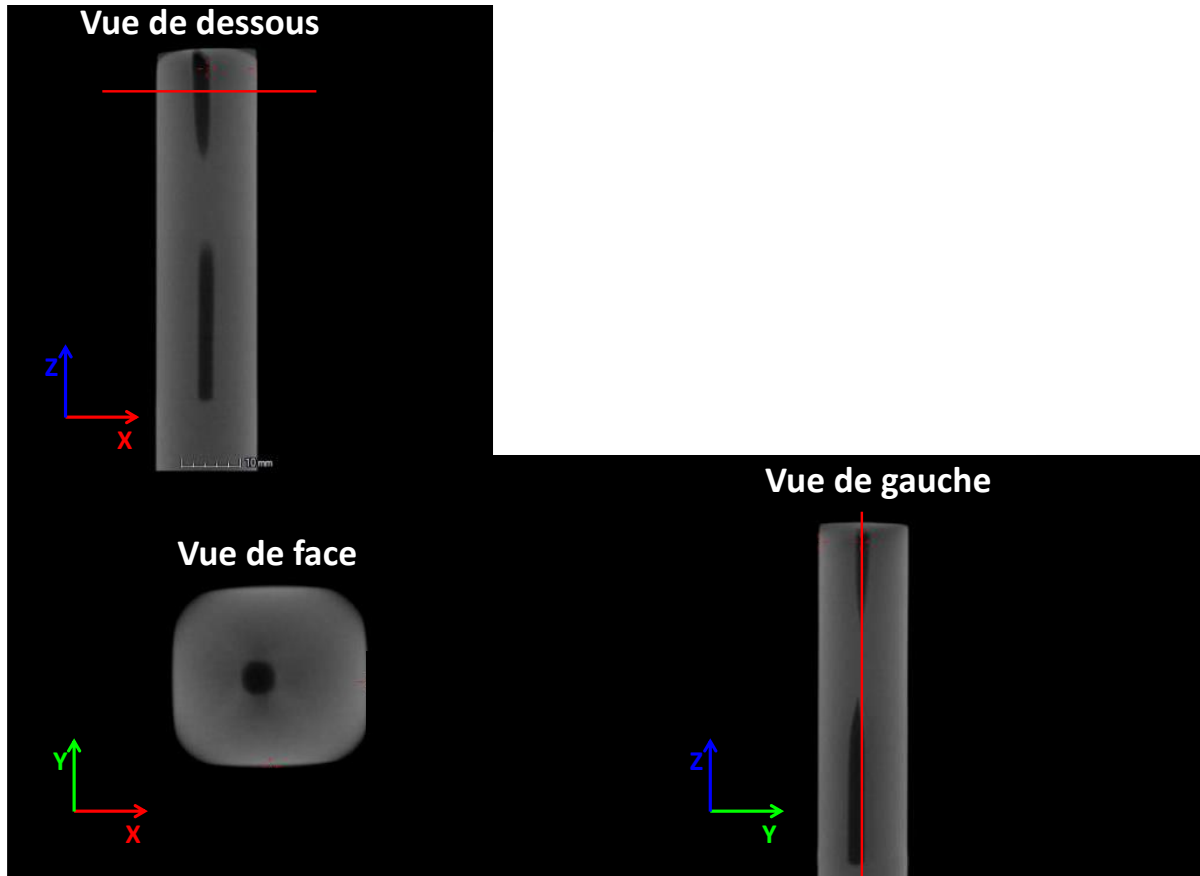


Figure 25 : Radiogramme d'une pièce avec un manquement de matière obtenu par tomographie

1.4.2.3 Complémentarité des méthodes par ultrasons et rayons

Les deux méthodes de contrôle que sont les ultrasons et les rayons X sont complémentaires. La Figure 26 montre cette complémentarité en prenant comme exemple la détection d'une cavité. Avec les rayons X il est difficile de détecter un défaut si celui-ci n'a pas une épaisseur suffisamment grande. C'est pour cela qu'une analyse par ultrasons est nécessaire cependant il ne faut pas que la largeur du défaut soit inférieure à la résolution. Pour résumer le contrôle par rayons X est privilégié pour détecter une cavité dans le sens travers car l'épaisseur du défaut est grande. Dans la direction de mise en forme les ultrasons sont utilisés car le défaut est suffisamment large pour être détecté.

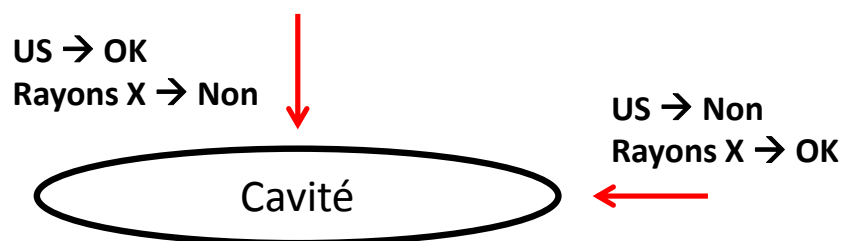


Figure 26 : Complémentarité des méthodes de contrôle par ultrasons et rayons X

Les parties développées précédemment ont permis d'en savoir un peu plus sur les caractéristiques des inclusions et des porosités. Pour commencer le processus de formation de ces défauts est expliqué. La suite a consisté à identifier les différents types d'inclusions ainsi que leur comportement lorsque celles-ci sont déformées. La température et la déformation ont été mises en évidence comme ayant un rôle prépondérant sur le comportement de ces défauts. En effet, la température a un rôle majeur sur la déformabilité des inclusions puisqu'elle agit directement sur leur malléabilité. Les études de POKORNY ont montré que les inclusions dures comme les oxydes ont tendance à se fragmenter ou à créer une décohésion de la matière à leurs interfaces sous l'effet de la déformation [POK97], [POK98]. Les méthodes permettant de caractériser les inclusions ont également été abordées par ordre de difficulté : la présence ou non de défaut, la position dans la barre, la forme et la nature du défaut.

La compréhension du comportement de ces défauts lorsque les produits sont mis en forme dans le laminoir LUNA passe par la modélisation de la ligne de production. En effet, il n'est pas possible d'étudier expérimentalement le comportement des défauts car cela arrêterait la production. Pour remédier à cette contrainte un modèle numérique par la méthode des éléments finis est envisagé. A travers ce modèle il sera possible d'avoir une image des sollicitations thermomécaniques subies dans la barre. Cependant, le modèle devra être calé sur des données expérimentales issues de l'installation industrielle. La partie qui suit fait l'état de l'art des méthodes de modélisation, du choix de la loi de comportement du matériau et des valeurs des coefficients thermomécaniques comme le frottement et les échanges thermiques.

1.5 Etat de l'art sur la modélisation du procédé de laminage

La simulation numérique offre la possibilité de suivre le chemin thermomécanique (température, contraintes, déformations, vitesse de déformation, etc.) en chaque point de la barre. Elle permet également d'avoir une estimation des grandeurs macroscopiques comme les efforts de mise en forme ou encore de la géométrie des produits. Des modèles complémentaires permettent de suivre la microstructure afin d'avoir une estimation de certaines grandeurs comme la taille de grain.

La modélisation d'une descente de laminage permettant de prédire avec fiabilité ce qui se passe réellement dans la barre n'est pas si simple. Les difficultés viennent du fait qu'en laminage la barre subit plusieurs réductions successives avec des taux de déformations cumulées de 300%, la longueur du produit passant de 6m à 180m. Du fait de cette longueur, la barre est en prise dans plusieurs cages simultanément ce qui augmente les temps de calcul. De plus, le modèle numérique fait intervenir des paramètres qui doivent être calés afin que les résultats simulés soient proches de la réalité du procédé. Les coefficients de frottement et d'échanges thermiques font partis de ces paramètres dans le cas des procédés de mise en forme car ils sont difficiles à mesurer expérimentalement. C'est pourquoi les auteurs appliquent généralement la méthode inverse qui consiste à ajuster les valeurs des paramètres pour que les résultats simulés soient proches des résultats expérimentaux. La Figure 27 montre les différentes étapes à réaliser pour mettre en place un modèle numérique fiable permettant d'atteindre notre objectif qui est de suivre le chemin thermomécanique en chaque

point de la barre.

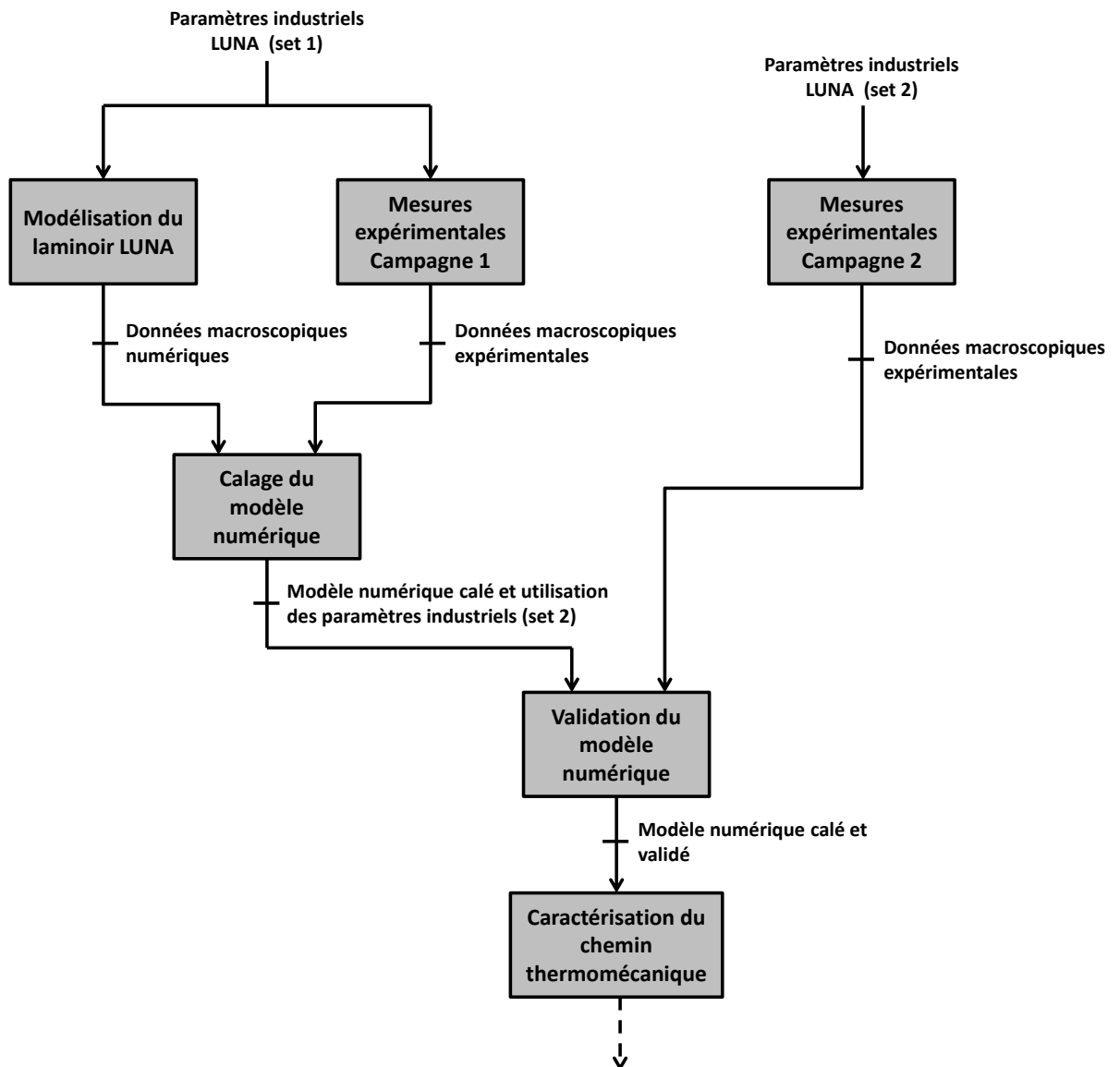


Figure 27 : Cheminement de l'étude pour arriver à suivre le chemin thermomécanique en chaque point de la barre

La méthode par éléments finis est essentiellement utilisée pour simuler les procédés de mise en forme. Des travaux antérieurs ont permis de lever les verrous pour modéliser le procédé de laminage. En effet le choix du modèle d'écoulement suivi par le matériau et la détermination de certains paramètres thermomécaniques sont des thématiques largement étudiées dans la littérature. L'inconvénient majeur de la méthode par éléments finis est le temps de calcul qui peut être important, rendant notamment difficiles et très longs les analyses inverses.

1.5.1 Modèles numériques du procédé de laminage

1.5.1.1 Méthodologies employées pour mettre en œuvre un modèle numérique

Un grand nombre d'auteurs utilisent la modélisation numérique afin de suivre les sollicitations thermomécaniques et l'état microstructural dans la barre au cours du laminage à chaud. Pour diminuer les temps de calcul bien souvent le modèle numérique est découpé, c'est-à-dire que la ligne de laminage complète est découpée en plusieurs parties afin que les calculs se fassent séparément pour chaque cage ou groupe de cages. Cette méthode évite d'avoir la barre en prise dans plusieurs cages simultanément.

Le laminoir étudié par LI, composé de 15 cages, permet de produire des tôles d'épaisseur 5mm [LI05]. Pour diminuer les temps de calculs le modèle est réalisé en 2D et toutes les cages du modèle sont découpées. Le transport des champs thermomécaniques d'une cage n à une cage $n+1$ est effectué par un programme d'interpolation. Pour cela, une portion de tôle laminée de longueur 250mm en régime établi est prélevée après chaque cage. Dans son modèle, LI prend en compte la tension inter-cage en appliquant un effort sur la section de la tôle.

YUAN utilise un modèle 3D découpé pour modéliser un laminoir composé de 30 cages [YUA07]. Le laminoir présente une alternance des axes de rotation des cylindres horizontal-vertical. Le modèle est découpé en cinq parties enchaînant chacune six cages avec une distance inter-cages de deux mètres. Afin de limiter les temps de calculs un quart du bloom et la moitié du cylindre sont représentés. La Figure 28 décrit les éléments qui composent le modèle numérique. Il introduit un objet déformable servant à faire la liaison entre le bloom et l'outil d'engagement. Les cylindres de laminage quant à eux sont assimilés à des corps rigides, c'est-à-dire qu'ils sont indéformables et leur température reste constante malgré le transfert de chaleur. L'objet permettant l'engagement du bloom dans les cylindres est aussi considéré comme un objet rigide.

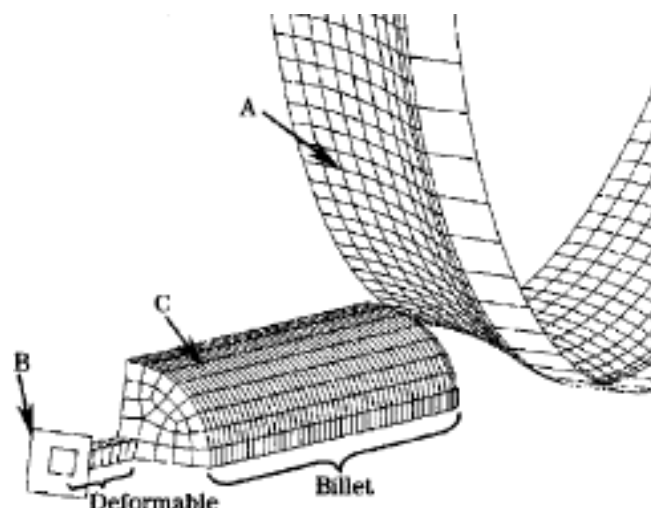


Figure 28 : Les différents éléments qui composent le modèle numérique: A- Cylindre; B- Corps rigide d'entrainement; C- Bloom (objet déformable) [YUA07]

Dans son étude GU modélise un laminoir composé de 18 cages à l'aide du logiciel par éléments finis MSC.Marc© [GU11]. La Figure 29 présente le laminoir étudié. Le modèle complet de la ligne de laminage se décompose en quatre sous modèles distincts. La Figure 30 montre deux exemples de sous modèles pour les cages dégrossisseuses et les cages finisseuses. Dans les quatre modèles, les outils sont assimilés à des objets rigides et sont pilotés individuellement.



Figure 29 : Description du laminoir étudié par GU [GU11]

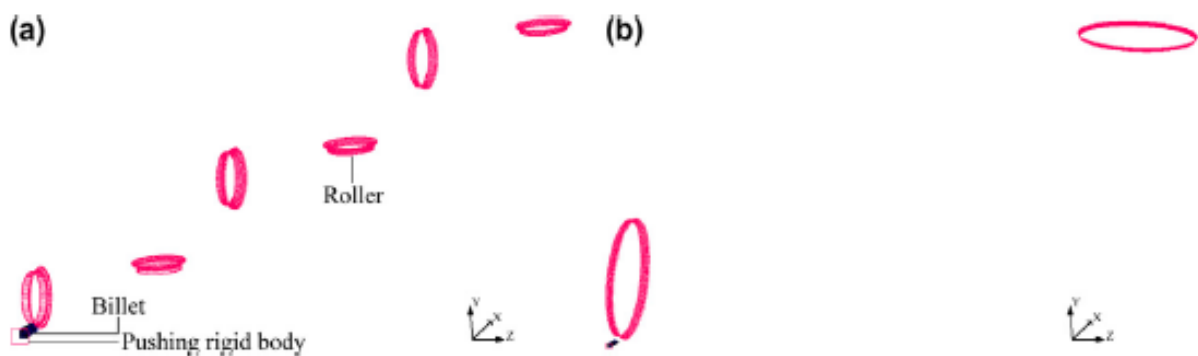


Figure 30 : Modèle numérique du laminoir découpé : a) cages dégrossisseuses et b) cages finisseuses [GU11]

1.5.1.2 Corrélation des résultats simulés et expérimentaux

Afin de valider les valeurs des paramètres thermomécaniques d'entrée il est nécessaire de comparer les résultats donnés par le modèle numérique avec des mesures expérimentales. Dans ses travaux, BAGHERIPOOR a mis en place un outil de simulation numérique afin de pouvoir prédire les efforts et les couples de laminage mis en jeu lors de la mise en forme [BAG13]. Pour ajuster son modèle et prédire un modèle de forces et couples de laminage, il corrèle les résultats issus du modèle numérique avec les mesures expérimentales pour le laminage de bande en aluminium. Le graphique a) présenté Figure 31 compare les moyennes des efforts de laminage simulés et expérimentaux en fonction du taux de réduction appliqué à la barre. Le graphique b) de la Figure 31 compare les moyennes des couples de laminage simulés et expérimentaux en fonction de la vitesse de rotation des cylindres. Les deux graphiques montre que la tendance des résultats simulés est en accord avec les mesures réalisées sur le laminoir. Des écarts d'environ 10% existent entre les niveaux des données de sortie simulées et mesurées expérimentalement. L'auteur conclut que son modèle est capable de fournir des résultats fiables et qu'il peut maintenant être utilisé pour étudier les paramètres les plus influents sur le procédé de laminage.

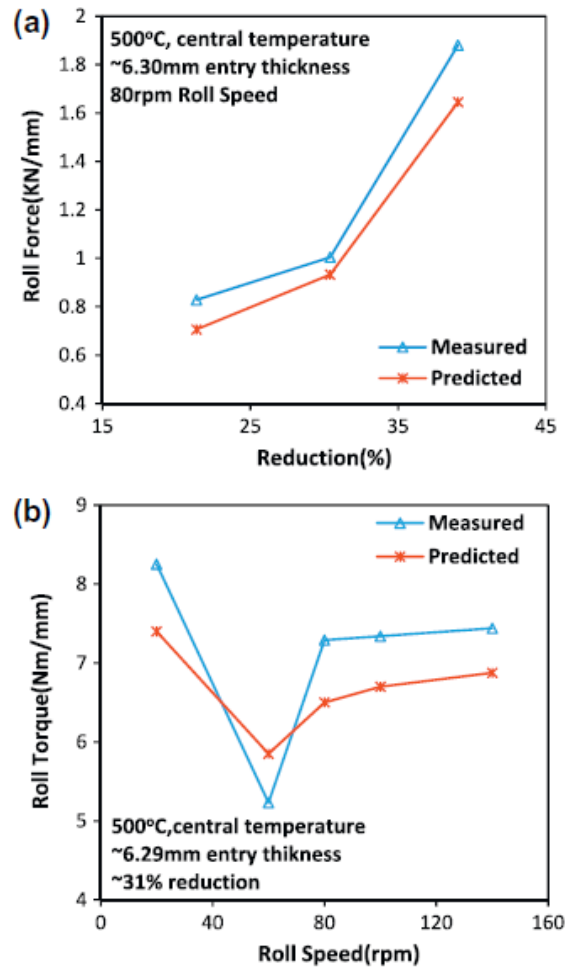


Figure 31 : a) Comparaison des efforts de laminage simulés et expérimentaux en fonction du taux de réduction appliqué à la barre; b) Comparaison des couples de laminage simulés et expérimentaux en fonction de la vitesse de rotation des cylindres [BAG13]

Le modèle mis en place par NALAWADE n'est pas découplé car la ligne de production est composée de 8 cages de laminage [NAL13]. Des mesures de couples et de températures sur la surface du bloom sont réalisées expérimentalement afin de les comparer aux résultats simulés. Par comparaison la Figure 32 montre que les couples simulés sont en accord avec les couples mesurés sur la ligne de production. Cependant un écart d'environ 20% est à noter pour les cages 6 et 7. La Figure 33 montre que les températures simulées et expérimentales suivent la même tendance. Il est à noter que les températures simulées sont légèrement supérieures aux températures relevées sur la barre laminée.

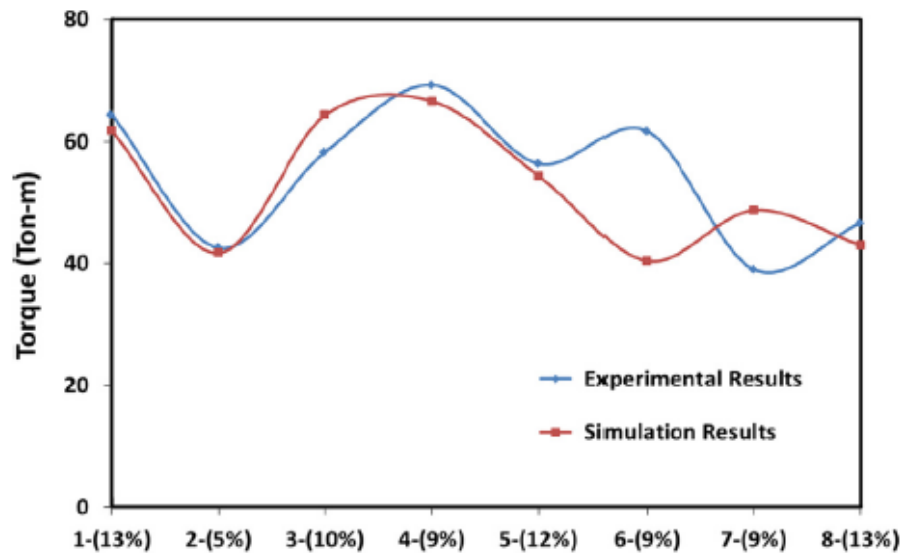


Figure 32 : Comparaison des couples simulés et expérimentaux pour les différentes passes de laminage [NAL13]

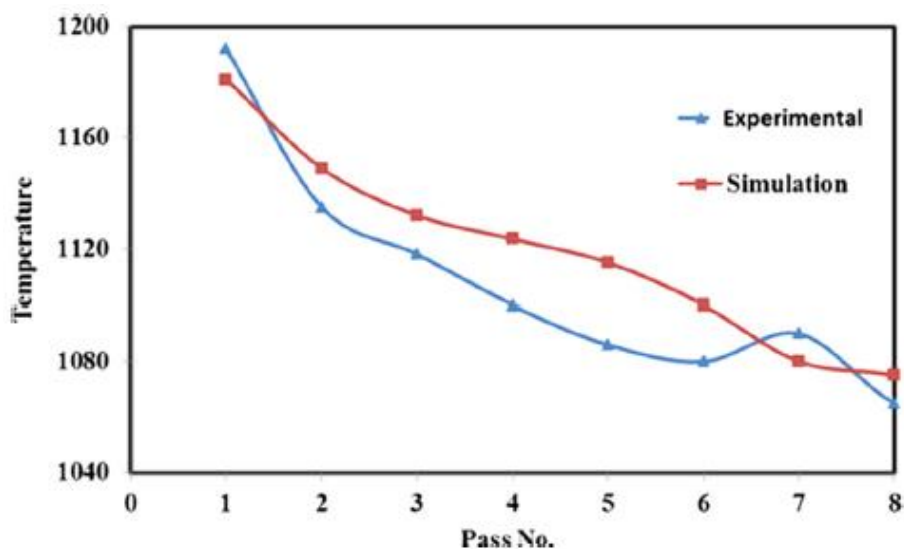


Figure 33 : Comparaison de la température de la surface du bloom simulée et expérimentale après les différentes passes de laminage [NAL13]

MROZ a validé expérimentalement la prédiction de son modèle numérique, réalisé avec l'outil de simulation Forge3®, en comparant les couples et les efforts sur les cylindres de laminage [MRO07]. La Figure 34 montre la corrélation entre les couples simulés et expérimentaux. En comparant les résultats de son étude, MROZ affirme que les variations des efforts de laminage sont dues à un réchauffage non uniforme de la brame avant d'être déformée.

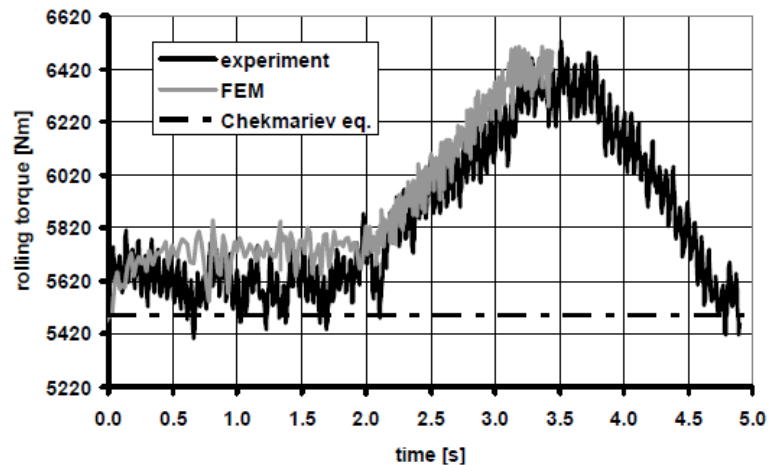


Figure 34 : Comparaison des valeurs de couples simulés et expérimentaux [MRO07]

QINQIANG a réalisé un modèle numérique par éléments finis d'une ligne de production afin d'étudier les effets de certains paramètres de laminage sur l'évolution de la microstructure pour des produits de profils H [QIN13]. Les efforts de laminage simulés sont comparés aux efforts mesurés expérimentalement afin de valider le caractère prédictif du modèle numérique. La Figure 35 montre que la tendance des efforts calculés est en accord avec les efforts relevés sur site. L'auteur ne donne aucune indication sur le fait qu'il modifie ou non la valeur de certains paramètres pour se rapprocher des résultats expérimentaux.

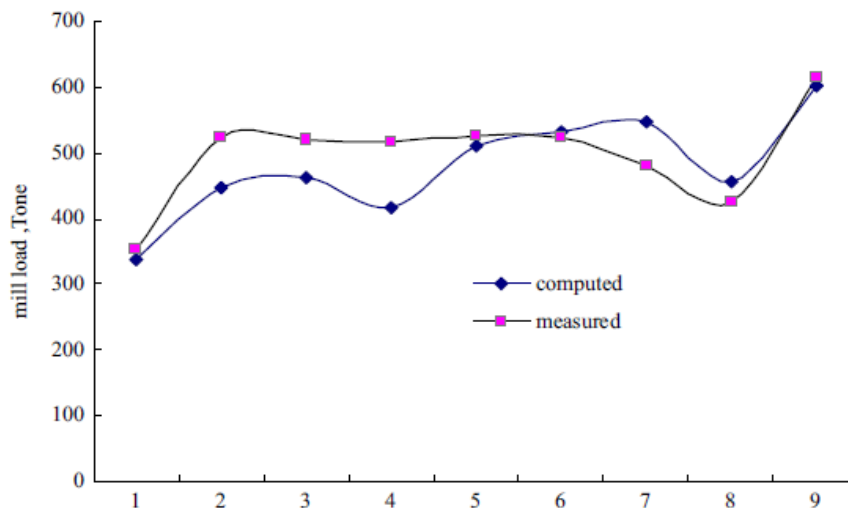


Figure 35 : Comparaison des efforts de laminage simulés et mesurés expérimentalement [QIN13]

Pour valider le caractère prédictif du modèle, LI compare plusieurs données de sortie simulées et expérimentales, notamment les efforts de laminage ainsi que les températures de surface du produit laminé [LI05]. La Figure 36 montre que les efforts de laminage issus de la simulation sont en accord avec les mesures expérimentales. Il conclut que le modèle numérique mis en place est prédictif des sollicitations thermomécaniques subies dans la barre

au cours des différentes passes de laminage.

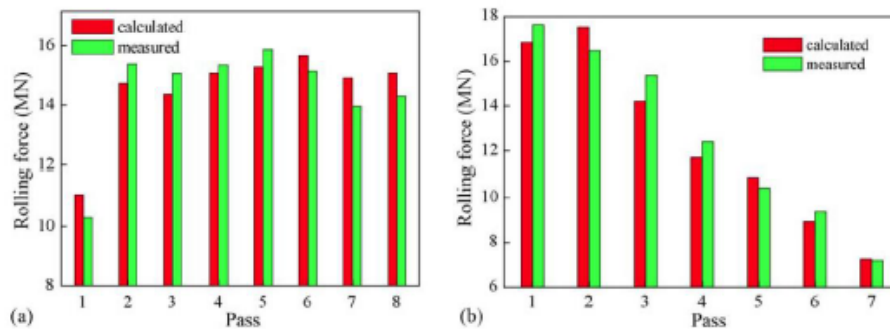


Figure 36 : Comparaison des efforts de laminage simulés (rouge) et mesurés expérimentalement (vert) : a) ébauche; b) finition [LI05]

Dans les études présentées les auteurs comparent les moyennes des efforts ou des couples de laminage simulés avec ceux relevés sur l'outil de production. Les différents auteurs font une hypothèse forte : si les données macroscopiques expérimentales et simulées que sont les températures de surface et les efforts de laminage sont en accord alors les sollicitations thermomécaniques dans la barre le sont aussi. Ne pouvant pas avoir accès expérimentalement aux grandeurs thermomécaniques dans la barre, ils passent par des grandeurs macroscopiques mesurables.

1.5.2 Les lois de comportement des matériaux

Le modèle d'écoulement suivi par le matériau lors de la mise en forme est un élément clé dans la modélisation numérique. De nombreux modèles sont présentés dans la littérature suivant que la mise en forme se passe à froid ou à chaud. La loi d'écoulement d'HANSEL-SPITTEL est la plus répandue pour les procédés de mise en forme par déformation plastique à chaud [WAN15], [SAB15], [SIL11], [HAW16]. Lors du laminage à chaud la déformation élastique est dans la plupart des cas négligée. Cependant dans son étude QINGQIANG utilise un modèle de comportement élasto-plastique [QIN13]. Cette loi rhéologique développée par HODGSON et SELLERS est basée sur l'équation de Von MISES et [HOD96], [SEL90].

Les lois de comportement implémentées dans les outils de simulation permettent de modéliser le comportement du métal à chaud ou à froid. Le logiciel Forge.NxT© dispose de plusieurs types de lois de comportement : élastique, plastique, viscoplastique, élasto-viscoplastique.

La loi d'écoulement viscoplastique suivant le modèle de HANSEL-SPITTEL prend en compte la température, la déformation cumulée et la vitesse de déformation du matériau. Le métal mis en forme à chaud subit de grandes déformations, ce qui entraîne une composante plastique importante et une composante élastique négligeable.

Loi phénoménologique généralisée : HANSEL-SPITTEL

$$\sigma_f = A e^{m_1 T} T^{m_2} \varepsilon^{m_3} e^{m_4/\varepsilon} (1 + \varepsilon)^{m_5 T} e^{m_7 \varepsilon} \dot{\varepsilon}^{m_3} \dot{\varepsilon}^{m_8 T}$$

Avec :	A	la consistance du matériau
	T	la température donnée en Celsius
	m_1 et m_9	la sensibilité à la température
	m_2, m_4, m_7	la sensibilité à l'écouissage dynamique
	m_3	la sensibilité à la vitesse de déformation
	m_5	terme couplé température et déformation
	m_8	terme couplé température et vitesse de déformation

Dans la base de données Forge.NxT© la plupart des matériaux référencés suivent une loi de HANSEL-SPITTEL "simplifiée" avec 5 paramètres. Les divers coefficients ont été déterminés à partir d'essais de torsion en faisant varier la vitesse de déformation ainsi que la température initiale de la pièce mise en forme.

$$\sigma f = A e^{m_1 T} \varepsilon^{m_2} e^{m_4 / \varepsilon} \dot{\varepsilon}^{m_3}$$

D'autres lois de comportement pour la mise en forme des matériaux à chaud sont disponibles dans la base de données Forge.NxT©. Parmi ces lois, il est possible d'utiliser celle de ZENER HOLLLOMON voire des modèles STG. Les phénomènes complexes tels que l'adoucissement peuvent être pris en compte avec la loi de HANSEL-SPITTEL. L'adoucissement est représenté par une valeur seuil pour laquelle la contrainte reste constante après avoir dépassé cette valeur de déformation.

Loi de ZENER HOLLLOMON

$$\sigma_0 = \frac{1}{\alpha} \sinh^{-1} \left[\frac{Z}{A} \right]^{\left(\frac{1}{n}\right)}$$

Avec :	A et α	des constantes
	Z	la vitesse de déformation compensée par la température, appelé le paramètre ZENER HOLLLOMON

$$Z = [\dot{\varepsilon}] \exp \left(\frac{Q_{HW}}{RT} \right)$$

Avec :	Q_{HW}	l'énergie d'activation pour la déformation à chaud
	T	la température en Kelvin
	R	la constante des gaz parfait

1.5.3 Loïs de frottement

L'aspect tribologique des procédés de mise en forme dépend fortement des conditions

thermomécaniques dans la barre : température, contraintes, déformations et vitesse de déformation. La modélisation des phénomènes de frottement en mise en forme à chaud est complexe [FEL80], [LAG97], [FEL06]. En effet, lorsque la barre sort du four sa surface n'est pas uniforme, elle peut être contaminée par des zones de calamine. Cette contamination va influencer le frottement entre la barre et les outils. De plus, lors du laminage le mouvement de la barre est transmis par adhérence au contact des cylindres. Une adhérence minimum est donc requise pour qu'il y ait engagement de la barre entre les cylindres. La tribologie influe également sur l'écoulement de la matière de la barre mise en forme. Avec un frottement faible, l'écoulement de la matière est facilité et les efforts requis pour une opération donnée sont réduits [WIL79b]. Pour avoir un procédé de mise en forme fiable et rentable, il est nécessaire de maîtriser au mieux le frottement entre la pièce et les outils. Pour cela, des essais permettent de déterminer les valeurs des coefficients de frottement avec notamment le test de l'anneau qui est le plus répandu [FRE85], [ZHA16]. Le frottement dépend du type de sollicitation subie dans le produit mis en forme et le test de l'anneau n'est donc pas représentatif du laminage. Ce test s'applique principalement pour définir le frottement en forgeage.

Les modèles de frottement de COULOMB et de TRESCA sont les plus utilisés dans la littérature. Dans son modèle numérique LI utilise la loi de TRESCA avec une valeur du coefficient de frottement de 0,7 [LI05]. QINQIANG modélise un laminage réversible en utilisant la loi de frottement de COULOMB en prenant également en compte les variations du coefficient de frottement dues à la température de la barre et à la vitesse de laminage [QIN13].

D'autres lois de frottement sont présentes dans la littérature. NALAWADE affirme que le frottement entre le bloom et les cylindres dépend des grandeurs thermomécaniques et géométriques [NAL13]. Le taux de réduction et la vitesse de rotation des cylindres ont un impact indirect sur le frottement car ils influent sur la pression et la vitesse de glissement. Pour prendre en compte ces phénomènes il implémente dans le logiciel Forge.NxT© une loi de frottement viscoplastique similaire à celle développée par DUAN [DUA01].

Les lois de frottement recensées dans l'outil de simulation Forge.NxT© sont présentées dans la documentation du logiciel [TRA05]. La loi de COULOMB limitée TRESCA, également appelée modèle de COULOMB-OROWAN, prend en compte la contrainte d'écoulement du matériau σ_0 . Dans ce modèle, la contrainte de cisaillement τ est limitée par une grandeur proportionnelle à la contrainte d'écoulement σ_0 . De plus cette loi se montre la plus adaptée pour modéliser le procédé de mise en forme par laminage à chaud selon [BAR04]. En effet, le critère de COULOMB permet de prendre en compte la phase d'engagement de la barre dans les cylindres de laminage. Lorsque la barre est en phase de laminage, la contrainte de cisaillement est limitée par le critère de TRESCA.

1.5.4 Lois d'échanges thermiques

Les premiers travaux réalisés par BECK sur cette thématique datent des années 1960 [BEC58]. Lors des années 1980, la simulation numérique fait son apparition et les travaux de recherche sur le sujet s'intensifient. En effet, pour disposer d'un modèle numérique prédictif

du moyen de production il est nécessaire d'avoir une description correcte des conditions d'échanges thermiques à l'interface pièce-outils. Un grand nombre d'auteurs suivent une démarche similaire pour identifier les valeurs des coefficients d'échanges thermiques. Cette démarche consiste à comparer les champs de température mesurés expérimentalement et ceux calculés à l'aide de la simulation numérique [BAR02], [CHE92], [BUR90], [LEN06] et [NSH95]. La difficulté majeure de cette démarche est la mesure expérimentale du champ de température car la mise en place d'instruments de mesures sur une ligne de production n'est pas aisée. La température de la barre ne peut être mesurée qu'en surface et la mesure dans le volume ne peut être faite que dans les outils. La couche de calamine présente à la surface de la pièce forme une barrière thermique et peut fausser les mesures de températures. La présence ou non de calamine peut entraîner un écart de température de 200 à 300°C [KEL97].

Les échanges de chaleur lors de la mise en forme par déformation plastique à chaud sont de plusieurs ordres. Les trois principaux phénomènes d'échanges thermiques sont la conduction, le rayonnement et la convection. D'autres phénomènes peuvent être pris en compte dans la modélisation comme la chaleur générée par la déformation plastique et par le frottement à l'interface barre-cylindres. La Figure 37 montre les échanges thermiques pris en compte dans l'étude de LI [LI05]. Les valeurs des coefficients d'échanges sont de 15000W/m².°C pour la conduction entre les cylindres et la barre et de 25W/m².°C pour les échanges par convection avec les milieux ambiants.

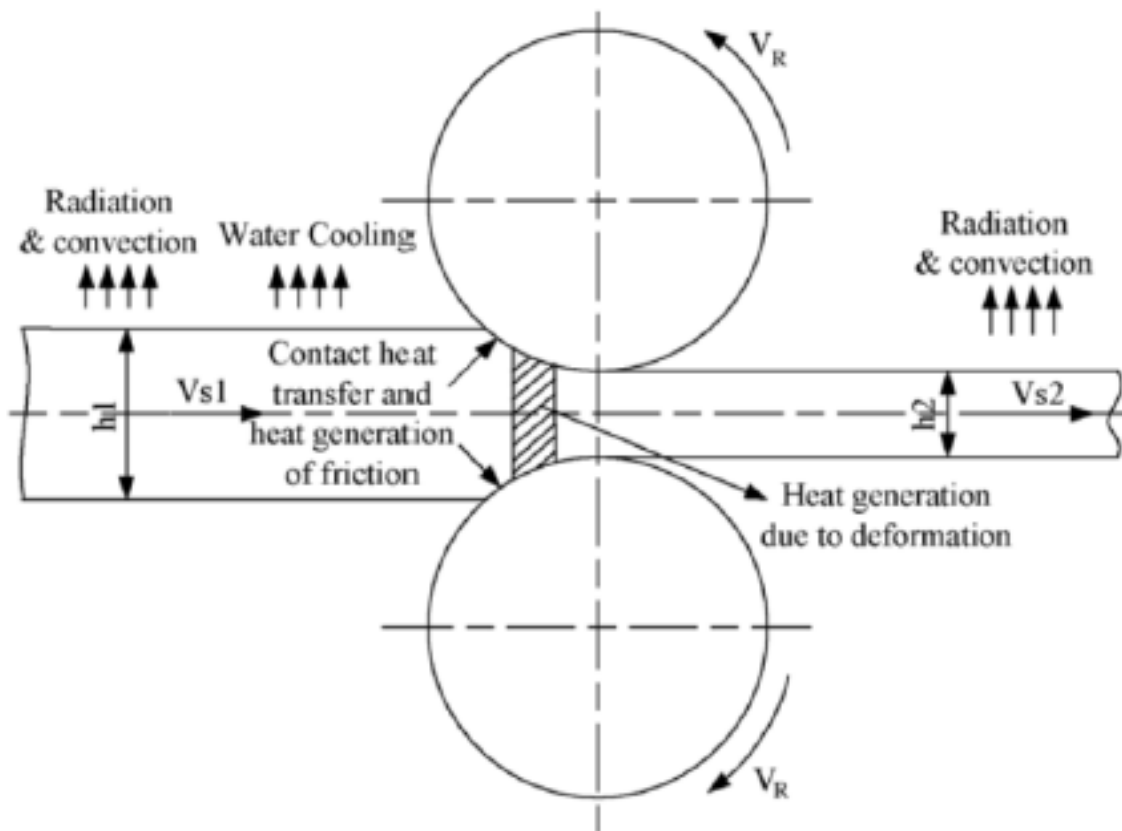


Figure 37 : Les échanges thermiques pris en compte dans le modèle numérique [LI05]

Plusieurs chercheurs travaillant sur la thématique des transferts de chaleur ont publié des valeurs indicatives pour le coefficient d'échange par conduction. Ces valeurs sont données dans le Tableau 1 [PIE94]. Après avoir réalisé des essais de laminage à chaud sur des feuilles en acier d'épaisseur 25mm, DEVADAS admet que le coefficient de transfert thermique varie de 17 à 57 kW/m²K en fonction du taux de réduction appliqué et de la présence ou non de lubrification [DEV91]. Selon les auteurs la valeur de ce paramètre varie grandement. L'identification de la valeur du coefficient d'échange thermique est fortement influencée par les conditions de laminage. En effet dans son étude NALAWADE prend en compte les projections d'eau et estime le coefficient d'échange par conduction à 10kW/m².K.

Tableau 1 : Valeur du coefficient d'échange par conduction selon différents auteurs [PIE94]

source	material	process	scale	conditions	lubrication	α , kW/m ² K
Stevens et al.[5]	steel	rolling		industrial	none	18-37.6
Sellars [6]	steel	extrusion		laboratory	none	4-10
Dedras, Wells [7]	steel	upsetting		laboratory	none	10.7-41.7
Devadas et al.[8]	steel	rolling		laboratory	none oil	17-57 17-31
Murata et al.[9]	steel	general test	no scale	laboratory	none water oil	29-35 23-81 70-465
			scale 10 μ m	laboratory	none water oil	7-10.5 10.5 5.8-10.5
Pietrzyk,Lenard [2]	steel	rolling		laboratory	none	13
Lenard [10]	steel	rolling		laboratory	none	12-29
Silvonen et al.[11]	steel	rolling		industrial	none	70
Pietrzyk,Lenard [12]	aluminium	rolling		laboratory	none	30
Semiatin et al.[13]	aluminium	upsetting		slow test	none	7.5-10
				fast test	Renite S28	15-20
Jain [14]	aluminium	general test		laboratory	none	20-40
					MoS ₂	20-80
Chen et al.[3]	aluminium	rolling		laboratory	emulsion	10-54

Une étude menée par BARIANI portant sur l'identification et la caractérisation des échanges thermiques lors du forgeage à chaud montre que lorsque la pression de contact entre la pièce et les outils augmente, le coefficient d'échanges thermiques augmente également [BAR02]. Cette étude démontre que les coefficients d'échanges thermiques varient à la fois le long de l'interface pièce-outil et aussi au cours de la mise en forme de la pièce (Figure 38).

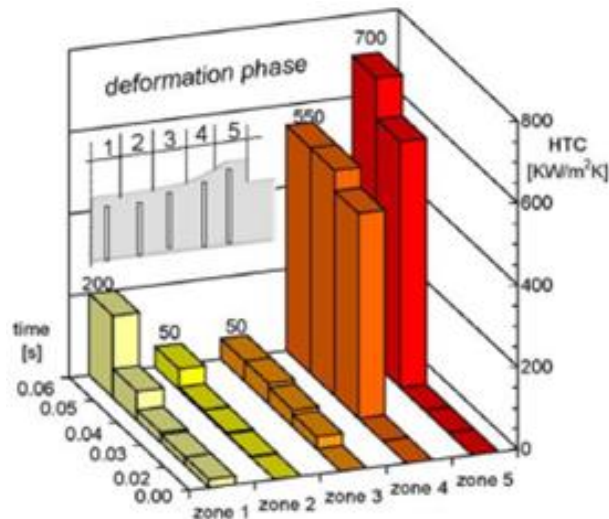


Figure 38 : Distribution des coefficients d'échanges thermiques durant la phase de déformation [BAR02]

Jusqu'ici ont été présentés le processus et les moyens de production des barres en acier. La propreté inclusionnaire du produit fini provient de celle du bloom transformée par le laminage. Les grandeurs thermomécaniques influençant l'évolution des inclusions ont été identifiées. Dans un deuxième temps, nous avons étudié la modélisation et la simulation du laminage à travers la littérature.

Maintenant, nous allons étudier les différents essais représentatifs de laminage. Pour rappel l'objectif initial est d'identifier les effets du couplage thermomécanique sur le comportement des inclusions et des porosités. Pour cela un essai expérimental permettant de reproduire les sollicitations thermomécaniques du laminage sera mis en œuvre. L'essai de caractérisation sera simulé et les paramètres influant sur les défauts étudiés, comme la température ou encore la déformation, seront comparés à ceux rencontrés lors de la simulation du laminage. Des défauts seront également placés dans l'échantillon lors de la simulation de l'essai de caractérisation. L'objectif étant d'avoir une sensibilité des divers paramètres d'entrée sur l'évolution des défauts. Cependant plusieurs méthodes existent pour modéliser le comportement des inclusions et des porosités. Des travaux issus de la littérature traitent du sujet et sont présentés dans la partie qui suit. Ces travaux permettent de choisir une stratégie de simulation et le modèle de frottement entre l'échantillon et les défauts.

1.6 Essai de forgeage représentatif du laminage

L'étude bibliographique sur les inclusions a permis d'identifier les paramètres influents sur le comportement de ces défauts, notamment la température, la déformation, la pression hydrostatique et la vitesse de déformation. Quant à la simulation numérique du laminage, elle permet d'avoir une estimation de la valeur de ces grandeurs qui va servir à l'évaluation des performances de chaque essai envisagé.

1.6.1 Les objectifs de la mise en œuvre d'un essai expérimental

Lors de l'élaboration de l'acier plusieurs types de défauts apparaissent comme la ségrégation, les porosités et les inclusions. Les deux derniers énoncés ont une forte influence sur les caractéristiques mécaniques des produits finis notamment sur la tenue en fatigue [THO71]. Pour faire face à l'exigence de plus en plus élevée des clients il est nécessaire de comprendre le comportement de ces défauts au cours du laminage afin de maîtriser et d'améliorer la santé interne des produits laminés.

De nombreuses études numériques sur le comportement des inclusions sont disponibles dans la littérature. Les paramètres d'entrée variables des inclusions sont la taille, la forme, la nature et leur distribution dans la barre [YU09], [LUO01a]. Les conditions variables sur le laminoir sont la levée entre les cylindres qui détermine le taux de réduction appliqué au produit, la vitesse de laminage, la température et le diamètre des cylindres [ERV05]. A travers différentes études numériques rencontrées dans la littérature les auteurs identifient les paramètres de laminage influant sur le comportement des défauts. De plus, des études expérimentales sont menées pour analyser les conditions de fermeture des porosités durant le laminage [WAL85], [STÅ92], [WAN96].

Le suivi de l'évolution morphologique d'un défaut après chaque passe de laminage sur l'outil de production LUNA est impossible. Ces essais entraîneraient un arrêt de la production et demanderait un investissement financier considérable. L'objectif des travaux de thèse est de comprendre le couplage thermomécanique sur l'évolution des défauts de coulée lors de l'opération de laminage. L'essai expérimental mis en œuvre doit reproduire un chemin thermique, des pressions hydrostatiques, des amplitudes de déformation et des vitesses de déformation dans le lopin similaires aux sollicitations rencontrées dans la barre laminée. Deux solutions sont possibles pour reproduire les sollicitations souhaitées. Soit les sollicitations rencontrées en laminage sont reproduites sur toute la section de l'échantillon ou soit des zones sur la section sont sélectionnées. Cet essai de caractérisation à échelle laboratoire permettra de suivre l'évolution des défauts au cours de la mise en forme. Le choix de l'essai est basé sur deux critères. Le premier est que l'essai doit respecter l'alternance des déformations comme en laminage. Le second critère concerne le rapport des déformations principales $(\frac{\varepsilon_{xx}}{\varepsilon_{yy}}, \frac{\varepsilon_{xx}}{\varepsilon_{zz}})$. La Figure 39 présente l'essai de forgeage qui doit générer les mêmes sollicitations thermomécaniques qu'en laminage influent sur le comportement de l'inclusion. Une étude paramétrique des conditions de forgeage sera menée pour déterminer leurs influences sur l'évolution du défaut et ainsi faire une corrélation avec les paramètres de laminage.

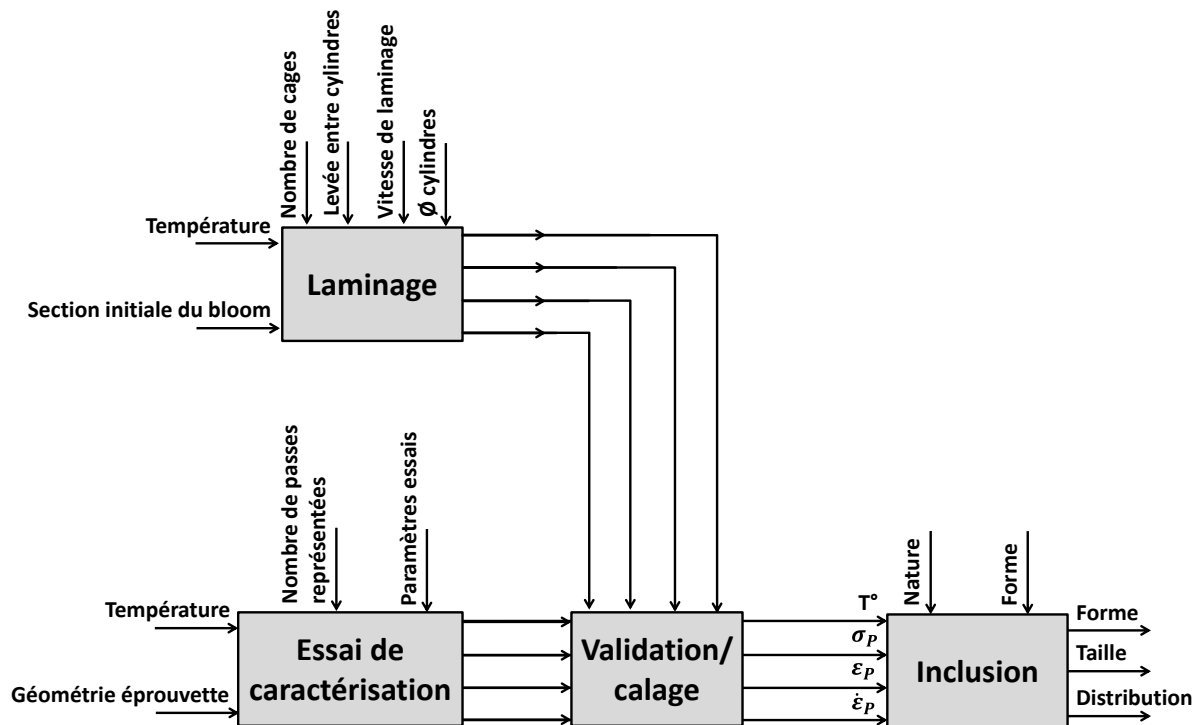


Figure 39 : Inclusion subissant des sollicitations thermomécaniques similaires que ce soit en laminage ou lors de l'essai de forgeage

1.6.2 Etat de l'art sur les méthodes permettant de reproduire les sollicitations thermomécaniques du laminage

Les études présentes dans la littérature montrent que des essais rhéologiques sont utilisés pour déterminer des lois d'écoulement, des modèles de frottement et l'évolution de la microstructure dans des conditions proches de celles rencontrées en laminage. Les essais relevés s'appliquent au cas du laminage de tôle. L'essai le plus répandu pour représenter le laminage est le bi-poinçonnement. Cet essai consiste à déformer des échantillons parallélépipédiques entre deux poinçons [KUB80]. La largeur de l'échantillon (L) est grande par rapport à la largeur des poinçons ($2a$). La Figure 40 illustre d'une part l'analogie entre le laminage et le bi-poinçonnement et d'autre part le principe de l'essai.

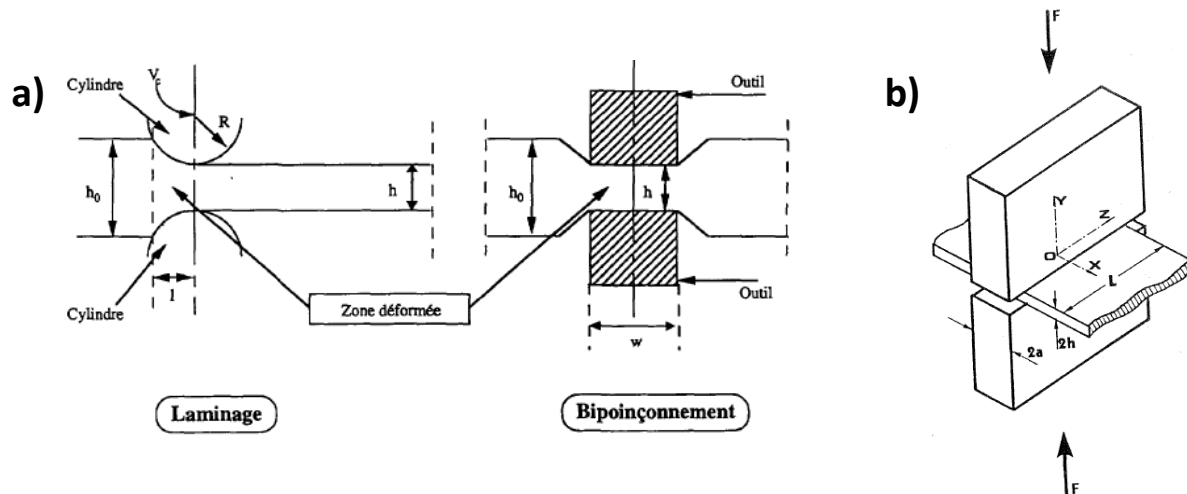


Figure 40 : a) Analogie laminage – bi-poinçonnement [GEL94] ; b) Schéma de principe de l'essai de bi-poinçonnement [KUB80]

MONTMITONNET montre une similitude des zones de déformation plastique entre le laminage et l'essai de bi-poinçonnement, cela quel que soit le rapport $L/\bar{h}$ [MON03]. Le paramètre $\bar{h}$ correspondant à la hauteur moyenne du solide déformé. Il montre que les zones plastifiées sont plus grandes et que la déformation est de plus en plus homogène lorsque le rapport $L/\bar{h}$ augmente.

L'essai de bi-poinçonnement ayant des modes de déformation proches de ceux rencontrés en laminage, GELIN s'en sert pour déterminer des lois d'écoulement et les évolutions de la microstructure de tôle en aluminium [GEL94]. Dans son étude GELIN balaye divers essais rhéologiques comme les essais de compression et de torsion. Il écarte l'essai de torsion car il impose un état de déformation de cisaillement pur tandis qu'en laminage le cisaillement est faible. L'essai de compression peut convenir pour déterminer le comportement de la matière à chaud. Cependant il est difficile de minimiser le frottement entre l'échantillon et les outils ce qui peut entraîner des hétérogénéités de déformation. Dans ses travaux FORESTIER considère que les tôles obtenues en laminage présentent un comportement anisotrope et donc l'écoulement de matière est supérieur dans certaines directions [FOR04]. Ce phénomène justifie l'utilisation d'un modèle tridimensionnel comme l'essai de compression présentant un comportement anisotrope. L'échantillon de section circulaire avant déformation tend à s'ovaliser au cours de la mise en forme.

L'étude proposée par FARRUGIA traite des mécanismes d'endommagement dans les angles d'une brame durant le laminage [FAR06]. Cette zone de la brame est soumise à un régime complexe de triaxialité des contraintes. De plus un gradient de température d'environ 200°C est notable entre le cœur et la peau du produit laminé. Pour étudier l'influence des sollicitations thermomécaniques sur les mécanismes d'endommagement il utilise une approche numérique à travers un essai rhéologique permettant de reproduire les sollicitations du laminage. Pour déterminer le taux d'endommagement FARRUGIA a utilisé divers critères comme ceux de LATHAM & COCKROFT, COCKS et OYANNE. La modélisation est réalisée avec le logiciel ABAQUS/Explicit. Il étudie également l'influence des inclusions de

type MnS en important les sollicitations thermomécaniques du macro modèle dans un micro modèle. Il énumère six essais différents parmi lesquels se trouvent le test de traction, l'essai de bi-poinçonnement et plusieurs tests de compression avec des échantillons de géométries différentes. Les essais sont illustrés sur la Figure 41. Parmi ces essais il en retient trois qui permettent de reproduire des sollicitations similaires à celles rencontrées en laminage. Il s'agit des essais de compression sur l'échantillon avec le double épaulement (c), avec l'ébavurage des arrêtes (f) et du bi-poinçonnement (b) qui s'avère être le plus représentatif des trois.

Un modèle micro est développé en tenant compte des sollicitations du modèle macro. Il place des inclusions de type MnS de façon aléatoire dans un volume. Ces inclusions ont des formes, des tailles, des orientations et des indices de malléabilité différents. Il n'en dit pas plus sur les méthodes de modélisation.

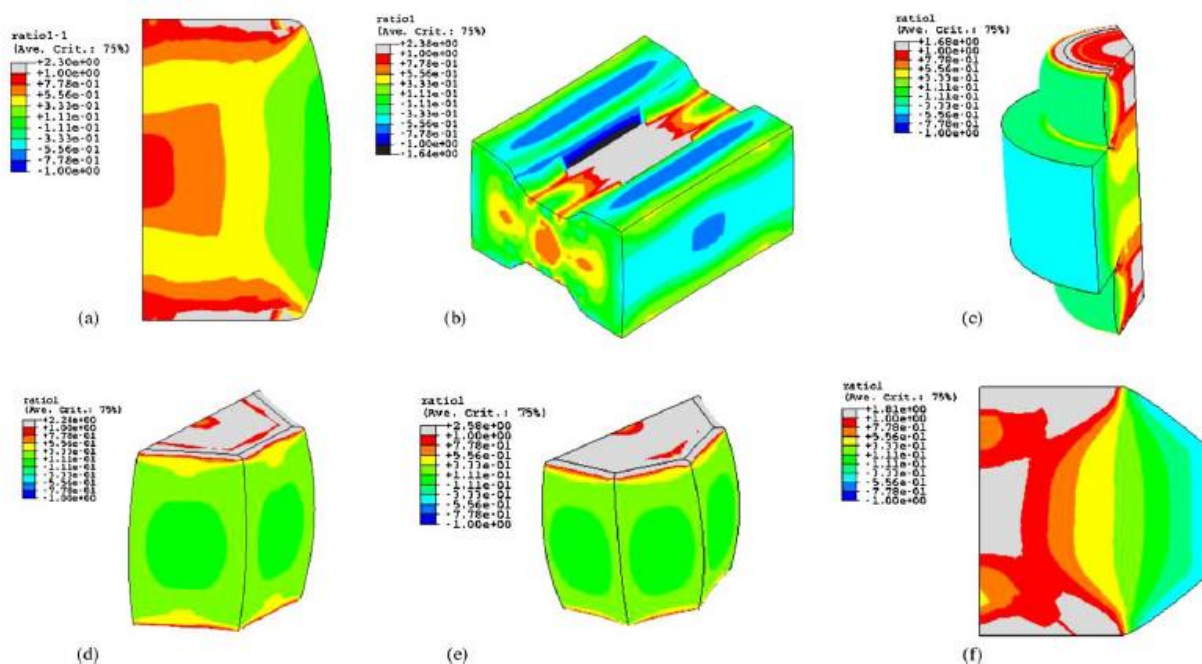


Figure 41 : Divers essais rhéologiques étudiés permettant de reproduire les sollicitations thermomécaniques rencontrées lors du laminage de brames a) essai de compression avec échantillon cylindrique ; b) essai de bi-poinçonnement ; c) essai de compression sur un échantillon avec deux épaulements ; d) e) f) essai de compression sur des échantillons avec diverses géométries [FAR06]

1.6.3 Les essais envisagés

En tenant compte du cahier des charges établi et des travaux présents dans la littérature, plusieurs essais se retrouvent en concurrence. Ils sont au nombre de sept. Pour commencer les essais permettant de reproduire l'alternance des directions de mise en forme sont énumérés, il s'agit de :

- L'essai de forgeage libre avec des matrices de formes
- L'essai de forgeage libre entre tas plats

- L'essai en faisant passer le lopin à travers deux cylindres ayant une rotation libre

Les études présentes dans la littérature montrent que des essais avec un chargement monotone peuvent reproduire les sollicitations du laminage. Parmi ces essais se trouvent :

- L'essai de bi-poinçonnement sur un lopin de section carrée
- L'essai de bi-poinçonnement sur un lopin de section cylindrique
- L'essai de compression avec le dilatomètre
- L'essai de compression sous presse

L'inconvénient majeur des derniers essais énumérés est qu'ils ne permettent pas de reproduire l'alternance des directions de mise en forme comme c'est le cas sur le train de laminage LUNA. L'efficacité de l'essai de bi-poinçonnement est surtout mise en évidence pour le laminage de tôle pour lequel la direction de déformation est constante.

1.7 Etat de l'art sur la modélisation d'un défaut au cours du laminage

Dans la littérature les études sur le comportement des inclusions durant l'opération de laminage sont nombreuses. Les auteurs cherchent à comprendre, principalement à travers la simulation numérique, comment les inclusions et les porosités se comportent. Il n'est pas aisé de modéliser les inclusions car beaucoup de paramètres doivent être pris en compte, notamment l'interface matrice-défaut ou encore la loi de comportement du défaut. La forme, la taille et la distribution dans le produit laminé sont autant de paramètres influents sur le comportement des inclusions. La stratégie de modélisation employée ainsi que les résultats analysés présents dans la littérature sont détaillés dans les parties qui suivent.

1.7.1 La modélisation

L'étude des modèles a deux objectifs. Le premier est de savoir quelle méthode utilisée pour modéliser. Le second est d'identifier les résultats donnant des indications sur le comportement des inclusions.

Deux stratégies de simulations sont utilisées : les modèles macros et les modèles micros avec une transition d'échelle.

Modélisation du défaut à partir d'un modèle macro

Les méthodes pour modéliser un défaut de type inclusion ou porosité sont nombreuses. Les diverses études recensées dans la littérature présentent les stratégies de modélisation employées ainsi que les géométries des défauts retenues par les différents auteurs. A travers leurs modèles les auteurs cherchent à identifier l'influence de certains paramètres comme la température, la déformation sur le comportement des défauts.

En 2005, ERVASTI montre l'influence des conditions de laminage sur l'évolution des inclusions et notamment sur l'initiation de vide autour des macro-inclusions [ERV05]. Pour cela l'auteur fait varier divers paramètres opératoires comme le diamètre des cylindres de laminage et le taux de déformation appliqué à chaque passe de laminage. L'influence de la position de l'inclusion dans la barre laminée est également étudiée. L'auteur modélise avec le logiciel de simulation numérique LS-DYNA-3D une brame en acier de section 1000x220mm avec une longueur de 550mm. La contrainte d'écoulement du matériau composant la brame est de 200MPa à 1200°C. La géométrie initiale de l'inclusion est supposée être cylindrique avec un diamètre de 8mm. Deux types d'inclusions sont modélisés : une inclusion tendre et une inclusion dure. La contrainte d'écoulement respective de ces deux inclusions est de 67MPa et 600MPa à une température de 1200°C. Le ratio entre les contraintes d'écoulement des inclusions et de la matrice donne un facteur de 1/3 pour l'inclusion tendre et 3 pour l'inclusion dure. Une loi de comportement de type viscoplastique simule l'écoulement de la matière de la brame et de l'inclusion. Le frottement entre la matrice et l'inclusion est modélisé par la loi de COULOMB avec un coefficient égal à 0,5. Il en est de même pour le frottement entre la barre et les cylindres mais avec un coefficient égal à 0,24. Les cylindres de laminage sont considérés comme des solides rigides. Dans le but de réduire les temps de calculs seul un quart de la brame et la moitié d'un cylindre sont modélisés.

Au siècle dernier, WANG a proposé un modèle numérique de laminage par éléments finis à l'aide du logiciel ABAQUS afin de déterminer les effets de certains paramètres sur la fermeture des porosités [WAN96]. Le produit laminé est une tôle d'épaisseur 20mm dont le matériau suit une loi d'écoulement exponentielle. Comme le montre la Figure 42, seule la moitié de la tôle est représentée afin de réduire les temps de calculs. Trois températures de laminage sont retenues : 900°C, 1050°C et 1200°C. L'auteur considère que le coefficient de frottement entre les cylindres et le produit laminé est supposé rester constant, sans plus de précision sur la valeur retenue. Un trou de diamètre 1,2mm est positionné à différente hauteur dans la section de la tôle. La Figure 42 montre le maillage autour du trou positionné à mi-hauteur entre la surface et le centre de la tôle. Le cylindre de laminage a un diamètre de 300mm et il est assimilé à un objet indéformable. Des taux de déformation différents sont appliqués au produit mis en forme : 30%, 50% et 70%. Le modèle numérique est calé sur des mesures expérimentales.

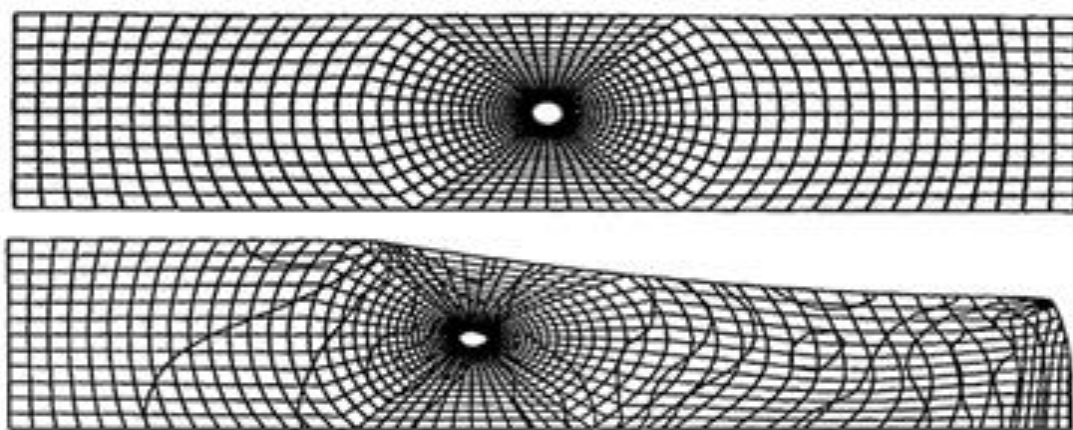


Figure 42 : Modélisation de la fermeture des porosités au cours du laminage [WAN96]

Dans son étude YU étudie le comportement d'une inclusion lors des opérations de laminage à froid [YU08a]. Pour ce faire il modélise le laminage d'une tôle en acier inoxydable de nuance 316L et de largeur 30mm. Deux hauteurs de tôles différentes sont employées avec pour dimension 2mm et 3mm. Le cylindre de laminage a un diamètre de 400mm et il est considéré comme un objet indéformable. Des inclusions de diverses tailles (10, 20, 30, 40, 50 μ m) sont positionnées à diverses hauteur suivant l'épaisseur de la tôle (1/8, 1/4, 3/8 et 1/2 de l'épaisseur de la tôle). Dans ce modèle la taille des inclusions est représentative mais elles sont placées dans des tôles d'épaisseur 2mm. Le matériau de la tôle et de l'inclusion suit un modèle de comportement isotrope bilinéaire. Deux gammes de laminage différentes sont étudiées afin d'identifier l'influence de la déformation sur le comportement de l'inclusion. Les données d'entrée du modèle numérique et les gammes de laminage sont présentées dans le Tableau 2 et le Tableau 3.

Tableau 2 : Données d'entrée du modèle numérique développé YU [YU08a]

Parameters	Roll	Strip	Inclusion
Density, kg/m ³	7850	7830	3800
Young's modulus, GPa	210	193	352
Poisson's ratio	0.3	0.36	0.24
Initial deformation resistance, MPa	–	205	263.9
Strain hardening coefficient in Eq. (1)	–	0.112	–

Tableau 3 : Gamme de laminage [YU08a]

Rolling pass, N	1	2	3
Strip thickness before rolling (2H ₀), mm	3.0	2.0	1.4
Strip thickness after rolling (2H ₁), mm	2.0	1.4	1.0

Les modèles macro ont comme difficulté à gérer le rapport important entre la taille du produit laminé et celui de l'inclusion.

Modélisation du défaut à partir d'un modèle micro

A travers des travaux entrepris en 2001, LUO présente à l'aide d'un modèle numérique les conditions d'apparition de vide et de fermeture des cavités autour des inclusions indéformables [LUO01b]. Ils montrent que la température et le taux de réduction appliqués au produit mis en forme sont des paramètres clés qui influent sur sa santé interne. Le modèle numérique est réalisé en 2D à l'aide du logiciel par éléments finis ABAQUS/Explicit. Ce modèle est composé d'une matrice de section carrée de dimension $2H \times 2H$ qui est centré autour d'une inclusion. Les dimensions de la matrice permettent de ne pas

influencer l'interface avec l'inclusion. Le rayon de cette dernière est égal à un dixième de la longueur de la matrice. Afin de limiter les temps de calculs seul un quart de l'ensemble est modélisé. La Figure 43 illustre les divers éléments composant le modèle et le chargement autour de l'inclusion.

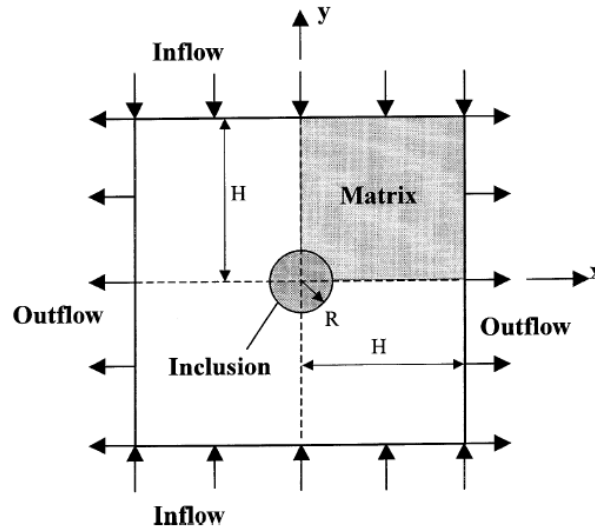


Figure 43 : Illustration du modèle numérique et du chargement par compression proche de l'inclusion [LUO01b]

Le flux de compression est appliqué suivant deux modes de chargements : chargement avec déplacement contrôlé et chargement avec contraintes contrôlées. La Figure 44 illustre les deux modes de chargement. Pour le cas du chargement avec le déplacement contrôlé, la face supérieure de l'ensemble est soumise à une vitesse constante tandis qu'aucune contrainte n'est appliquée suivant la face de droite. Concernant le chargement avec contraintes contrôlées, la face supérieure et la face droite de l'ensemble est soumise à des contraintes normales. A l'interface inclusion-matrice, il y a dans un cas une liaison avec une décohésion initiale et du frottement et dans un autre cas une liaison avec un glissement et une prise en compte du frottement.

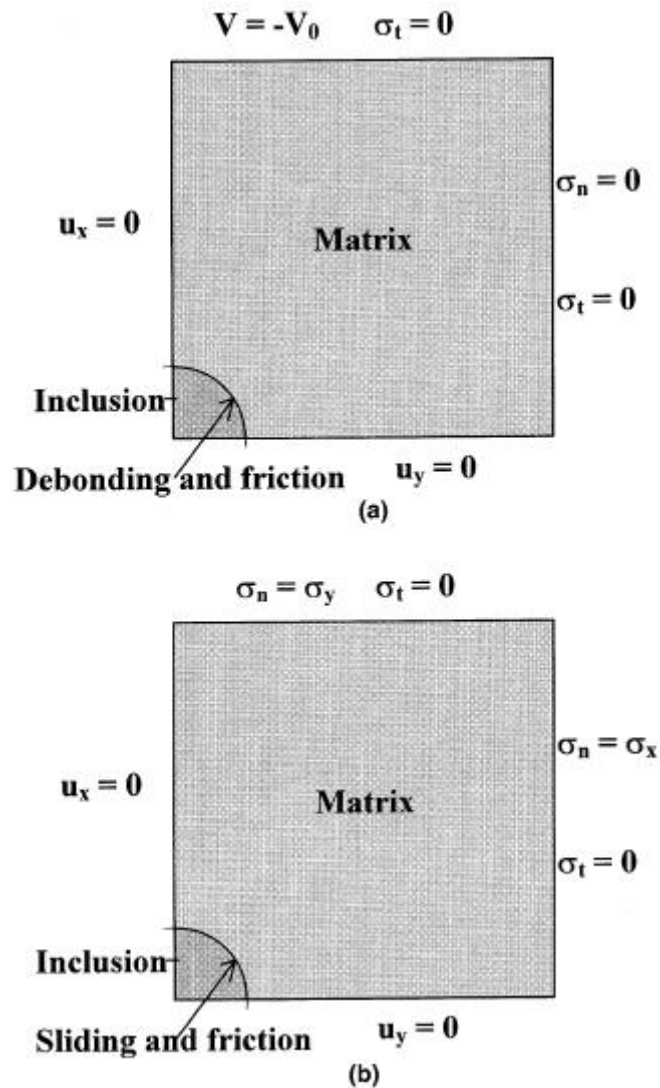


Figure 44 : Conditions limites pour les deux modes de chargement: a) chargement avec déplacement contrôlé; b) chargement avec contraintes contrôlées [LUO01b]

Dans son étude l'auteur sélectionne un système d'inclusion non métallique de type $MnO - Al_2O_3 - SiO_2$ et une matrice composée d'acier au carbone. L'inclusion et la matrice suivent une loi de comportement viscoplastique dans des conditions de déformation à chaud. Les contraintes d'écoulement des deux solides sont prises en compte grâce à un travail expérimental réalisé par BERNARD [BER81]. Les valeurs des contraintes d'écoulement de l'inclusion et de la matrice sont notées dans le Tableau 4 pour une déformation et une vitesse de déformation de 0,1 et $5s^{-1}$. La contrainte d'écoulement de l'inclusion diminue rapidement avec l'augmentation de la température, cela permet d'avoir une inclusion tendre à haute température et une inclusion dure à basse température. Dans les deux cas de chargement, le frottement à l'interface inclusion-matrice est modélisé par la loi de COULOMB.

Tableau 4 : Valeurs des contraintes d'écoulement de l'inclusion et de la matrice pour diverses températures [LUO01b]

Flow stresses ($\dot{\epsilon} = 5.0 \text{ s}^{-1}$ and $\epsilon = 0.1$)

Temperature (°C)		800	900	1000	1100
Flow stress	Inclusion	6020.6	276.2	20.7	2.3
(MPa)	Steel	216.9	146.4	105.2	79.4

Pour le cas du chargement contrôlé l'inclusion est supposée être rigide à basse température. En effet à 800°C la contrainte d'écoulement de l'inclusion est plus élevée que celle de la matrice. Le contact entre l'inclusion et la matrice autorise un glissement avec une valeur du coefficient de frottement égale à 0,5. La hauteur de la matrice est de 1mm et le rayon de l'inclusion est de 0,1mm. La vitesse de mise en forme retenue est de 1mm/s. La matrice déformée atteint une hauteur égale à 50% de sa hauteur initiale.

Dans le cas du chargement avec contraintes contrôlées, le modèle numérique à échelle microscopique est utilisé. Ce modèle micro est extrait d'un modèle macro de laminage développé par LUO et STÅHLBERG [LUO00]. La Figure 45 illustre les deux modèles numériques développés. Le chemin des contraintes du modèle macro est employé comme condition de chargement limite dans le modèle micro. Les conditions opératoires sont identiques à celles utilisées par LUO et STÅHLBERG : le cylindre a un diamètre de 220mm, l'épaisseur initiale du solide mis en forme est de 20mm, la vitesse de laminage est de 1000mm/s et le diamètre initial de l'inclusion est de 50 μm . Le coefficient de frottement entre le cylindre et le produit mis en forme est de 0,3 et entre la matrice et l'inclusion de 0,5.

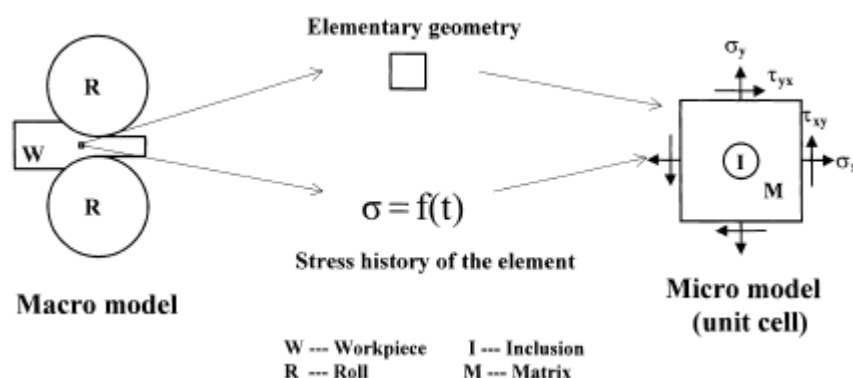


Figure 45 : Illustration du modèle micro extrait du modèle macro de laminage [LUO01b]

La même année LUO et STÅHLBERG réalisent un modèle numérique par éléments finis à deux échelles pour comprendre la déformation d'une inclusion durant la mise en forme [LUO01a]. Un premier calcul par la méthode des éléments finis est réalisé à l'échelle macroscopique afin de déterminer localement un champ de contrainte et de déformation. Seule la moitié de la barre est modélisée afin de limiter les temps de calculs. Le macro-modèle évalue le chemin de déformation pour chaque macroélément présent dans la section de la barre en négligeant la présence d'une inclusion. La Figure 46 montre le maillage par éléments finis dans le modèle macro. Six éléments représentatifs répartis suivant la moitié de

la hauteur de la barre sont choisis pour cette étude. La localisation, le champ des vitesses et le chemin de déformation pour chaque élément spécifié sont stockés pour chaque itération.

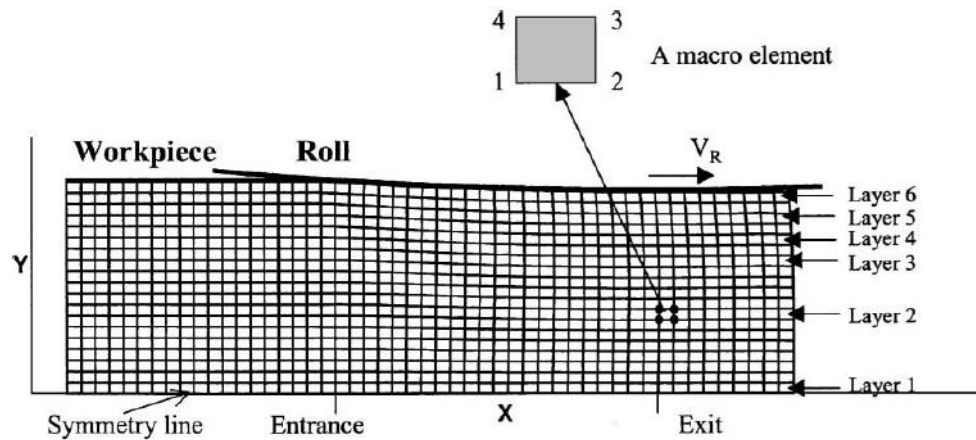


Figure 46 : Maillage du modèle macro de laminage [LUO01a]

Les calculs du modèle micro sont réalisés par la méthode des éléments finis. Pour ce faire, un macroélément est extrait du modèle macro pour être traité comme une cellule unitaire contenant une inclusion de forme circulaire placée au centre. Le frottement entre la matrice et l'inclusion est de type collant. La Figure 47 montre le maillage de la matrice et de l'inclusion afin de connecter les deux solides. La localisation et les sollicitations thermomécaniques sont directement importées du modèle macro.

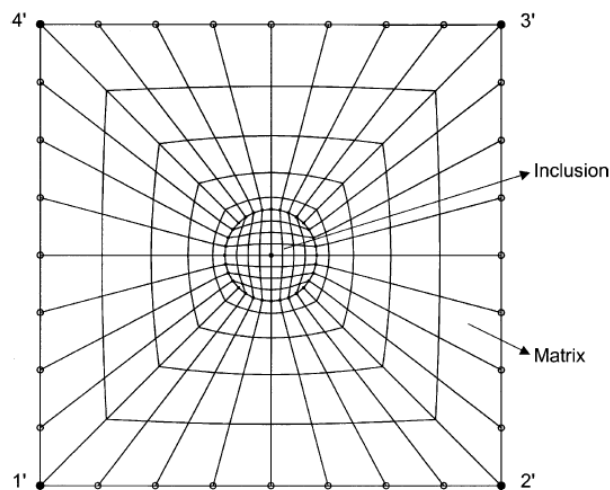


Figure 47 : Maillage du modèle micro contenant une inclusion [LUO01a]

L'épaisseur initiale du produit laminé dans le modèle macro est de 20mm et l'inclusion contenue dans le modèle micro a un diamètre de 52 μ m. Comme dans le cas présenté plus haut, les contraintes d'écoulement des deux solides sont prises en compte grâce à un travail expérimental réalisé par BERNARD [BER81]. Les systèmes d'inclusions étudiées sont de type $CaO - Al_2O_3 - SiO_2$ et $MnO - Al_2O_3 - SiO_2$. Les résultats des mesures de

viscosité (η) en fonction de la température (T) sont exprimés :

$$\eta = \frac{a}{10} \cdot T \cdot \exp \frac{10^3 \cdot b}{T} \text{ où les valeurs des paramètres } a \text{ et } b \text{ sont listées dans le Tableau 5}$$

Tableau 5 : Paramètres de viscosité a et b [LUO01a]

No.	Inclusion system	Viscosity parameters	
		$-\ln a$	b
A	MnO-Al ₂ O ₃ -SiO ₂	22.06	39.91
B	CaO-Al ₂ O ₃ -SiO ₂	20.50	35.20

Les études présentées précédemment donnent des informations sur les méthodes de modélisation à l'interface du défaut mais aussi sur le choix de la valeur du coefficient de frottement. Deux méthodes de modélisation sont proposées. La première consiste à modéliser une inclusion ou une porosité avec des dimensions macroscopiques directement dans le modèle de la barre qui va être déformée [ERV05], [WAN96], [YU08a]. La seconde méthode est de réaliser un modèle macroscopique du procédé étudié et d'en extraire un macroélément dans lequel une inclusion est insérée [LUO00], [LUO01a], [LUO01b]. Les champs thermomécaniques du macroélément calculés dans le modèle macro sont transportés dans le modèle micro sous forme de conditions limites aux frontières du modèle micro. Dans ce dernier les dimensions de la matrice doivent être suffisamment grandes comparées à celles de l'inclusion afin de ne pas affecter la zone dans laquelle elle se trouve. En effet l'inclusion ne doit pas provoquer une trop forte hétérogénéité des champs de contraintes et de déformations aux frontières du modèle micro.

Quelle que soit la stratégie de simulation employée la forme initiale de l'inclusion est sphérique. Le frottement entre la matrice et le défaut est pris en compte dans les deux méthodes par la loi de COULOMB avec une valeur de μ égale à 0,5. Des auteurs modélisent également l'interface matrice-inclusion par un contact collant. Les échanges thermiques ne sont pas mentionnés dans les divers travaux présentés.

Les premiers modèles servent à représenter les inclusions en taille réelle mais tiennent compte des interactions entre les inclusions et le comportement global. Les deuxièmes représentent les inclusions en taille réelle mais nécessitent deux modèles et découplent l'effet de l'inclusion sur les champs de contraintes et de déformations locaux. A travers leurs modèles les auteurs étudient l'influence des paramètres thermomécaniques et du procédé sur l'évolution des inclusions dure ou tendre mais aussi sur la fermeture des porosités. La partie qui suit présente les tendances données par les résultats des différentes études proposées.

1.7.2 Les résultats de simulation

Dans un premier temps ERVASTI étudie l'influence du diamètre des cylindres de laminage sur une inclusion située à un quart de la hauteur initiale de la brame ($H_0 = 220\text{mm}$)

[ERV05]. Pour cela il utilise trois valeurs de rayons différentes pour un taux de déformation identique. A travers ces résultats il affirme que l'inclusion dure ne se déforme pas mais qu'une décohésion au niveau de l'interface matrice-défait apparaît de chaque côté de l'inclusion. La largeur du vide varie en fonction du diamètre du cylindre de laminage retenu. En effet, le vide autour de l'inclusion est plus large quand le diamètre du cylindre diminue. Cependant le diamètre du cylindre de laminage n'a aucune influence sur la direction de la croissance du vide. Concernant l'inclusion tendre, elle se déforme de la même manière quelle que soit la valeur du diamètre retenu et aucun vide ne se crée entre les deux solides. L'analyse numérique ne révèle aucune influence du diamètre du cylindre de laminage sur l'allongement de l'inclusion tendre.

Dans un second temps, l'auteur étudie l'influence du taux de déformation sur l'évolution des deux inclusions situées toujours à un quart de la hauteur de la brame. Pour cela il applique trois taux de déformation différents et fixe le rayon des cylindres de laminage. La Figure 48 et la Figure 49 présentent respectivement l'évolution de l'inclusion dure et de l'inclusion tendre soumise à différents taux de déformation. L'inclusion dure ne se déforme pas quel que soit le taux de déformation appliqué. Cependant le vide qui se crée autour de l'inclusion est fortement influencé par ce paramètre. En effet, plus le taux de déformation est élevé plus la largeur de la décohésion est grande. De plus, pour les trois taux de déformation étudiés une légère différence peut être notée concernant la direction de la croissance du vide. Comme pour le cas précédent, aucune décohésion de la matière n'est visible autour de l'inclusion tendre.

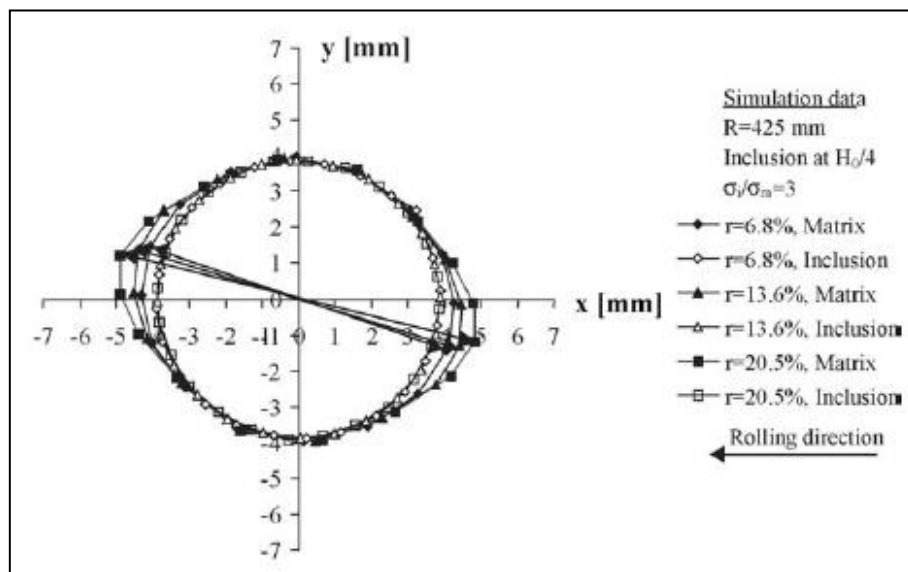


Figure 48 : Influence du taux de réduction sur le comportement d'une inclusion dure [ERV05]

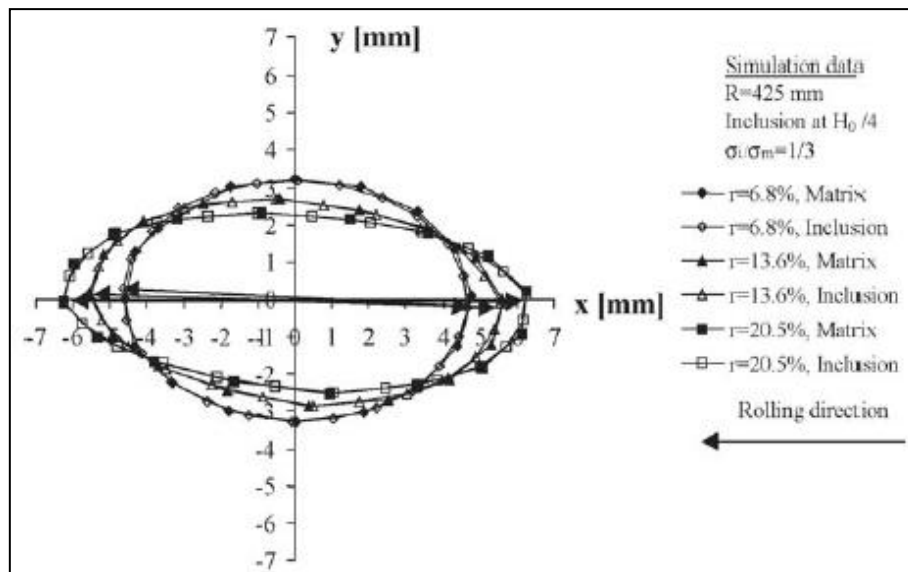


Figure 49 : Influence du taux de réduction sur le comportement d'une inclusion tendre [ERV05]

Pour clôturer son étude l'auteur fait varier la position de l'inclusion suivant la hauteur de la brame. Les résultats issus de la simulation indiquent que l'inclusion dure a tendance à plus se déformer lorsqu'elle se trouve au cœur de la brame, ce qui a pour effet d'augmenter la décohésion entre les deux solides. L'orientation de l'inclusion diffère suivant sa position dans la barre. Quant à l'inclusion tendre, elle a un comportement identique quelle que soit sa position dans la brame.

A travers son étude WANG, analyse plusieurs paramètres influant sur la fermeture des porosités comme par exemple le taux de déformation appliqué au produit laminé, la température, la localisation du défaut et la pression hydrostatique [WAN96]. Dans cette étude, toutes les porosités sont refermées avec un taux de déformation égal ou supérieur à 30%. Dans le cas étudié un taux de déformation élevé entraîne une pression hydrostatique élevée qui favorise la fermeture des porosités et le soudage du matériau de la barre. Les résultats de cette étude sont en accords avec ceux proposés par TANAKA [TAN87], [TAN86]. La température joue un rôle prépondérant dans la fermeture des porosités. En effet, une température élevée entraîne une diminution de la contrainte d'écoulement qui favorise la fermeture du défaut. De plus, ce dernier se referme plus aisément s'il se trouve proche de la surface laminée.

Les résultats de la simulation de YU montrent que quelle que soit sa taille, l'inclusion est plus allongée lorsqu'elle se trouve proche de la surface de la tôle [YU08a]. La Figure 50 illustre l'allongement d'une inclusion de diamètre 20 μ m se trouvant à des hauteurs différentes dans la tôle après trois passes de laminage.

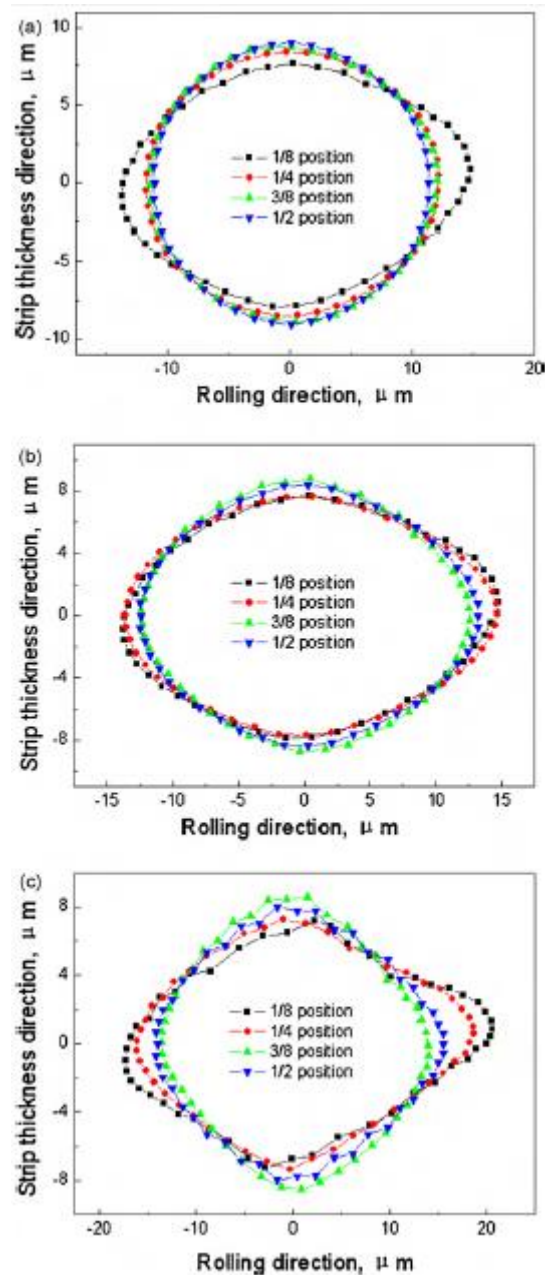


Figure 50 : Allongement d'une inclusion de 20μm positionnées à différentes hauteurs dans l'épaisseur de la tôle après a) la première passe ; b) la seconde passe et c) la troisième passe de laminage [YU08a]

Le modèle numérique de LUO permet d'étudier le phénomène de décohésion de la matière à l'interface du défaut [LUO01b]. La Figure 51 illustre la formation du vide au niveau de l'inclusion. Dans un premier temps lorsque la déformation appliquée est faible une décohésion en forme de lune apparaît au niveau de l'inclusion (Figure 51 a). La largeur du vide a tendance à croître sous l'effet de l'augmentation de la déformation (Figure 51 b). Un repli et un début de soudage de la matière composant la matrice apparaît à partir d'un certain taux de déformation (Figure 51 c). La longueur de la soudure augmente continuellement sous l'effet de la déformation et le volume du vide tend à diminuer (Figure 51 d).

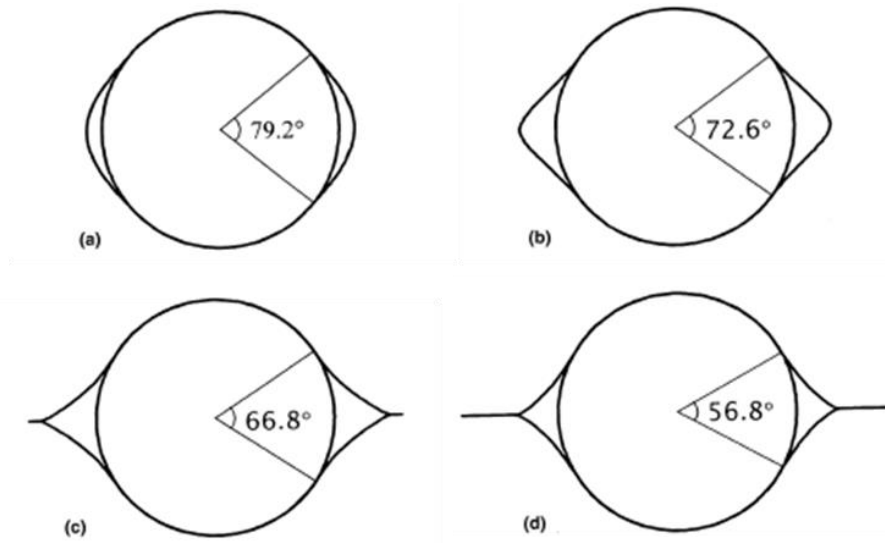


Figure 51 : Formation progressive du vide à l'interface inclusion-matrice et soudage: a) déformation 10%; b) déformation 20%; c) déformation 30%; d) déformation 40% [LUO01b]

La variation de la largeur du vide en fonction du taux de déformation appliqué est tracée sur le graphique de la Figure 52. En regardant l'évolution du vide il est possible de décrire le process de déformation en deux étapes : l'ouverture et la fermeture du vide avec la matière de la matrice qui est ressoudée. La courbe représentée par des ronds désigne la distance entre l'inclusion et l'extrémité de la ligne de soudure tandis que la courbe désignée par des triangles représente la largeur du vide. Dans la phase de décohésion, la largeur du vide augmente avec la déformation. Le graphique montre qu'à partir d'une valeur critique de la déformation la matière de la matrice se soude ce qui entraîne une fermeture du vide. La longueur de la ligne de soudure désignée par l'annotation l augmente avec la déformation.

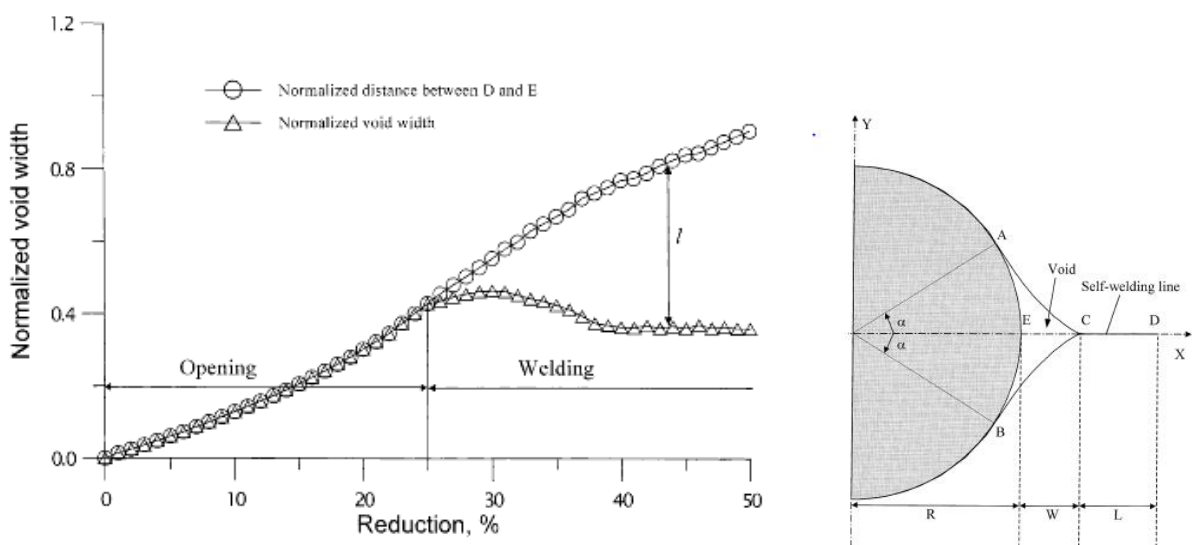


Figure 52 : Influence du taux de réduction sur l'apparition de vide et sur sa fermeture autour d'une inclusion de type dure [LUO01b]

Comme décrit sur la Figure 53, l'interface de l'inclusion dure se décompose en trois zones :

- Zone 1 : Zone de déformation plastique où se produit le décollement entre l'inclusion et la matrice. La largeur de cette zone dépend des conditions de laminage.
- Zone 2 : Zone de glissement entre la matrice et l'inclusion
- Zone 3 : Aucun mouvement relatif entre l'inclusion et la matrice. Une forte pression est exercée à l'interface des deux parties.

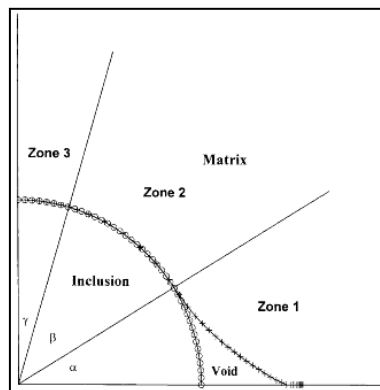


Figure 53 : Les différentes zones présentes à l'interface de l'inclusion dure [LUO01b]

Les résultats du modèle micro sont analysés toujours pour étudier l'influence de la température et de la déformation sur la formation de vide à l'interface du défaut. Le graphique de la Figure 54 présente l'évolution de la largeur du vide lors de la mise en forme à différentes températures. La déformation équivalente dans la matrice est également indiquée sur le graphique. A une température de 700°C, une décohésion à l'interface de l'inclusion est initiée et reste constante jusqu'à la fin de la mise en forme. Tandis que pour une température de 925 et 950°C la largeur de la décohésion est plus faible mais surtout elle se referme sous l'effet de la déformation plastique appliquée à la matrice. Les résultats précédents montrent que la température a une forte influence sur la formation des vides à l'interface du défaut mais aussi sur leurs formes, leurs tailles et leur évolution avec la déformation.

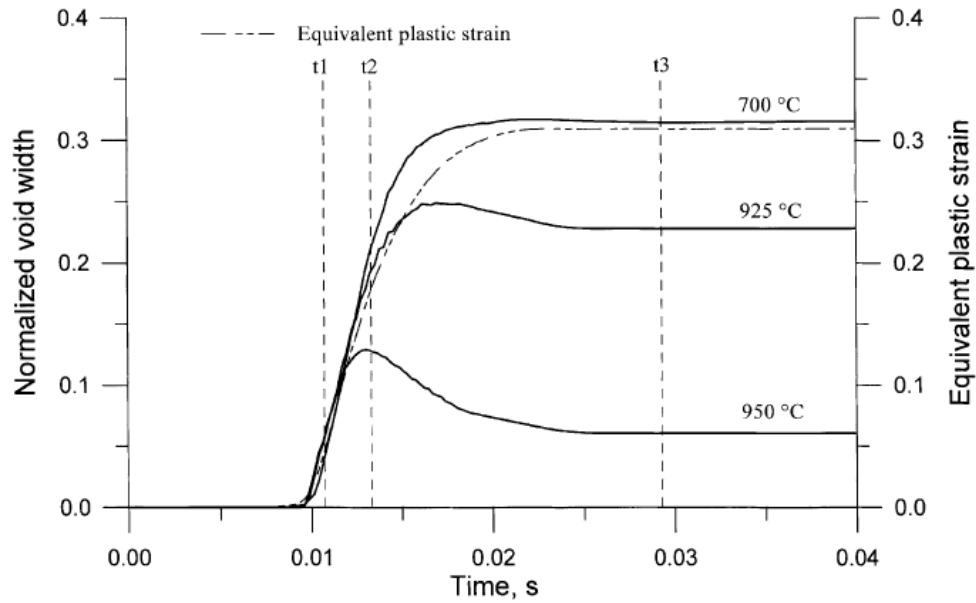


Figure 54 : Influence de la température et de la déformation équivalente sur la fermeture des cavités autour d'une inclusion indéformable [LUO01b]

Les travaux de LUO et STÅHLBERG montrent qu'une inclusion proche de la surface effectue une rotation lors des opérations de laminage [LUO01a]. La Figure 55 montre le profil des inclusions suivant leurs positions dans la barre. Le frottement entre la barre et les cylindres de laminage a une forte influence sur l'inclusion proche de la peau.

Les résultats de la Figure 56 montrent l'influence de la température sur l'évolution de l'inclusion durant la mise en forme. La température de laminage lors de la passe 1 est de 1200°C. Dans un cas les températures des passes 2 et 3 sont maintenues à 1200°C et dans l'autre les températures sont respectivement de 1000 et 800°C. Par comparaison l'inclusion tend à plus s'allonger avec une température élevée. En effet, la contrainte d'écoulement du matériau tend à décroître avec l'augmentation de la température, ce qui facilite la mise en forme.

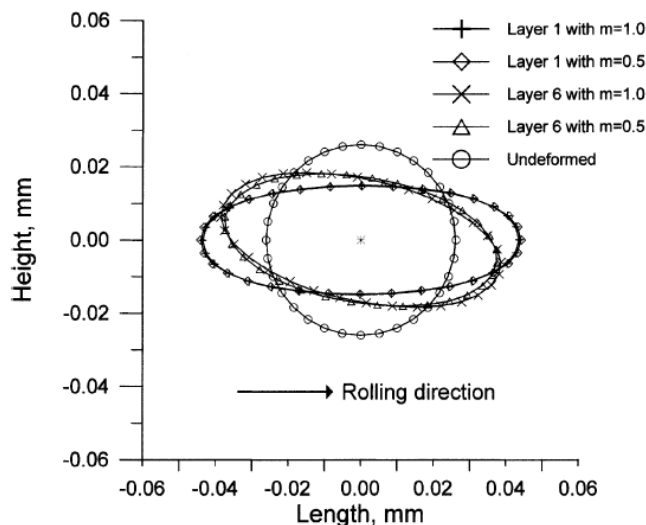


Figure 55 : Influence du frottement sur le profil de l'inclusion [LUO01a]

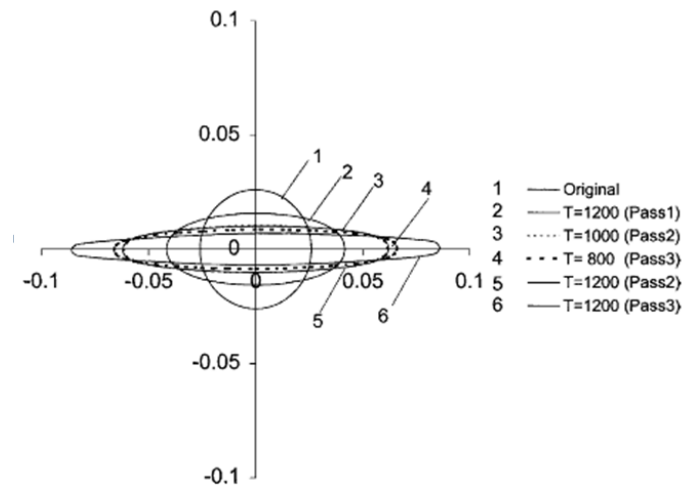


Figure 56 : Influence de la température sur l'allongement d'une l'inclusion [LUO01a]

Les résultats des diverses études montrent que des phénomènes de décohésion apparaissent à l'interface des inclusions dures. La largeur de cette décohésion varie en fonction de la température de laminage et du taux de déformation appliqué. La température a un rôle majeur sur l'allongement des inclusions tendres car elle modifie l'écoulement du matériau. Quant aux porosités, une déformation élevée favorise leur fermeture.

Les études analysées précédemment traitent des cas de laminage de tôle ou de brame tandis que dans notre étude le produit mis en forme est de section cylindrique. Cependant, à travers ces travaux il est possible d'identifier les paramètres influents sur les divers défauts issus de la coulée continue. Le taux de déformation, la température, la pression hydrostatique sont autant de paramètres ayant un rôle majeur dans le comportement des inclusions ou des porosités. En revanche, ces études ne considèrent que des inclusions isolées de section circulaire avec une loi de comportement homogène et pas toujours clairement identifiée tandis que dans la réalité la forme des inclusions est aléatoire. Ces dernières se trouvent le plus souvent sous forme d'amas constitués de plusieurs inclusions de taille microscopique avec une rhéologie difficilement représentable avec une loi de comportement homogène.

1.8 Conclusion

Dans ce premier chapitre, la description du processus de fabrication de barres en acier ainsi que les résultats scientifiques et techniques issus de la littérature ont permis de décrire le contexte de ce projet de thèse.

Les différentes méthodes d'obtention des semi-produits ont été présentées. Les semi-produits obtenus par le procédé de coulée continue courbe alimentent le laminoir sur lequel porte les travaux de thèse. De l'élaboration de l'acier jusqu'au laminage, des défauts sont créés tout au long de la production. Les défauts rencontrés sont plus ou moins néfastes pour les caractéristiques mécaniques des futures pièces. Parmi les différents défauts, les inclusions et les porosités sont les plus nocives. Les inclusions peuvent être classées en deux catégories : les inclusions tendres et les inclusions dures. Cependant quelle que soit leur nature, elles se trouvent sous différentes formes dans le semi-produit qui influencent leurs distributions. Le comportement de ces défauts dépend fortement de leurs malléabilités par rapport à l'acier de la barre. Par exemple les oxydes sont des inclusions dures avec un indice de malléabilité qui reste inférieur à 1 quelle que soit la température de mise en forme. Diverses méthodes existent pour contrôler la présence de ces défauts dans le produit laminé. Les contrôles par rayons X et ultrasons sont utilisés dans nos travaux pour suivre l'évolution des défauts après chaque étape de déformation.

Le procédé de laminage présenté dans ce chapitre a plusieurs objectifs. Dans un premier temps il permet de donner une forme aux produits laminés. Dans un second temps il permet d'améliorer la santé interne des produits finis. Ce sujet préoccupe les sidérurgistes qui souhaitent une amélioration continue de leurs aciers afin de satisfaire les demandes des clients. La description du comportement de l'acier durant l'opération de laminage permet de comprendre que le couplage thermomécanique est un facteur clé sur l'évolution des défauts internes. De nombreuses études sont disponibles dans la littérature pour comprendre comment se comportent les divers défauts (inclusions, porosités, ségrégations, fissures...) rencontrés dans les produits issus de la coulée.

Une partie est consacrée aux modélisations du procédé de laminage et des inclusions dans une barre. Les différentes stratégies de modélisation sont abordées afin d'optimiser les temps de calcul. A travers leurs études les auteurs énoncent les lois de comportement et les modèles de frottement adaptés au procédé de laminage. De plus ces études permettent d'estimer les valeurs des paramètres thermomécaniques comme le coefficient de frottement et d'échanges thermiques. Pour la modélisation des défauts certains auteurs adoptent une transition d'échelle en passant d'un modèle macro à un modèle micro dans lequel les sollicitations macroscopiques sont transportées. Les auteurs annoncent également les modèles de frottement utilisés pour modéliser l'interface du défaut et du lopin.

Le suivi de l'évolution des inclusions n'est pas possible directement sur la descente de laminage car cela nécessiterait un arrêt de la production. La solution retenue est de modéliser dans un premier temps le train de laminage afin d'avoir une image des grandeurs thermomécaniques influant sur le comportement des défauts. Par la suite un essai représentatif du laminage à l'échelle laboratoire peut être mis en œuvre afin d'étudier le comportement des défauts après chaque passe. Les grandeurs thermomécaniques issues du modèle de laminage

sont comparées à celles-subies dans l'essai afin d'évaluer ses performances. Pour terminer, des défauts artificiels sont placés dans le lopin dans le but d'étudier leurs comportements et les phénomènes se produisant à leurs interfaces comme par exemple un décollement de la matière pour les inclusions dures. La Figure 57 montre le cheminement des travaux de thèse décrit à travers le manuscrit.

La prochaine étape est de modéliser la descente de laminage LUNA et d'identifier les sollicitations thermomécaniques subies dans la barre lors de l'opération de mise en forme.

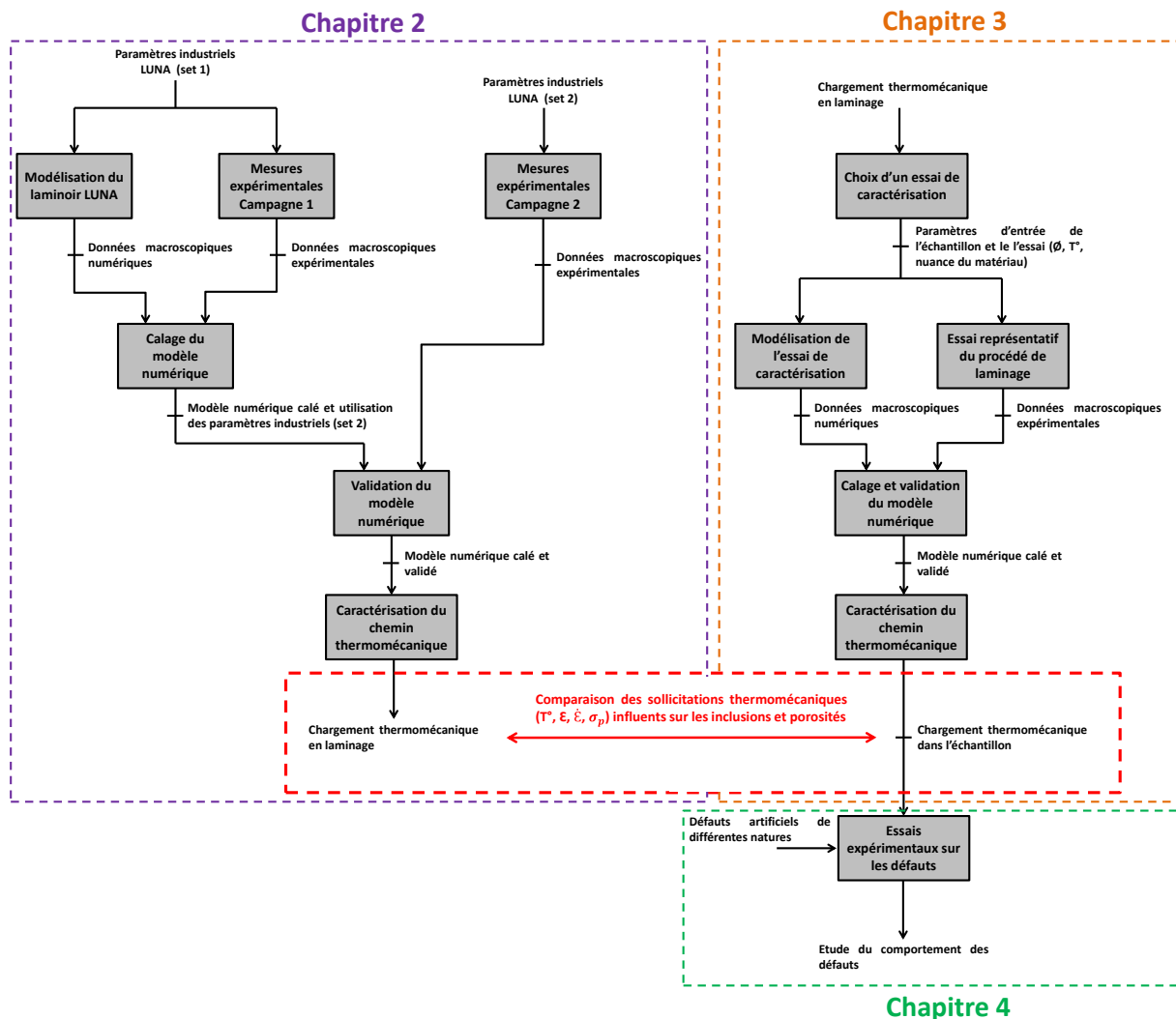


Figure 57 : Cheminement des travaux de thèse décrit à travers le manuscrit

Références bibliographiques

[AIS95] : AISI, American Iron and Steel Institute, 1995.

[AST29] : ASTM A295, Standard specification for high-carbon anti-friction bearing steel, 1998.

[BAG13] : 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, Vol. 37, pp. 4593-4607, 2013

[BAR02] : BARIANI P.F., & al., Experimental evaluation and FE simulation of thermal conditions at tool surface during cooling and deformation phases in hot forging operations, CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 51, pp. 219-222, 2002.

[BAR04] : BARRAU O., Etude du frottement et de l'usure d'acier à outils de travail à chaud, Thèse de doctorat, 2004.

[BAT03a] : BATAILLE Claude, Laminage des produits longs - Cages et trains, Techniques de l'Ingénieur, M7901, 2003.

[BAT03b] : BATAILLE Claude, Laminage des produits longs - Cylindres, calibrage, défauts, Techniques de l'Ingénieur, M7903, 2003.

[BAT03c] : BATAILLE Claude, Laminage des produits longs - Définitions et paramètres, Techniques de l'Ingénieur, M7900, 2003.

[BAT03d] : BATAILLE Claude, Laminage des produits longs - Demi-produits et produits finis, Techniques de l'Ingénieur, M7902, 2003.

[BEC58] : BECK G., Thermal conditions in tool steels in hot upsetting and forging between dies, Stahl und Eisen, Vol. 78, pp. 1556-1563, 1958.

[BER94] : BERANGER G., HENRY G., & SANZ G., Le livre de l'acier, Lavoisier : TEC & DOC, chapitre 6, pp. 129, 1994.

[BER81] : BERNARD G., RIBOUD P.V., URBAIN G., Investigation of the plasticity of oxide inclusions, Rev. Metall. Cahier d'Informations Techniques, Vol. 78, pp. 421-433, 1986.

[BUE88] : BUESSLER P., CHONE J., & ESTIVALET M.C., Evolution des défauts de surface au cours du laminage des produits longs, IRSID, 1988.

[BUR90] : BURTE P.R., & al., Measurement and analysis of heat transfer and friction during hot forging, Journal of Engineering for Industry, Vol. 112, pp. 332-339, 1990.

- [CER07] : CERRI Olivier, Rupture à chaud dans les aciers au cours de leur solidification : caractérisation expérimentale et modélisation thermomécanique, Thèse de doctorat, 2007.
- [CHE92] : CHEN B.K., THOMSON P.F., CHOI S.K., Temperature distribution in the roll-gap during hot flat rolling, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 30, pp. 115-130, 1992.
- [CHO04a] : CHONE Jeanne, Coulée continue de l'acier - Aspects métallurgiques, *Techniques de l'Ingénieur*, M7810, 2004.
- [CHO04b] : CHONE Jeanne, Coulée continue de l'acier - Outils et défauts, *Techniques de l'Ingénieur*, M7811, 2004.
- [COS04] : COSTES Frédéric, Modélisation thermomécanique tridimensionnelle par éléments finis de la coulée continue d'aciers, Thèse de doctorat, 2004.
- [DEV91] : DEVADAS C., & al., The thermal and metallurgical state of steel strip during hot rolling: Part I. Characterization of heat transfer, *Metallurgical and Materials Transactions*, Vol. 22, pp. 307-319, 1991.
- [DIN50]: DIN 50602, Microscopic examination of special steels using standard diagrams to assess the content of non-metallic inclusions, 1985.
- [DOH97] : DOHERTY R.D., & al., Current issues in recrystallization: a review, *Materials Science and Engineering*, A238: pp. 219-274, 1997.
- [DUA01] : DUAN X., SHEPPARD T., Prediction of temperature evolution by FEM during multi-pass hot flat rolling of aluminium alloys, *Modelling and Simulation in Material Science Engineering*, Vol. 9, 2001.
- [EN102] : EN 10247, Détermination micrographique de la teneur en inclusions non-métalliques des aciers à l'aide d'images types, 2007.
- [EN160] : EN 16016-2, Essais non destructifs - Méthodes par rayonnements - Tomographie informatisée - Partie 2 : principes, équipements et échantillons, 2011.
- [ERV05] : ERVASTI E., STÅHLBERG U., Void initiation close to a macro-inclusion during single pass reductions in the hot rolling of steel slabs: A numerical study, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 170, pp. 142-150, 2005.
- [FAB00] : FABREGUE Pascal, Métallurgie du laminage à chaud, *Techniques de l'Ingénieur*, M7860, 2000.
- [FAR89] : FARHI Joseph, Coulée continue de l'acier - Généralités - Données physiques et métallurgiques, *Techniques de l'Ingénieur*, M7810, 1989.
- [FAR06] : FARRUGIA D.C.J., Prediction and avoidance of high temperature damage in long product hot rolling, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 177, pp. 486-492, 2006.

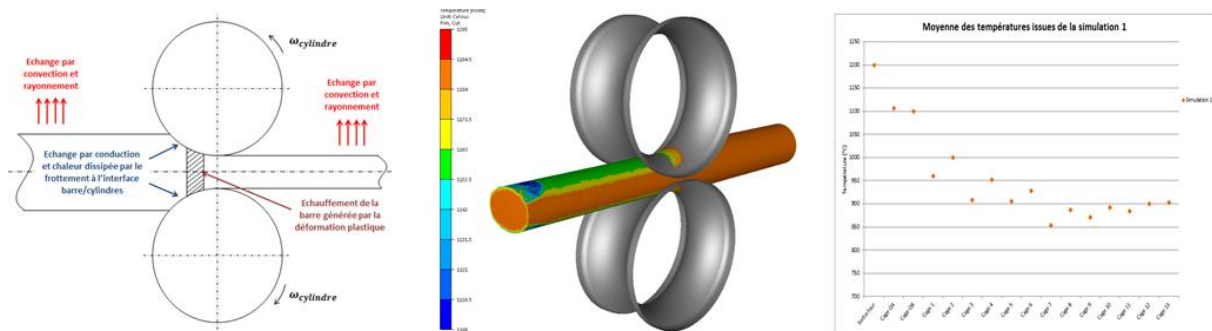
- [FEL80] : FELDER E., et MONTAGUT J.L., Friction and wear during the hot forging of steels, Tribology International, pp. 61-68, 1980.
- [FEL06] : FELDER E., Lubrification en mise en forme - Principes généraux et choix, Technique de l'Ingénieur, M3015, 2006.
- [FOR04] : FORESTIER Romain, Développement d'une méthode d'identification de paramètres par analyse inverse couplée avec un modèle éléments finis 3D, Thèse de doctorat, 2004.
- [FRE85] : FREDERIKSEN N., WANHEIM T., Development of friction tests for lubrication in model-material experiments, Journal of Mechanical Working Technology, Vol. 12, pp. 261-268, 1985.
- [GAU85] : GAUJE P., & WANIN M., Etude du rôle du corroyage sur la qualité des tôles provenant de brames de coulée continue, IRSID, 1985.
- [GEL94] : GELIN J.C., GHOUATI O., SHAHANI R., Apports de la simulation numérique pour l'identification du comportement rhéologique des alliages d'aluminium par essai de bi poinçonnement, Journal Physique III France, Vol. 4, pp. 685-706, 1994.
- [GU11] : GU S., & al., Multi-field coupled numerical simulation of microstructure evolution during the hot rolling process of GCr15 steel rod, Computational Materials Science, Vol. 50, pp. 1951-1957, 2011.
- [HAL11] : HALLOUMI Anouar, Modélisation mécanique et thermique du procédé de laminage asymétrique, Thèse de doctorat, 2011.
- [HAT86] : HATOMURA T., & al., Effect of accelerated cooling condition on ferritic and subsequent second phase transformations from deformed austenite, Transaction of the Iron and Steel Institute of Japan, Volume 27, Issue 5, Pages B. 158, 1986.
- [HAW16] : HAWRYLUK M., & JAKUBIK J., Analysis of forging defects for selected industrial die, Engineering Failure Analysis, Vol. 59, pp. 396-409, 2016.
- [HEN09] : HENRI Marc, Modélisation 3D thermomécanique du refroidissement primaire lors de la coulée continue d'aciers, Thèse de doctorat, 2009.
- [HOD96] : HODGSON P.D., Microstructure modeling for property prediction and control, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 60, pp. 27-33, 1996.
- [ISO16a] : ISO 16810, Essais non destructifs - Contrôle par ultrasons - Principes généraux, 2014.
- [ISO16b] : ISO 16823, Essais non destructifs - Contrôle par ultrasons - Technique par transmission, 2014.

- [ISO37] : ISO 3763, Aciers corroyés - Méthodes macroscopiques de détermination de la teneur en inclusions non métalliques, 1976.
- [ISO49a] : ISO 4967, Acier - Détermination de la teneur en inclusions non métalliques - Méthode micrographique à l'aide d'images types, 1998.
- [ISO49b] : ISO 4969, Steel - Macroscopic examination by etching with strong mineral acids, 1980.
- [KEL97] : KELLOW H.A., & al., The oxidation of steel at high temperatures and its effect on die surface temperatures in hot forging, Proceedings of the Seventeenth International Machine Tool Design and Research Conference, pp. 355-361, 1997.
- [KUB80] : KUBIE Jan, Etude théorique – Application à l'étude du transfert de matière dans un contact frottant, Thèse de doctorat, 1980.
- [LAG97] : LAGERGREN J., Friction evaluation in hot strip rolling by direct measurement in the roll gap of a model duo mill, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 70, pp. 207-214, 1997.
- [LEN06] : LENHARD A.L.Jr., & al., Method to estimate workpiece-die heat transfer coefficient on precision warm forging process, Proceedings of the 4th JSTP International Seminar on Precision Forging, pp. 93-98, 2006.
- [LI05] : LI X., & al., A coupling thermal mechanical and microstructural FE model for hot strip continuous rolling process and verification, Materials Science and Engineering, Vol. A 408, pp. 33-41, 2005.
- [LUO00] : LUO C., STÅHLBERG U., A mesomechanical approach for studying the material behavior close to non-metallic inclusions in steel hot-rolling, 2nd European Rolling Conference, VASTERAS, SWEDEN, 2000.
- [LUO01a] : LUO C., STÅHLBERG U., Deformation of inclusions during hot rolling of steels, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 114, pp. 87-97, 2001.
- [LUO01b] : LUO C., Evolution of voids close to an inclusion in hot deformation of metals, Computational Materials Science, Vol. 21, pp. 360-374, 2001.
- [MON03] : MONTMITONNET P., Analyse thermomécanique et applications, Techniques de l'Ingénieur, M3066, 2003.
- [MON02] : MONTMITONNET Pierre, Laminage – Objectifs et modélisation, Techniques de l'Ingénieur, M3065, 2000.
- [MRO07] : MROZ S., & al., Determination of the energy and power parameters during groove-rolling, Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, Vol. 22, pp. 59-62, 2007.

- [NAL13] : NALAWADE R.S., & al., Simulation of hot rolling deformation at intermediate passes and its industrial validity, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 77, pp. 8-16, 2013.
- [NSH95] : NSHAMA W., JESWIET J., Evaluation of temperature and heat transfer conditions at the metal-forming interface, *Annals of the CIRP*, Vol. 44, pp. 201-204, 1995.
- [PAS07] : PASCON F., & HABRAKEN A.M., Finite element study of the effect of some local defects on the risk of transverse cracking in continuous casting of steel slabs, *Computer Methods in Applied Mechanics & Engineering*, Vol. 196: pp. 2285-5599, 2007.
- [PIE94] : PIETRZYK M., & al., Heat exchange between the workpiece and the tool in the metal forming processes, 6th Conference on Formability, pp. 329-338, 1994.
- [POK97] : POKORNY Jean & POKORNY Annick, Action du corroyage sur la structure de coulée des aciers, *Techniques de l'Ingénieur*, M610, 1997.
- [POK98] : POKORNY Jean & POKORNY Annick, Inclusions non métalliques dans l'acier, *Techniques de l'Ingénieur*, M220, 1998.
- [QIN13] : QINGQIANG H., & al., Thermo-mechanical modeling and simulation of microstructure evolution in multi-pass H-shape rolling, *Finite Elements in Analysis and Design*, Vol. 76, pp. 13-20, 2013.
- [RAH89] : RAHIER P., & al., Comportement mécanique de la brame dans la zone de refroidissement secondaire d'une machine de coulée continue d'acier, *IRSID*, 1989.
- [SAB15] : SABY M., & al., A geometry-dependent model for void closure in hot metal forming, *Finite Elements in Analysis and Design*, Vol. 105, pp. 63-78, 2015.
- [SEL90] : SELLARS C.M., Modeling micro-structural development during hot rolling, *Material Science and Technology*, Vol. 6, pp. 1072-1081, 1990.
- [SIL11] : SILVA M.L.N., & al., Damage evolution during cross wedge rolling of steel DIN 38MnSiVS5, *Procedia Engineering*, Vol. 10, pp. 752-757, 2011.
- [STÅ92] : STÅHLBERG U., KEIFE H., A study of hole closure in hot rolling as influenced by forced cooling, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 30, pp. 131-135, 1992.
- [TAN87] : TANAKA M., ONO S., TSUNENO M., A numerical analysis on void crushing during side compression of round bar by flat dies, *Journal of JSTP*, Vol. 28, pp. 238-244, 1987.
- [TAN86] : TANAKA M., ONO S., TSUNENO M., Factors contributing to crushing of voids during forging, *Journal of JSTP*, Vol. 27, pp. 927-934, 1986.
- [THO71] : THORNTON P.A., The influence of non-metallic inclusions on the mechanical properties of steel, *Journal of materials science*, Vol. 6: pp. 347-356, 1971.

- [TRA05] : TRANSVALOR, Documentation technique du logiciel Forge, Vol. 5 - Données procédés.
- [UME92] : UMEMOTO Minoru, & al., Computer modeling of phase transformation from work-hardened austenite, ISIJ International, Vol. 32: pp. 306-315, 1992.
- [WAL85] : WALLERO A., Closing of a central longitudinal pore in hot rolling, Journal of Mechanical Working Technology, Vol. 12, pp. 233-242, 1985.
- [WAN96] : WANG A., THOMSON P.F., HODGSON P.D., A study of pore closure and welding in hot rolling process, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 60, pp. 95-102, 1996.
- [WAN15] : WANG B., & al., Analysis of the evolution behavior of voids during, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 221, pp. 121-127, 2015.
- [WIL79a] : D. WILSON Alexander, The influence of thickness and rolling ratio on the inclusion behavior in plates steels, Metallography, Vol. 12: pp. 233-255, 1979.
- [WIL79b] : WILSON W.R.D., Friction and lubrication in bulk metal-forming processes, Journal Applied Metal Working, Vol. 1, pp. 1-7, 1979.
- [YIN97] : YIN Hongbin, & al., "In situ" observation of collision, agglomeration and cluster formation of alumina inclusions particles on steel melts, ISIJ International, Vol. 37: pp. 936-945, 1997.
- [YU09] : YU H.L., & al., Behavior of inclusions with weak adhesion to strip matrix during rolling using FEM, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 209, pp. 4274-4280, 2009.
- [YU08a] : YU H., LIU X., BI H., CHEN L., Deformation behavior of inclusions in stainless steel strips during multi-pass cold rolling, Journal of Materials Processing Technology, 2008.
- [YUA07] : YUAN S., & al., 3D FE Analysis of thermal behavior of billet in rod and wire hot continuous rolling process, Journal of Iron and Steel Research, Vol. 14, pp. 29-32, 2007.
- [ZHA16] : ZHANG D., & al., Relationship between friction parameters in a COULOMB-TRESCA friction model for bulk metal forming, Tribology International, Vol. 95, pp. 13-18, 2016.
- [ZHA03] : ZHANG Lifeng, & THOMAS Brian G., Inclusions in continuous casting, XXIV National Steelmaking Symposium, pp. 138-183, 2003.
- [ZHA02] : ZHANG Lifeng & THOMAS Brian G., State of the art in evaluation and control of steel cleanliness, ISIJ International, Vol. 43: pp. 271-291, 2002.
- [ZHO00] : ZHOU Deguang, & al., Carbon segregation of bearing steel concasting billet, J. Mater. Sci. Technol., Vol. 16: pp. 273-276, 2000.

Chapitre 2: Modélisation du procédé de laminage de la ligne LUNA



Résumé :

Le chapitre 2 présente la stratégie mise en place pour modéliser la descente de laminage. Savoir prédire les sollicitations thermomécaniques (les états de déformation, la température, et les contraintes) dans la barre au cours du procédé permet d'aller plus loin dans la compréhension de l'évolution des défauts. Les raisons de modéliser le laminoir ne s'arrêtent pas là. En effet cela va permettre également de l'optimiser afin de diminuer la mise au mille, diminuer la consommation énergétique et l'usure des cylindres et enfin réduire les coûts, à la fois de la production et des essais.

SOMMAIRE

2.1 Modélisation du laminage & mesures expérimentales.....	85
2.1.1 Mise en place d'un modèle numérique.....	85
2.1.2 Résultats de la simulation numérique.....	93
2.1.3 Mesures expérimentales réalisées sur le laminoir	98
2.1.4 Résultats des mesures expérimentales.....	102
2.2 Confrontation du modèle numérique aux mesures expérimentales	108
2.2.1 Comparaison des résultats	108
2.2.2 Calage du modèle numérique avec la partie expérimentale	110
2.2.3 Vérification du caractère prédictif du modèle numérique.....	127
2.2.4 Conclusions.....	129
2.3 Sollicitations thermomécaniques subies dans la barre au cours du laminage	130
2.3.1 Evolution de la température	132
2.3.2 Evolution de la déformation.....	135
2.3.3 Evolution de la pression hydrostatique.....	144
2.3.4 Evolution de la vitesse de déformation.....	148
2.4 Conclusion.....	153
Références bibliographiques	154

Dans le chapitre précédent, l'étude bibliographique a permis de mettre en évidence les principales grandeurs thermomécaniques entrant en jeu lors de l'évolution de la propreté inclusionnaire des aciers au cours du laminage. Dans ce chapitre, la ligne de laminage LUNA va être modélisée et simulée afin d'obtenir la valeur de ces grandeurs thermomécaniques tout au long du laminage. Les résultats issus de cette simulation permettront de spécifier le cahier des charges pour le choix et le dimensionnement de l'essai de caractérisation du laminage, objet du chapitre 3.

2.1 Modélisation du laminage & mesures expérimentales

Les études rencontrées dans la littérature ont mis en avant les méthodes de modélisation d'un laminoir composé de plusieurs cages. Les grandeurs macroscopiques comme les efforts de laminage issues du modèle numérique sont comparées à celles relevées sur la ligne de production. Les grandeurs comparées sont dans le plus souvent des cas les efforts ou les couples de laminage. Les lois de comportement et d'échanges thermiques utilisées par divers auteurs pour réaliser leur modèle numérique sont développées. Il en est de même pour les modèles de frottement.

Dans la partie qui suit est présentée la méthode employée pour modéliser le laminoir LUNA. Le modèle de frottement ainsi que les lois de comportement et d'échanges thermiques retenus sont également détaillés. Les grandeurs macroscopiques données par la simulation numérique seront comparées à celles relevées expérimentalement sur le laminoir. Par la suite les paramètres thermomécaniques seront calés en se basant sur les résultats expérimentaux. Un nouveau modèle numérique sera réalisé, en conservant les valeurs des divers paramètres thermomécaniques mais en modifiant la nuance de la barre laminée et la descente de laminage afin de valider son caractère prédictif. Les résultats simulés avec ce second modèle seront de nouveau comparés à de nouvelles données expérimentales. Pour résumer deux modèles numériques sont développés en gardant les mêmes valeurs des paramètres thermomécaniques mais avec des diamètres de cylindres et des levées différentes. De plus, deux campagnes de mesures sont réalisées.

Lorsque le modèle sera calé et validé il sera alors possible de suivre les sollicitations thermomécaniques subies dans la barre lors des opérations de laminage.

Dans un premier temps, la méthode retenue pour modéliser le train de laminage est développée.

2.1.1 Mise en place d'un modèle numérique

2.1.1.1 Les objectifs du modèle numérique

Le logiciel Forge.NxT®, qui est un logiciel métier répandu dans le domaine de la mise en forme par déformation plastique à chaud, permet de faire une simulation par la méthode des éléments finis des phénomènes thermomécaniques qui se passent dans la barre au cours

du procédé. Il permet de prédire à l'échelle macroscopique les couples et les efforts sur les cages de laminage, les états de déformation, les champs de contraintes, la température, les vitesses de déformation et l'évolution de critères d'endommagement subis dans le produit mis en forme.

2.1.1.2 La méthodologie employée pour mettre en œuvre le modèle numérique

La mise en place de ce modèle numérique consiste à simuler les déformations successives de la barre dans chaque cage de laminage. Afin de réduire les temps de calculs, le modèle est découplé cage par cage et ne prend pas en compte directement les interactions avec les cages environnantes. Les études de LI et YUAN ont permis de déterminer la longueur initiale de la barre à 2m à l'entrée de chaque cage de laminage [LI05], [YUA07]. Il n'est pas nécessaire de laminier complètement la barre. La longueur de barre laminée est optimisée pour chaque cage afin de limiter les temps de calcul. En s'appuyant sur les études présentées précédemment et sur une étude préliminaire la longueur laminée en régime établi est fixée à 300mm et elle sera commune à toutes les cages. La Figure 58 illustre en détail les étapes de la méthodologie.

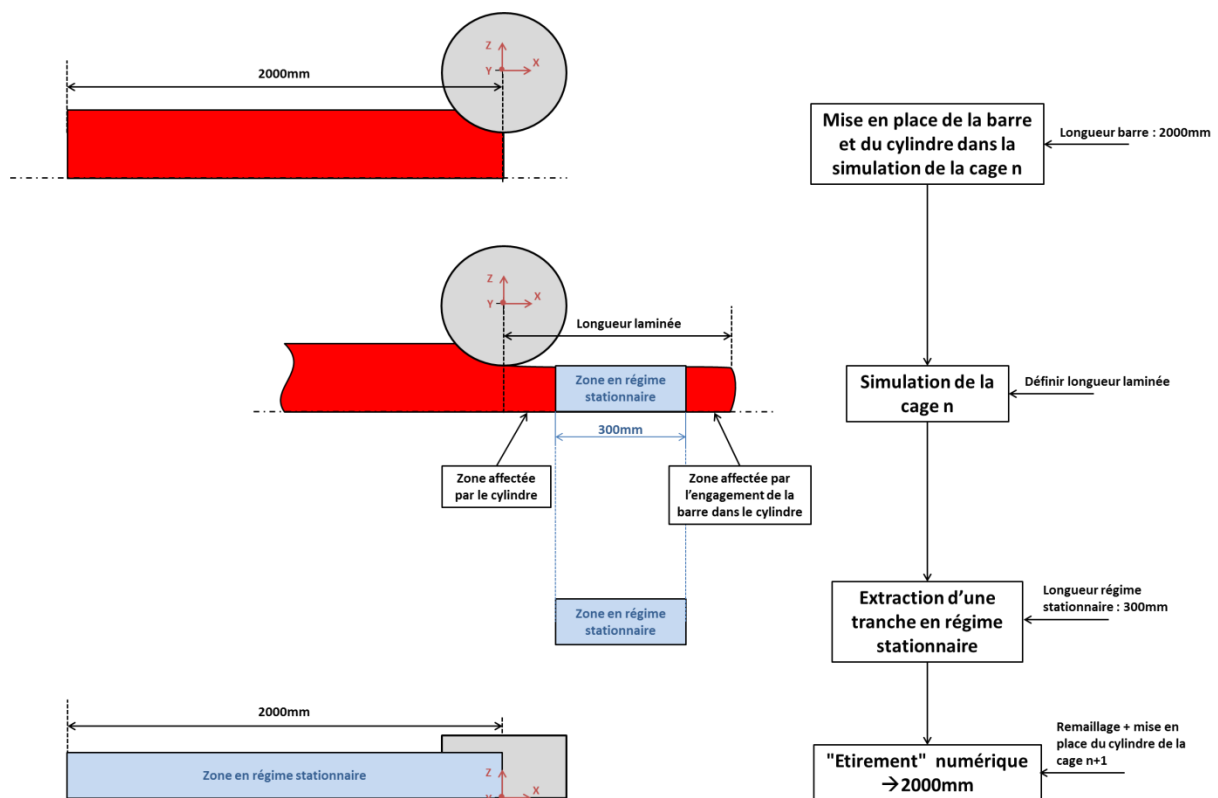


Figure 58 : Schéma de principe du modèle numérique découplé de la descente de laminage LUNA

Lors de sa mise en forme la barre peut être fractionnée en trois parties : le corps, la tête et le pied de barre. La tête et le pied de barre sont sujets à des défauts liés au régime instationnaire. En production les extrémités sont chutées à l'aide des cisailles volantes. L'impact de la barre dans les cylindres de laminage lors de l'engagement n'est pas pris en compte. La barre est engagée dans le cylindre de laminage dès le début de la simulation par une opération booléenne. Comme le montre la Figure 59, la tête de la barre est soumise à l'influence de l'engagement dans les cylindres de laminage. Les longueurs L1 et L2 représentent les zones affectées respectivement par les cylindres de laminage et par l'engagement de la barre. La valeur de la longueur L1 varie entre 100mm et 150mm tandis que la longueur L2 est d'environ 300mm. Loin des extrémités et des cylindres on suppose que la barre est dans un état thermomécanique identique à celui qu'elle aurait en sortie du laminage. Une partie de la barre laminée de longueur 300mm en régime stationnaire est prélevée. Cette portion de barre est allongée numériquement à une longueur de 2 mètres et elle est remaillée en conservant les valeurs calculées précédemment pour être ensuite placée dans la cage suivante. Tous les champs (températures, déformations, contraintes...) sont transportés d'une cage n à une cage n+1.

Le critère pour établir le régime permanent se base sur une variation de la température ($\frac{\Delta T}{T} < 2\%$) et de la déformation ($\frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon} < 2\%$). La Figure 59 illustre la méthode employée pour vérifier les deux critères retenus. Lorsque la barre a une longueur laminée suffisante, quatre plans sont placés dans la longueur de la barre avec un intervalle de 100mm. Dans chaque plan, sept capteurs sont introduits dans le quart de section de la barre afin de relever la valeur des températures et de la déformation équivalente afin de déterminer si les écarts d'un plan à l'autre sont inférieurs aux critères établis. Les valeurs de températures relevées ainsi que l'écart en pourcentage sont mentionnés dans le Tableau 6. Les écarts concernant les températures sont nettement inférieurs à 2%, le critère de température est donc vérifié. Cette démarche est également employée pour valider le critère de la déformation équivalente qui doit lui aussi être inférieur à 2%. Les valeurs de la déformation équivalente relevées dans chaque plan et les écarts en pourcentage sont indiqués dans le Tableau 7. Il est à noter que l'écart de la déformation équivalente calculé entre chaque plan ne dépasse pas 2%, ce qui permet d'affirmer que le critère est respecté.

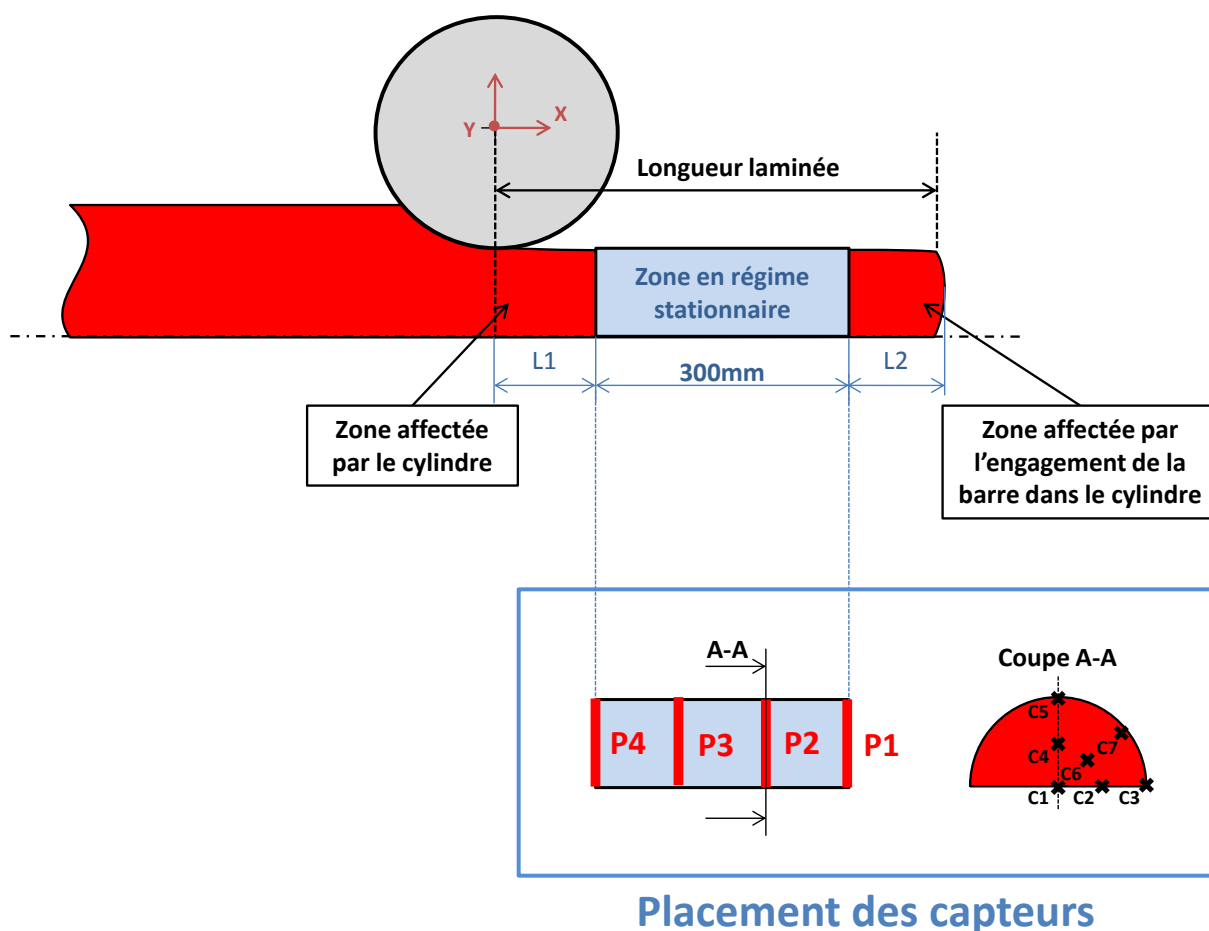


Figure 59 : Critère permettant de valider le régime établi de la portion de barre de 300mm

Tableau 6 : Relevé des températures et écarts en pourcentage pour vérifier que $\frac{\Delta T}{T} < 2\%$

	Température						
	Plan 1	Plan 2	$\Delta T(P1P2)/T(P1)$	Plan 3	$\Delta T(P1P2)/T(P1)$	Plan 4	$\Delta T(P1P2)/T(P1)$
Point 1	1204,45	1204,45	0,00%	1204,47	0,00%	1204,50	0,00%
Point 2	1204,43	1204,40	0,00%	1204,30	-0,01%	1204,31	-0,01%
Point 3	1144,76	1145,24	0,04%	1145,00	0,02%	1144,36	-0,03%
Point 4	1204,91	1204,90	0,00%	1204,88	0,00%	1204,94	0,00%
Point 5	1137,60	1134,48	-0,28%	1136,36	-0,11%	1138,04	0,04%
Point 6	1202,16	1202,90	0,06%	1202,77	0,05%	1202,62	0,04%
Point 7	1129,87	1131,30	0,13%	1130,90	0,09%	1130,30	0,04%

Tableau 7 : Relevé de la déformation équivalente et écarts en pourcentage pour vérifier que $\frac{\Delta\varepsilon}{\varepsilon} < 2\%$

	Déformation équivalente						
	Plan 1	Plan 2	$\Delta\varepsilon(P1P2)/\varepsilon(P1)$	Plan 3	$\Delta\varepsilon(P1P3)/\varepsilon(P1)$	Plan 4	$\Delta\varepsilon(P1P4)/\varepsilon(P1)$
Point 1	0,60	0,60	0,00%	0,60	0,00%	0,60	0,00%
Point 2	0,59	0,59	0,00%	0,59	0,00%	0,59	0,00%
Point 3	0,53	0,53	0,00%	0,53	0,00%	0,53	0,00%
Point 4	0,63	0,63	0,00%	0,63	0,00%	0,63	0,00%
Point 5	0,59	0,59	0,00%	0,58	-1,72%	0,59	0,00%
Point 6	0,64	0,64	0,00%	0,65	1,54%	0,65	1,54%
Point 7	0,70	0,71	1,41%	0,71	1,41%	0,70	0,00%

2.1.1.3 Mise en données du modèle numérique découplé cage par cage du laminoir LUNA

En entrée du laminoir, les semi-produits de diamètre 270mm issus de la coulée continue sont réchauffés dans un four à longerons mobiles pour atteindre une température d'environ 1200°C. Une fois la température atteinte, les blooms sont envoyés sur le train de laminage pour y être déformés afin d'obtenir la section finale souhaitée. Dans la configuration étudiée le produit laminé passe à travers 15 cages de laminage duo et 4 cages kocks pour atteindre un diamètre de 38mm avec un taux de corroyage d'environ 30. Les levées entre les cylindres des cages duo sont notées dans le Tableau 8.

Tableau 8 : Levées entre les cylindres de laminage pour la simulation 1

N° Cage	OA	OB	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
Levée LUNA (mm)	25	25	190	37	53	12	21	12	12	10	5	11	9	9	7

Les réductions par passes sont listées dans le Tableau 9. Le taux de réduction est donné par le rapport de la valeur de la section finale sur la section initiale et il est généralement exprimé en pourcentage ($Taux\ déformation = \frac{Section\ finale}{Section\ initiale} \times 100$). Le taux de réduction appliqué au produit dans chaque cage de laminage dépend de la levée entre les cylindres. Le diamètre final de la barre après calibration dans les cages Kocks est de 38mm. Le choix de suivre cette gamme de fabrication vient du fait qu'elle permet d'étudier le plus grand nombre de cages. Les données d'entrée du modèle numérique sont recensées dans le Tableau 10.

Tableau 9 : Taux de réduction par passe de laminage

Réduction par passe (%)	
Passe OA	17
Passe OB	16
Passe 1	6
Passe 2	20
Passe 3	28
Passe 4	30
Passe 5	25
Passe 6	30
Passe 7	27
Passe 8	25
Passe 9	20
Passe 10	26
Passe 11	21
Passe 12	28
Passe 13	25

Tableau 10 : Données d'entrée pour le modèle numérique

Paramètres	Bloom	Cylindres
Diamètre initial	270mm	Entre 350 et 700mm
Diamètre final	38mm	-
Température initiale	1200°C	Entre 65 et 90°C
Matériau	41Cr4	-
Longueur initiale	2000mm	-
Nombre de cages		15

Comme dans l'étude de YUAN, seulement un quart de bloom et un demi cylindre sont représentés pour analyser le procédé de laminage jusqu'à la cage 17 [YUA07]. Afin de prendre en compte les aspects thermiques dans la dernière étape de laminage, la moitié du bloom et un galet et demi sont modélisés dans les cages Kocks. La Figure 60 illustre la modélisation de la barre dans les cages duo et les cages Kocks. Dans le modèle numérique la barre est assimilée à un objet déformable. Quant aux cylindres, ils sont assimilés à des corps rigides, c'est-à-dire qu'ils ne subissent aucune déformation et que leur température reste constante tout au long de l'opération de mise en forme.

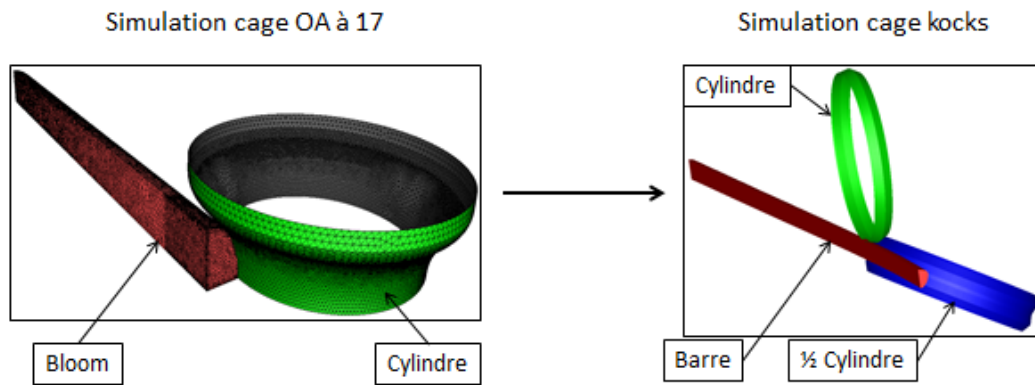


Figure 60 : Modélisation 1/4 de bloom pour les cages OA à 17 et 1/2 de bloom pour les cages Kocks

En s'appuyant sur les études de WANG, SABY, SILVA ou encore de HAWRYLUK, l'écoulement de la matière pendant le laminage est modélisé par la loi de comportement HANSEL-SPITTEL [WAN15], [SAB15], [SIL11], [HAW16]. Le frottement entre le produit laminé et les cylindres de laminage est modélisé par une loi de COULOMB limité TRESCA. En s'appuyant sur la littérature le coefficient de frottement suivant TRESCA dans notre étude est de 0,8 [LI05]. Une pré-étude a montré qu'un coefficient de frottement inférieur à 0,6 entre la barre et le cylindre de laminage provoque du glissement. Les phénomènes de transfert de chaleur décrits sur la Figure 61 sont pris en compte dans le logiciel Forge.NxT®. Conformément aux travaux de DEVADAS la valeur retenue pour le coefficient d'échange par conduction entre la barre et les cylindres de laminage dans notre étude est de 50 000W/m²K [DEV91]. La valeur du coefficient d'échange thermique par convection donnée par défaut dans le logiciel Forge.NxT® est de 10 W/m²K. Cette valeur est retenue pour notre étude. Par défaut la valeur de l'émissivité introduite dans le logiciel de simulation Forge.NxT® est 0,88.

La valeur des différents coefficients intervenant dans les échanges thermiques entre la barre et les cylindres sont listées dans le Tableau 11. Le temps de refroidissement entre chaque cage de laminage a également été pris en compte pour déterminer les échanges par convection et rayonnement.

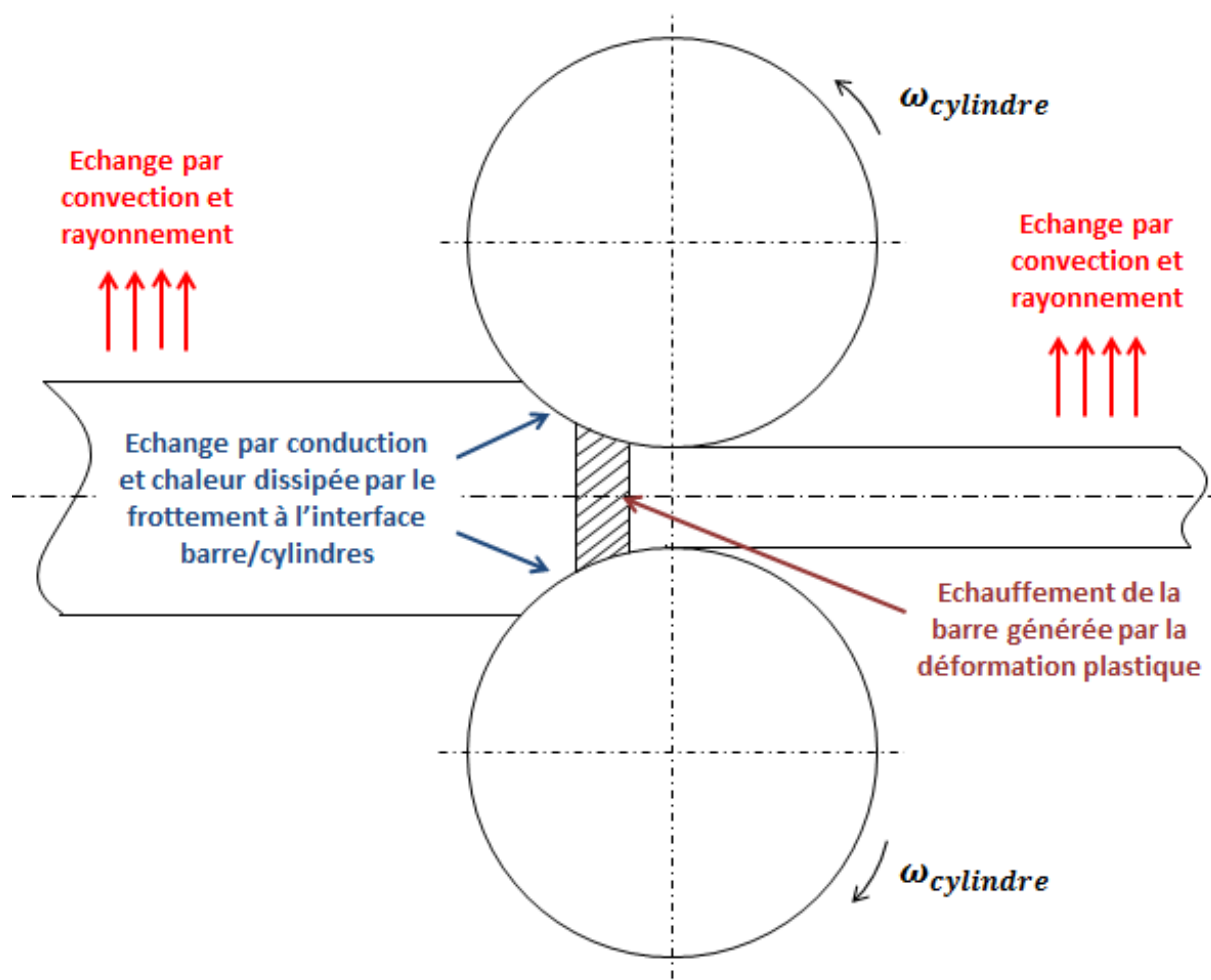


Figure 61 : Illustration des phénomènes thermiques pris en compte dans le logiciel Forge.NxT©

Tableau 11 : Valeurs des coefficients d'échanges thermiques intervenant dans la simulation numérique n°1

Type de transfert de chaleur	Valeur du coefficient
Coefficient de frottement	0,8
Effusivité des cylindres [b en $J.K^{-1}.m^{-2}.s^{\frac{1}{2}}$]	11763
Conduction [α en $W/m^2.^{\circ}C$]	50000
Convection [h en $W/m^2.^{\circ}C$]	10
Rayonnement [ε sans unité]	0,88

2.1.2 Résultats de la simulation numérique

Les données de sortie du modèle numérique sont illustrées sur la Figure 62. Ces données se classent en deux catégories. La première regroupe les données de sortie servant à caler le modèle numérique par rapport aux mesures expérimentales et la seconde recense les paramètres influant sur le comportement des inclusions. En effet, le modèle numérique permet d'évaluer les paramètres influant sur la propreté inclusionnaire et la microstructure afin d'établir une référence pour le choix et le dimensionnement de l'essai représentatif (cf chapitre 3).

Les couples et les températures simulés vont permettre de faire une comparaison avec les résultats mesurés sur la ligne de production. Les couples et les températures simulés numériquement sont moyennés. Des outils pour réduire le temps de dépouillement des données numériques ont été mis en place. Dans la simulation n°1 aucun calage du modèle numérique n'a été réalisé.

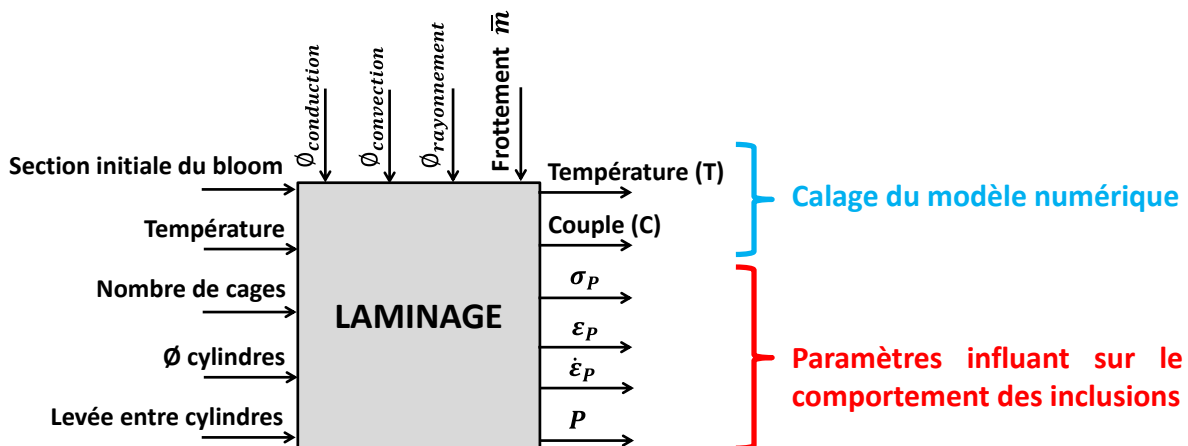


Figure 62 : Données d'entrée et de sortie permettant le calage du modèle numérique et influant sur le comportement des inclusions

2.1.2.1 Résultats des couples de laminage simulés

L'exemple présenté Figure 63 montre l'évolution du couple de laminage simulé de la cage 5. Lorsque la barre commence à être laminée le couple atteint une valeur maximum puis un régime établi se met en place ①. Les couples simulés présents dans la zone de régime établi repérée en rouge sont moyennés pour être comparés par la suite aux couples expérimentaux ②. La zone de régime permanent est déterminée de sorte à ce que le couple simulé maximal et minimal ne dépasse pas $\pm 5\%$ de la valeur moyenne afin de supprimer le pic initial. Dans le cas présenté sur la Figure 63 la valeur moyenne du couple simulé présent dans la zone de régime permanent est de 50450N.m. Les couples maximal et minimal à ne pas dépasser pour respecter la règle des 5% ont une valeur respective de 52972,5N.m et 47927,5N.m. Les couples simulés dans cette zone ont une valeur maximale de 51421N.m et une valeur minimale de 50343N.m ce qui représente un écart inférieur à 2% de la valeur

moyenne pour les deux cas. Par comparaison les couples simulés sont inférieurs aux bornes fixées par la règle des 5%.

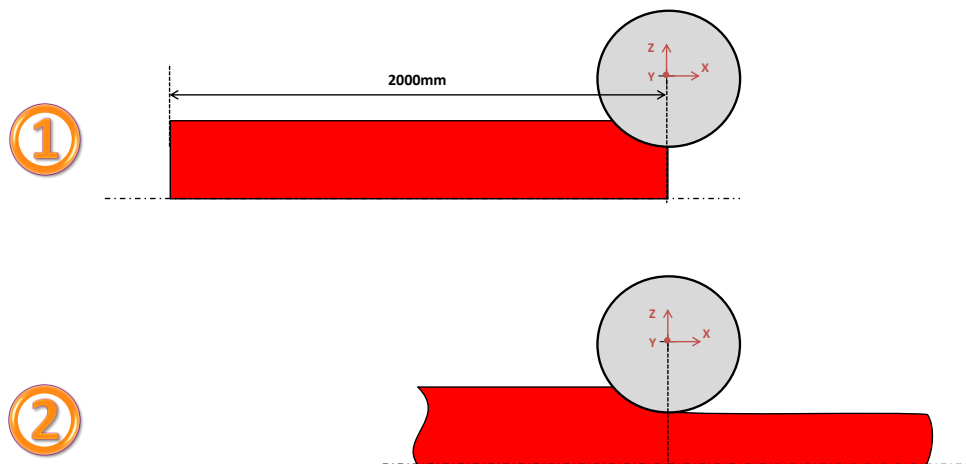
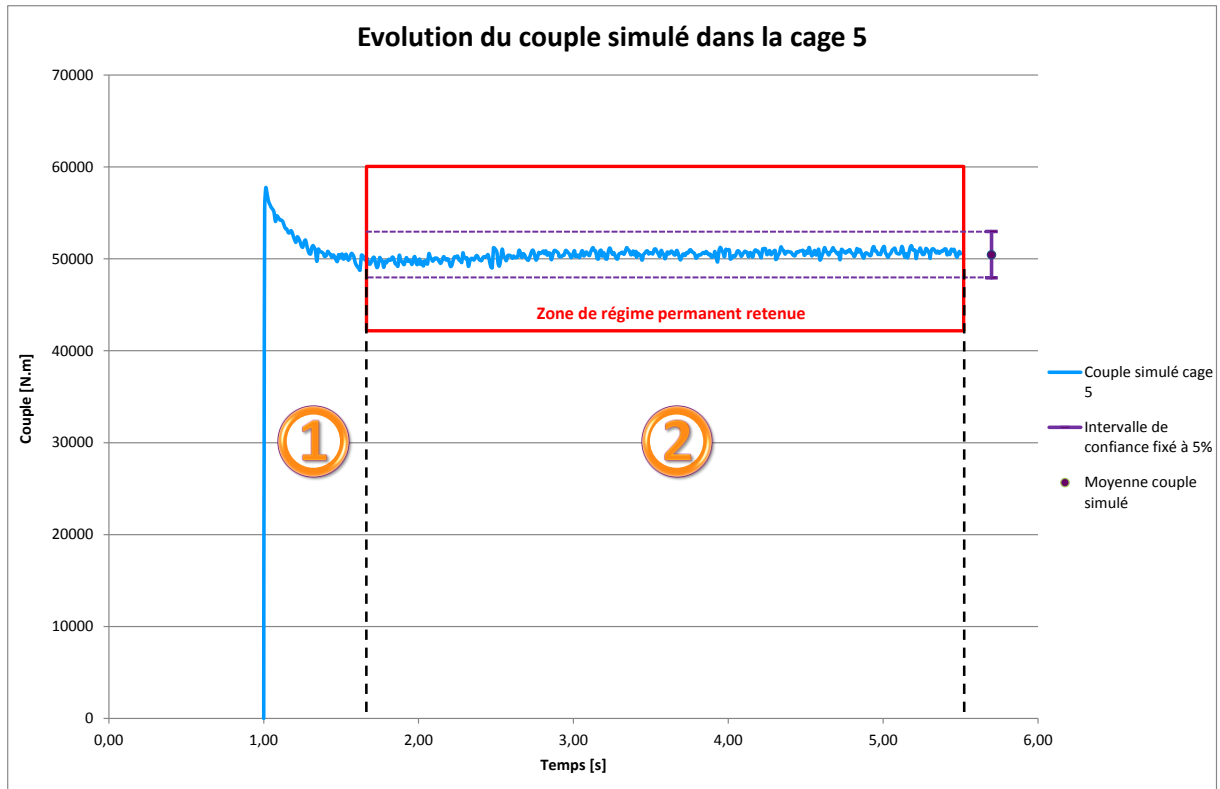


Figure 63 : Exemple de l'évolution du couple de la cage 5

La Figure 64 présente la moyenne des couples issus de la simulation n°1. Pour les cages dégrossisseuses OA et OB le niveau de couples atteint 160 000N.m. Les couples pour les cages 1 à 7 (cages intermédiaires) varient entre 40 000 et 120 000N.m. Tandis que pour les cages finisseuses les couples mis en jeux se trouvent aux alentours de 20 000N.m. Avec ces résultats une première tendance se dessine puisqu'une différence de couples est notable suivant le type de cages dans lequel se trouve la barre.

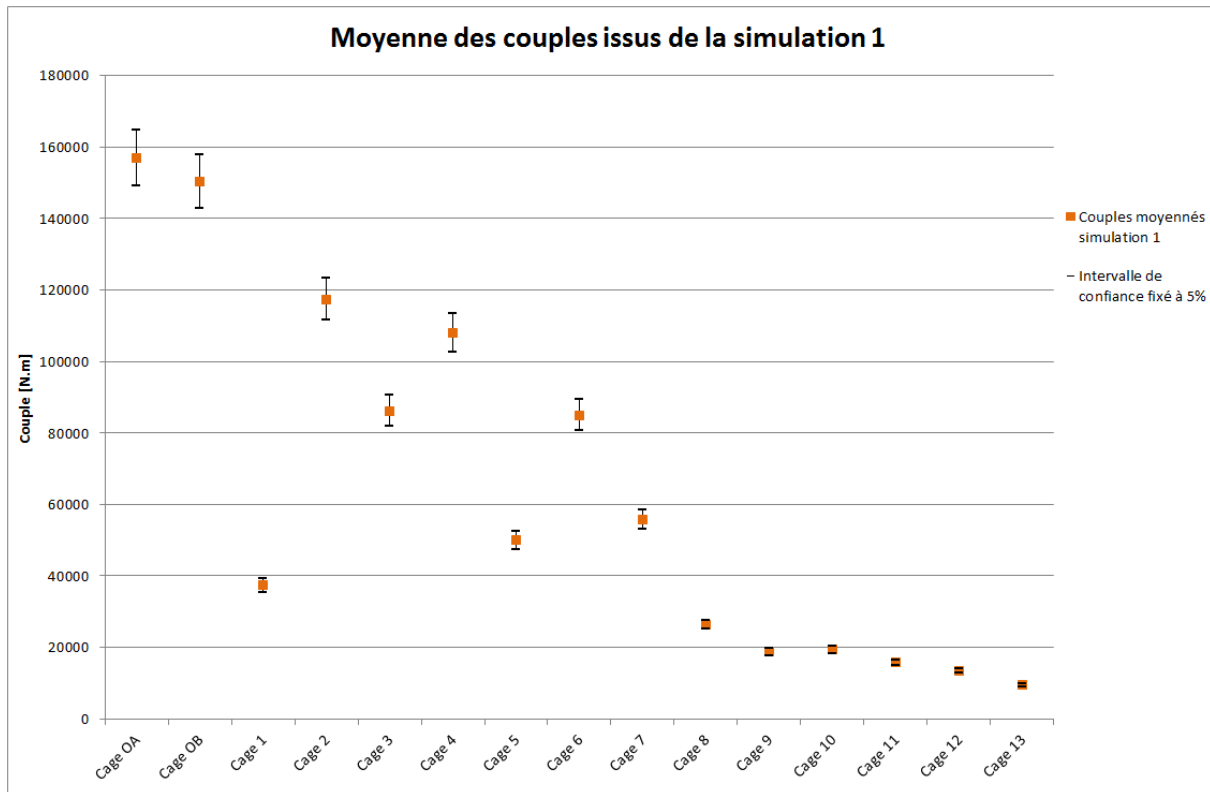


Figure 64 : Moyenne des couples simulés pour chaque cage de laminage (simulation 1)

2.1.2.2 Résultats des températures simulées

La Figure 65 présente la méthode employée pour obtenir la moyenne des températures de surface issues de la simulation. Pour relever les températures sur la longueur de la barre laminée une ligne est tracée alternativement sur la surface forgée (cages impaires) et sur le bord libre (cages paires). Une moyenne des valeurs relevées est calculée après chaque cage. L'alternance du relevé de températures sur la face forgée et sur le bord libre vient de l'alternance des axes de rotation vertical-horizontal des cylindres de laminage. En procédant de la sorte une comparaison des températures simulées avec celles relevées expérimentalement sera possible. La Figure 66 illustre l'orientation des mesures de température sur la ligne de production.

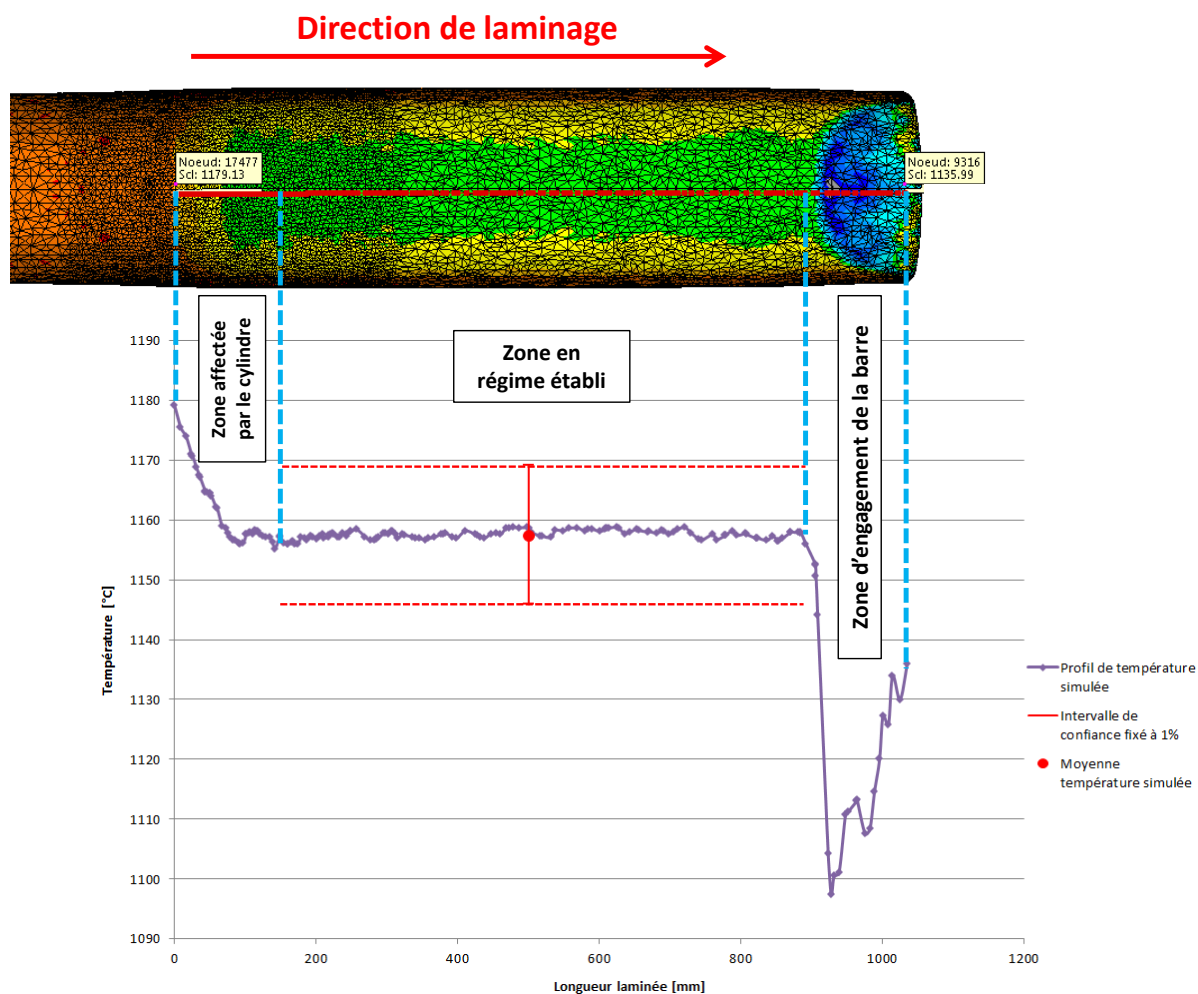


Figure 65 : Méthode employée pour relever la température des barres forgées en simulation

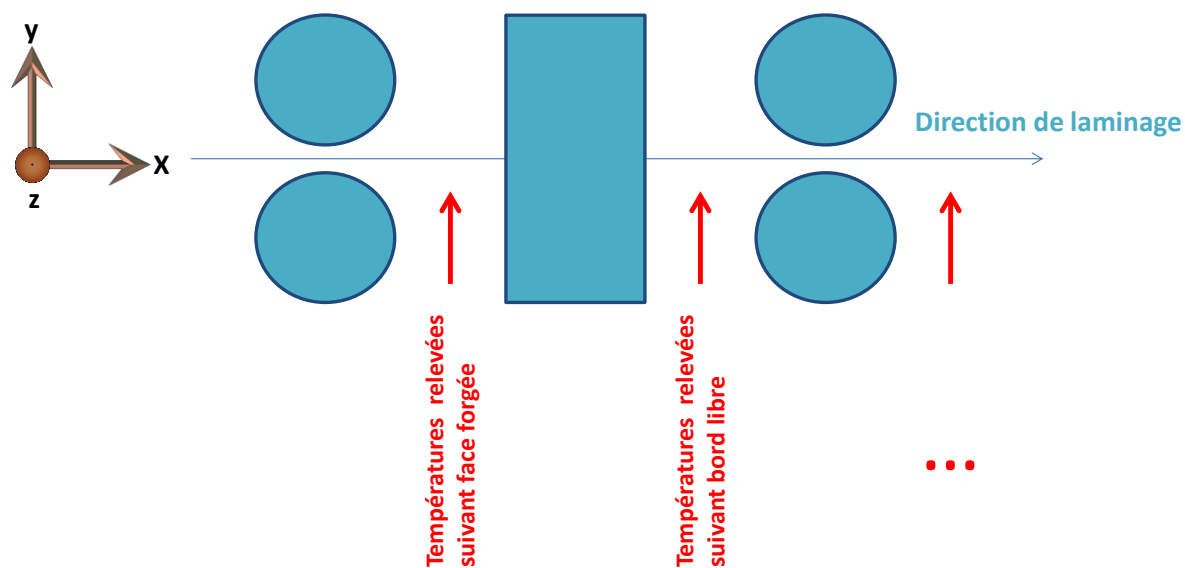


Figure 66 : Orientation des mesures de températures sur le laminoir LUNA

La Figure 67 montre les moyennes de température de la barre après chaque passe de laminage. Le graphique présente une alternance des niveaux de température entre les cages impaires et paires. Le relevé de températures pour les cages impaires se fait suivant la face forgée ce qui implique des échanges thermiques par conduction élevés entre la barre et le cylindre. Ce qui n'est pas le cas suivant le bord libre qui est soumis à des échanges par convection avec le milieu ambiant. C'est pourquoi les températures relevées suivant la face forgée sont inférieures à celles relevées sur le bord libre.

Le temps mis par la barre pour aller de la cage OB à la cage 1 est d'environ 30 secondes. Une chute de température est à noter en surface de la barre entre ces deux cages notamment due à des échanges par rayonnement avec le milieu ambiant. A partir de la cage 3 la température se trouve aux alentours de 900°C et elle évolue peu. En fin de forgeage la température de la barre se trouve toujours au-dessus de la température du domaine austénitique qui est recherché pour la mise en forme par déformation plastique à chaud.

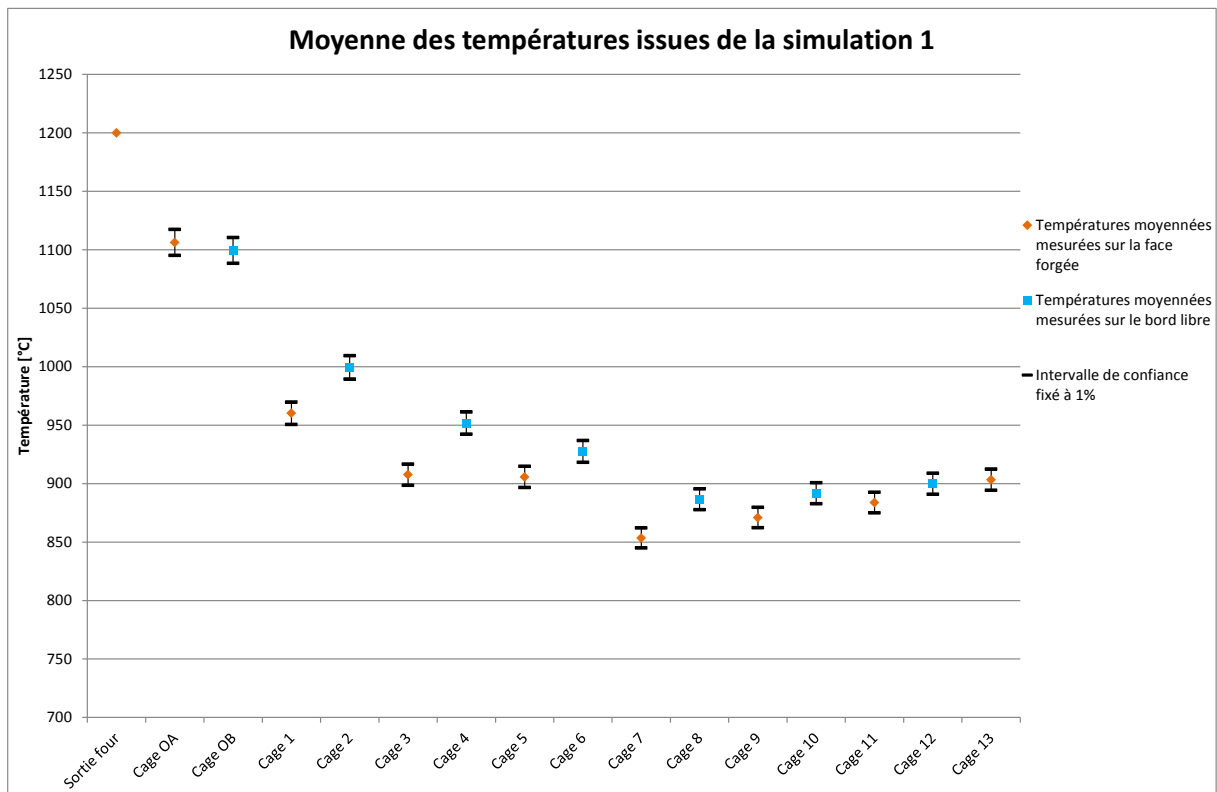


Figure 67 : Moyenne des températures simulées à la sortie de chaque cage de laminage (simulation 1)

Les résultats de la simulation numérique vont maintenant pouvoir être comparés aux mesures expérimentales afin de réaliser le calage du modèle numérique.

2.1.3 Mesures expérimentales réalisées sur le laminoir

Disposer d'un modèle numérique prédictif de la ligne de production passe par l'étape de validation. Deux campagnes de mesures sont réalisées sur la ligne de production. La première campagne de mesures a servi à caler le modèle numérique. En effet, les paramètres de frottement et d'échanges thermiques sont ajustés en se basant sur la comparaison des grandeurs macroscopiques que sont les températures et les couples de laminage. La seconde campagne réalisée sur une gamme de production différente de la première a permis de valider le modèle numérique en utilisant les mêmes paramètres thermomécaniques que ceux du modèle calé. Les grandeurs macroscopiques comparées lors de cette seconde campagne sont également les températures et les couples de laminage.

2.1.3.1 Les données mesurées sur le laminoir

Pour les deux campagnes de mesures, les données de sortie mesurées sur la descente de laminage sont : les couples de laminage et la température en surface du bloom. Plusieurs auteurs, dont les études ont été présentées précédemment, réalisent un calage de leur modèle numérique avec ces deux données de sortie [NAL13], [YUA07], [LI05]. Pour des questions de sécurité et d'accessibilité sur la ligne de production le placement des appareils de mesures est limité à certaines zones.

Pour l'acquisition des couples, des capteurs sont disposés sur le système d'entraînement des cylindres de laminage. Les enregistrements des couples sont disponibles pour la totalité des cages composant le laminoir en mesurant l'intensité consommée par les moteurs d'entraînement. Dans notre étude les deux cylindres qui composent une cage de laminage duo sont moteurs.

La température en surface du bloom est collectée à différents points de la production à l'aide d'appareils de mesures sans contact. La barre émet un rayonnement mais celui-ci peut être en partie absorbé par le milieu extérieur. De plus le rayonnement d'un corps environnant peut venir perturber la mesure de la température de la surface souhaitée.

Le matériel utilisé pour relever les températures est : une caméra thermique, des pyromètres monochromatiques et bi-chromatiques. La caméra thermique fonctionne avec un système de mesure infrarouge. Elle enregistre les différents rayonnements infrarouges émis par un corps dont la température varie. La Figure 68 illustre la mesure par caméra thermique du flux de chaleur par rayonnement émis depuis une surface. Par la suite, un détecteur transforme l'énergie infrarouge obtenue en signaux électriques qui permettent une conversion en température via une électronique d'interprétation. La valeur de l'émissivité peut être entrée lors du post traitement et dépend de l'environnement dans lequel la caméra se trouve. De nos jours les caméras thermiques sont équipées de filtre de correction atmosphérique afin d'éviter les pertes de transmission dues à la vapeur d'eau ou au gaz carbonique qui absorbent les radiations infrarouges. Il est nécessaire de prendre en compte les sources de rayonnements thermiques proches de la cible de mesures car elles peuvent fausser les mesures. Il en est de même pour les poussières et les fumées qui peuvent entacher l'optique. La plage de

fonctionnement pour la caméra thermique de la marque FLIR SYSTEMS est de 300 à 1500°C.

Les pyromètres monochromatiques fonctionnent avec une seule longueur d'onde ce qui nécessite de rentrer une valeur d'émissivité qui dépend fortement de l'environnement de la mesure. D'après la documentation du fabricant de pyromètres OPTRIS, pour des aciers laminés à chaud la valeur de l'émissivité varie entre 0,8 et 0,9. Une étude préliminaire a permis d'établir une valeur de l'émissivité du matériau à 0,88. Lors de cette étude des lopins de diverses nuances sont chauffés dans un four électrique à 1200°C et leur température en sortie de four est mesurée à l'aide de pyromètres. La comparaison entre la température relevée et la consigne du four a permis d'ajuster la valeur de l'émissivité. Les pyromètres utilisés ont une plage de fonctionnement de 500 à 2 000°C.

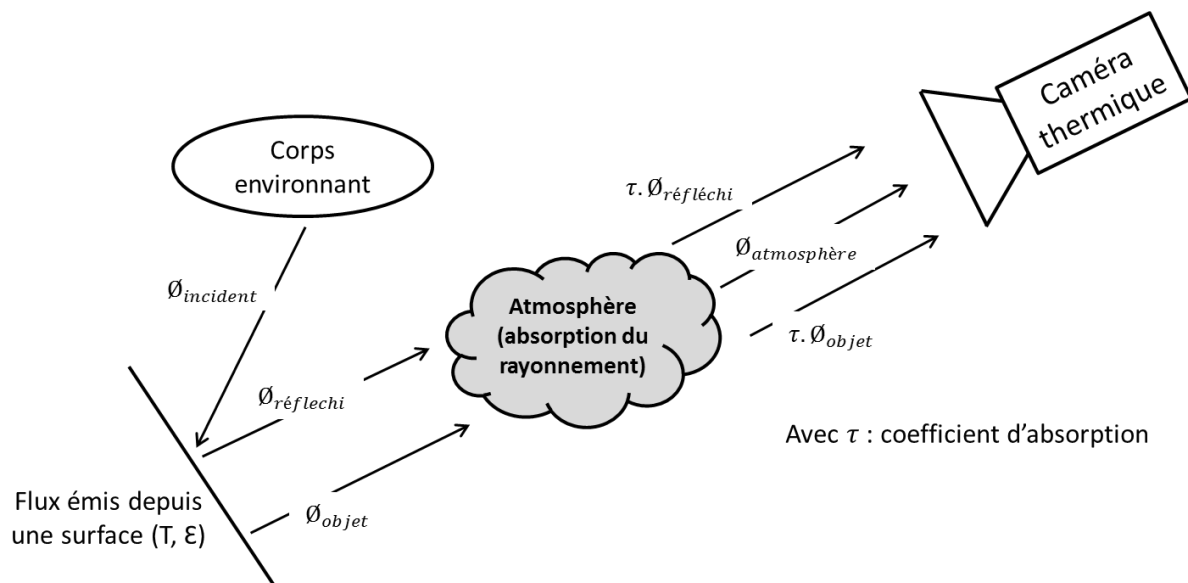


Figure 68 : Mesure de température par caméra thermique

Des pyromètres bi-chromatiques fixes sont implantés le long de la ligne de production. Cette technologie de pyromètres ne nécessite pas de réglages de l'émissivité. Les pyromètres bi-chromatiques fonctionnent suivant deux longueurs d'ondes distinctes proches l'une de l'autre afin de supposer constant le paramètre d'émissivité. Ils peuvent être utilisés pour évaluer la valeur de l'émissivité à fournir aux pyromètres monochromatiques et aux caméras thermiques en comparant les mesures de températures (Figure 69). Ce type de fonctionnement rend les pyromètres bi-chromatiques peu sensibles aux poussières et aux fumées.



Figure 69 : Relevé de températures avec un pyromètre bi-chromatique et une caméra thermique afin d'évaluer la valeur de l'émissivité

2.1.3.2 Configuration du laminoir lors de la campagne de mesure n°1

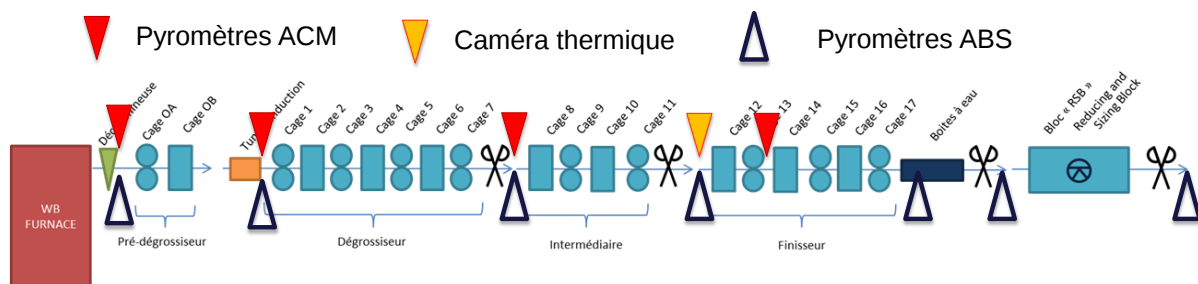
La configuration du laminoir lors de la campagne de mesures permettait de produire des barres en acier de nuance 41Cr4 avec un diamètre de 38mm. Pour atteindre ce diamètre de produit fini, la barre de diamètre initial 270mm passe à travers les quinze premières cages du laminoir et quatre cages Kocks. Les mesures de couples et de températures sont relevées sur une production de 35 barres. La température de la barre en sortie de four est de 1200°C, ce qui permet d'effectuer les opérations de mise en forme en ayant une microstructure de la barre dans le domaine austénitique tout au long du laminage avant les cages Kocks. Les données sur les blooms et les cylindres sont listées dans le Tableau 12.

Tableau 12 : Configuration du laminoir lors de la campagne de mesures n°1

Paramètres	Bloom	Cylindres
Diamètre initial	270mm	∈ [350mm ; 700mm]
Diamètre final	38mm	-
Température initiale	1200°C	∈ [65°C ; 90°C]
Matériau	41Cr4	-
Longueur initiale	6000mm	-
Nombre de cages		15

La Figure 70 montre la disposition des appareils de mesures lors de la première campagne. Les triangles pleins de couleur rouge représentent les quatre pyromètres monochromatiques utilisés au sein du centre de recherche ACM. Le placement des deux caméras thermiques est représenté par les triangles pleins jaunes. Les triangles vides désignent les pyromètres bi-chromatiques qui sont fixes le long de la descente de laminage. Les caméras thermiques se trouvent aux mêmes endroits que les pyromètres bi-chromatiques installés par les soins de l'usine afin de pouvoir comparer les températures.

Tous les appareils de mesure sont placés de sorte à évoluer dans les meilleures conditions afin de limiter l'influence de l'environnement mais aussi de cibler des zones sur la barre non contaminées par la calamine.



2.1.3.3 Configuration du laminoir lors de la campagne de mesure n°2

Lors de la seconde campagne de mesures, la gamme de production permet d'obtenir des produits finis de diamètre 60mm. La nuance des barres laminées est un acier C45. Les diamètres des cylindres ainsi que les levées entre ces derniers sont différents de la campagne précédente. Seules les treize premières cages de l'outil de production et quatre cages Kocks sont utilisées. Les mesures de couples et de températures ont été enregistrées sur soixante blooms laminés. Les données concernant l'outil de production sont renseignées dans le Tableau 13. La température relevée sur la surface des blooms en sortie de four lors de cette seconde campagne est de 1200°C et elle est similaire à celle relevée lors de la première campagne.

Tableau 13 : Configuration du laminoir lors de la campagne de mesures n°2

Paramètres	Bloom	Cylindres
Diamètre initial	270mm	∈ [350mm ; 700mm]
Diamètre final	60mm	-
Température initiale	1200°C	∈ [65°C ; 90°C]
Matériau	C45	-
Longueur initiale	6000mm	-
Nombre de cages		13

Les données de sortie relevées lors de la deuxième campagne de mesures sont identiques à la précédente à savoir la température du bloom et les couples de laminage. La Figure 71 montre la position des appareils de mesures servant à relever les températures des blooms au cours du laminage. Les moyens de mesures utilisés sont également identiques à savoir des pyromètres monochromatiques repérés par des triangles pleins rouges et les pyromètres bi-chromatiques propres à l'usine par des triangles vides. Lors de cette nouvelle campagne de mesures la caméra thermique n'a pas été utilisée.

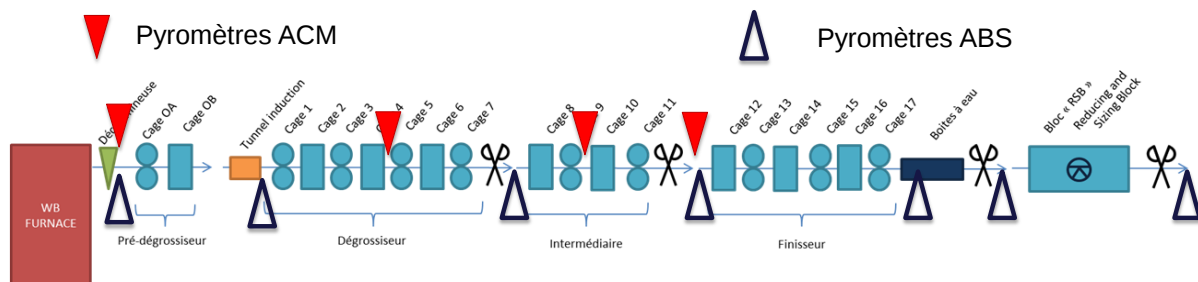


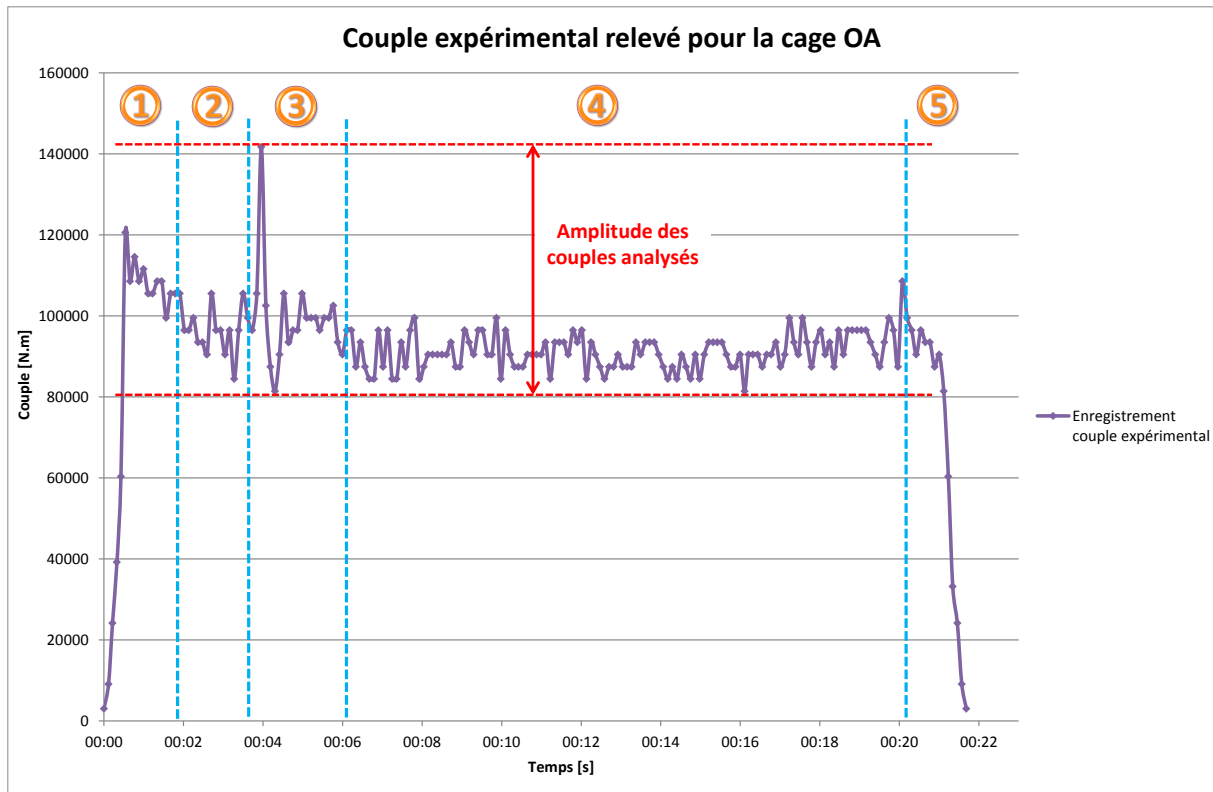
Figure 71 : Répartition des appareils de mesures sur le laminoir LUNA (campagne 2)

2.1.4 Résultats des mesures expérimentales

2.1.4.1 Les mesures de couples lors de la campagne n°1

La Figure 72 illustre l'enregistrement du couple expérimental relevé pour la cage OA. La courbe fait apparaître plusieurs phases durant le laminage de la barre. Tout d'abord la barre est engagée dans la cage OA d'où le pic de couple visible dans la phase ①. Un régime établi se met en place ② jusqu'à ce la barre entre dans la cage suivante ce qui fait intervenir un nouveau pic de couple ③. Le couple atteint ensuite une nouvelle phase de régime établi ④. La phase ⑤ représente la sortie de la barre de la cage OA. La zone délimitée par les traits pointillés rouges montre l'amplitude des couples à fournir aux cylindres de laminage afin d'assurer l'entraînement de la barre à travers la cage OA. L'amplitude des couples s'étend de 81500N.m à 141700N.m. L'allure de la courbe observée Figure 72 pour le relevé du couple de la cage OA est valable pour les autres cages composant le laminoir.

La valeur maximale du couple de laminage est atteinte lorsque le bloom s'engage dans la cage étudiée et dans la suivante. Il serait aisé de dire que si la moyenne des couples simulés se situe dans la zone définie par les traits pointillés rouges alors le modèle est prédictif. Or, ce n'est pas le cas car la variation de l'étendue des mesures entre le couple minimale et maximale est d'environ 40% soit un écart de 60000N.m. Afin d'avoir une meilleure précision dans la comparaison de nos résultats, une boîte entre le premier et le troisième quartile a été mise en place. En effet, cette boîte regroupe 50% des valeurs mesurées durant la production. La méthode présentée pour analyser les couples de la cage OA est employée pour les cages suivantes du laminoir. Les mesures de couples lors de l'engagement de la barre entre les cylindres ne sont pas prises en compte car cette étape n'est pas modélisée dans notre modèle numérique.



- ① Engagement de la barre dans la cage OA
- ② Couple en régime établi
- ③ Engagement de la barre dans la cage OB
- ④ Couple en régime établi
- ⑤ Sortie de la barre de la cage OA

Figure 72 : Allure du couple enregistrée pour la cage OA

La Figure 73 montre l'amplitude des couples relevés sur la ligne LUNA délimitée par le premier et le troisième quartile. La moyenne des couples est représentée en rouge. Les couples pour les cages pré-dégrossisseuse (OA, OB) et dégrossisseuses (cage 1 à 7) sont supérieurs à 60 000N.m. Ce n'est pas le cas pour la cage 1 dont le couple est d'environ 40 000N.m. En effet, cette cage est composée de deux cylindres circulaires et le taux de réduction de 6% lors de cette passe est faible, comparé par exemple au taux de déformation de la cage 4 qui est de 30%.

Les couples mis en jeu pour les cages intermédiaires (cage 8 à 11) et finisseuses (cage 12 à 13) se situent en dessous de 40 000N.m et tendent à diminuer jusqu'à la cage 13 pour atteindre 10 000N.m. La réduction de la section de la barre au cours du laminage entraîne une diminution des couples cage après cage avec un diamètre des cylindres restant à peu près identique.

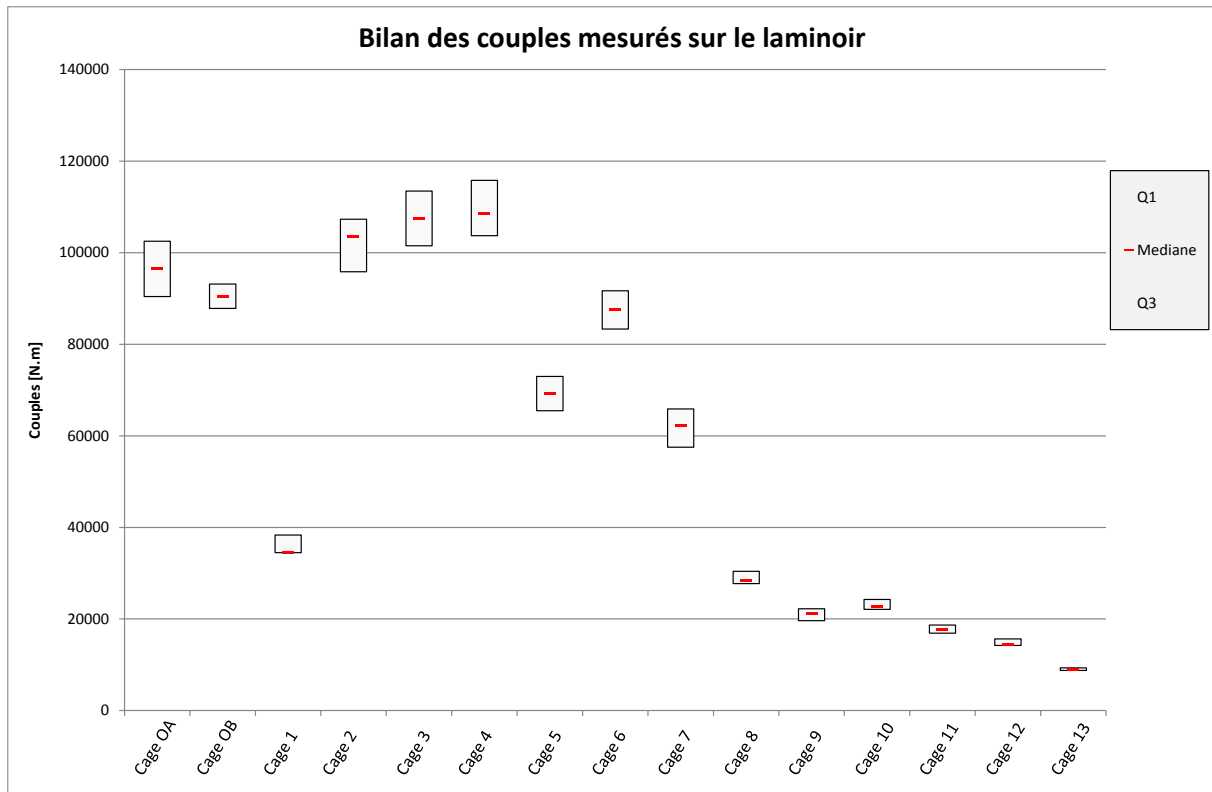


Figure 73 : Couples relevés sur la ligne de production LUNA lors de la première campagne

2.1.4.2 Les mesures de températures lors de la campagne n°1

Un relevé de la température expérimentale en sortie de cage 7 est représenté sur la Figure 74. A partir de cette courbe il est possible de visualiser deux phénomènes. Premièrement un gradient de température est présent entre le début et la fin de la barre laminée, la température en début de barre étant plus élevée. Le second phénomène rencontré est le saut de température régulier, indiqué en rouge sur le graphique, qui provient de l'étape de réchauffage. En effet, dans le four la barre repose sur des longerons en matériaux réfractaires ce qui engendre un gradient thermique à proximité des zones d'appui. Ce phénomène est seulement visible à partir de la cage 1 car avant d'entrer dans cette cage la barre n'est en prise dans aucune cage et elle est libre de s'orienter comme elle le souhaite. La Figure 75 montre que la zone de la barre en appui sur les longerons dans le four peut se retrouver orientée dans la direction des appareils de mesures.

La dérive de température au cours du laminage ne pourra pas être prise en compte dans le modèle numérique du fait de la stratégie de simulation choisie qui consiste à découpler le modèle cage par cage. Pour la suite de l'étude, l'amplitude des températures relevées en surface de la barre est bornée par la valeur maximale et minimale. La température moyenne est également calculée. L'étendue et la moyenne des températures enregistrées sur la ligne sont représentées en orange sur le graphique de la Figure 74.

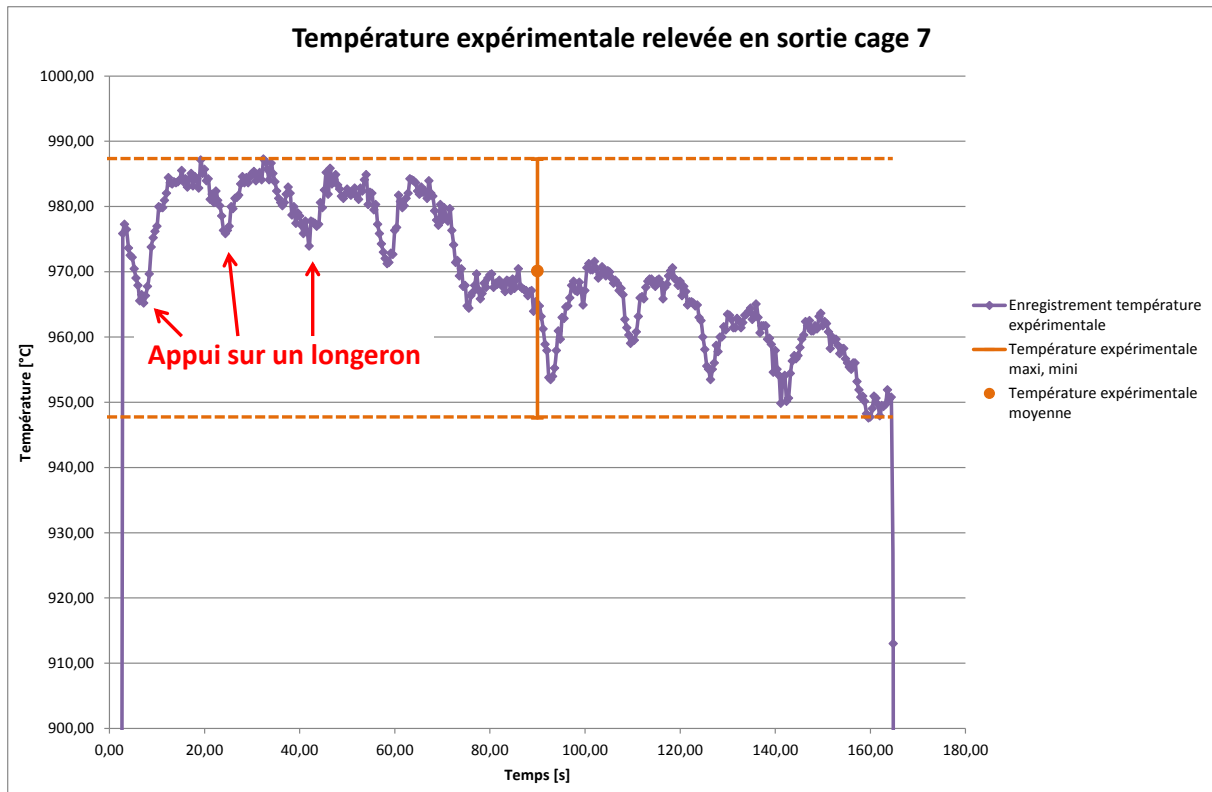


Figure 74 : Température expérimentale relevée à la surface de la barre en sortie de cage 7 lors de la campagne de mesure n°1

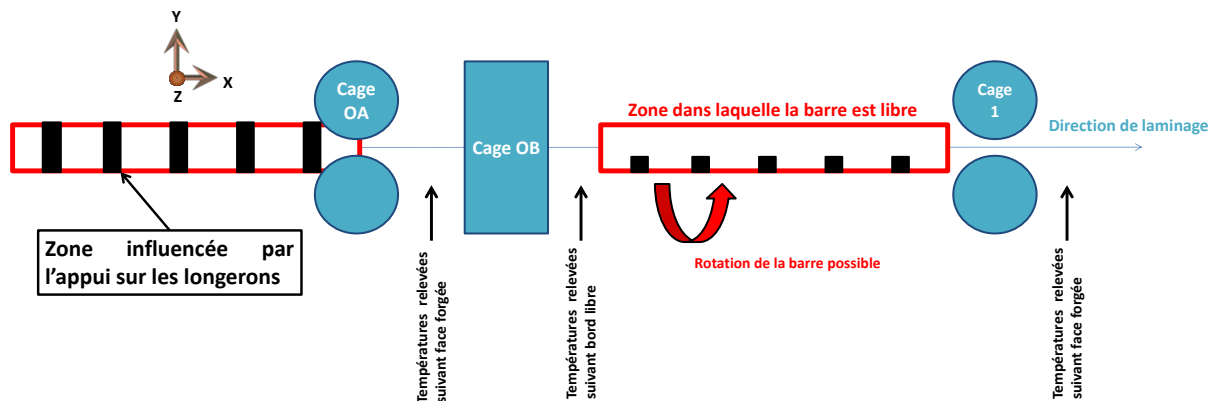


Figure 75 : Illustration de la zone dans laquelle la barre n'est en prise dans aucune cage

Les températures relevées avec les différents appareils de mesure à divers points de la ligne de production sont montrées sur la Figure 76. En bleu, on retrouve les températures acquises avec les pyromètres bi-chromatiques de l'usine et en vert les températures relevées avec le matériel du centre de recherche ACM. Les températures issues du modèle numérique seront comparées à celles-ci.

Un écart d'environ 50°C est notable entre les deux relevés. La technologie des pyromètres utilisée par ACM et ABS est différente, ce qui peut expliquer cet écart. En effet, ACM utilise des pyromètres monochromatiques tandis que des pyromètres bi-chromatiques

équipent l'usine. Le pyromètre bi-chromatique offre une meilleure "robustesse" de mesure comparée au pyromètre monochromatique. Pour ce dernier il est nécessaire de rentrer la valeur de l'émissivité. La détermination de ce paramètre n'est pas aisée car il dépend de plusieurs phénomènes à savoir la température, l'état de surface et l'environnement dans lequel évolue le produit.

Dans notre cas la différence entre les mesures de température vient du fait que les pyromètres bi-chromatiques de l'usine font abstraction des effets de la fumée et des poussières environnantes contrairement aux pyromètres monochromatiques. Dans la mesure où le rayonnement est affecté de la même façon pour les deux longueurs d'ondes alors la température mesurée est juste.

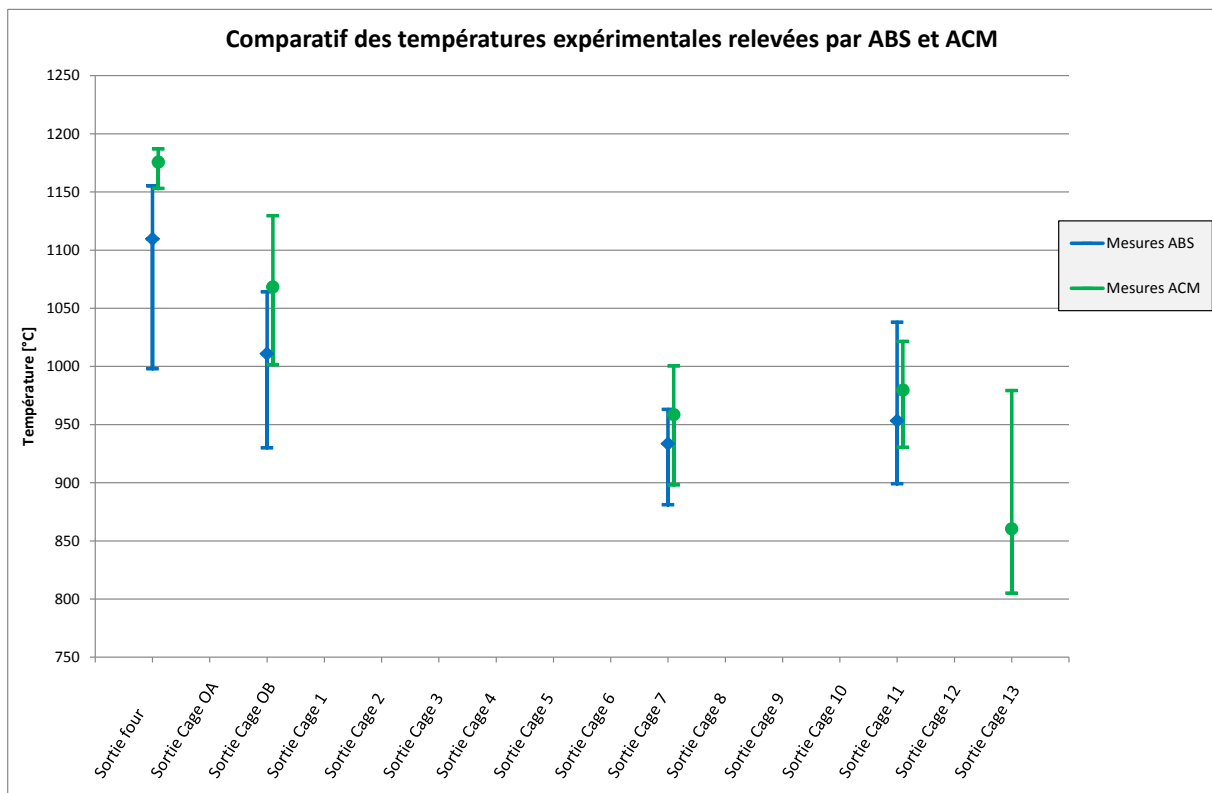


Figure 76 : Evolution de la température des blooms au cours du laminage lors de la première campagne de mesures

2.1.4.3 Les mesures de couples lors de la campagne n°2

Les couples relevés sur la ligne de production apparaissent sur la Figure 77. Par comparaison, à partir de la cage 4 les couples enregistrés lors de la seconde campagne de mesures sont légèrement plus faibles que ceux relevés lors de la première. En effet lors de la campagne de mesures n°2 les couples pour les cages 5, 6 et 7 sont compris entre 40 000 et 60 000N.m tandis que lors de la précédente campagne ils se trouvaient entre 60 000 et 80 000N.m.

Ce phénomène peut s'expliquer par le fait que la nuance de la barre laminée et la descente de laminage ($\emptyset$ cylindres, levées) sont différentes par rapport à la campagne de

mesures n°1. L'écart de température ne semble pas significatif pour jouer un rôle prépondérant sur la diminution de la contrainte d'écoulement et par conséquent des couples de laminage.

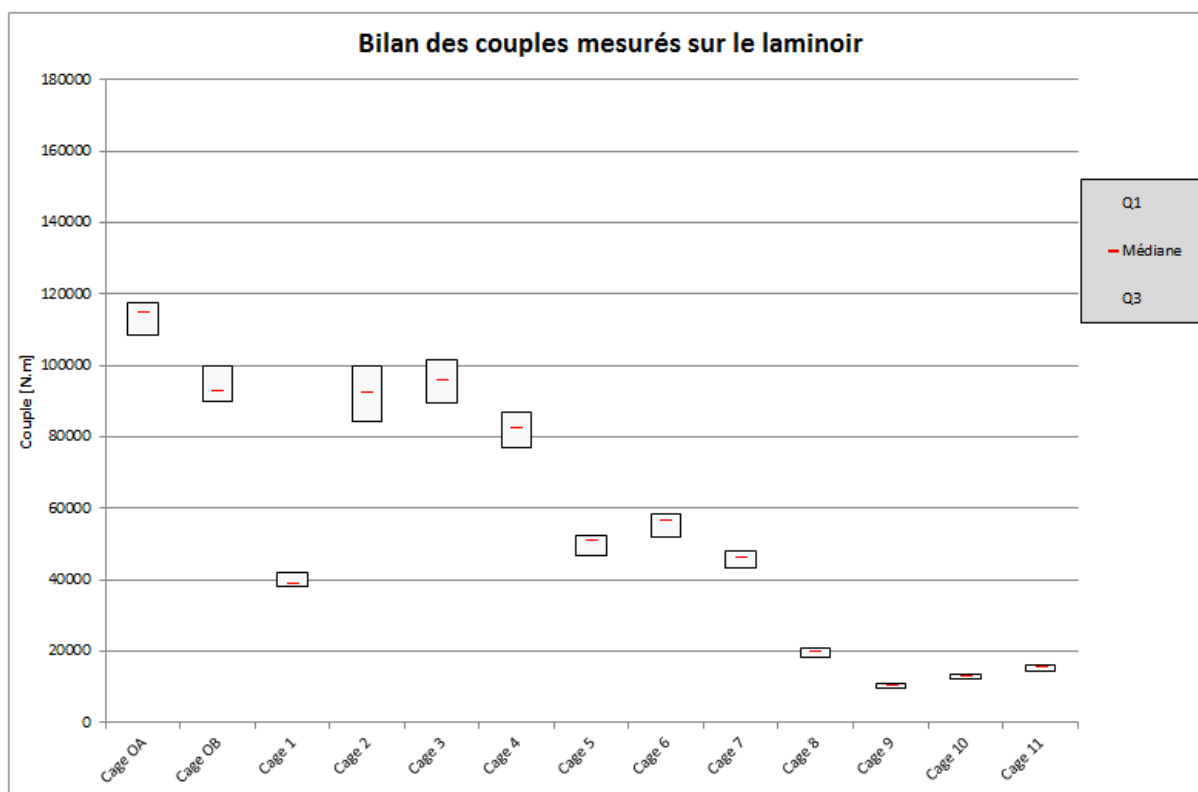


Figure 77 : Couples relevés sur la ligne de production LUNA lors de la seconde campagne

2.1.4.4 Les mesures de température lors de la campagne n°2

La Figure 78, montre les températures relevées par l'ensemble des pyromètres. Un écart de température de 50°C est à noter pour la cage OA. Toutefois, la tendance des températures entre les deux campagnes de mesures est similaire.

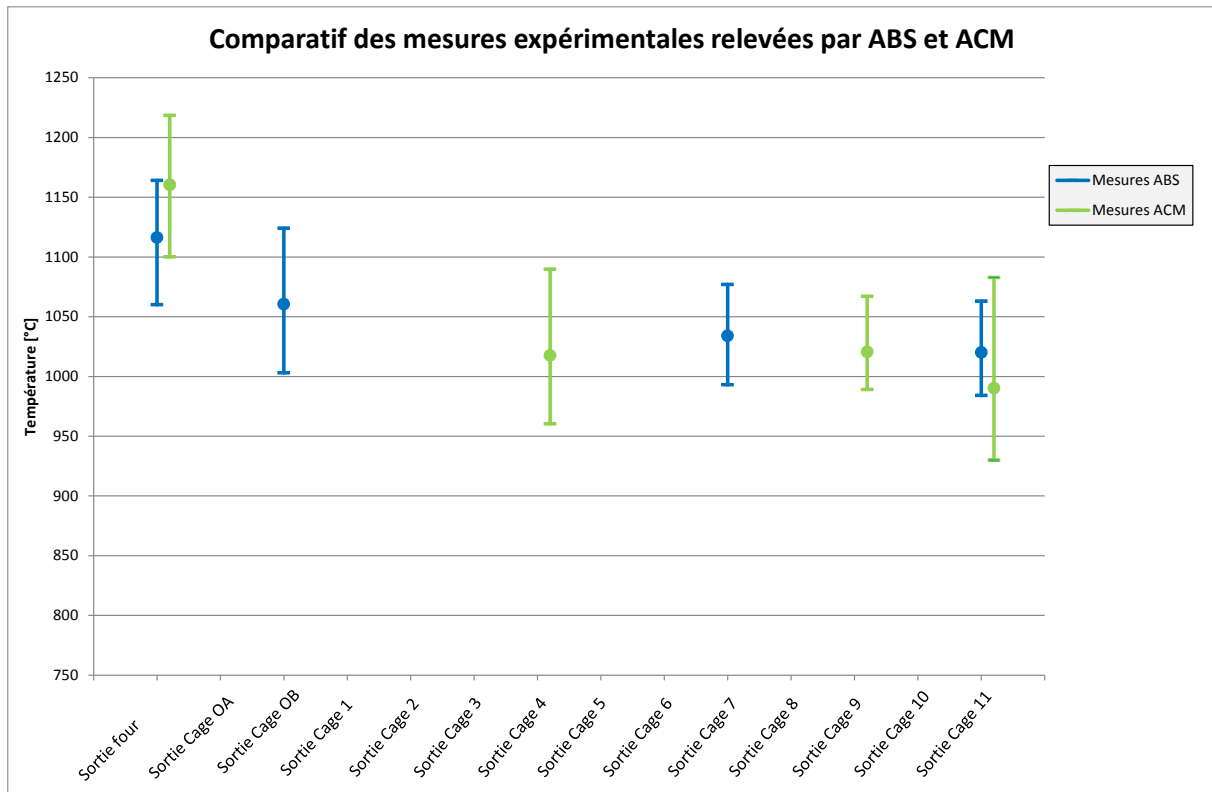


Figure 78 : Evolution de la température des blooms au cours du laminage lors de la seconde campagne de mesures

Les résultats des mesures expérimentales des couples de laminage et des températures présentées précédemment vont permettre de caler et valider le caractère prédictif du modèle numérique. La première campagne de mesures a pour objectif de servir au calage du modèle numérique tandis que la seconde va permettre de vérifier son caractère prédictif. La descente de laminage lors de la seconde campagne de mesures est différente de la première. En effet, la nuance du matériau, le diamètre du produit fini, le nombre de cage, le diamètre des cylindres et les levées sont autant de paramètres qui diffèrent d'une campagne à l'autre.

2.2 Confrontation du modèle numérique aux mesures expérimentales

2.2.1 Comparaison des résultats

Les couples de laminage et les températures issus de la simulation numérique et mesurés expérimentalement étant analysés, il est maintenant possible de les comparer.

2.2.1.1 Comparaison des couples simulés (simulation 1) et mesurés expérimentalement (campagne 1)

Sur la Figure 79 sont présentés les couples calculés numériquement et mesurés

expérimentalement. Pour rappel les boîtes sont délimitées par le premier et le troisième quartile des valeurs de couples expérimentales. Le trait repéré en rouge correspond à la moyenne des valeurs expérimentales qui est la cible vers laquelle les couples simulés doivent tendre. Les couples issus de la simulation sont représentés par des carrés violets.

La tendance des couples simulés est en accord avec les couples relevés sur site mis à part pour les cages 2 et 3. Il en est de même pour les niveaux des couples. Cependant un écart d'environ 35% est à noter pour les couples des cages dégrossisseuses OA et OB.

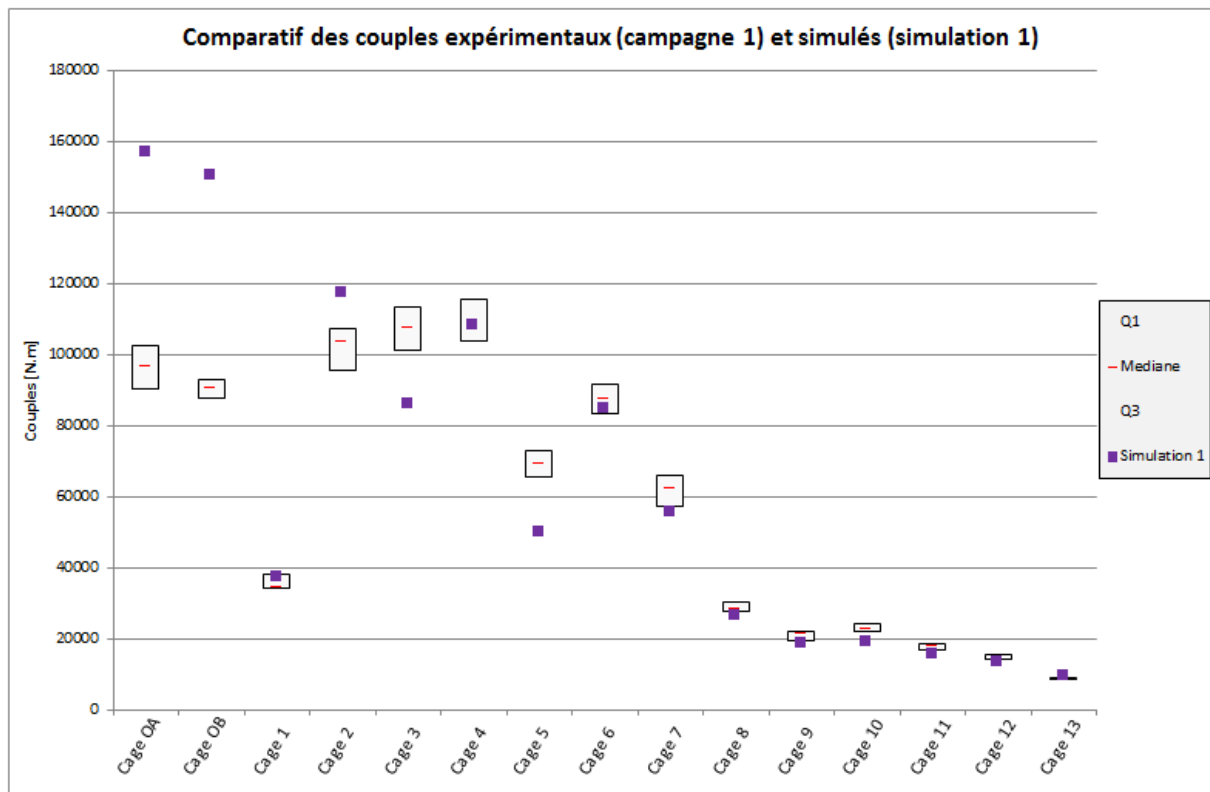


Figure 79 : Comparatif des couples expérimentaux (campagne de mesures n°1) et simulés (simulation 1)

2.2.1.2 Comparaison des températures simulées (simulation 1) et mesurées expérimentalement (campagne 1)

La Figure 80 présente la comparaison des températures simulées et relevées sur le site de production lors de la campagne de mesures n°1. Les barres vertes représentent l'étendue des mesures de températures relevées avec le matériel ACM. La moyenne des températures issues de l'outil de simulation est représentée par les carrés orange. La tendance des températures simulées est en accord avec les températures mesurées sur le laminoir. Pour la sortie de four et la cage OB les niveaux de températures simulées correspondent avec les températures expérimentales. Cependant des écarts de l'ordre de 10% sont à noter pour les cages 7 et 11.

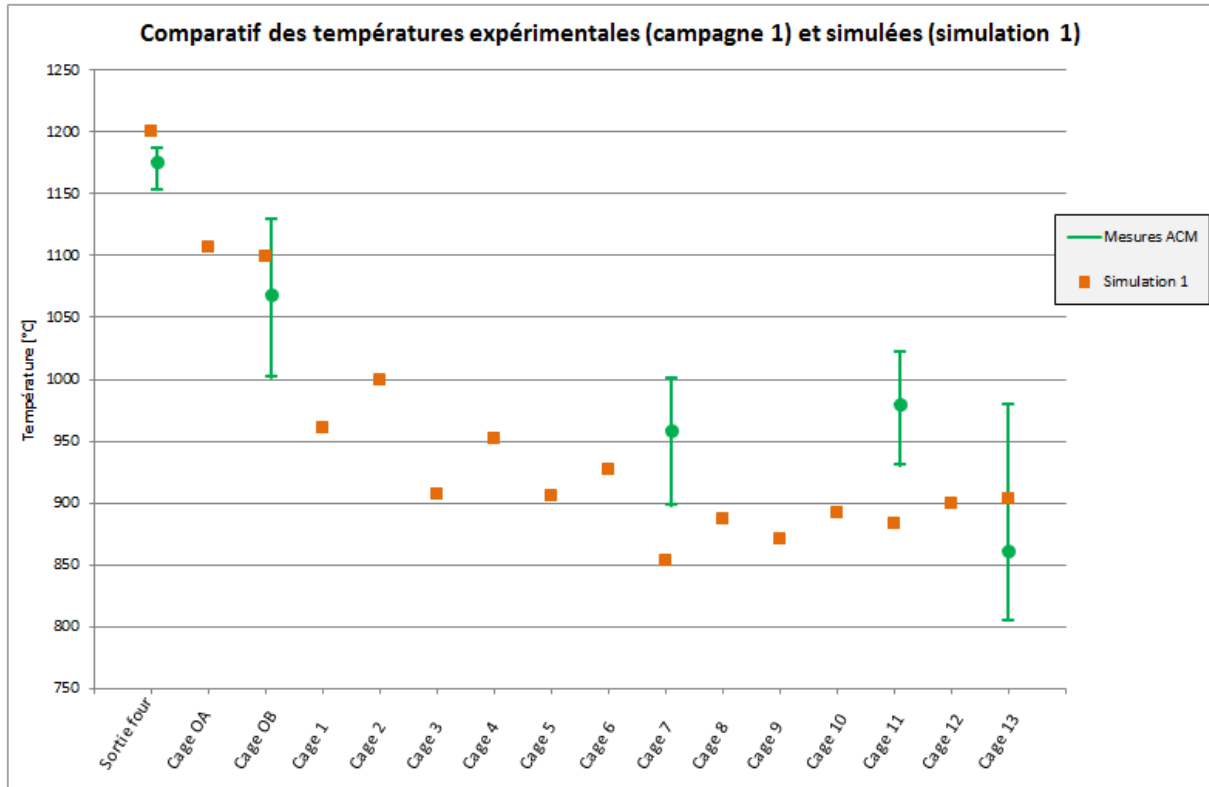


Figure 80 : Comparatif des températures expérimentales (campagne de mesures n°1) et simulées (simulation 1)

La comparaison entre les grandeurs simulées et expérimentales présentées sur les deux figures précédentes montre que les résultats simulés présentent peu d'écart avec les résultats expérimentaux à part pour les cages OA, OB et 3. Les valeurs des paramètres de frottement et thermiques dans la simulation 1 ont été choisis à travers les études présentes dans la littérature. La prochaine étape consiste à ajuster les valeurs de ces paramètres sur la base des résultats expérimentaux.

2.2.2 Calage du modèle numérique avec la partie expérimentale

Le calage du modèle numérique consiste à déterminer les valeurs de diverses grandeurs afin d'avoir une bonne corrélation entre les résultats simulés et expérimentaux. Les paramètres variables sont de différentes natures :

- Les paramètres du procédé : la vitesse de laminage, le diamètre des cylindres et la levée entre ces derniers.
- Les paramètres du produit : nuance du matériau, la loi de comportement du matériau, température initiale.
- Les paramètres d'interface : le frottement, les échanges thermiques, la tension inter-cage

En laminage la tension inter-cage est une donnée de sortie mais compte tenu de la stratégie de modélisation employée elle devient une donnée d'entrée de la simulation. Parmi les paramètres énumérés précédemment il est difficile d'en faire varier certains comme par exemple le comportement du matériau. En effet la loi de comportement du matériau fait intervenir un grand nombre de paramètres et le matériau laminé varie d'une coulée à l'autre. Le comportement du bloom à haute température n'a pas été caractérisé. Quant aux levées entre les cylindres et les vitesses de laminage, ce sont des données fournies par l'industriel. Seuls les échanges thermiques et le frottement sont sélectionnés pour caler le modèle. Toutefois, une étude concernant la tension inter-cage est présentée par la suite afin d'identifier son influence sur les grandeurs de sortie que sont le couple et la température.

Pour réaliser le calage du modèle plusieurs simulations ont été menées en faisant varier dans un premier temps les deux paramètres retenus. A la fin de chaque simulation les couples et les températures sont comparés avec ceux enregistrés sur la ligne de production jusqu'à ce que les valeurs de sortie corrélient. Pour réaliser le calage du modèle numérique sept simulations ont été réalisées. Dans un premier temps le calage a été réalisé sur les couples de laminage qui sont influencés à la fois par le frottement et la thermique.

2.2.2.1 Comparaison des couples de laminage simulés et mesurés expérimentalement (campagne n°1) pour le calage du modèle numérique

Les différents points représentés sur la Figure 81 sont les résultats des couples de laminage des simulations numériques ayant permis le calage du modèle.

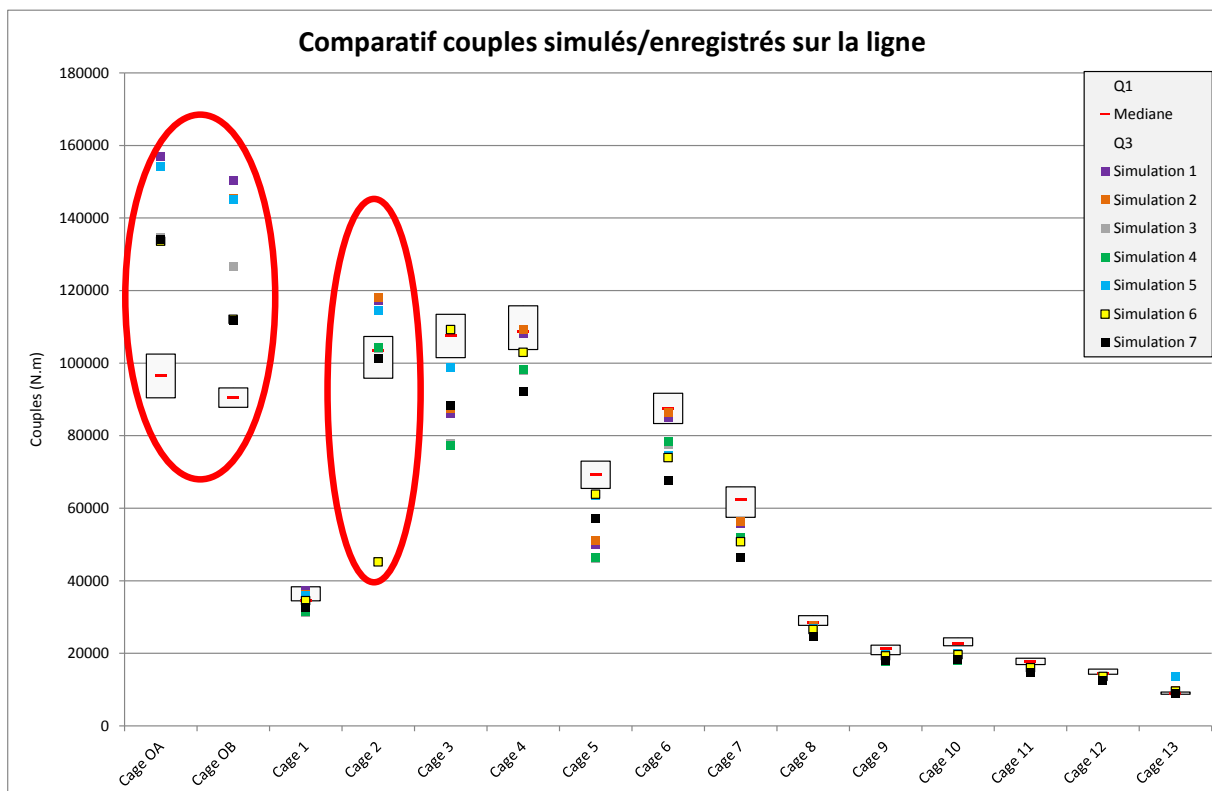


Figure 81 : Comparatif des couples simulés et enregistrés sur le laminage

Les cages OA, OB et 2 sont prises comme exemple pour montrer les modifications apportées sur les coefficients de frottement, d'échanges thermiques ainsi que sur les levées entre les matrices. Le choix des deux premières cages vient du fait que la barre qui sort du four et qui entre dans la cage OA n'est pas influencée par les cages en amont. La barre qui entre dans la cage OB est influencée par les effets indirects des variations des paramètres de la cage OA. Par exemple, la variation du coefficient d'échange thermique lors de la passe OA entraîne une variation de température de la barre qui entre dans la cage OB ce qui influence les couples des cylindres de cette même cage. La cage 2 permet de voir l'influence de la variation de la levée entre les cylindres.

Pour chaque simulation les valeurs des paramètres des cages OA, OB et 2 sont répertoriées dans les Tableau 14, Tableau 15 et Tableau 16. La Figure 82 montre la comparaison des couples expérimentaux et simulés avec une variation des paramètres thermomécaniques afin de caler le modèle numérique. Les couples expérimentaux sont représentés par les boîtes regroupant 50% des valeurs expérimentales. La moyenne des couples simulés des cages OA, OB et 2 sont désignés respectivement par les carrés de couleur bleu, rouge et vert. Les couples des cages OA et OB évoluent de la même manière car les paramètres sélectionnés ont les mêmes valeurs. Le bon compromis est trouvé avec une valeur des coefficients de frottement et d'échanges thermiques égale respectivement à 0,6 et à 20000W/m².°C.

Pour la cage 2 le couple moyen relevé lors de la simulation 6 montre que le coefficient de frottement est trop faible car la barre patine entre les cylindres et a du mal à être entraînée à cause d'un manque d'adhérence. Les valeurs des paramètres de frottement et d'échanges thermiques retenus sont respectivement de 0,8 et 20000W/m².°C.

Tableau 14 : Valeurs des paramètres thermomécaniques retenus pour les simulations de la cage OA

	Cage OA			
	Température barre (°C)	Levée (mm)	Frottement	Echange thermique (W/m ² .°C)
Simulation1	1200	25	0,8	50000
Simulation2	1200	25	0,7	50000
Simulation3	1200	25	0,7	20000
Simulation4	1200	25	0,6	20000
Simulation5	1150	25	0,7	50000
Simulation6	1200	25	0,6	20000
Simulation7	1200	25	0,6	20000

Tableau 15 : Valeurs des paramètres thermomécaniques retenus pour les simulations de la cage OB

	Cage OB			
	Température barre (°C)	Levée (mm)	Frottement	Echange thermique (W/m ² .°C)
Simulation1		25	0,8	50000
Simulation2		25	0,7	50000
Simulation3		25	0,7	20000
Simulation4		25	0,6	20000
Simulation5		25	0,7	50000
Simulation6		25	0,6	20000
Simulation7		25	0,6	20000

Tableau 16 : Valeurs des paramètres thermomécaniques retenus pour les simulations de la cage 2

	Cage 2			
	Température barre (°C)	Levée (mm)	Frottement	Echange thermique (W/m².°C)
Simulation1		37	0,8	50000
Simulation2		37	0,8	20000
Simulation3		37	0,8	20000
Simulation4		37	0,8	20000
Simulation5		39	0,8	20000
Simulation6		39	0,6	20000
Simulation7		39	0,8	20000

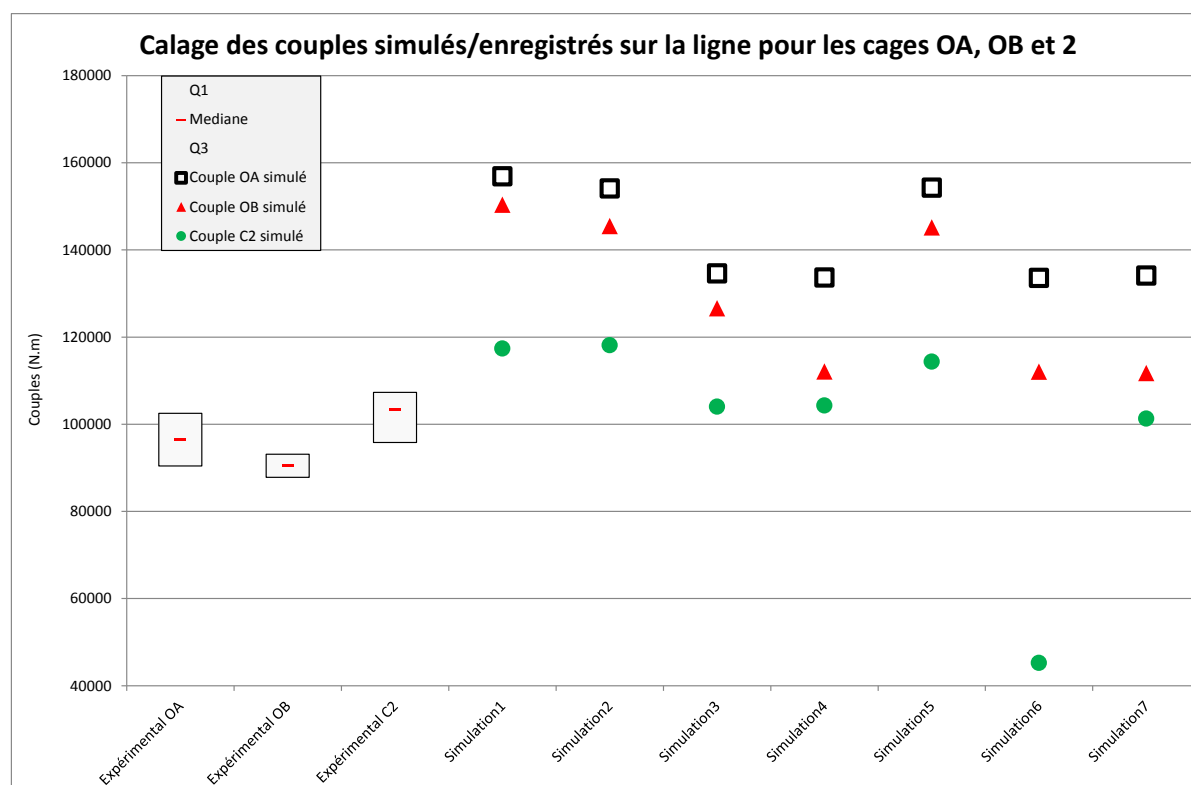


Figure 82 : Comparaison des couples simulés et expérimentaux des cages OA, OB et 2 avec une variation des coefficients de frottement et thermiques et des levées entre les cylindres

Les résultats des simulations 1,2 et 3 montrent qu'une baisse du coefficient d'échange thermique semble avoir plus d'impact qu'une diminution du coefficient de frottement sur les couples de laminage. La baisse des échanges thermiques peut provenir d'une diminution du coefficient d'échange et d'une montée de la température des cylindres.

La simulation n°7 dispose de paramètres avec des valeurs permettant d'avoir le meilleur compromis entre les couples simulés et expérimentaux.

Les valeurs des paramètres retenus sont mentionnées dans le Tableau 17. La première hypothèse est que le frottement entre la barre et le cylindre tend à augmenter avec la diminution de la température de la barre. L'étude menée par QINGQIANG prend en compte ce phénomène [QIN13]. Dans notre étude le coefficient de frottement est de 0,6 pour les deux

premières cages du laminoir et il augmente pour prendre une valeur de 0,8 pour les cages suivantes. Une autre hypothèse est que le coefficient d'échange thermique ne change pas d'une cage à l'autre.

Tableau 17 : Valeurs des coefficients retenus pour la simulation n°7

Coefficients thermomécaniques	Valeur du coefficient
Coefficient de frottement	$\epsilon [0,6; 0,8]$
Effusivité des cylindres [b en J.K-1.m-2.s-1/2]	11763
Conduction [α en W/m ² .°C]	20000
Convection [h en W/m ² .°C]	10
Rayonnement [ϵ sans unité]	0,88

En effet comme le montre la Figure 83, les niveaux et la tendance suivie par les couples de la simulation n°7 sont en accord avec les couples mesurés sur le laminoir mis à part toujours pour les cages 2 et 3. Cet écart peut s'expliquer par la tension inter-cage qui n'est pas prise en compte dans la simulation numérique car le modèle est découplé cage par cage. Une étude est menée sur les effets de cette tension. Pour cela les cages OA et OB sont sélectionnées car en sortie de cette dernière la barre est libre avant d'entrer dans la cage 1.

Les écarts de couple relevés pour les cages OA et OB sont toujours présents. Ces écarts peuvent s'expliquer par des données industrielles qui ne correspondent pas exactement aux réglages fait sur le laminoir.

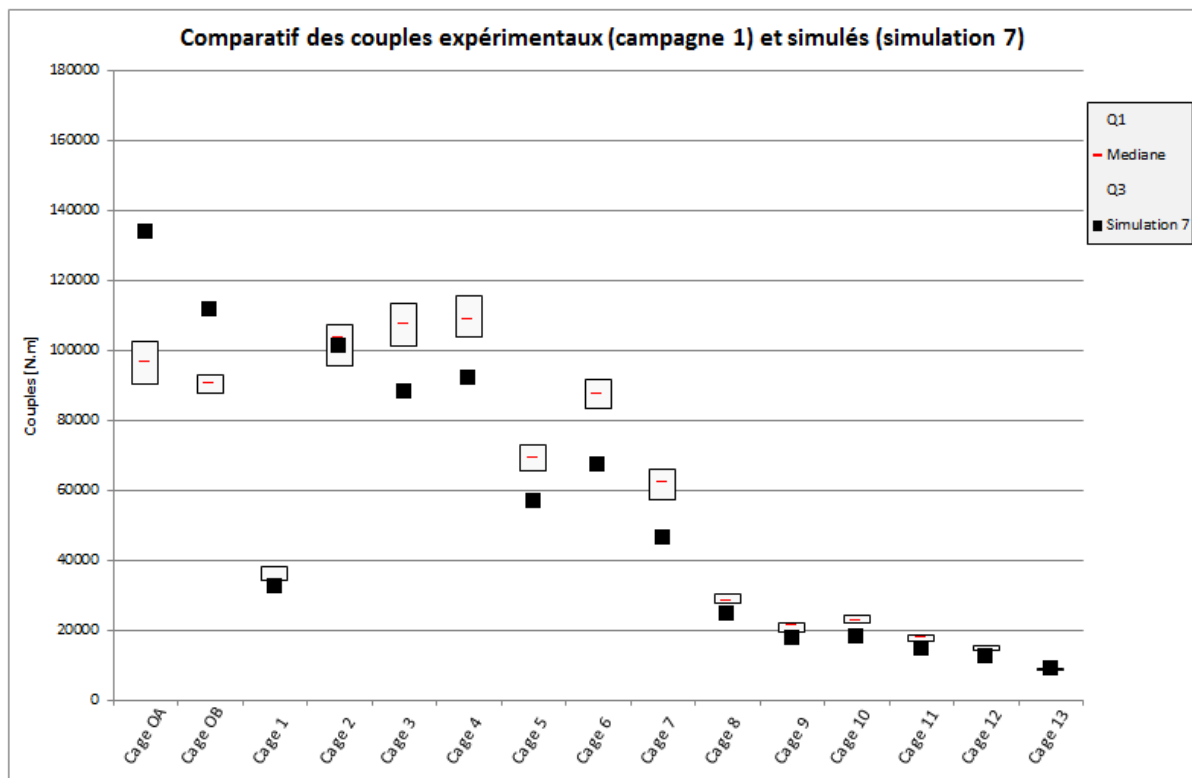


Figure 83 : Corrélation entre les couples expérimentaux et simulés lors du calage du modèle numérique

2.2.2.2 Etude de la tension inter-cage

L'objectif de cette étude est d'identifier à l'aide de la simulation numérique l'influence des paramètres physiques sur les couples de laminage et sur les sollicitations subies dans la barre. Les deux premières cages du laminoir sont sélectionnées car à la sortie de la cage OB la barre n'est en prise dans aucune autre cage. Le modèle réalisé pour cette étude n'est pas découplé, les cages OA et OB se trouvent dans la même simulation afin de visualiser les effets sur les grandeurs de sortie lorsque la barre est en prise simultanément dans les deux cages. Les paramètres du modèle sont identiques à ceux de la simulation 1 mis à part la longueur de la barre qui passe de 2m à 3,5m à cause de la distance entre les deux cages qui est de 2,5m. Les divers paramètres sont énoncés dans le Tableau 10.

Lors du passage de la barre dans les cages OA et OB il est possible de visualiser trois phases distinctes comme le montre la Figure 84 : la barre est en prise dans la cage OA, la barre est en prise simultanément dans les cages OA et OB, la barre est en prise uniquement dans la cage OB. La Figure 84 montre l'évolution des couples de laminage simulés pour les cages OA et OB. Ils sont représentés respectivement en bleu et en rouge. Le couple moyen est calculé pour chaque phase de régime établi et est représenté en noir sur la Figure 84. Après l'introduction de la barre dans la cage OA le couple se trouve dans une phase de régime établi jusqu'à ce qu'elle rentre dans la cage OB. A ce moment-là un pic de couple est atteint dans la cage OA et se stabilise par la suite, c'est également le cas pour le couple de la cage OB. Une augmentation d'environ 13% du couple de la cage OA est notable lorsque la barre est en prise dans les deux cages simultanément. Ce phénomène montre que la barre est en compression car la cage OA tend à pousser la barre et la cage OB tend à la retenir. Les contraintes de compression dans la section de la barre suivant la direction de laminage sont montrées sur la Figure 85. Une contrainte d'environ 2,5MPa est relevée dans la barre. Lorsque la barre quitte la cage OA le couple de la cage OB augmente. L'explication vient du fait que la barre est entraînée seulement par la cage OB et par conséquent cette dernière n'est plus aidée par la poussée de la cage OA.

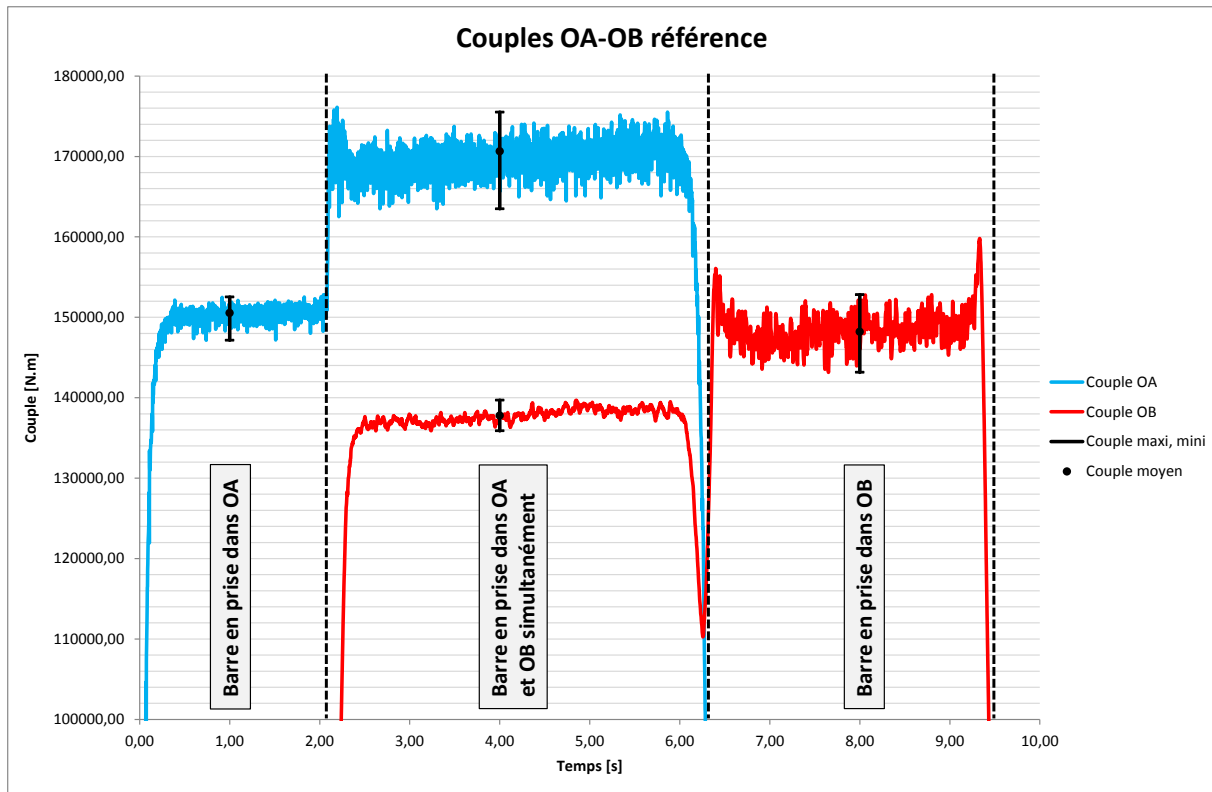


Figure 84 : Evolution des couples de laminage simulés des cages OA et OB

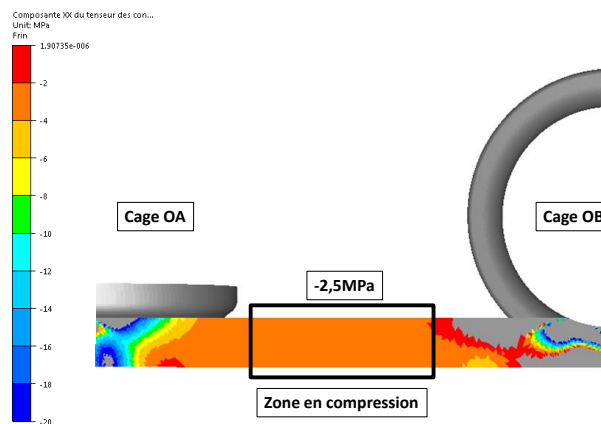


Figure 85 : Illustration de la compression dans la barre lorsqu'elle est en prise dans les cages OA et OB pour des données de références

La Figure 86 illustre l'influence des paramètres physiques sur le couple des cages OA et OB et cela pour les trois phases décrites plus haut. Les paramètres variables sont la vitesse de rotation des cylindres de la cage OB, la levée de la cage OA et le frottement entre la barre et les outils. L'influence des paramètres sélectionnés sur les couples est exprimée en pourcentage par rapport aux couples de référence présenté sur la Figure 84.

Dans un premier temps le paramètre variable est la vitesse de rotation des cylindres de la cage OB qui est initialement de 23tr/min. Le paramètre sélectionné varie de +2tr/min et – 1tr/min. La variation de la vitesse de rotation des cylindres de la cage OB n'a aucune

influence sur le couple de la cage OA lorsque la barre n'est engagée que dans celle-ci. Lorsque la vitesse de rotation des cylindres augmente une diminution et une augmentation d'environ 7% du couple est à noter respectivement pour les cages OA et OB quand la barre est en prise dans les deux cages simultanément. Une augmentation de la vitesse de rotation des cylindres entraîne une augmentation de la vitesse de la barre en sortie de la cage OB. La Figure 86 montre que le couple de la cage OB est plus élevé car la barre est tirée par cette dernière. Tandis que le couple demandé par les cylindres de la cage OA est moins élevé car le passage de la barre est facilité par la cage OB. Inversement lorsque la vitesse de rotation des cylindres de la cage OB diminue la vitesse de la barre en sortie de laminage diminue également. Les conséquences sont que la barre est retenue par la cage OB tandis que la cage OA tend à la pousser d'avantage. La Figure 87 illustre les vitesses de sortie de la barre après les cages OA et OB et les phénomènes décrits précédemment. Le phénomène rencontré explique l'augmentation d'environ 3% du couple de la cage OA. Les effets sur le couple de laminage de la cage OB sont négligeables.

La Figure 88 illustre l'état des contraintes dans la barre suivant la direction de laminage pour les deux vitesses de rotation des cylindres sélectionnées pour la cage OB. En augmentant la vitesse de rotation des cylindres de laminage la contrainte de compression dans la barre tend à diminuer. La valeur relevée dans la barre lorsque celle-ci est en prise dans les deux cages est de 1MPa. La contrainte de compression tend à augmenter avec une diminution de la vitesse de rotation des cylindres de la cage OB. Dans ce cas la valeur relevée est de 3,5MPa. La variation des contraintes relevées dans la barre permet de justifier les phénomènes de traction ou de compression rencontrés lors de l'analyse des couples de laminage.

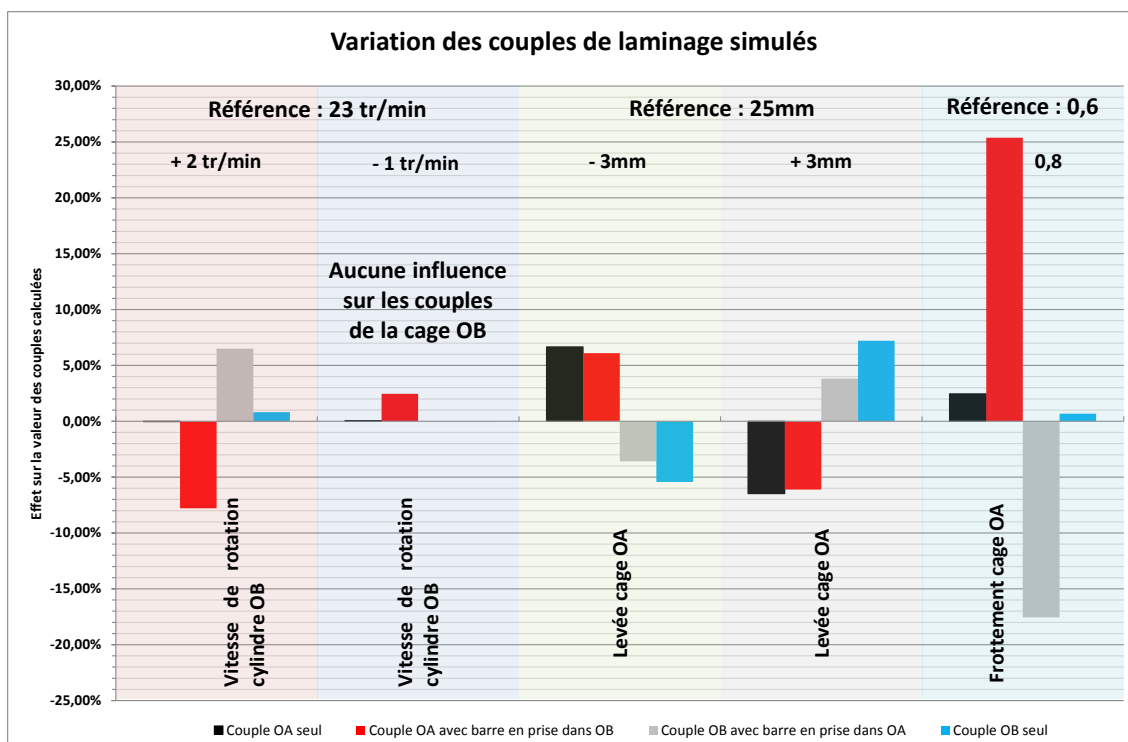


Figure 86 : Influence des paramètres physiques sur les couples de laminage des cages OA et OB

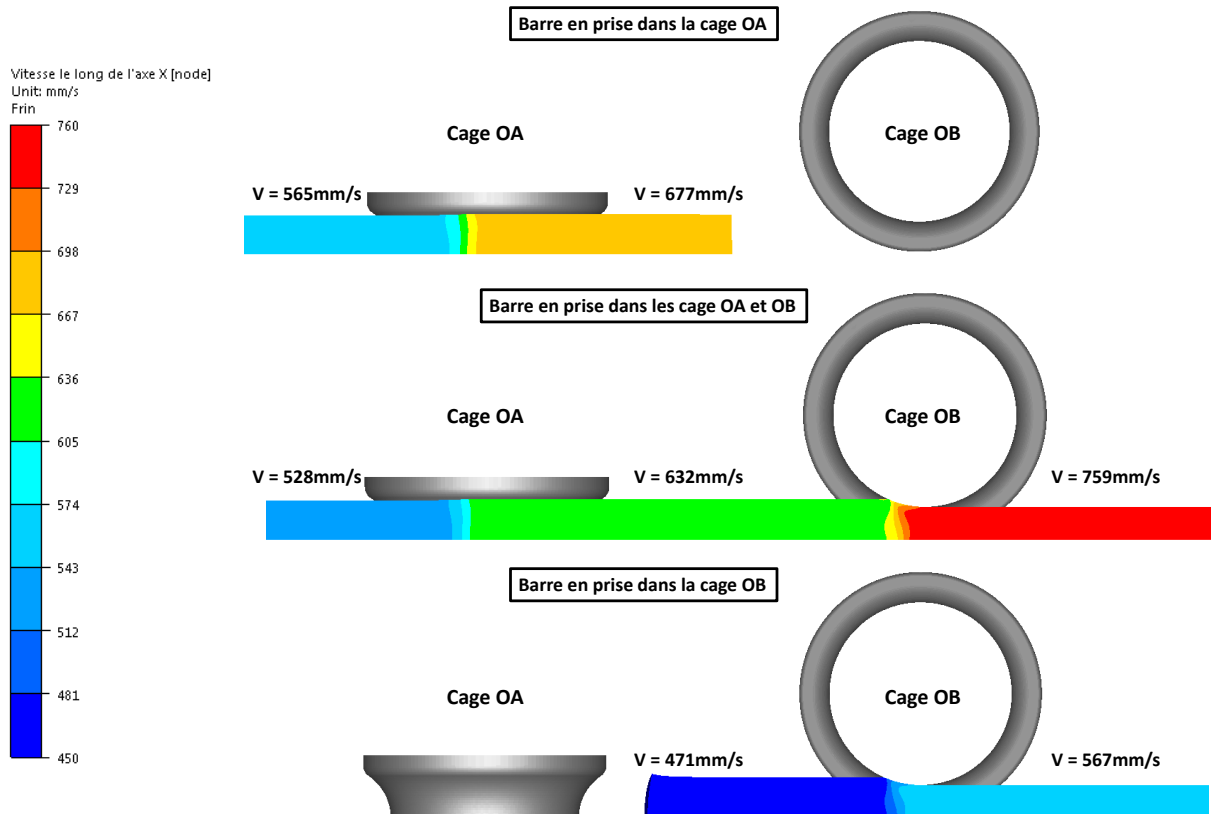


Figure 87 : Evolution de la vitesse linéaire de la barre laminée dans les cages OA et OB

Le second paramètre étudié est la levée entre les cylindres de la cage OA qui varie de $\pm 3\text{mm}$ par rapport à la levée de référence qui est de 25mm. La Figure 86 montre qu'une diminution de la levée entraîne une augmentation de 7% du couple de la cage OA car la déformation subie par la barre est plus importante. La section de la barre entrant dans la cage OB est ainsi plus petite entraînant une diminution du couple de l'ordre de 5% car la déformation subie dans cette cage est plus faible. Il se produit le phénomène inverse lorsque l'ouverture entre les cylindres de la cage OA est plus grande. Le couple de la cage OA diminue de 7% tandis que celui de la cage OB augmente d'autant. En effet dans la cage OA la barre subie moins de déformation et par conséquent la section qui entre dans la cage OB est plus grande ce qui demande à fournir un couple plus élevé. La Figure 88 montre que dans les deux cas la levée a une influence négligeable sur la contrainte de compression dans la barre.

Pour finir, le dernier paramètre variable est le frottement entre la barre et les cylindres de la cage OA. Le coefficient de frottement a une valeur initiale de 0,6 et il prend une valeur de 0,8 pour analyser son influence sur les couples et les sollicitations subies dans la barre. Lorsque la barre n'est engagée que dans la cage OA le couple augmente de 2%. Cependant le couple de la cage OA augmente de plus de 20% et celui de la cage OB diminue d'autant quand la barre est en prise dans les deux cages simultanément. Finalement l'augmentation du frottement entre la barre et les cylindres de la cage OA ne fait qu'amplifier le phénomène rencontré lors de l'analyse du couple de référence présenté Figure 84. En effet la cage OA pousse la barre à travers la cage OB ce qui entraîne une diminution du couple fourni à cette dernière. La valeur de cette poussée est d'autant plus forte que le coefficient de frottement est

élevé. La contrainte de compression relevée dans la barre entre les deux cages est de 7MPa.

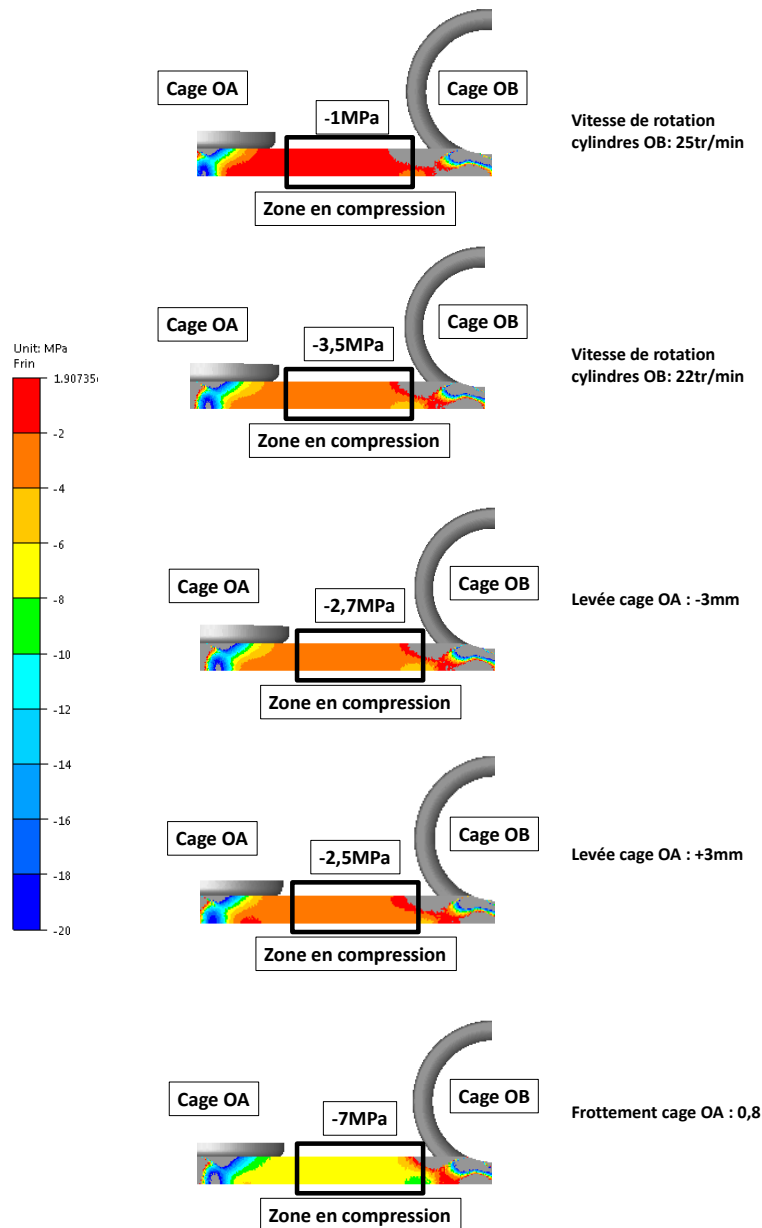


Figure 88 : Contraintes dans la barre suivant la direction de laminage en fonction des variations des paramètres d'entrée

L'étude montre que certains paramètres comme la vitesse de rotation des cylindres et le frottement ont une influence sur les couples de laminage. L'objectif étant de connaître également l'influence de ces paramètres sur la tension inter-cages. Les écarts relevés dépendent de la variation du paramètre d'entrée. Des variations ne dépassant pas 6MPa sont relevées pour la contrainte de compression dans la barre. A 1200°C la contrainte d'écoulement est d'environ 70MPa pour un acier de nuance C15 et une vitesse de déformation égale à 1. La contrainte relevée dans le cas de référence est de 2,5MPa, cela représente environ 3,5% de la contrainte d'écoulement. La contrainte maximale relevée dans la barre

pour un coefficient de frottement de 0,8 est de 7MPa ce qui représente 10% de la contrainte d'écoulement.

Les écarts relevés lors de la comparaison des couples simulés et expérimentaux sur le laminoir LUNA sont en dessous de 15%. Par conséquent il est possible d'affirmer que les écarts sur la contrainte de compression sont en dessous de 10%. L'étude a permis d'identifier l'influence des paramètres physiques sélectionnés sur les sollicitations en contraintes dans la barre et sur les couples de laminage. De plus, l'étude valide l'hypothèse sur le fait de négliger la tension inter-cage dans notre modèle de laminage dont la variation estimée est inférieure à 10%.

2.2.2.3 Comparaison avec les données expérimentales

La Figure 89 montre l'évolution des couples des cages OA et OB relevés expérimentalement. Lorsque la barre s'engage dans la cage OB le couple de la cage OA diminue. Ce phénomène s'explique par le fait que la barre est soumise à une contrainte de traction entre ces deux cages tandis qu'en simulation la barre est soumise à de la compression. Cette différence de contrainte ne peut pas s'expliquer par une erreur sur les valeurs des coefficients de frottement et d'échanges thermiques. Il en est de même pour les levées qui malgré les valeurs extrêmes retenues n'influencent le couple que d'environ 5%. Il faudrait faire varier les levées encore plus mais cela ne serait pas représentatif de ce qu'il est possible de faire sur le laminoir industriel. Une différence entre les données remises par l'industriel et les valeurs réelles utilisées sur le laminoir peuvent expliquer ce phénomène.

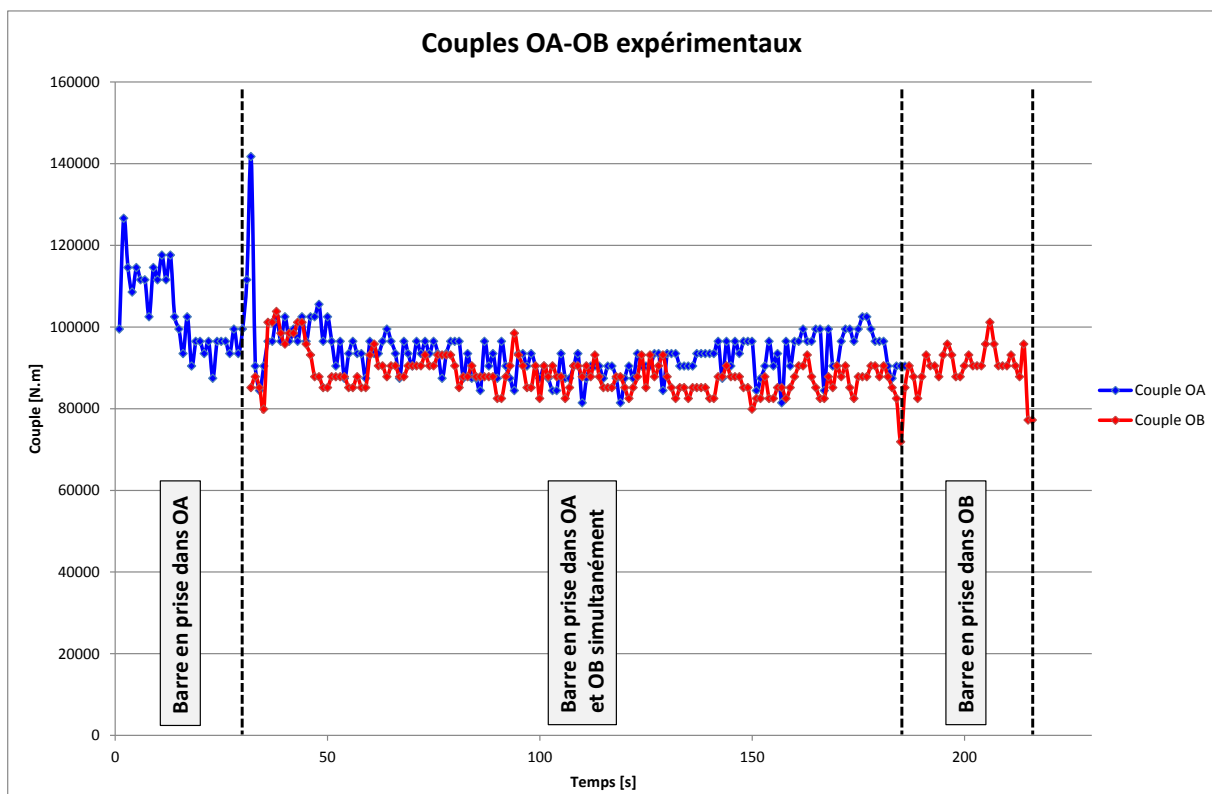


Figure 89 : Evolution des couples expérimentaux des cages OA et OB

La variation d'un paramètre telle que la levée ou la vitesse de rotation des cylindres fait dans un cas diminuer OA et augmenter OB et inversement. Cela implique qu'il n'est pas possible de corriger les écarts de couples sur ces cages uniquement en modifiant ces paramètres. Cette explication est valable pour expliquer les écarts de couple relevés pour les cages 2 et 3. En faisant diminuer les couples de la cage 2 les couples de la cage 3 vont augmenter. Quant à la surestimation des couples des cages OA et OB le paramètre restant permettant d'expliquer ces écarts est la loi de comportement du matériau qui n'est pas caractérisée pour les bruts de coulée.

2.2.2.4 Prise en compte de la tension inter-cage dans le modèle découplé

La stratégie de simulation employée avec le modèle découplé de base ne prend pas en compte la tension inter-cage. L'étude précédente a montré que les couples de laminage des cages OA et OB sont influencés du fait que la barre est en prise simultanément dans ces deux cages. Dans cette partie l'objectif est de déterminer s'il est possible de prendre en compte la tension inter-cage dans le modèle découplé en se servant des contraintes relevées dans le modèle couplé. Pour valider la faisabilité, les couples des cages OA et OB du modèle découplé seront comparés à ceux du modèle couplé.

Le cas de référence avec les cages OA et OB est pris comme exemple pour présenter la méthode permettant de mettre en place la tension inter-cage dans le modèle découplé. La mise en donnée du modèle est identique à la simulation 1. Les résultats de la Figure 85 montrent que dans le cas de référence la barre est en compression lorsqu'elle se trouve en prise simultanément dans les deux cages. Pour modéliser les contraintes dans la barre un effort est calculé en tenant compte de la section de la barre laminée et de la contrainte relevée dans le modèle couplé :

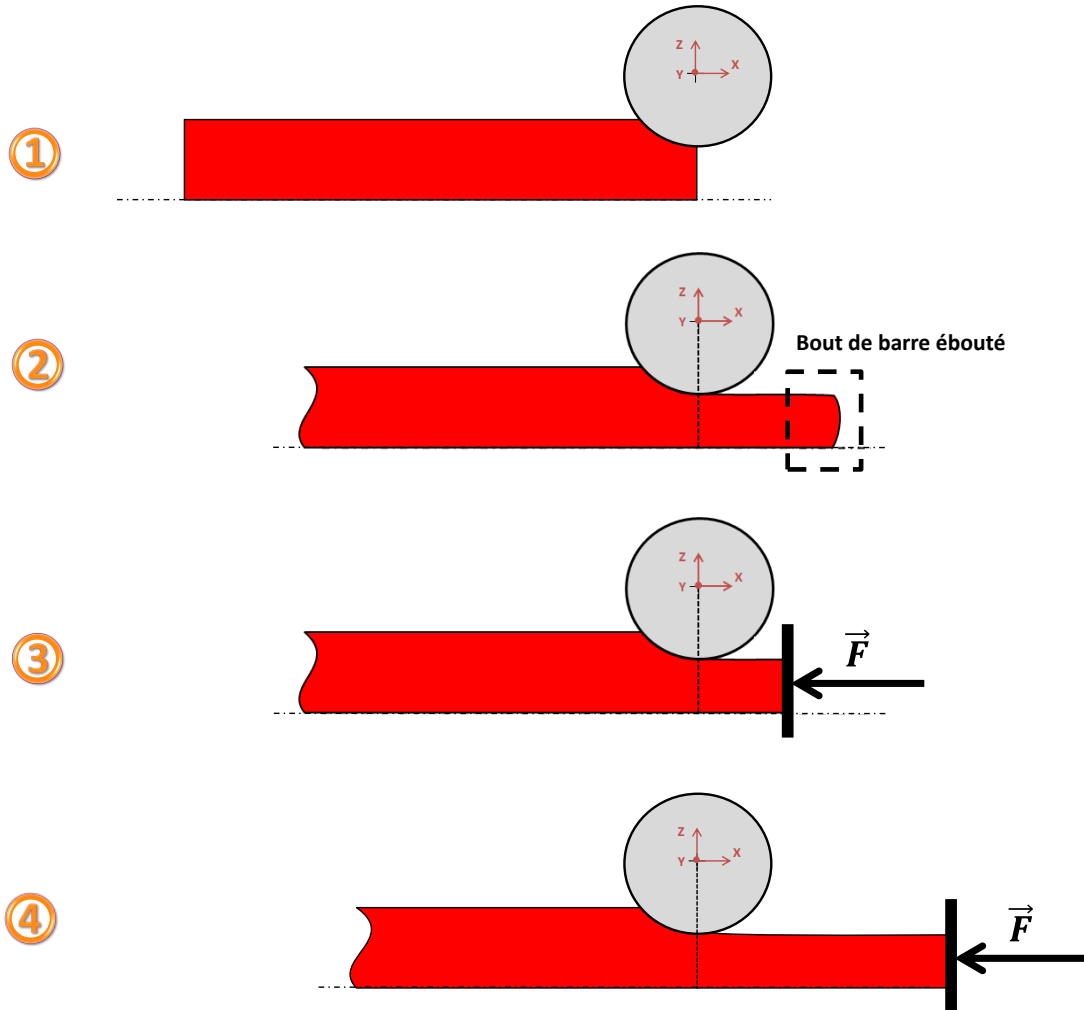
$$\vec{F} = \int \sigma \cdot \vec{n} \cdot dS \approx \sigma_{xx} \cdot S \text{ avec } \sigma_{xx} \text{ uniforme dans la section de la barre}$$

La méthode utilisée pour placer les efforts inter-cage dans le modèle numérique est présentée sur la Figure 90. Que ce soit en entrée ou en sortie de cage les efforts inter-cage sont placés à l'aide de set d'interface. L'introduction de la tension inter-cage en sortie de cage présentée dans le cas). Afin d'engager la barre entre les cylindres de la cage OA un bout de barre est laminée au départ sans prendre en compte l'effort inter-cage ①. L'extrémité de la barre est éboutée pour lui donner une surface plane ② puis la tension est appliquée via un set d'interface ③. La barre est ensuite laminée en tenant compte de la tension inter-cage ④. Le cas b) présente la mise en place de l'effort à l'arrière de la barre qui la pousse à travers la cage OB. Dans ce cas il est possible de placer le set d'interface dès le début de la simulation.

La démarche présentée est également utilisée pour les cas avec la variation de la levée de $\pm 3\text{mm}$ entre les cylindres de la cage OA. Les valeurs des contraintes relevées dans la barre en fonction de la levée des cylindres de la cage OA sont mentionnées sur la Figure 88.

Méthode pour placer les efforts inter-cage dans le modèle numérique

a) Tension introduite en sortie de cage de la cage OA



b) Tension introduite en entrée de la cage OB

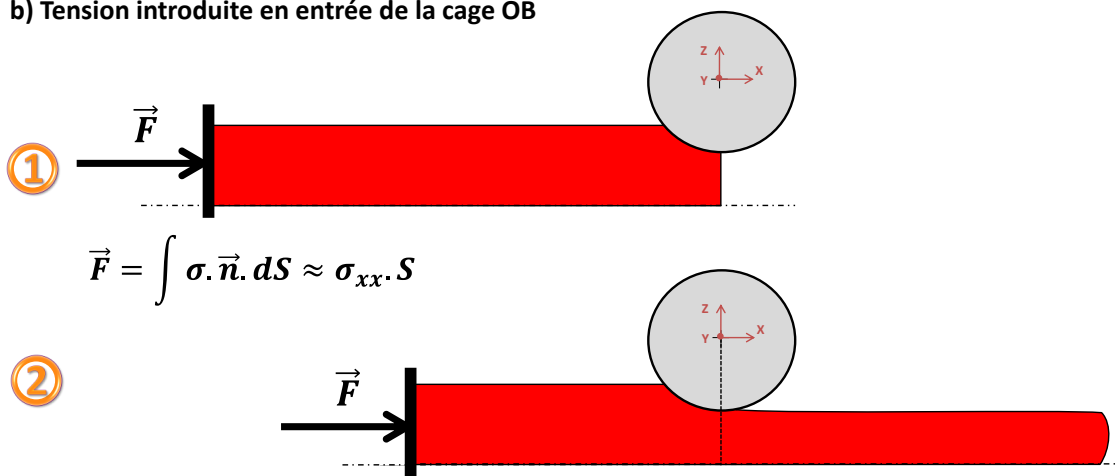


Figure 90 : Méthode pour mettre en place les efforts inter-cage aux extrémités de la barre a) en sortie de cage ; b) en entrée de cage dans le modèle numérique

La partie qui suit compare les couples des cages OA et OB entre les modèles couplé et découplé pour les trois cas étudiés. La Figure 91 présente la comparaison des couples des cages OA et OB pour le cas de référence. Sur ce graphique les couples des cages OA et OB pour le modèle couplé sont représentés respectivement en bleu et en rouge. Les couples des cages OA et OB du modèle découplé calculés avec un set d'interface en tenant compte de la tension inter-cage sont désignés par les courbes en violet et en noir. Les couleurs désignant les couples présentés sur ce graphique sont identiques pour les graphiques présentés par la suite. La comparaison des couples moyens de la Figure 91 montre qu'un écart de 4000N.m est notable pour la cage OA soit un écart d'environ 2%. Concernant la cage OB les couples simulés dans le modèle découplé ont un niveau quasi identique à ceux simulés dans le modèle couplé.

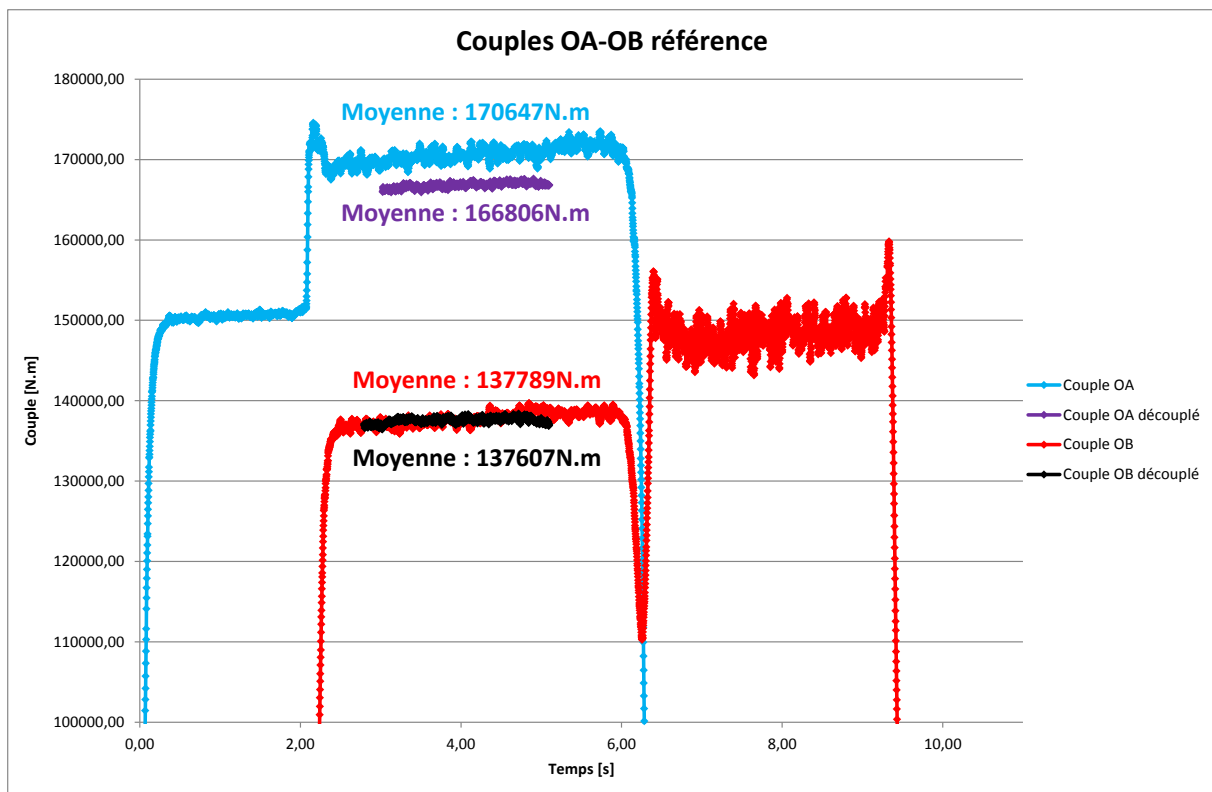


Figure 91 : Allure des couples des cages OA et OB lorsque la barre est en prise simultanément dans les deux cages pour le cas de référence

La Figure 92 montre la comparaison des couples simulés des cages OA et OB dans les modèles couplé et découplé lorsque la barre est en prise dans les deux cages. Dans la configuration présentée sur cette figure la levée de la cage OA est de 28mm soit une ouverture de +3mm. La contrainte de compression relevée dans la section de la barre lorsque celle-ci se trouve à la fois en prise dans les cages OA et OB est de 2,5MPa. Cette contrainte est appliquée aux extrémités de la barre dans les deux simulations du modèle découplé comme indiqué sur la Figure 90. Par comparaison les couples simulés avec le modèle découplé, que ce soit pour les cages OA ou OB, ont des niveaux identiques à ceux simulés à l'aide du modèle couplé. Les écarts relevés avec la variation du paramètre d'entrée choisi ne dépassent

pas 2%.

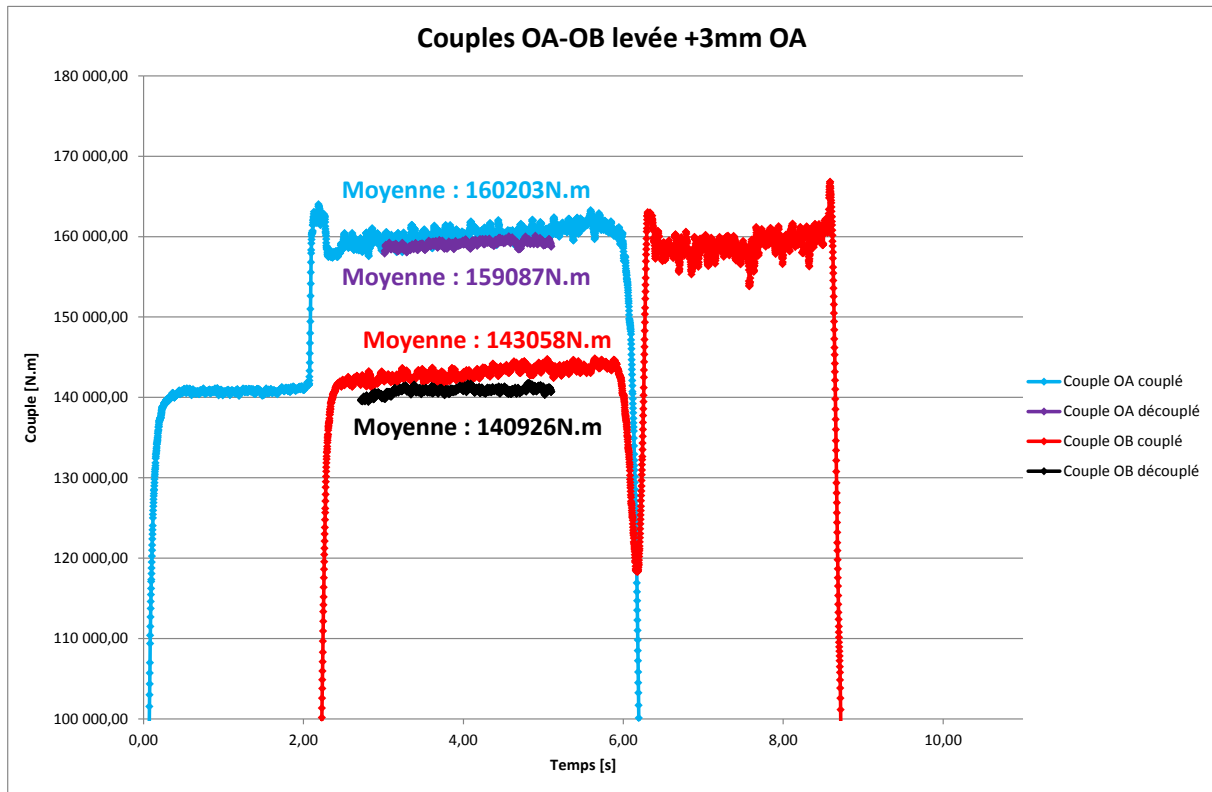


Figure 92 : Allure des couples des cages OA et OB lorsque la barre est en prise simultanément dans les deux cages pour le cas avec une levée de +3mm entre les cylindres de OA

Pour finir la Figure 93 montre la comparaison des couples des deux premières cages suivant les deux modèles couplé et découplé avec une levée de la cage OA de 22mm. La contrainte de compression relevée dans la barre est de 2,7MPa lorsqu'elle est laminée en même temps dans les cages OA et OB. Les couples de la cage OA avec la simulation découplée sont inférieurs à ceux issus de la simulation couplée. L'écart relevé est d'environ 4300N.m. L'écart relevé entre les deux simulations concernant les couples de la cage OB est négligeable.

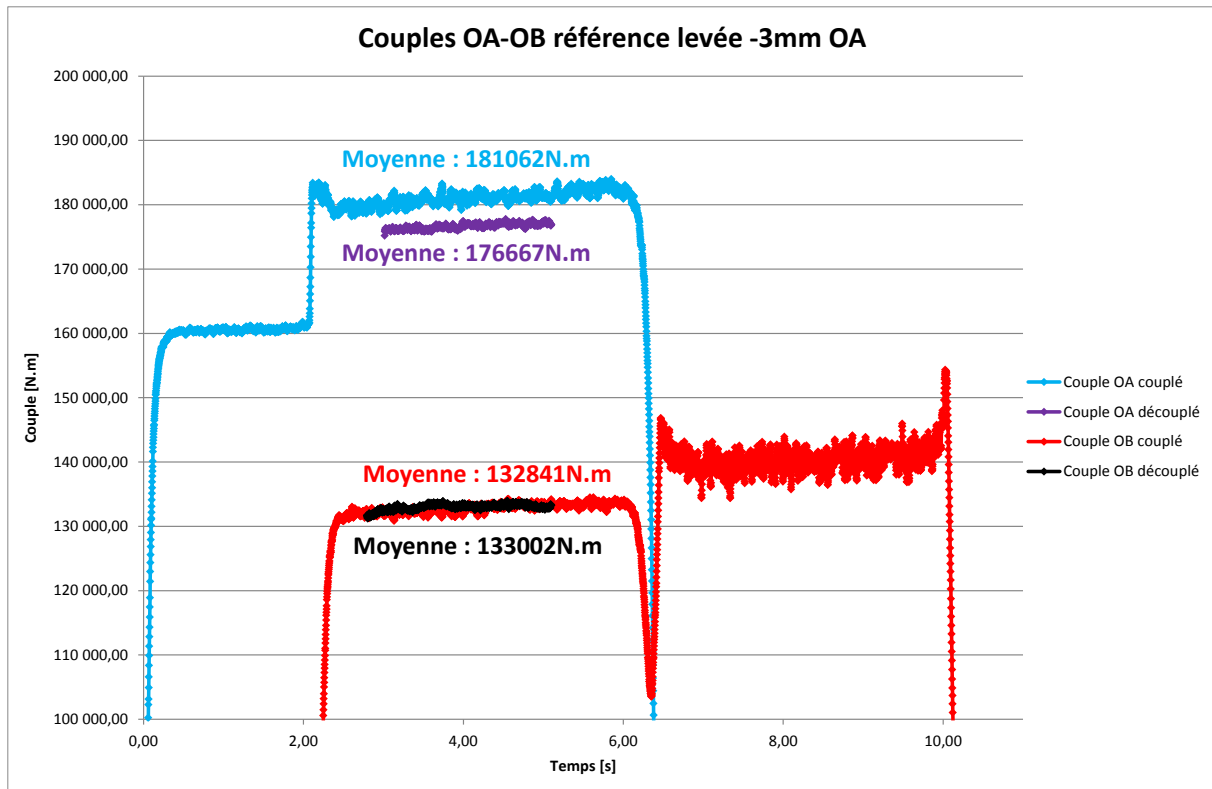


Figure 93 : Allure des couples des cages OA et OB lorsque la barre est en prise simultanément dans les deux cages pour le cas avec une levée de -3mm entre les cylindres de OA

La conclusion de cette étude est qu'il est possible de prendre en compte les tensions inter-cage dans le modèle découplé. La comparaison des couples issus de la simulation découplée avec ceux de la simulation couplée montre que les écarts relevés ne dépassent pas 2%. La prise en compte des efforts inter-cage peut permettre de recaler les écarts de couple rencontrés entre la simulation et les mesures expérimentales.

2.2.2.5 Comparaison des températures simulées et mesurées expérimentalement (campagne n°1) pour le calage du modèle numérique

En s'appuyant sur la simulation n°7, les températures simulées sont comparées à celles provenant des mesures expérimentales de la campagne n°1. Sur la Figure 94 les températures expérimentales sont représentées en vert et les températures issues de la simulation sont représentées par des carrés noirs. La confrontation des températures simulées et expérimentales montre qu'elles suivent la même tendance. Cependant un écart d'environ 7% peut être noté entre les deux valeurs de température.

L'exemple de la cage OB montre que la température simulée est supérieure à la température expérimentale. Pour cette même cage le couple simulé est supérieur au couple expérimental. L'erreur en couple ne peut être imputée à l'erreur de température. En effet si la température simulée tend à diminuer cela entraîne une augmentation de la contrainte

d'écoulement du matériau et par conséquence du couple de laminage.

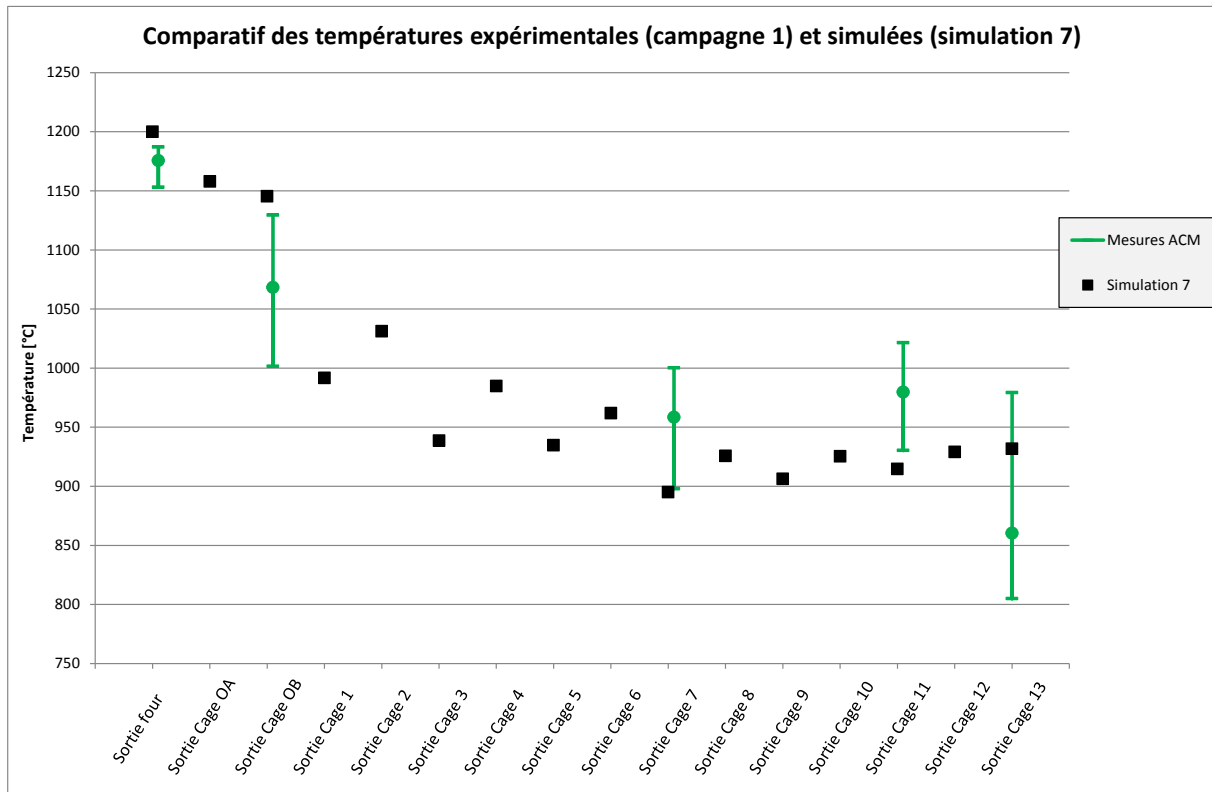


Figure 94 : Corrélation entre les températures expérimentales et simulées lors du calage du modèle

Le modèle a été calé sur les résultats expérimentaux d'une première campagne de mesure en ajustant les paramètres de frottement et d'échanges thermiques. Les couples de laminage obtenus par la simulation suivent les mêmes tendances qu'expérimentalement. Ils sont toutefois surestimés pour les deux premières cages de laminage et sous-estimés pour les suivantes. L'action sur les frottements et les échanges thermiques ou sur les tensions inter-cage ne semblent pas en mesure de corriger les écarts sauf à donner aux paramètres des valeurs déraisonnables ou, du moins, hors des domaines rencontrés dans la littérature.

La mise en place d'un outil de simulation fiable va contribuer à la compréhension des phénomènes thermomécaniques se produisant dans la barre durant les opérations de laminage afin d'identifier les sollicitations influant sur le comportement des inclusions et des porosités. Pour ce faire, les données de sortie relevées lors de la seconde campagne de mesures seront confrontées aux résultats issus de la simulation configurée sur cette même campagne. L'idée est de savoir si dans cette nouvelle configuration les écarts entre les couples simulés et expérimentaux sont équivalents à la première. Cela va permettre de déterminer si les mêmes erreurs se répètent comme par exemple la surestimation des couples des cages OA et OB.

2.2.3 Vérification du caractère prédictif du modèle numérique

L'étape précédente a servi à définir les valeurs des paramètres du modèle numérique en se basant sur les résultats expérimentaux. Les résultats des couples de laminage et des températures de la campagne n°2 présentés précédemment vont permettre de vérifier le caractère prédictif du modèle numérique.

Le Tableau 18 liste les données de la barre ainsi que celles du laminoir rentrées dans l'outil de simulation. Les paramètres du laminoir que sont les géométries des cylindres de laminage et les levées sont modifiés. Il en est de même pour le matériau du bloom. Quant aux paramètres tels que les coefficients de frottement ou d'échanges thermiques, ils restent identiques à ceux utilisés dans la simulation n°7 présentée précédemment.

Tableau 18 : Données d'entrée du modèle pour vérifier son caractère prédictif

Paramètres	Bloom	Cylindres
Diamètre initial	270mm	∈ [350mm ; 700mm]
Diamètre final	60mm	-
Température initiale	1 200°C	∈ [65°C ; 90°C]
Matériau	C45	-
Longueur initiale	2 000mm	-
Nombre de cages	-	13
Coefficient de frottement	∈ [0,6 ; 0,8]	-
Effusivité des cylindres [b en $J \cdot K^{-1} \cdot m^{-2} \cdot s^{\frac{1}{2}}$]	-	11 763
Conduction [α en $W/m^2 \cdot ^\circ C$]	20 000	-
Convection [h en $W/m^2 \cdot ^\circ C$]	10	-
Rayonnement [ε sans unité]	0,88	-

Après avoir simulé l'opération de laminage avec les nouvelles données d'entrée, une nouvelle comparaison des résultats simulés avec les résultats expérimentaux est possible.

2.2.3.1 Comparaison des couples de laminage simulés et mesurés expérimentalement (campagne n°2)

La Figure 95 compare les couples de laminage issues de la simulation numérique et les mesures faites sur l'outil de production. Les couples simulés, mis à part pour la cage 10, suivent la même tendance que les mesures acquises sur le laminoir. L'écart entre le couple

expérimental et simulé peut s'expliquer par la présence de glissement entre la barre et les cylindres. En effet, le couple moyen de la cage 10 enregistré lors de la seconde campagne de mesures ($\sim 13\,000\text{ N.m}$) est inférieur au couple moyen mesuré lors de la première campagne ($\sim 23\,000\text{ N.m}$). Les niveaux des couples simulés sont en accord avec les couples expérimentaux. Cependant une surestimation des couples pour les cages OA et OB est notable comme c'était le cas après la simulation 7. La tendance des couples des cages 2 et 3 est correcte ce qui n'était pas le cas pour la campagne 1. La loi de comportement du matériau utilisée pour la simulation du laminage de cette nouvelle gamme semble plus adaptée que précédemment. En plus d'avoir une tendance correcte pour les couples des cages 2 et 3, les écarts de couples pour les cages OA et OB sont inférieurs à ceux relevés lors de la première campagne.

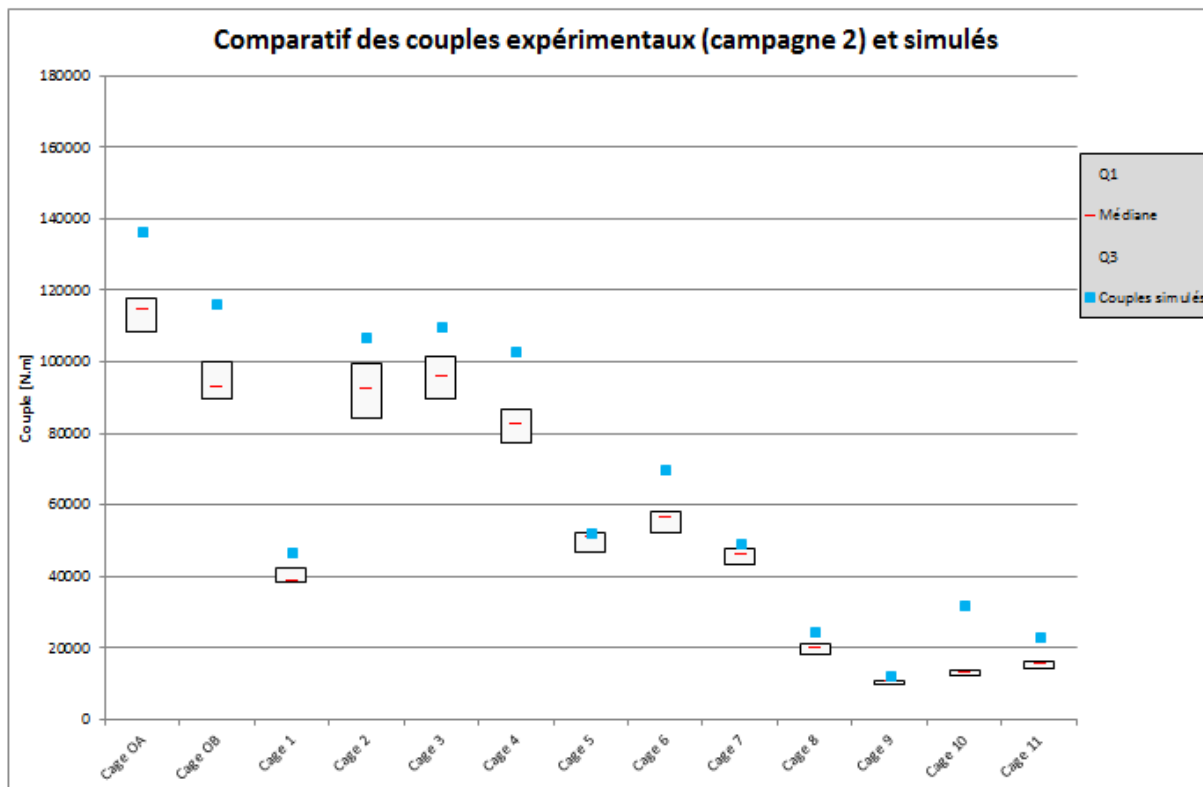


Figure 95 : Corrélation entre les couples expérimentaux et simulés lors de la validation du modèle numérique

2.2.3.2 Comparaison des températures simulées et mesurées expérimentalement (campagne n°2)

La Figure 96 compare les températures simulées à celles mesurées sur la ligne de production. L'amplitude et la moyenne des températures mesurées lors de la seconde campagne sont représentées en vert et les températures simulées sont repérées par les carrés bleus. La tendance des températures simulées est en accord avec les températures expérimentales. Cependant à la sortie des cages 9 et 11 les températures mesurées sont supérieures d'environ 10% aux températures simulées, ce qui était déjà le cas pour la

campagne précédente.

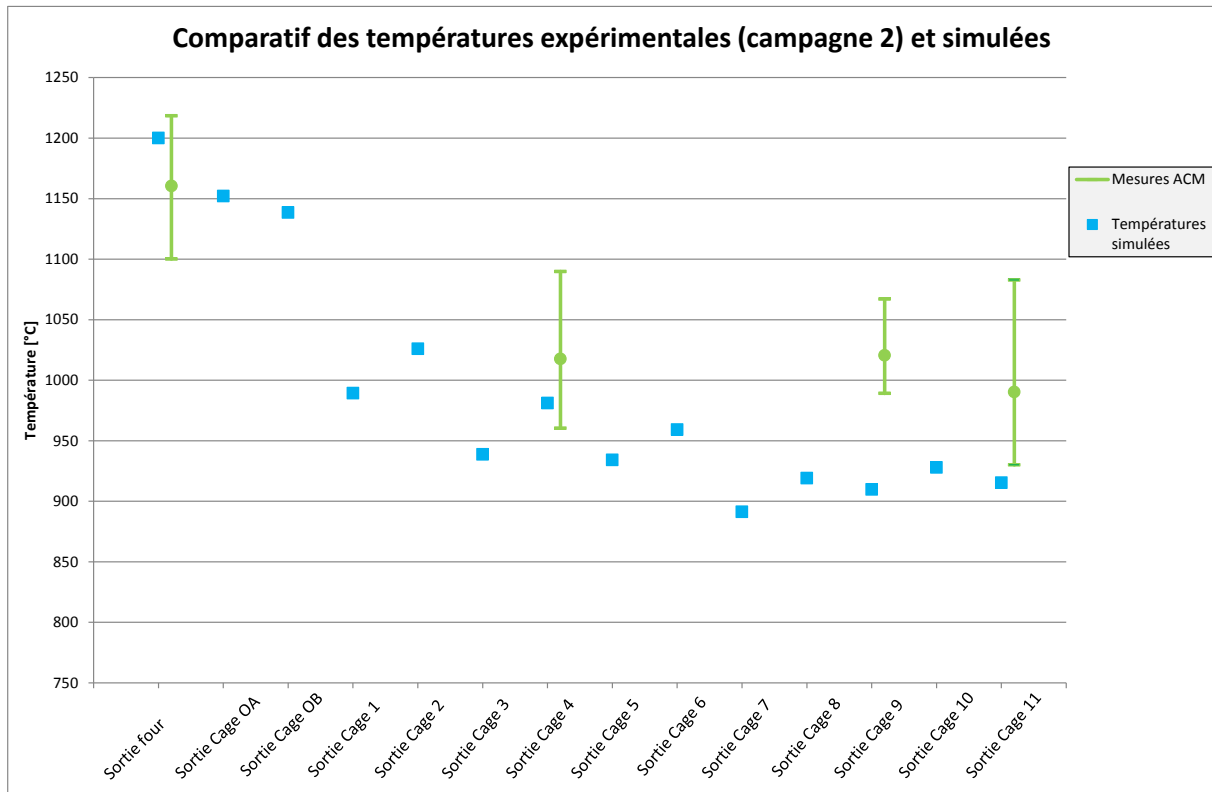


Figure 96 : Corrélation entre les températures expérimentales et simulées lors de la vérification du modèle

2.2.4 Conclusions

La comparaison des résultats issus du train de laminage avec ceux de la simulation permet de valider le caractère prédictif du modèle numérique. En moyenne les écarts des grandeurs mesurées et simulées ne dépassent pas 10%. Concernant l'évolution des températures et des couples de laminage on s'aperçoit que pour les deux cas la tendance est similaire, ce qui en fait un modèle satisfaisant.

En revanche pour la campagne 1 les couples simulés des cages OA et OB sont surestimés mais après ces deux cages c'est l'inverse qui se produit, les couples simulés sont inférieurs à ceux relevés sur le laminoir. Pour la campagne 2 l'écart sur les couples des deux premières cages peut s'expliquer par l'erreur de température. En effet si les températures simulées tendent à augmenter pour atteindre les valeurs mesurées, cela entraînerait une diminution des couples simulés ce qui les rapprocherait des couples expérimentaux. La non prise en compte des tensions inter-cage a certes une influence sur les couples mais ce paramètre est difficilement transposable d'un cas à l'autre comme le montre l'exemple des cages 2 et 3. Pour prendre en compte ce paramètre en simulation il faudrait recalculer les tensions à chaque nouvelle nuance laminée ce qui nuit à la prédictivité du modèle. La solution consisterait à simuler les cages par deux en faisant l'hypothèse que la tension entre les cages $n+1$ et $n+2$ n'influence pas le laminage et les couples de la cage n . Cependant au vu du

nombre de paramètres d'entrée important beaucoup de combinaisons sont possibles pour avoir des couples simulés et expérimentaux similaires. Cela n'enlève rien au fait qu'il faudrait disposer des données industrielles identiques à celles utilisées sur le laminoir et de la loi rhéologique adaptée au laminage de brut de coulée.

Les résultats de ce travail valident le modèle numérique par éléments finis de la ligne complète de laminage LUNA. Le modèle ainsi présenté va permettre de comprendre les phénomènes thermomécaniques se produisant dans la barre au cours du laminage. Pour cela, les sollicitations (contraintes, pression hydrostatique, déformation plastique, vitesse de déformation...) subies dans la barre au cours du laminage peuvent maintenant être déterminées.

2.3 Sollicitations thermomécaniques subies dans la barre au cours du laminage

Les travaux présentés précédemment ont permis la mise en place d'un modèle numérique. La Figure 97 rappelle l'objectif initial qui est de suivre le chemin thermomécanique en chaque point de la barre laminée.

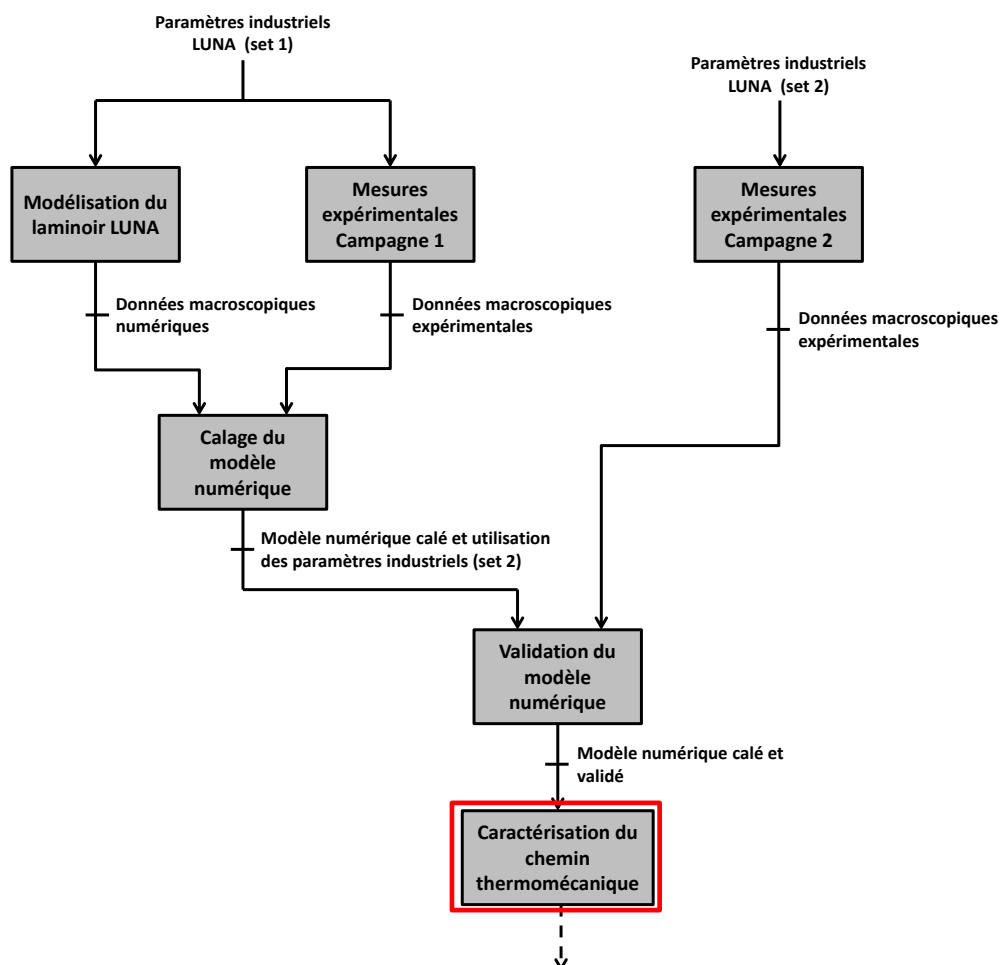


Figure 97 : Etape du suivi du chemin thermomécanique dans la barre laminée

La simulation via le modèle numérique calé permet d'avoir une image des sollicitations thermomécaniques subies dans la barre lors du laminage. Les sollicitations thermomécaniques subies dans les cages Kocks ne sont pas étudiées car elles sont négligeables comparées à celles subies dans les cages duo et ne semblent pas jouer un rôle prépondérant pour l'évolution des inclusions. Les sollicitations thermomécaniques présentées par la suite sont issues du modèle numérique calé sur la première campagne de mesures. Pour rappel la configuration du laminoir permet d'obtenir des produits finis de Ø38mm après la cage 13.

Une représentation d'un quart de la barre est nécessaire pour modéliser le procédé jusqu'à la cage 17. Comme le montre la Figure 98, sept points assimilés à des capteurs sont répartis dans le quart de section de la barre :

- le point 1 est situé au cœur de la barre
- les points 2, 4 et 6 sont localisés à mi rayon
- les points 3, 5 et 7 sont positionnés en peau

Les points 3 et 5 permettent de voir l'effet de l'alternance des directions de mise en forme.

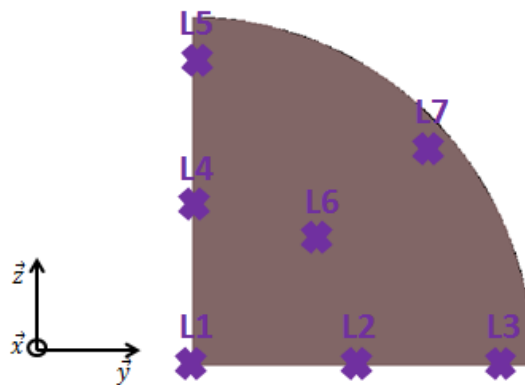


Figure 98 : Points répartis dans un quart de la section de la barre

L'outil de simulation développé avec le logiciel par éléments finis Forge.NxT© permet de suivre l'évolution de plusieurs données de sortie pour chaque point dans la barre. Ces données de sortie sont :

- la température
- les déformations longitudinales et transverses
- la déformation équivalente
- les critères d'endommagement (LATHAM & COCKROFT, OYANE...)
- la pression hydrostatique
- la vitesse de déformation

Toutes les données de sorties ne vont pas être analysées car la littérature a mis en évidence que certains paramètres sont plus influents que d'autres pour garantir une bonne

santé interne des produits laminées. Les paramètres les plus influents sont la température, les déformations principales, la pression hydrostatique et la vitesse de déformation [LUO01a], [WAN96].

2.3.1 Evolution de la température

Pour commencer, la température est analysée en suivant son évolution à travers les capteurs positionnés dans le quart de section de la barre. Deux capteurs et deux cages sont sélectionnés afin d'expliquer l'évolution de la température lors du laminage. La Figure 99 et la Figure 100 présentent l'évolution de la température relevée respectivement par les capteurs 1 et 3 pour les cages 4 et 5. Le capteur 1 est placé au cœur de la barre tandis que le capteur 3 se situe en périphérie.

Sur la Figure 99 l'évolution de la température relevée par le capteur 1 est représentée par la courbe bleue. Que ce soit pour la cage 4 ou la cage 5 la courbe se découpe en trois parties distinctes. En effet le capteur est placé initialement dans la barre et ne subit aucune déformation ①. Dans la cage précédente des échanges par conduction se sont produits entre la surface de la barre et les cylindres. Dans la phase ① une faible chute de température est à noter à cause des échanges par conduction entre le cœur et la peau de la barre. Dans la phase ② la barre est déformée entre les cylindres. L'énergie de plastification entraîne une augmentation de la température au cœur de la barre malgré le contact avec les cylindres de laminage qui entraîne un refroidissement en peau ②. En sortie de laminage la surface de la barre est de nouveau soumise à des échanges par rayonnement et par convection avec l'environnement. De plus la surface de la barre étant plus froide du fait de son contact récent avec les cylindres des échanges par conduction entre le cœur et la peau explique cette chute de température ③.

La zone repérée en rouge représente la chute de température correspondant au convoyage de la barre entre les deux cages. Une simulation de refroidissement permet de prendre en compte le temps mis par la barre pour aller d'une cage à l'autre. Les phénomènes rencontrés en ce point dans la barre laminée lors de son passage dans la cage 4 sont valables pour les autres cages.

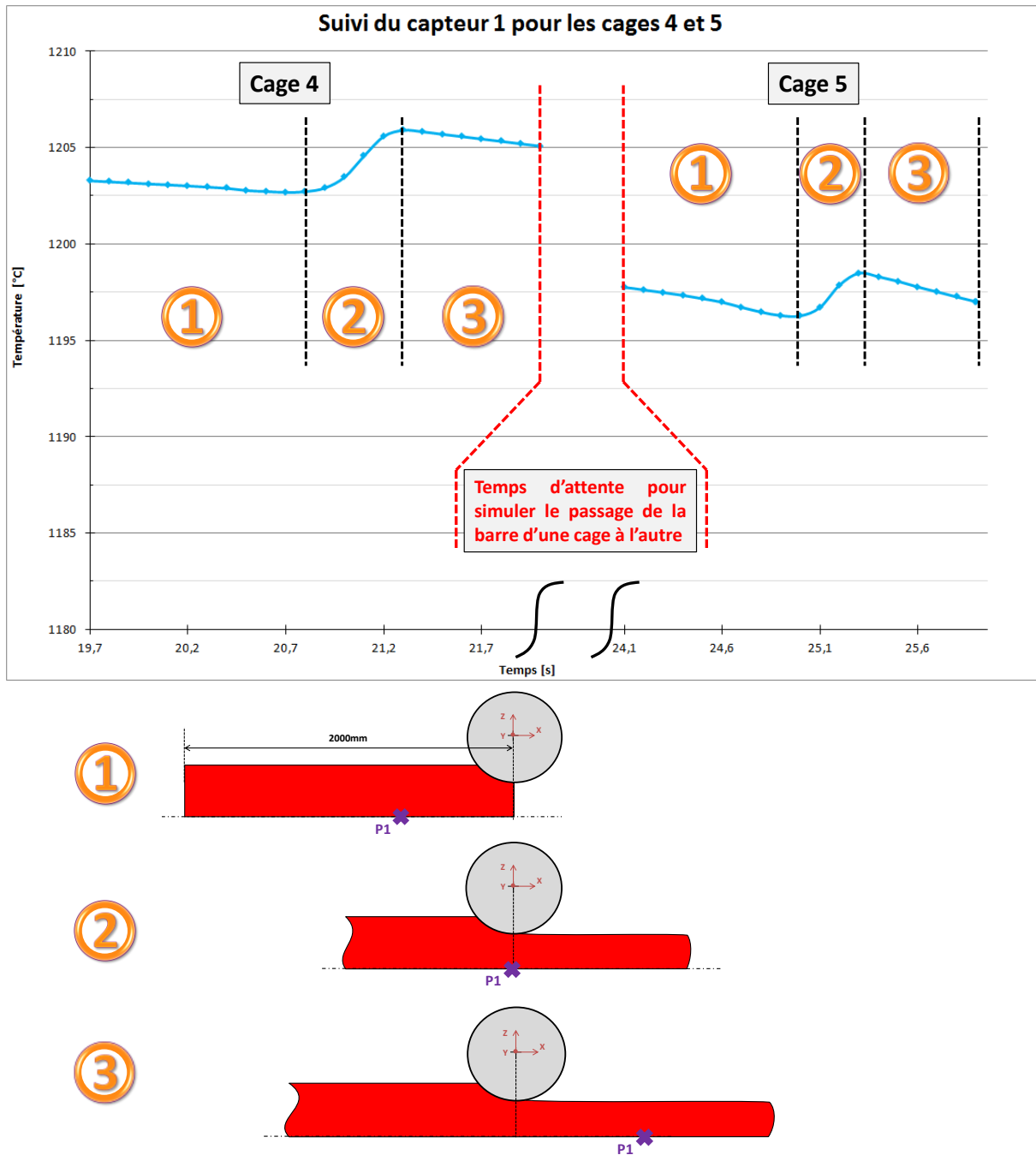


Figure 99 : Evolution de la température au cœur de la barre laminée pour les cages 4 et 5

La température relevée par le capteur 3 pour les cages 4 et 5 est représentée en vert sur la Figure 100. Les trois zones décrites précédemment sont également présentes dans le relevé de température de ce capteur. Contrairement au capteur 1, la température relevée par le capteur 3 tend à augmenter dans la phase ① car la peau est "réchauffée" par la chaleur venant du cœur de la barre. Lors du passage de la barre dans la cage 4 la température augmente légèrement due à l'énergie de la déformation plastique ②. Dans cette cage le capteur 3 ne se trouve pas à proximité des cylindres et donc il ne subit aucun échange par conduction.

Cependant lors du laminage dans la cage 5 la température diminue fortement ②. En effet, l'alternance des directions de mise en forme fait que le capteur 3 est proche de la zone de contact entre la barre et les cylindres ce qui entraîne une baisse de température due aux échanges par conduction. De par leur orientation les 3 et 5 rencontrent des phénomènes similaires alternés. En effet, à cause de l'alternance des directions de mise en forme les phénomènes rencontrés par le capteur 3 dans la cage n sont similaires à ceux rencontrés par le capteur 5 dans la cage n+1.

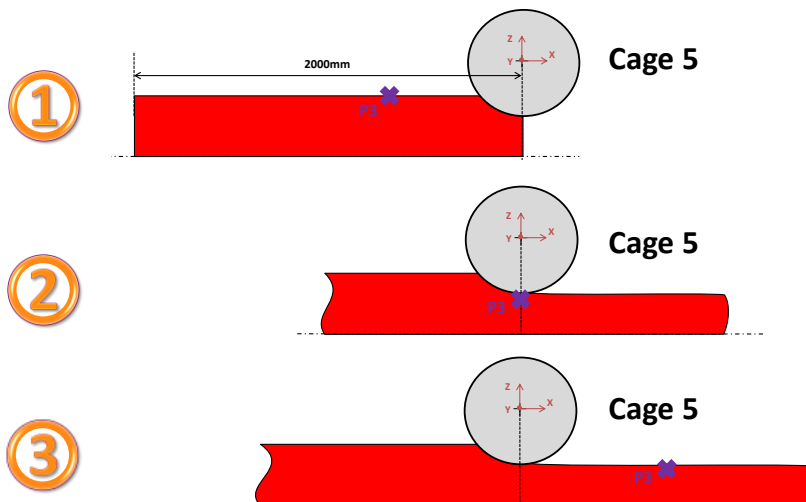
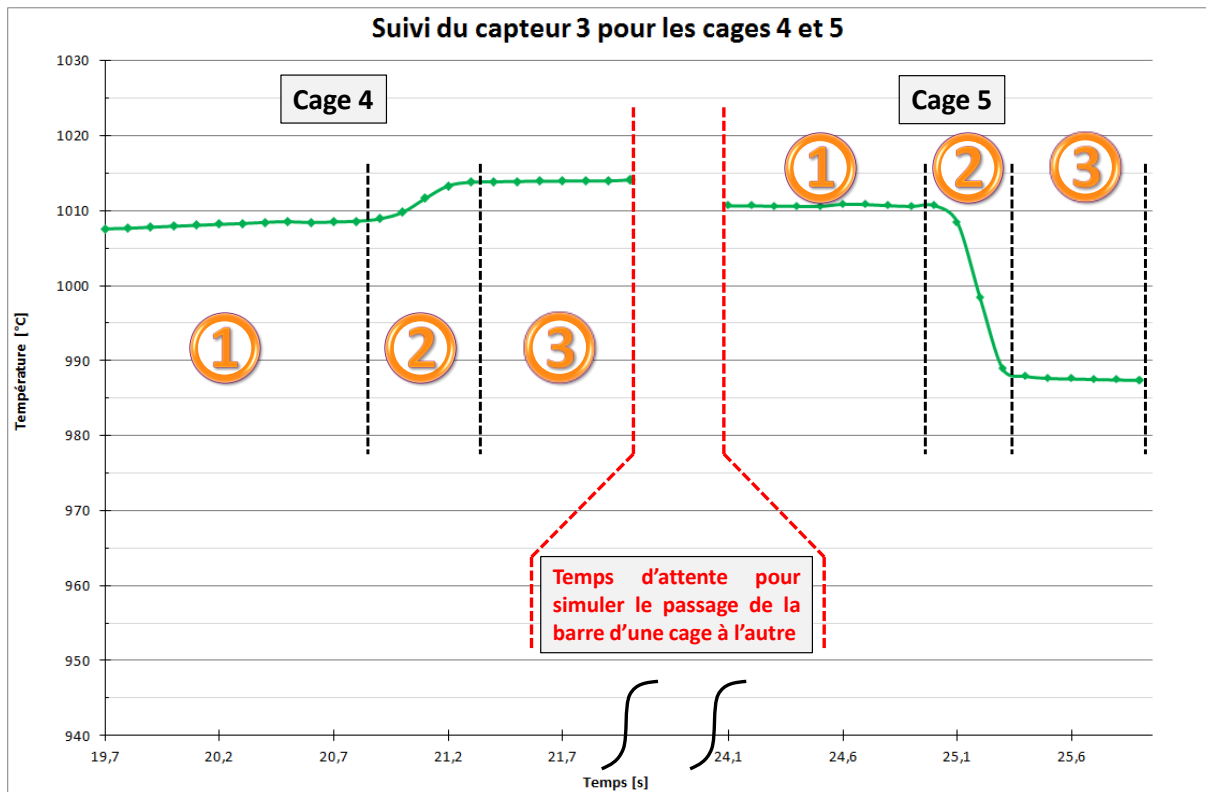
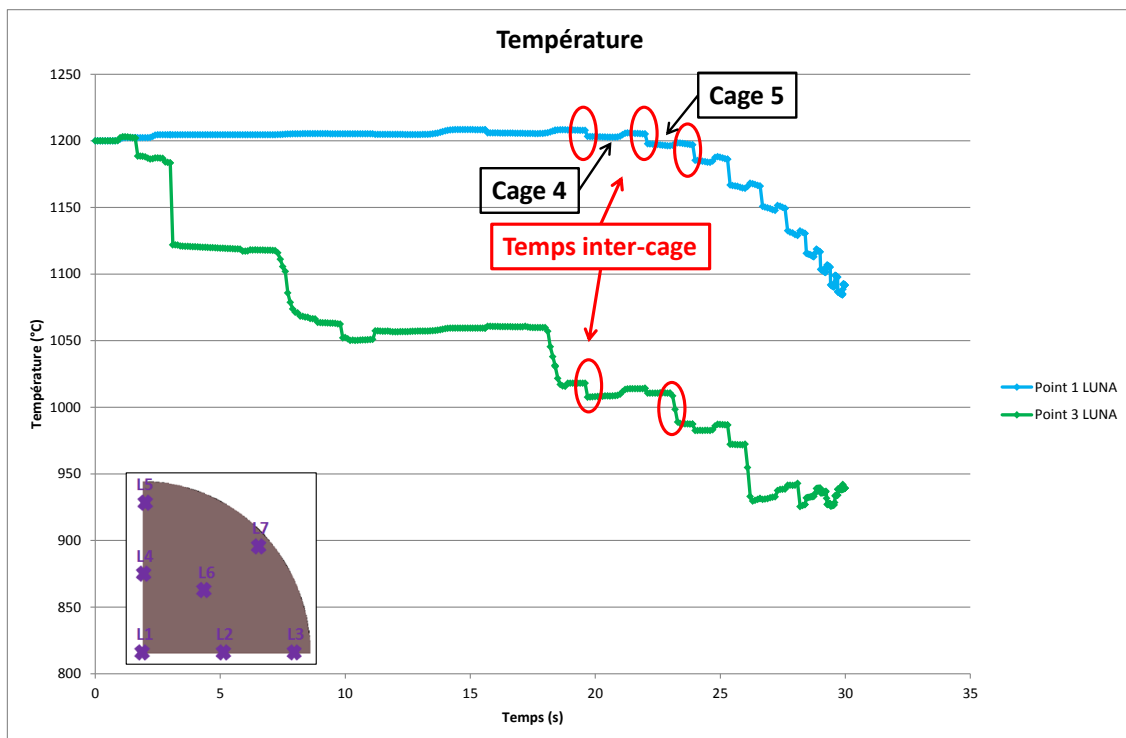


Figure 100 : Evolution de la température en peau de la barre laminée pour les cages 4 et 5

Les températures relevées par les capteurs 1 et 3 pour toutes les cages du laminage sont présentées sur la Figure 101. Le suivi de la température par les capteurs 1 et 3 est représenté respectivement par les courbes de couleurs bleu et verte. A travers ce suivi, il est possible de visualiser une différence de température d'environ 200°C entre la peau et le cœur de la barre laminée à partir de la cage 4. Les paliers avec les chutes de température entourés en rouge représentent les temps inter-cages et inversement lorsque la barre est en prise entre les cylindres de laminage la température augmente à cause de l'énergie de la déformation plastique. Des échanges par conduction se produisent entre le cœur et la surface de la barre qui est refroidie au contact des cylindres. En effet le capteur 3 est soumis à de fortes variations de températures alternées une cage sur deux à cause de l'alternance des directions de mise en forme.



2.3.2 Evolution de la déformation

2.3.2.1 La déformation équivalente

Comme pour l'analyse de la température, les capteurs 1 et 3 sont sélectionnés pour comprendre les phénomènes se produisant lors du laminage dans les cages 4 et 5. L'évolution de la déformation équivalente est représentée par la courbe en bleue sur la Figure 102. Trois zones identiques à celles rencontrées lors de l'analyse de la température définissent le passage de la barre dans une cage de laminage. Dans la zone ①, la déformation de la barre correspond à celle subie dans la cage 3. La zone ② montre le chemin de déformation subi au cœur de la barre dans la cage 4. La barre arrive dans la cage 5 avec un état de déformation identique à

celui relevé à la sortie de la cage 4 ③. Lors du transfert d'une cage à l'autre la barre ne subit aucune déformation. La différence de déformation visible dans la zone de transfert vient de la stratégie de simulation retenue. Le modèle numérique étant découplé, le nœud sélectionné dans la simulation de la cage 5 est différent de celui retenu dans la simulation de la cage 4 à cause du remaillage et de l'étirement de la portion en régime établi de 300mm à 2m. Cependant les deux nœuds se trouvent dans une zone proche. A travers les trois étapes décrites, il est possible de suivre le chemin de la déformation équivalente subi dans la barre au cours du laminage.

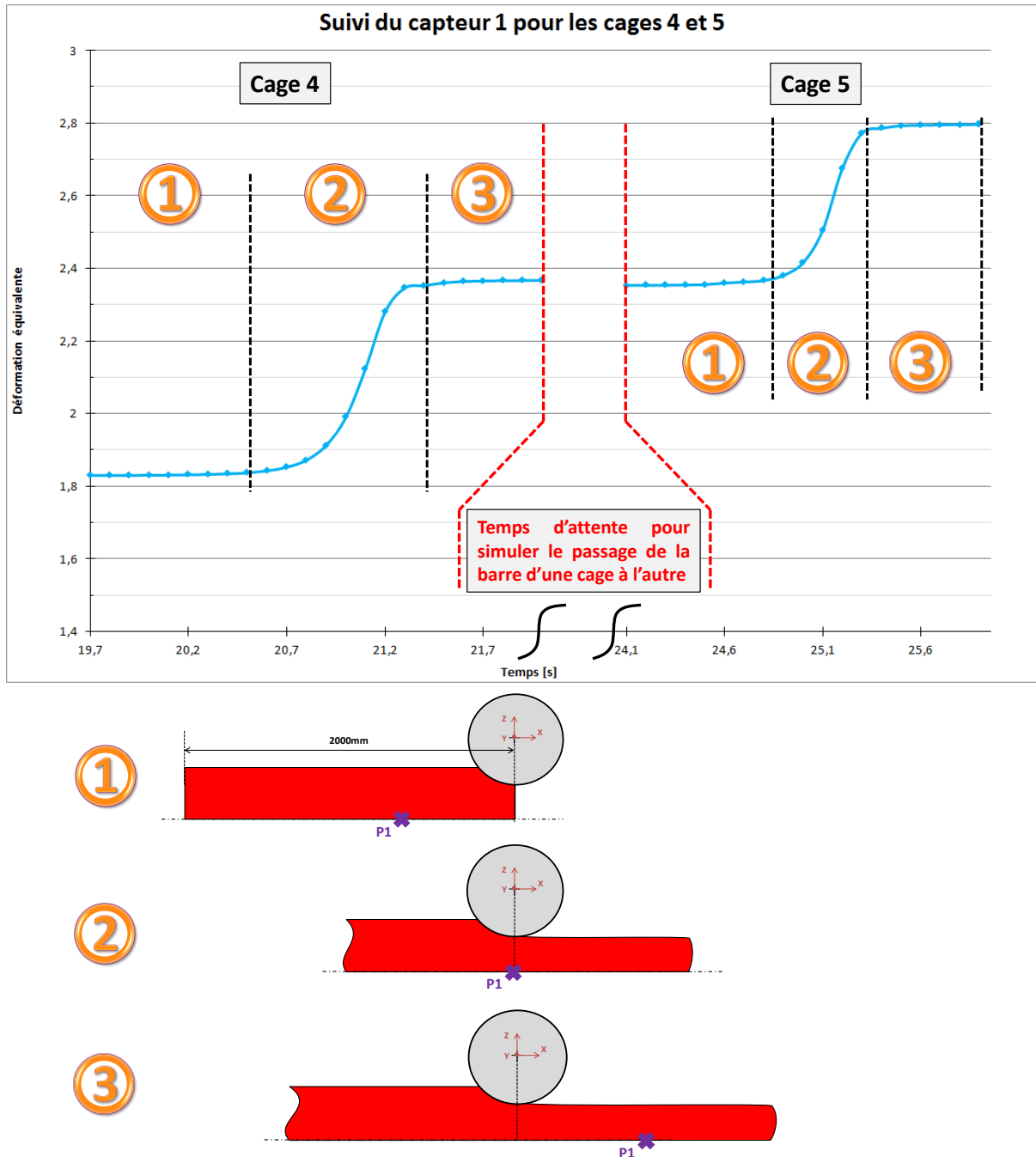


Figure 102 : Evolution de la déformation équivalente au cœur de la barre laminée pour les cages 4 et 5

La Figure 103 montre le chemin de la déformation équivalente relevée par le capteur 3. L'amplitude de déformation subie dans la barre pour les cages 4 et 5 est similaire mais ce n'est pas le cas pour le chemin de déformation. En effet, lors du laminage dans la cage 5 le capteur 3 se situe à proximité du cylindre de laminage ce qui explique le palier repéré en rouge présent dans la zone ②. La comparaison de la déformation équivalente relevée par les capteurs 1 et 3 montre qu'au centre de la barre la déformation est plus élevée d'environ 12% qu'en périphérie.

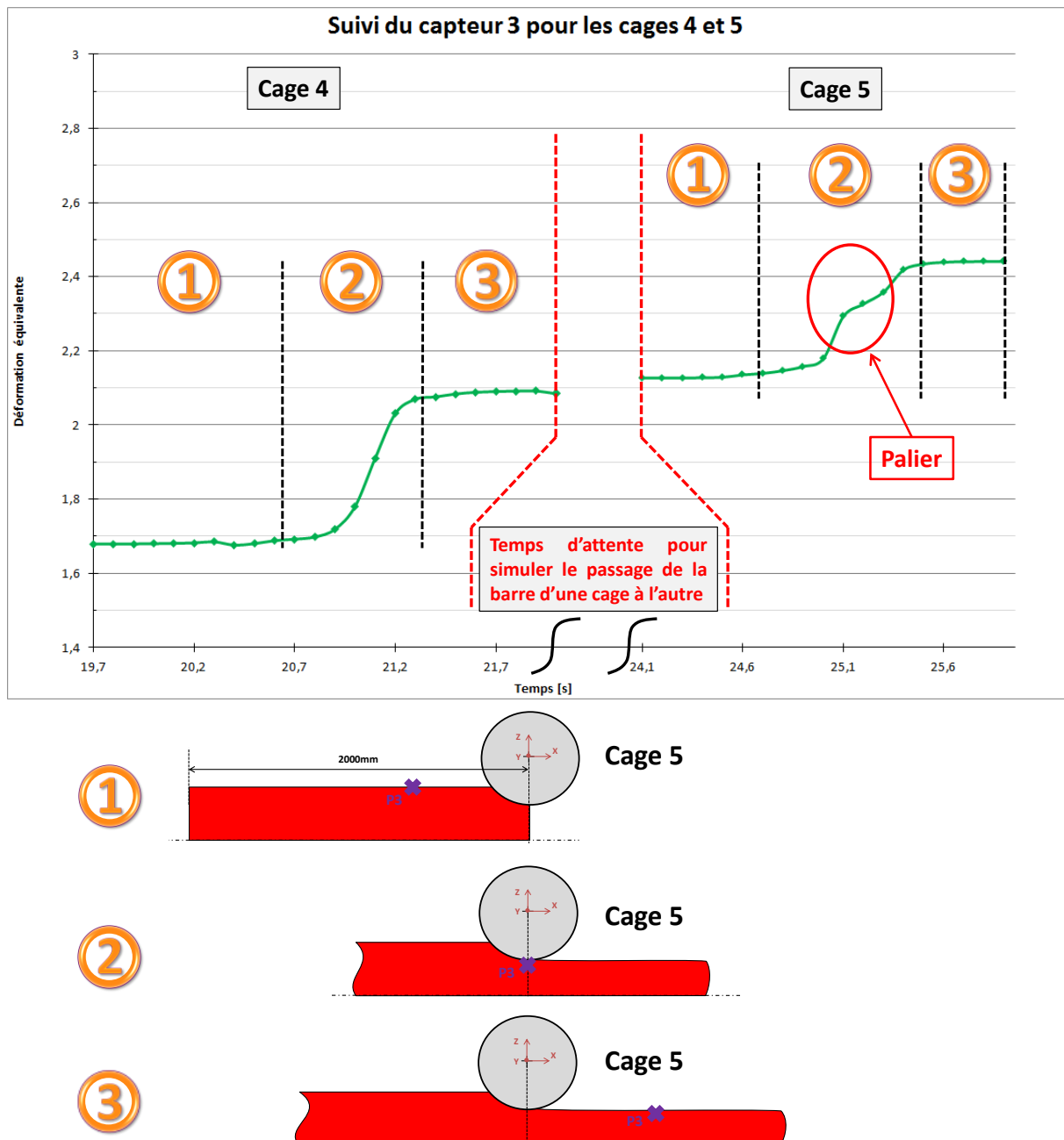


Figure 103 : Evolution de la déformation équivalente en peau de la barre laminée pour les cages 4 et 5

La Figure 104 permet de voir l'évolution de la déformation équivalente relevée par les sept capteurs au cours du laminage. En fin de laminage un écart de l'ordre de 3% est notable pour la déformation équivalente entre le cœur et la peau de la barre. Quelle que soit la position des points dans le quart de section de la barre, le niveau de déformation varie peu, malgré une différence de température d'environ 200°C entre le cœur et la peau du produit laminé.

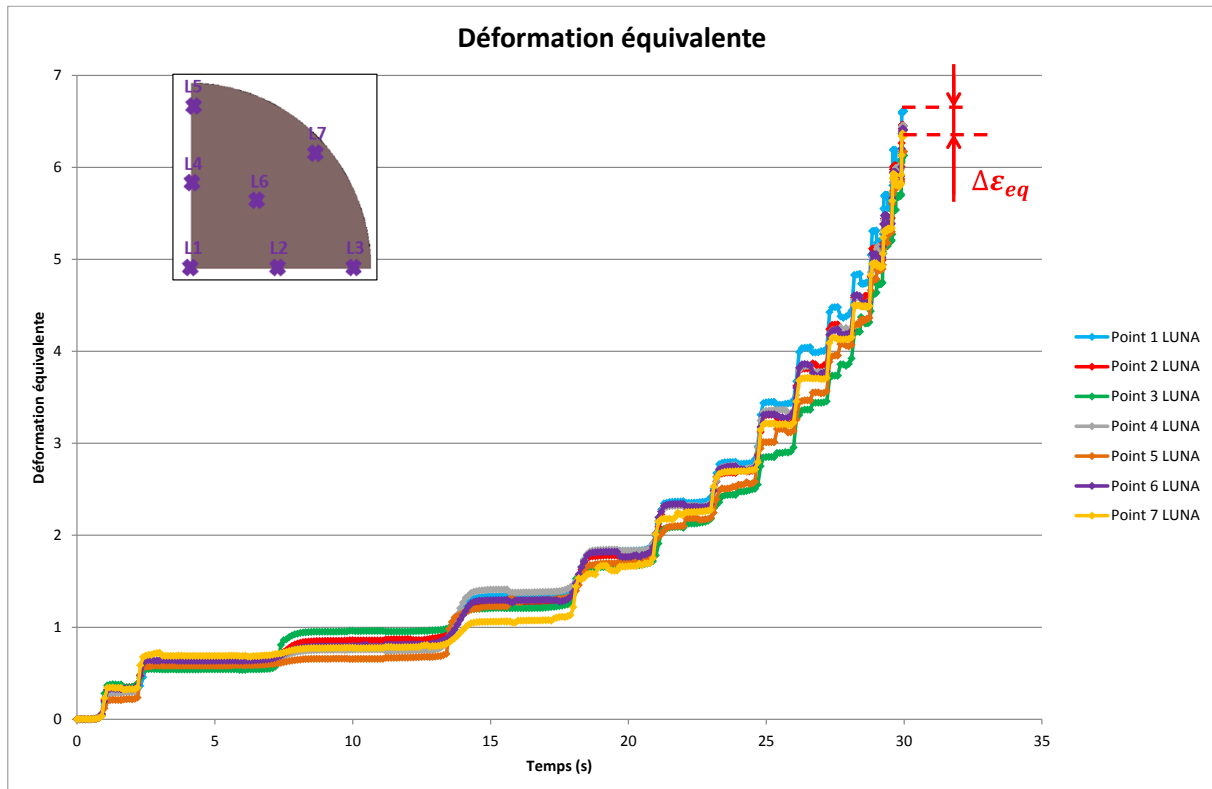


Figure 104 : Evolution de la déformation équivalente au cours du laminage relevée aux points 1 et 3

2.3.2.2 La déformation suivant la direction de laminage

L'évolution de la déformation longitudinale est tracée sur la Figure 105. De même que pour la déformation équivalente, la déformation suivant la direction de laminage évolue de la même manière qu'on se trouve en peau ou à cœur de la barre laminée. Ce qui veut dire que la barre s'allonge de façon homogène, bien qu'elle soit affectée par les effets de bord. Toutefois, en fin de laminage l'écart de la déformation longitudinale relevé entre le centre et la peau de la barre laminée équivaldrait à une variation de longueur de 1,8m. La stratégie de simulation employée ne permet pas de visualiser la différence de déformation en bout de barre car un tronçon en régime établi est prélevé après chaque passe de laminage. Le phénomène décrit en simulation est également présent sur les barres mise en forme industriellement. Cependant des cisailles volantes sont installées sur la ligne de production afin d'ébouter les barres et obtenir un produit sans défaut aux extrémités favorable à son engagement entre les cylindres.

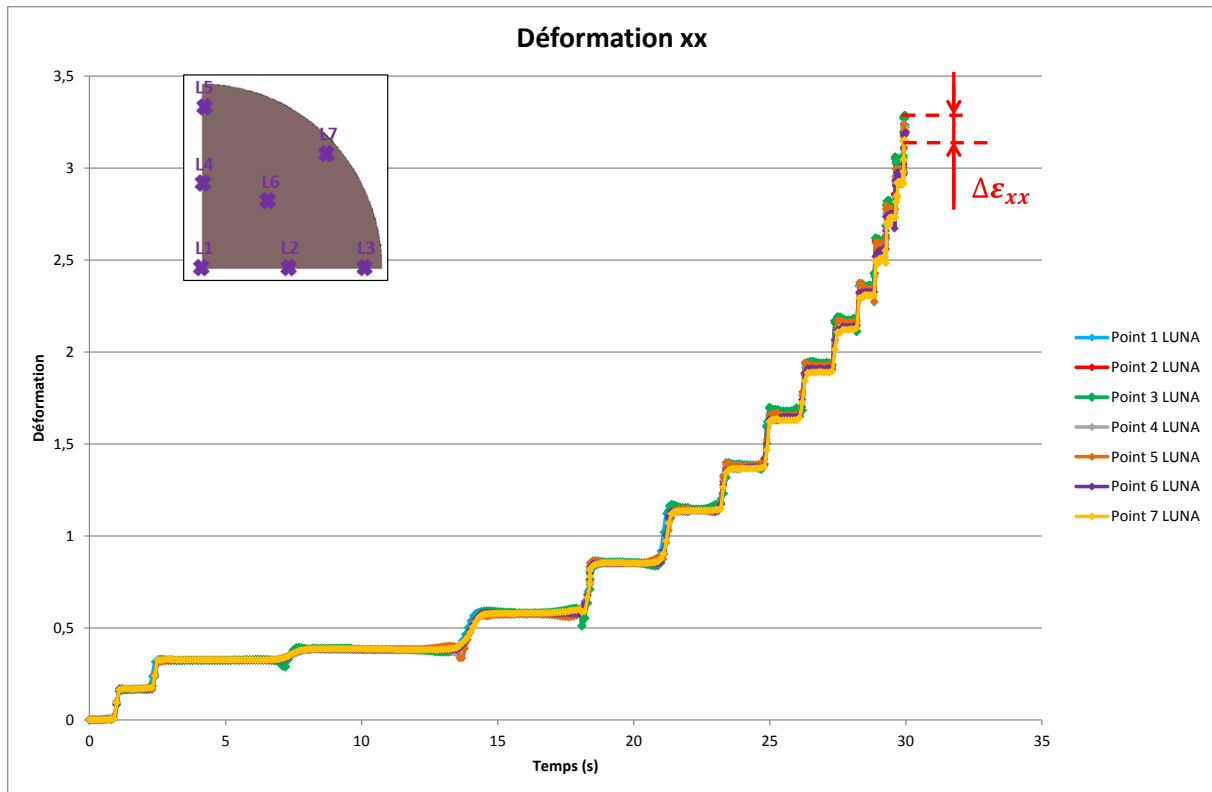


Figure 105 : Evolution de la déformation longitudinale au cours du laminage relevée aux points 1 et 3

2.3.2.3 Les amplitudes de déformations longitudinales

La déformation subie dans la barre laminée fait partie des paramètres influant sur le comportement des inclusions et des porosités. Le choix de suivre les amplitudes de déformation principale permet une comparaison future avec les amplitudes de déformations rencontrées dans l'essai de caractérisation qui sera mis en place.

La Figure 106 montre le chemin et l'amplitude de déformation longitudinale subie au cœur de la barre laminée dans la cage OA. Les amplitudes des déformations subies par chaque point ont été tracées pour toutes les cages de laminage. La méthode présentée est valable pour le suivi des déformations transverses suivant les directions Y et Z. Afin de ne pas rentrer dans un côté répétitif dans la présentation des résultats, nous allons seulement nous intéresser à trois points (Point 1, 2 et 3).

Les Figure 107, Figure 108, Figure 109 montrent les amplitudes de la déformation subie dans la barre pour chaque cage de laminage suivant la direction de laminage. Pour tous les points analysés les niveaux de déformation sont proches.

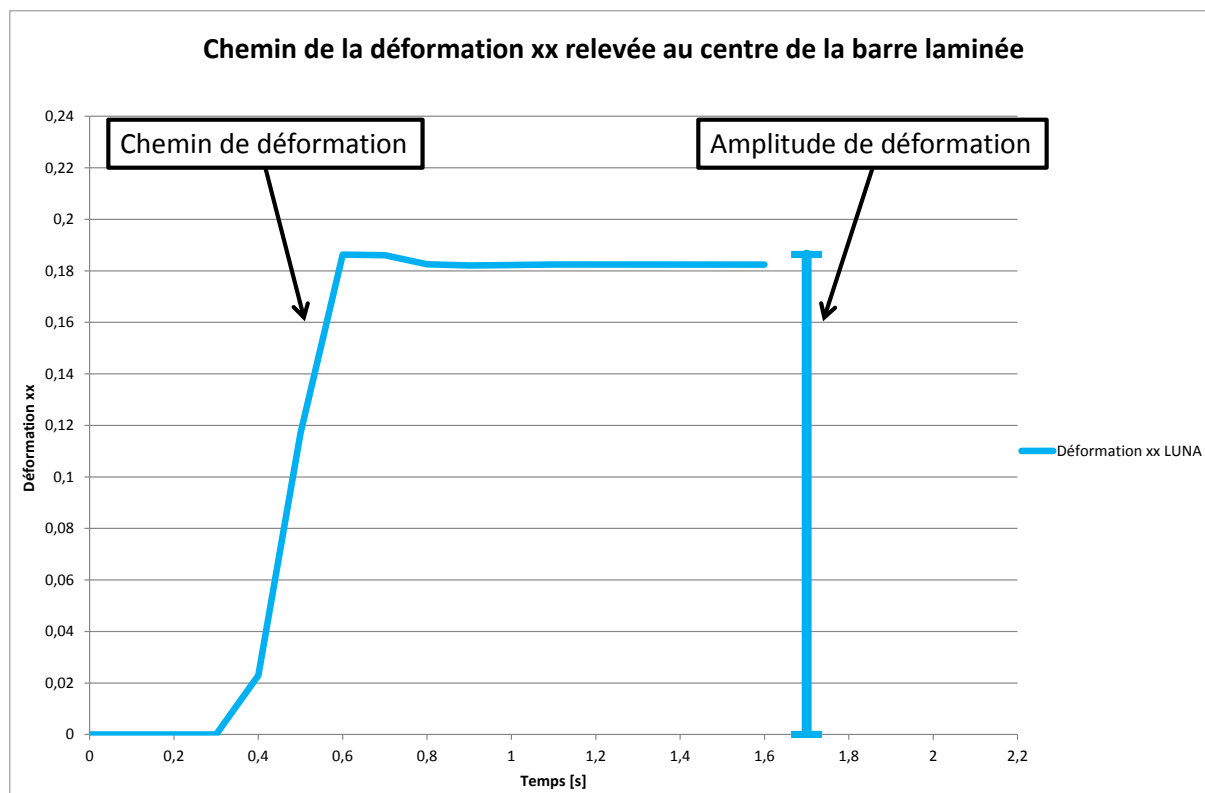


Figure 106 : Amplitude de déformation longitudinale relevée au cœur de la barre laminée lors du passage dans la cage OA

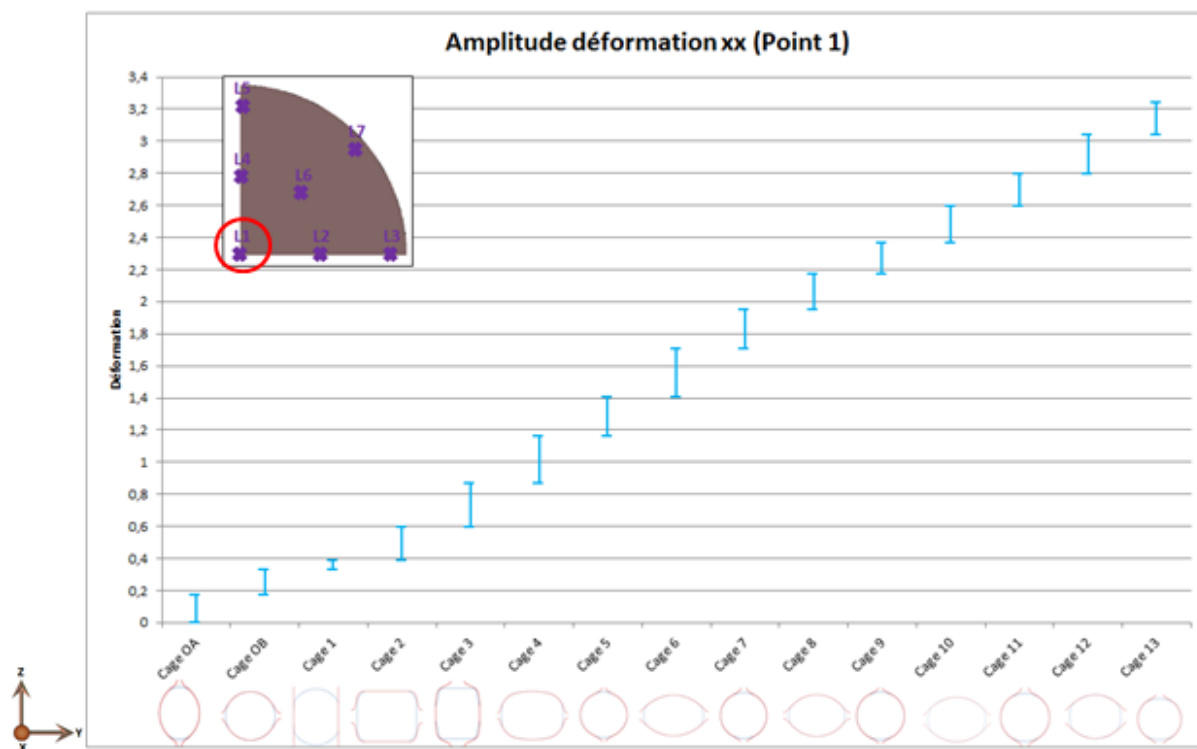


Figure 107 : Amplitude des déformations dans la direction de laminage relevées au point 1

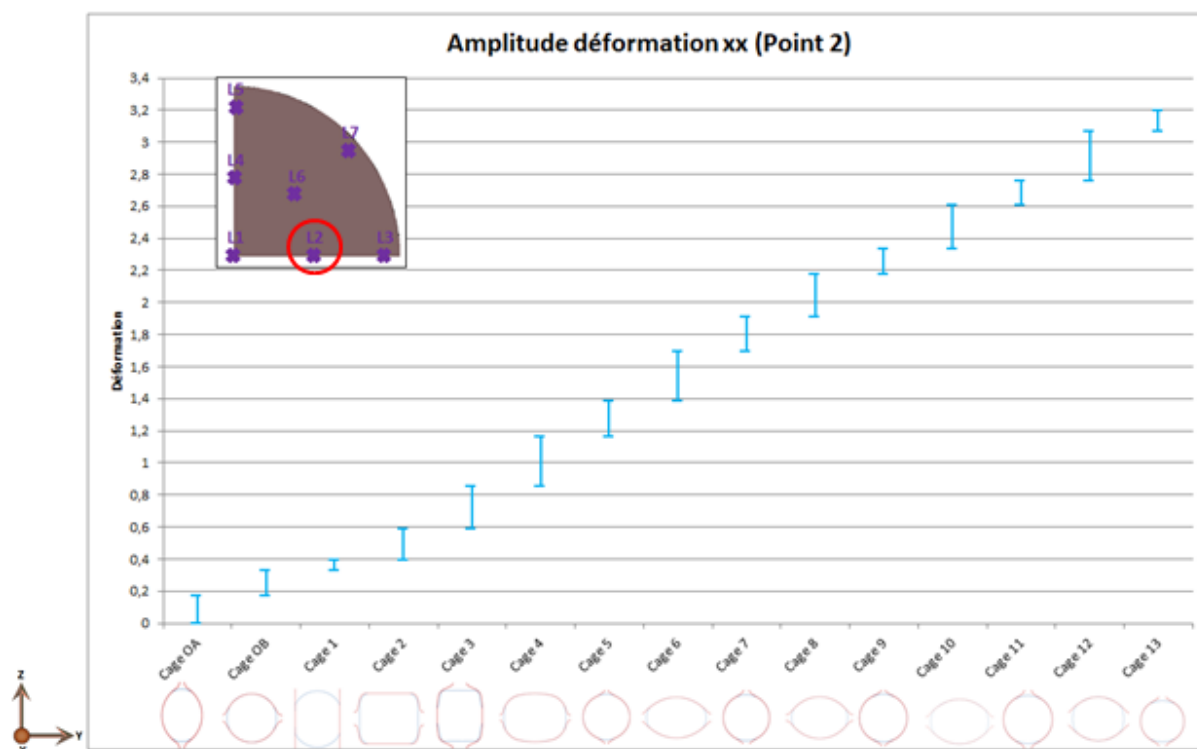


Figure 108 : Amplitude des déformations dans la direction de laminage relevées au point 2

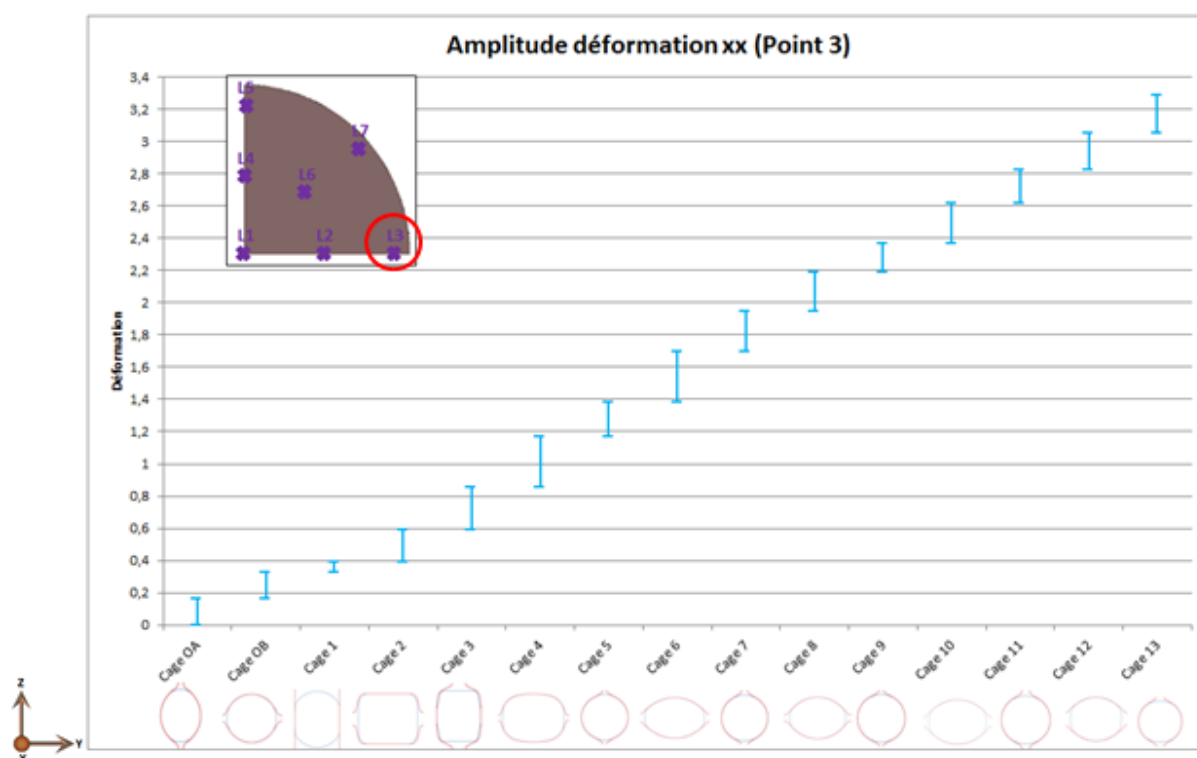


Figure 109 : Amplitude des déformations dans la direction de laminage relevées au point 3

2.3.2.4 Les amplitudes des déformations transverses

Dans le procédé de laminage de bloom, on retrouve une alternance des déformations transverses due à l'alternance (horizontal – vertical) de l'axe de rotation des cylindres. On retrouve également une alternance dans la gravure des cylindres avec une forme ovale – rond. Dans les figures présentées ci-dessous, on retrouve en rouge la déformation subie par la barre dans chaque cage suivant Y et en vert la déformation suivant Z.

Avant d'analyser les résultats, nous allons comprendre comment se lisent les graphiques suivants. Prenons l'exemple de la Figure 110, on voit que pour la cage OA la déformation engendrée par les cylindres se trouvent suivant la direction Y, d'où une déformation avec une valeur négative en rouge car la barre est sollicitée en compression. Tandis que dans la direction Z, la barre s'élargie et on retrouve une déformation avec une valeur qui croît. Lorsque la barre est laminée dans la cage OB, la direction principale de la déformation se trouve suivant Z (en vert). En repartant de la déformation subie dans la cage précédente, la barre subie de la compression. Dans la direction Y, la barre s'élargit d'où une valeur de la déformation qui augmente (en rouge). La lecture des graphiques est identique pour les cages suivantes. La méthode pour la lecture des futurs graphiques est présentée en Annexe 3.

Les Figure 110, Figure 111 et Figure 112 montrent les déformations subies par la barre pour les points 1, 2 et 3. En analysant les déformations transverses, il est possible de voir qu'à partir de la cage 3 la déformation engendrée au cœur du lopin est plus grande. L'explication peut venir de la transition de la géométrie des cylindres après la cage 3. En effet les cylindres des cages 1, 2 et 3 alternent des géométries de forme carrées tandis qu'à partir de la cage 4 les cylindres alternent une géométrie ovale-rond. Pour les points situés à cœur et à mi rayon, l'alternance des déformations se fait moins ressentir que pour les points situés en périphérie de la barre. En effet, pour le point 3 l'alternance des déformations est plus prononcée, ce qui veut dire qu'on déforme seulement dans la direction principale et très peu dans la seconde direction transverse. Les cercles repérés en noir sur la Figure 112 illustre ce phénomène d'alternance.

En réalité la géométrie de la barre après la cage OB est ronde avec un diamètre de 235mm. A travers les graphiques suivants il est possible de le vérifier car les courbes de déformations suivant Y et Z se rejoignent en un même point, ce qui veut dire qu'on a autant déformé dans les deux directions ($\epsilon_{yy} = \epsilon_{zz}$).

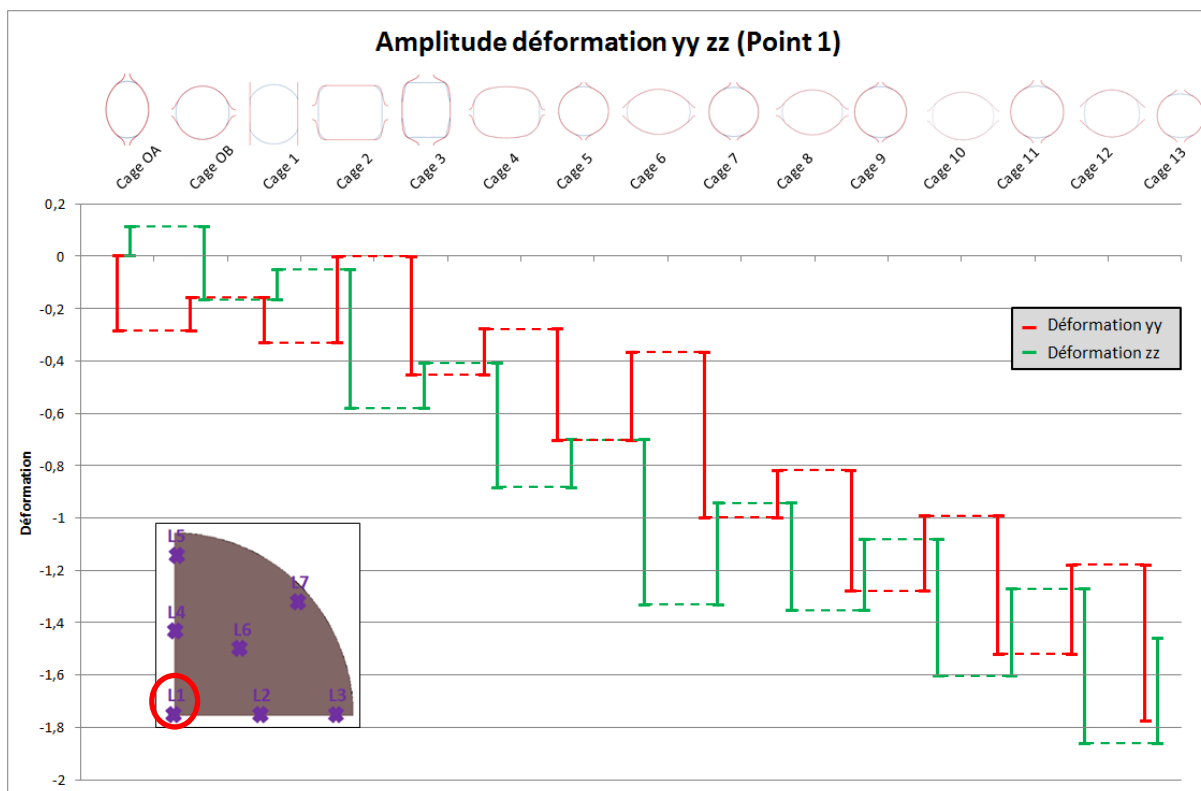


Figure 110 : Amplitude des déformations dans les directions transverse de laminage relevées au point 1

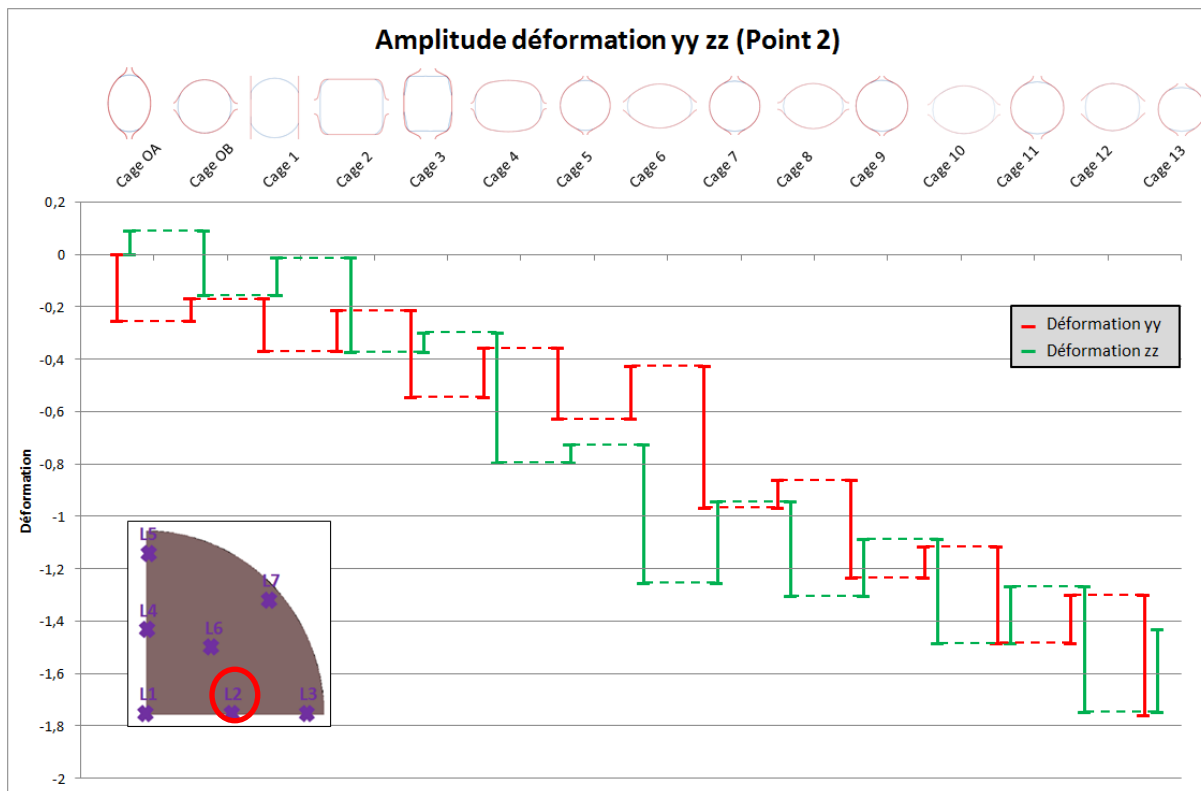


Figure 111 : Amplitude des déformations dans les directions transverse de laminage relevées au point 2

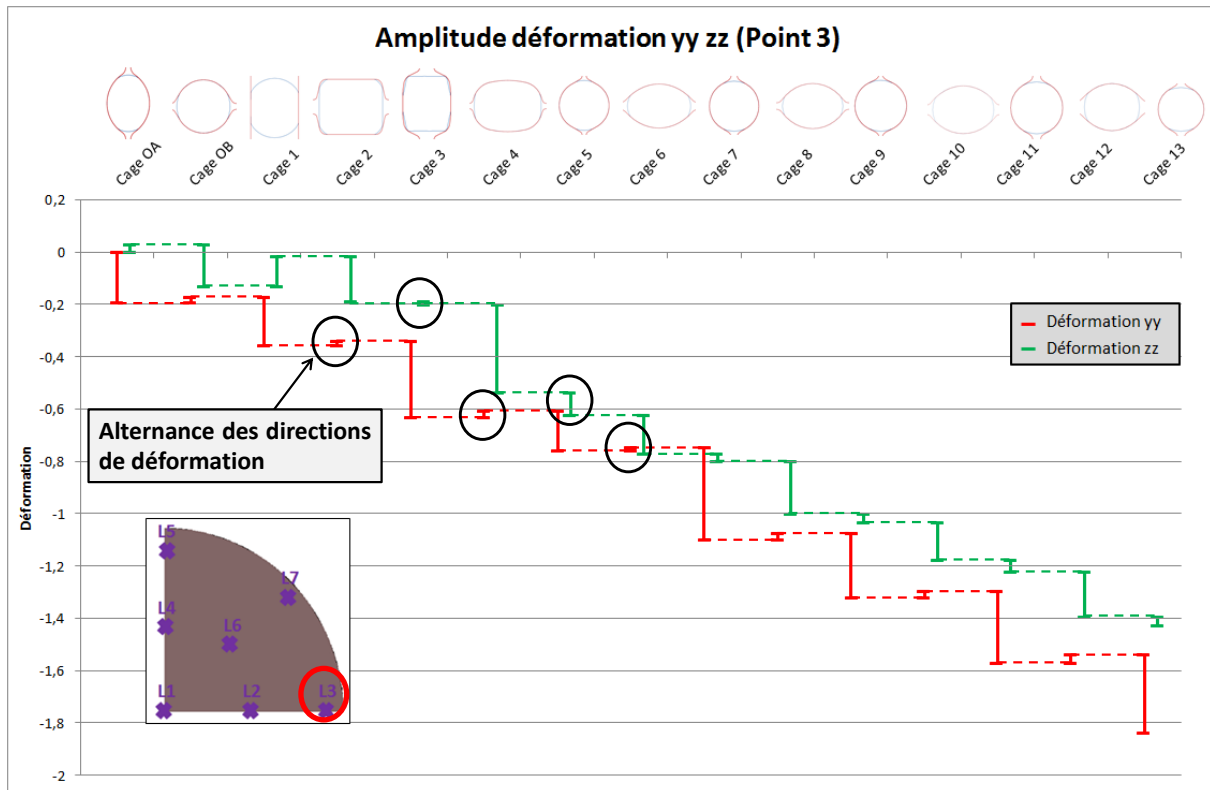


Figure 112 : Amplitude des déformations dans les directions transverse de laminage relevées au point 3

2.3.3 Evolution de la pression hydrostatique

La pression hydrostatique est un des paramètres influents sur le comportement des défauts internes dans les produits laminés. La Figure 113 montre le chemin de la pression hydrostatique subie au cœur de la barre lors du passage dans les cages 4 et 5. La phase ② correspond au passage de la barre entre les cylindres. Lors de cette phase un palier est visible pour les deux cages et un pic de la pression hydrostatique est atteint. La pression relevée est positive ce qui veut dire que le cœur de la barre est soumis à de la compression quelle que soit l'orientation de la direction de mise forme. Le niveau de la pression hydrostatique entre les deux cages est similaire.

La Figure 114 montre l'évolution de la pression hydrostatique relevée au point 3 lors du passage de la barre dans les cages 4 et 5. Contrairement au point 1, la pression relevée au point 3 est impactée par l'alternance de la direction de mise en forme. Lors du passage dans la cage 4 le point 3 ne se trouve pas à proximité de la zone en contact avec les cylindres et le niveau de la pression est faible. Tandis que dans la cage 5 le point 3 est proche de la zone laminée et la pression hydrostatique est positive ce qui signifie que la zone est soumise à de la compression. Par comparaison avec le point 1, lorsque le point 3 se trouve dans la zone proche des cylindres comme dans la cage 5, la pression hydrostatique relevée en peau est plus élevée qu'au cœur de la barre.

Pour la suite de notre étude le chemin de la pression hydrostatique n'est pas pris en

compte, seules les amplitudes sont analysées afin de pouvoir les comparer à celles subies dans le lopin lors de l'essai de caractérisation. Cependant la pression hydrostatique ne fera pas partie des critères de dimensionnement de l'essai, tout comme la vitesse de déformation.

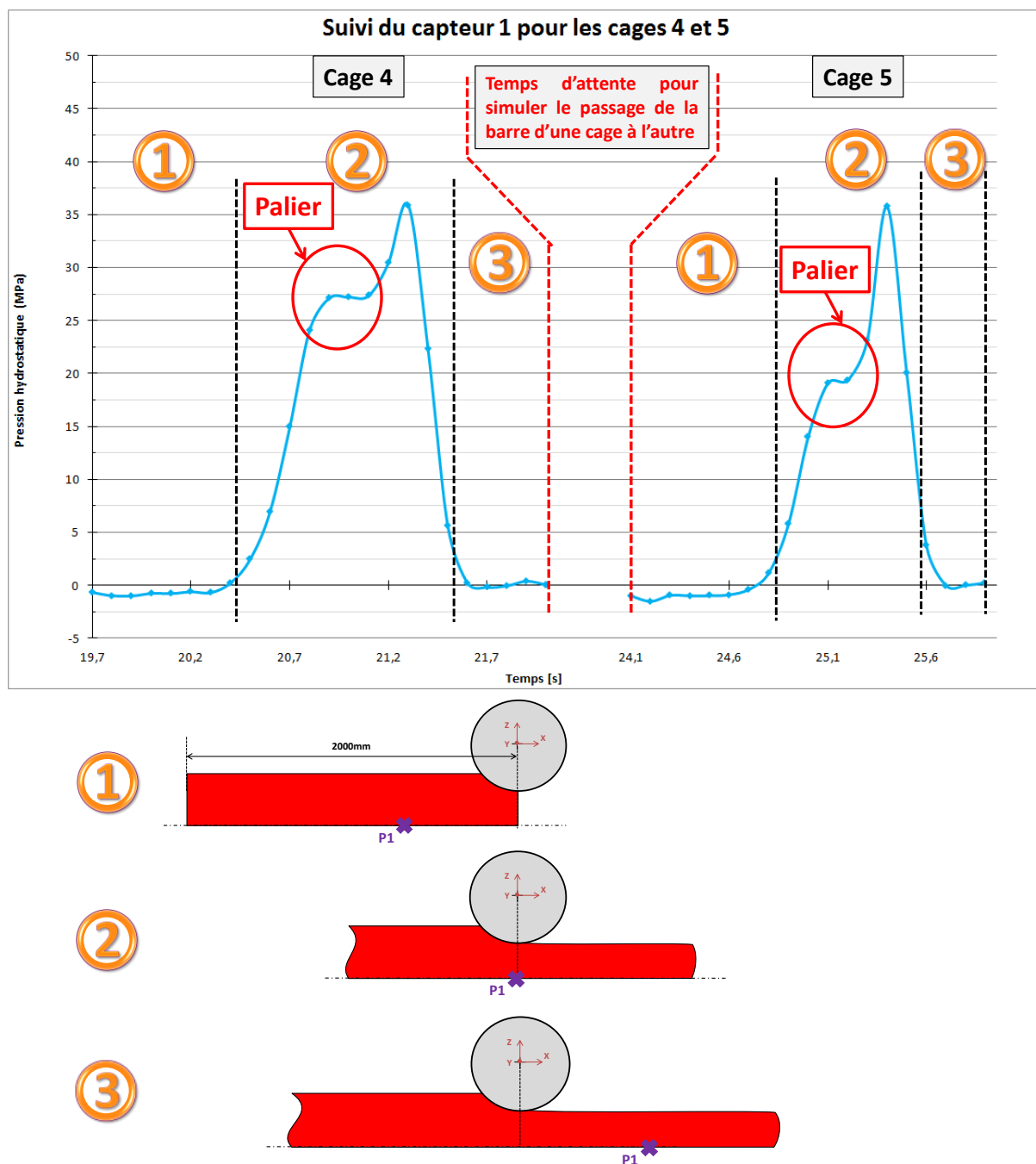


Figure 113 : Evolution de la pression hydrostatique au cœur de la barre laminée pour les cages 4 et 5

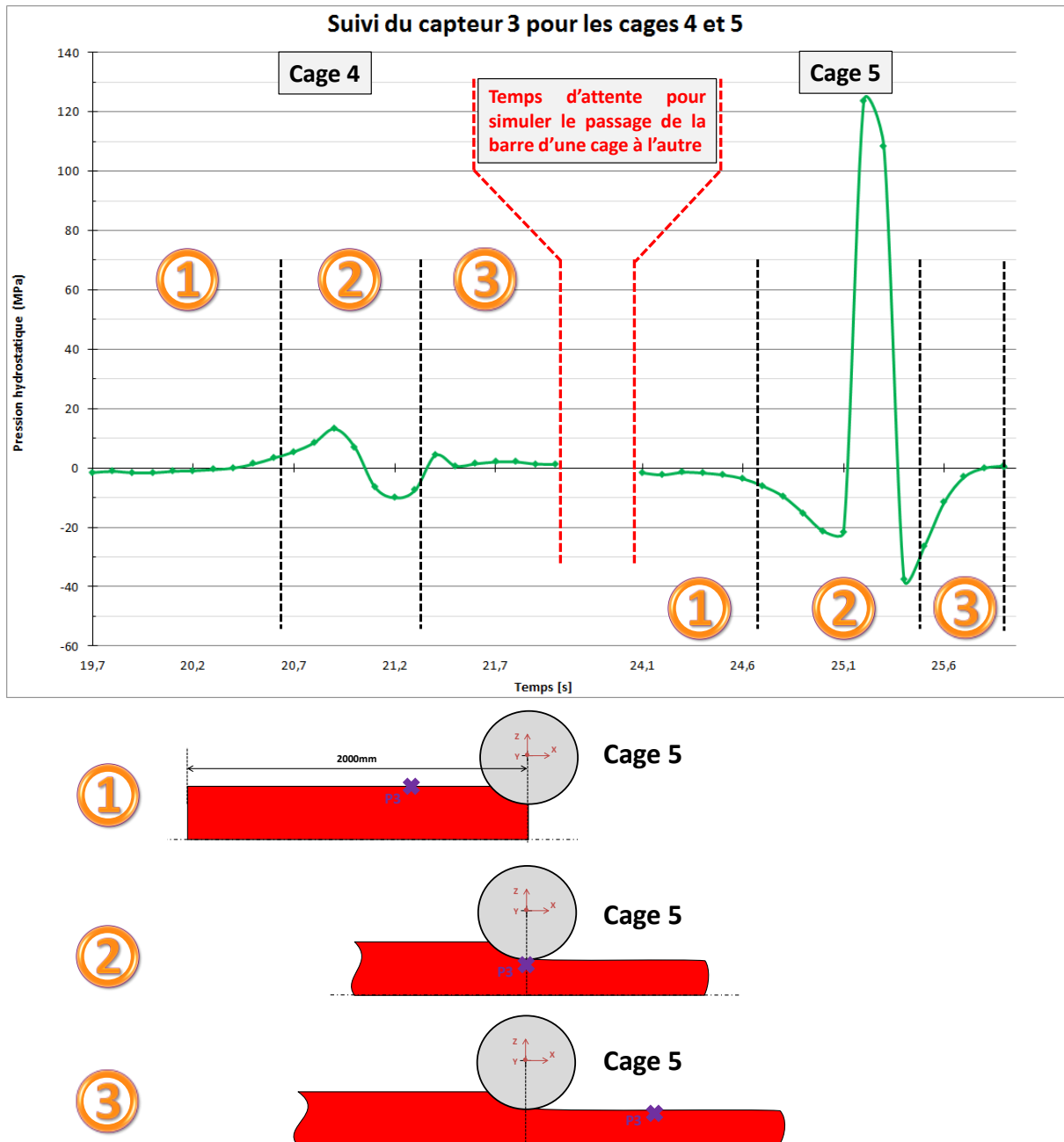


Figure 114 : Evolution de la pression hydrostatique en peau de la barre laminée pour les cages 4 et 5

Les Figure 115, Figure 116 et Figure 117 montrent les amplitudes de la pression hydrostatique pour toutes les cages du laminoir relevées respectivement par les capteurs 1, 2 et 3. La pression hydrostatique relevée par les capteurs placés au cœur et à mi rayon de la barre est positive ce qui veut dire que ces zones sont soumises à de la compression. Pour les deux zones considérées les niveaux de pression hydrostatique sont similaires. Cela n'est pas le cas pour la zone située en peau car il y a une alternance du niveau de la pression hydrostatique à cause de l'alternance des directions de mise en forme. Les constats pour les points analysés sont identiques quelle que soit la cage considérée. Il est notable que la pression augmente au

fur et à mesure du laminage, ce qui peut être lié au refroidissement de la barre.

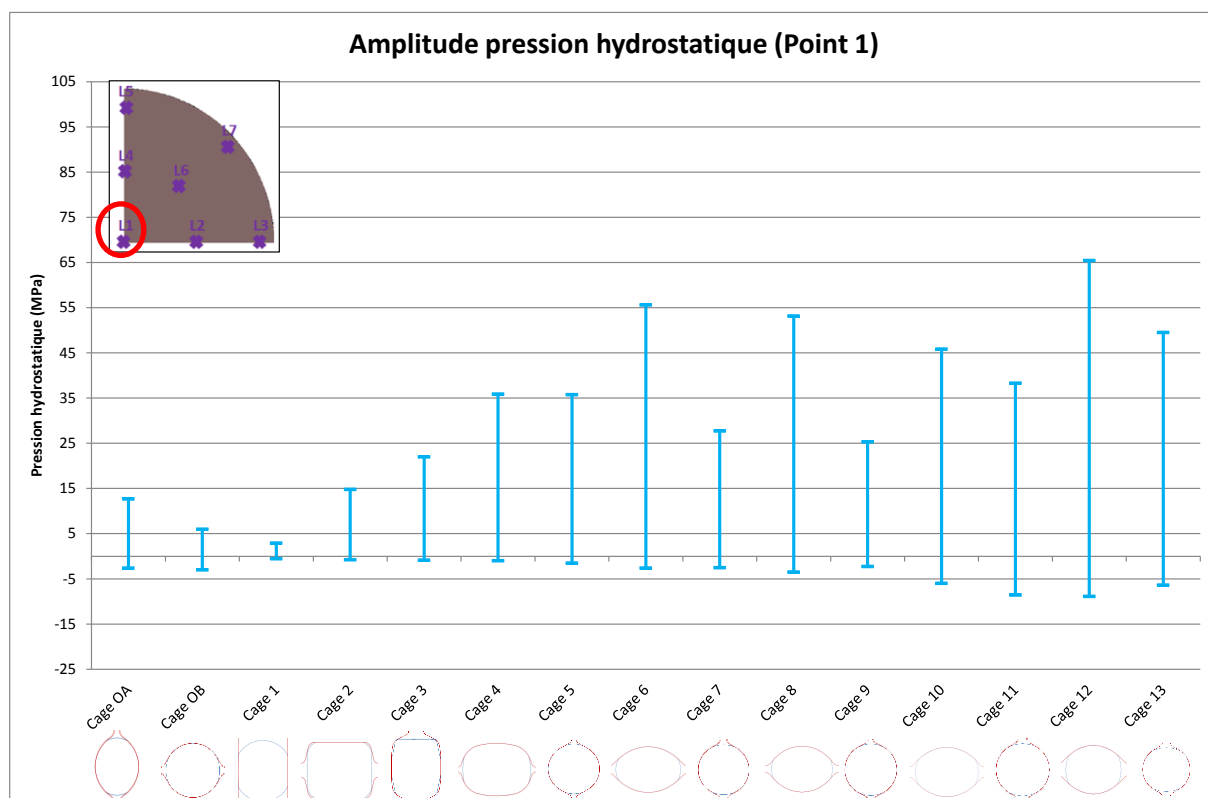


Figure 115 : Amplitude des pressions hydrostatiques relevées au point 1

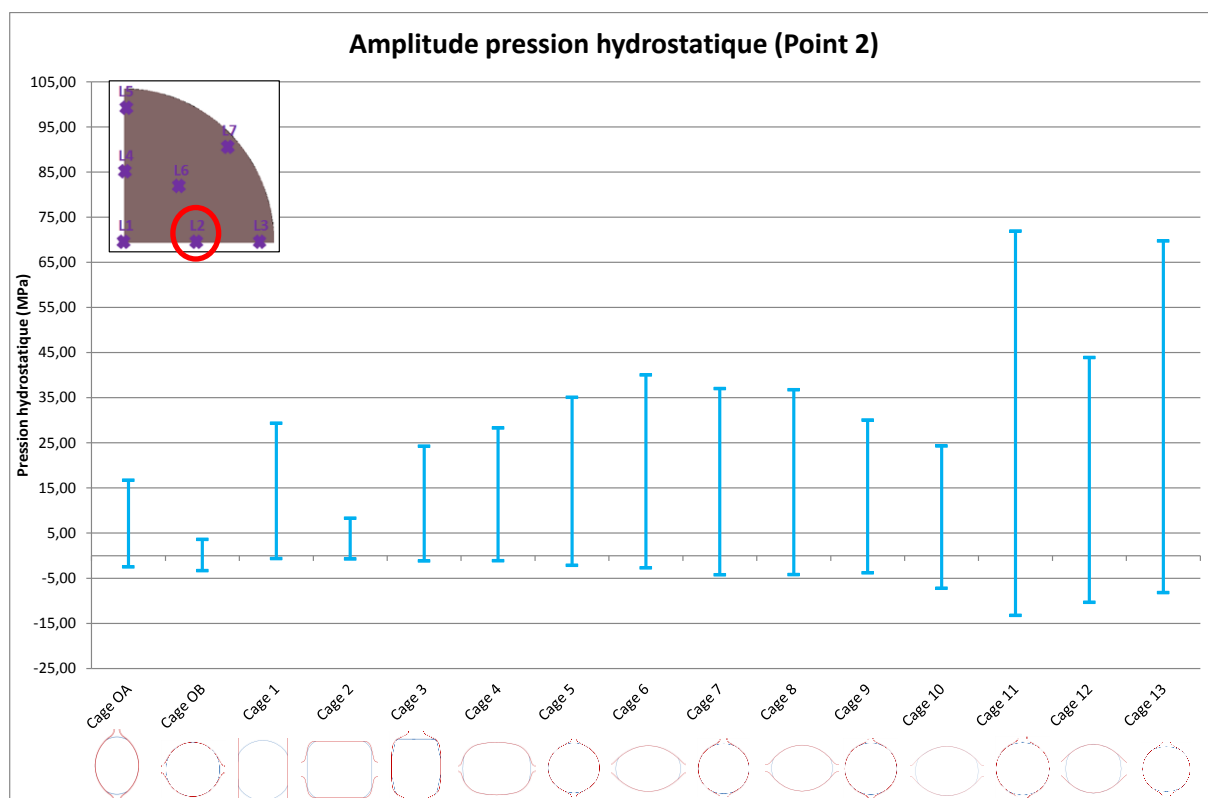


Figure 116 : Amplitude des pressions hydrostatiques relevées au point 2

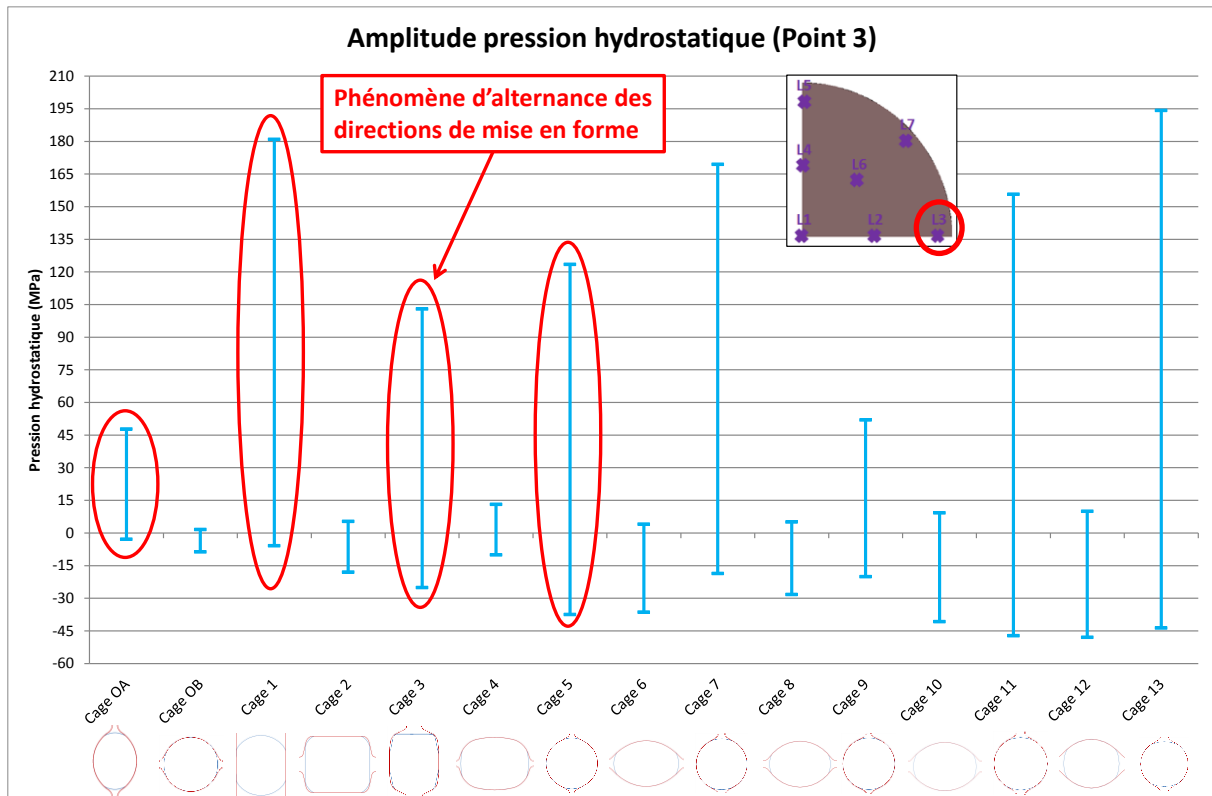


Figure 117 : Amplitude des pressions hydrostatiques relevées au point 3

2.3.4 Evolution de la vitesse de déformation

La vitesse de déformation est analysée car elle fait partie des paramètres influant sur le comportement des inclusions et des porosités. La Figure 118 montre l'évolution de la vitesse de déformation relevée au point 1 lors du laminage dans les cages 4 et 5. La vitesse de déformation maximale est atteinte lorsque le capteur se trouve entre les cylindres de laminage. Le niveau de la vitesse de déformation dans la barre pour les deux cages étudiées est similaire. Comme pour la pression hydrostatique, la vitesse de déformation au cœur de la barre n'est pas influencée de façon significative par l'alternance de la direction de la mise en forme ni par la géométrie des cylindres.

La Figure 119 montre l'évolution de la vitesse de déformation au point 3 lors du passage de la barre dans les cages 4 et 5. Le phénomène de l'alternance des directions de mise en forme se fait ressentir pour les vitesses de déformation relevées au point 3. Dans la cage 5 le point 3 est situé proche des cylindres de laminage et la vitesse de déformation relevée est plus élevée que celle enregistrée à la cage 4.

Pour les mêmes raisons qui sont évoquées précédemment seules les amplitudes des vitesses de déformation sont analysées.

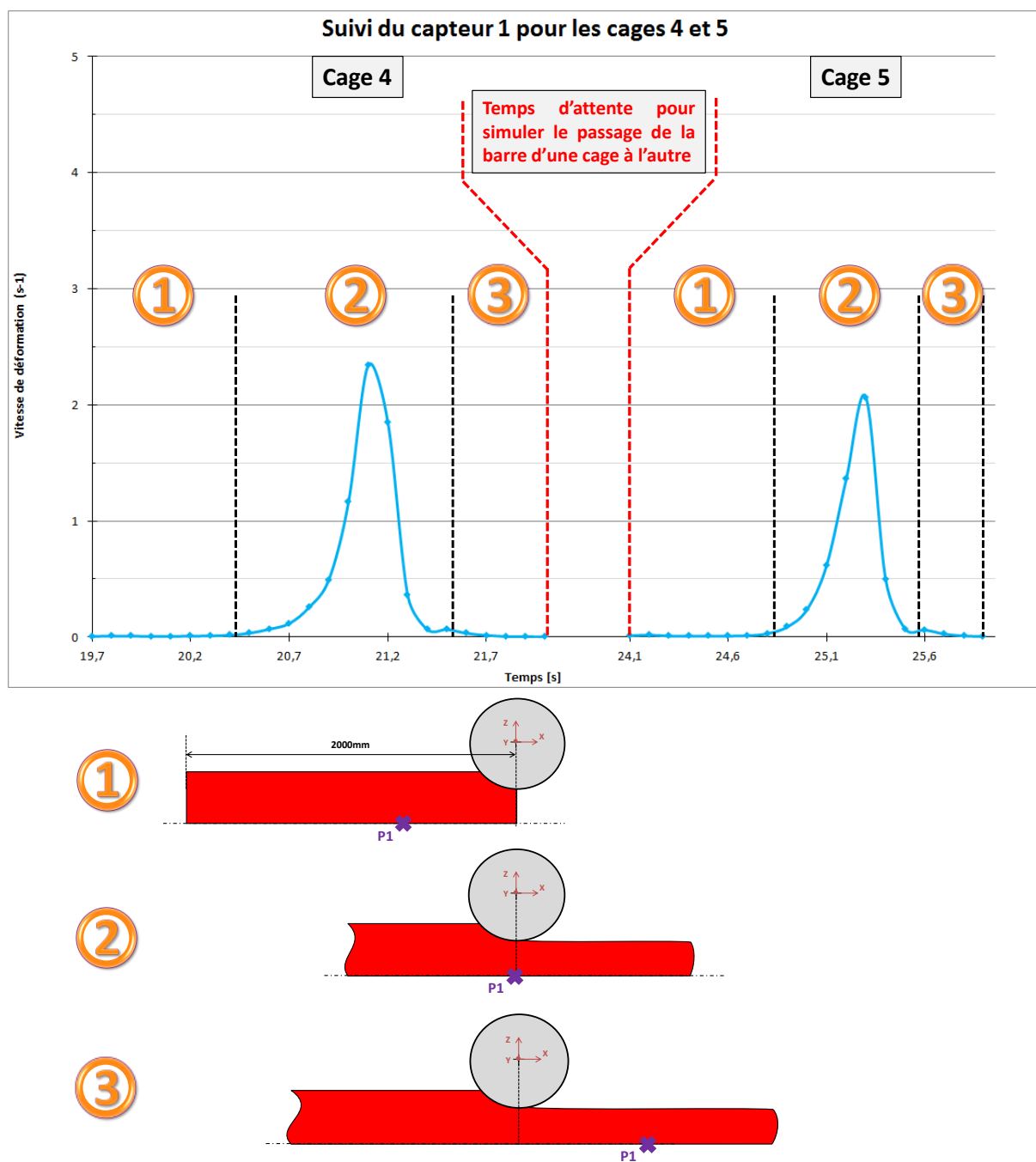


Figure 118 : Evolution de la vitesse de déformation au cœur de la barre laminée pour les cages 4 et 5

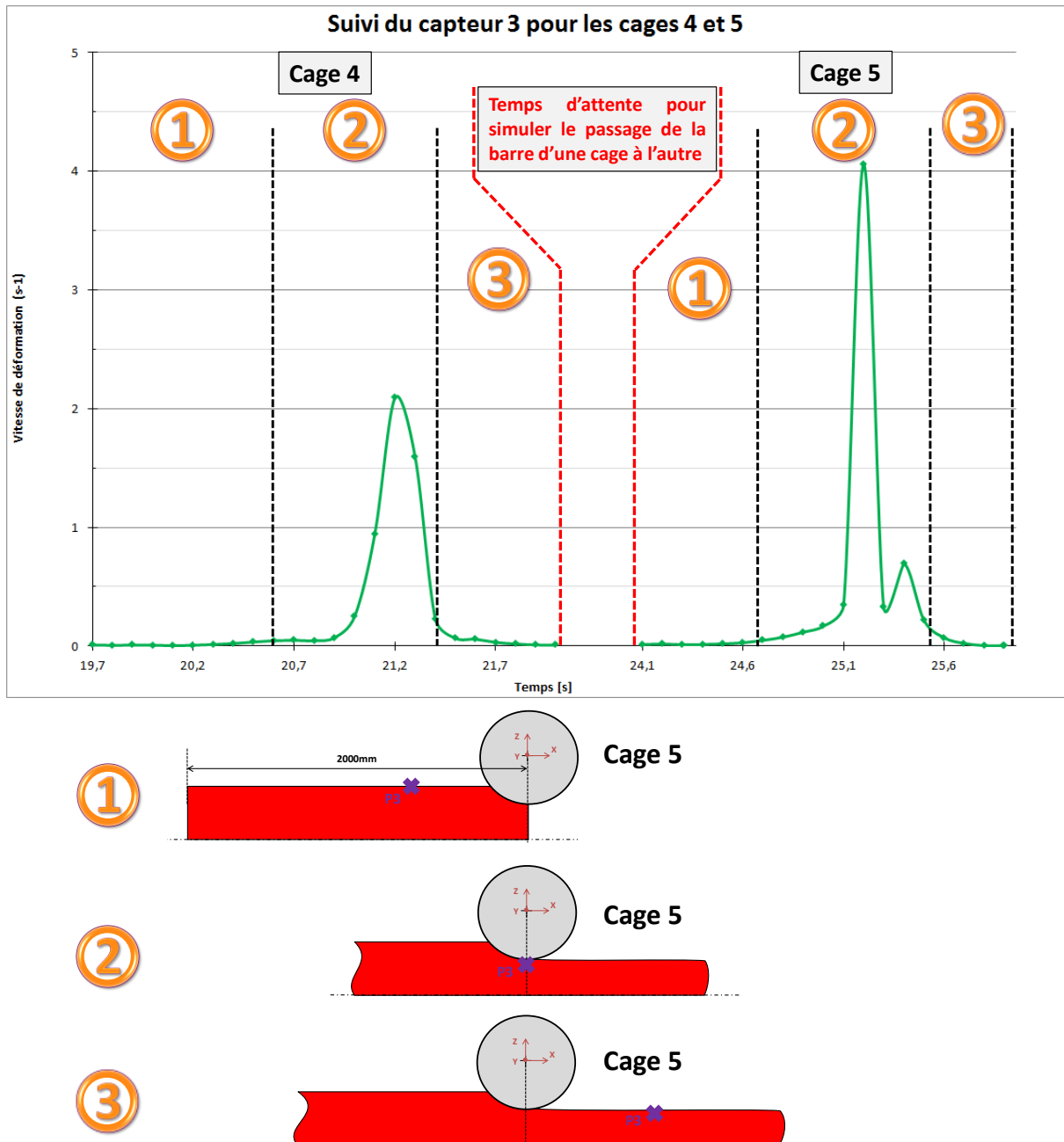


Figure 119 : Evolution de la vitesse de déformation en peau de la barre laminée pour les cages 4 et 5

Les amplitudes des vitesses de déformation relevées aux points 1, 2 et 3 lors du passage de la barre dans toutes les cages du laminoir sont présentées sur les Figure 120, Figure 121 et Figure 122. Pour les points 1 et 2 qui sont respectivement placés au cœur et à mi rayon de la barre les niveaux des vitesses de déformation sont similaires. Ces dernières gardent une valeur inférieure à $5 s^{-1}$ jusqu'à la cage 9 et ne cesse d'augmenter par la suite pour atteindre une valeur maximale de $40 s^{-1}$ à la cage 13. Contrairement aux points 1 et 2, les vitesses de déformation relevées au point 3 sont inférieures et un phénomène d'alternance repéré en rouge sur le graphique est notable notamment à partir de la cage 1.

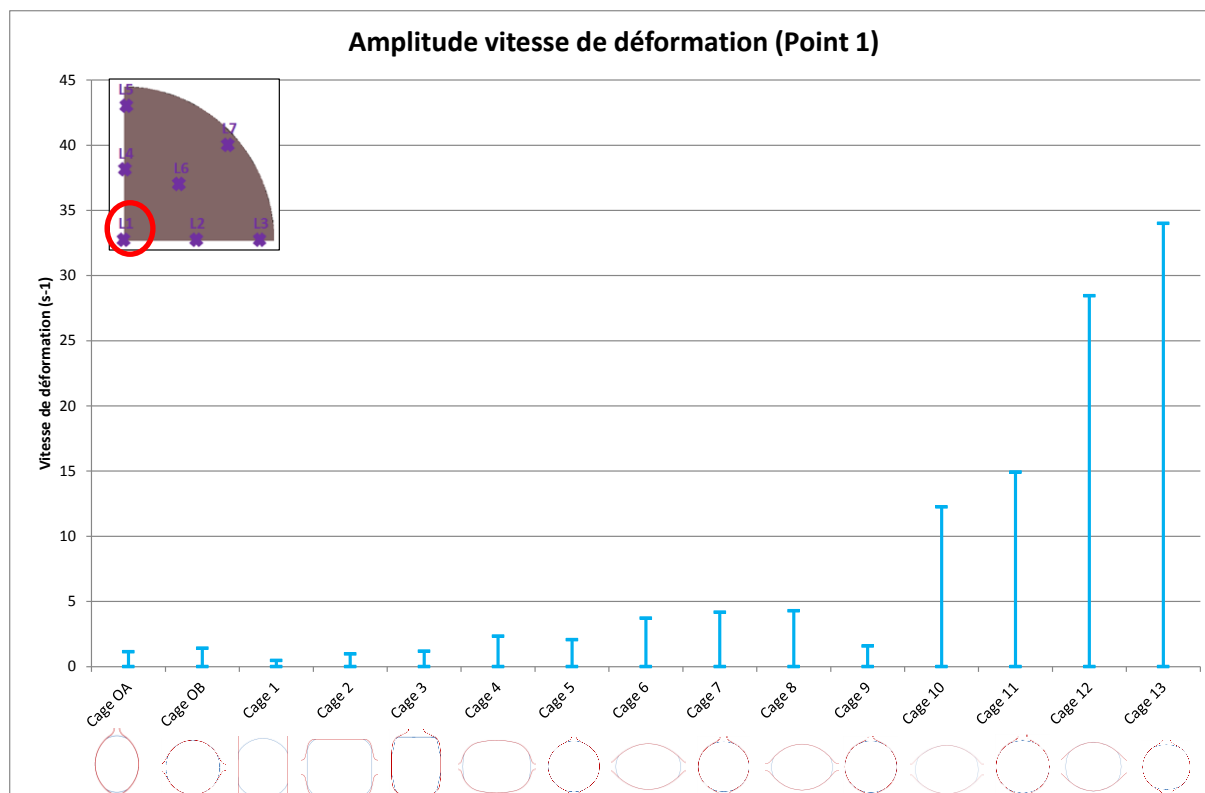


Figure 120 : Amplitude des vitesses de déformation relevées au point 1

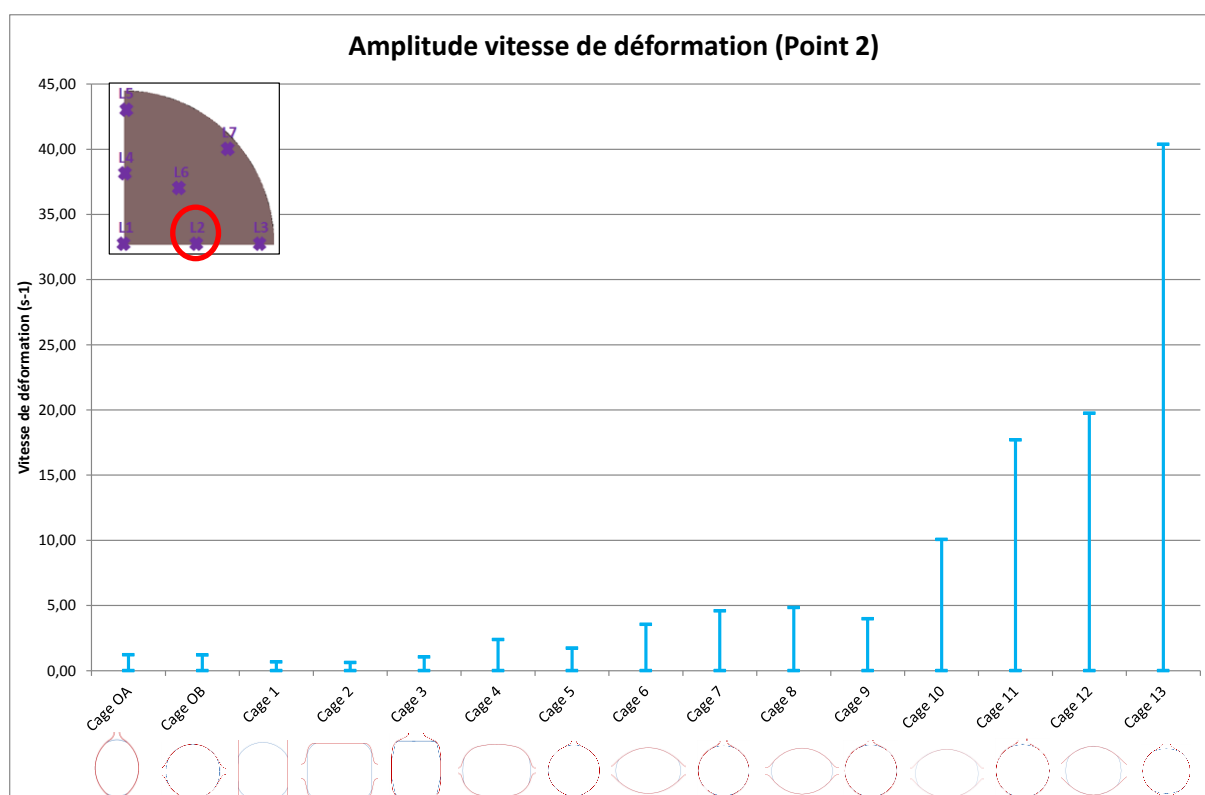


Figure 121 : Amplitude des vitesses de déformation relevées au point 2

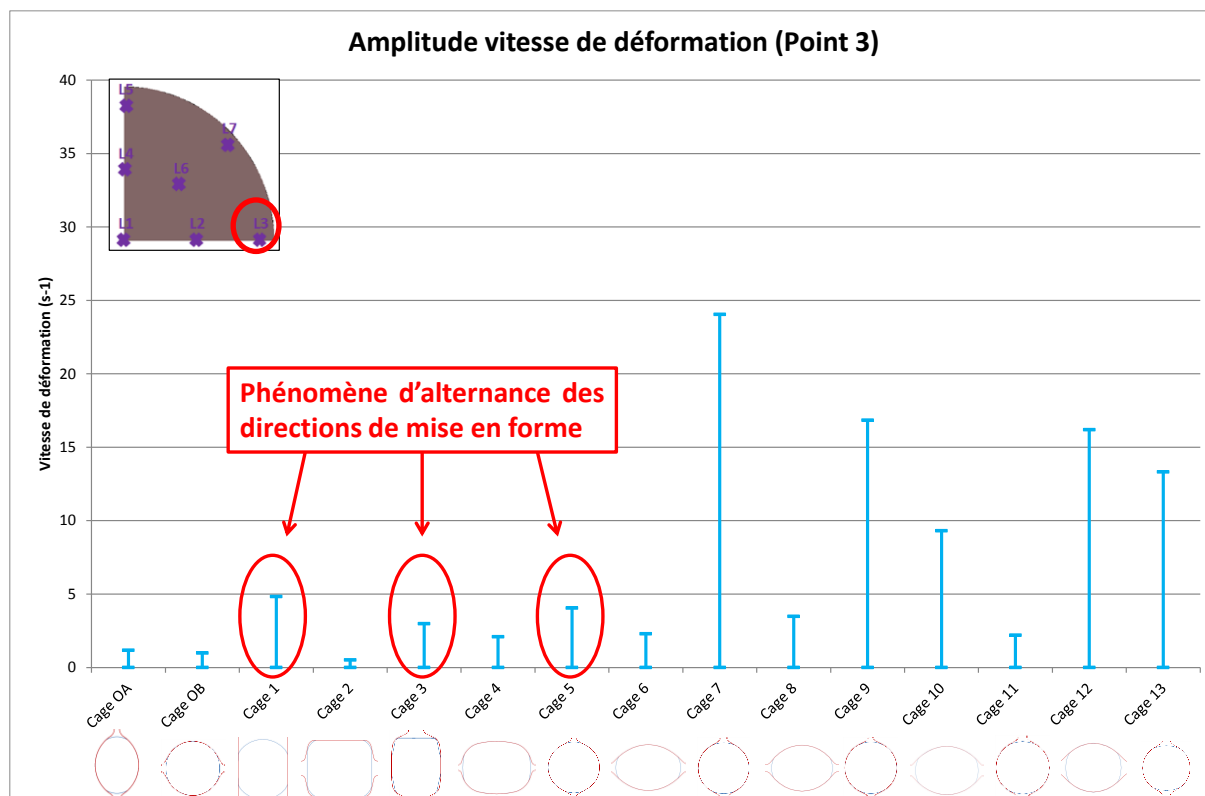


Figure 122 : Amplitude des vitesses de déformation relevées au point 3

Les sollicitations analysées précédemment sont celles ayant un rôle prépondérant sur le comportement des défauts internes comme les inclusions et les porosités. L'essai de forgeage qui sera mis en œuvre devra être représentatif des sollicitations rencontrées dans la barre laminée.

2.4 Conclusion

Dans ce chapitre, la ligne de laminage industrielle LUNA a été modélisée et simulée. La stratégie adoptée consiste à simuler chaque cage de laminage séparément et à transférer les résultats de simulation de la cage précédente vers la cage suivante grâce à des opérations de transformation du maillage. Le modèle a été calé et éprouvé sur la base de résultats de mesure de température de surface et de couple de laminage effectuée sur la ligne industrielle. Une première campagne de mesure a permis de caler les paramètres du modèle alors qu'une seconde a permis de valider l'aspect prédictif du modèle calé.

Le modèle permet d'obtenir de bons résultats. Les tendances d'une cage à l'autre sont respectées et les niveaux de couple et de température obtenus sont en accord avec ceux mesurés. Toutefois, les couples des deux premières cages de laminage sont surévalués par la simulation. De la même façon, les températures sont sous-estimées, l'écart de température simulée n'allant pas dans le sens des écarts de couple constatés. Il est à noter que pour l'étude paramétrique, l'intervalle de variation des paramètres a été restreint aux valeurs couramment admises et mentionnées dans la littérature.

L'influence des tensions inter-cage a fait l'objet d'une étude particulière. Celle-ci n'est pas un paramètre de laminage mais compte tenu de la stratégie de simulation, elle est tout de même une entrée du modèle. Les résultats de simulation ont montré qu'il est possible de représenter la tension inter-cage dans le modèle par l'introduction d'un manipulateur en entrée et en sortie de laminage. L'introduction d'une tension inter-cage permet de réduire le couple de la cage précédente et d'augmenter celui de la cage suivante. L'introduction d'une tension inter-cage entre les deux premières cages de laminage ne permet pas d'améliorer de façon significative les résultats du modèle. Le fait que les tensions inter-cage soient une donnée d'entrée du modèle mais pas un paramètre du procédé fait qu'elles sont délicates à utiliser comme variable d'ajustement. En effet, lorsque la gamme de laminage va évoluer, les tensions vont évoluer également mais dans des proportions qu'on ne connaît pas a priori. Le modèle nécessiterait donc un calage avec des données expérimentales pour chaque gamme afin d'ajuster la valeur des tensions inter-cage. C'est la raison pour laquelle la tension inter-cage n'a pas été retenue comme paramètre du procédé pour le calage du modèle.

A partir du modèle obtenu, les grandeurs thermomécaniques (déformation, vitesse de déformation, température, pression hydrostatique) influant sur la propreté inclusionnaire et les porosités du matériau ont été caractérisées pour différents points de la section de la barre laminée. Il a été montré l'impact de l'alternance de la direction de déformation d'une cage à l'autre sur ces grandeurs. Le saut de ces grandeurs entre l'entrée et la sortie de chaque cage issues de la simulation serviront à spécifier le cahier des charges pour le choix et le dimensionnement de l'essai de caractérisation.

Le chapitre qui suit est dédié au choix et à la conception d'un test de caractérisation représentatif des conditions de laminage de la ligne LUNA.

Références bibliographiques

[DEV91] : DEVADAS C., & al., The thermal and metallurgical state of steel strip during hot rolling: Part I. Characterization of heat transfer, Metallurgical and Materials Transactions, Vol. 22, pp. 307-319, 1991.

[HAW16] : HAWRYLUK M., & JAKUBIK J., Analysis of forging defects for selected industrial die, Engineering Failure Analysis, Vol. 59, pp. 396-409, 2016.

[LI05] : LI X., & al., A coupling thermal mechanical and microstructural FE model for hot strip continuous rolling process and verification, Materials Science and Engineering, Vol. A 408, pp. 33-41, 2005.

[LUO01a] : LUO C., STÅHLBERG U., Deformation of inclusions during hot rolling of steels, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 114, pp. 87-97, 2001.

[NAL13] : NALAWADE R.S., & al., Simulation of hot rolling deformation at intermediate passes and its industrial validity, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 77, pp. 8-16, 2013.

[QIN13] : QINGQIANG H., & al., Thermo-mechanical modeling and simulation of microstructure evolution in multi-pass H-shape rolling, Finite Elements in Analysis and Design, Vol. 76, pp. 13-20, 2013.

[SAB15] : SABY M., & al., A geometry-dependent model for void closure in hot metal forming, Finite Elements in Analysis and Design, Vol. 105, pp. 63-78, 2015.

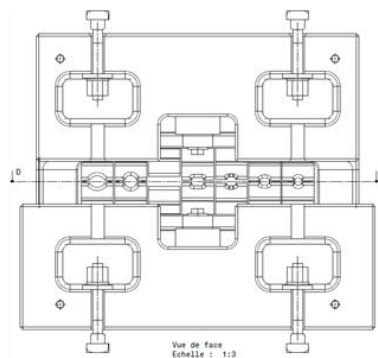
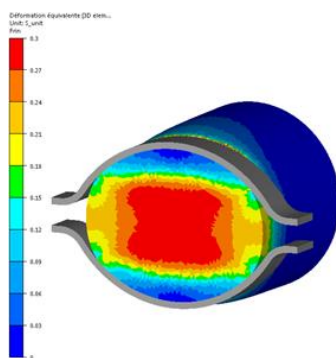
[SIL11] : SILVA M.L.N., & al., Damage evolution during cross wedge rolling of steel DIN 38MnSiVS5, Procedia Engineering, Vol. 10, pp. 752-757, 2011.

[WAN96] : WANG A., & al., A study of pore closure and welding in hot rolling process, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 60, pp. 95-102, 1996.

[WAN15] : WANG B., & al., Analysis of the evolution behavior of voids during, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 221, pp. 121-127, 2015.

[YUA07] : YUAN S., & al., 3D FE Analysis of thermal behavior of billet in rod and wire hot continuous rolling process, Journal of Iron and Steel Research, Vol. 14, pp. 29-32, 2007.

Chapitre 3 : Essai de forgeage représentatif du procédé de laminage



Résumé :

Le chapitre 3 présente la stratégie employée pour mettre en œuvre un essai de forgeage expérimental à l'échelle laboratoire représentatif des sollicitations thermomécaniques subies dans la barre lors du laminage. Plusieurs essais sont étudiés et les résultats sont comparés à ceux relevés dans la barre laminée afin de n'en retenir qu'un seul. Une fois l'essai retenu, l'outillage est conçu et fabriqué pour réaliser les premiers essais sous la presse hydraulique. La robotisation du forgeage et le prélèvement de frette permettent de remédier aux problèmes thermiques rencontrés lors de ces premiers essais.

SOMMAIRE

3.1 Choix d'un essai de forgeage représentatif du laminage.....	157
3.1.1 Cahier des charges de l'essai.....	157
3.1.2 Choix de l'essai	157
3.2 Modélisation de l'essai de forgeage retenu	159
3.2.1 Mise en données de l'essai	159
3.2.2 Résultats de la simulation et comparaison avec le laminage.....	161
3.3 Mise en œuvre de l'essai de forgeage	176
3.3.1 Conception, fabrication et contrôle dimensionnel de l'outillage.....	176
3.3.2 Validation expérimentale de l'essai	177
3.4 Validation expérimentale du mode opératoire	183
3.4.1 Robotiser l'opération de forgeage.....	187
3.4.2 Valider l'opération de frettage	190
3.5 Conclusions.....	198
Références bibliographiques	200

3.1 Choix d'un essai de forgeage représentatif du laminage

3.1.1 Cahier des charges de l'essai

L'essai de forgeage mis en œuvre doit être représentatif des sollicitations thermomécaniques subies dans la barre lors du laminage. Pour étudier le couplage thermomécanique sur l'évolution des défauts lors du laminage il est nécessaire de réaliser l'essai dans des conditions similaires à celles rencontrées sur le laminoir. La température, le taux de déformation, la pression hydrostatique et la vitesse de déformation sont des paramètres clés sur la santé interne des produits. Lors du laminage la température initiale de la barre se trouve aux alentours de 1200°C et il est important de reproduire le cycle thermique du laminage lors de l'essai. Le taux de déformation appliqué à chaque passe de laminage est d'environ 20% et dépend de la levée entre les cylindres. La descente de laminage étudiée présente une alternance des directions de déformation. Ce phénomène, dû à l'alternance horizontal – vertical des axes de rotation des cylindres, peut avoir une forte influence sur l'évolution des défauts et il est donc nécessaire de le prendre en compte dans le développement de l'essai. Pour résumer, les caractéristiques principales de l'essai sont de reproduire :

- un chemin thermique similaire à celui de la barre laminée
- des amplitudes de déformation principale et des vitesses de déformation proches de celles rencontrées dans la barre laminée après chaque cage
- l'alternance des directions de laminage

L'essai ne sera pas forcément en mesure de respecter strictement ces trois conditions. Le partenariat entre le centre de recherche ACM et l'ENSAM permet d'avoir à disposition des fours et des machines pour réaliser cet essai. Plusieurs fours équipent l'atelier de l'ENSAM dont le four NABERTHERM qui à une température maximale d'utilisation de 1250°C. Les machines disponibles sont une presse hydraulique, une presse à vis ou encore une presse mécanique. La capacité de la presse hydraulique est de 600t. Cette technologie de presse est pilotée en effort et la vitesse de descente du coulisseau est constante à 30mm/s. L'effort maximal développé par la presse mécanique est de 50t et c'est la distance parcourue, avec un profil sinusoïdal, par le coulisseau qui est pilotée. Quant à la presse à vis, elle est pilotée en énergie et sa capacité maximale est de 31,5kJ. Un bras manipulateur équipe également l'atelier afin de robotiser les opérations de forgeage si nécessaire.

3.1.2 Choix de l'essai

Dans un premier temps sept essais ont été identifiés comme potentiellement représentatifs du laminage. L'essai mis en œuvre doit nous permettre de reproduire les sollicitations thermomécaniques subies dans la barre au cours du laminage pour comprendre l'évolution morphologique des inclusions. Il est possible de les classer en deux catégories : les

essais permettant de reproduire l'alternance des déformations comme en laminage et ceux ne le permettant pas. Ces derniers permettent cependant de reproduire des niveaux de déformations comparables au laminage pour chaque cage séparément. Les essais, réalisés à chaud, sont détaillés dans l'Annexe 4 afin de comprendre leur principe.

Parmi les essais permettant de reproduire l'alternance des déformations se trouve :

- L'essai de forgeage libre avec des matrices de formes
- L'essai de forgeage libre entre tas plats
- L'essai en faisant passer le lopin à travers deux cylindres ayant une rotation libre

Les essais reproduisant les déformations pour chaque cage séparément sont :

- L'essai de bi-poinçonnement sur un lopin de section carrée
- L'essai de bi-poinçonnement sur un lopin de section cylindrique
- L'essai de compression avec le dilatomètre
- L'essai de compression sous presse

Une première étude qu'on peut assimiler à une analyse fonctionnelle est réalisée pour déterminer quel essai répond au mieux au cahier des charges établi. Pour ce faire les divers essais sont simulés afin de suivre les sollicitations thermomécaniques dans le lopin au cours du forgeage. La mise en données des essais est présentée dans l'Annexe 4. Les points importants que doit respecter l'essai sont de reproduire des déformations principales (ε_{xx} , ε_{yy} , ε_{zz}) et un cycle thermique (T°) représentatifs du laminage ainsi que l'alternance des directions de mise en forme. Le choix d'étudier ces paramètres vient du fait qu'ils ont une forte influence sur le comportement des défauts présents dans les produits coulés. Les premiers résultats présentés dans l'Annexe 4 montrent que trois essais peuvent répondre soit totalement ou en partie au cahier des charges. Seul l'essai de forgeage libre avec des matrices de formes remplit les trois conditions énumérées précédemment. Cependant le bi-poinçonnement et l'essai de compression avec le dilatomètre permettent de reproduire des déformations proches de celles subies dans la barre en laminage mais pas l'alternance de la mise en forme. Ces deux essais pourraient être utilisés pour réaliser une étude paramétrique sur le comportement des défauts. L'essai retenu pour la suite de l'étude est celui de forgeage libre avec des matrices de formes.

Cet essai utilise des matrices qui ont comme empreinte la forme des gravures des cylindres du laminoir. Le lopin cylindrique est déformé entre les deux matrices à l'aide d'une presse. La section du lopin obtenu après forgeage est similaire à celle de la barre issue de la ligne LUNA mais à une échelle réduite. Cet essai permet de représenter toutes les cages composant le laminoir en tenant compte de l'alternance des directions de déformation. La Figure 123 illustre le principe de l'essai de forgeage libre avec des matrices de formes.

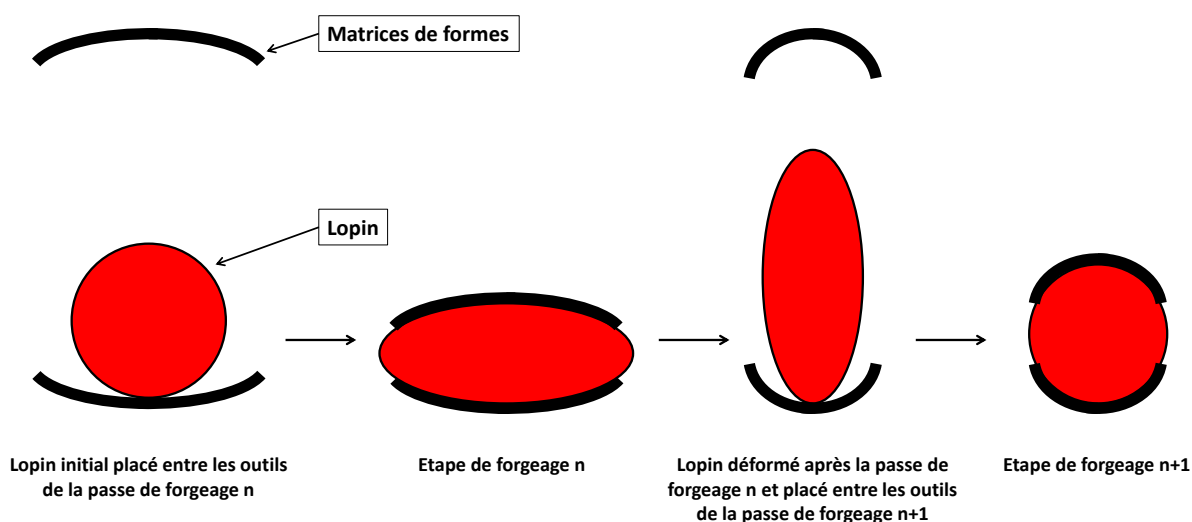


Figure 123 : Illustration de l'essai de forgeage libre avec des matrices de formes

3.2 Modélisation de l'essai de forgeage retenu

3.2.1 Mise en données de l'essai

Dans la partie précédente il est montré que l'essai de forgeage libre avec des matrices de forme est le plus représentatif du procédé de laminage pour les trois premières cages. Les passes de forgeage représentant les cages de laminage de OA à 13 sont modélisées avec le logiciel Forge.NxT® afin de connaître la représentativité de l'essai. En plus des grandeurs étudiées pour réaliser le choix de l'essai, d'autres sollicitations seront analysées comme la pression hydrostatique et la vitesse de déformation qui font parties des paramètres clés pour obtenir des produits laminés avec une santé interne de qualité.

La loi de HANSEL-SPITTEL modélise l'écoulement de la matière lors de la mise en forme du lopin. Le modèle de COULOMB limité TRESCA modélise le frottement à l'interface lopin-outils. Les échanges thermiques par conduction, convection et rayonnement sont pris en compte. Il en est de même pour l'échauffement à l'interface lopin-outils causé par le frottement. Les valeurs des coefficients retenus dans le modèle de l'essai sont identiques à celles du modèle de LUNA, mis à part pour les échanges thermiques dont la valeur est de $2000 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ pour l'essai, contre $20000 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ en laminage. L'explication vient du fait qu'en forgeage l'outillage est chauffé. Les valeurs des divers coefficients sont mentionnées dans le Tableau 19.

Tableau 19 : Valeurs des coefficients intervenant dans la simulation de l'essai de forgeage libre avec des matrices de formes

Coefficients thermomécaniques	Valeur du coefficient
Coefficient de frottement	0,8
Effusivité des cylindres [b en J.K-1.m-2.s-1/2]	11763
Conduction [α en W/m ² .°C]	2000
Convection [h en W/m ² .°C]	10
Rayonnement [ε sans unité]	0,88

Le lopin simulé a un diamètre de 27mm et une longueur de 50mm. Le diamètre du lopin est à l'échelle 1/10 du bloom laminé dans le laminoir LUNA. La température initiale du lopin est homogène à 1200°C. Les données d'entrée du modèle et les levées entre les matrices sont recensées respectivement dans le Tableau 20 et le Tableau 21.

La partie active de chaque matrice représentant une passe de forgeage possède la forme de la gravure du cylindre composant la cage de laminage étudiée. Les levées entre les matrices sont égales au dixième des levées utilisées entre les cylindres de laminage. La vitesse de descente du coulisseau de la presse est de 30mm/s et les temps d'attente entre chaque passe sont pris en compte car cela influe sur la thermique du lopin. Les outils sont considérés comme des solides rigides, c'est-à-dire qu'ils ne subissent aucune déformation et que leur température reste constante bien qu'il y ait un transfert de chaleur avec l'objet déformable. La moitié du lopin et la moitié des outils sont représentés afin de réduire les temps de calculs. Ces derniers sont également optimisés en chainant numériquement les opérations de forgeage à l'aide des transitions présentes dans le logiciel de simulation numérique.

Tableau 20 : Données d'entrée de l'essai de forgeage libre avec des matrices de formes représentant la totalité des cages du laminoir

Paramètres	Lopin	Outils
Section initiale	Ø27mm	Gravure des cylindres de LUNA
Température	1200°C	Entre 65 et 90°C
Matériau	41Cr4	-
Longueur	50mm	-

Tableau 21 : Levées nominales entre les matrices pour simuler l'essai de forgeage avec des matrices de formes

N° Cage	OA	OB	1	2	3	4	5	6
Levée LUNA (mm)	25	25	190	39	53	12	21	12
Levée essai forgeage (mm)	2,5	2,5	19	3,9	5,3	1,2	2,1	1,2

N° Cage	7	8	9	10	11	12	13
Levée LUNA (mm)	12	10	5	11	9	9	7
Levée essai forgeage (mm)	1,2	1	0,5	1,1	0,9	0,9	0,7

Lors de la simulation de l'essai trois capteurs sont placés dans la section du lopin afin de comparer les résultats à ceux de la ligne LUNA. Ces capteurs permettent de suivre les données de sorties comme la température, les déformations, les contraintes au cours de la mise en forme. Comme le montre la Figure 124, les capteurs placés dans la section du lopin forgé se trouvent dans les mêmes zones que ceux positionnés dans la barre simulée dans le laminoir.

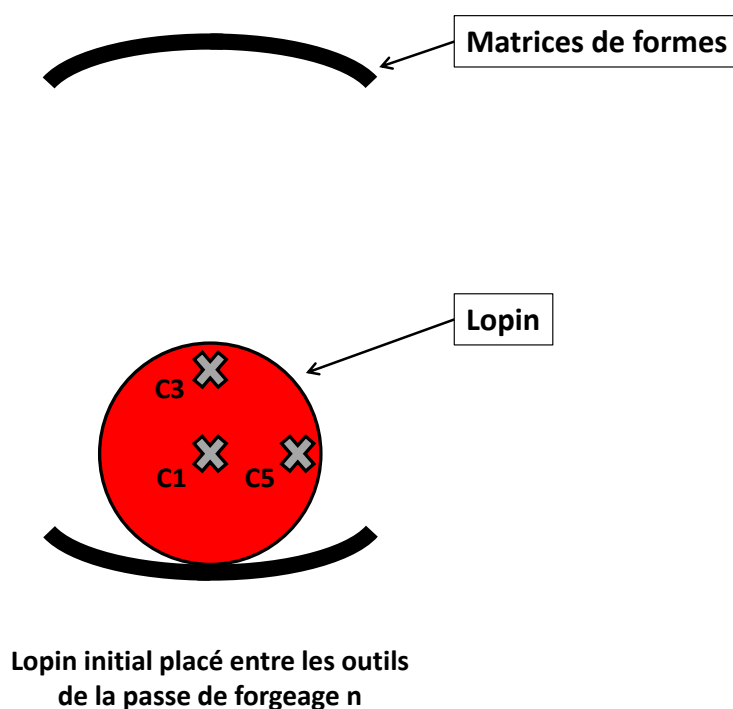


Figure 124 : Positionnement des capteurs dans la section du lopin forgé

3.2.2 Résultats de la simulation et comparaison avec le laminage

Seules les amplitudes des grandeurs relevées dans la barre laminée et dans le lopin forgé sont comparées. En effet le chemin thermomécanique subi dans le lopin n'est pas analysé. Pour la barre laminée et le lopin forgé les données de sortie comparées sont numériques. Les grandeurs analysées sont représentatives du laminage sur une largeur d'environ 6 mm au centre du lopin. Cette zone est illustrée sur la Figure 125.

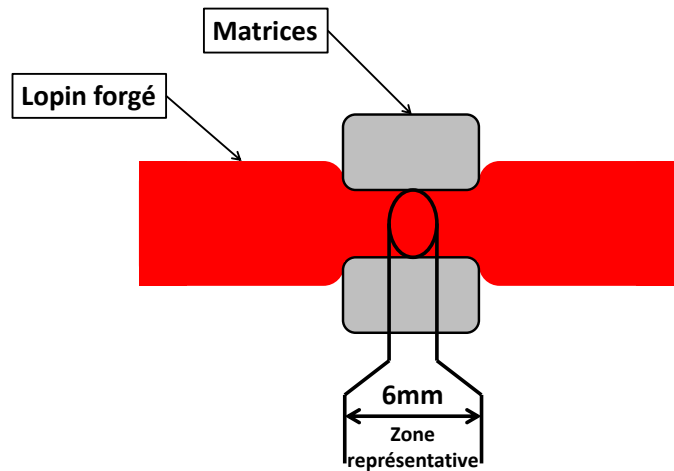


Figure 125 : Illustration de la zone dans le lopin forgé représentative du laminage

La Figure 126 montre le chemin thermique relevée par le capteur 1 au cours du temps dans les deux produits mis en forme par laminage et forgeage. Les températures relevées dans la barre laminée et le lopin forgé avec l'essai de forgeage libre sont respectivement représentées par les traits de couleur bleu et noir. L'évolution de la température n'est pas identique au sein des deux produits mis en forme. Les amplitudes des températures sont tracées pour les deux cas pour ensuite être comparées afin de vérifier la représentativité de l'essai.

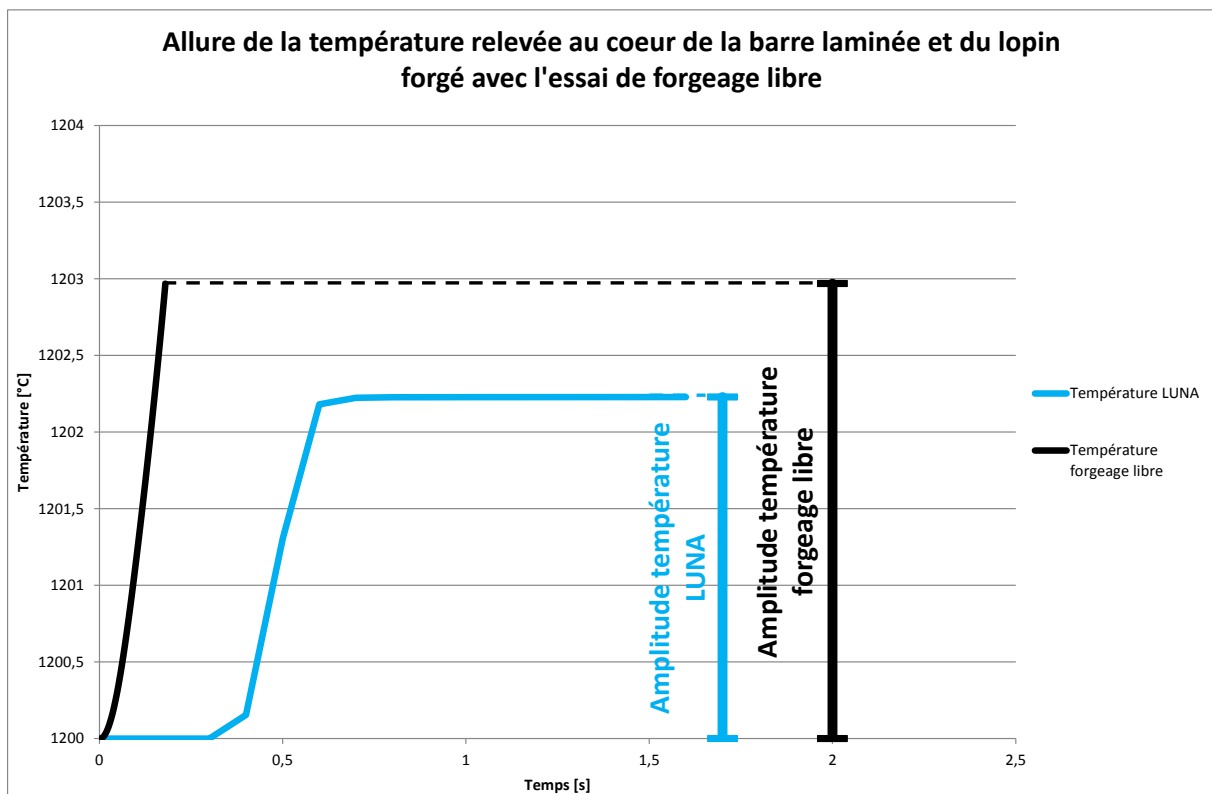


Figure 126 : Amplitude de température relevée au cœur de la barre laminée et du lopin forgé avec l'essai de forgeage libre lors du passage dans la cage OA

La Figure 127 illustre le chemin de déformation subie dans la barre laminée et le lopin forgé avec l'essai de forgeage libre suivant la direction de mise en forme Y. La déformation subie dans la barre laminée et le lopin forgé est respectivement représentée par les traits de couleur rouge et noir. Cette même figure montre que le chemin de déformation subi dans la barre laminée et le lopin forgé est différent. C'est pour cela que les amplitudes de déformation sont utilisées comme éléments de comparaison afin de valider la représentativité de l'essai. Il en est de même pour les déformations longitudinale et transverse suivant la direction Z. Que ce soit pour la comparaison des déformations ou de la température, la démarche détaillée précédemment est utilisée pour valider la représentativité de l'essai pour chaque cage de laminage.

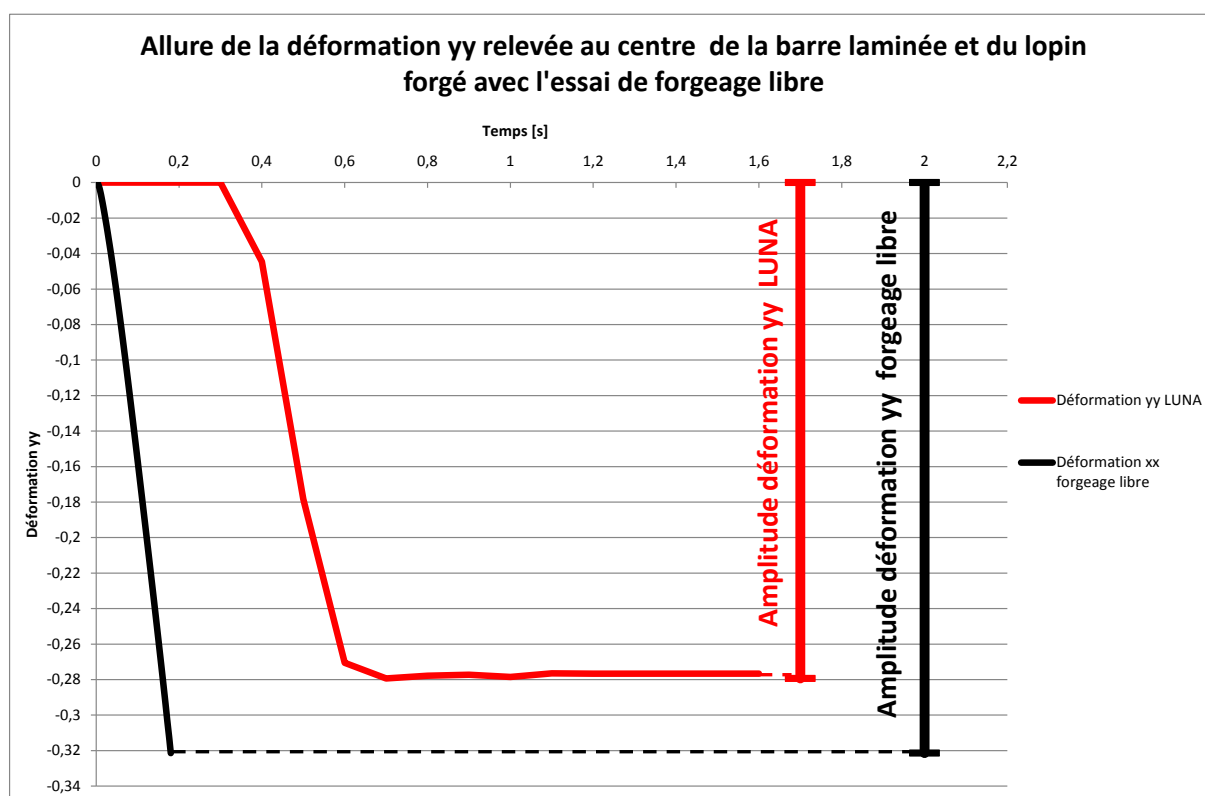


Figure 127 : Amplitude de la déformation yy subie dans la barre laminée et le lopin forgé avec l'essai de forgeage libre lors du passage dans la cage OA

3.2.2.1 Résultats de la température

Le graphique présenté Figure 128 compare les amplitudes de températures relevées au cœur du lopin forgé et celles issues du capteur 1 dans la barre laminée. La comparaison des résultats présentés s'arrête à la cage 9 car au vu des dimensions du lopin des problèmes de thermiques peuvent intervenir.

Par comparaison les amplitudes de températures du lopin forgé suivent la même tendance que les températures relevées dans la barre laminée. Cependant un écart des niveaux de températures est à noter à partir de la cage 3. Pour suivre le cycle thermique du laminage il suffit simplement de laisser un temps d'attente plus important entre les passes de forgeage.

Les températures relevées aux points 3 et 5 tendent à diminuer au cours de l'essai comme en laminage mais un écart est notable entre les deux niveaux de températures. Les températures relevées aux points 3 et 5 dans la barre laminée et dans le lopin forgé sont comparées dans l'Annexe 5.

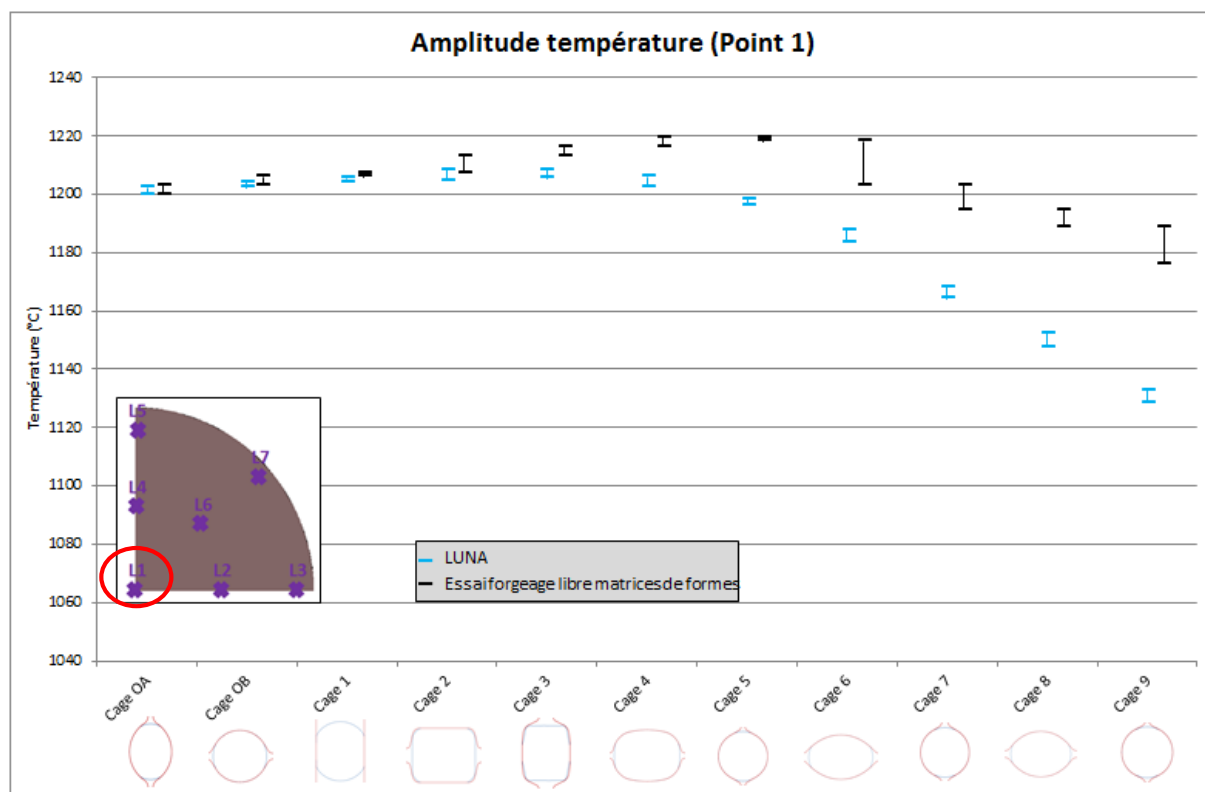


Figure 128 : Comparaison des amplitudes de températures entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 1 en utilisant les levées nominales du laminoir

3.2.2.2 Résultats des déformations

La Figure 129 présente les amplitudes de déformations longitudinales et la Figure 130 montre les déformations transverses subies dans le lopin forgé. Les résultats relevés au cœur du lopin forgé (point 1) sont comparés à ceux relevés au cœur de la barre laminée (point 1). Pour les deux graphiques, l'axe des abscisses indique le numéro des cages de laminage représentées et sur l'axe des ordonnées se trouvent les valeurs de la déformation.

Concernant la déformation suivant la direction de laminage, le graphique présenté Figure 129 montre que le lopin forgé s'allonge d'avantage que la barre lors du laminage. Pour les déformations dans les directions transverses, elles sont plus élevées avec l'essai de forgeage libre à partir de la cage 3. Il est notable que malgré les écarts de valeurs les déformations transverses tendent à augmenter que ce soit en laminage ou en forgeage.

Plusieurs raisons peuvent expliquer les écarts de niveaux de déformations entre le lopin forgé et la barre laminée. La première explication est qu'à chaque passe de forgeage la déformation est légèrement plus élevée. Ce phénomène entraîne un cumul des déformations et donc dans les dernières passes de forgeage les déformations relevées sont nettement plus

élevées comparées à celles subies dans la barre laminée. La seconde hypothèse est qu'en simulation le forgeage est localisé au centre du lopin suivant sa longueur. La raideur des deux extrémités "contrarie" les déformations ε_{yy} et ε_{zz} dans la section du lopin, ce qui favorise la déformation ε_{xx} . La forme des empreintes des matrices peut également avoir un impact sur l'écoulement de la matière notamment pour les cages 2 et 3 où la gravure est de forme carrée.

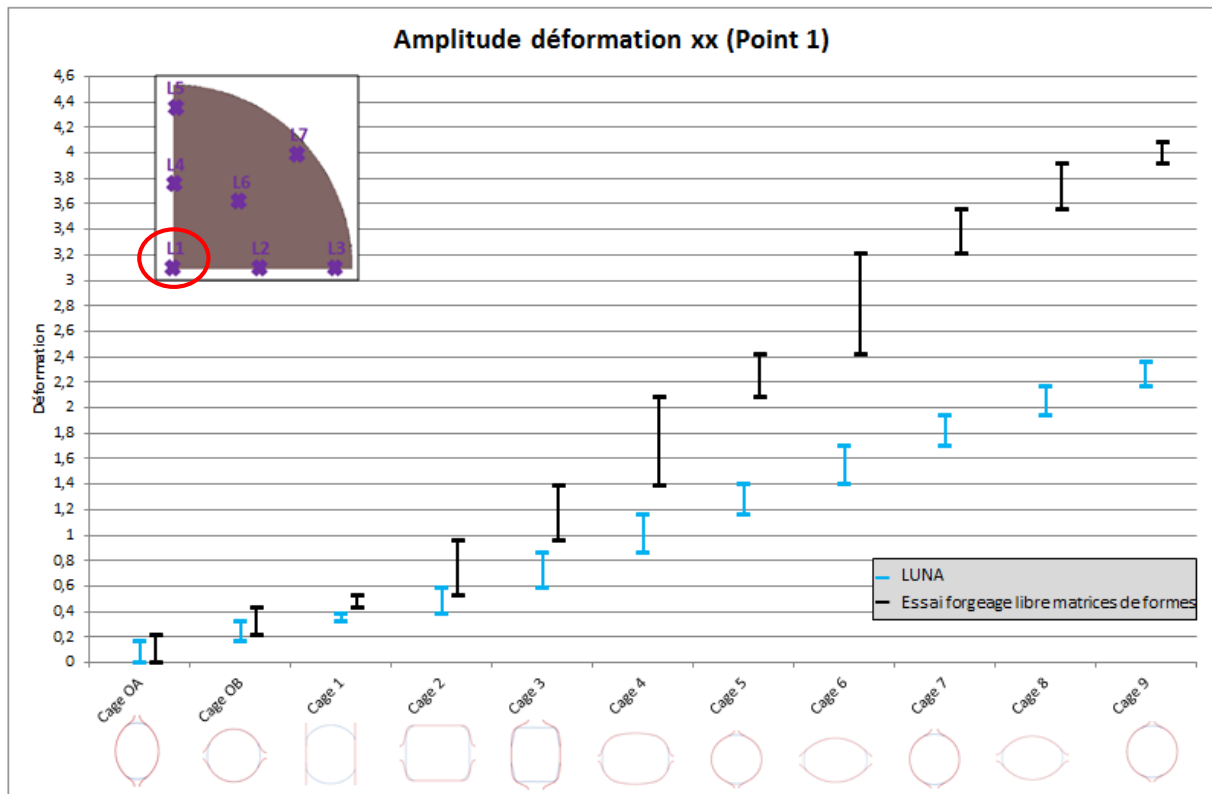


Figure 129 : Comparaison des déformations longitudinales entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 1 en utilisant les levées nominales du laminoir

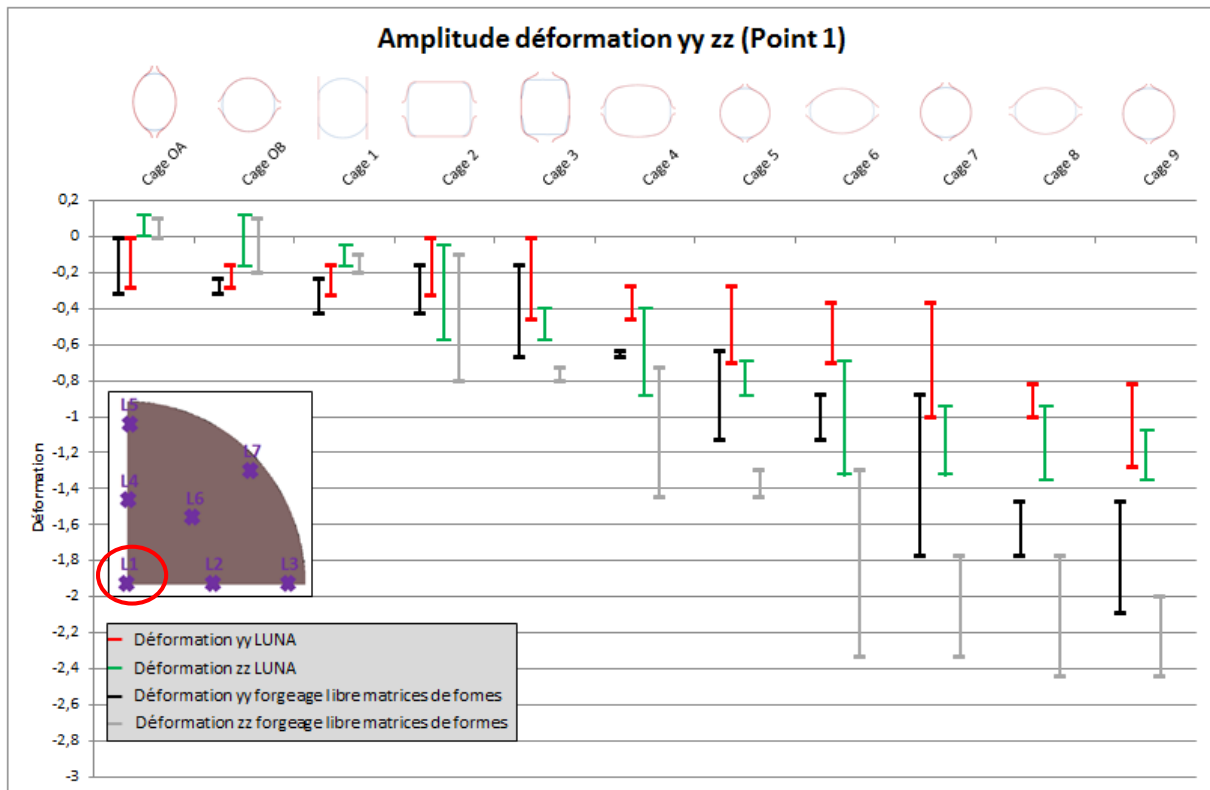


Figure 130 : Comparaison des déformations transverses entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 1 en utilisant les levées nominales du laminoir

Pour valider la dernière hypothèse faite pour expliquer les écarts des niveaux de déformations, les géométries du lopin et de la barre laminée sont comparées avant et après le passage dans la cage 2. Le facteur d'échelle entre les dimensions de la barre laminée et du lopin forgé est de 10. Comme le montre la Figure 131, les géométries des deux sections sont similaires après avoir subies respectivement les déformations dans la cage 1 du laminoir et la passe de forgeage 1. Il en est de même pour les aires calculées mais avec un facteur 100 entre les deux valeurs qui est dû au facteur d'échelle entre les dimensions des deux procédés. Cependant après déformation les géométries ne sont plus identiques malgré la similitude des aires des deux surfaces calculée avec un facteur d'échelle. En effet, contrairement à la barre laminée des creux apparaissent sur les bords libres du lopin forgé. L'apparition de creux est illustrée sur la Figure 132. Ce phénomène provient de l'écoulement de la matière qui est différent entre les deux procédés.

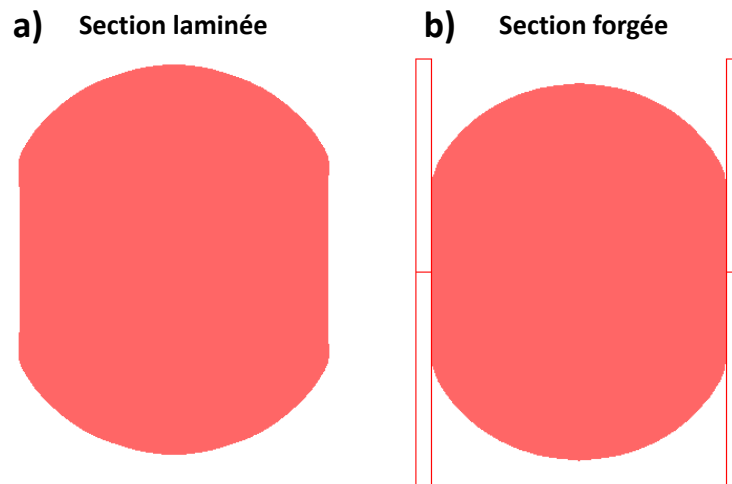


Figure 131 : Aire a) de la barre après la cage 1 (38864mm^2) et b) du lopin après forgeage de la passe 1 (392mm^2)

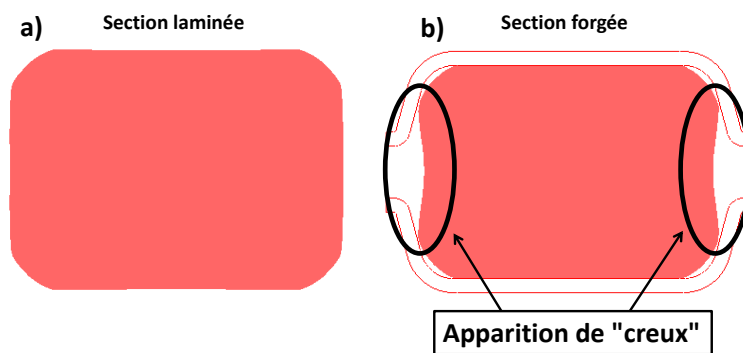


Figure 132 : Aire a) de la barre après la cage 2 (31671mm^2) et b) du lopin après forgeage de la passe 2 (311mm^2)

3.2.2.3 Comparaison de la déformation longitudinale cage par cage entre la barre laminée et le lopin forgé

La comparaison des déformations longitudinales et transverses présentée sur la Figure 129 et la Figure 130 montrent que les erreurs se cumulent à chaque passe de forgeage. Pour permettre une comparaison plus fine, les amplitudes des déformations sans cumul cage après cage sont tracées sur les figures suivantes pour le point 1. La Figure 133 montre les amplitudes des déformations longitudinales subies dans la barre laminée et le lopin forgé désignées respectivement par les couleurs bleu et noir. La tendance suivie par les déformations du lopin est en accord avec celles subies dans la barre. Cependant pour toutes les cages du laminoir représentées les déformations longitudinales subies dans le lopin forgé sont plus élevées que dans la barre laminée. Les écarts les plus importants sont à noter pour la représentation des cages 4 et 6 qui ont des cylindres de forme ovale.

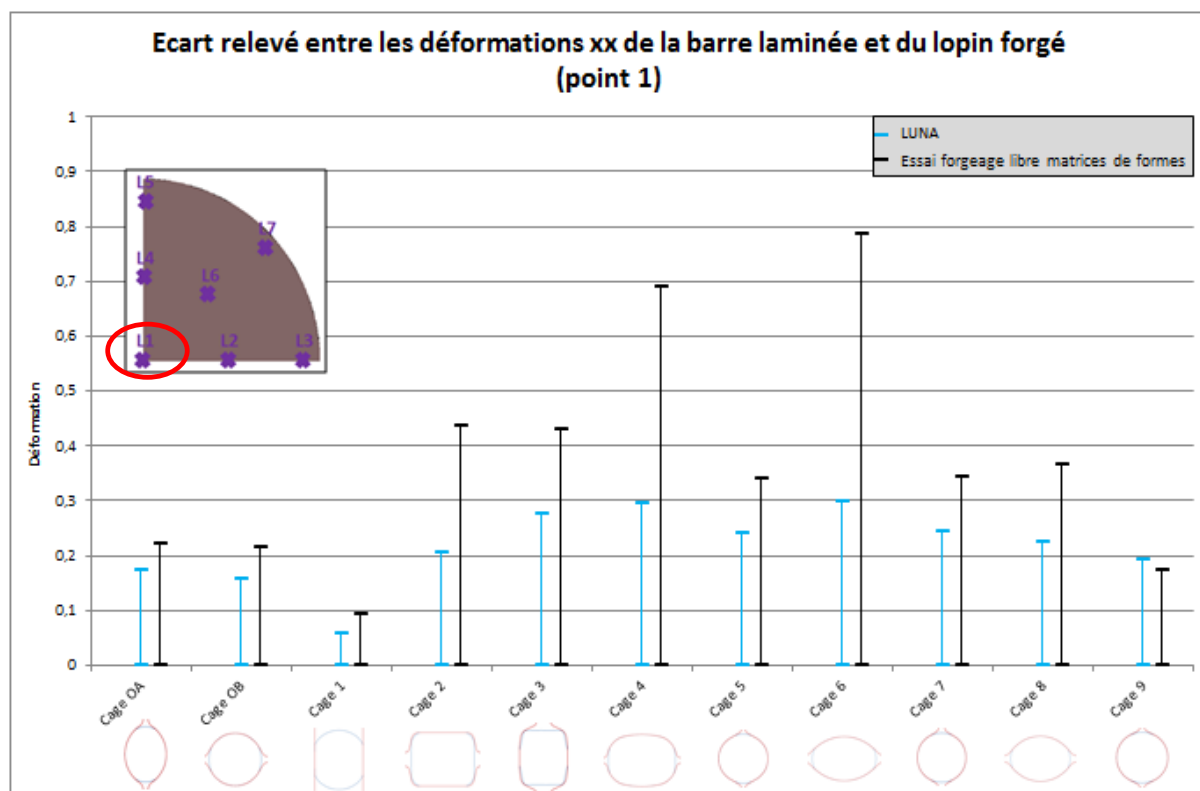


Figure 133 : Comparaison des déformations suivant X entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 1 en ne tenant pas compte du cumul des déformations cage après cage

3.2.2.4 Comparaison des déformations transverses cage par cage entre la barre laminée et le lopin forgé

Les Figure 134 et Figure 135 montrent les déformations transverses subies dans la barre laminée et le lopin forgé respectivement suivant les directions Y et Z. Les déformations sont relevées au point 1. Que ce soit pour la barre laminée ou le lopin forgé l'alternance des directions de déformation est présente sur les deux graphiques. Les niveaux de déformations entre la barre laminée et le lopin forgé suivant Y sont similaires mis à part pour les cages 4 et 7. Il en est de même pour les déformations relevées suivant Z où des écarts sont à noter pour les cages 4 et 6. La géométrie des outils des cages 4 et 6 est ovale et peut avoir une influence sur les écarts relevés. En effet, la barre qui sort de la cage 3 est de forme carrée et elle est déformée ensuite à travers la cage 4 dont la géométrie est ovale.

La comparaison sans le cumul des déformations montre que les amplitudes de déformations subies dans la barre laminée et le lopin forgé sont globalement proches. Les écarts les plus importants semblent dans la direction de forgeage à cause de la répercussion des cages précédentes. En effet, l'écart de section de la cage n-1 modifie les déformations induites par la cage n.

La comparaison entre les déformations transverses relevées par les capteurs 3 et 5 dans la barre laminée et le lopin forgé est détaillée dans l'Annexe 6. Les résultats montrent que les déformations dans la direction de mise en forme sont surestimées mais la tendance entre les

deux grandeurs est correcte.

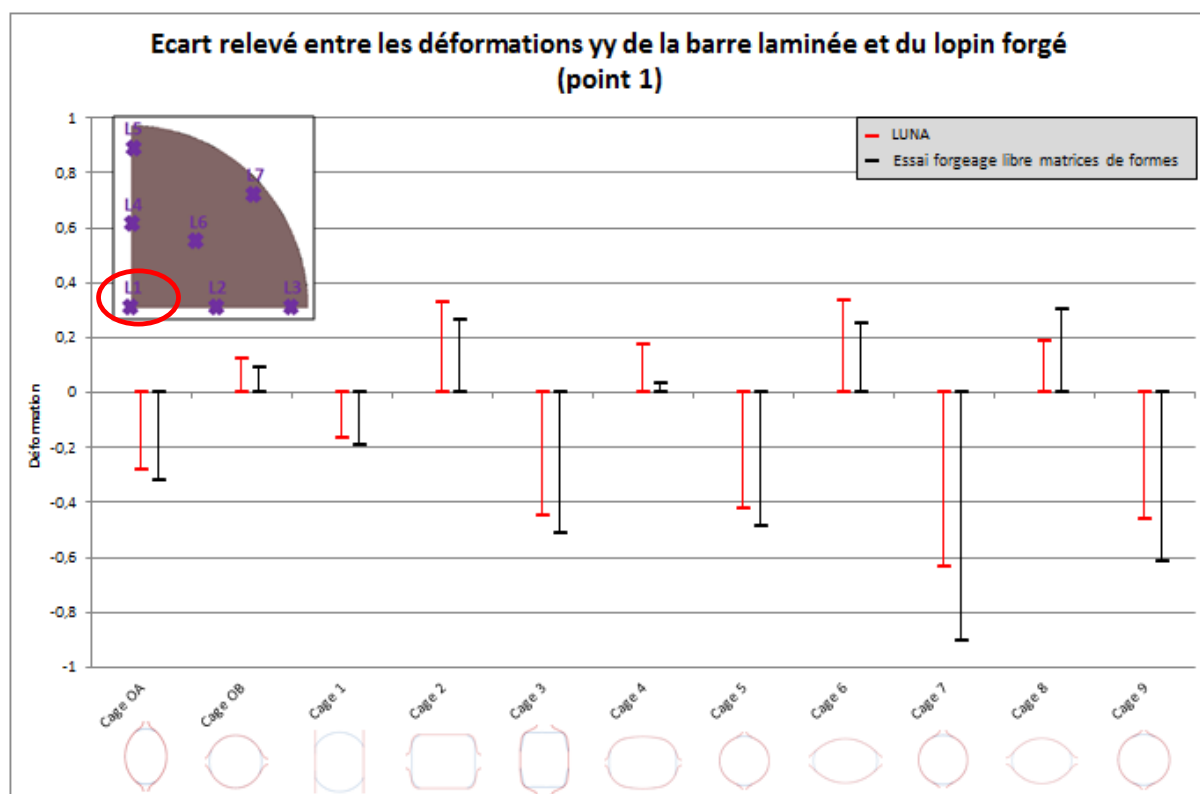


Figure 134 : Comparaison des déformations suivant Y entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 1 en ne tenant pas compte du cumul des déformations cage après cage

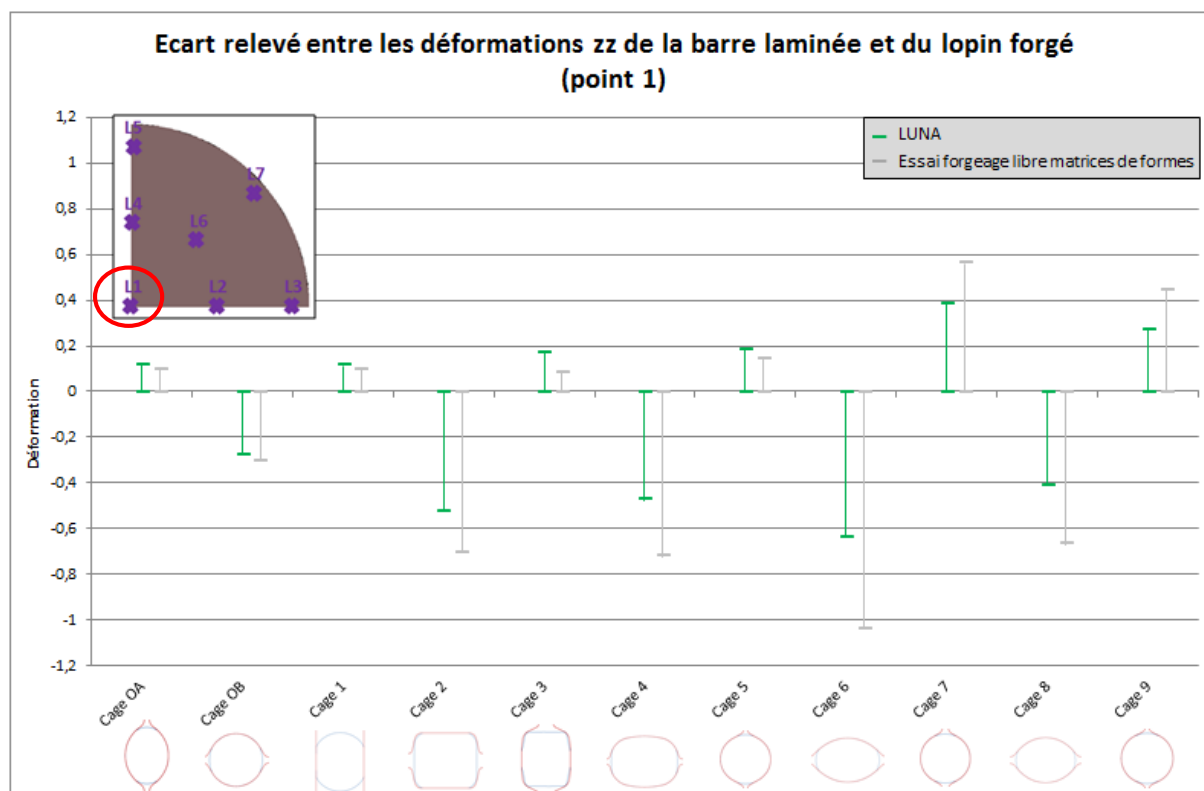


Figure 135 : Comparaison des déformations suivant Z entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 1 en ne tenant pas compte du cumul des déformations cage après cage

3.2.2.5 Résultats de la pression hydrostatique

La pression hydrostatique fait partie des paramètres influents sur le comportement des défauts internes présents dans les produits laminés. Les amplitudes des pressions hydrostatiques relevées au point 1 après chaque cage dans la barre laminée et le lopin forgé sont représentées respectivement en bleu et en noir sur la Figure 136. Par comparaison les niveaux de pressions subis dans le lopin forgé sont plus élevés que ceux relevés dans la barre laminée. Pour toutes les cages les amplitudes des pressions se trouvent principalement dans la zone positive du graphique, c'est-à-dire que le cœur de la barre est soumis à de la compression.

La comparaison de ce paramètre pour les points 3 et 5 est présentée en Annexe 7. Pour les deux points les pressions relevées en forgeage ont la même tendance que celles rencontrées en laminage jusqu'à la cage 3. Toutefois un écart est notable entre les deux niveaux de pressions.

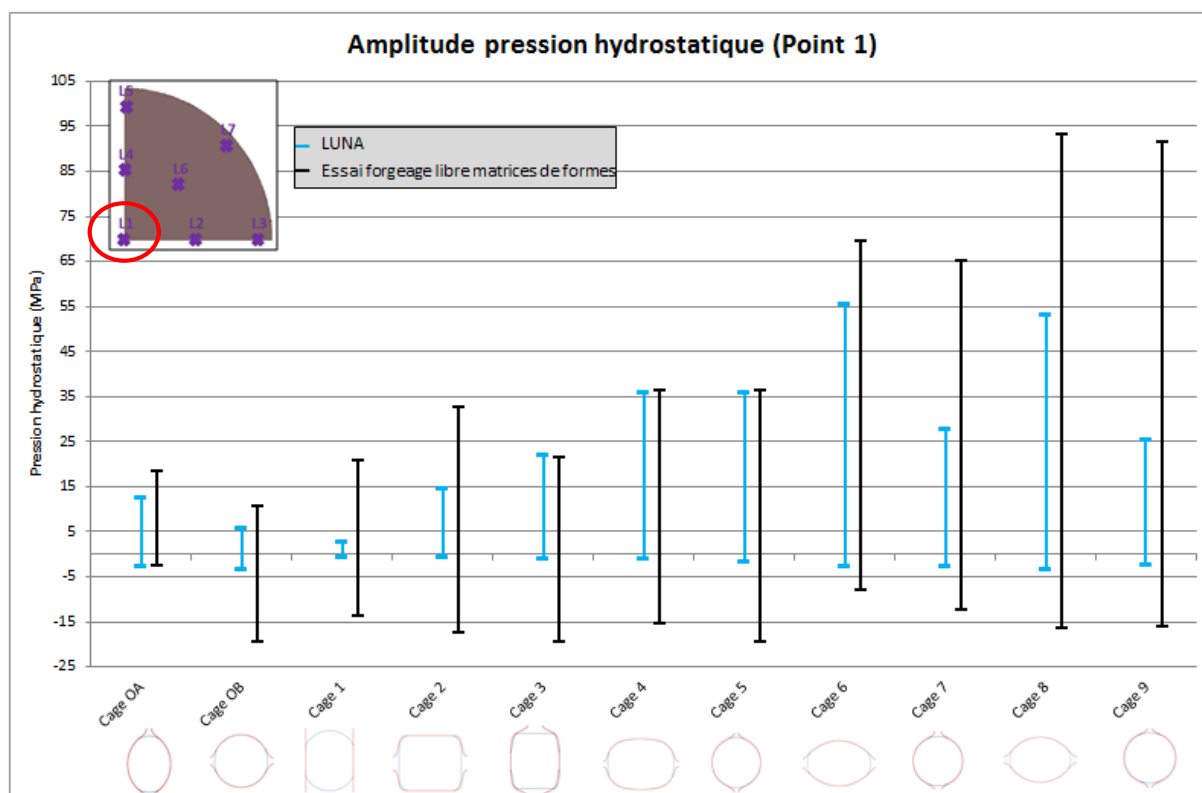


Figure 136 : Comparaison des pressions hydrostatiques entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 1 en utilisant les levées nominales du laminoir

3.2.2.6 Résultats de la vitesse de déformation

Le dernier paramètre influant sur la santé interne des barres laminées est la vitesse de déformation. Les barres bleues et noires représentées sur le graphique de la Figure 137 désignent les vitesses de déformation relevées respectivement dans la barre laminée et le lopin forgé après chaque cage. Lors de l'essai les vitesses de déformation sont relevées en fin de forgeage. La tendance suivie par les vitesses de déformation dans le lopin forgé est en accord avec celles de la barre laminée, mis à part pour la cage 7. Comme pour les pressions hydrostatiques, les vitesses de déformation relevées dans le lopin forgé sont nettement supérieures à celles relevées dans la barre laminée.

Les vitesses de déformation des points 3 et 5 relevées dans les deux produits mis en forme numériquement sont comparées en Annexe 8. Les résultats montrent que la vitesse de déformation est surestimée principalement lorsque le point considéré se trouve dans la zone proche des matrices.

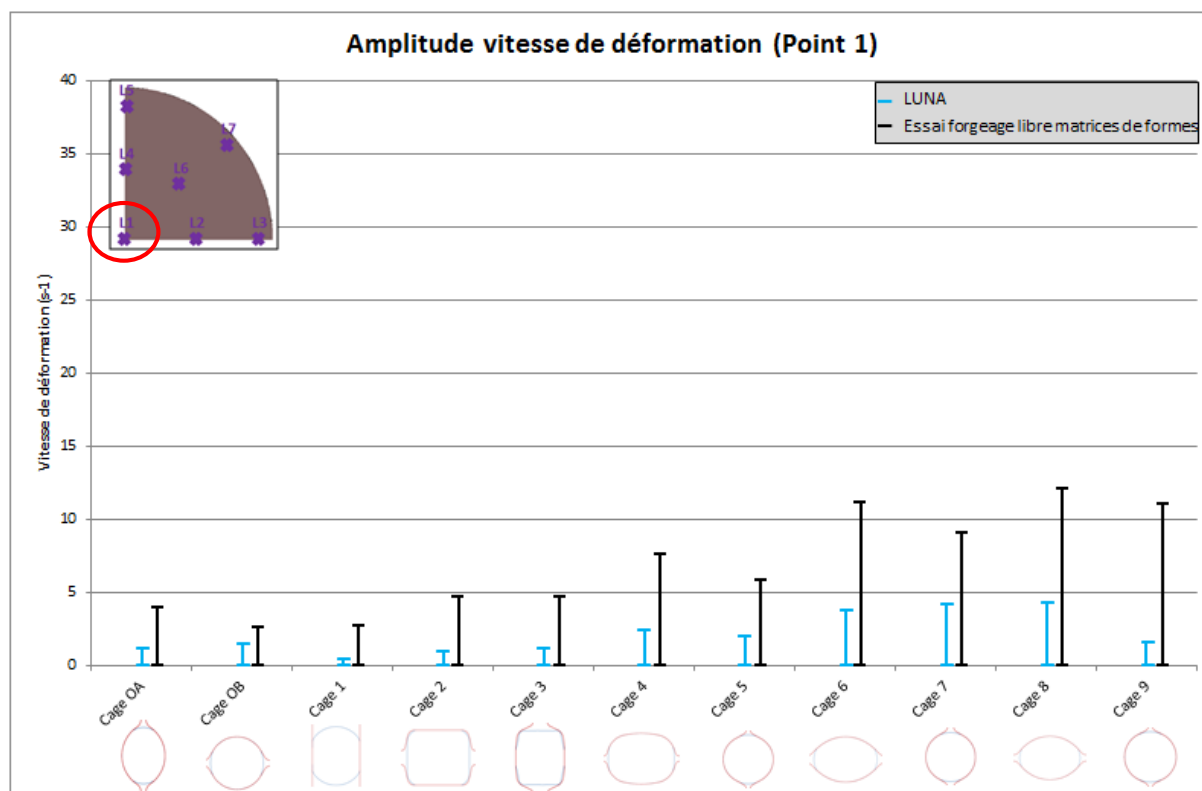


Figure 137 : Comparaison des vitesses de déformation entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 1 en utilisant les levées nominales du laminoir

La comparaison des paramètres influant sur les inclusions et les porosités que sont la température, les déformations principales, la pression hydrostatique et la vitesse de déformation a permis d'identifier le degré de représentabilité du procédé de laminage avec l'essai de forgeage. Les paramètres comparés au cœur des deux produits montrent que les résultats issus du lopin forgé suivent globalement la tendance des résultats relevés dans la barre laminée. Cependant des écarts de niveaux entre les divers paramètres comparés sont à noter. Afin de réduire les écarts des paramètres de sortie étudiés entre le forgeage et le laminage, les levées entre les matrices sont modifiées.

Pour ce qui est des vitesses de déformation, il est possible d'agir sur la vitesse de mise en forme lors de l'essai.

3.2.2.7 Analyses des paramètres de sortie du modèle avec les levées ajustées entre les cylindres

Les levées entre les matrices sont modifiées afin d'avoir des résultats simulés en forgeage qui se rapprochent de ceux rencontrés dans la barre laminée. Les valeurs des levées ajustées sont mentionnées dans le Tableau 22.

Tableau 22 : Levées ajustées entre les matrices pour simuler l'essai de forgeage avec des matrices de formes

N° Cage	OA	OB	1	2	3	4	5	6
Levée essai forgeage (mm)	2,5	2,5	19	3,9	5,3	1,2	2,1	1,2
Levée essai forgeage ajustée(mm)	3	2,7	19,3	4,6	5,3	2,9	2,1	2,6

N° Cage	7	8	9	10	11	12	13
Levée essai forgeage (mm)	1,2	1	0,5	1,1	0,9	0,9	0,7
Levée essai forgeage ajustée(mm)	2,9	2,8	1,9	1,9	2	1,6	2,2

Les graphiques des Figure 138 et Figure 139 montrent respectivement les déformations longitudinales et transverses subies dans la barre et dans le lopin forgé avec les levées entre les matrices modifiées. En déformant dans une moindre mesure le lopin c'est-à-dire en ayant une levée plus grande, les déformations longitudinales se rapprochent de celles subies dans la barre lors du laminage. Comme le montre la Figure 139, cela est également le cas pour les déformations transverses.

La Figure 141 présente les pressions hydrostatiques relevées dans la barre laminée et le lopin forgé. Comme pour les déformations les amplitudes de pression par cage sont moins élevées. Il en est de même pour les amplitudes des vitesses de déformation présentées sur la Figure 142. La comparaison des résultats relevés pour les points 3 et 5 avec des levées plus grandes entre les matrices est présentée en Annexe 9. Pour ces deux points la tendance entre les déformations relevées en laminage et en forgeage n'est pas correcte. Il en est de même pour les pressions et les vitesses de déformation.

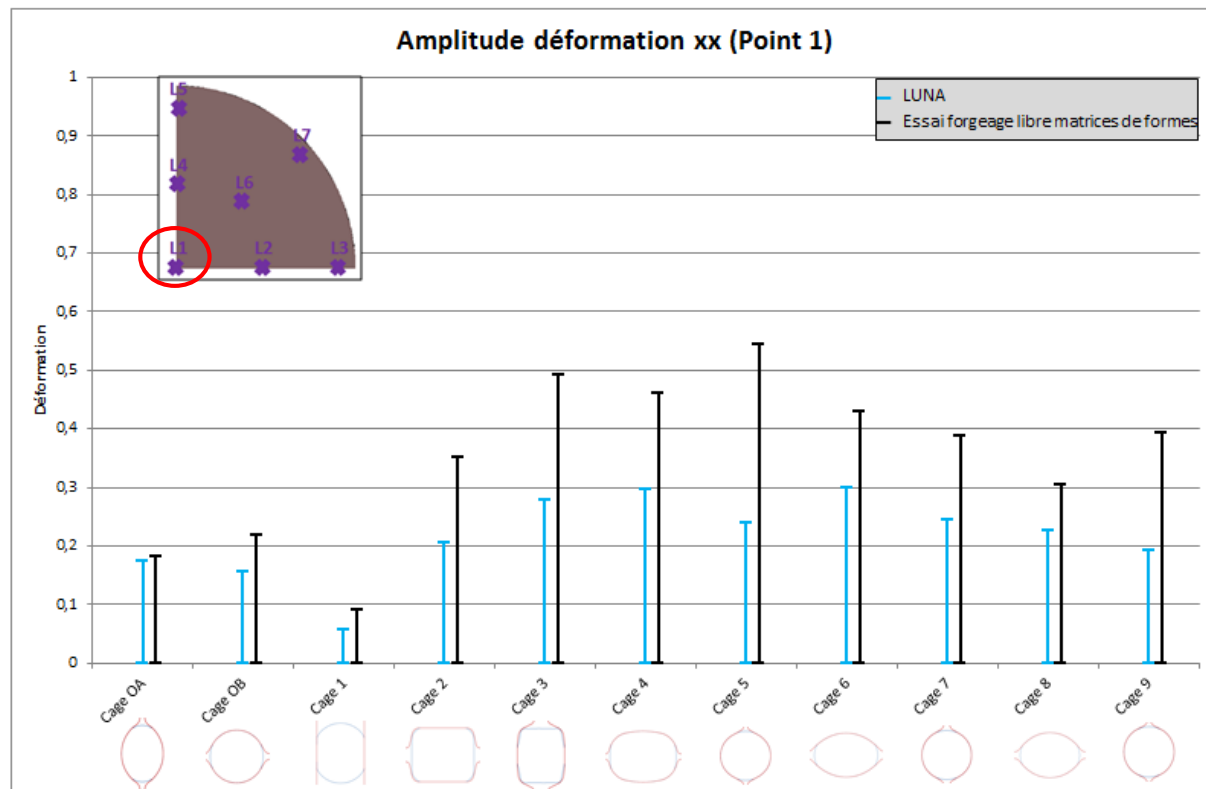


Figure 138 : Comparaison des déformations longitudinales entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 1 en ajustant les levées entre les matrices et sans tenir compte du cumul des déformations cage après cage

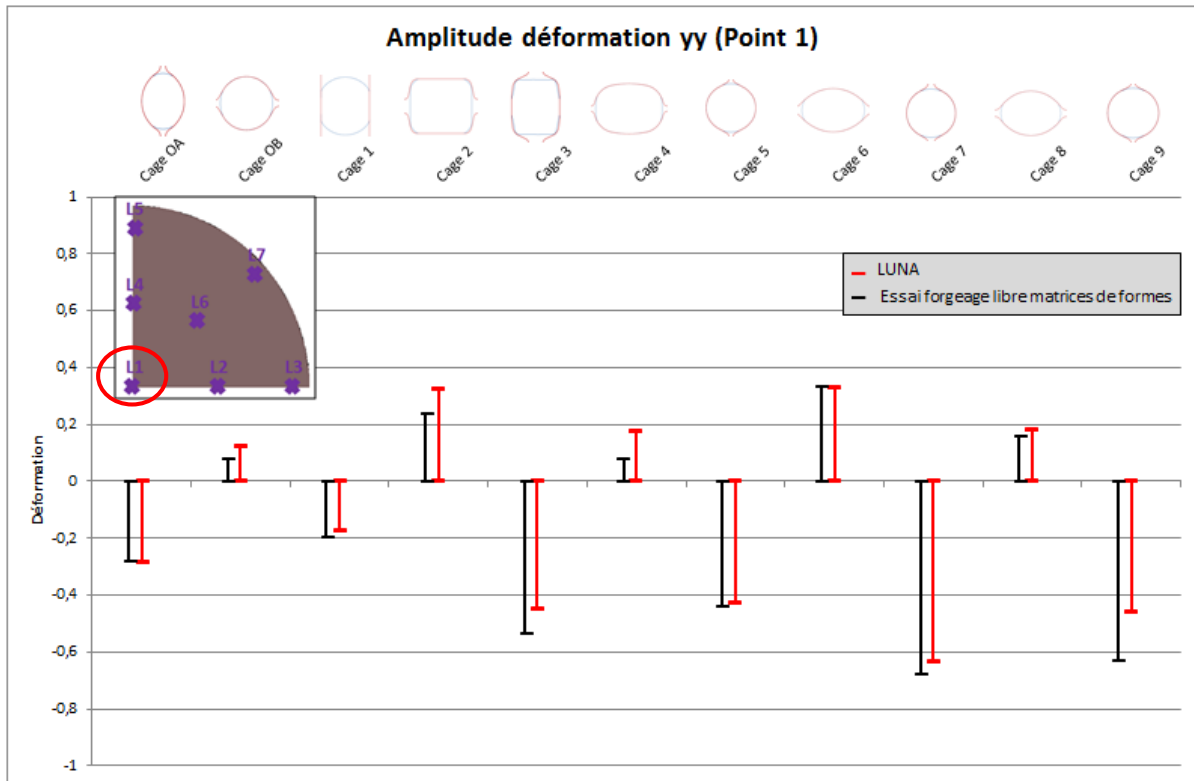


Figure 139 : Comparaison des déformations suivant Y entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 1 en ajustant les valeurs des levées entre les matrices et sans tenir compte du cumul des déformations cage après cage

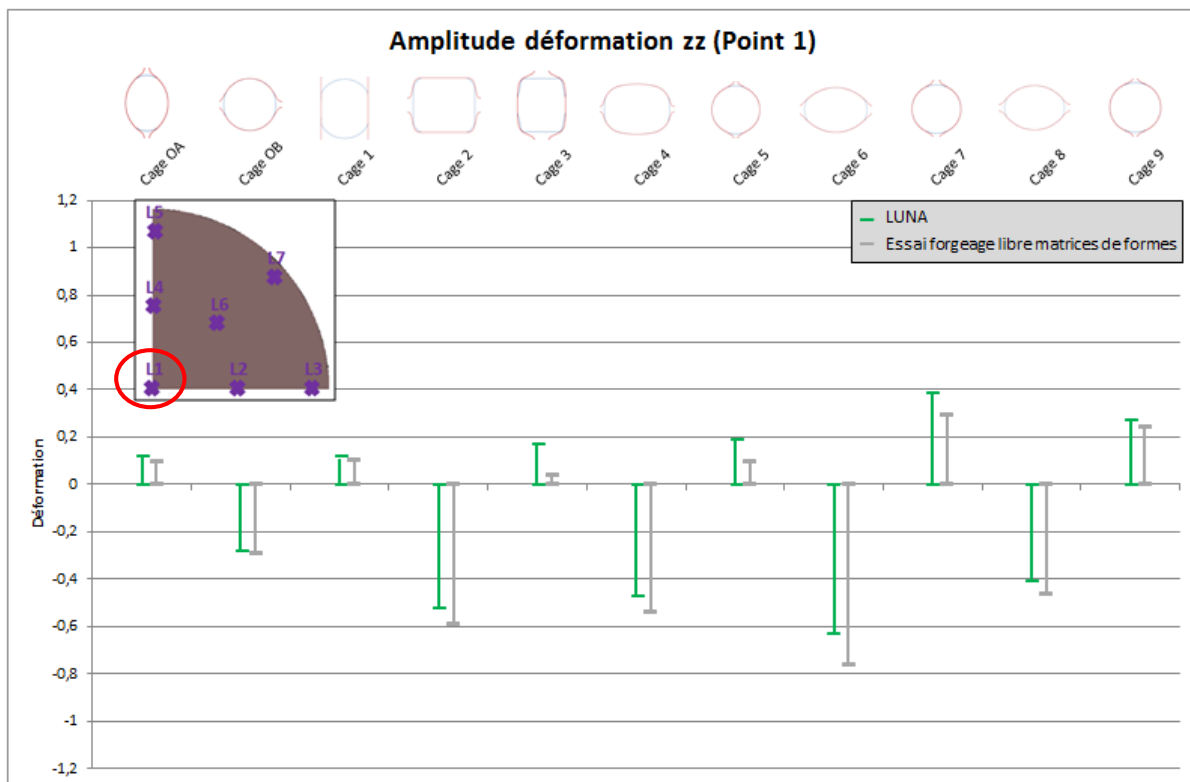


Figure 140 : Comparaison des déformations suivant Z entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 1 en ajustant les valeurs des levées entre les matrices et sans tenir compte du cumul des déformations cage après cage

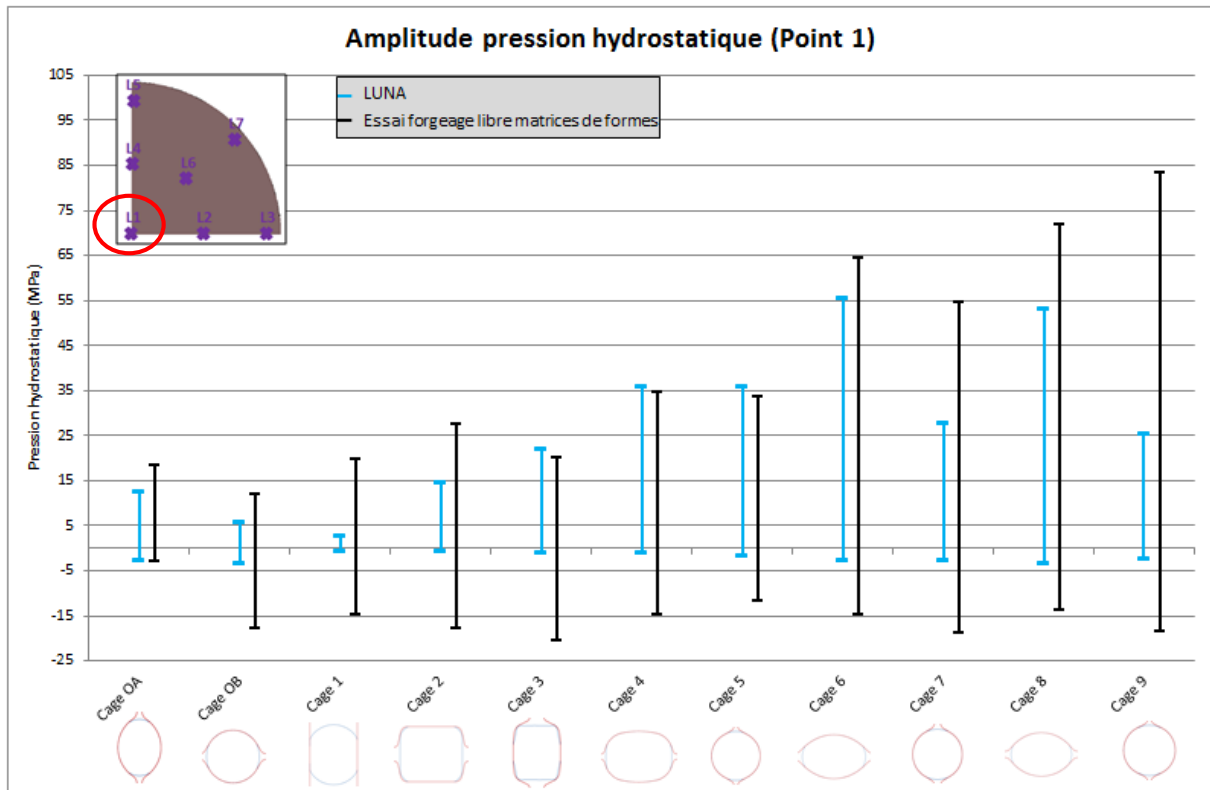


Figure 141 : Comparaison des pressions hydrostatiques entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 1 en ajustant les valeurs des levées entre les matrices

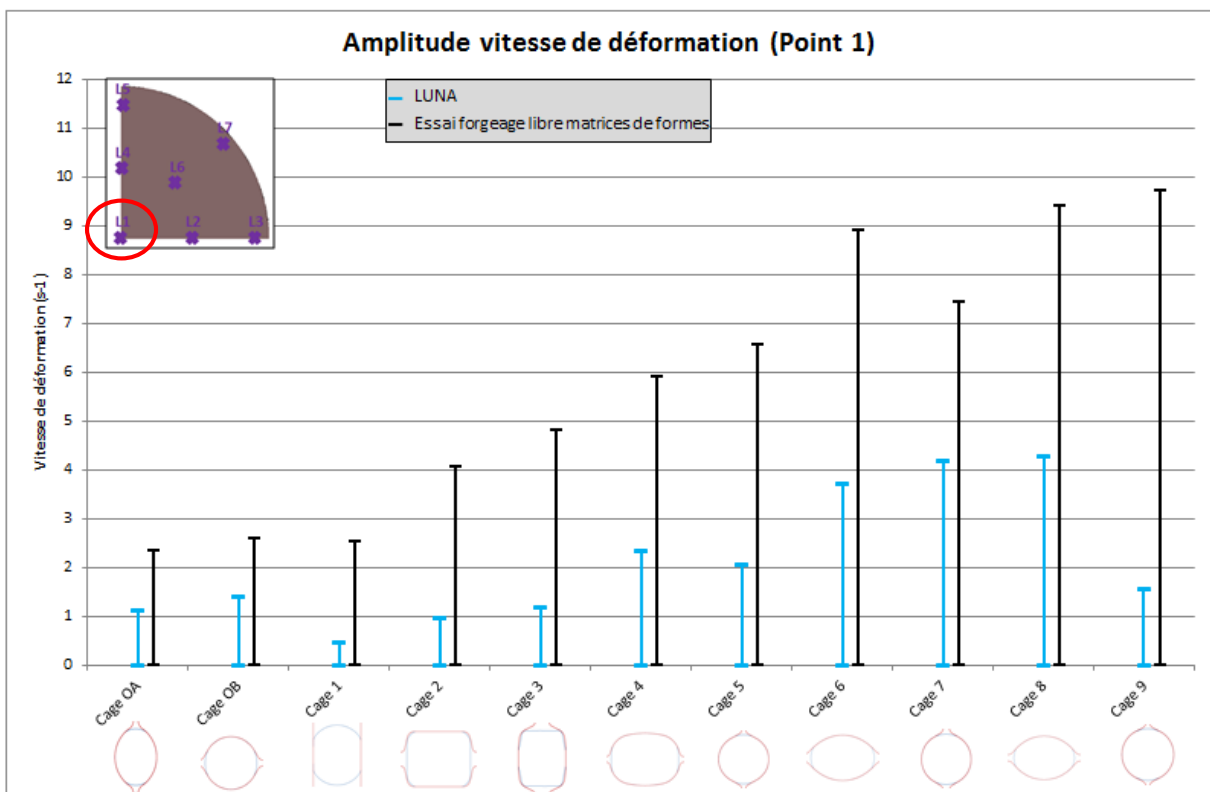


Figure 142 : Comparaison des vitesses de déformation entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 1 en ajustant les valeurs des levées entre les matrices

En utilisant les levées nominales de LUNA à l'échelle 1/10 dans l'essai de forgeage, les déformations, les pressions hydrostatiques et les vitesses de déformation engendrées dans le lopin sont plus importantes que celles subies par la barre lors du laminage. Lorsque les levées sont modifiées il est possible de se rapprocher des niveaux de déformations principales rencontrées dans la barre laminée.

3.3 Mise en œuvre de l'essai de forgeage

3.3.1 Conception, fabrication et contrôle dimensionnel de l'outillage

3.3.1.1 Conception et fabrication de l'outillage

L'outillage mis en œuvre doit permettre de reproduire l'alternance des déformations à 90° ainsi que des sollicitations thermomécaniques similaires à celles rencontrées en laminage. Pour satisfaire le cahier des charges l'outillage doit être adapté à la presse hydraulique et à la presse à vis présentes à l'atelier. Les essais réalisés sur la presse hydraulique permettront de valider l'outillage et de robotiser les opérations de forgeage. Des essais expérimentaux seront réalisés sur la presse hydraulique afin d'identifier l'influence de la température et de la déformation sur le comportement des défauts contenus dans les lopins. Un refroidissement rapide en peau du lopin peut avoir lieu lors de la mise en forme sur la presse hydraulique dû à la vitesse de descente de coulisseau qui est de 30mm/s. Pour éviter ce phénomène la presse à vis sera utilisée afin d'avoir un cycle thermique similaire au laminage. De plus il sera possible de faire varier la vitesse de déformation dans le lopin en modifiant l'énergie de mise en forme.

L'outillage de forge mis en œuvre est à l'échelle 1/10 des outils présents sur la ligne de production LUNA. L'encombrement disponible sur la table de la presse à vis est plus restreint que celui de la presse hydraulique donc seules les sept premières cages du laminoir seront représentées. Les matrices ont la forme des gravures des cylindres présents sur le laminoir. La levée entre les matrices inférieures et supérieures doit être réglable indépendamment pour chaque cage afin de faire varier le taux de déformation. Afin d'assurer une géométrie correcte du lopin forgé chaque jeu de matrices est guidé séparément à l'aide des goupilles d'indexage. La Figure 143 présente la conception de l'outillage réalisée avec le logiciel de CAO CatiaV5R20®.

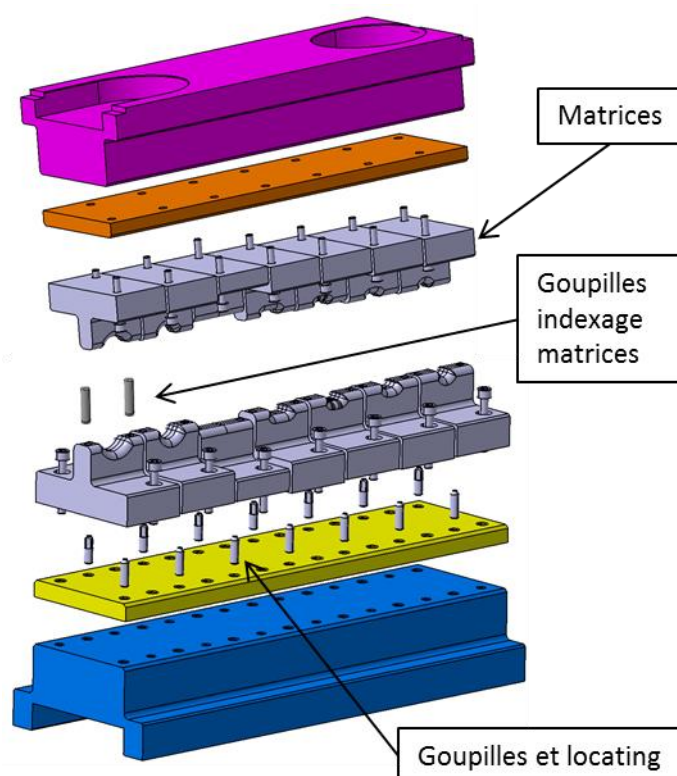


Figure 143 : Outillage réalisé avec le logiciel de CAO CATIAV5R20©

Les différentes pièces qui composent l'outillage sont obtenues par des opérations d'usinage. Le matériau utilisé est un acier X38CrMoV5 avec un traitement thermique afin d'obtenir une dureté de 55HRC. Les matrices reçoivent un traitement de nitruration qui entraîne un accroissement important de la dureté superficielle ce qui va limiter leur usure au contact des lopins chauds.

Avant de commencer les premiers essais un contrôle dimensionnel par stéréovision est réalisé afin de vérifier si les tolérances dimensionnelles et géométriques sont respectées. La technique de contrôle et les résultats sont présentés dans l'Annexe 10.

3.3.2 Validation expérimentale de l'essai

Les objectifs des premiers essais sont de vérifier l'évolution de la géométrie du lopin au cours de l'essai et de suivre l'évolution d'un défaut artificiel de taille macroscopique placé au cœur du lopin. Pour cela les dimensions finales des lopins forgés après chaque passe sont comparées aux lopins issus de la simulation numérique. Cette première série d'essais va permettre de déterminer les difficultés susceptibles d'être rencontrées lors des opérations de forgeage (thermique, position du lopin...) et de faire une première validation du modèle.

3.3.2.1 Réalisation des lopins

La première série d'essais est menée sur les sept jeux de matrices représentant les sept premières cages du laminoir. La Figure 144 montre la géométrie des matrices.

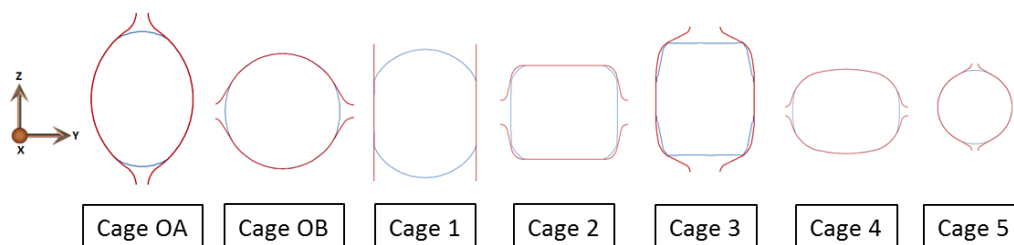


Figure 144 : Géométrie des sept jeux de matrices

Pour tester la répétabilité des résultats trois lopins sont forgés après chaque cage, soit au total vingt et un lopins. Ces derniers de longueurs 150mm sont découpés dans des barres en acier C17 de diamètre 27mm. Pour créer le défaut, un trou de diamètre 5,5mm avec une longueur de 50mm est percé au centre des lopins. L'enrobage rutile d'électrode de soudure est utilisé pour faire office de défaut. L'utilisation de ce matériau ainsi que les dimensions du défaut permettent un suivi de son évolution au cours du forgeage. La Figure 145 illustre la préparation des lopins.

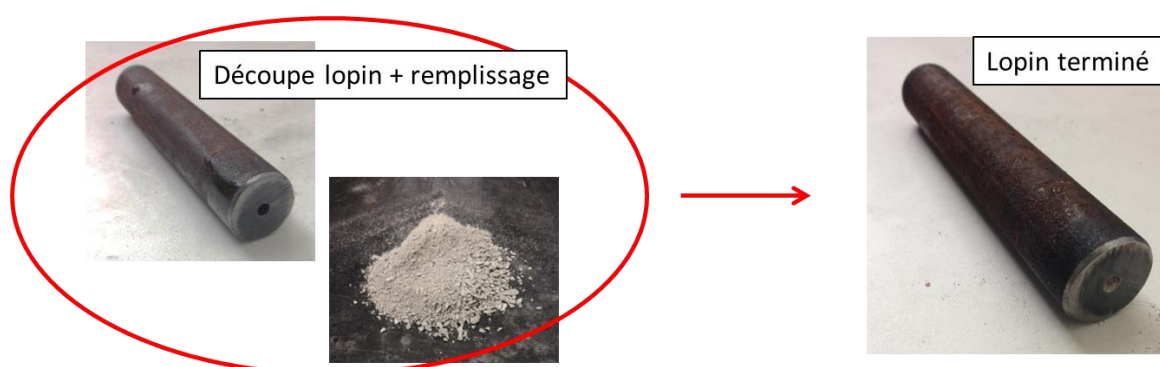


Figure 145 : Préparation des lopins avec l'enrobage d'électrode concassé

Les lopins sont chauffés dans un four électrique à une température de 1100°C tandis que les outils ne sont pas chauffés pour assurer une répétabilité de mise en œuvre des essais. La lubrification de la partie active des matrices est réalisée à l'aide de produit graphité.

3.3.2.2 Le forgeage des lopins

Dans un premier temps les opérations de forgeage sont réalisées avec la presse hydraulique car la manipulation des lopins est faite par l'opérateur. La presse hydraulique étant pilotée en effort il est nécessaire de placer des chandelles avec un empilement de cales

pour le réglage des levées entre les matrices. La Figure 146 illustre le réglage des levées qui sont répertoriées pour chaque cage dans le Tableau 23. Les levées expérimentales peuvent être différentes de celles utilisées en simulation à cause du réglage qui se fait à l'aide de cales. La vitesse de descente du coulisseau de la presse est constante à 30mm/s et l'effort de forgeage maximal est réglé pour atteindre 150t. Les lopins forgés sont présentés Figure 147.

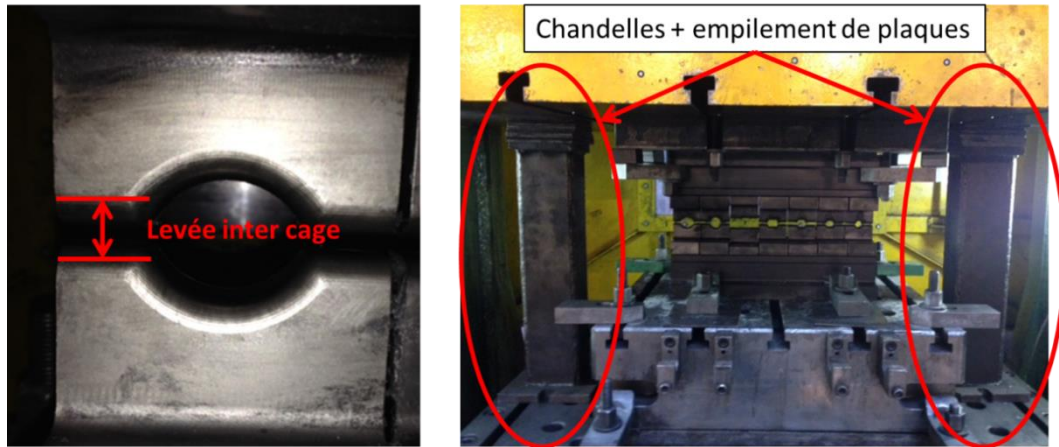


Figure 146 : Réglage de la hauteur de forgeage sur la presse

Tableau 23 : Valeurs des levées entre les matrices lors de l'essai de forgeage libre avec des matrices de formes

N° Cage	OA	OB	1	2	3	4	5
Levée essai forgeage (mm)	2,5	2,5	19	3,5	5,5	1,5	1,5



Figure 147 : Lopins forgés lors de la première campagne d'essais

3.3.2.3 Le contrôle des lopins forgés

Contrôle dimensionnel des lopins forgés

Un contrôle dimensionnel des lopins forgés après chaque cage est réalisé pour faire une comparaison avec les dimensions des lopins simulés. Pour ce faire la largeur et la hauteur

de la section forgée ainsi que la longueur du lopin sont mesurées à l'aide d'un pied à coulisse. La Figure 148 illustre les trois dimensions mesurées.

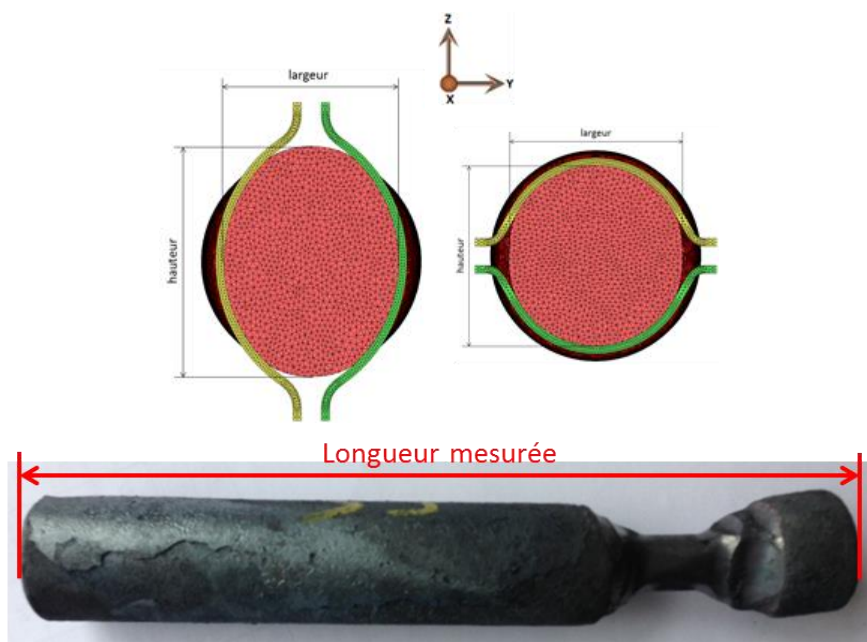


Figure 148 : Mesure de la section et de la longueur des lopins forgés

Les valeurs mesurées sur les lopins sont listées dans le Tableau 24. L'alternance des directions de mise en forme suivant Y et Z entraine également une alternance dans la comparaison des mesures simulées et expérimentales. La hauteur des gravures des matrices est orientée suivant la direction Z car c'est la direction de forgeage. Pour les cages impaires la mesure de la largeur du lopin doit être comparée à la hauteur théorique des gravures (en rouge). Inversement pour les cages paires, la mesure de la hauteur du lopin doit être comparée à la hauteur théorique des gravures (en jaune).

Tableau 24 : Valeurs des mesures des lopins forgés

N° échantillon	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21
Forgé jusqu'à la cage...	OA	OA	OA	OB	OB	OB	1	1	1	2	2	2	3	3	3	4	4	4	5	5	5
Longueur initiale	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150	150
Longueur après forgeage	153,82	153,72	153,68	156,78	156,28	156,8	157,48	157,26	157,3	162	161,06	161,1	165,6	165,5	164,9	169,42	169,48	169	172,7	172,5	172,3
Largeur lopin	20,9	21,0	20,9	22,6	22,8	22,5	20,0	20,0	20,0	22,9	22,0	22,8	15,7	15,7	15,7	18,0	18,1	18,0	13,7	13,7	13,7
Hauteur lopin	29,2	29,2	29,4	22,7	22,6	22,6	23,3	23,1	23,3	14,7	14,7	14,7	16,7	16,5	16,4	12,0	12,0	12,0	13,3	13,3	13,3
Hauteur théorique des gravures	21,1	21,1	21,1	22,8	22,8	22,8	20	20	20	14,5	14,5	14,5	15,6	15,6	15,6	11,8	11,8	11,8	13,4	13,4	13,4

Un exemple est donné avec le lopin n°11 qui est forgé jusqu'à la cage 2. La Figure 149 montre la géométrie du lopin après la passe de la cage 2 ainsi que l'orientation des mesures de

largeur et hauteur. Un écart d'environ 0,2mm est notable entre la hauteur du lopin mesuré et la hauteur théorique des gravures de la cage 2, cela implique que le lopin n'est pas assez écrasé. Plusieurs raisons peuvent expliquer cette différence comme les écarts dimensionnels relevés sur l'outillage ou l'élasticité du bâti de la presse qui n'est pas pris en compte dans la simulation.

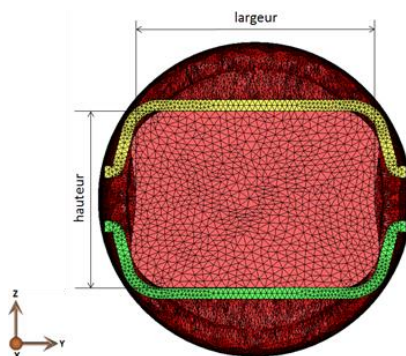


Figure 149 : Section de la barre après la cage 2

Le faible écart de mesure, de l'ordre de quelques dixièmes, permet de conclure que les sections obtenues après forgeage sont conformes aux sections simulées. L'essai avec une simulation calée sur un critère dimensionnel est maintenant disponible pour la suite de l'étude.

Contrôle dimensionnel et suivi de l'évolution du défaut placé au cœur des lopins

Ce contrôle a pour objectif de valider la possibilité de suivre l'évolution d'un défaut au cours de la déformation. Pour cela un lopin forgé est découpé puis poli après chaque passe afin de mesurer et suivre l'évolution du défaut. La Figure 150 montre l'évolution du défaut réalisé à partir d'enrobage rutile d'électrode de soudure. Les géométries du défaut mettent en évidence l'alternance des directions de forgeage. Comme pour le lopin, la largeur et la hauteur des défauts sont mesurées à l'aide d'une loupe binoculaire. Les valeurs mesurées sur le défaut sont recensées dans le Tableau 25.

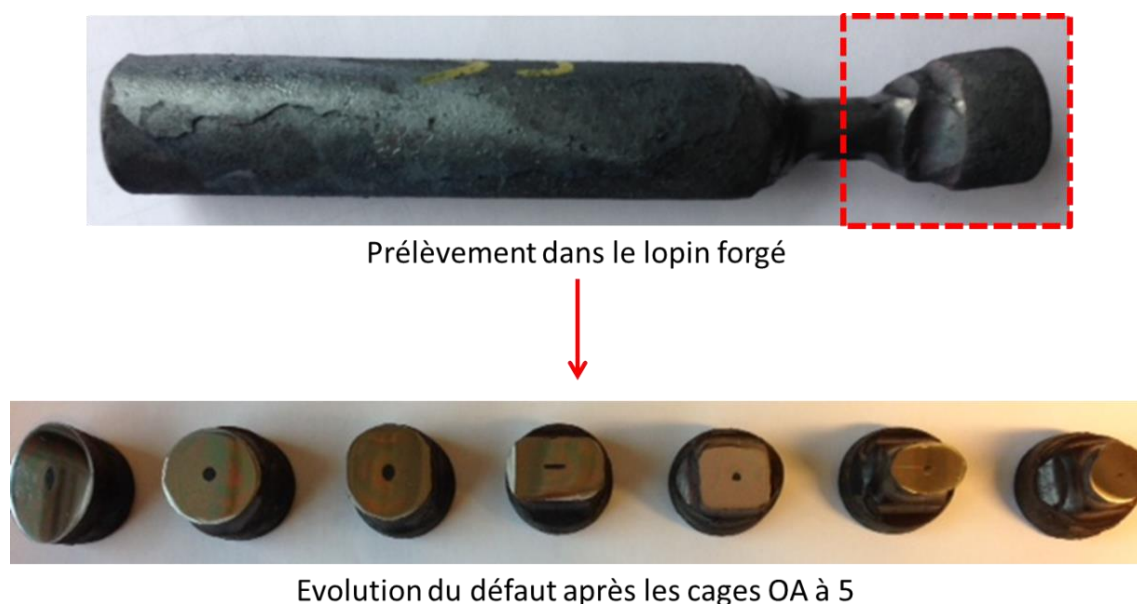


Figure 150 : Cinéma du défaut réalisé avec l'enrobage d'électrode

Le rapport largeur – hauteur du lopin (en rouge) et le rapport largeur – hauteur du défaut (en jaune) sont comparés après chaque passe de forgeage. Cela permet d'évaluer le comportement du défaut par rapport au lopin. Pour les cages OB, 1 et 3 les rapports largeur – hauteur ont des valeurs proches, ce qui veut dire que les rapports de section du lopin et du défaut sont similaires en tenant compte du facteur d'échelle. Concernant la cage 2, on s'aperçoit que dans la direction de forgeage le défaut est plus déformé que le lopin.

Tableau 25 : Valeurs des mesures du défaut réalisées avec l'enrobage d'électrode

N° échantillon	3	5	7	12	14	17	19
Forgé jusqu'à la cage...	OA	OB	1	1	1	1	1
Largeur lopin (mm)	20,9	22,8	20	22,8	15,7	18,1	13,7
Hauteur lopin (mm)	29,4	22,6	23,3	14,7	16,5	12	13,3
Rapport largeur/hauteur lopin	0,7	1	0,9	1,6	1	1,5	1
Largeur défaut (mm)	2,4	3,5	3,1	5,4	2	2,3	1
Hauteur défaut (mm)	6	3,3	4,1	1,2	2	1	1,6
Rapport largeur/hauteur défaut	0,4	1,06	0,76	4,5	1	2,3	0,63

Au vu des résultats concernant les rapports des différentes dimensions, il est possible de conclure que la déformation n'est pas uniforme dans la section de la barre contenant un défaut artificiel. L'objectif de suivre l'évolution d'un défaut au cours de la déformation est atteint.

3.4 Validation expérimentale du mode opératoire

Après les premiers essais de validation des difficultés d'ordre opératoires sont à noter et plusieurs interrogations restent en suspens. Les difficultés opératoires concernent la mise en place du lopin entre les outils. En effet il est difficile de maintenir manuellement le lopin horizontal entre les matrices et d'estimer l'angle de rotation à effectuer entre chaque passe de forgeage afin de respecter les conditions de laminage où la rotation est de 90°.

Des interrogations portent ainsi sur les aspects thermiques. La température du lopin après chaque étape de forgeage n'est pas mesurée lors des essais de validation car la température de 1100°C retenue n'est pas significative des conditions de laminage. Cependant, au vu des faibles dimensions du lopin il apparaît évident que des problèmes thermiques vont intervenir notamment à cause de la durée du cycle qui est relativement long à cause de la technologie de la presse hydraulique.

Pour résumer, les difficultés rencontrées et les interrogations énoncées sont :

- Mise en position du lopin entre les matrices
- Estimer l'angle de rotation effectué entre chaque passe de forgeage
- Cycles thermiques du lopin
- Vitesse de mise en forme

Pour remédier aux difficultés opératoires relevées lors des premiers essais la solution envisagée est de robotiser les opérations de forgeage. Le robot permettra d'assurer la répétabilité de la mise en position du lopin entre les matrices et la rotation à 90° entre chaque passe de forgeage.

Les solutions envisagées pour répondre aux questions concernant la thermique sont :

- Utiliser la presse à vis
- Chauffer les outils
- Réaliser une opération de frettage

Contrairement à la presse hydraulique, la technologie de la presse à vis offre des vitesses de mise en forme plus élevées et variables. Le forgeage manuel n'est pas possible sur la presse à vis. La robotisation mise en place pour assurer la répétabilité des opérations de forgeage permettra également de mettre en forme le lopin avec cette technologie de machine. Les temps de contact outil/matrice sont réduits, réduisant ainsi les échanges thermiques.

Une autre solution, en complément de celle énoncée précédemment, est d'utiliser une rampe de chauffe pour chauffer l'outillage et l'attente entre chaque passe de forgeage se fera sans contact avec l'outillage.

Enfin la dernière solution envisagée est de réaliser une opération de frettage à la fin de la dernière passe de forgeage. L'essai de forgeage mis en œuvre permet de représenter les passes de laminage jusqu'à la cage 5. La représentation des cages suivantes avec l'essai de forgeage est complexe notamment à cause des aspects thermiques. En effet, le diamètre du lopin forgé après la cage 13 serait de 4mm ce qui entraîne une faible inertie thermique. La

Figure 151 montre la section du lopin forgé jusqu'à la passe 13. Cette même figure montre que la section forgée étant faible, une flexion à l'extrémité du lopin peut se produire à cause de la faible rigidité en flexion.

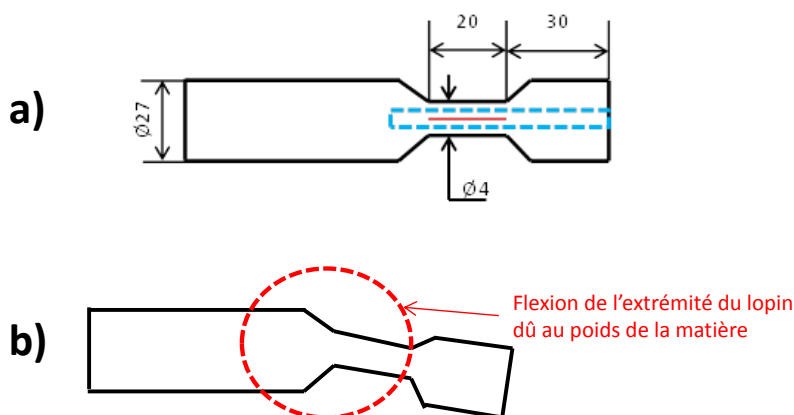


Figure 151 : a) Diamètre du lopin après le forgeage dans la cage 13 ; b) risque de flexion à l'extrémité du lopin à cause du poids de la matière

L'opération de fretage consiste à prélever une frette dans un lopin forgé et à l'insérer dans un lopin initial afin de lui faire subir de nouvelles déformations, ce qui permet de représenter les passes de laminage suivantes. Le prélèvement de la frette est représenté en bleu sur la Figure 151. Les étapes de l'opération de fretage sont détaillées sur le chronogramme de la Figure 152. Les conditions opératoires ne sont pas représentatives des conditions de laminage. En effet, le cycle thermique suivi par le lopin forgé est différent de celui de la barre dans le laminoir à cause des étapes intermédiaires de refroidissement et de réchauffage. En suivant un cycle thermique différent la microstructure du lopin est également impactée. De plus des défauts peuvent être générés à l'interface de la frette et du lopin comme le montre la Figure 153. Sous l'effet de la déformation la frette peut vouloir sortir de son logement ou dans un autre cas celle-ci ne se déforme pas ou peu contrairement au lopin, ce qui engendre un décollement. Il est nécessaire de vérifier et valider le mouvement relatif de la frette par rapport au moyeu afin d'éviter les phénomènes de glissement et/ou de décollement. Si les matrices des passes supérieures à 5 venaient à être réalisées il faudrait les concevoir en partant d'un diamètre de lopin initial de 27mm. Le facteur d'échelle pour cette deuxième série de matrices est modifié.

La succession d'essais envisagée pour valider le dispositif expérimental est présentée sur la Figure 154.

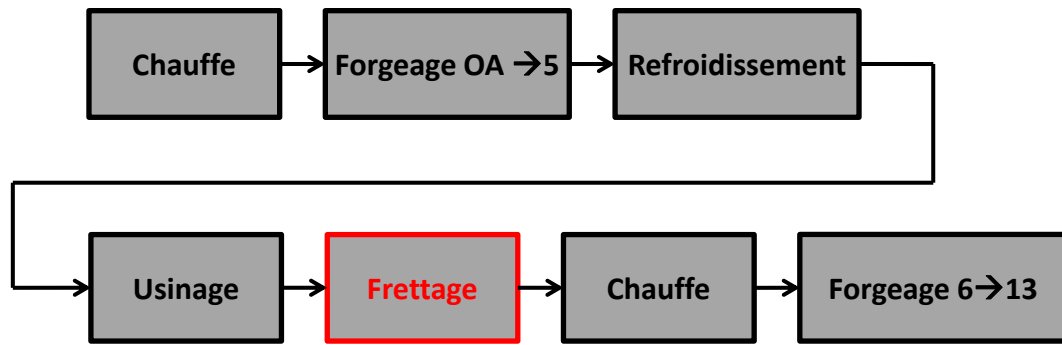


Figure 152 : Chronogramme des étapes de l'opération de frettage

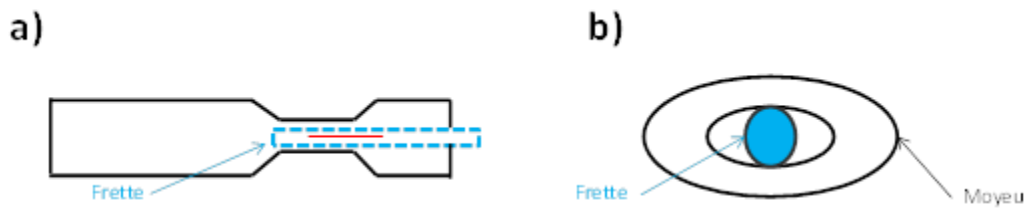


Figure 153 : Illustration a) du glissement et b) du décollement de la frette/moyeu

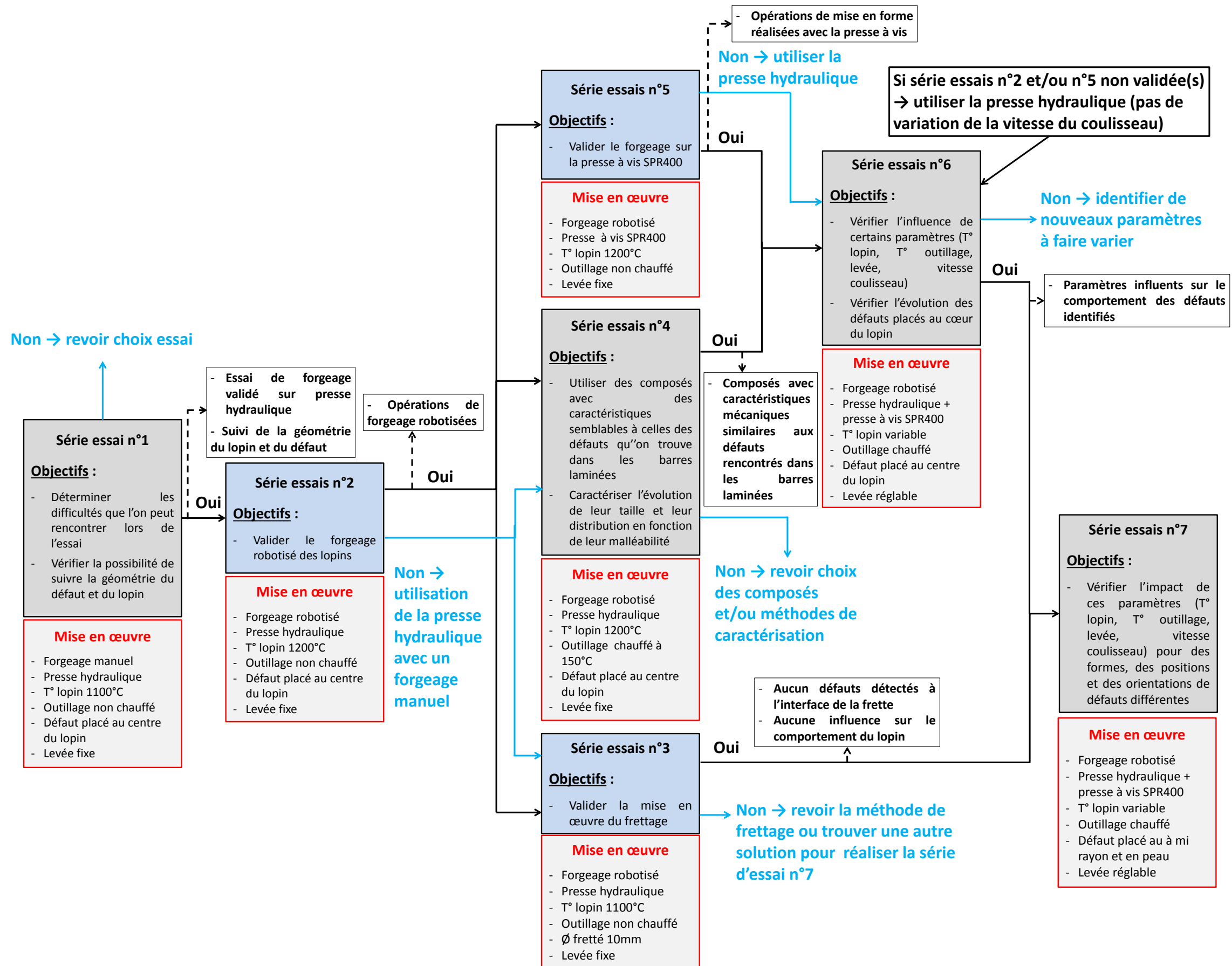


Figure 154 : Plan des divers essais à réaliser

3.4.1 Robotiser l'opération de forgeage

3.4.1.1 Objectifs et mise en œuvre

La série d'essais n°2 consiste à robotiser les opérations de forgeage. La robotisation du forgeage a deux objectifs. Le premier est d'assurer la répétabilité et la reproductibilité des opérations, chose qui est difficilement réalisable avec un forgeage manuel. Le second objectif de la robotisation est de pouvoir utiliser la presse à vis pour réduire le temps de cycle et ainsi remédier en partie aux problèmes thermiques du lopin. De plus l'attente entre chaque opération se fera sans contact avec l'outillage. Le forgeage avec la presse à vis va également permettre de faire varier la vitesse de déformation dans le lopin.

Comme le montre la Figure 155, le robot de la marque ABB est composé de 6 axes avec une capacité de manutention de 500Kg. Le robot doit maintenir et placer le lopin au-dessus de chaque gravure de l'outillage sans être en contact afin d'éviter les pertes de chaleur par conduction. De plus, il doit réaliser une rotation à 90° entre chaque cage pour reproduire l'alternance des déformations du laminage. Pour réaliser ces opérations le robot est équipé de la fonction "SoftAct" qui permet de réduire fortement la raideur des axes. Cette fonction permet ainsi au robot de suivre la déformation de la barre imposée par le mouvement de la presse. La programmation a été réalisée avec le logiciel RobotStudio©.

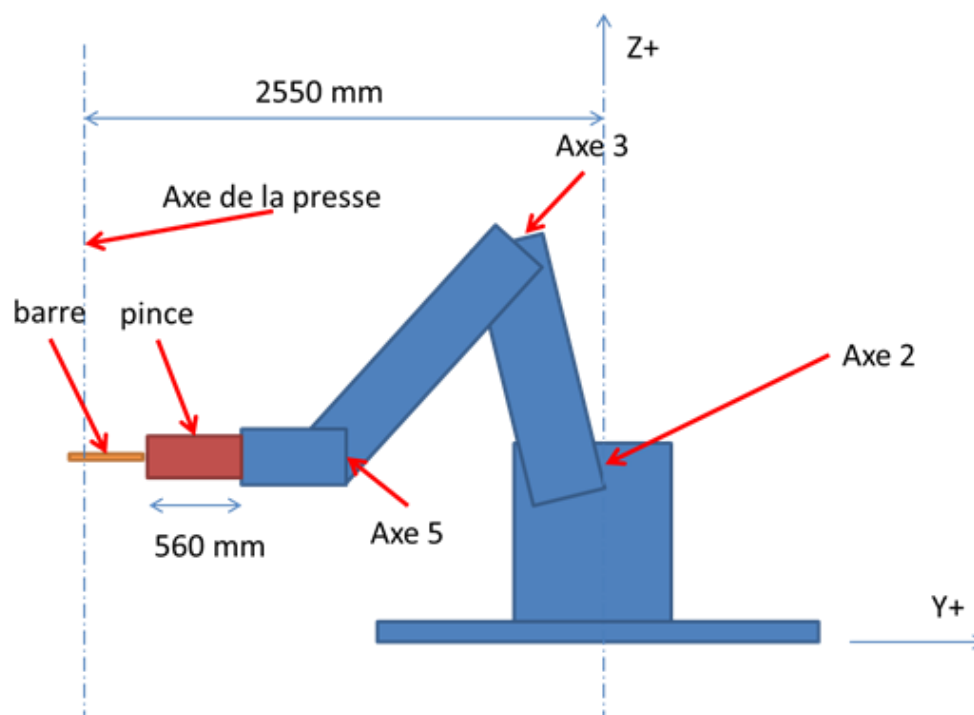


Figure 155 : Description des axes du robot ABB

La Figure 156 montre le manipulateur développé pour la préhension du lopin. Le préhenseur est actionné par l'énergie pneumatique. La longueur des mors permet de respecter

l'encombrement disponible sous la presse à vis sans entrer en collision avec les divers éléments. Une plaque d'usure en acier inoxydable est présente en bout de chaque mors afin de préserver le préhenseur des phénomènes thermiques dus à la température élevée des lopins. Pour une question de simplicité et de sécurité les premiers tests sont réalisés sur la presse hydraulique.

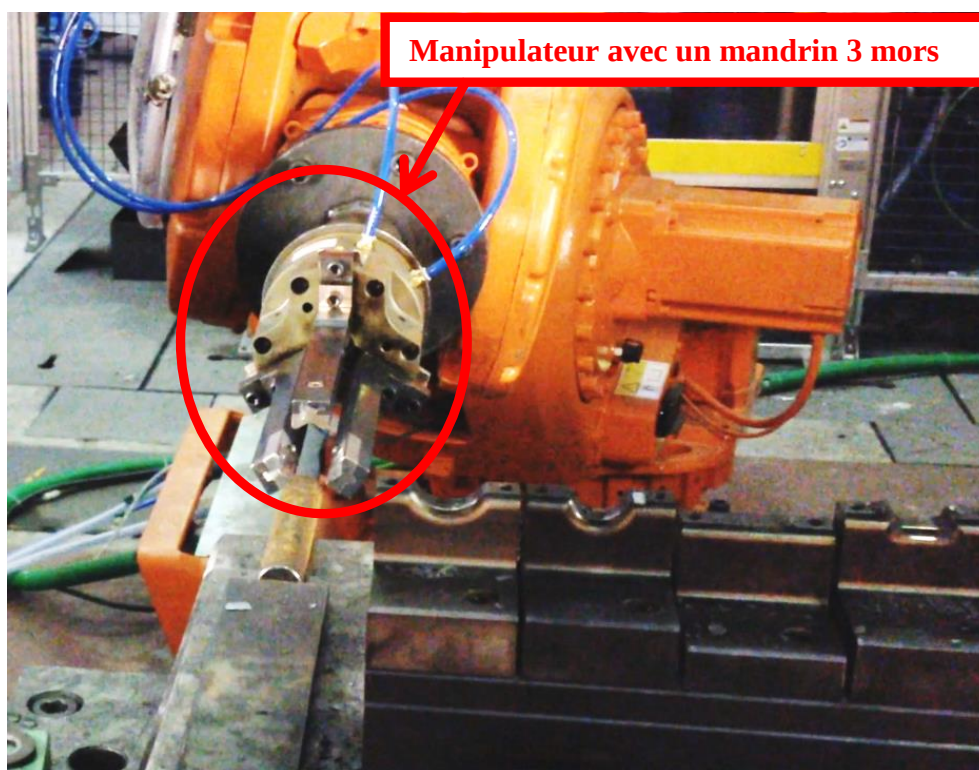


Figure 156 : Robotisation du forgeage

3.4.1.2 Répétabilité des opérations de forgeage robotisées

Au total 30 lopins sont forgés soit dix après les passes OB, 2 et 5 afin de valider la répétabilité des opérations de forgeage robotisées. La Figure 157 illustre les sections des lopins forgés après les cages étudiées.

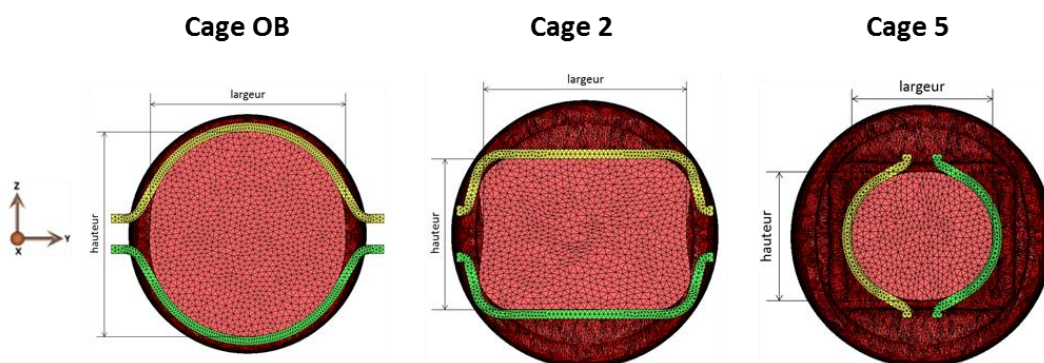


Figure 157 : Sections des lopins forgés après les cages OB, 2 et 5

L'étude de répétabilité porte sur les longueurs des lopins ainsi que la largeur et hauteur de la section forgée. Pour ce faire chaque dimension est mesurée six fois pour chaque lopin. Le Tableau 26 récapitule les six mesures de largeur réalisées sur les 10 lopins forgés après la cage OB. Pour chaque lopin la variance de répétabilité est calculée afin de caractériser la dispersion des mesures relevées.

Le test de répétabilité par la méthode de COCHRAN est appliqué pour valider la robotisation des opérations de forgeage après les cages OB, 2 et 5 [CFM12]. Le Tableau 27 présente la table de COCHRAN dont la valeur seuil retenue est 0,303 pour le cas étudié [ISO57].

Tableau 26 : Récapitulatif des six mesures de largeur pour les 10 lopins forgés après la cage OB

N° Mesure	Lopin 1	Lopin 2	Lopin 3	Lopin 4	Lopin 5	Lopin 6	Lopin 7	Lopin 8	Lopin 9	Lopin 10
1	21,2	21,4	22,07	21,58	21,58	20,92	21,45	21,7	21,94	21,98
2	21,26	21,41	22,01	21,69	21,69	21	21,33	21,68	21,92	22
3	21,19	21,44	22	21,72	21,72	21,07	21,47	21,71	22,05	21,97
4	21,26	21,42	22,03	21,7	21,7	20,98	21,41	21,6	22	21,98
5	21,21	21,44	22,05	21,68	21,68	21,01	21,44	21,65	21,97	22
6	21,22	21,41	22,06	21,6	21,6	21,05	21,52	21,73	21,88	22,08
Effectif :	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6
Moyenne :	21,22	21,42	22,04	21,66	21,66	21,01	21,44	21,68	21,96	22,00
Variance de répétabilité :	0,00090667	0,00028	0,00078667	0,00329667	0,00329667	0,00283	0,00406667	0,00221667	0,00364	0,00161667

Tableau 27 : Table de COCHRAN pour une valeur critique fixée à 5% [ISO57]

alpha = 0,05

Valeurs critiques de C (n,k) du test de Cochran = 0,05

	2	3	4	5	6	7	8	9	10
2	0.999	0.975	0.939	0.906	0.877	0.863	0.833	0.816	0.801
3	0.967	0.871	0.798	0.746	0.707	0.677	0.653	0.633	0.617
4	0.907	0.768	0.684	0.629	0.59	0.56	0.537	0.518	0.502
5	0.841	0.684	0.598	0.544	0.507	0.478	0.456	0.438	0.424
6	0.781	0.616	0.532	0.48	0.445	0.418	0.398	0.382	0.368
7	0.727	0.561	0.48	0.431	0.397	0.373	0.354	0.338	0.326
8	0.68	0.516	0.438	0.391	0.360	0.336	0.319	0.304	0.293
9	0.639	0.478	0.403	0.358	0.329	0.307	0.29	0.277	0.266
10	0.602	0.445	0.373	0.331	0.303	0.282	0.267	0.254	0.244
12	0.541	0.392	0.326	0.288	0.262	0.244	0.23	0.219	0.21
15	0.471	0.335	0.276	0.242	0.22	0.203	0.191	0.182	0.174
20	0.389	0.271	0.221	0.192	0.174	0.16	0.15	0.142	0.136
24	0.343	0.235	0.191	0.166	0.149	0.137	0.129	0.122	0.116
30	0.293	0.198	0.159	0.138	0.124	0.114	0.106	0.1	0.096
40	0.237	0.158	0.126	0.108	0.097	0.089	0.083	0.078	0.078

Le Tableau 28 recense les valeurs statistiques C du test de COCHRAN calculées à partir des dimensions relevées sur la longueur et la section des lopins après chaque passe de forgeage. Ces valeurs sont comparées à la valeur seuil de 0,303 définie dans la table de COCHRAN. Toutes les dimensions étudiées ont des valeurs statistiques inférieures à la valeur critique, ce qui assure une homogénéité des variances de répétabilité. A travers les résultats présentés la robotisation des opérations de forgeage est validée pour les cages OB, 2 et 5.

Tableau 28 : Récapitulatif des valeurs de la statistique C du test de COCHRAN pour les différentes dimensions mesurées qui sont comparées à la valeur critique afin de déterminer la répétabilité ou non des opérations de forgeage robotisées

	Dimension	Statistique C	Valeur critique	Répétabilité
Cage OB	Longueur	0,222	0,303	OUI
	Largeur	0,177	0,303	OUI
	Hauteur	0,18	0,303	OUI
Cage 2	Longueur	0,242	0,303	OUI
	Largeur	0,281	0,303	OUI
	Hauteur	0,26	0,303	OUI
Cage 5	Longueur	0,26	0,303	OUI
	Largeur	0,223	0,303	OUI
	Hauteur	0,17	0,303	OUI

3.4.2 Valider l'opération de frettage

3.4.2.1 Principe du frettage

Le principe du frettage est d'assembler deux pièces à l'aide d'un ajustement serré. La pièce extérieure est appelée "moyeu" et la partie intérieure est dite "frette". La frette et le moyeu peuvent être réalisés avec deux matériaux différents. De manière conventionnelle, le montage n'est pas possible à la main ni même à la presse. La solution de montage est de dilater le moyeu et dans certains cas de contracter la frette. Cette opération est réalisée principalement sur des pièces de révolution avec un diamètre supérieur à 50mm.

3.4.2.2 Dimensionnement et mise en œuvre de l'opération de frettage

La mise en œuvre du frettage est représentée sur la Figure 158. Le défaut est placé au cœur du lopin initial de diamètre Ø27mm (1). Le lopin avec le défaut placé à cœur subit des déformations (2). Après la cage 5 le diamètre du lopin forgé est de 13,5mm. La frette prélevée a un diamètre de 10mm afin d'avoir un minimum de matière à enlever (3). De plus, cela permet d'avoir un diamètre de frette identique pour toutes les cages. La frette est ensuite insérée dans un lopin initial de Ø27mm (4). Le lopin contenant le défaut déformé peut à nouveau être chauffé pour subir de nouvelle déformation.

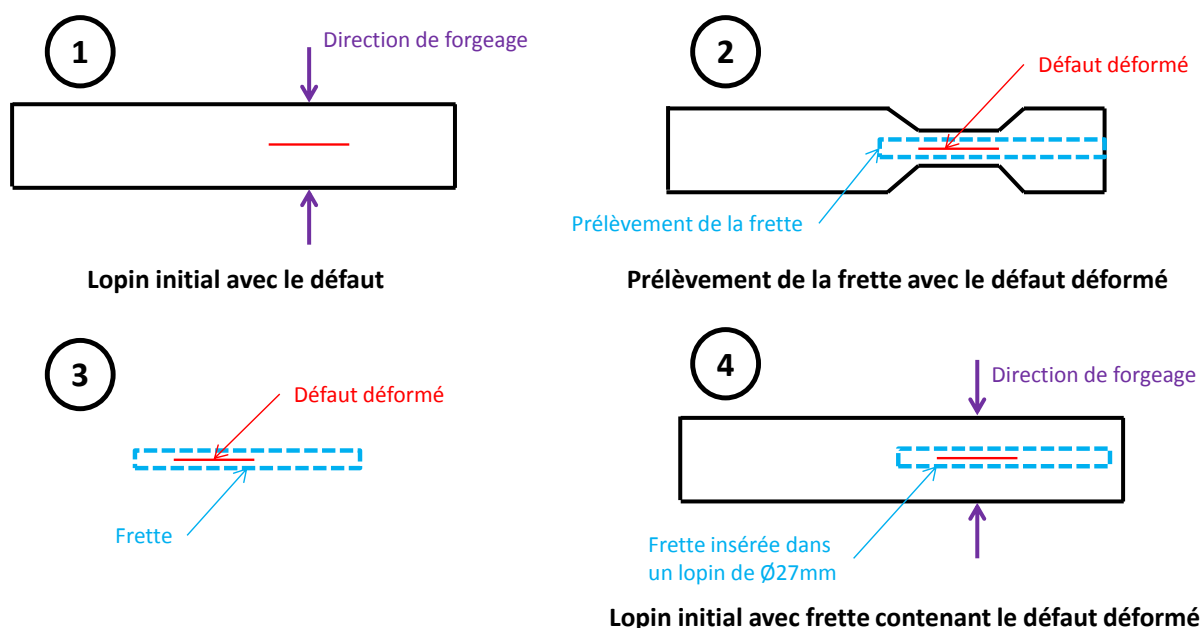


Figure 158 : Etape de l'opération de frettage

Dans un premier temps, quatre ajustements ont été retenus à partir d'abaques ($\emptyset 10H8u7$, $\emptyset 10H8x7$, $\emptyset 10H7p6$, $\emptyset 10H7m6$) pour vérifier la capacité de montage. La Figure 159 illustre l'assemblage de la frette et du moyeu et les valeurs des ajustements retenus sont mentionnées dans le Tableau 29. Pour les deux premiers ajustements il est nécessaire de dilater le moyeu (350°C) et de contracter la frette (-180°C) pour assurer le montage contrairement aux ajustements $\emptyset 10H7p6$ et $\emptyset 10H7m6$ pour lesquels aucune préparation n'est requise. Un point de soudure sera ajouté pour éviter à la frette de sortir du moyeu.



Figure 159 : Illustration de l'exemple du montage de la frette dans le moyeu pour un ajustement $\emptyset 10H7m6$

Tableau 29 : Valeurs des ajustements retenus pour le moyeu et la frette

Ajustement	Moyeu		Frette	
	Valeur ajustement mini (mm)	Valeur ajustement maxi (mm)	Valeur ajustement mini (mm)	Valeur ajustement maxi (mm)
$\emptyset 10H8u7$	0	0,022	0,028	0,043
$\emptyset 10H8x7$	0	0,022	0,034	0,049
$\emptyset 10H7m6$	0	0,015	0,006	0,015
$\emptyset 10H7p6$	0	0,015	0,015	0,024

Le jeu mini des quatre ajustements est comparé afin de déterminer celui qui permettra d'assurer le meilleur maintien de la frette dans le lopin. Les valeurs du jeu mini et maxi sont mentionnées dans le Tableau 30 pour chaque ajustement. Les montages avec les ajustements demandant une dilatation du moyen et une rétraction de la frette sont éliminés à cause des difficultés de réalisation. Dans notre cas l'ensemble fretté ne sert pas à transmettre un couple comme dans les montages conventionnels mais à permettre un contact minimum pour que la frette reste dans son logement à haute température (1250°C).

Les ajustements Ø10H7m6 et Ø10H7p6 sont encore en lice car le premier permet une mise en œuvre aisée mais n'assure pas un montage serré dans 100% des cas frettés et le second assure un maintien de la frette dans le lopin mais le montage doit être réalisé sous presse. Des tests sont réalisés afin de vérifier le comportement des frettes au cours de la déformation. Les frettes sont testées sur les cages OA à 5 qui ont des géométries ovale-rond-carrée alors qu'elles ne seraient utilisées que pour les cages 6 à 13 qui alternent des géométries ovale-rond. La réalisation du test sur les premières cages a permis de vérifier le comportement de la frette avec une complexité des déformations due à la géométrie des cages. Le point de soudure est toujours présent pour empêcher à la frette de sortir de son logement lorsque le lopin est déformé. La Figure 160 illustre les étapes de la réalisation du frettage.

Tableau 30 : Jeu mini et maxi des ajustements retenus pour le moyeu et la frette

Ajustement	Jeu mini (mm)	Jeu maxi (mm)
Ø10H8u7	-0,006	-0,043
Ø10H8x7	-0,012	-0,049
Ø10H7m6	0,009	-0,015
Ø10H7p6	0	-0,024

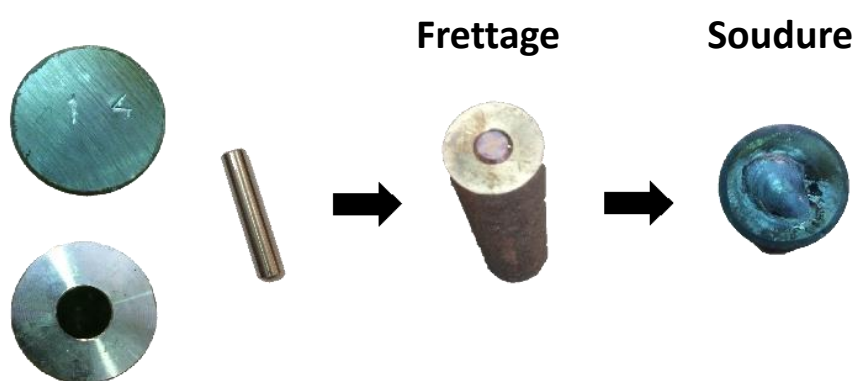


Figure 160 : Réalisation de l'opération de frettage

Pour valider l'objectif fixé précédemment, la frette et le moyeu seront réalisés dans un même matériau (C17) avec deux ajustements différents. Pour connaître l'influence du

matériau fretté sur le comportement du lopin lors du forgeage, des frettes en acier 100C6 et 316L sont usinées. Le choix de ces deux matériaux vient du fait que leur contrainte d'écoulement à chaud est plus élevée que l'acier C17. Le Tableau 31 liste les données des frettes.

Tableau 31 : Ajustements des frettes

Matériau des frettes	Ajustement
XC17	Ø10p6
XC17	Ø10m6
316L	Ø10m6
100C6	Ø10m6

Afin de limiter la mise en œuvre des essais, 9 lopins sont forgés pour chaque type de frettes :

- 3 après la cage OB
- 3 après la cage 2
- 3 après la cage 5

Les levées entre les matrices sont mentionnées dans le Tableau 32.

Tableau 32 : Levées entre les matrices pour valider l'opération de frettage

N° Cage	OA	OB	1	2	3	4	5
Levée essai forgeage (mm)	2,5	2,5	19	3,5	5,5	1,5	1,5

3.4.2.3 Contrôle du comportement des frettes

Pour analyser l'influence de la frette placée au cœur du lopin, les taux de corroyage du lopin global et de la frette sont comparés aux taux de corroyage du lopin simulé. Pour cela, les lopins sont découpés puis polis afin de visualiser la frette dans le sens longitudinal. Chaque lopin découpé est pris en photo. Les images sont ensuite traitées avec le logiciel IMAGE J pour déterminer les valeurs des sections du lopin et de la frette qui serviront à calculer les taux de corroyage. Un régle est placé dans le même plan que la surface du lopin afin de déterminer l'échelle de mesure dans IMAGE J. La Figure 161 montre le dispositif mis en place.

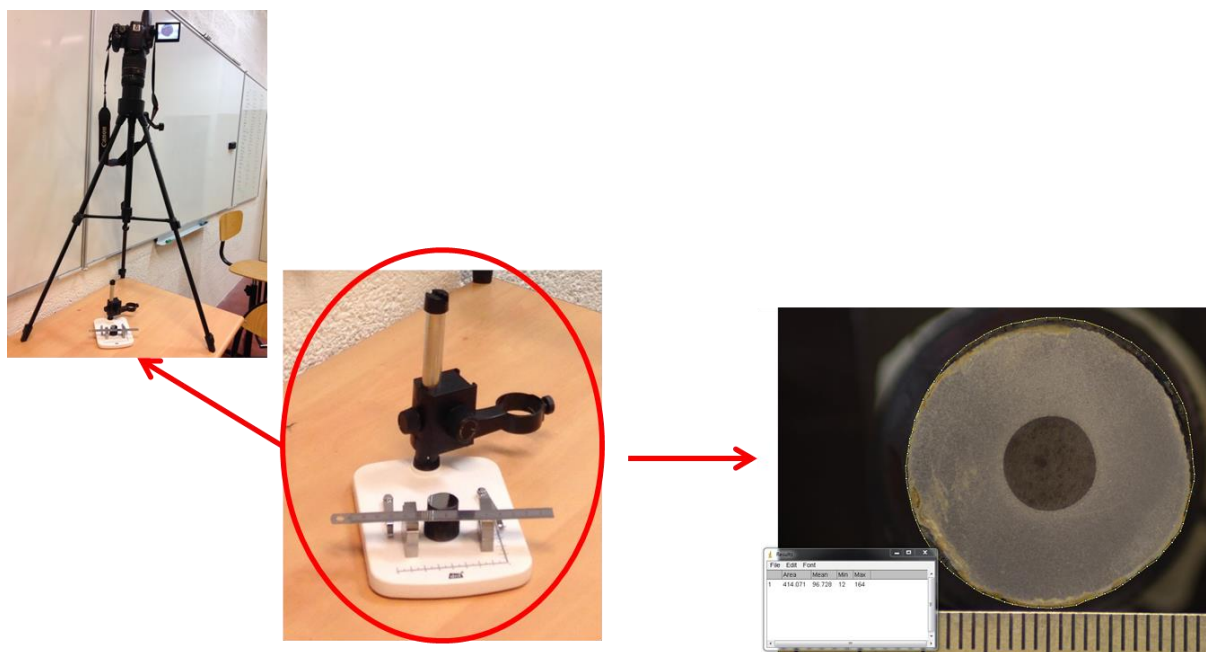


Figure 161 : Dispositif pour la prise de vue et traitement de l'image avec le logiciel IMAGE J (frette en 100C6)

Le graphique de la Figure 162 représente l'évolution du taux de corroyage cumulé des lopins forgés avec les frettes placées au centre et du lopin simulé. En simulation le lopin atteint un taux de corroyage d'environ 4 après la cage 5. Par comparaison, les taux de corroyage des lopins forgés ont les mêmes niveaux et suivent la même tendance que ceux du lopin simulé avec le logiciel Forge.NXT®.

Sur le graphique de la Figure 163 est ajouté le taux de corroyage cumulé des frettes placées au cœur du lopin. Le taux de corroyage des frettes en C17 n'apparaît pas sur le graphique car après forgeage elles ne sont plus visibles. Pour la cage OB et 2, les niveaux de corroyage entre les lopins forgés et les défauts sont similaires. Cependant pour la cage 5, le taux de corroyage des frettes est nettement plus élevé que celui des lopins forgés lorsque celles-ci sont réalisées dans un matériau avec une limite d'écoulement plus élevée de celui du moyeu.

L'étude présentée permet de conclure que les frettes réalisées en acier C17 sont soudées avec le lopin et qu'elles n'ont aucune influence sur le taux de corroyage global du lopin. Cependant les frettes réalisées dans un autre matériau que celui du moyeu ont une influence sur le résultat du taux de corroyage (100C6 et 316L). La Figure 164 montre les cartographies de la déformation équivalente dans la section du lopin après les cages 2 et 5. La déformation équivalente n'est pas homogène dans la section du lopin forgé. Elle est plus élevée au cœur du lopin ce qui peut expliquer que le taux de corroyage de la frette est plus élevé que celui du lopin global.

Pour résumer les frettes doivent être replacées dans des lopins du même matériau que celui étudié. L'opération de frettage permet de continuer les étapes de forgeage bien que le chemin thermique du lopin ne soit pas identique à celui de la barre laminée.

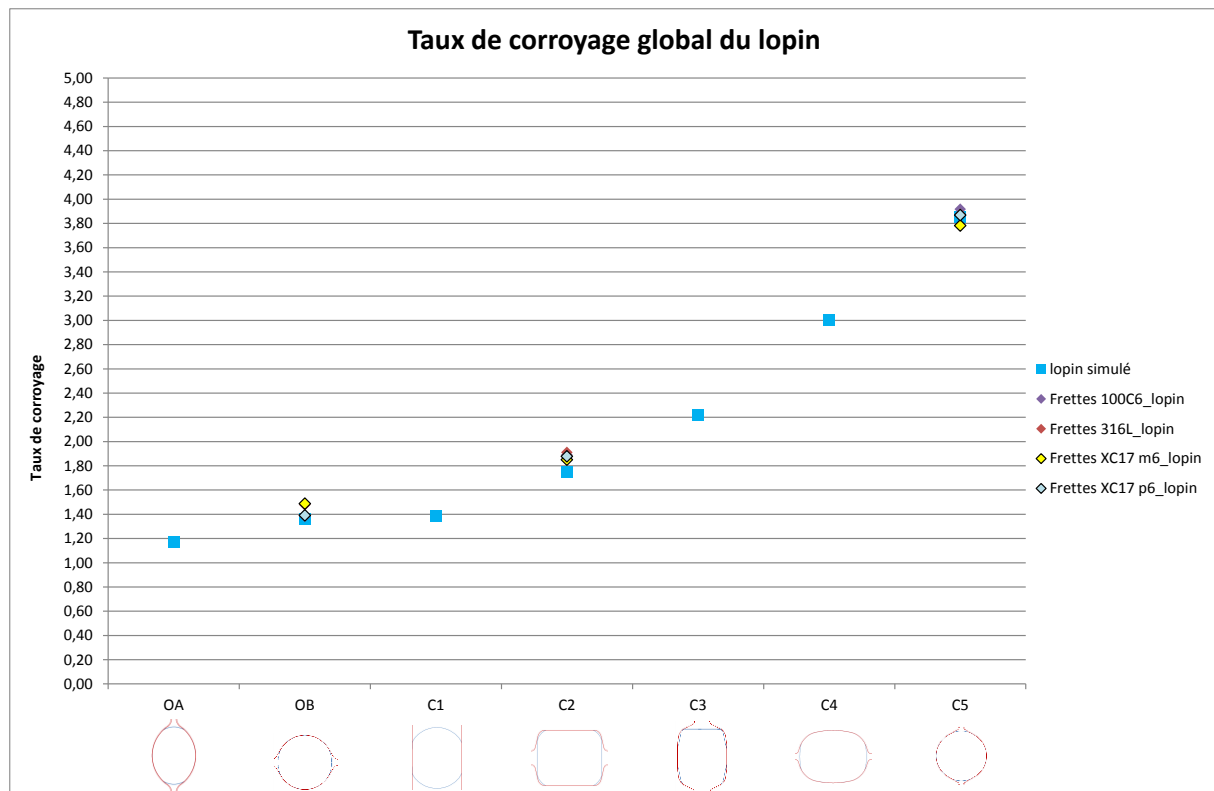


Figure 162 : Comparaison du taux de corroyage entre les lopins forgés et la barre simulée dans LUNA

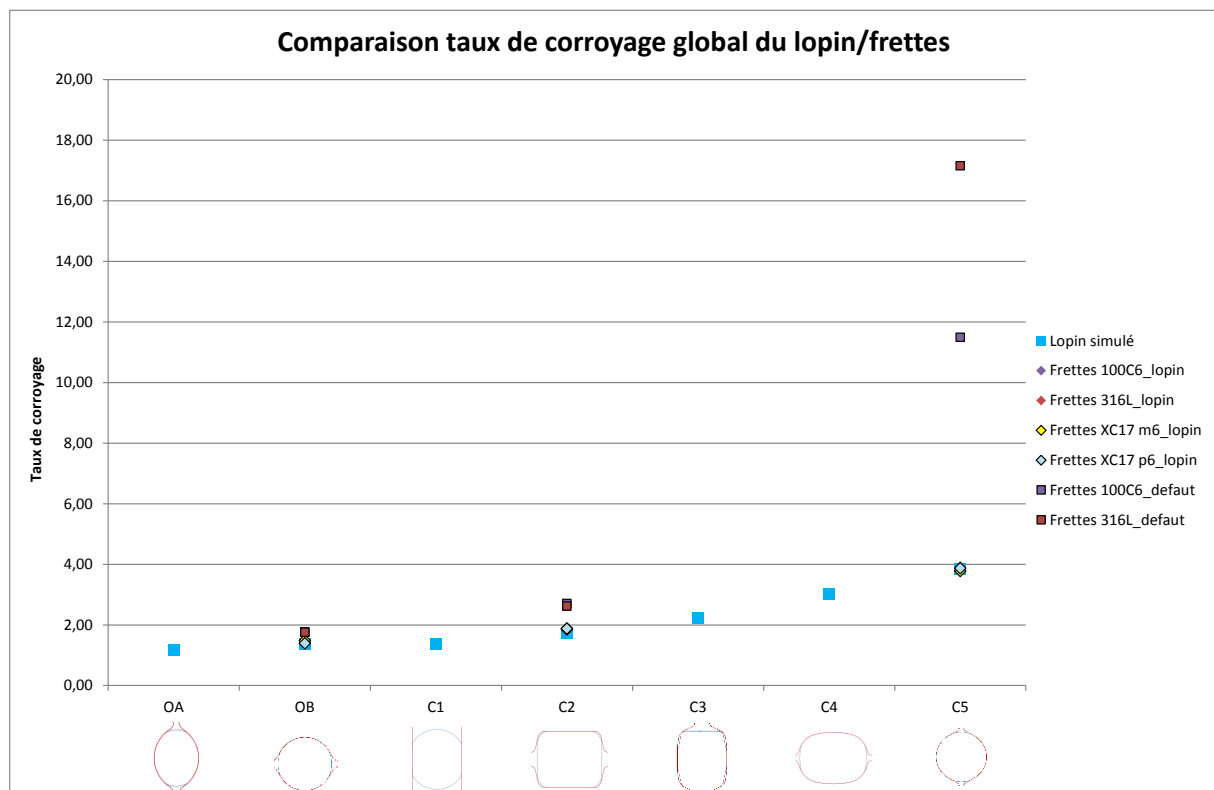


Figure 163 : Comparaison du taux de corroyage entre le lopin forgé et la frette placée à cœur

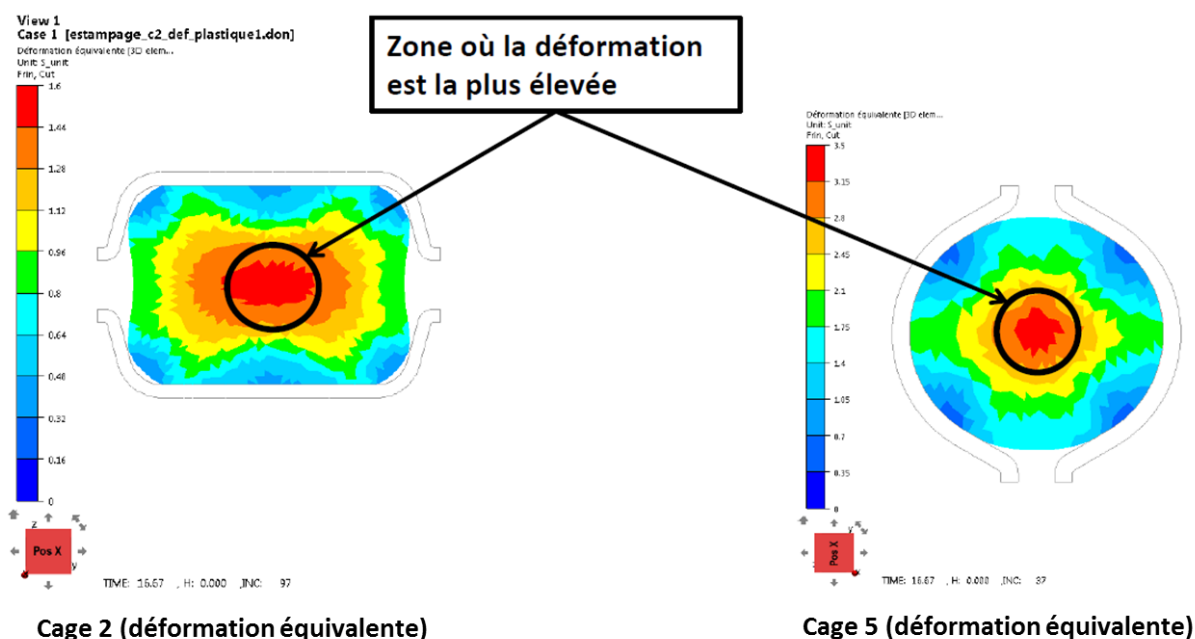


Figure 164 : Gradient de la déformation équivalente dans la section du lopin forgé

Des études micrographiques comparatives ont été réalisées sur les lopins contenant les frettes en acier C17 avec un ajustement serré type m6. Une attaque au Nital a fait ressortir la microstructure. La Figure 165 montre la microstructure des lopins à cœur ne contenant pas de frettes après les cages OB, 2 et 5 tandis que la Figure 166 montre la microstructure des lopins avec frette. La frette déformée n'est plus observable à partir de la cage OB et aucune interface n'est visible entre la frette et le lopin. Par comparaison, la taille de grain entre le lopin forgé avec et sans frette est identique pour une même cage. De plus, le taux de corroyage appliqué à chaque passe de forgeage entraîne une diminution de la taille de grain de façon homogène dû à la recristallisation. L'ajustement m6 peut être retenu pour l'opération de frettage car aucun défaut n'apparaît à l'interface de la frette et la mise en œuvre est plus aisée qu'avec les autres ajustements.

Après avoir vérifié l'évolution des taux de corroyage (lopin et frette) et l'état de la microstructure en peau et à cœur du lopin on peut dire que l'opération de frettage pour un même matériau est validée. La frette ne semble pas apporter de grandes différences au cours de l'essai comme en témoigne la Figure 166. Par contre, on ne sait pas ce qu'il en est du cycle thermique : refroidissement – réchauffage. En effet, lors de la chauffe et des opérations de forgeage le lopin a une structure austénitique. Il est ensuite refroidi afin de prélever la frette et la microstructure est principalement constituée de perlite et de ferrite. Le lopin avec la frette est ensuite réchauffé pour réaliser les opérations de forgeage suivantes. A ce moment-là on peut se demander si la taille des grains n'a pas été influencée. L'idée pour contrôler l'influence du cycle thermique sur la microstructure du lopin serait par exemple de le forger jusqu'à la cage 2, de prélever une frette et de l'introduire dans un lopin initial de Ø27mm pour le forger seulement dans la cage OA. On pourrait alors contrôler la microstructure et la comparer à un lopin sans frette forgé directement dans la cage OA afin d'évaluer l'influence de cette opération.



Figure 165 : Micrographies réalisées au cœur du lopin contenant une frette après les cages OB, 2 et 5

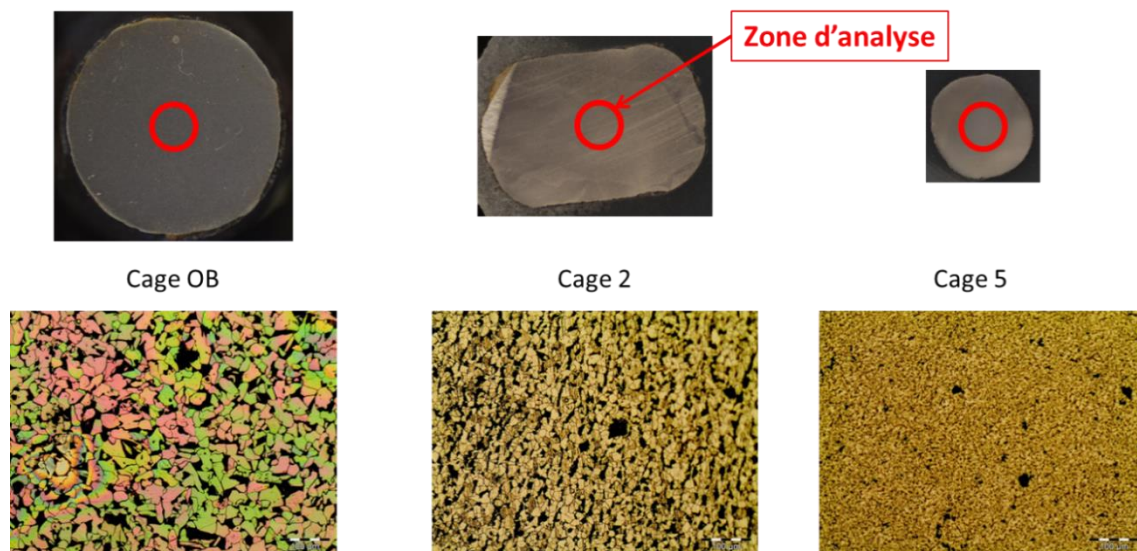


Figure 166 : Micrographies réalisées au cœur du lopin ne contenant pas de frette après les cages OB, 2 et 5

3.5 Conclusions

Le chapitre 3 a présenté la mise en place d'un essai de forgeage afin de reproduire des sollicitations thermomécaniques similaires à celles rencontrées dans la barre laminée. Cet essai à échelle laboratoire va permettre de comprendre expérimentalement les phénomènes thermomécaniques influant sur les défauts présents au sein des produits mis en forme industriellement. Deux types d'essais sont présentés : les essais permettant d'exercer des sollicitations mécaniques monotones comme l'essai de compression et le bi-poinçonnement et d'autres permettant de reproduire l'alternance des directions de déformation comme l'essai de forgeage libre. La comparaison numérique des amplitudes de déformations et de températures subies dans le lopin forgé et la barre laminée a permis dans un premier temps d'en retenir trois, l'essai de compression avec le dilatomètre, le bi-poinçonnement et le forgeage libre avec des matrices de formes. Ce dernier a été retenu car en plus de reproduire des sollicitations thermomécaniques semblables au laminage, il permet une alternance des directions de déformation entre chaque passe de forgeage. Ce phénomène d'alternance peut avoir une forte influence sur l'évolution des défauts internes et il n'est donc pas négligé. Un écart entre les déformations subies dans le lopin forgé et le produit laminé est à noter dû notamment à un cumul successif d'écart de déformation à chaque passe de forgeage. Il est possible de diminuer ces écarts en faisant varier les levées entre les matrices qui agissent sur les taux de déformations appliqués aux produits forgés.

L'essai retenu est adapté à la fois à la presse hydraulique et à la presse à vis présentes à l'atelier afin de faire varier les paramètres de mise en forme et connaître leurs influences sur le comportement des défauts internes. L'encombrement de la table de la presse à vis permet de représenter les sept premières cages du laminoir. L'outillage développé comporte des jeux de matrices interchangeables dont les parties actives possèdent les formes des gravures des cylindres de laminage à échelle 1/10. Un contrôle dimensionnel de l'outillage par mesures optiques est réalisé afin de prévenir tout écart de mesures relevé sur les lopins forgés.

Cette étude a permis de mettre en œuvre un outil expérimental avec son modèle numérique. Cependant les premiers essais ont permis de déceler quelques difficultés opératoires comme la mise en place manuelle des lopins entre les matrices en effectuant une rotation à 90° entre chaque passe de forgeage. La faible section du lopin mis en forme entraîne une faible inertie thermique et donc un refroidissement rapide ce qui empêche la représentation des cages de laminage suivantes. De plus, la technologie de la presse hydraulique entraîne des temps de cycles importants. Plusieurs solutions sont envisagées afin de remédier à ces problèmes. La première solution consiste à robotiser le forgeage afin d'assurer une bonne répétabilité des opérations de mise en forme et de permettre l'utilisation de la presse à vis dont les temps de cycles sont raccourcis comparés à la presse hydraulique. De plus une opération de fretage est envisagée afin de contrer les difficultés concernant les aspects thermiques et ainsi représenter le laminage après la cage 5. Cette opération consiste à prélever une frette comportant le défaut en fin de forgeage pour l'introduire dans un lopin initial et ainsi lui faire subir de nouvelles déformations.

L'outillage mis en place offre la possibilité de déformer des lopins contenant des défauts internes soit issus des produits bruts de coulée ou alors créés artificiellement. Les

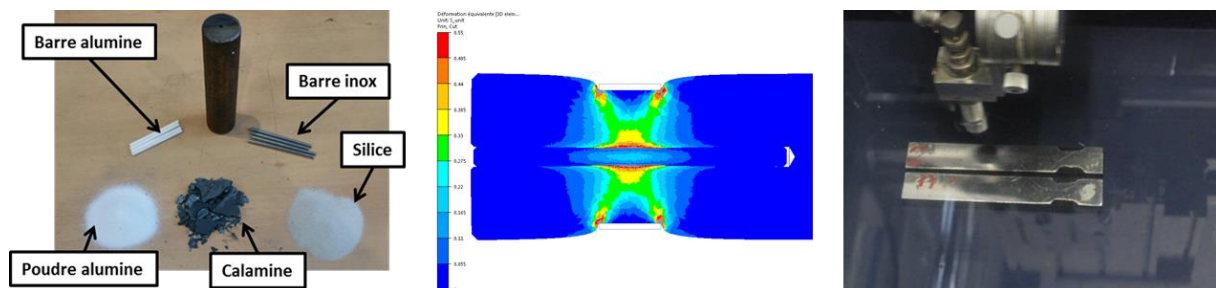
divers essais menés en faisant varier les conditions opératoires sont présentés dans le chapitre suivant. Les essais réalisés donnent des indications sur l'influence des paramètres thermomécaniques sur le comportement des défauts. Des contrôles non destructifs par ultrasons et rayons x sont également présentés pour détecter et suivre ces défauts.

Références bibliographiques

[ISO57] : ISO5725-2, Exactitude (justesse et fidélité) des résultats et méthodes de mesure, 1994.

[CFM12] : Métrologie Collège Français de Tests de Cochran et de Grubbs, 2012.

Chapitre 4 : Simulation numérique et expérimentale de l'évolution d'un défaut durant le laminage



Résumé :

Le chapitre 4 expose les divers essais réalisés à l'aide de l'outillage de forge mis en œuvre. Des défauts de natures différentes sont placés artificiellement dans les lopins pour ensuite être forgé. Des essais sont menés en faisant varier les paramètres thermomécaniques afin de déterminer leurs influences sur l'évolution morphologique des défauts. La déformation des défauts est simulée avec l'outil de simulation Forge.NxT© afin de faire une comparaison avec le défaut déformé expérimentalement.

SOMMAIRE

4.1 Objectifs	203
4.1.1 Utiliser des composés qui ont des caractéristiques similaires aux défauts rencontrés dans les barres laminées.....	206
4.1.2 Faire varier les paramètres thermomécaniques pour connaître leurs impacts sur l'évolution des défauts.....	214
4.1.3 Résultats.....	216
4.2 Modélisation de la déformation d'un défaut au cours du laminage	232
4.2.1 Mise en donnée du modèle numérique	232
4.2.2 Résultats de la simulation.....	234
4.3 Confrontation du modèle numérique avec les essais expérimentaux.....	239
4.3.1 Comparaison du taux de corroyage cumulé du lopin.....	239
4.3.2 Comparaison des températures.....	240
4.3.3 Comparaison de l'évolution morphologique des défauts.....	241
4.3.4 Etude de sensibilité	246
4.4 Conclusions.....	251
Références bibliographiques	253

4.1 Objectifs

Dans le chapitre précédent ont été présentés les essais de validation de l'outillage, la robotisation du forgeage et la réalisation de l'opération de fretage. La Figure 169 présente le cheminement des séries d'essais à réaliser. Les séries d'essais encadrées en rouge sont terminées et validées. En bleu sont encadrées les séries d'essais présentées dans ce chapitre. L'objectif est d'identifier expérimentalement l'influence des paramètres thermomécaniques sur le comportement des défauts artificiels placés dans le lopin à l'aide de l'essai de forgeage présenté dans le chapitre 3. Dans un premier temps des composés ayant des caractéristiques thermomécaniques similaires ou proches des défauts rencontrés dans les blooms issus de la coulée continue sont utilisés dans notre étude. En effet, à haute température certains composés sont durs et ductile comparés à l'acier du lopin et d'autres peuvent être durs et friables. Les composés utilisés sont : l'alumine sous forme de poudre ou de barre, la barre en acier inoxydable, la silice sous forme de poudre et la calamine. Un autre type de défaut est créé, il s'agit d'un simple trou dans la longueur du lopin. Lors de ces premiers essais les paramètres de forgeage seront identiques pour la mise en forme des lopins contenant les divers défauts artificiels. La Figure 167 illustre les données de sorties analysées lors de la série d'essais n°4 présentée dans le chapitre 3. Pour connaître l'évolution du défaut au cours du forgeage un lopin est découpé après chaque passe au centre de la zone forgée afin de visualiser sa morphologie. Par la suite les lopins sont polis afin de comparer les taux de corroyage globaux du lopin et du défaut après chaque passe de forgeage. La surface des lopins découpés est analysée au microscope afin de visualiser l'interface du lopin et du défaut. Les études de LUO et ERVASTI montrent par exemple que si le défaut est plus dur que le lopin alors une décohésion peut se créer à l'interface des deux corps [LUO01b], [ERV05].

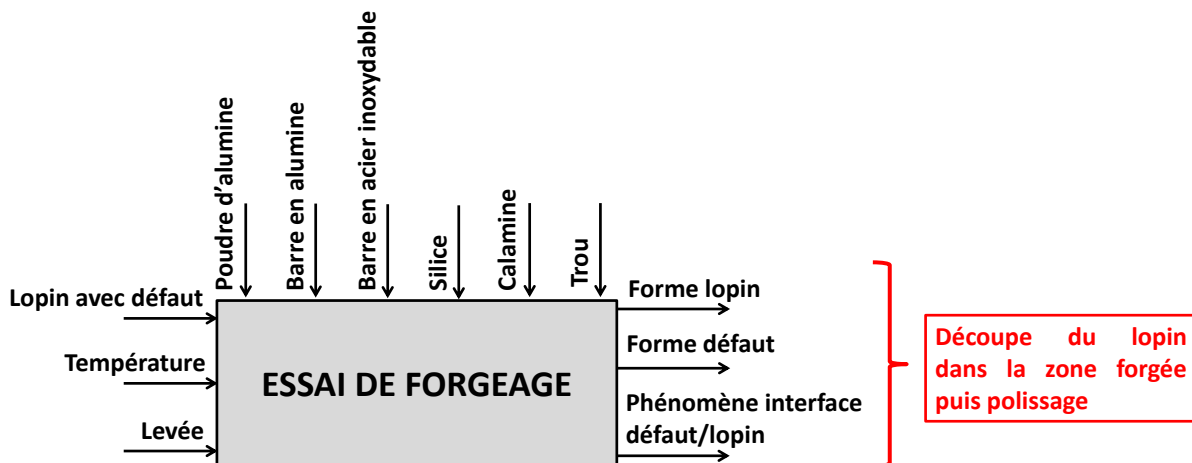


Figure 167 : Données de sortie analysées avec la série d'essais n°4

A la suite de ces premiers essais, le trou, les barres en alumine et les barres en acier inoxydable sont sélectionnés pour étudier leur comportement en faisant varier la température initiale du lopin et la levée entre les matrices. L'étude de l'influence des paramètres thermomécaniques sur le comportement des défauts sont désignés par la série d'essais n°6 sur

la Figure 169. Le choix de retenir ces défauts vient du fait que des phénomènes sont visibles à l'interface du défaut et du lopin. Par exemple la barre en alumine se fragmente au cours de la déformation créant des vides qui seront par la suite comblés par la matière. Concernant la barre en acier inoxydable une décohésion de la matière apparaît à son interface avec le lopin à cause, notamment, de son indice de malléabilité inférieur à 1 mais le matériau reste ductile. Le choix du trou permet de déterminer quelles sont les conditions requises pour assurer sa fermeture au cours de la mise en forme. Durant ces essais deux températures initiales de forgeage sont retenues, 1000°C et 1250°C. L'influence du taux de déformation est étudié sur la cage 2 où la levée entre les matrices varie de ± 1 mm.

Dans cette partie de l'étude les analyses des défauts artificiels sont approfondies. En effet les lopins ne sont plus découpés mais ils sont contrôlés avec des méthodes non destructives que sont les ultrasons et la radiographie. Les deux méthodes de contrôle énoncées sont complémentaires, en effet dans notre cas la radiographie est plus adaptée pour analyser le défaut suivant le bord libre tandis que les ultrasons sont plus efficaces suivant la face forgée. La méthode de contrôle utilisée dépend de l'orientation du défaut. Le contrôle par tomographie est également employé mais pour un nombre limité de lopins à cause des coûts d'analyse. Cependant ces méthodes de contrôle ne sont pas adaptées pour contrôler tout type de matériau. Par exemple la variation d'absorption et l'impédance acoustique entre la barre en acier inoxydable 316L et l'acier C17 est insuffisante pour clairement distinguer la forme du défaut. La méthode pour contrôler ce type de défaut est identique à celle présentée dans le premier paragraphe et correspond aux méthodes classiques de métallographie (macrographie et micrographie). Seuls les défauts artificiels créés avec le trou et la barre en alumine sont analysés par rayons X et ultrasons. Sur la Figure 168 sont présentées les données de sortie analysées à l'aide des diverses méthodes énoncées.

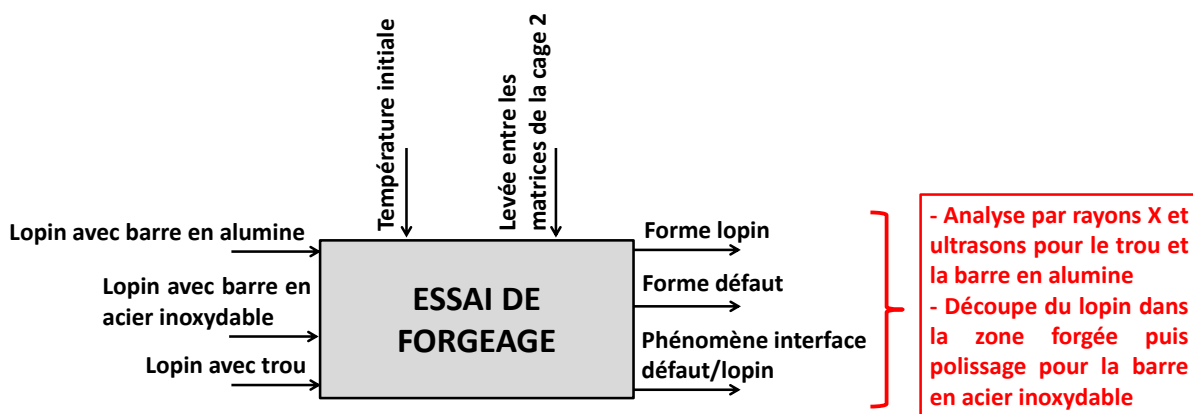


Figure 168 : Données de sortie analysées avec la série d'essais n°6

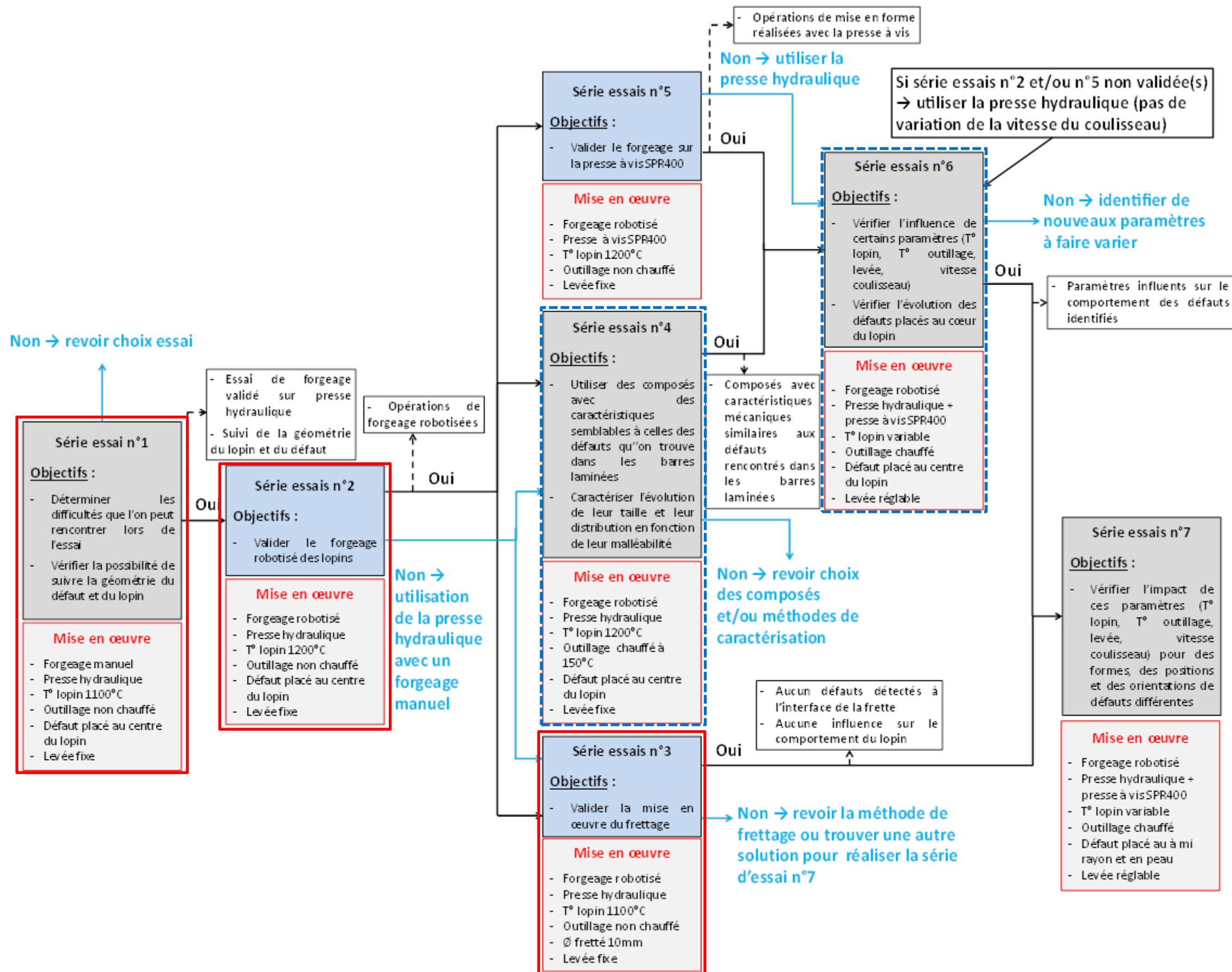


Figure 169 : Plan des séries d'essais à mener

4.1.1 Utiliser des composés qui ont des caractéristiques similaires aux défauts rencontrés dans les barres laminées

4.1.1.1 Les composés retenus

L'objectif lors de cette série d'essais est de suivre l'évolution des défauts qui ont des caractéristiques similaires à ceux rencontrés dans les produits issus de la coulée continue. Les défauts détectés dans les produits laminés sont de nature, forme, taille et distribution différentes. Suivant le type de défaut rencontré les mécanismes de fragmentation et de dispersion des inclusions sont différents. Le comportement des différentes inclusions est présenté dans la partie 1.3 du chapitre 1.

Deux solutions sont possibles pour insérer un défaut dans les lopins. La première est de prélever un lopin dans un bloom issu de la coulée continue avec un défaut placé à l'intérieur qui est détecté au préalable avec une méthode de contrôle non destructive. La solution énoncée reste difficile à réaliser car la détection des défauts dans les bruts de coulée n'est pas aisée. En effet une quantité de matière importante doit être analysée ce qui engendre des coûts élevés. De plus, les défauts détectés n'ont pas la même géométrie et sont de nature différente ce qui rend difficile l'analyse de l'influence des paramètres thermomécaniques sur leurs évolutions au cours du forgeage. La seconde solution est de créer artificiellement les défauts à partir de composés ayant des caractéristiques mécaniques similaires ou proches des défauts rencontrés dans les produits laminés. C'est la démarche retenue dans nos travaux pour remédier à toutes les difficultés énumérées précédemment concernant l'usage de défauts réels. Les défauts créés artificiellement dans les lopins ont une taille macroscopique de Ø3mm ce qui permet de les suivre après chaque passe de forgeage. Les composés retenus sont illustrés sur la Figure 170 et sont détaillés par la suite.

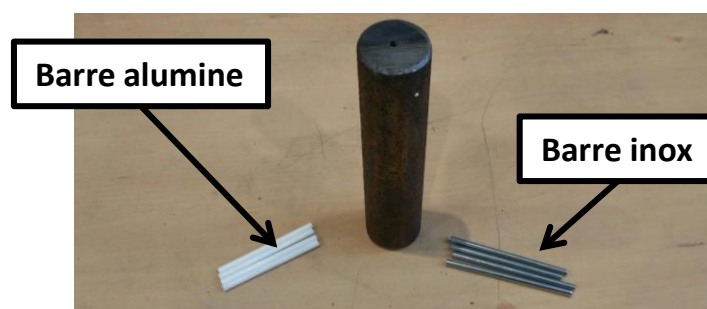


Figure 170 : Composés utilisés pour créer les défauts dans les lopins

- **Un simple trou** représente les défauts de porosité rencontrés bien souvent au cœur des produits laminés.
- **La barre en alumine (Al_2O_3)** représente des défauts durs et fragiles comme par exemple les morceaux de laitier qui se détachent des poches de coulée et se retrouvent dans l'acier liquide. Les barres en alumine sont réalisées par frittage pour ensuite être usinée au diamètre souhaité. Les caractéristiques des barres en alumine sont recensées

dans le Tableau 33. Il n'y a pas d'essai de ductilité "normé". Pour s'assurer du caractère "friable" de l'alumine à haute température un test de déformation est réalisé.

Tableau 33 : Caractéristiques mécaniques et thermiques des barres en alumine

Matériau	Alumine Al ₂ O ₃	
Composition	Al ₂ O ₃	> 99,75%
	Na ₂ O	0,19%
	Fe ₂ O ₃	0,02%
	SiO ₂	0,01%
Densité (g/cm3)	3,9	
Taille des grains (µm)	10	
Caractéristiques mécaniques à 20°C		
Dureté Vickers HV10 (N/mm²)	1800	
Résistance à la compression (N/mm²)	3500	
Résistance à la flexion (N/mm²)	350	
Module d'élasticité (Gpa)	380	
Caractéristiques thermiques		
Temp. maxi d'emploi (°C)	1950	
Chaleur spécifique 20°C (J/kg.K)	900	
Conductivité thermique 100°C (W/m.K)	25	
Coefficient de dilatation 20-1000°C (10-6 /K-1)	8,5	

- **La barre en acier inoxydable (316L)** est assimilée à un défaut de type ductile avec une malléabilité plus faible que celle de l'acier. Le défaut créé à partir de la barre en acier inoxydable est plus dur que la matrice environnante de nuance C17. La Figure 171 présente les contraintes d'écoulement des aciers C17 et 316L pour une température de 1200 °C et 1000°C avec une vitesse de déformation égale à 1. Les valeurs des contraintes d'écoulement sont issues de la base rhéologique du logiciel Forge.NxT©. Par comparaison le ratio des contraintes d'écoulement entre les deux matériaux est d'environ 2,5 définissant ainsi l'indice de malléabilité.

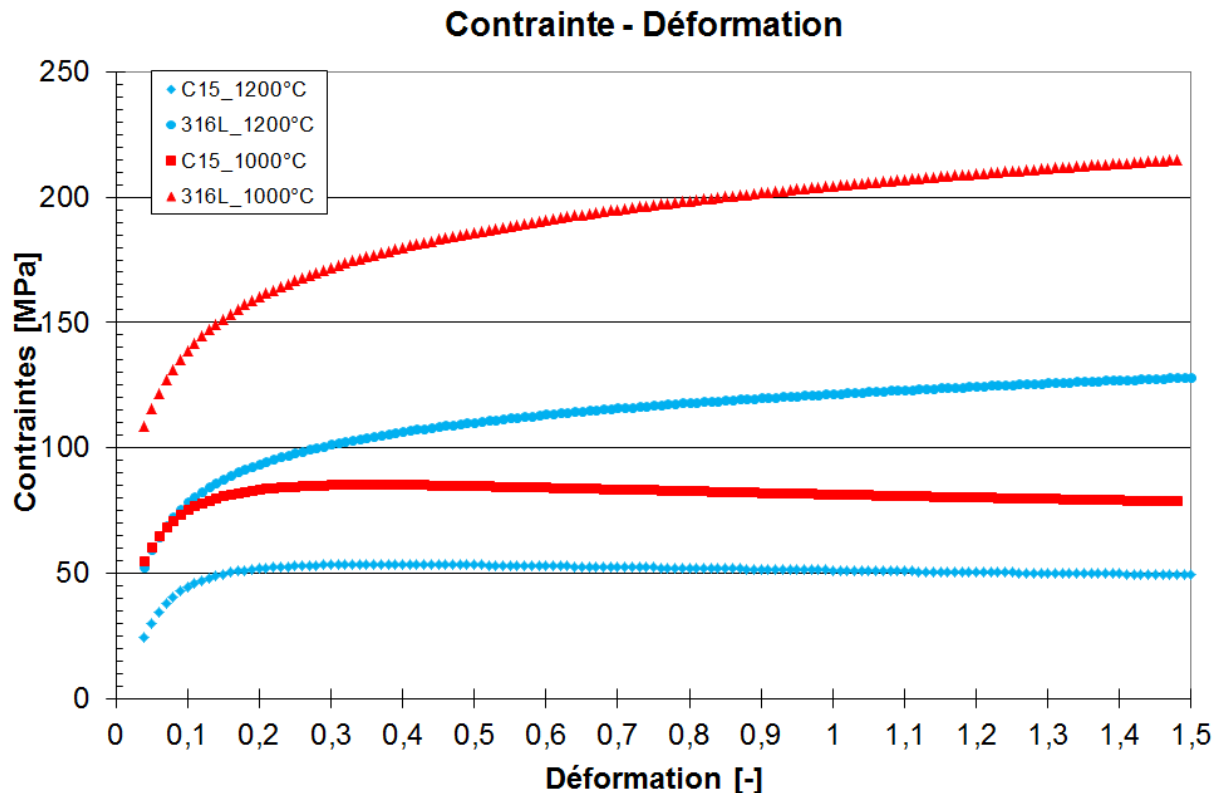


Figure 171 : Comparaison des contraintes d'écoulement de l'acier C17 et 316L issues du logiciel Forge.NxT©

4.1.1.2 Mise en œuvre et forgeage des lopins contenant les défauts

Les lopins contenant les défauts sont en acier C17 avec un diamètre de 27mm et une longueur de 120mm. Un trou de diamètre 3mm et de longueur 50mm est percé au centre de la section du lopin afin d'accueillir les divers composés. La Figure 172 illustre la mise en œuvre des défauts à l'intérieur des lopins. Un point de soudure empêche le défaut de sortir de son logement.

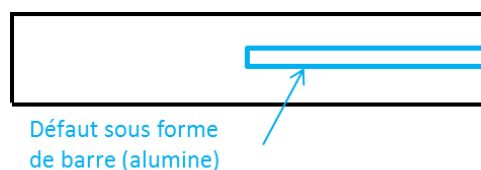


Figure 172 : Illustration de la mise en œuvre des lopins contenant les divers composés

La campagne d'essai a été menée sur les sept jeux de matrices représentant les premières cages du laminoir. La Figure 173 montre les formes des gravures des matrices composant l'outillage. Lors de ces essais 13 lopins sont forgés pour les 3 types de défauts sélectionnés, soit au total 39 lopins. La répartition des lopins forgés après chaque cage est présentée ci-contre :

- 1 lopin après chaque cage
- 2 supplémentaires après la cage OB
- 2 supplémentaires après la cage 2
- 2 supplémentaires après la cage 5

La répétabilité n'est vérifiée que sur trois chemins pour limiter le nombre d'essais

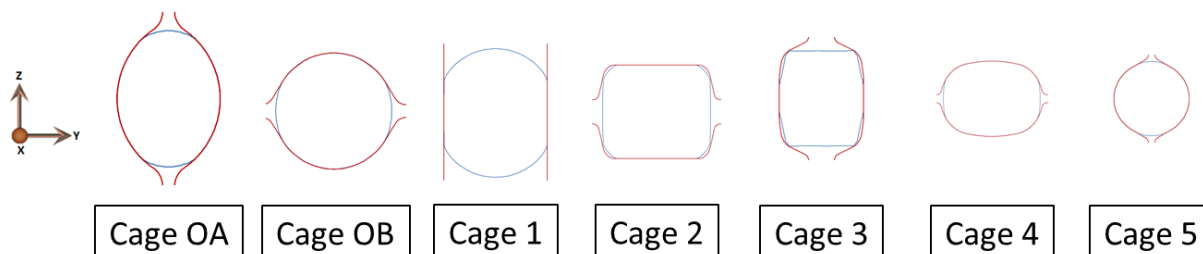


Figure 173 : Forme des gravures des matrices de l'outillage de forge

Les opérations de forgeage sont réalisées avec la presse hydraulique qui est pilotée en effort. La vitesse de descente du coulisseau de la presse est constante à 30mm/s et l'effort de forgeage maximal est réglé pour atteindre 150t. La manipulation du lopin entre chaque passe de forgeage est manuelle. Les lopins sont chauffés dans un four électrique pour atteindre une température de 1200°C. Les valeurs des levées sont mentionnées dans le Tableau 34. La lubrification à l'interface lopin-outils est réalisée à l'aide de produit graphité.

Aucun paramètre thermomécanique tel que la température initiale ou le taux de déformation (défini par la levée) ne varient au cours des essais. L'objectif est de comparer le comportement des défauts artificiels soumis à des sollicitations thermomécaniques identiques.

Tableau 34 : Levées entre les matrices pour le forgeage des lopins avec les défauts artificiels

N° Cage	OA	OB	1	2	3	4	5
Levée essai forgeage (mm)	2,5	2,5	19	3,5	5,5	1,5	1,5

4.1.1.3 Analyse des lopins et de l'évolution des divers défauts

Analyse des lopins forgés

Les lopins sont découpés dans la zone forgée afin d'analyser la section du lopin et de suivre l'évolution du défaut après chaque passe de forgeage. La découpe du lopin contenant le défaut est illustrée sur la Figure 174. La surface du lopin découpée est polie puis une image est prise à l'aide d'un appareil photo. L'image est ensuite traitée avec le logiciel IMAGE J qui permet de calculer la section du lopin dans la zone forgée. En connaissant la valeur des sections forgées il est possible de définir les taux de corroyage appliqués à chaque passe de forgeage. Ils pourront ainsi être comparés au taux de corroyage appliqués aux barres laminées. La Figure 175 illustre la méthode employée pour calculer la section du lopin forgé.

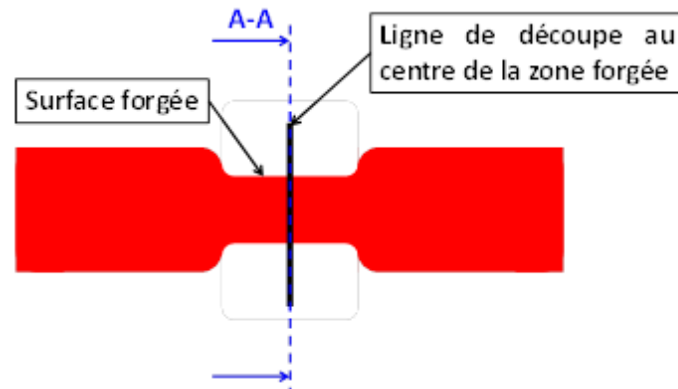


Figure 174 : Découpe du lopin au centre de la surface forgée

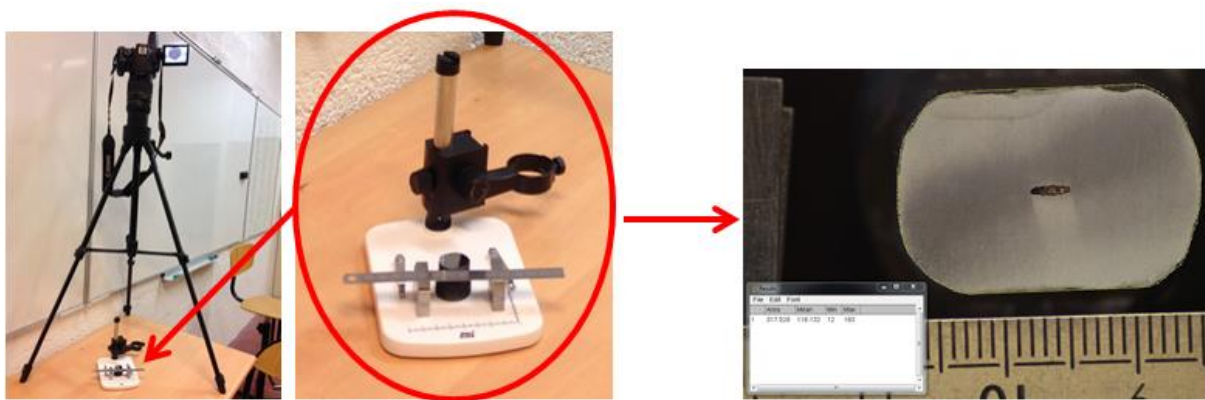


Figure 175 : Prise d'image de la section du lopin forgé puis calcul de la section avec le logiciel IMAGE J

La Figure 176 montre l'évolution du taux de corroyage cumulé des lopins forgés avec les divers composés placés au centre. Les carrés noirs représentent le taux de corroyage de la barre simulée dans le laminoir LUNA. Par comparaison, les taux de corroyage des lopins contenant les défauts suivent la même tendance que ceux appliqués à la barre laminée. Le niveau de corroyage global du lopin après chaque passe de forgeage n'est pas affecté par la nature du défaut.

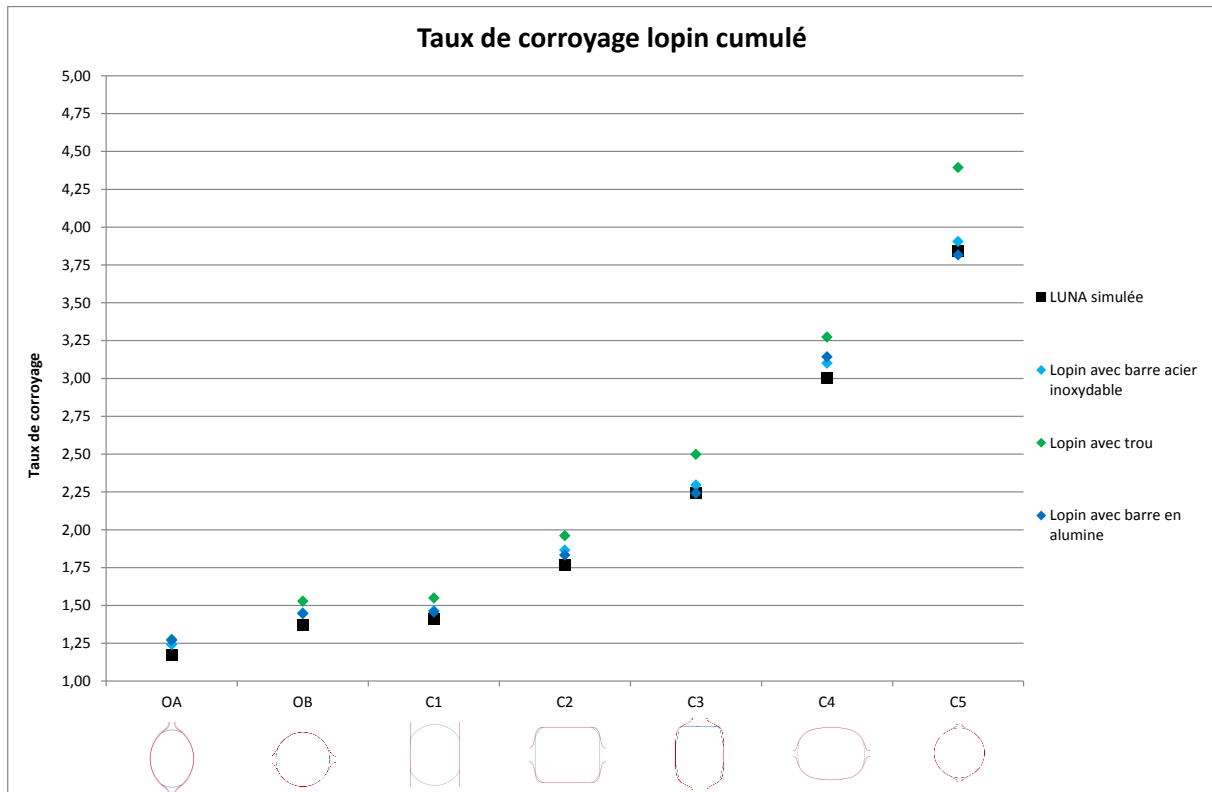


Figure 176 : Evolution du taux de corroyage du lopin global avec les divers composés

Analyse de l'évolution des divers défauts

Toujours en utilisant le logiciel IMAGE J la section du défaut est calculée après chaque passe de forgeage permettant ainsi de déterminer le taux de corroyage. Le taux de corroyage des défauts est comparé à celui du lopin global mais il ne peut pas être calculé pour tous les défauts comme le trou et la barre en alumine. En effet la section du trou qui représente la porosité est trop petite et tend à se refermer. Quant à la barre en alumine le taux de corroyage n'évolue pas du fait qu'elle se fragmente sans subir de déformation plastique.

La Figure 177 montre l'évolution du lopin avec le défaut porosité au cours de l'essai de forgeage. Les images données par le microscope montrent que le trou n'est toujours pas refermé après la cage 2, il se referme et se soude après la cage 3. La Figure 178 montre que la surface de la fissure est trop faible pour être calculée à l'aide du logiciel Image J.

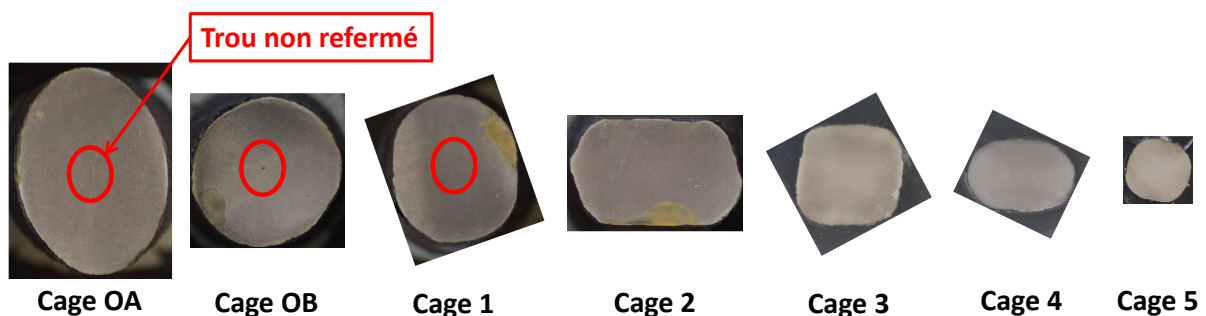


Figure 177 : Evolution du défaut porosité au cours de l'essai de forgeage

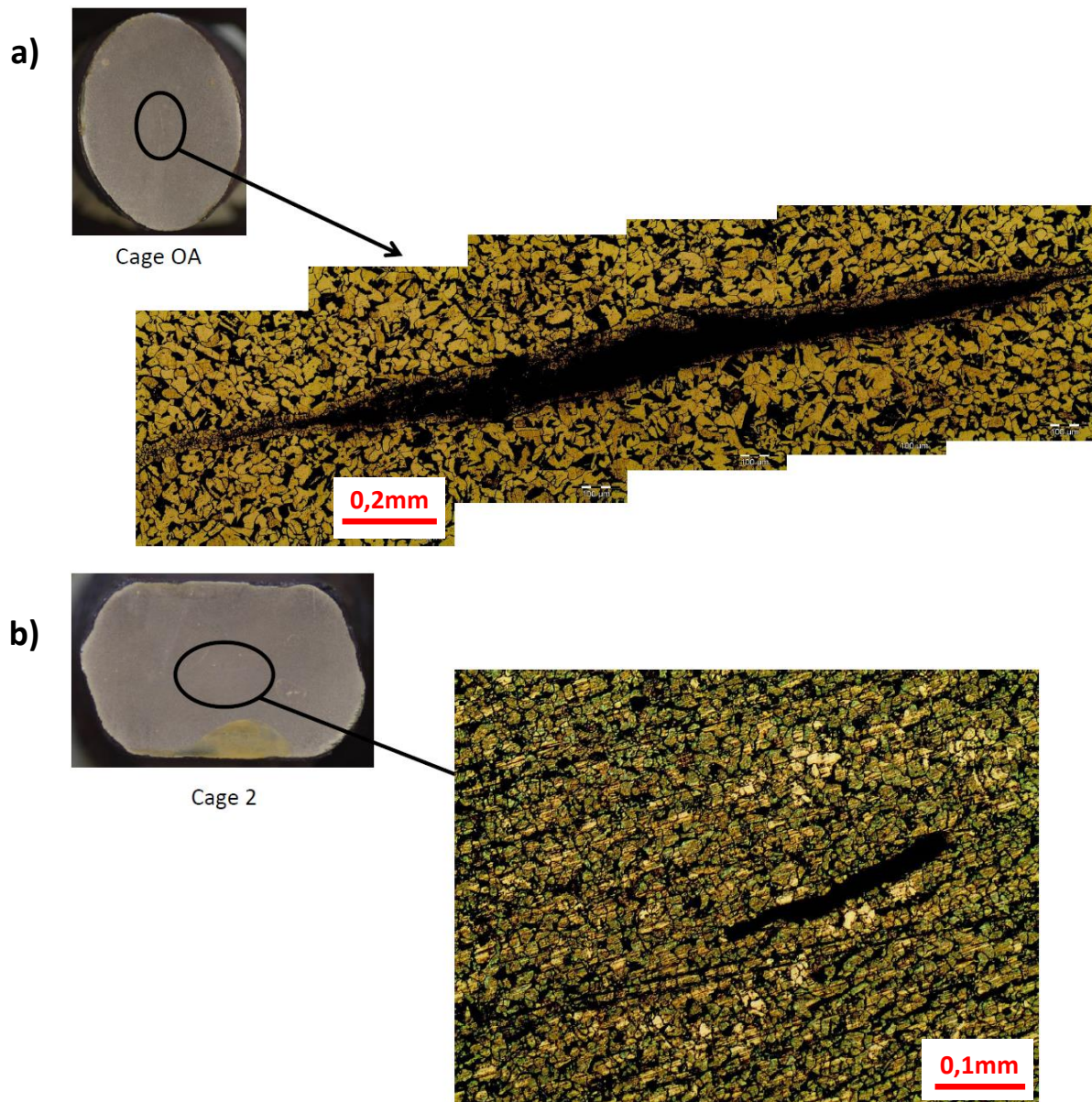


Figure 178 : Evolution du trou a) après la cage OA ; après la cage 2 à l'aide du microscope

La Figure 179 montre l'évolution de la section du lopin avec la barre en alumine placée au centre. Il n'est pas possible de suivre l'évolution de la section du défaut car la barre en alumine se fragmente au cours des opérations de forgeage. Les analyses par ultrasons présentées sur la Figure 180 montrent la fragmentation de la barre en alumine en trois morceaux après la cage 2. Un décollement de la matière est observable aux endroits où la barre n'est pas cassée. L'acier s'intercale entre les morceaux d'alumine ce qui explique le phénomène rencontré pour les cages 3 et 4 de la Figure 179, où le défaut n'est pas visible dans la section du lopin observée. Pour confirmer la fragmentation de la barre en alumine, des contrôles par ultrasons ont été conduits. Cette analyse est réalisée suivant la face forgée.

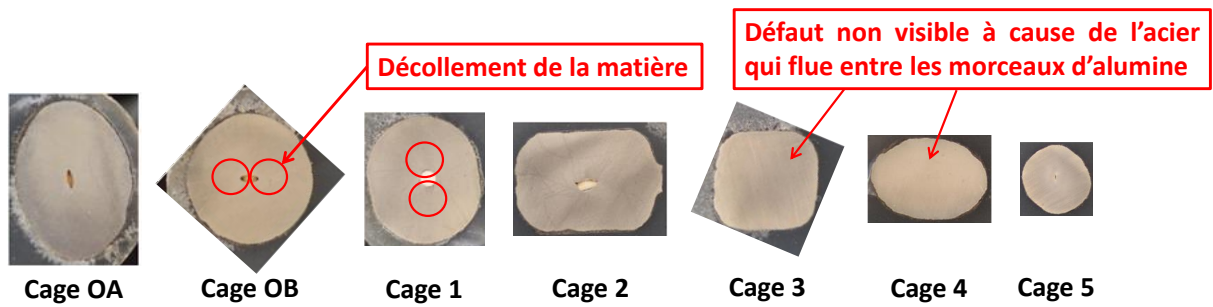


Figure 179 : Evolution du défaut avec la barre d'alumine au cours de l'essai de forgeage

Analyse réalisée suivant la face forgée

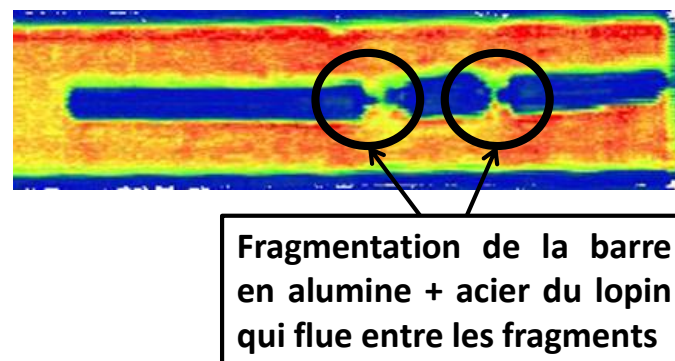


Figure 180 : Analyse du lopin après la cage 2 par la méthode ultrasons

Pour les lopins contenant la barre en acier inoxydable, il s'avère que des décollements de la matière apparaissent à l'interface matrice-défaut. La Figure 181 illustre les décohésions rencontrées dans les lopins forgés. Des auteurs comme LUO et STÅHLBERG ont étudié ce phénomène en simulation numérique et les résultats qui en ressortent sont qu'une décohésion apparaît autour des inclusions de type dures comparées à la matrice environnante [LUO01a].

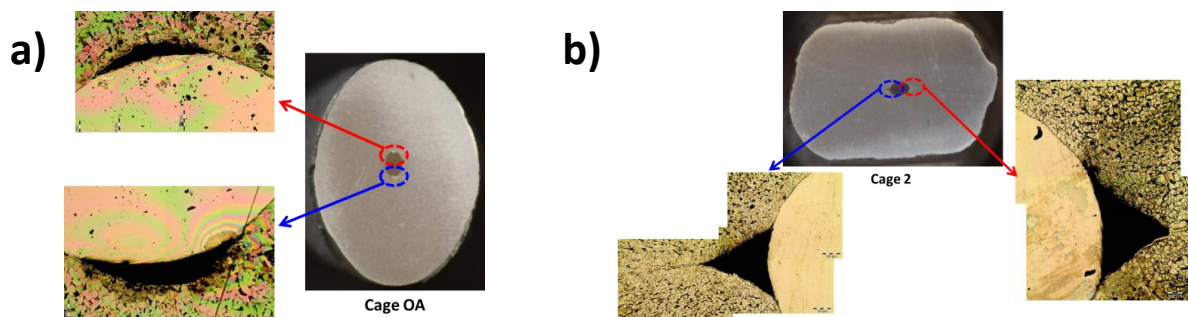


Figure 181 : Décohésion et fissure à l'interface matrice-défaut après le forgeage dans a) la cage OA et b) la cage 2

On vient ici d'identifier pour chaque défaut artificiel les phénomènes caractérisant leur évolution. Il va être intéressant d'analyser à travers une étude paramétrique le comportement des défauts en faisant varier les paramètres de forgeage que sont la température du lopin et la levée entre les matrices.

4.1.2 Faire varier les paramètres thermomécaniques pour connaître leurs impacts sur l'évolution des défauts

Dans cette partie est présentée l'influence des paramètres thermomécaniques sur l'évolution morphologique des défauts. Les études rencontrées dans la littérature montrent qu'un certain nombre de paramètres influent sur le comportement des défauts lors du laminage. Ces paramètres peuvent être classés en deux catégories : les paramètres procédés et les paramètres matériaux. Ces derniers regroupent tous les paramètres liés directement au défaut comme sa nature, sa forme, sa taille et sa distribution dans le bloom qui dépendent fortement du process employé à l'aciérie.

Dans les paramètres procédés se trouvent la vitesse de laminage, la température et le taux de déformation appliqué au lopin. Parmi les paramètres énoncés seuls la température et le taux de déformation sont sélectionnés pour être étudiés avec l'essai de forgeage.

4.1.2.1 Variations des niveaux de température

Les lopins sont chauffés dans un four électrique pouvant atteindre 1250°C. Pour déterminer l'influence de ce paramètre sur l'évolution du défaut, les niveaux de température retenus sont 1000°C et 1250°C afin d'avoir un écart significatif. La température va avoir une influence sur l'écoulement de la matière C17 du lopin mais aussi sur celle du défaut, notamment pour la barre en acier inoxydable 316L. Pour les niveaux de température retenus l'indice de malléabilité entre les deux matériaux est d'environ 2,5. Pour le trou et la barre en alumine les caractéristiques sont à peu de chose près conservées car la différence de la contrainte d'écoulement entre les deux températures retenues pour l'acier C17 est d'environ 25MPa. Au total 78 lopins sont forgés afin d'identifier l'influence de la température sur l'évolution des défauts. La Figure 182 détaille le nombre de lopins forgés après chaque cage. Dans cette première étude le taux de déformation appliqué à chaque passe ne varie pas.

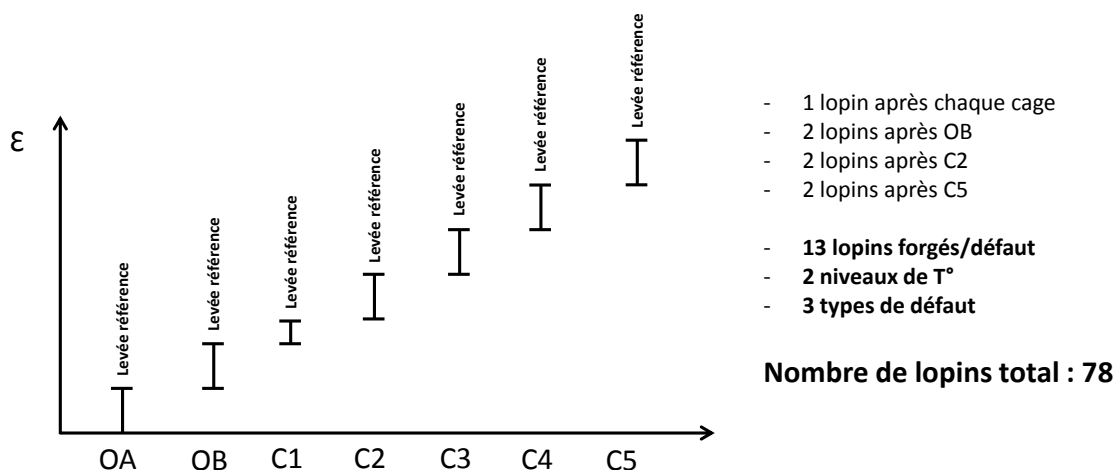


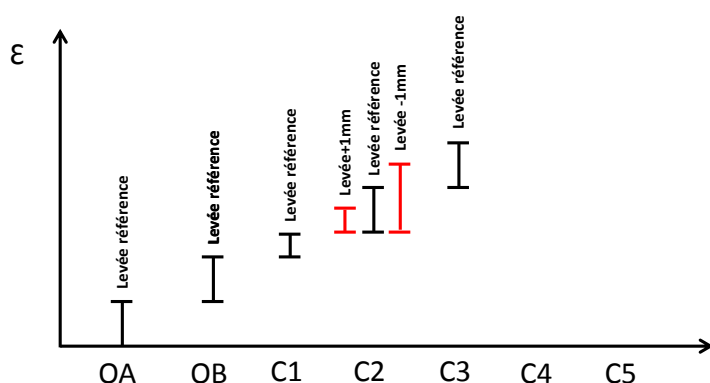
Figure 182 : Nombre de lopins forgés après chaque cage afin d'étudier l'influence de la température sans changer les levées entre les matrices

4.1.2.2 Variation des niveaux de déformation

Le taux de déformation appliqué au lopin dépend de la levée entre les matrices. Au vu des résultats obtenus lors de la première campagne d'essais seule la levée de la cage 2 varie de $\pm 1\text{mm}$. Pour la barre en acier inoxydable, c'est lors de cette passe qu'apparaissent les décohésions de la matière à l'interface défaut-matrice. Ces phénomènes visibles autour du défaut sont montrés Figure 181. Les essais vont permettre de voir comment évolue la forme et la taille du décollement avec le taux de déformation. La particularité de l'essai de forgeage mis en œuvre est qu'il est possible d'alterner les directions de mise en forme comme en laminage. Par exemple durant la mise en forme du lopin les porosités tendent à se refermer mais l'alternance des directions de forgeage peut entraîner une réouverture du défaut. Ce phénomène n'est pas décrit dans la littérature et il n'est pas pris en compte dans des essais monotones comme le bi-poinçonnement.

Concernant la porosité, lors des précédents essais c'est à partir de la cage 3 que le défaut est complètement refermé. La variation de déformation appliqué en cage 2 permet d'évaluer si la cavité est refermée ou encore visible en cage 3.

Enfin pour la barre en alumine, la variation de la levée de la cage 2 permet d'évaluer l'évolution des fragments au cours du forgeage. Ces essais vont également permettre de visualiser si de la matière s'intercale entre les fragments d'alumine avec un taux de déformation appliqué au lopin plus ou moins élevé. L'étude de l'influence du taux de déformation nécessite de forger un total de 45 lopins. La répartition des lopins forgés après chaque cage est détaillée Figure 183.



- Lopins de références déjà analysés précédemment pour l'étude la température
- 3 lopins après C2 (levée +1mm)
- 3 lopins après C2 (levée -1mm)
- 3 lopins après C3 (avec levée C2 +1mm)
- 3 lopins après C3 (avec levée C2 -1mm)
- 12 lopins forgés/défaut
- 1 niveau de T°

Nombre de lopins total : 36

Figure 183 : Nombre de lopins forgés après chaque cage afin d'étudier l'influence du taux de déformation

4.1.2.3 Mise en œuvre et forgeage des lopins

Les lopins ont un diamètre de 27mm et une longueur de 120mm. Un trou de diamètre 3 est percé au centre de la section afin d'insérer un défaut à l'intérieur.

Pour l'étude de l'influence de la température, les levées entre les matrices restent fixes tout au long des essais. Tandis que pour identifier l'influence du taux de déformation sur le défaut, la levée de la cage 2 varie de ± 1 mm. Le Tableau 35 indique la valeur des levées de références entre les matrices pour chaque passe de forgeage.

Tableau 35 : Levées entre les matrices pour les essais de variation de températures

N° Cage	OA	OB	1	2	3	4	5
Levée essai forgeage (mm)	2,5	2,5	19	3,5	5,5	1,5	1,5

4.1.3 Résultats

L'évolution morphologique des défauts artificiels créés avec le trou et la barre en alumine est analysée avec deux méthodes différentes qui s'avèrent être complémentaires, il s'agit du contrôle par ultrasons et du contrôle par rayons X. De plus certains lopins sont analysés en tomographie afin de visualiser le défaut en 3D.

Le suivi morphologique de la barre en acier inoxydable se fait en comparant le taux de corroyage global du lopin avec celui du défaut après chaque passe de forgeage. La barre en acier inoxydable est observée à l'aide d'un microscope afin de déceler d'éventuelles décohésions de la matière à l'interface du défaut.

4.1.3.1 Analyse de l'influence de la température

Défaut avec barre en acier inoxydable

Seul le ratio des sections de la barre en acier inoxydable avant et après forgeage est comparé au taux de corroyage global du lopin. En effet, le contrôle par ultrasons et par rayons X ne permet pas de suivre la barre en acier inoxydable dans le lopin en acier C17 car l'impédance acoustique et la variation d'absorption entre les deux matériaux sont insuffisantes.

Le graphique Figure 184 présente le taux de corroyage global des lopins et des défauts pour chaque passe de forgeage. L'axe des abscisses désigne la cage de laminage représentée et sur l'axe des ordonnées se trouvent les valeurs des taux de corroyage. Les losanges bleus et rouges représentent respectivement le taux de corroyage global des lopins forgés à 1000°C et 1250°C. Le taux de corroyage du défaut pour des températures de forgeage à 1000°C et 1250°C est représenté respectivement par des carrés bleus et rouges.

Par comparaison pour chaque cage représentée et quelle que soit la température de forgeage le taux de corroyage du défaut est plus élevé que celui du lopin, notamment à partir de la cage 2. Ce phénomène a déjà été rencontré dans les précédentes analyses et provient des déformations qui ne sont pas homogènes dans la section du lopin forgé. A basse température le taux de corroyage du défaut en acier inoxydable est plus élevé qu'à haute température. Ce phénomène s'explique par la différence de l'indice de malléabilité entre les deux matériaux à 1000°C et à 1250°C.

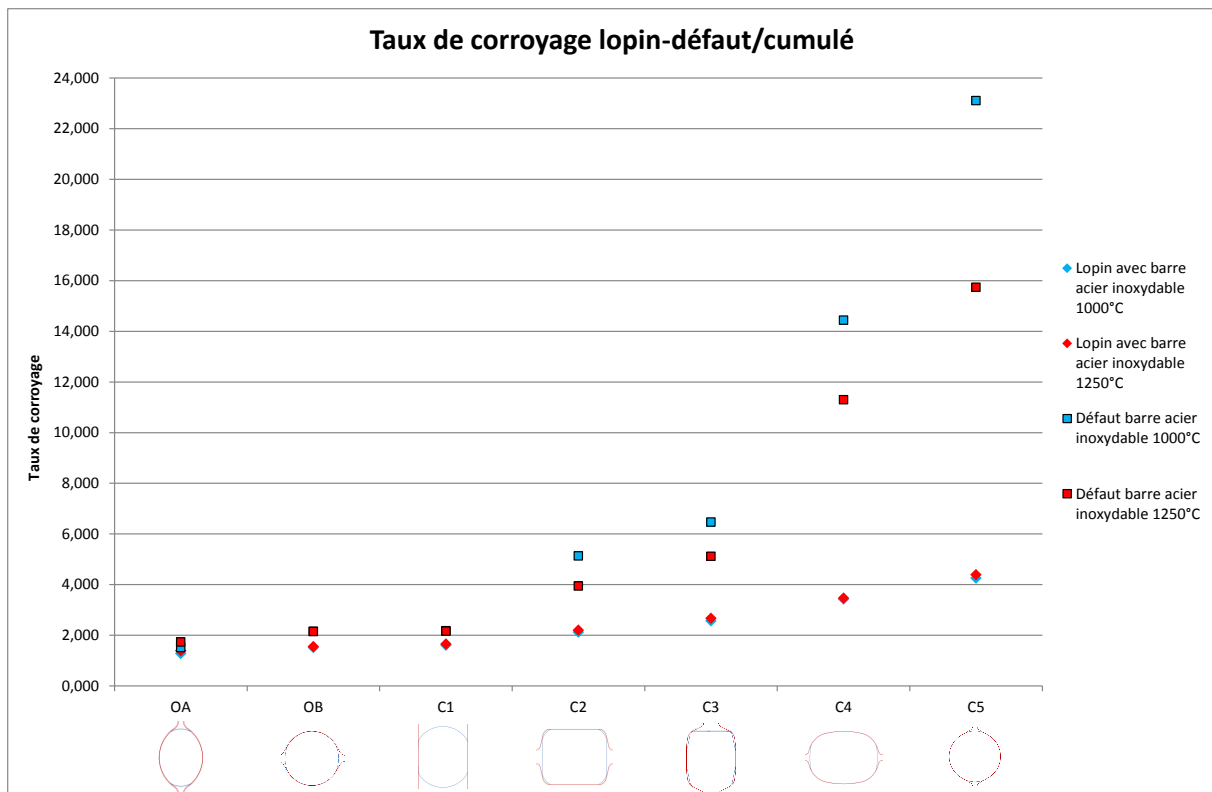


Figure 184 : Comparaison du ratio des sections du défaut avant et après forgeage au taux de corroyage global du lopin pour deux niveaux de températures différents : 1000°C et 1250°C

La méthode d'analyse est identique à celle utilisée précédemment pour analyser les lopins contenant divers types de défauts. Les lopins sont coupés dans la zone forgée puis polis afin d'observer au microscope l'évolution morphologique du défaut et les potentielles décohésions de l'acier C17 à l'interface défaut-matrice. Comme le montre la Figure 185 ce phénomène est présent jusqu'à la cage 2 pour les deux températures de mise en forme retenues. Cependant à 1000°C la décohésion de l'acier C17 est de l'ordre du dixième de millimètre de chaque côté du défaut tandis que pour une température de forgeage à 1250°C la décohésion est "dissymétrique". Cette dissymétrie est un phénomène aléatoire car il n'y a aucune raison que cela apparaisse à 1250°C et non à 1000°C. De plus une ligne de soudure est visible à l'extrémité de la cavité avec une température de 1000°C. Il est possible d'observer Figure 186 qu'il n'y a pas de décollement de l'acier C17 à l'interface du défaut après la cage 3. La passe 3 referme le décollement de la passe 2 et provoque une décohésion à 90° jusqu'à la fermeture complète. Une ligne de soudure est encore visible après la cage 3 pour une température de forgeage à 1000°C ce qui n'est pas le cas à 1250°C. Il y a peut-être un effet de la température sur la recristallisation et celle-ci effacerait la trace laissée par la soudure.

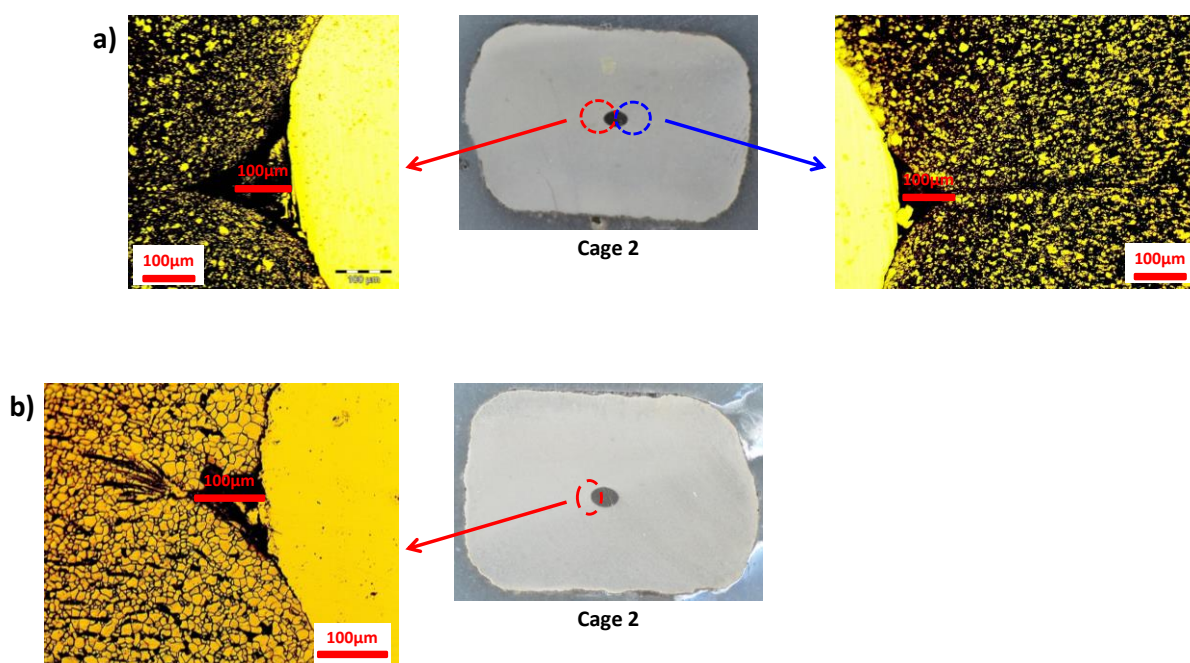


Figure 185 : Observation de la décohésion de la matière à l'interface défaut-matrice après la cage 2 pour une température de forgeage a) à 1000°C ; b) à 1250°C

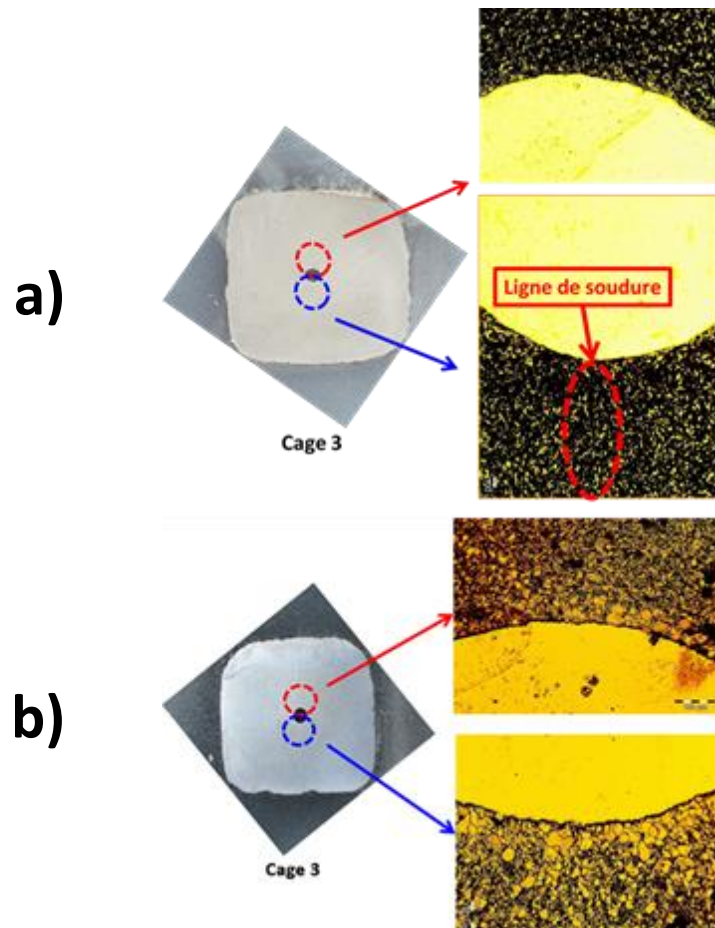


Figure 186 : Observation à l'interface défaut-matrice après la cage 3 pour une température de forgeage a) à 1000°C ; b) à 1250°C

Défaut avec trou

Les lopins contenant un simple trou sont analysés dans un premier temps par radiographie et par ultrasons afin de visualiser la section après chaque passe de forgeage. Les deux méthodes d'analyse sont complémentaires. En effet, avec la méthode par rayons x il est difficile de détecter le défaut suivant la face forgée car l'épaisseur du défaut est faible. C'est pour cela qu'une analyse complémentaire avec la méthode des ultrasons est nécessaire pour détecter les cavités de faibles épaisseurs. Les analyses par rayons X et ultrasons nécessitent d'usiner le lopin forgé, il n'est donc plus possible de calculer les taux de corroyage.

La Figure 187 et la Figure 188 montrent la méthode d'interprétation des résultats donnés respectivement par les analyses radiographiques et ultrasonores. L'exemple proposé pour les deux cas concerne les passes de forgeage OA et OB avec le lopin contenant un trou et ayant une température initiale de 1250°C. Pour chaque cage deux vues sont proposées, il s'agit d'une vue suivant la face forgée et la seconde est prise suivant le bord libre. Pour rappel le bord libre est orienté à 90° par rapport à la face forgée. Le bord libre dans la cage OA devient la face forgée dans la cage OB à cause de l'alternance des directions de forgeage. La méthode de lecture des résultats donnés par les ultrasons est identique. Une différence entre

les deux méthodes d'analyse est toutefois notable. Avec les ultrasons il est possible de définir une zone d'analyse suivant la profondeur du lopin. Par exemple la Figure 188 montre à partir du C-Scan les amplitudes de l'écho relevées au centre du lopin contenant le trou. En radiographie il n'est pas possible de définir de plan d'analyse. Les images issues de ce moyen d'analyse montrent les corps étrangers ayant absorbé les rayons X sans savoir à quelle profondeur ils se trouvent dans le lopin.

A travers le cas présenté avec un lopin contenant un trou forgé à 1250°C il est possible de voir que ce dernier se referme dès la première passe de forgeage et ne se rouvre pas à la passe OB. Les images radiographiques et ultrasonores des lopins après chaque passe de forgeage sont disponibles en Annexe 11. Les images montrent que l'allongement du lopin après chaque passe de forgeage tend à agrandir la zone refermée.

Porosité 1250°C

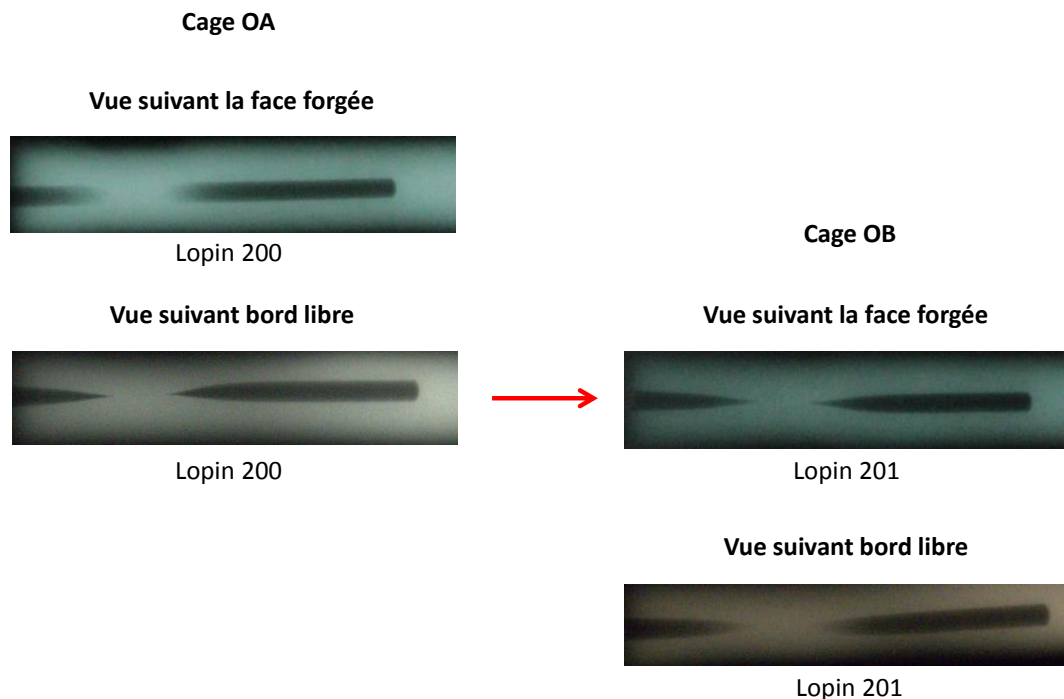


Figure 187 : Méthode de lecture des radiographies des lopins contenant un trou forgés à 1250°C

Porosité 1250°C

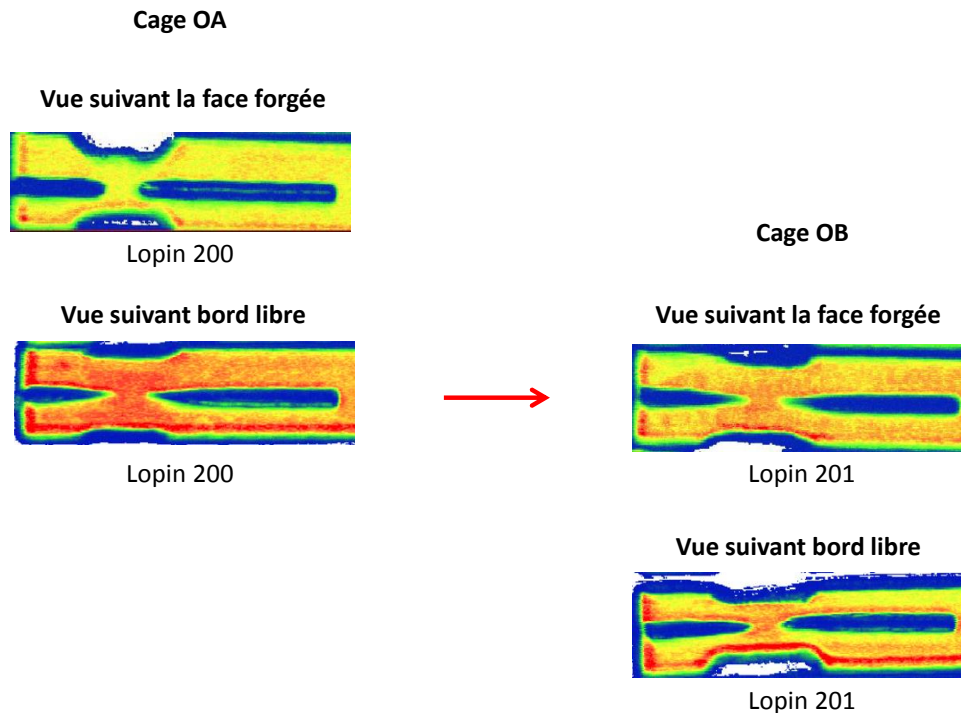


Figure 188 : Méthode de lecture des C-Scan issus des analyses ultrasonores des lopins contenant un trou forgés à 1250°C

Les résultats radiographiques et ultrasonores des lopins forgés à 1000°C sont présentés en Annexe 12. Les images montrent que le trou se referme dès la passe de forgeage OA comme c'est le cas à 1250°C. La Figure 189 présente les analyses du lopin forgé après la passe 2 avec une température initiale de 1000°C. Les images radiographiques laissent apparaître une légère décohésion au niveau du défaut, ce que vient confirmer l'analyse par ultrasons qui montre que le défaut est de nouveau ouvert sur toute la longueur de la section forgée. Ces deux analyses sont complémentaires et permettent également de déterminer à quel endroit il est nécessaire de couper l'échantillon pour visualiser le défaut dans le sens longitudinal afin de réaliser d'éventuelles images macrographiques ou micrographiques.

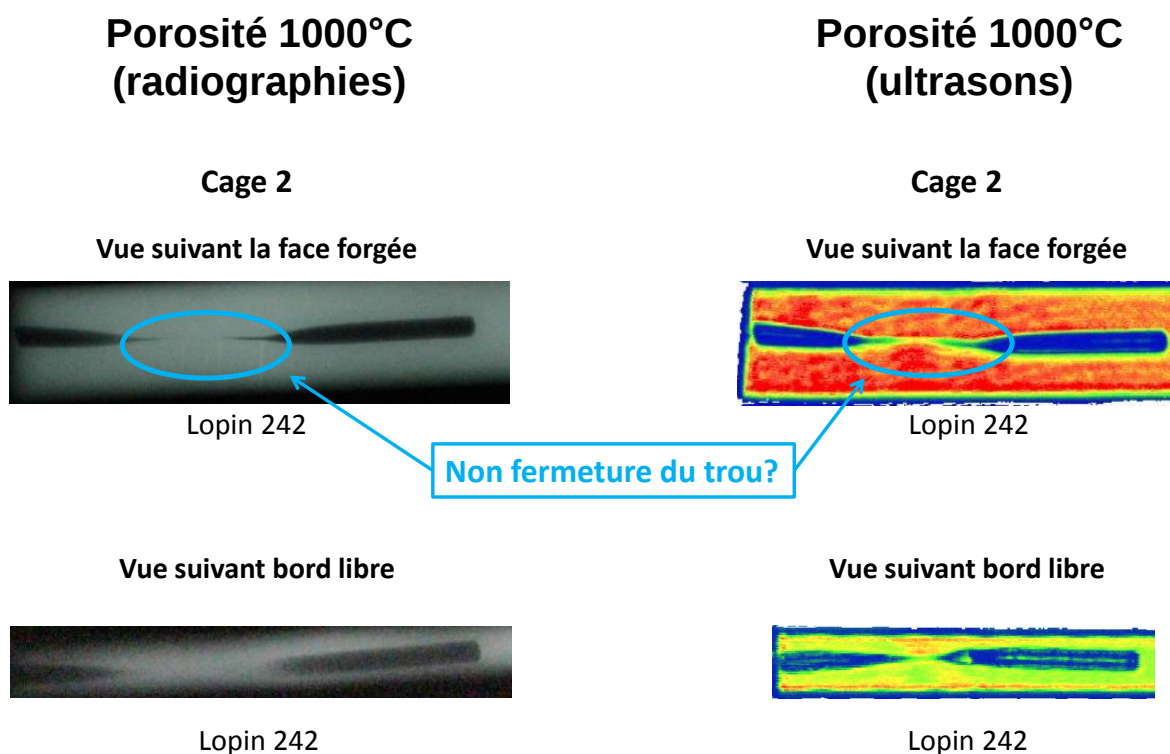


Figure 189 : Images radiographiques et ultrasonores du lopin avec un trou forgé après la passe 2 avec une température initiale de 1000°C

Avant d'effectuer les découpes du lopin ce dernier est contrôlé en tomographie. Ces analyses permettent de visualiser la géométrie du défaut en 3D en le parcourant dans sa longueur. Le contrôle tomographique va permettre de valider le phénomène rencontré lors des analyses radiographiques et ultrasonores. La Figure 190 illustre la géométrie du trou après la passe de forgeage 2 suivant deux hauteurs différentes. La vue désignée par la couleur rouge est située au centre de la zone forgée tandis que la vue en bleue est décalée de 5mm dans le sens du défaut. Les images montrent que le trou est refermé au centre du lopin sur une longueur d'environ 5mm. Le contrôle par tomographie lève les interrogations qui font suite aux résultats des contrôles par rayons x et ultrasons, où les images laissent présager que la matière n'est pas ressoudée. Les méthodes de contrôles par rayons x et ultrasons sont complémentaires et l'analyse par tomographie permet de lever les doutes sur certains phénomènes qui peuvent apparaître. Il est maintenant possible d'affirmer qu'à 1000°C le trou se referme dès la passe de forgeage OA et il ne se rouvre pas lors des passes suivantes.

Lors du forgeage à 1250°C le défaut initial se referme et la matière se soude dès la première passe et continue à se refermer lors des passes suivantes à cause de l'allongement du lopin. Ce phénomène se produit également pour le forgeage des lopins à 1000°C. La longueur de matière ressoudée après la passe 2 est de 12mm pour une température de 1250°C tandis qu'à 1000°C elle n'est que de 5mm.

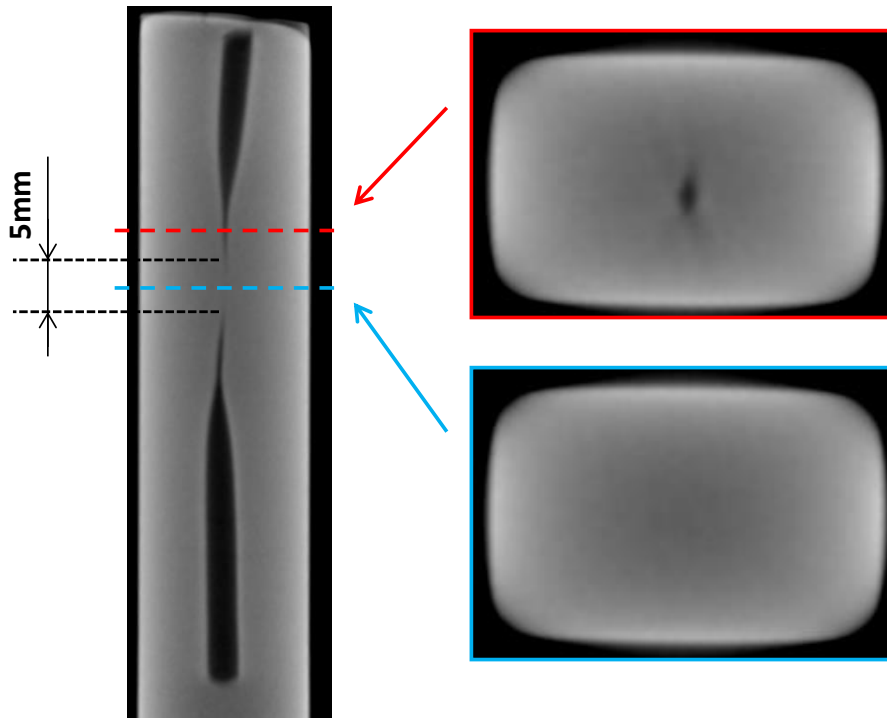


Figure 190 : Images du trou contrôlé par tomographie après la passe de forgeage 2 à 1000°C

Défaut avec barre en alumine

La démarche suivie pour analyser les lopins contenant les barres en alumine est identique à celle présentée pour les lopins contenant un simple trou. La Figure 191 et la Figure 192 illustrent la méthode de lecture des résultats d'analyses par radiographie et ultrasons des lopins contenant une barre en alumine forgés à 1250°C. Les résultats présentés sur ces deux figures montrent que la fragmentation de la barre en alumine se trouve hors de la zone "utile", c'est-à-dire hors de la zone représentative des sollicitations thermomécaniques rencontrées dans les produits laminés sur LUNA. Les résultats radiographiques et ultrasonores des lopins forgés à 1250°C et à 1000°C se trouvent dans les Annexes 13 et 14.

Barre en alumine 1250°C

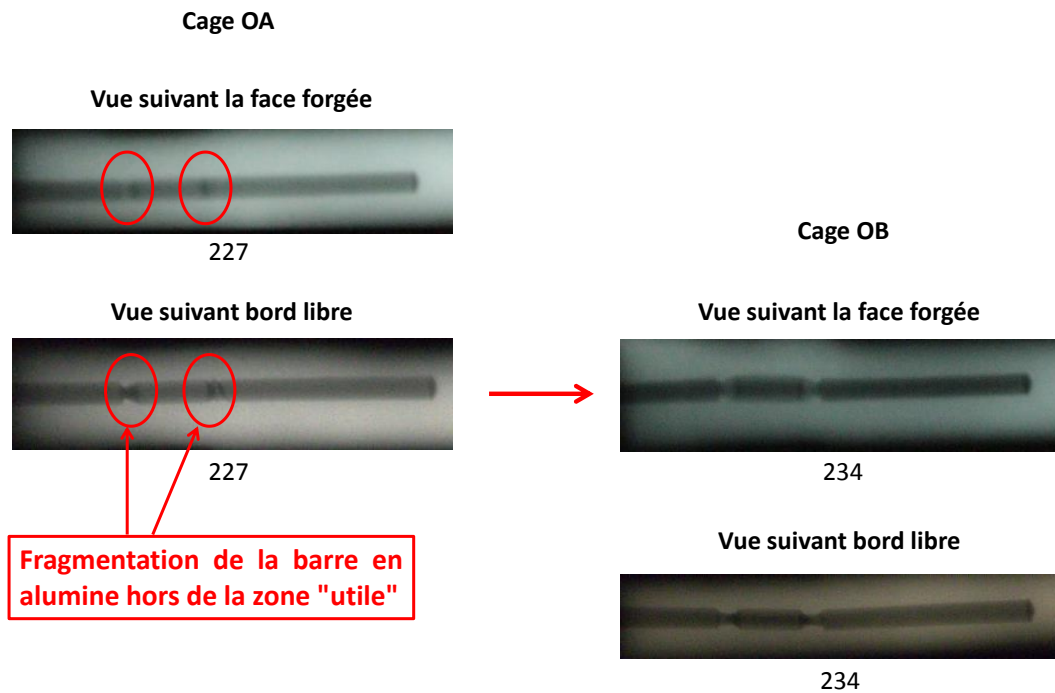


Figure 191 : Méthode de lecture des radiographies des lopins contenant une barre en alumine forgés à 1250°C

Barre en alumine 1250°C

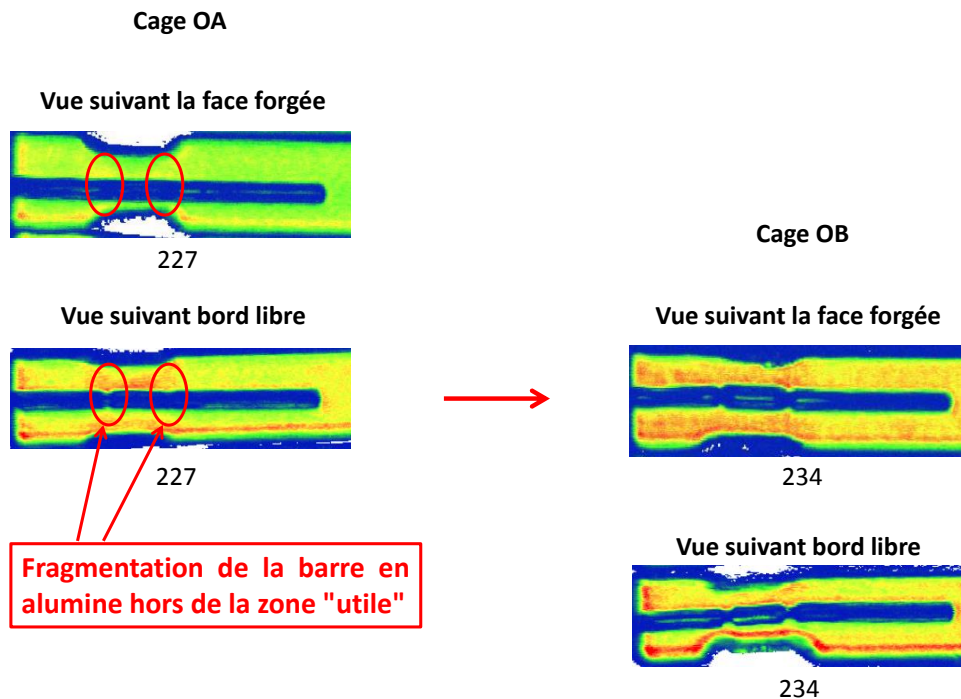


Figure 192 : Méthode de lecture des C-Scan issus des analyses ultrasonores des lopins contenant une barre en alumine forgés à 1250°C

En comparant les résultats des lopins forgés à 1250°C et 1000°C il est difficile d'expliquer le comportement de la barre en alumine car il y a de forte dispersion dans sa fragmentation. Cependant avec les deux méthodes d'analyses il est possible de connaître le nombre de fragments mais surtout de visualiser l'écoulement de la matière entre ces derniers comme le montre la Figure 193. Le lopin forgé après la passe 3 est pris comme exemple pour visualiser les différentes zones de la barre en alumine. La Figure 194 montre que la barre s'est fragmentée en trois morceaux. Dans la zone repérée ① la matière entre les fragments d'alumine est soudée tandis que dans la zone ③ des résidus d'alumine restent apparents. Dans la zone ② une décohésion de la matière peut se produire à l'interface de la barre en alumine comme cela est illustré sur la coupe B-B de la Figure 193. Ces décohésions ne sont pas observables ni sur les radiographies, ni sur les résultats avec les ultrasons. L'avantage des deux analyses, c'est qu'elles permettent de définir les zones de découpe afin de réaliser éventuellement des images macrographiques.

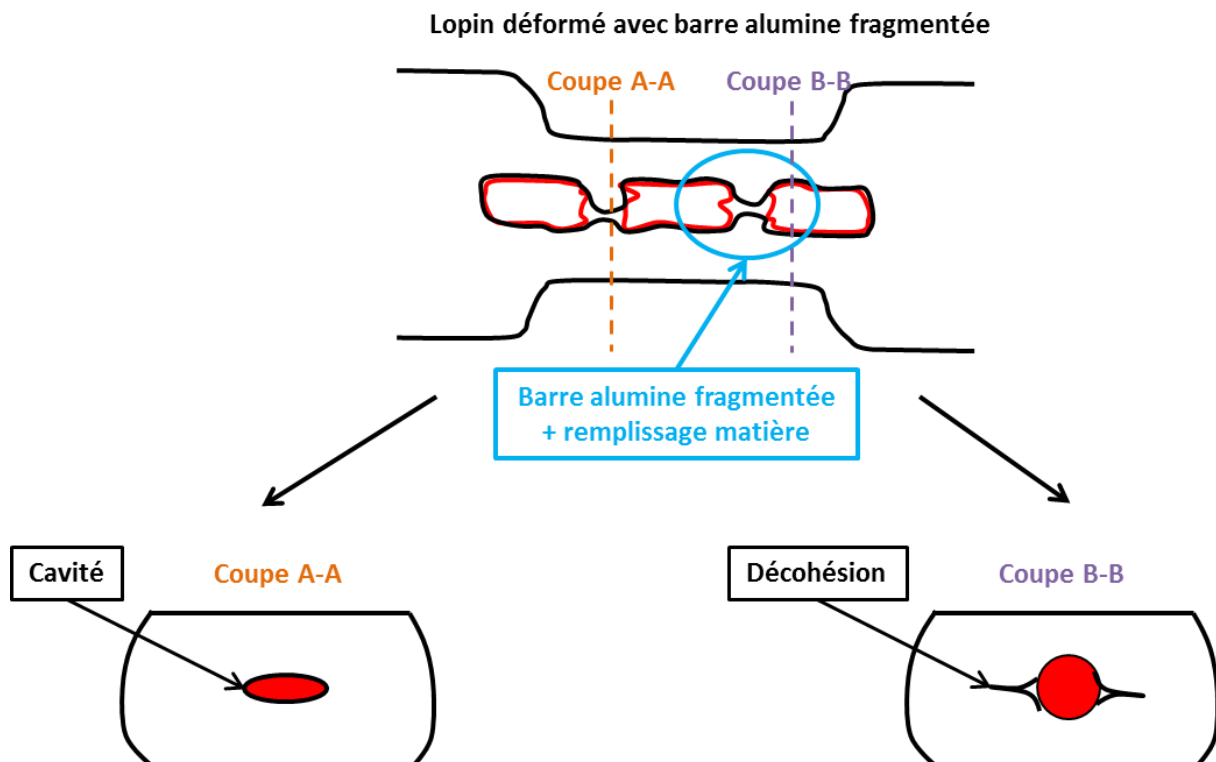
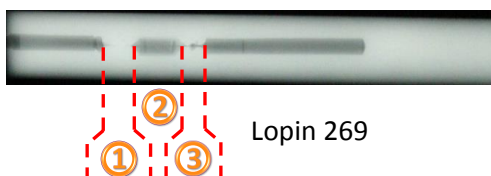


Figure 193 : Illustration de la fragmentation de la barre en alumine et de la matière qui flue entre les fragments

Barre en alumine 1000°C (radiographies)

Cage 3

Vue suivant la face forgée



Vue suivant bord libre

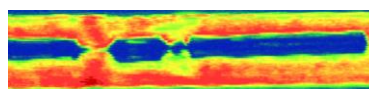


Lopin 269

Barre en alumine 1000°C (ultrasons)

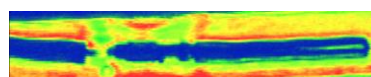
Cage 3

Vue suivant la face forgée



Lopin 269

Vue suivant bord libre



Lopin 269

Figure 194 : Images radiographiques et ultrasonores du lopin avec une barre en alumine forgé après la passe de forgeage 3 avec une température initiale de 1000°C

Un contrôle tomographique est réalisé sur ce même échantillon afin de vérifier les phénomènes rencontrés lors des analyses radiographiques et ultrasonores. La Figure 195 montre le résultat tomographique du contrôle de la barre en alumine. Deux sections du lopin sont présentées. La première repérée en rouge se trouve entre deux fragments d'alumine entre lesquels la matière s'est ressoudée. En effet aucune trace du défaut n'est apparente sur cette vue. La seconde section est également localisée entre deux fragments d'alumine où la matière du lopin s'est infiltrée. Contrairement à la première vue présentée, la matière n'est pas ressoudée et une trace du défaut est encore apparente. Selon les cas il pourrait s'agir soit d'une cavité car la matière du lopin se referme mais pas complètement, soit des débris de la barre en alumine ou soit les deux. Il semblerait que dans notre cas, la zone ③ soit constituée de cavité et de débris d'alumine. Avec les rayons X et les ultrasons il est difficile de distinguer nettement les deux composés.

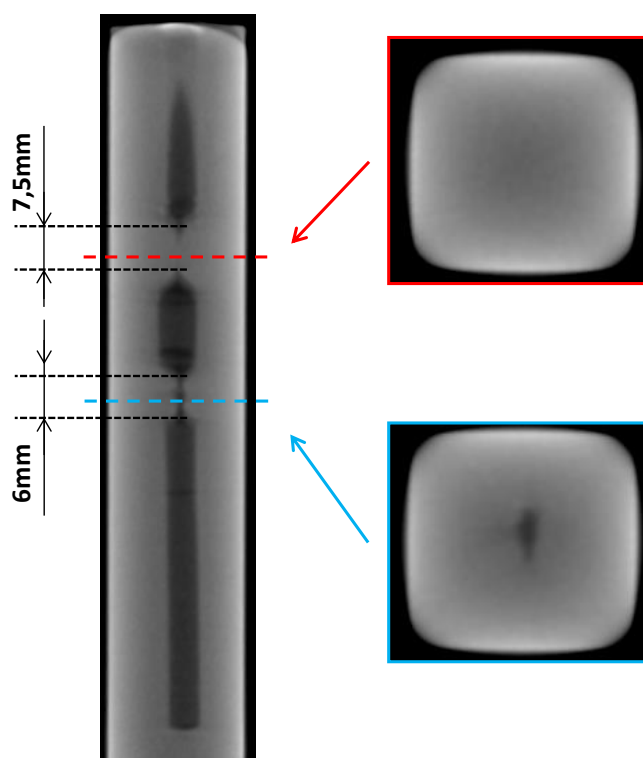


Figure 195 : Images de la barre en alumine contrôlée par tomographie après la passe de forgeage 3 avec une température initiale de 1000°C (lopin 269)

Les résultats présentés ont permis d'identifier l'influence de la température sur les trois types de défauts sélectionnés que sont la barre en acier inoxydable, le trou et la barre en alumine.

La comparaison des taux de corroyage a montré qu'à 1000°C la barre en acier inoxydable est plus déformée qu'à 1250°C. De plus pour une température de 1000°C un décollement de la matière avec une ligne de soudure est visible à l'interface du défaut. Cette décohésion est perpendiculaire à la direction de forgeage. L'alternance des directions de forgeage entraîne une alternance sur la fermeture et l'ouverture de la décohésion, cette dernière n'est plus visible à partir de la passe 3.

Dans un premier temps l'évolution du trou et de la barre en alumine a pu être suivie avec des méthodes de contrôle non destructives que sont la radiographie et les ultrasons. Les résultats montrent que le trou se referme dès la première passe de forgeage et ce, quelle que soit la température initiale du lopin. Par la suite une analyse par tomographie est réalisée afin de valider le fait que le trou ne se rouvre pas lors des passes de forgeage suivantes. La zone refermée s'agrandit à cause de l'allongement du lopin après chaque passe de forgeage.

Quant à la barre en alumine, elle se fragmente en trois morceaux quelle que soit la température de forgeage. Les résultats des radiographies et des ultrasons montrent que la barre en alumine se fragmente hors de la zone représentative des sollicitations thermomécaniques du laminage et qu'il y a une dispersion dans le mouvement des fragments. Les méthodes de contrôle permettent de visualiser différents phénomènes comme la matière fluant entre les morceaux d'alumine et se soudant ou encore des résidus pouvant être encore apparents. Ces phénomènes ont pu être également observés en tomographie.

La suite de l'étude consiste à identifier l'influence du taux de déformation sur l'évolution de ces trois défauts.

4.1.3.2 Analyse de l'influence du taux de déformation

Seule la cage 2 est étudiée pour l'analyse de l'influence du taux de déformation. Le choix de sélectionner cette cage est détaillé dans la partie 4.1.2.2. La levée nominale de la cage 2 est de 3,5mm et la variation de hauteur pour cette étude est de ± 1 mm. La température de forgeage est fixée à 1250°C.

Défaut avec barre en acier inoxydable

Comme pour l'étude de l'influence de la température les lopins contenant le défaut en acier inoxydable sont découpés au centre de la surface forgée. Dans un premier temps les sections du lopin et du défaut sont mesurées à l'aide du logiciel Image J après chaque passe de forgeage afin de calculer le taux de corroyage.

La Figure 196 montre la comparaison du taux de corroyage global du lopin avec le rapport des sections du défaut avant et après forgeage. Les losanges représentent le taux de corroyage appliqué au lopin tandis que les carrés représentent le rapport des sections avant et après forgeage du défaut. Une attention particulière est portée sur les cages 2 et 3. Par comparaison le taux de corroyage global du lopin pour une levée de cage 2 égale à 2,5mm est supérieur à celui du lopin forgé avec une levée de 4,5mm. Il en est de même pour la comparaison du taux de corroyage du défaut.

Le lopin est ensuite forgé dans la cage 3 dont la levée ne varie pas. En comparant les résultats il est possible de voir que le taux de corroyage du lopin en sortie de passe 2 avec une levée de 2,5mm reste légèrement supérieur à celui du lopin forgé dans la cage 2 avec une levée de 4,5mm. Le phénomène se fait moins ressentir pour le rapport des sections du défaut. Cet écart tend à s'estomper lors des passes de forgeage suivantes.

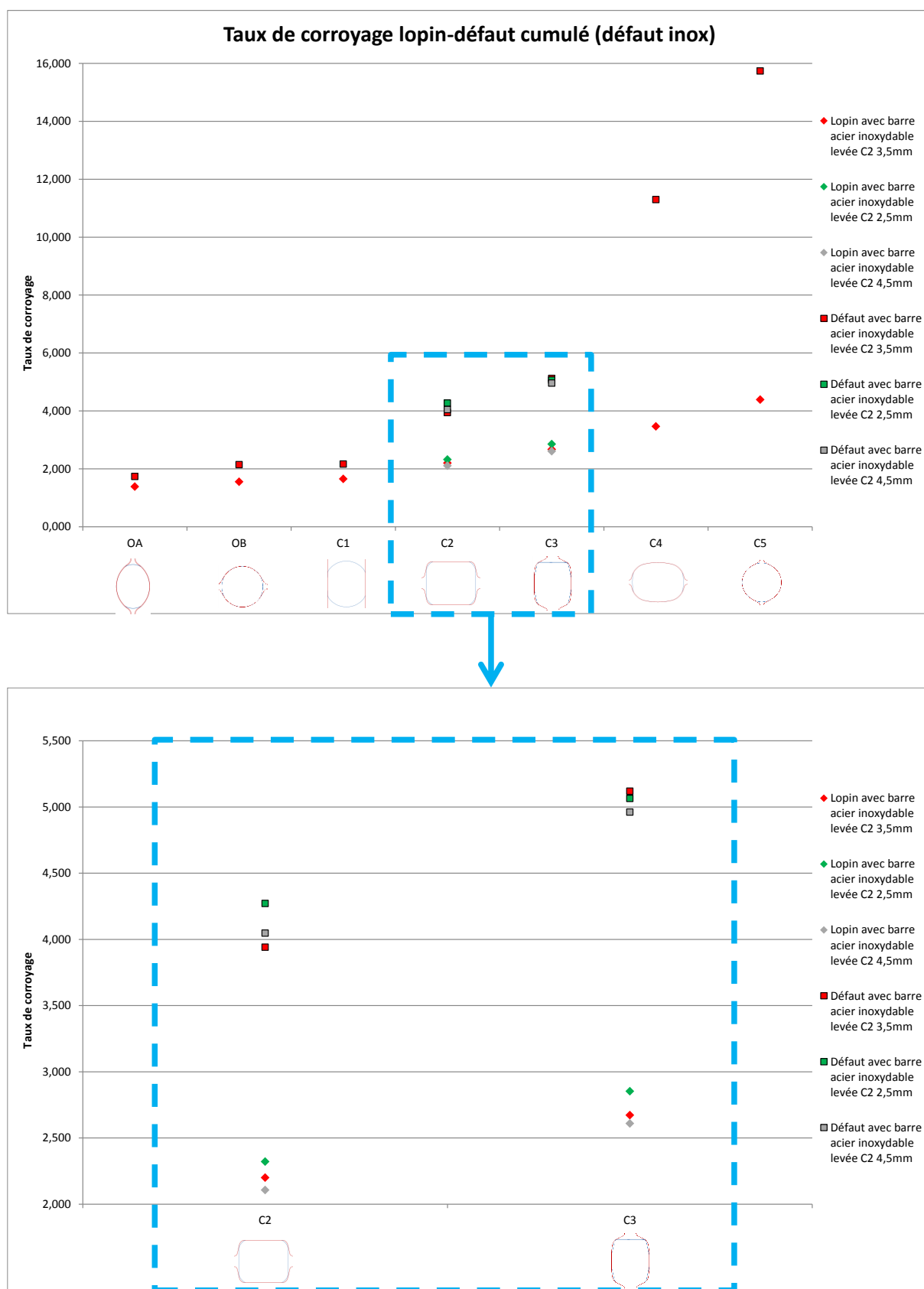


Figure 196 : Comparaison du ratio des sections du défaut avant et après forgeage au taux de corroyage global du lopin pour deux levées de cages 2 différentes : 2,5mm et 4,5mm

Les analyses suivantes consistent à observer au microscope l'interface défaut-matrice. Pour cela la surface du lopin est polie puis une attaque chimique à base de Nital est réalisée afin de pouvoir observer la microstructure. L'interface du défaut-matrice après le forgeage dans la cage 2 pour une levée de 2,5mm et 4,5mm est présentée sur la Figure 197. Avec une levée de cage 2 égale à 2,5mm une décohésion dissymétrique de la matière de l'ordre de 60 μ m apparaît à l'interface du défaut tandis qu'avec une déformation moins élevée aucun décollement de la matière ne se forme. De plus, une ligne de soudure d'environ 200 μ m est visible dans le prolongement de la décohésion de la matière.

Le taux de déformation a une forte influence sur le comportement de la barre en acier inoxydable. En effet, à travers les trois levées de la cage 2 étudiées une décohésion de la matière apparaît pour les taux de déformations les plus élevés : 3,5mm et 2,5mm. Pour une levée de 4,5mm aucune décohésion n'est présente à l'interface du défaut. La largeur du décollement au niveau du défaut est plus grande avec une levée de cage 2 égale à 3,5mm et tend à se refermer avec une augmentation du taux de déformation.

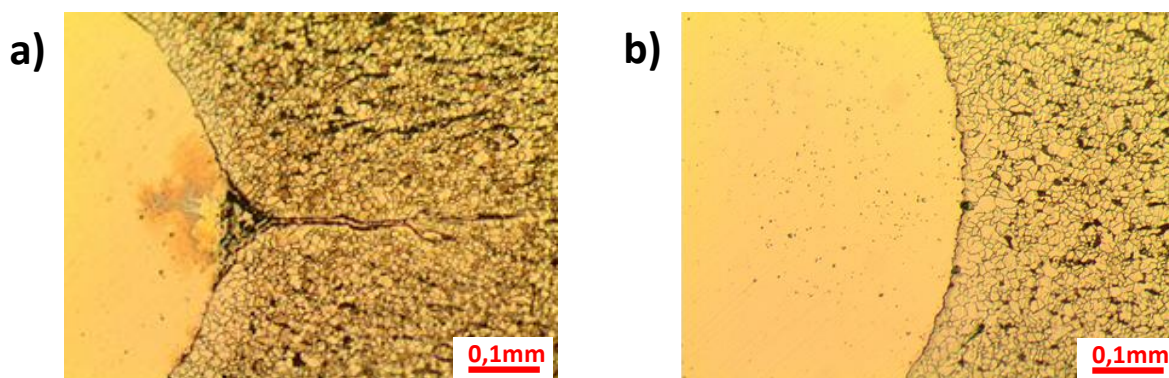


Figure 197 : Observation de la décohésion de la matière à l'interface défaut-matrice après la cage 2 pour a) une levée de 2,5mm ; une levée de 4,5mm

Défaut avec trou assimilé à la porosité

Comme pour l'étude de la température, les lopins contenant un trou assimilé à de la porosité sont analysés par la méthode des rayons X et par ultrasons. La Figure 198 présente les résultats des ultrasons dans le cas d'un lopin forgé lors de la passe 2 avec une levée de 2,5mm et 4,5mm. Sur cette même figure il est possible de voir que la zone refermée est plus grande avec un taux de déformation élevé.

Les analyses ultrasonores présentes sur la Figure 198 montrent que la longueur de la zone refermée après la cage 3 est similaire bien que le taux de déformation appliqué en cage 2 soit différent. Avec une levée de 2,5mm lors de la passe 2 le lopin est plus déformé que celui forgé avec une levée de 4,5mm. Ensuite lorsqu'il est forgé dans la passe 3 avec une levée fixe le lopin ayant été plus déformé en amont le sera moins lors de cette passe et inversement. Au final les deux lopins auront subi un taux de déformation similaire et cela explique qu'après la passe 3 les longueurs refermées dans les deux cas sont identiques.

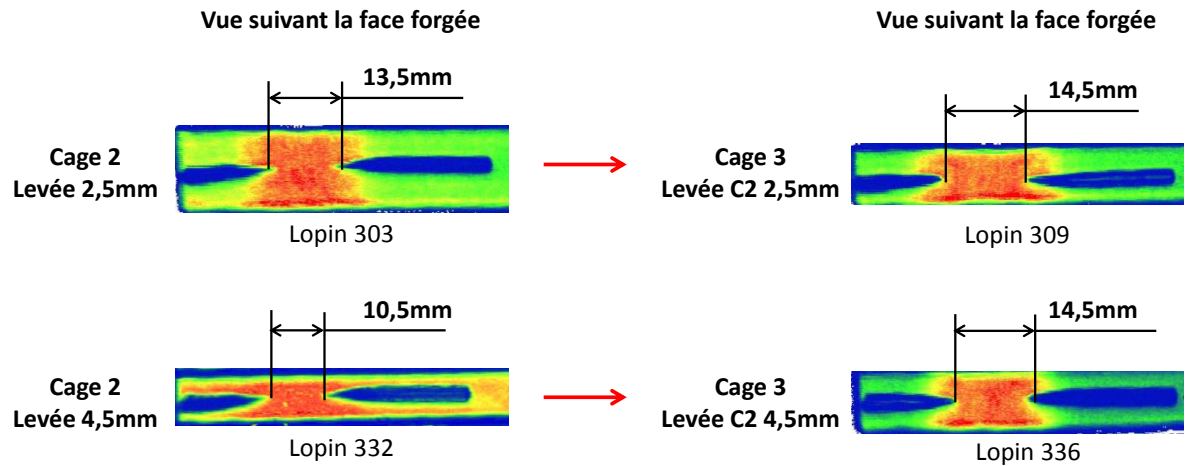


Figure 198 : Illustration de la fermeture du trou après le forgeage des passes 2 et 3 pour une température initiale de 1250°C

Défaut avec barre en alumine

Le lopin avec la barre en alumine est analysé avec les deux méthodes non destructives que sont la radiographie et les ultrasons. Quelle que soit la levée de la cage 2, la barre d'alumine se fragmente en trois morceaux. Cependant il est difficile d'identifier l'influence du taux de déformation sur le mécanisme de fragmentation de la barre en alumine. La Figure 199 montre une dispersion différente des fragments de la barre en alumine dans les deux lopins, bien qu'ils soient forgés dans une même passe et avec une levée identique.

Lopin avec barre en alumine forgé à 1250°C

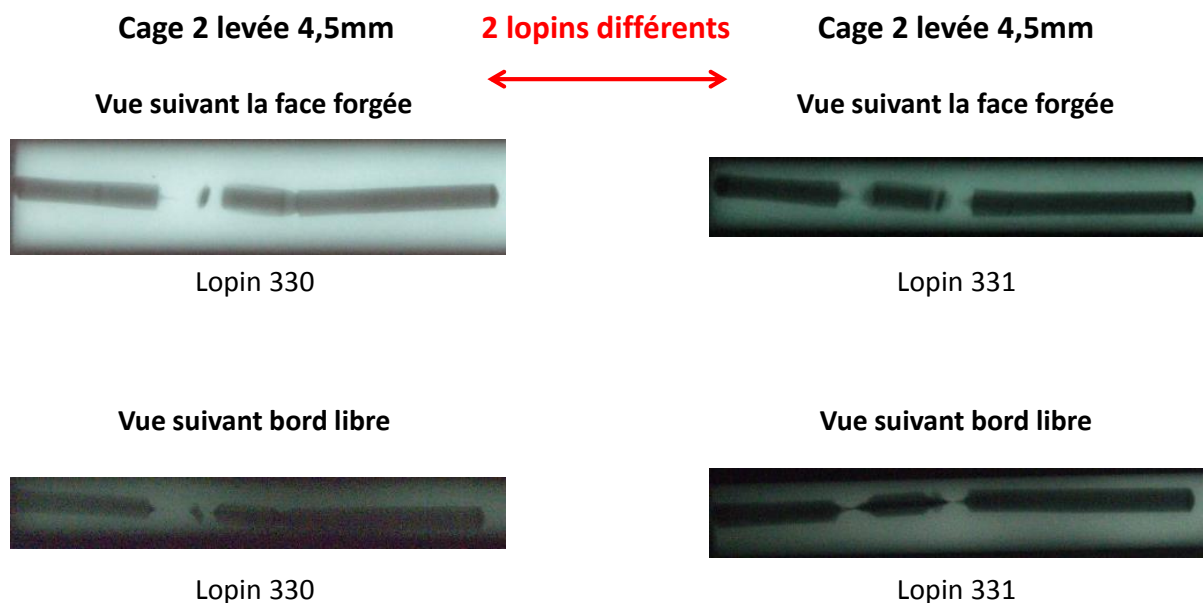


Figure 199 : Fragmentation de la barre en alumine après la cage 2 avec une levée de 4,5mm pour une température initiale de 1250°C

Les analyses précédentes ont permis d'identifier l'influence de la déformation sur le comportement des défauts artificiels contenus dans le lopin. Pour ce faire la cage 2 a été retenue avec une variation de levée de $\pm 1\text{mm}$.

Le comportement de la barre en acier inoxydable est analysé en comparant le taux de corroyage et les images micrographiques de l'interface du défaut pour des levées différentes. Quelle que soit la levée retenue entre les matrices le taux de corroyage du défaut est plus élevé que celui du lopin global. Après la passe 3 le taux de corroyage est quasiment identique entre les trois cas comparés malgré le fait que le lopin soit plus ou moins déformé à la passe 2. Les images micrographiques réalisées à l'interface du défaut montrent la présence d'un décollement de la matière pour une levée entre les matrices de 2,5mm, ce qui n'est pas le cas avec une levée de 4,5mm. Les décohésions rencontrées à l'interface du défaut pour différentes levées de la cage 2 sont comparables aux résultats numériques issus des travaux de LUO. En effet pour des levées égales à 3,5mm et 2,5mm les phénomènes de décollement de la matière peuvent être comparés respectivement aux cas b) et c) de la Figure 51.

Lorsque le lopin est forgé à la passe 2 le trou est déjà refermé. Cependant il est notable que l'augmentation du taux de déformation entraîne une plus grande largeur de la zone refermée à cause de l'allongement plus important du lopin. Après la passe suivante la largeur refermée est identique car le lopin qui a été plus déformé dans la cage 2 le sera moins dans la cage 3 et inversement.

Concernant la barre en alumine il est difficile d'identifier l'influence du taux de déformation sur son comportement. Les analyses radiographiques présentées sur la Figure 199 montrent que la barre en alumine se fragmente en trois morceaux distincts et qu'il y a une dispersion dans le déplacement de ces derniers.

La prochaine étape consiste à simuler le forgeage des lopins contenant le trou et la barre en acier inoxydable. La barre en alumine n'est pas retenue car la loi rhéologique du matériau ainsi que la valeur critique d'endommagement pour simuler la rupture ne sont pas connues. Les résultats simulés pourront par la suite être comparés aux résultats expérimentaux présentés précédemment.

4.2 Modélisation de la déformation d'un défaut au cours du laminage

4.2.1 Mise en donnée du modèle numérique

Dans cette étude l'objectif est de modéliser l'essai de forgeage libre avec des matrices de forme en insérant un défaut à l'intérieur du lopin. La modélisation de l'essai a été présentée précédemment dans le chapitre 3. La stratégie de modélisation adoptée est identique à celle d'ERVASTI et WANG, qui consiste à modéliser le défaut avec des dimensions macroscopiques directement dans le lopin mis en forme [ERV05], [WANG96].

Le modèle est réalisé à l'aide de l'outil de simulation numérique Forge.NxT©. Les sept passes de forgeage sont simulées afin de connaître l'évolution du défaut. Deux défauts sont simulés : la barre en acier inoxydable et le trou assimilé à de la porosité. En simulation le lopin a un diamètre de 27mm et une longueur de 60mm. Un trou de diamètre 3mm et de

longueur 50mm est positionné au centre du lopin. Le lopin est en acier C17 et la barre en acier inoxydable 316L. La température initiale du lopin et de la barre assimilée au défaut est de 1250°C. Le lopin et le défaut sont représentés Figure 200. Dans le modèle numérique les levées entre les matrices sont identiques à celles retenues lors des essais expérimentaux, ce qui permet d'appliquer un taux de déformation équivalent. La valeur des levées sont disponibles dans le Tableau 35. L'outil de mise en forme utilisé en simulation est une presse hydraulique dont la vitesse de descente du coulisseau est de 30mm/s.

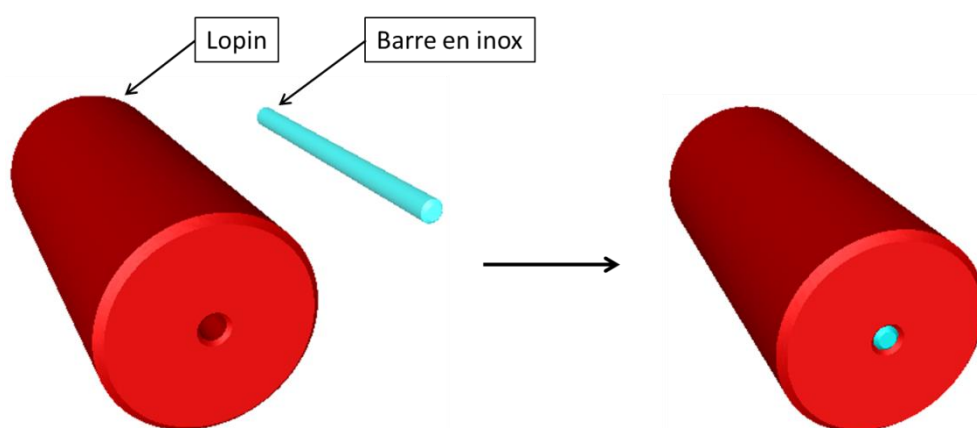


Figure 200 : Modèle numérique du lopin de Ø27mm contenant une barre en acier inoxydable de Ø3mm

La mise en données du modèle numérique est identique à celle présentée dans la partie 3.2.1 du chapitre 3. Seul le coefficient de frottement est modifié pour prendre en compte le fait que les matrices sont lubrifiées avec du produit graphité. La valeur retenue dans le modèle numérique est 0,3. Le lopin entier est simulé et il en est de même pour le défaut lorsque celui-ci est assimilé à la barre en acier inoxydable. Le choix de modéliser l'essai avec les solides en entier s'explique par l'alternance des directions de mise en forme. Quant aux outils, ils sont assimilés à des objets indéformables. Une taille de maille de 0,5mm est employée par défaut pour le lopin. Une boîte de maillage cylindrique de diamètre 12mm est localisée au centre du lopin avec une taille de maille de 0,25mm afin d'avoir une meilleure qualité des résultats à l'interface du défaut. Un maillage fin va ainsi permettre de visualiser les divers phénomènes tels que la décohésion de la matière se produisant à l'interface défaut-lopin. La barre en acier inoxydable est maillée avec des mailles de 0,25mm ce qui permet d'avoir 10 mailles dans le diamètre.

Comme pour le lopin le matériau composant la barre en acier inoxydable suit la loi de comportement de HANSEL-SPITTEL. Le modèle de frottement à l'interface du lopin et de la barre en acier inoxydable est de type glissant donc le coefficient $\bar{m}$ est nul. Les échanges thermiques entre le lopin et le défaut sont pris en compte, notamment par conduction avec un coefficient d'échange thermique égale à 10000 W/m².°C. Le cœur du lopin contenant le défaut tend à réchauffer la peau qui est plus froide à cause du contact avec les matrices. Les valeurs des différents paramètres retenus dans le modèle numérique sont présentées dans le Tableau 36.

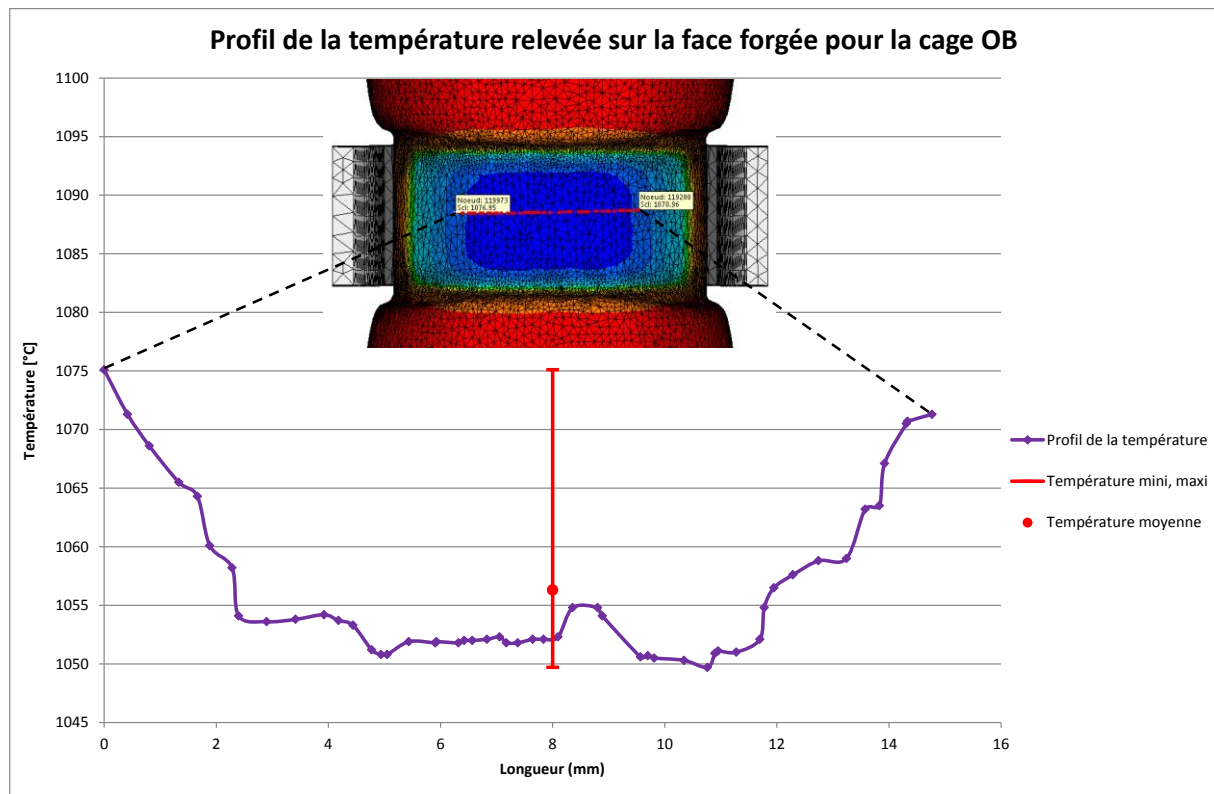
Tableau 36 : Valeurs des divers paramètres du modèle numérique

Coefficients thermomécaniques	Valeur du coefficient
Coefficient de frottement lopin/outils	0,3
Effusivité des cylindres [b en J.K-1.m-2.s-1/2]	11763
Conduction lopin/outils [α en W/m ² .°C]	2000
Conduction lopin/défaut [α en W/m ² .°C]	10000
Convection [h en W/m ² .°C]	10
Rayonnement [ε sans unité]	0,88

4.2.2 Résultats de la simulation

4.2.2.1 Résultats des températures

Les températures de la surface forgée sont relevées après chaque passe de forgeage afin d'être comparées aux températures expérimentales. La Figure 201 illustre la méthode retenue pour relever les températures simulées en surface du lopin forgé. Pour cela une ligne repérée en rouge est tracée sur la face forgée afin de générer le profil de température représenté par la courbe de couleur violette. La zone du tracé correspond à la zone visée lors de la mesure de température sur le lopin forgé expérimentalement. L'amplitude et la moyenne des températures simulées sont tracées afin de pouvoir comparer les résultats simulés et expérimentaux. La méthode présentée est valable pour relever les températures du lopin après chaque passe de forgeage numérique.



4.2.2.2 Evolution morphologique des défauts simulés

Défaut porosité

La Figure 202 montre l'évolution géométrique du lopin et du trou assimilé à de la porosité jusqu'à la passe de forgeage 3. La section étudiée se trouve dans le plan médian de la zone forgée. Il est possible de visualiser que la géométrie du trou évolue de la même façon que la géométrie du lopin. Par exemple après la passe de forgeage OA les sections du lopin et du défaut sont ovales. L'aire du trou est calculée après chaque étape de forgeage permettant ainsi de déterminer son taux de fermeture. Un taux de déformation de 17% est appliqué au lopin lors de la passe de forgeage OA ce qui entraîne une fermeture du trou d'environ 60%. Le taux de fermeture engendré par la passe OB est de l'ordre de 27% malgré un taux de déformation appliqué au lopin similaire à celui de la passe précédente. De plus la Figure 203 montre que la température relevée numériquement au cœur du lopin est de 1250°C pour les deux passes de forgeage, cela implique que la contrainte d'écoulement du matériau pour les deux cas est similaire. La passe de forgeage 3 entraîne une fermeture complète du trou et il ne se rouvre pas lors des passes suivantes. La fermeture du défaut est gérée numériquement par la détection des contacts matière-matière.

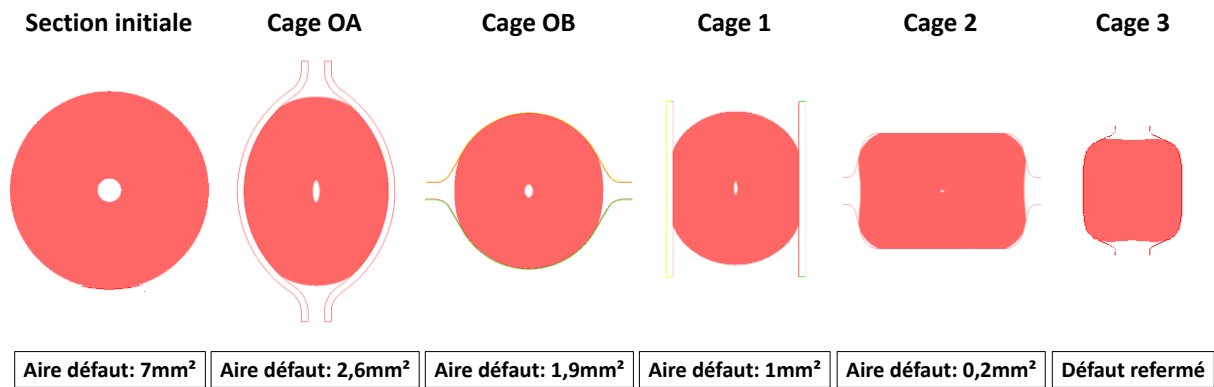


Figure 202 : Simulation de l'évolution morphologique du trou assimilé à de la porosité

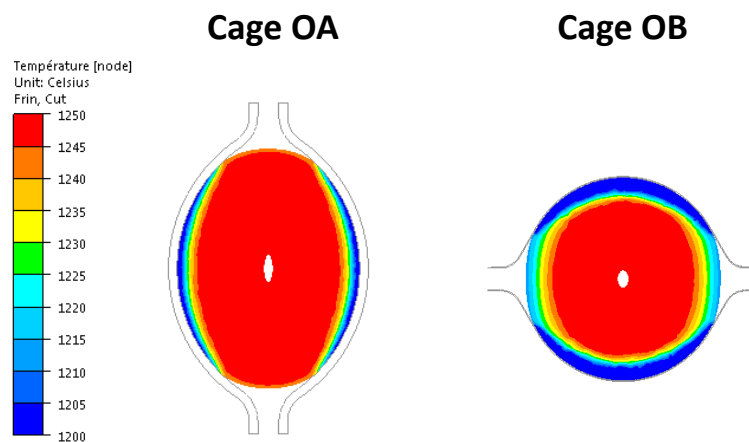


Figure 203 : Gradient de températures dans la section du lopin après les passes de forgeage OA et OB

Défaut barre en acier inoxydable

Le plan médian de la zone forgée numériquement est sélectionné pour étudier l'évolution géométrique du défaut. La Figure 204 présente les morphologies du lopin et de la barre en acier inoxydable après chaque passe de forgeage. Le défaut est représenté en bleu sur la figure. Une décohésion symétrique de la matière apparaît à l'interface du défaut. Pour chaque passe de forgeage le décollement est orienté à 90° par rapport à la direction de déformation. L'extrémité de la décohésion est de forme arrondie après toutes les passes de forgeage sauf pour la passe 2 pour laquelle l'extrémité de la décohésion est de forme triangulaire. Ce phénomène peut s'expliquer par la forme carrée de la gravure des matrices de la passe 2 contrairement aux autres matrices qui alternent une forme de gravure ovale-rond. Cette géométrie a une influence sur l'écoulement de la matière. La forme de la décohésion ressemble à celle rencontrée à l'interface des défauts présents dans les tôles laminées comme cela est illustré dans l'étude de LUO [LUO01b]. Cependant la décohésion de la matière est de forme arrondie après la passe de forgeage 1 alors que les matrices possèdent une forme de gravure plate. Le taux de déformation appliqué au lopin lors de cette passe est de 6% ce qui

est faible comparé aux autres passes qui avoisinent en moyenne un taux de déformation de 20%. Aucune décohésion n'est visible à l'interface du défaut après les passes 4 et 5.

La largeur du décollement et l'aire du défaut sont mesurées. Les résultats sont répertoriés dans le Tableau 37. Les données calculées montrent que la forme de la gravure des matrices a également un impact sur la largeur de la décohésion. En effet la largeur du décollement après la cage 2 est de 0,4mm pour un taux de déformation de 20% alors qu'après la passe 3 la décohésion n'est que de 0,13mm avec un taux de déformation de 28%. La section du défaut tend à diminuer après chaque passe de forgeage.

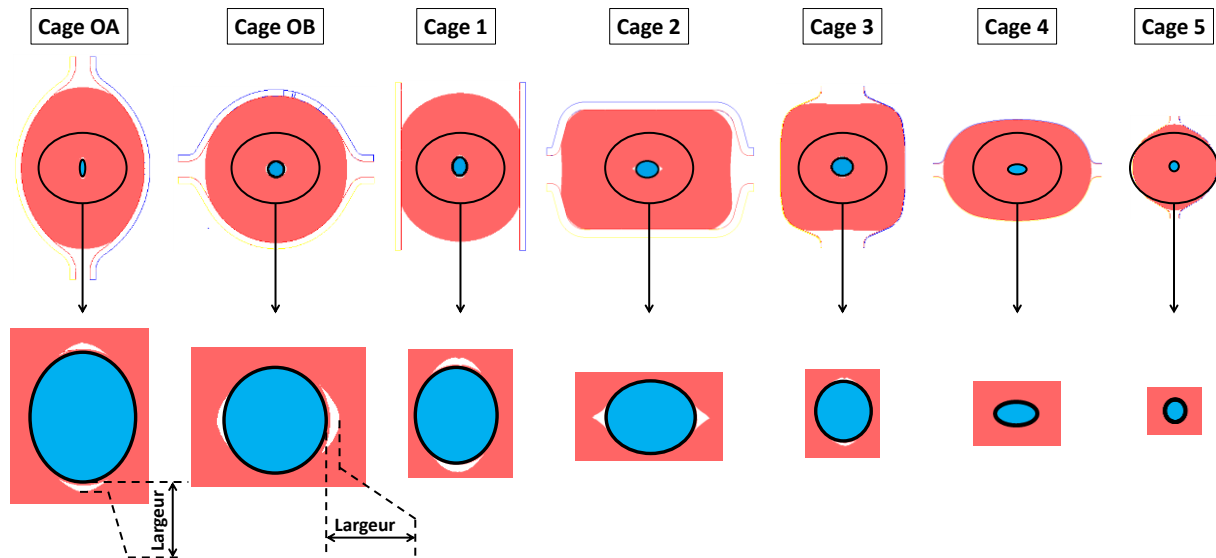


Figure 204 : Simulation de l'évolution morphologique de la barre en acier inoxydable

Le calcul de l'aire du défaut a permis de définir le taux de corroyage appliqué à la barre en acier inoxydable. Ce dernier est représenté après chaque passe de forgeage sur la Figure 205 par des carrés de couleur bleue. De la passe de forgeage OA à la passe 3 le taux de corroyage cumulé évolue peu. Cependant à partir de la passe 4 une augmentation nette du taux de corroyage est notable et il atteint un niveau d'environ 4,6. Le phénomène rencontré peut s'expliquer par l'absence de décohésion à l'interface du défaut pour les passes 4 et 5. En effet, la déformation appliquée au lopin lors des dernières passes de forgeage agit sur le défaut dès le début de l'écrasement contrairement aux premières passes où la déformation appliquée permet de refermer le décollement.

Les résultats issus de la simulation numérique vont être comparés aux résultats expérimentaux afin d'éprouver le modèle mis en place.

Tableau 37 : Données de la barre en acier inoxydable simulée après chaque passe de forgeage

	Largeur décohésion (mm)	Aire de la barre en acier inoxydable (mm ²)	Taux de déformation global/cage (%)
Initiale		8,0	
Cage OA	0,15	7,2	17
Cage OB	0,25	7,0	16
Cage 1	0,23	6,9	6
Cage 2	0,4	5,9	20
Cage 3	0,13	5,5	28
Cage 4		3	30
Cage 5		1,2	25

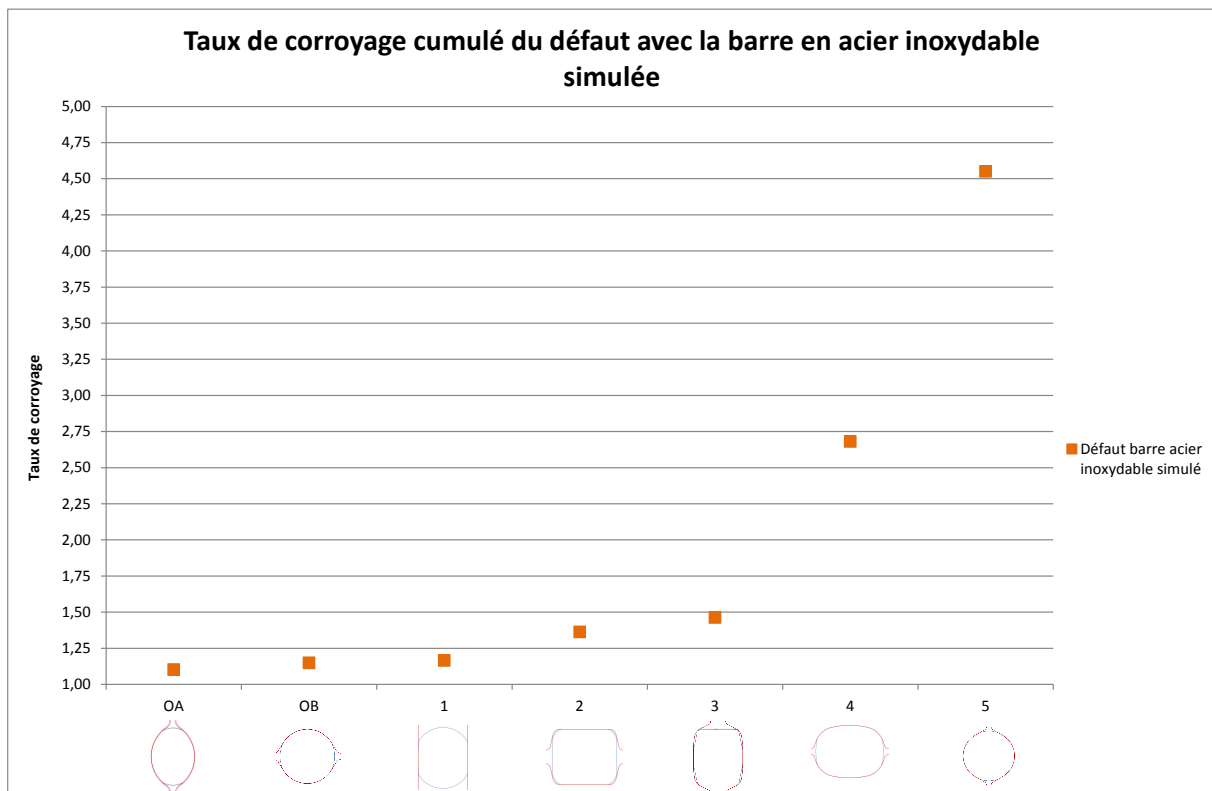


Figure 205 : Taux de corroyage cumulé de la barre en acier inoxydable simulée après chaque passe de forgeage

4.3 Confrontation du modèle numérique avec les essais expérimentaux

Les résultats simulés et expérimentaux sont comparés afin de vérifier la fiabilité des résultats issus de la simulation numérique. Dans un premier temps le taux de corroyage global du lopin et les températures de ce dernier sont comparés et analysés. La comparaison des résultats concernant les défauts sont traités par la suite.

4.3.1 Comparaison du taux de corroyage cumulé du lopin

La Figure 206 compare le taux de corroyage cumulé du lopin forgé numériquement et expérimentalement après chaque passe de forgeage. Les taux de corroyage simulés et expérimentaux sont respectivement représentés par des losanges verts et bleus.

Par comparaison les résultats simulés et expérimentaux suivent la même tendance. Cependant un écart compris entre 10 et 15% est notable entre les deux grandeurs étudiées. Dès la cage OA un écart entre les deux grandeurs est présent et reste stable jusqu'à la cage 1. A partir de la cage 2 cet écart s'amplifie et reste identique jusqu'à la cage 5. Le changement de géométrie des matrices peut expliquer ces écarts. En effet, les gravures des matrices des cages 2 et 3 sont carrées et à partir de la cage 4 il y a de nouveau une alternance des formes ovale-rond. A la dernière passe de forgeage le taux de corroyage expérimental atteint un niveau de 4,4 contre environ 3,9 pour la simulation.

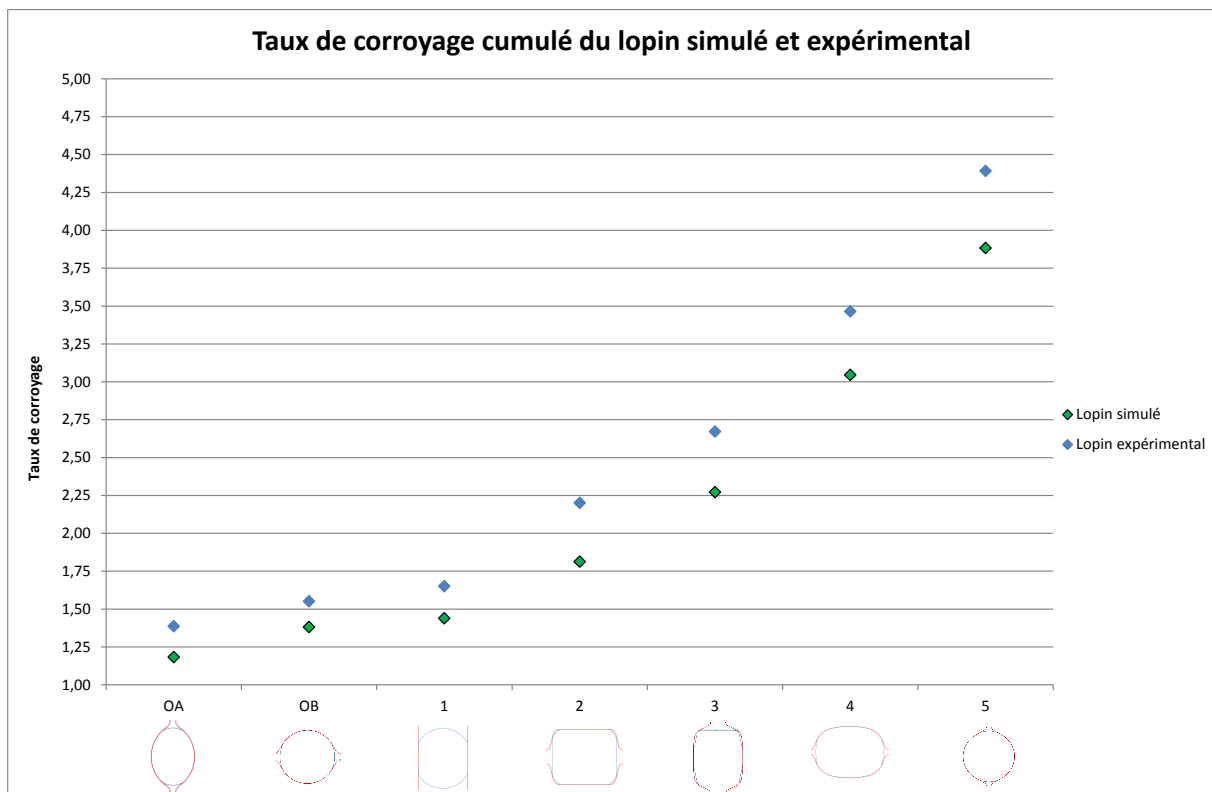


Figure 206 : Comparaison du taux de corroyage cumulé du lopin simulé et expérimental après chaque passe de forgeage

4.3.2 Comparaison des températures

La température de la surface du lopin en contact avec les matrices est mesurée expérimentalement après chaque passe de forgeage à l'aide d'un pyromètre monochromatique manuel. La Figure 207 illustre la méthode de mesure employée. Après chaque passe de forgeage un premier opérateur récupère le lopin et l'oriente vers un second qui vise la surface forgée avec le pyromètre afin de relever la température. Cette dernière n'est aucunement influencée par le type de défaut placé à l'intérieur du lopin.

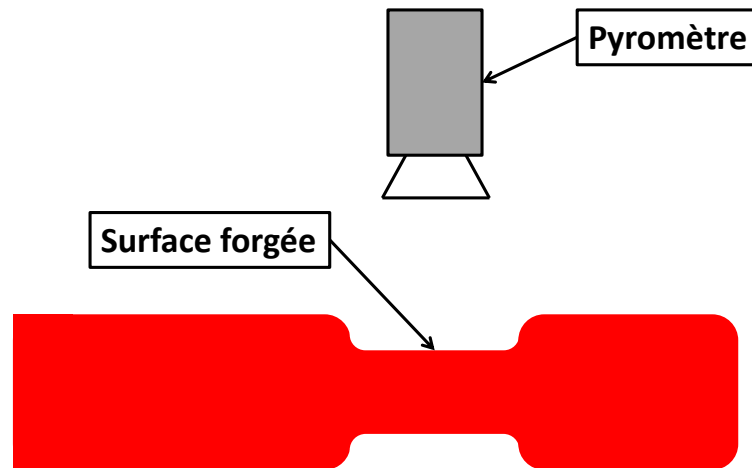


Figure 207 : Méthode pour mesurer la température de la surface du lopin forgé expérimentalement

Les températures relevées après chaque passe de forgeage sont moyennées pour être comparées aux valeurs numériques. La Figure 208 compare les résultats simulés et expérimentaux. On retrouve en noir l'amplitude et la moyenne des températures simulées après chaque passe de forgeage. La moyenne des températures expérimentales relevée après chaque étape de forgeage est désignée par des carrés rouges. La comparaison des résultats montre que les températures simulées et expérimentales suivent la même tendance. Cependant les températures simulées pour les passes OA, OB et 1 sont inférieures à celles relevées lors des essais mais la différence ne dépasse pas les 3%. A partir de la passe 2 et jusqu'à la passe 5 les températures simulées se trouvent au-dessus des températures expérimentales. Un écart compris entre 6 et 8% est notable pour les passes 2 et 3 tandis que pour les passes suivantes cet écart est inférieur à 2%.

La comparaison des résultats montre que le choix du coefficient d'échange thermique est judicieux car les écarts de températures relevés expérimentalement et numériquement se trouvent en dessous de 10%.

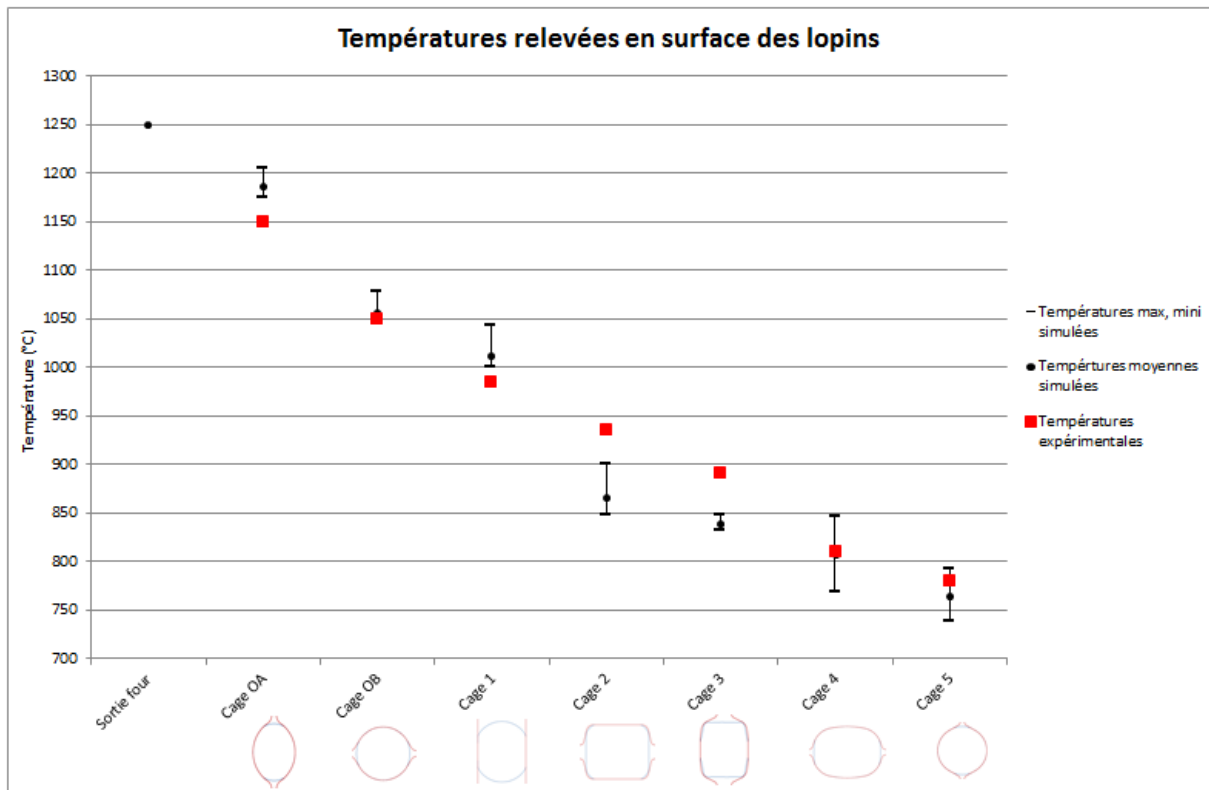


Figure 208 : Comparaison des températures simulées et expérimentales après chaque passe de forgeage

4.3.3 Comparaison de l'évolution morphologique des défauts

Défaut porosité

Les contrôles par rayons x et ultrasons ont permis de suivre l'évolution morphologique du trou après chaque passe de forgeage. Les résultats des analyses sont présentés dans la partie 4.1.3.1. Quant aux résultats de la simulation ils sont détaillés dans la partie 4.2.2.2.

La morphologie du trou après chaque passe de forgeage est illustrée sur la Figure 209. Pour les deux cas présentés la température de forgeage est de 1250°C. La comparaison des résultats se fait suivant deux vues : la face forgée et le bord libre.

En pratique le trou est refermé dès la passe de forgeage OA tandis qu'en simulation la fermeture complète n'intervient qu'à partir de la passe 3. La largeur de la cavité simulée après la passe OA est d'environ 1mm. La différence de fermeture peut s'expliquer avec les écarts de corroyage entre le lopin simulé et expérimental relevés sur le graphique de la Figure 206. Les résultats montrent qu'en pratique le lopin est plus déformé qu'en simulation. Le réglage de la levée peut en partie être responsable du fait qu'en simulation la fermeture du trou soit tardive. En pratique il est difficile d'atteindre la levée théorique fixée car le réglage est réalisé avec des empilements de cales. Par exemple la levée visée pour la passe OA est de 2,5mm, lors des essais expérimentaux il est possible d'atteindre cette valeur avec une tolérance de $\pm 0,3$ mm sans tenir compte de la déformation des éléments de la presse et de l'outillage. Une autre explication qui peut expliquer ces écarts de fermeture est que lors des essais l'allongement est

moins important qu'en simulation à cause de la raideur et de la thermique des extrémités du lopin. Dans les deux cas la déformation engendrée est identique ce qui veut dire qu'en pratique les déformations dans les directions transverses sont privilégiées.

Que ce soit en simulation ou en pratique, lorsque le trou est complètement refermé il ne se rouvre pas lors des passes suivantes. En simulation la fermeture est gérée par la détection du contact matière-matière.

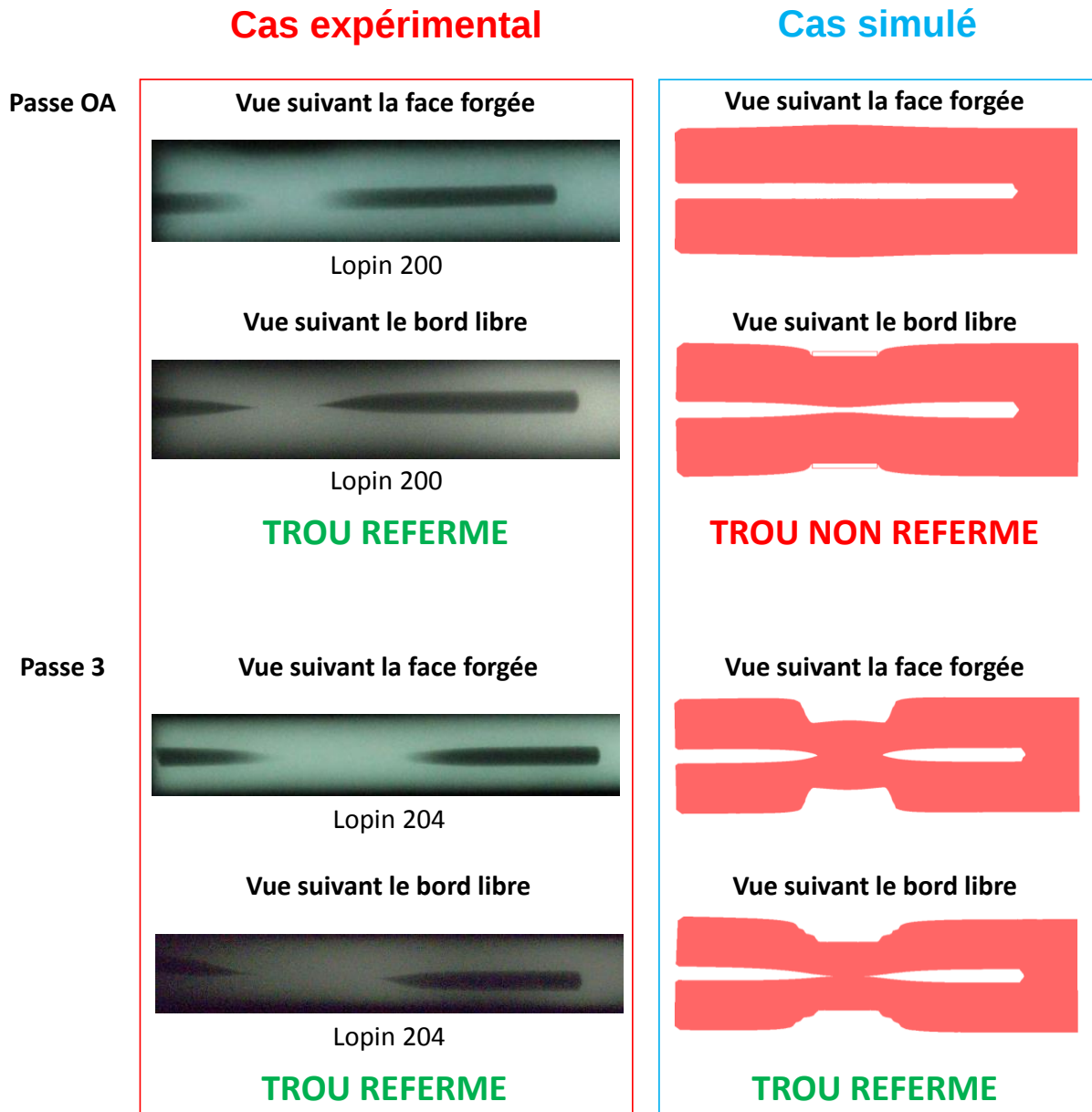


Figure 209 : Comparaison de l'évolution morphologique du trou suivant la face forgée et le bord libre pour les cas simulé et expérimental à 1250°C

Défaut barre en acier inoxydable

La comparaison des phénomènes, simulé et expérimental, rencontrés après chaque passe de forgeage va permettre d'analyser l'évolution morphologique de la barre en acier inoxydable. Le taux de corroyage du défaut simulé et expérimental sont également comparés.

La Figure 210 compare la géométrie et la longueur des décohésions de la matière à l'interface du défaut simulé et expérimental après les passes de forgeage OA, 2 et 3. Que ce soit pour le cas simulé ou expérimental, le décollement de la matière après la passe OA est symétrique et les largeurs mesurées de 0,15mm sont identiques. Cela n'est pas le cas pour la passe 2 car dans le cas expérimental la décohésion n'apparaît que d'un seul côté du défaut. De plus la largeur du décollement mesurée est de 0,1mm tandis qu'en simulation la largeur est de 0,4mm. Cependant pour les deux cas le décollement est de forme triangulaire. L'analyse expérimentale de la section après le forgeage de la passe 3 montre qu'aucune décohésion n'est visible à l'interface du défaut, or cela n'est pas valable pour le cas simulé. Les résultats présentés dans la partie 4.2.2.2 montrent qu'en simulation aucun décollement à l'interface du défaut n'apparaît à partir de la cage 4 alors qu'expérimentalement le phénomène n'est plus visible à partir de la cage 3.

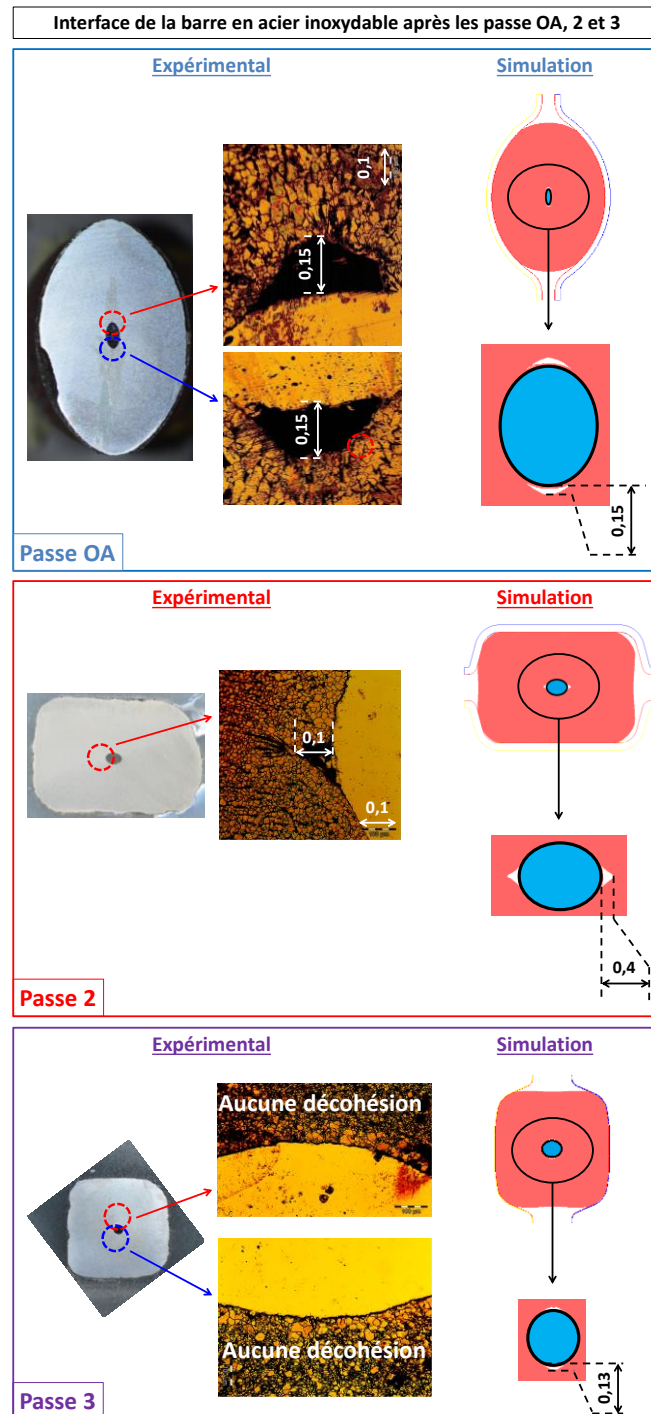


Figure 210 : Comparaison de la largeur du décollement à l'interface de la barre en acier inoxydable après les passes de forgeage OA, 2 et 3 à 1250°C

L'analyse de l'évolution géométrique de la barre en acier inoxydable peut être réalisée en comparant le taux de corroyage simulé et expérimental appliqué au défaut. La Figure 211 compare le taux de corroyage cumulé du défaut lors des différentes passes de forgeage simulées et expérimentales. Le taux de corroyage subi numériquement et expérimentalement par le défaut est désigné respectivement par les carrés orange et bleus. La tendance entre les deux grandeurs est en accord puisque le taux de corroyage augmente après chaque passe de

forgeage. Cependant le taux de corroyage subi par le défaut en pratique est largement supérieur à celui appliqué dans la simulation. Les résultats présentés montrent que le défaut est plus déformé en pratique qu'en simulation notamment à partir de la passe 2. A travers les dimensions des décohésions relevées pour les deux cas il est possible d'expliquer les écarts concernant le taux de corroyage. Après la passe 2 la largeur du décollement relevée en simulation est de 0,4mm tandis que dans le cas expérimental elle n'est que de 0,1mm. Dans les deux cas les premiers dixièmes de millimètres parcourus par le coulisseau de la presse entraîne une déformation du lopin permettant de refermer la cavité créée lors de la passe précédente. Plus la largeur de la décohésion est grande plus la course effectuée par le coulisseau doit être grande afin de refermer complètement la cavité. La Figure 212 illustre ce phénomène. Cela revient à dire qu'à l'instant t_0 la largeur de la cavité simulée est égale à L et en pratique à l avec $L > l$. A l'instant t_1 un décollement est toujours visible en simulation tandis qu'il est refermé dans le cas expérimental. Dans le cas pratique le défaut est déformé à l'instant t_3 , ce qui n'est pas encore le cas en simulation puisque la décohésion vient seulement de se refermer. En fin de forgeage t_f et avec un taux de déformation appliqué au lopin identique, le défaut est plus déformé dans le cas expérimental c'est-à-dire lorsque la largeur de la décohésion est égale à l .

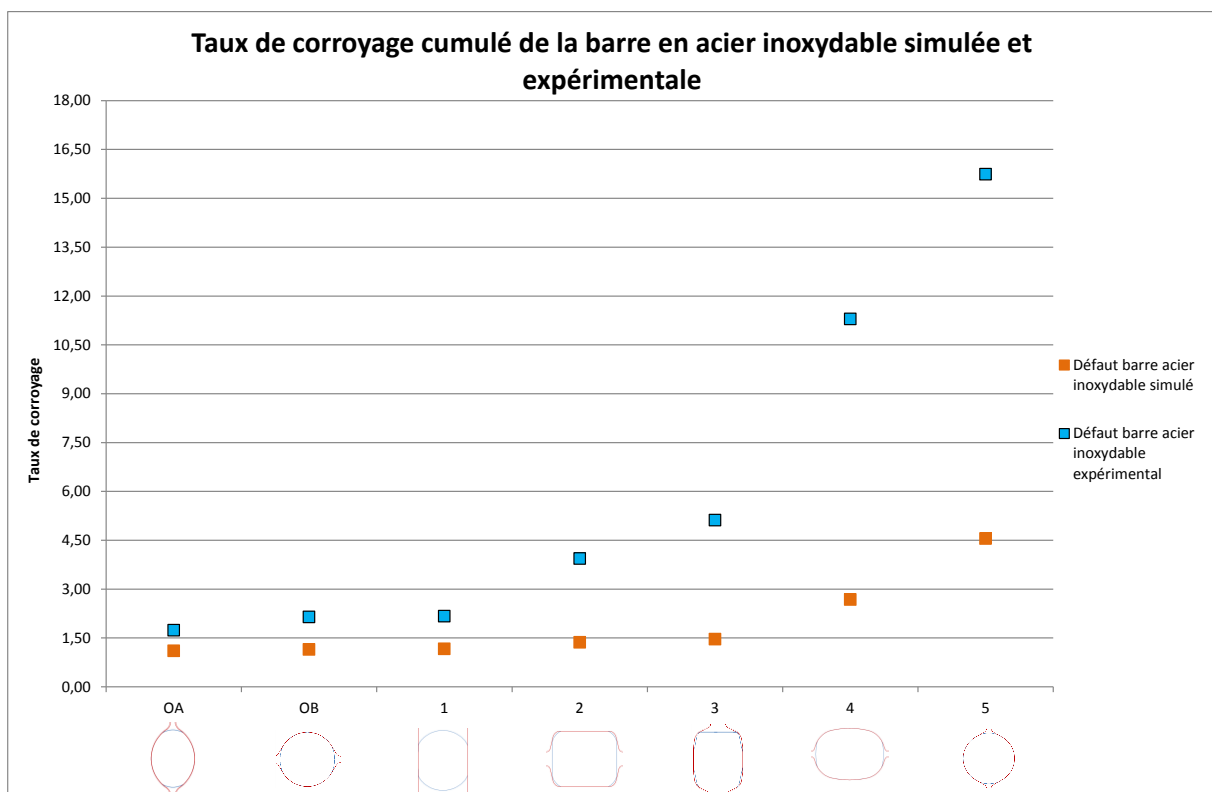


Figure 211 : Comparaison du taux de corroyage cumulé appliqué à la barre en acier inoxydable simulée et expérimentale à 1250°C

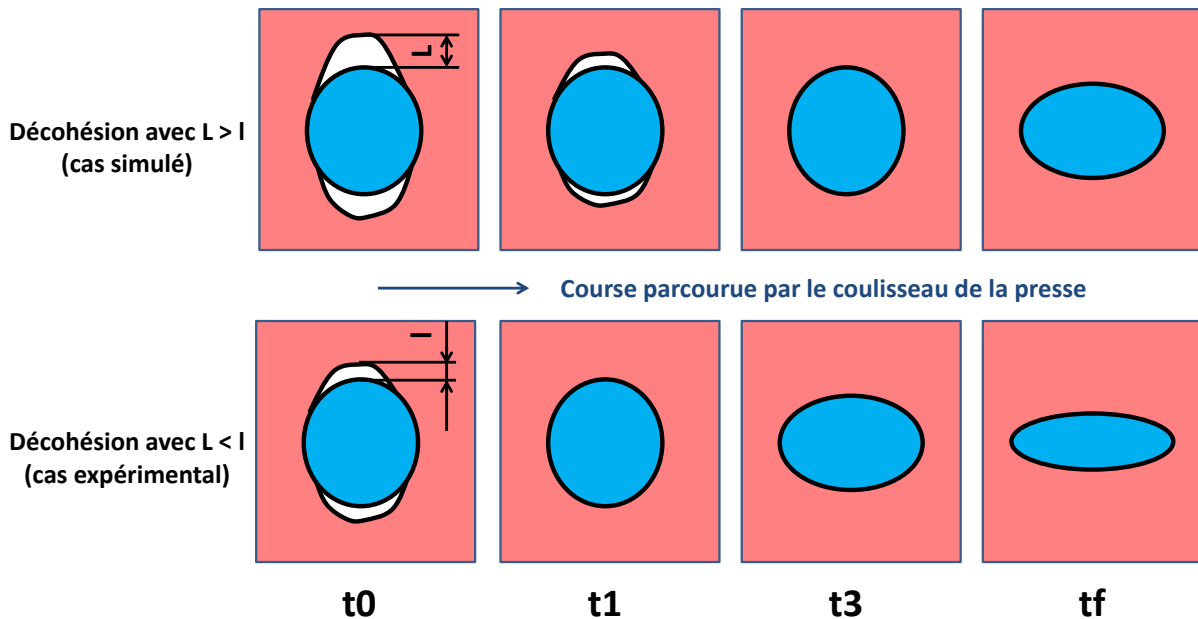


Figure 212 : Illustration de l'influence de la largeur de la cavité sur la déformation du défaut

4.3.4 Etude de sensibilité

L'étude de sensibilité va permettre d'identifier l'influence de certains paramètres thermomécaniques sur l'évolution du trou et de la barre en acier inoxydable présent au centre du lopin. La cage OA est sélectionnée pour réaliser cette étude afin de limiter les temps de calcul. Les paramètres variables sont la température, la levée entre les matrices et le frottement entre les outils et le lopin. Les valeurs des données d'entrée de référence ainsi que les valeurs retenues pour l'étude sont répertoriées dans le Tableau 38.

La loi de HANSEL-SPITTEL permettant de modéliser l'écoulement de la matière de l'inclusion a un rôle prépondérant sur son évolution morphologique. Cependant dans les travaux de thèse l'influence de la loi de comportement n'est pas étudiée.

Tableau 38 : Valeurs des paramètres variables pour réaliser l'étude de sensibilité

Paramètres variables	Valeurs de référence	Valeurs variables	
Température (°C)	1250	1000	
Levée entre les matrices (mm)	2,5	1,5	3,5
Coefficient de frottement	0,3	0,8	

4.3.4.1 Etude sur le comportement du trou assimilé à de la porosité

La Figure 213 illustre l'influence des divers paramètres sélectionnés sur la section du trou percé au cœur du lopin. Les variations de section relevées entre la simulation de

référence et les simulations réalisées en faisant varier les divers paramètres sont exprimées en pourcentage.

Le paramètre le plus influent est la levée entre les matrices. En effet lorsque l'ouverture entre les matrices diminue la section du trou diminue également car la déformation engendrée dans le lopin est plus grande, inversement lorsque la levée augmente le trou se trouve moins refermé. Dans le cas présenté la variation de la section du trou entre le modèle de référence et les modèles avec la levée modifiée est d'environ 42%.

Les résultats de la Figure 213 montrent que la température a peu d'influence sur la fermeture du trou. Le fait que la température a peu d'influence montre que c'est la géométrie du lopin générée par la levée entre les matrices qui est prédominante.

Le frottement entre le lopin et les outils est négligeable car il n'a aucune influence sur le comportement du trou. En forgeage comme en laminage le taux de déformation appliqué au produit mis en forme est régi par la levée entre les outils qui dans le cas étudié est identique. Les résultats de l'étude sur la levée montrent que pour refermer le trou il est nécessaire de diminuer la distance entre les matrices.

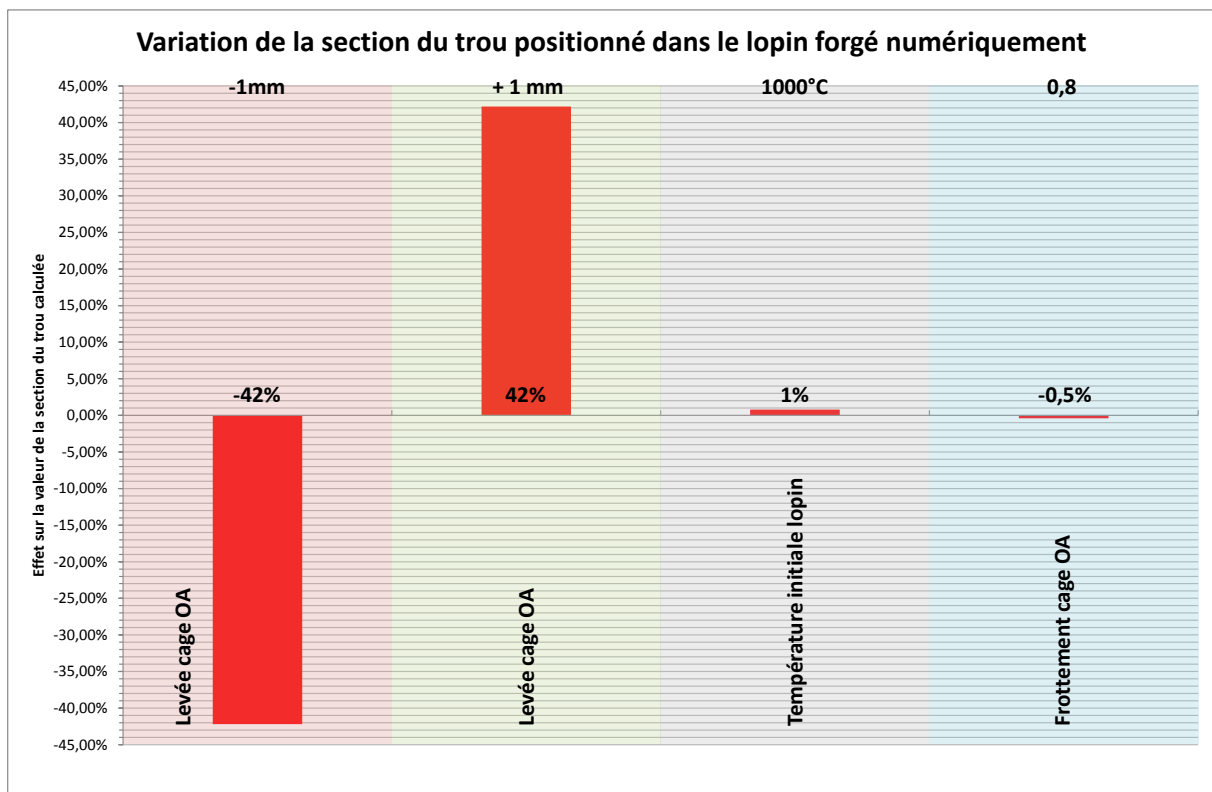


Figure 213 : Influence des paramètres physiques sur la section du trou percé au centre du lopin lors de la passe de forgeage OA

4.3.4.2 Etude sur le comportement de la barre en acier inoxydable

L'influence des divers paramètres étudiés sur le comportement de la barre en acier inoxydable est présentée sur la Figure 214. De plus, les effets sur la largeur de la décohésion sont étudiés et sont visibles sur la Figure 215. En plus des paramètres énoncés précédemment,

le frottement à l'interface défaut-matrice est étudié en prenant une valeur de 0,8 alors que dans le modèle de référence le contact est considéré glissant. Les sections du défaut relevées pour les divers cas sont comparées à la section de référence et les écarts sont exprimés en pourcentage. Il en est de même pour la largeur de la décohesion à l'interface du défaut.

La levée entre les matrices influence à la fois la section du défaut et la largeur de la décohesion présente à l'interface de ce dernier. En effet les résultats de la Figure 214 montrent qu'une augmentation de la déformation entraîne une diminution de la section du défaut d'environ 4% et inversement. Que ce soit avec une diminution ou une augmentation de la déformation la largeur de la décohesion à l'interface du défaut tend à diminuer. Les résultats avancés sont visibles sur la Figure 215. Les deux cas décrits peuvent être assimilés respectivement aux illustrations a) et c) de la Figure 51 présentées dans les travaux de LUO [LUO01b]. Les étapes de décollement de la matière puis de fermeture de la cavité par soudage en fonction du taux de déformation appliqué sont décrites à travers la Figure 52 illustrée également dans l'étude de LUO.

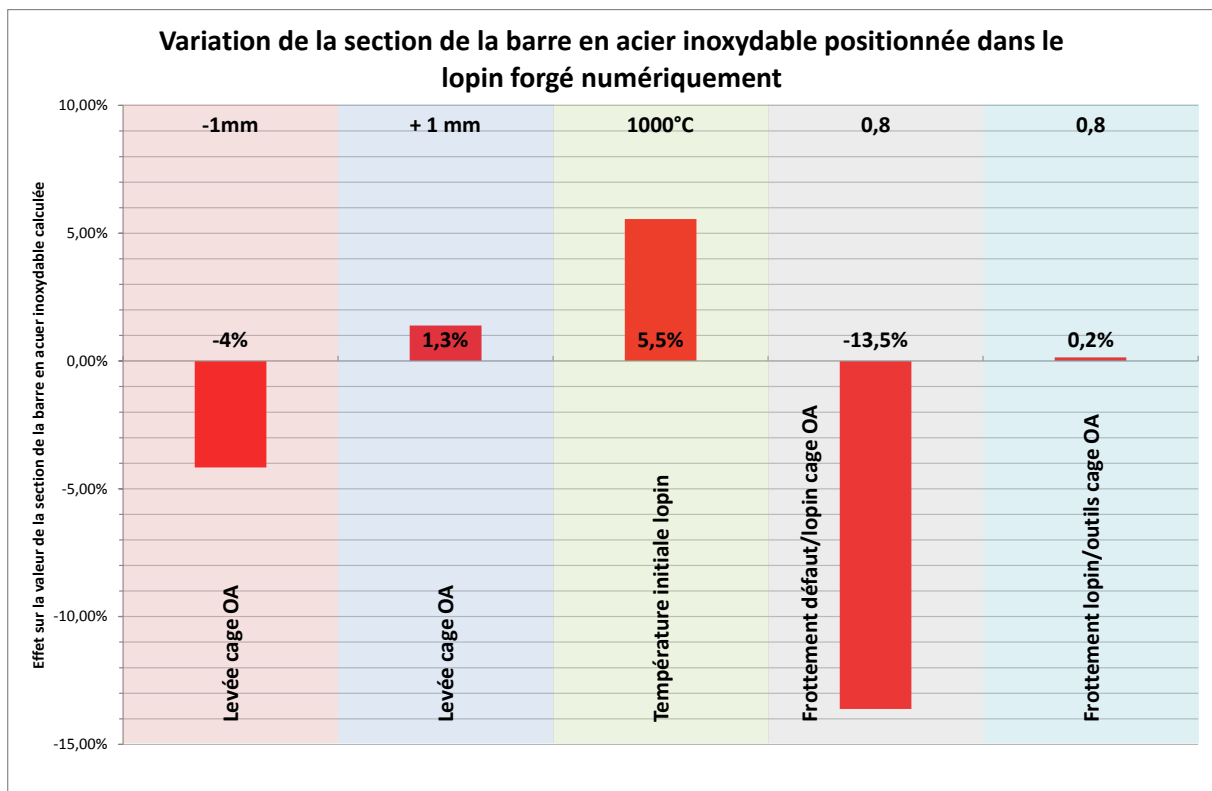


Figure 214 : Influence des paramètres physiques sur la section de la barre en acier inoxydable située au centre du lopin lors de la passe de forgeage OA

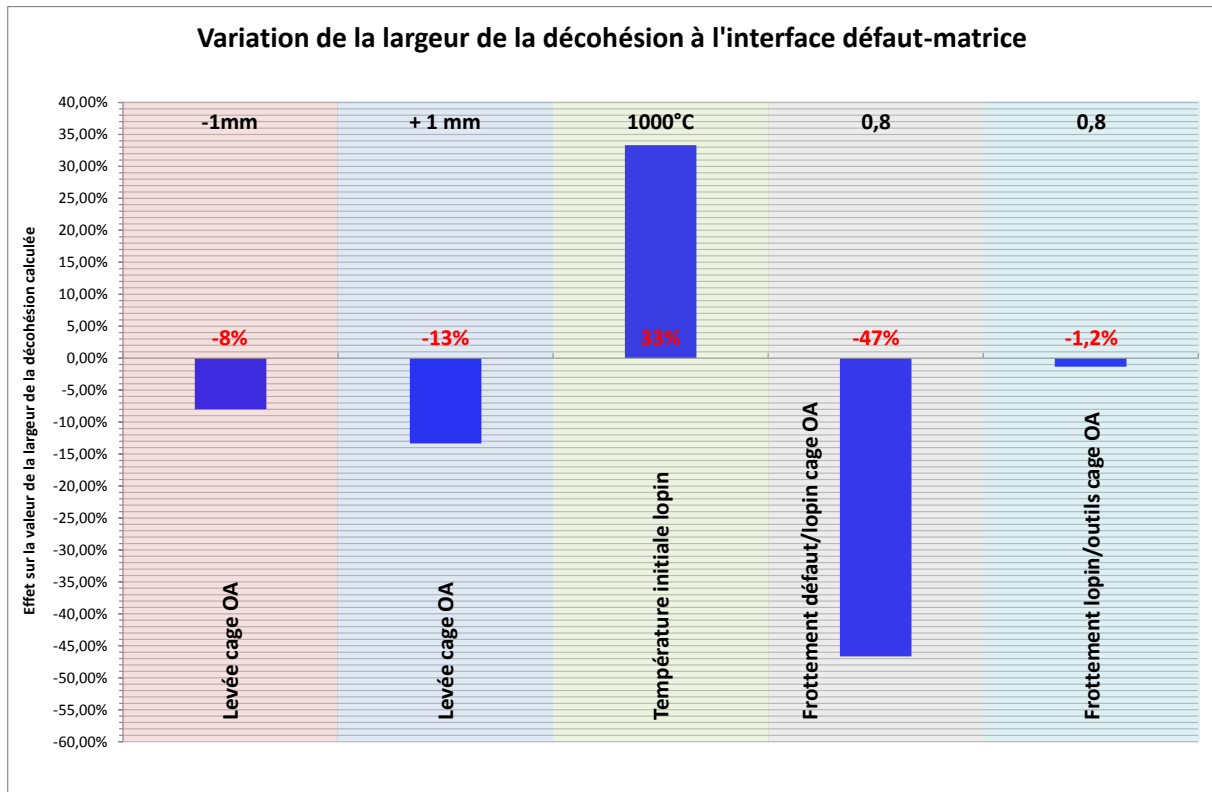


Figure 215 : Influence des paramètres physiques sur la décohésion de la matière à l'interface défaut-matrice lors de la passe de forgeage OA

La Figure 214 montre que la température de mise en forme a un rôle prépondérant dans l'évolution de la section du défaut. En effet à basse température la barre en acier inoxydable tend à moins se déformer malgré un indice de malléabilité entre les deux matériaux identique pour une température de 1000°C et 1250°C. L'indice de malléabilité relevé est pour une vitesse de déformation de $0,1s^{-1}$. La valeur de l'indice de malléabilité entre l'acier C17 et l'acier inoxydable 316L est de 2,5, elle est présentée dans la partie 4.1.1.1. Les résultats montrent que pour une température de mise en forme de 1000°C la barre placée au centre du lopin se déforme moins qu'à 1250°C. Les résultats simulés et expérimentaux suivent la même tendance. La largeur de la cavité à l'interface du défaut tend à augmenter lorsque la température de forgeage diminue.

4.3.4.3 Conclusion

Pour une température et un taux de déformation donnés, le frottement à l'interface défaut-matrice a une forte influence sur les deux grandeurs comparées. Lorsque le frottement augmente le défaut se trouve plus déformé et la largeur de la décohésion à l'interface de ce dernier tend à diminuer. Dans le cas étudié la variation de section est de l'ordre de 15%. Une variation de la résistance au glissement entre les surfaces du défaut et du lopin entraîne des contraintes tangentielles plus grandes qui influencent l'écoulement des deux matériaux. On peut supposer que si l'inclusion se déforme moins, la matière du lopin s'écoule plus autour

d'elle formant un décollement plus important.

Comme pour le trou le frottement entre le lopin et les matrices n'influence pas de façon significative le comportement de la barre en acier inoxydable et la largeur de la décohésion se trouvant à proximité.

4.4 Conclusions

Dans un premier temps, le chapitre 4 a mis en avant les différentes séries d'essais menés avec l'outillage de forge qui est représentatif des sollicitations thermomécaniques rencontrées dans les barres laminées. La première série d'essais a consisté à utiliser des composés ayant un comportement proche des défauts rencontrés dans les blooms issus de la coulée continue. Six composés différents qu'il est possible de répartir en trois catégories sont utilisés. Il s'agit de composés tels que la silice ou encore la poudre d'alumine qui sont assimilés à des défauts friables. Dans la seconde catégorie se trouve les défauts durs comme la barre en alumine qui est fragile et la barre en acier inoxydable qui reste malléable à haute température. Pour finir la porosité rencontrée dans les produits coulés est assimilée à un simple trou. La comparaison du taux de corroyage global des lopins avec celui des défauts montre que la déformation n'est pas uniforme dans la section de la barre. Ce qui implique que le comportement du défaut est influencé par sa position dans le lopin. Il est difficile d'évaluer le comportement des défauts friables car il dépend fortement de la mise en place du composé et notamment du tassage des poudres. Le suivi des défauts est analysé avec des méthodes de contrôle non destructif. Les analyses radiographiques et ultrasonores permettent d'identifier la fragmentation de la barre en alumine et la décohésion de la matière à l'interface de la barre en acier inoxydable. Quant au défaut assimilé à de la porosité il est possible de déterminer à quelle passe de forgeage il se referme complètement. Après cette première étude trois composés sont retenus pour réaliser les essais suivants, il s'agit de la barre en alumine, la barre en acier inoxydable et du trou assimilé à la porosité.

Les essais suivants consistent à faire varier les conditions de forgeage afin d'identifier l'influence des paramètres thermomécaniques sur le comportement des défauts. Les paramètres variables retenus sont la température initiale du lopin et la levée entre les matrices de la cage 2. La température initiale des lopins est de 1000°C et 1250°C. A travers les images issues des analyses par rayons x et par ultrasons il est difficile de conclure sur l'impact de la température dans le mécanisme de fragmentation des barres en alumine. Le contrôle sur la porosité montre qu'en plus de l'alternance de la direction de déformation, la température influe sur la fermeture de ce type de défaut. Dès la première passe de forgeage le trou est refermé pour les deux températures retenues. Cependant la longueur de la zone refermée à 1250°C est plus grande qu'à 1000°C. Dans les deux cas le défaut ne se rouvre pas lors des passes suivantes. Concernant la barre en acier inoxydable il est possible de visualiser une alternance de la décohésion de la matière lors de chaque passe de forgeage. Par comparaison, la taille du décollement de la matière est plus grande à 1000°C. Lorsque le vide est refermé une trace de soudure reste apparente pour cette même température, ce qui n'est pas le cas pour une température de forgeage de 1250°C.

En faisant varier la levée de la cage 2 de $\pm 1\text{mm}$, il est difficile d'exploiter les résultats sur le mécanisme de fragmentation de la barre en alumine et donc d'identifier l'influence du taux de déformation. La largeur de la décohésion à l'interface de la barre en acier inoxydable tend à augmenter avec une augmentation du taux de déformation. Pour la porosité, un taux de déformation élevée entraîne une largeur de fermeture du défaut plus grande.

La modélisation d'un défaut à l'intérieur d'une barre n'est pas aisée car cela nécessite

de prendre en compte plusieurs paramètres comme par exemple le frottement à l'interface des deux solides. A travers leur modèle numérique certains auteurs ont mis en évidence l'influence de certains paramètres opératoires sur le comportement de défaut type inclusion et porosité. LUO a par exemple étudié les phénomènes de décohésion de la matière se produisant à l'interface des inclusions dures. Dans notre étude, deux modèles sont développés : le premier concerne le lopin avec un simple trou assimilé à de la porosité et dans le second le lopin contient une barre en acier inoxydable. A travers la simulation l'objectif est d'identifier les phénomènes rencontrés dans les lopins forgés expérimentalement tels que la fermeture du trou ou encore le décollement de la matière à l'interface du défaut. Pour cela les sections des défauts simulés et expérimentaux sont comparées. Il en est de même pour la largeur du décollement à l'interface de la barre en acier inoxydable après chaque passe de forgeage. En pratique le trou se referme dès la passe de forgeage OA tandis qu'en simulation ce phénomène intervient bien plus tard. La barre en acier inoxydable a tendance à moins se déformer en simulation et des écarts sont notables concernant la largeur de la décohésion. Les hypothèses faites pour modéliser les étapes de forgeages peuvent expliquer les variations relevées entre la simulation et la pratique.

Une étude de sensibilité est réalisée sur une passe de forgeage afin d'identifier l'influence des paramètres thermomécaniques sur le comportement du trou et de la barre en acier inoxydable. La température et la levée entre les matrices qui gouverne le taux de déformation appliqué au lopin sont les paramètres les plus influents sur les deux défauts étudiés. Le frottement à l'interface de la barre en acier inoxydable a un rôle non négligeable sur l'évolution du défaut et sur la largeur de la décohésion à proximité de ce dernier.

Références bibliographiques

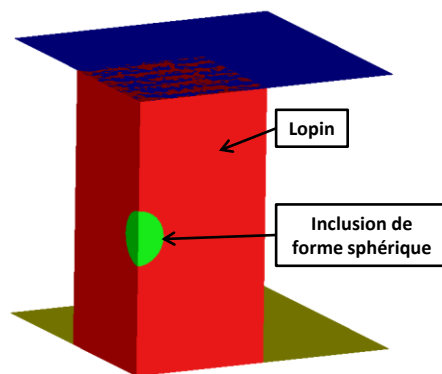
[ERV05] : ERVASTI E., STÅHLBERG U., Void initiation close to a macro-inclusion during single pass reductions in the hot rolling of steel slabs: A numerical study, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 170, pp. 142-150, 2005.

[LUO01a] : LUO C., STÅHLBERG U., Deformation of inclusions during hot rolling of steels, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 114, pp. 87-97, 2001.

[LUO01b] : LUO C., Evolution of voids close to an inclusion in hot deformation of metals, Computational Materials Science, Vol. 21, pp. 360-374, 2001.

[WAN96] : WANG A., & al., A study of pore closure and welding in hot rolling process, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 60, pp. 95-102, 1996.

Chapitre 5 : Conclusions & perspectives



Les travaux de thèse sont consacrés à la mise en place d'un outil permettant d'étudier l'évolution de la santé inclusionnaire des aciers au cours du laminage de barres.

Le processus industriel de fabrication des barres en acier est détaillé au début du premier chapitre. Ensuite, les divers défauts rencontrés dans l'acier lors de son élaboration jusqu'au produit laminé sont décrits. Les défauts ayant un rôle majeur sur les caractéristiques mécaniques des barres laminées sont identifiés, il s'agit des porosités et des inclusions dures de types oxydes. Ces dernières apparaissent lors de la coulée des blooms. Le laminage qui suit va permettre en partie de refermer les porosités et de fragmenter les inclusions afin de réduire leur taille et ainsi réduire leur nocivité. Le chemin de laminage peut avoir un rôle majeur sur cette évolution, c'est-à-dire, que pour un même diamètre final, la succession de réduction permettant de l'atteindre peut jouer sur la structure inclusionnaire. Pour savoir dans quelle mesure il est possible d'améliorer la structure interne du matériau en jouant sur les paramètres de laminage, il apparaît nécessaire de mettre en place un outil de simulation expérimental reproduisant les caractères fondamentaux du laminage industriel. Les essais de caractérisation ne sont pas envisageables directement depuis la ligne de production du fait de leurs dimensions et des coûts que cela engendrerait. L'essai représentatif doit reproduire les grandeurs thermomécaniques intervenant dans l'évolution des porosités et des inclusions, c'est-à-dire, le champ de température, les champs de déformation et la pression hydrostatique.

Le chapitre 2 est consacré à la modélisation et à la simulation par méthode par éléments finis du laminage industriel. Une stratégie de simulation consistant à simuler chaque cage de laminage indépendamment est mise en place. Le modèle numérique est calé puis validé sur la base de mesures des couples de laminage et de la température de surface sur la ligne de production. Le modèle obtenu permet de retrouver les tendances expérimentales même si les couples pour les deux premières cages de laminage sont surévalués. L'introduction de la tension inter-cage ne permet pas de corriger les écarts constatés de façon significative. Les sollicitations thermomécaniques dans la barre laminée obtenues par la simulation servent de base au choix et à la conception du test de caractérisation.

Le chapitre 3 est consacré au choix, à la conception, à la mise en œuvre et à la validation du test de caractérisation. Le test retenu est un test dit de "forgeage libre" à échelle réduite par rapport aux dimensions du laminoir industriel et utilise des matrices de forme qui reprennent la géométrie de chaque cage. Ce test reproduit les amplitudes des sollicitations thermomécaniques dans la barre laminée et notamment l'alternance des directions de déformation. Les premiers résultats expérimentaux ont permis de valider l'essai et caler son modèle numérique.

Le chapitre 4 est consacré à l'étude de l'évolution de trois types de défaut que sont les porosités, les inclusions dures et les inclusions malléables. Les premiers essais qui font l'objet de ce chapitre ne concernent pas des défauts réels prélevés dans des barres ou des blooms mais des défauts artificiels. Malgré le fait que les défauts introduits n'ont pas une taille représentative, ils ont permis toutefois de reproduire certains phénomènes identifiés dans l'étude bibliographique du chapitre 1 : la fermeture des porosités, la formation de vides autour des inclusions dures malléables et la fragmentation des inclusions dures et fragiles. Une étude paramétrique concernant la température de mise en forme et les levées de laminage est conduite. L'évolution des défauts est observée par les techniques de contrôle par ultrasons et

radiographie. Les premiers résultats ont permis de mettre en évidence l'importance de l'alternance de l'orientation des directions de mise en forme sur l'évolution de ces défauts, en particulier, les vides autour des inclusions dures. Pour les porosités et les inclusions malléables, un modèle numérique a été mis en place. Compte tenu de la taille des défauts introduits, il n'a pas été nécessaire de réaliser une transition d'échelle entre un calcul macro au niveau du laminage et un calcul micromécanique au niveau de l'inclusion. Les résultats obtenus avec ce modèle permettent de reproduire les phénomènes observés mais avec des amplitudes qui ne sont pas en conformité.

Les travaux de thèse ont donc permis la mise en place d'un test permettant la caractérisation de l'évolution de la propreté inclusionnaire dans les aciers laminés issus de coulée continue.

La contribution de nos travaux à la compréhension du couplage thermomécanique sur l'évolution des défauts de coulée a soulevé de nouvelles interrogations qui pourraient faire l'objet de nouvelles recherches approfondies. Ces interrogations portent sur la modélisation du défaut dans le lopin forgé et sur la partie expérimentale de l'essai de forgeage mis en œuvre.

La modélisation des matériaux hétérogènes à l'échelle macroscopique est un sujet complexe car il est nécessaire de tenir compte du facteur d'échelle et de définir l'interface défaut-matrice. De plus les lois de comportement des matériaux composant les défauts de type inclusion restent difficiles à identifier. Des techniques de transition d'échelles sont développées dans la littérature afin d'identifier en chaque point de la pièce son comportement macroscopique à partir de la modélisation de l'état microstructurale [THI01]. Cette technique de modélisation fait appel à la notion de volume élémentaire représentatif (VER) illustré par la Figure 216.

La modélisation de l'interface défaut-matrice est une étape qui peut influencer fortement le comportement du défaut lors de la déformation. Certains auteurs utilisent des interfaces classiques de type collant ou glissant mais d'autres comme YU modélise une interface d'épaisseur $2\mu\text{m}$ assimilée pour moitié au matériau composant la matrice et pour l'autre au matériau de l'inclusion [YU08b].

La perspective des travaux sur cette thématique serait de mettre en place un modèle à deux échelles, macroscopique et microscopique, permettant de simuler son comportement lors de la mise en forme. Le modèle mis en place servirait également à identifier numériquement à l'échelle microscopique les paramètres physiques influents sur le comportement des défauts afin de limiter leur nocivité.

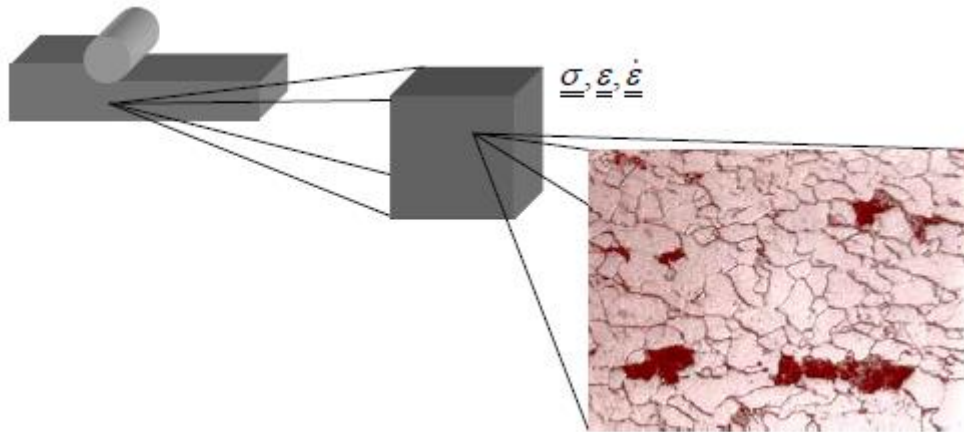


Figure 216 : Illustration de la méthode faisant intervenir un volume élémentaire représentatif (VER) [THI01]

Les perspectives suivantes concernent la partie expérimentale. L'essai de forgeage mis en œuvre a permis d'identifier l'influence des paramètres thermomécaniques sur l'évolution de défaut de taille macroscopique. De nouvelles pistes de travail peuvent être menées à court et à long termes.

Le forgeage sous la presse à vis fait partie des essais à mener à court terme. Ces derniers permettraient d'identifier l'influence de la vitesse de déformation sur le comportement des défauts de taille macroscopique en ayant un cycle thermique du lopin plus proche de celui de la barre laminée. A l'heure actuelle l'essai de forgeage expérimental est représentatif du procédé de laminage jusqu'à la cage 5. A court terme l'idée serait de continuer à déformer les défauts pour connaître leur comportement lors de la déformation subie dans les cages suivantes. Pour cela, deux solutions sont possibles : développer l'outillage pour accueillir les matrices des cages suivantes ou alors utiliser l'opération de fretage présentée dans le manuscrit. L'opération de fretage semble être la solution la plus adaptée d'un point de vue technique et économique. Cependant cette opération nécessite un réchauffage du lopin contenant la frette et le cycle thermique du laminage n'est plus respecté. Il serait intéressant de définir si l'étape de réchauffage a un incident sur le comportement du défaut.

Dans les actions à mener à long terme se trouve la caractérisation de produit brut de coulée afin de prélever des défauts réels en vue de les déformer avec l'essai dit de "forgeage libre". Cependant cette étape demande un travail en amont sur la capacité des appareils de contrôle non destructif à détecter des défauts de taille microscopique. Plusieurs questions restent ouvertes : "Quelles méthodes de contrôle non destructives permettent de détecter des défauts à l'échelle du micromètre ? ", "Quelles méthodes utilisées pour identifier la géométrie d'un défaut?" Si la méthode de contrôle venait à être mise au point il serait alors possible de prélever des lopins contenant des défauts réels répartis dans la section.

Entreprendre des travaux de recherches portant sur les thématiques décrites ci-dessus permettrait d'aller plus loin dans la compréhension du comportement des défauts de coulée afin d'accroître la qualité de la santé interne des produits laminés qui est un critère primordial pour les clients.

Références bibliographiques

[THI01] : THIBAUT P., Comportement mécanique d'un acier C-Mn micro allié lors du laminage inter critique, Thèse de doctorat, 2001.

[YU08b] : YU H.L., LIU X.H., LI X.W., FE analysis of inclusion deformation and crack generation during cold rolling with a transition layer, Materials Letters, Vol. 62, pp. 1595-1598, 2008.

ANNEXES

ANNEXE 1 : Méthode de contrôle par ultrasons

Le principe

Deux méthodes existent pour le contrôle par ultrasons, la méthode par contact et la méthode par immersion. La principale difficulté de la méthode d'analyse par contact est la propagation de l'onde ultrasonore dans le matériau car l'air présent entre le transducteur et la pièce y est peu propice. Pour remédier à ce problème un matériau couplant, sous forme de gel, est ajouté à l'interface pièce-transducteur. Une autre solution est d'utiliser la méthode par immersion. La pièce est immergée dans une cuve remplie d'eau et une sonde balaye la surface de la pièce à analyser sans être en contact. Un transducteur émet une onde ultrasonore qui se propage dans le matériau à inspecter. Lorsque les ultrasons rencontrent un corps étranger des échos provoqués par cette même onde ultrasonore sont réfléchis et reviennent en partie vers le palpeur. Ce phénomène est dû à la différence des impédances acoustiques entre le matériau à contrôler et le défaut détecté.

Le contrôle d'une pièce peut être réalisé à l'aide d'un traducteur comprenant un seul ou deux transducteurs. En utilisant un seul transducteur, il aura les fonctions d'émettre une onde ultrasonore et de recevoir la réponse acoustique d'un possible défaut. L'utilisation de deux transducteurs placés sur la même face de la pièce à analyser permet de répartir ces fonctions, un premier transducteur émet l'onde ultrasonore et le second reçoit les échos. L'avantage de cette technologie est qu'il est possible de capter l'écho quand celui-ci ne revient pas vers le palpeur émetteur.

La mesure du temps de réception du signal appelé temps de vol, permet de connaître la position du défaut dans l'épaisseur de la pièce. Pour cela, le temps mis par l'onde ultrasonore pour faire l'aller-retour dans l'épaisseur de la pièce est comparé au temps mis pour faire l'aller-retour entre le défaut détecté et la surface de la pièce. En balayant la surface de la pièce il est également possible de dimensionner le défaut. La Figure 217 illustre la sonde balayant la surface d'une pièce à contrôler.

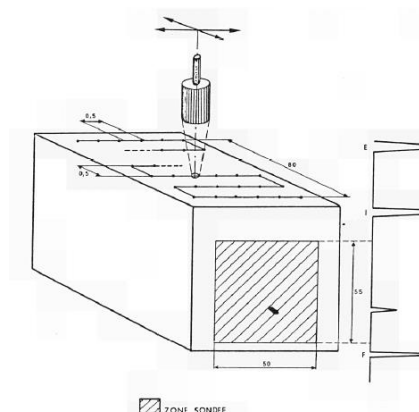


Figure 217 : Balayage de la surface de la pièce à analyser par le transducteur [DUM79]

ANNEXE 2 : Méthode de contrôle par radiographie et tomographie X

Le principe

Que ce soit en radiographie ou en tomographie une source envoie des rayons X qui sont absorbés en partie par la pièce à contrôler. Si par exemple une porosité est détectée dans la pièce cela entraîne une plus faible absorption et donc un niveau de gris plus élevé sur le film argentique. La radiographie est une technique qui permet de visualiser les défauts détectés en deux dimensions. La Figure 218 illustre la méthode de contrôle par radiographie avec la lecture des résultats via un radiogramme numérique mais un négatoscope peut être utilisé si les analyses sont réalisées avec des films argentiques. Un négatoscope est une source de lumière intense permettant de lire les radiographies.

Quant à la tomographie, elle permet de visualiser le défaut en trois dimensions car la pièce contrôlée est mobile et la source de rayons reste fixe. Cette méthode peut être comparée au scanner médical. Les résultats des analyses tomographiques sont traités numériquement.

Pour les deux méthodes présentées la nature du matériau et l'épaisseur de la pièce sont des paramètres importants pour la détection de défaut car ils vont influencer l'absorption des rayons.

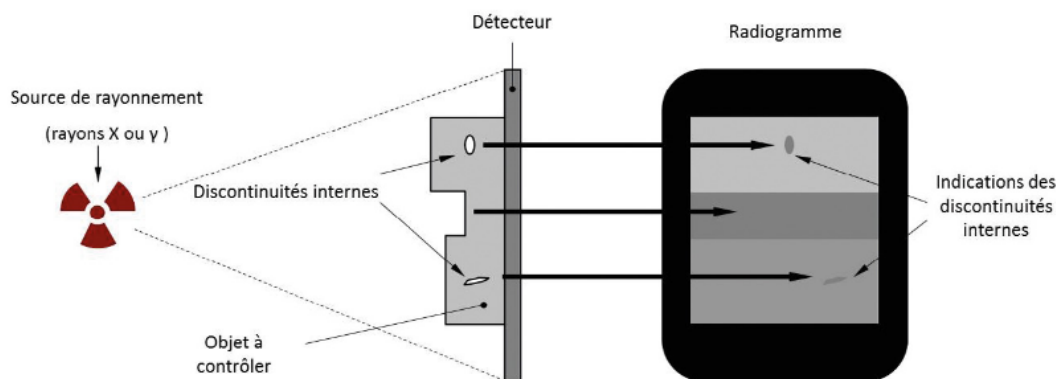


Figure 218 : Principe de la radiographie [COFREND]

Pour le contrôle par radiographie la pièce est placée sur le film argentique et une source envoie les rayons X à travers cette dernière. Le film argentique est développé soit manuellement ou soit dans une machine automatique. Le radiogramme obtenu est un négatif avec des niveaux de gris plus ou moins importants selon le temps d'exposition de la pièce aux rayons X. La lecture du négatif se fait à l'aide d'un négatoscope où les manques de matière ou les corps étrangers apparaissent en sombre. D'autres méthodes utilisent un lecteur-numériseur permettant d'obtenir directement des radiogrammes numériques.

En tomographie le montage sur lequel se trouve la pièce à analyser est mobile. En effet la pièce effectue une rotation sur elle-même ce qui permet une reconstruction en trois dimensions. Une source envoie les rayons qui sont comme pour la radiographie absorbés par la pièce. Les radiogrammes obtenus en tomographie sont numériques.

ANNEXE 3 : Méthode de lecture du graphique avec les déformations transverses

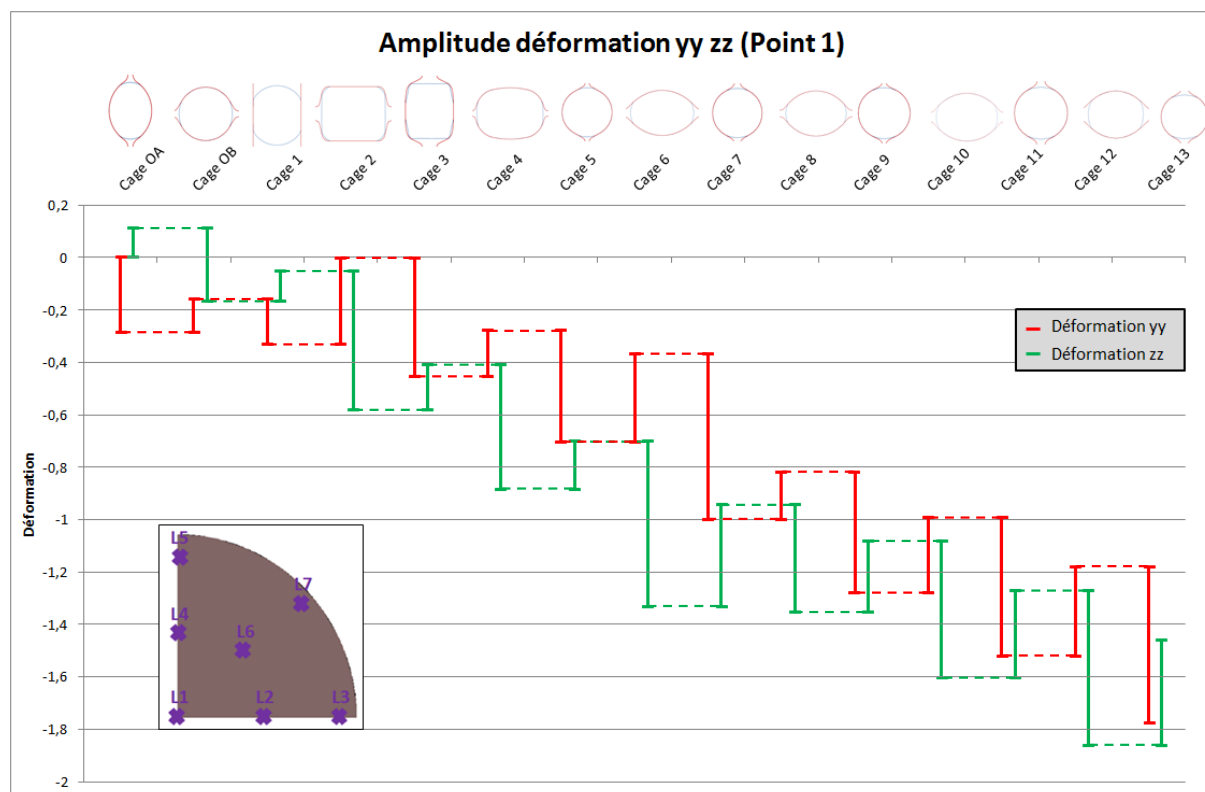


Figure 219 : Graphique permettant d'expliquer la méthode de lecture des déformations transverses

Sur le graphique de la Figure 219 on voit que pour la cage OA la déformation engendrée par les cylindres se trouve suivant la direction Y, d'où une déformation avec une valeur négative en rouge car la barre est sollicitée en compression. Tandis que dans la direction Z, la barre s'élargie et on retrouve une déformation avec une valeur qui croît. Lorsque la barre est laminée dans la cage OB, la direction principale de la déformation se trouve suivant Z (en vert). En repartant de la déformation subie dans la cage précédente, la barre subie de la compression. Dans la direction Y, la barre est sollicitée en traction d'où son élargissement et une valeur de la déformation qui augmente (en rouge). La lecture du graphique est identique pour les cages suivantes.

ANNEXE 4 : Analyse fonctionnelle permettant de choisir l'essai de caractérisation

1- Principe des essais

Principe de l'essai de forgeage libre entre tas plats

Les outils utilisés lors de cet essai sont des tas plats aussi appelés étampes. La section initiale du lopin est carrée. Le lopin est déformé par plusieurs passes successives en se déplaçant après chaque frappe comme le montre la Figure 220. Lorsque la longueur forgée est atteinte le lopin est retourné d'un quart de tour pour subir à nouveau les mêmes opérations. Cela permet de diminuer la section de la barre pour augmenter sa longueur. La rotation à 90° du lopin entre chaque passe de forgeage permet de représenter l'alternance des directions de déformation comme en laminage.

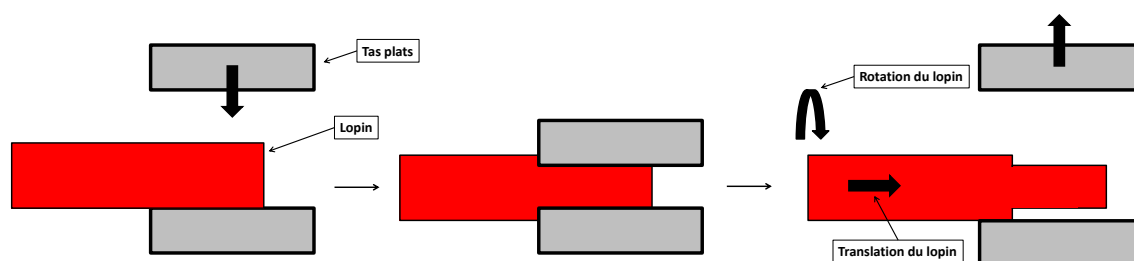


Figure 220 : Illustration de l'essai de forgeage libre entre tas plats

Principe de l'essai avec le passage du lopin à travers deux cylindres

L'objectif de cet essai est de pousser le lopin à travers deux cylindres de laminage ayant une rotation libre. La Figure 221 montre le principe de l'essai. La section du lopin après déformation est similaire à celles relevées sur la ligne LUNA. En plus de pouvoir représenter la totalité des cages présentes sur le laminage, cet essai reproduit l'alternance des directions de déformation.

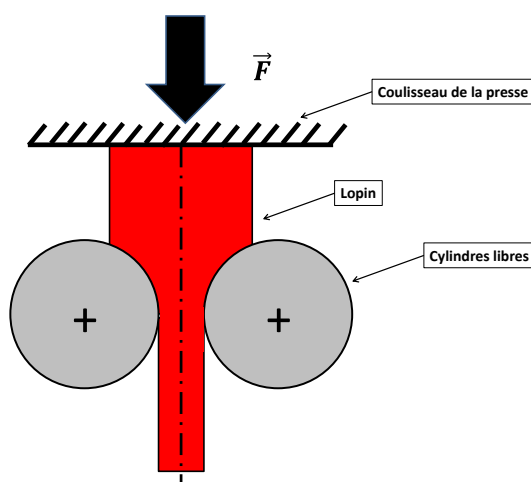


Figure 221 : Illustration de l'essai avec le passage du lopin à travers deux cylindres libres

Principe de l'essai de bi-poinçonnement sur un lopin de section carrée et cylindrique

Généralement cet essai permet d'écraser un lopin parallélépipédique entre deux tas plats mais il est également possible de le réaliser sur un lopin de section cylindrique. Le bi-poinçonnement permet de caractériser un matériau dans des conditions proches de celles rencontrées en laminage de produits plats. La Figure 222 montre le principe du bi-poinçonnement.

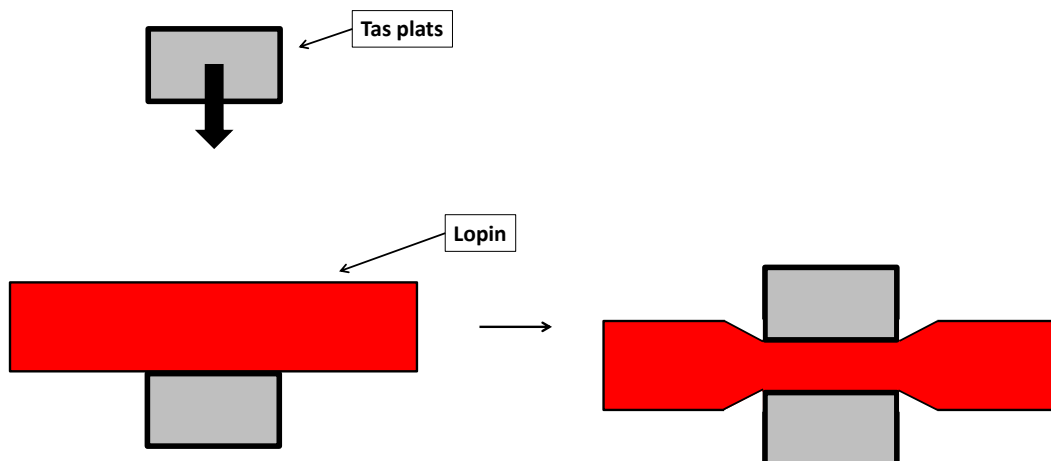


Figure 222 : Illustration de l'essai de bi-poinçonnement

Principe de l'essai de compression avec le dilatomètre

Le principe du dilatomètre est de mesurer le coefficient de dilatation thermique d'un matériau. Un effort axial est appliqué sur le lopin permettant de le déformer en régulant sa température. En effet, le dilatomètre dont dispose ACM permet de déformer des lopins de Ø5mm et de longueur 10mm avec une température pouvant atteindre 1200°C qui est contrôlée à l'aide d'un inducteur. Ce test peut être assimilé à un essai de compression et il est illustré sur la Figure 223.

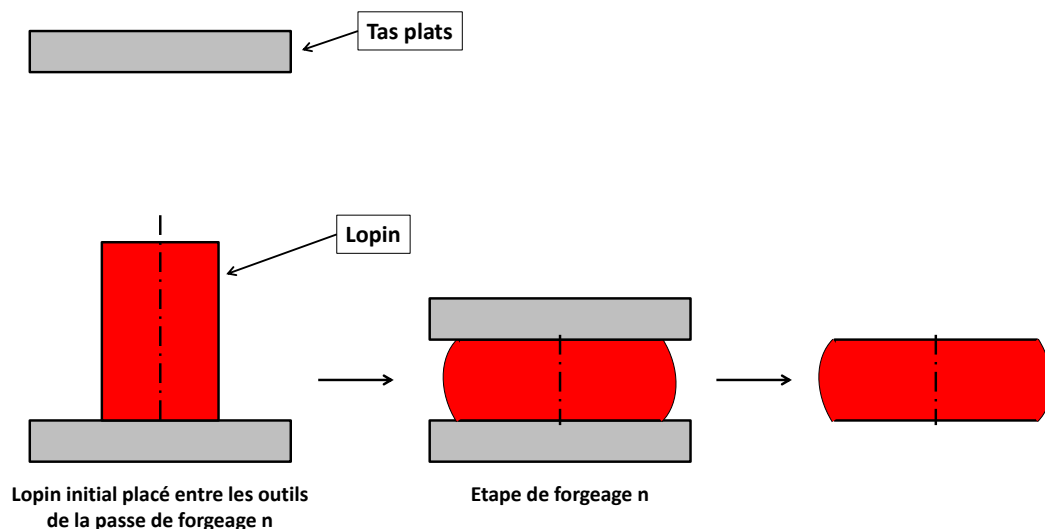


Figure 223 : Illustration de l'essai de compression

Principe de l'essai de compression sous presse

L'essai de compression consiste à déformer un échantillon placé entre deux tas plats. Cet essai permet de déterminer la contrainte de rupture des matériaux fragiles comme par exemple les céramiques. Si le matériau est ductile, la rupture ne pourra pas être atteinte avec ce test. Dans notre étude l'objectif est d'arriver à reproduire des sollicitations thermomécaniques similaires à celles subies dans la barre lors du laminage.

2- Simulation des différents essais

Les divers essais sont modélisés à l'échelle 1/10 seulement pour les trois premières passes de forgeage. Les essais sont modélisés avec la vitesse de coulisseau de la presse hydraulique qui est de 30mm/s. Des capteurs sont placés dans les modèles numériques afin de suivre l'évolution des sollicitations thermomécaniques subies dans le lopin au cours de l'essai de forgeage. Une comparaison des sollicitations thermomécaniques subies dans le lopin forgé et dans la barre laminée est réalisée afin de déterminer l'essai le plus représentatif du procédé de laminage.

La nuance d'acier utilisée dans le modèle numérique est un 41Cr4. Le matériau mis en forme dans les différents essais suit la loi de comportement de HANSEL-SPITTEL. La loi de COULOMB limitée TRESCA modélise le frottement entre les outils et l'objet déformable comme c'est le cas dans le modèle de laminage. La valeur retenue pour le coefficient $\bar{m}$ est 0,8. Les échanges par conduction et par convection sont pris en compte et leurs valeurs respectives sont 2000 W/m².°C et 10W/m².°C. La valeur du coefficient d'échange thermique pour l'essai de forgeage est inférieure à celle retenue sur le modèle de laminage (20000 W/m².°C). Lors de l'essai les matrices pourront être chauffées afin de limiter les pertes de chaleurs et il n'y a pas de projection d'eau sur le lopin comme cela peut être le cas sur la barre en laminage. La dissipation de chaleur par frottement à l'interface lopin-matrices est prise en compte par une loi faisant intervenir l'effusivité. La valeur de l'effusivité des outils est de 11763 J.K⁻¹.m⁻².s ^{$\frac{1}{2}$} . Dans les mises en données présentées par la suite les outils sont assimilés à des corps rigides, c'est-à-dire qu'ils ne subissent aucune déformation et que leurs températures restent constantes. Le taux d'écrasement de chaque lopin simulé est défini par la levée expérimentale entre les cylindres de laminage à l'échelle 1/10.

Essai de forgeage libre avec des matrices de formes

La Figure 224 montre la modélisation de l'essai de forgeage libre avec des matrices de formes représentant la passe de laminage OA. Seule la moitié du lopin et les deux moitiés des outils inférieurs et supérieurs sont modélisés. Cet essai permet une alternance des directions de déformations. Les opérations sont chaînées afin de réduire les temps de calculs. Les données d'entrée du modèle sont listées dans le Tableau 39.

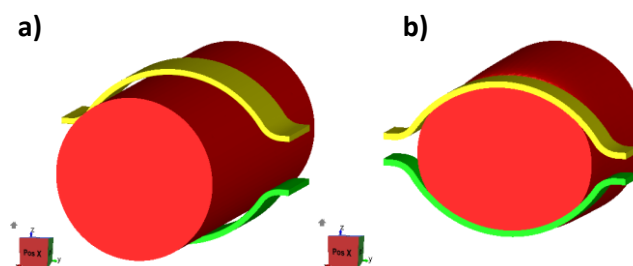


Figure 224 : Modélisation et simulation de l'essai de forgeage libre avec des matrices de formes a) avant et b) après déformation

Tableau 39 : Données d'entrée de l'essai de forgeage libre avec des matrices de formes

Paramètres	Lopin	Outils
Section initiale	Ø27mm	-
Température	1200°C	90°C
Matériau	41Cr4	-
Longueur	50mm	-

Essai de forgeage libre entre tas plats

Comme le montre la Figure 225 la totalité du lopin et les deux outils sont représentés dans le modèle numérique. Le lopin a une section carré de 27mm de côté. Le Tableau 40 recense les données d'entrée utilisées dans le modèle numériques. Les étampes ont une section de 50x50mm². Une règle métier indique qu'entre chaque passe de forgeage le lopin avance de 2/3 de sa longueur engagée entre les outils. Dans le modèle présenté le lopin avance d'environ 30mm. Dans le logiciel Forge.NxT© les opérations sont chaînées afin d'optimiser les temps de calculs.

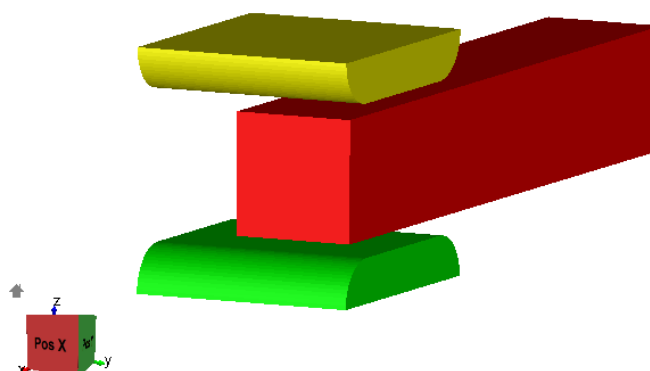


Figure 225 : Modélisation de l'essai de forgeage libre entre tas plats

Tableau 40 : Données d'entrée de l'essai de forgeage libre entre tas plats

Paramètres	Lopin	Outils
Section initiale	27x27mm	50x50mm
Température	1200°C	90°C
Matériau	41Cr4	-
Longueur	150mm	-

Essai avec le passage du lopin à travers deux cylindres ayant une rotation libre

La Figure 226 montre le passage du lopin à travers les deux cylindres dont la rotation est libre. Une plaque assimilée à un objet indéformable entraine le lopin à travers les cylindres. Le frottement entre le lopin et les cylindres permet de les mettre en rotation. Un quart du lopin et la moitié d'un cylindre sont nécessaires pour modéliser cet essai. Les cylindres utilisés en simulation ont une gravure identique à ceux du laminoir. Le Tableau 41 répertorie les données utilisées dans l'outil de simulation.

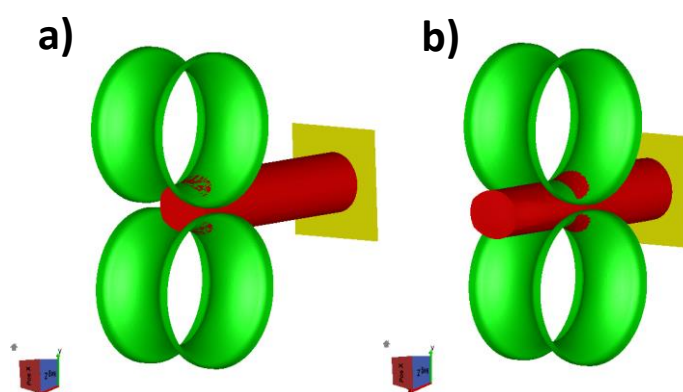


Figure 226 : Modélisation et simulation de l'essai avec le passage du lopin à travers deux cylindres libres a) avant et b) après déformation

Tableau 41 : Données d'entrée de l'essai avec le passage du lopin à travers deux cylindres libres

Paramètres	Lopin	Outils
Section initiale	Ø27mm	-
Température	1200°C	90°C
Matériau	41Cr4	-
Longueur	100mm	-

Essai de bi-poinçonnement sur un lopin de section carrée et cylindrique

Quelle que soit la section, carrée ou cylindrique, un quart du lopin ainsi que les deux moitiés d'outils sont nécessaires pour la modélisation du procédé. Cet essai ne permet pas de reproduire l'alternance des directions de déformation. La mise en forme du lopin est illustrée sur la Figure 227. Le Tableau 42 liste les données d'entrée de la simulation.

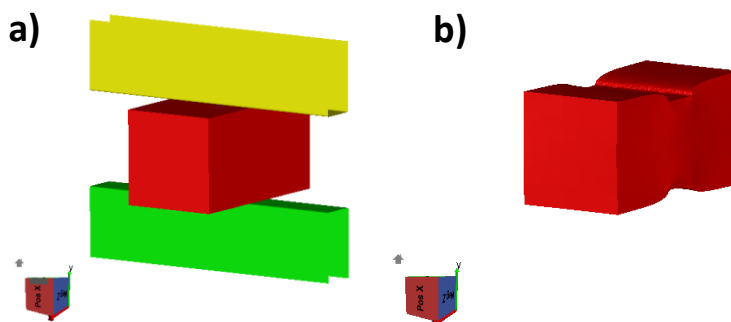


Figure 227 : Modélisation et simulation de l'essai de bi-poinçonnement a) avant et b) après déformation

Tableau 42 : Données d'entrée de l'essai de bi-poinçonnement

Paramètres	Lopin	Outils
Section initiale	27x27mm	-
Température	1200°C	90°C
Matériau	41Cr4	-
Longueur	50mm	-

Essai de compression avec le dilatomètre

L'essai est modélisé avec seulement un quart de lopin et un quart des outils inférieurs et supérieurs. Les données d'entrée du modèle sont répertoriées dans le Tableau 43. Comme le montre la Figure 228 cet essai permet d'appliquer des déformations dans le sens longitudinal du lopin. La température est contrôlée durant la mise en forme à l'aide d'un inducteur.

Tableau 43 : Données d'entrée de l'essai de compression avec le dilatomètre

Paramètres	Lopin	Outils
Section initiale	Ø5mm	-
Température	1200°C	90°C
Matériau	41Cr4	-
Longueur	10mm	-

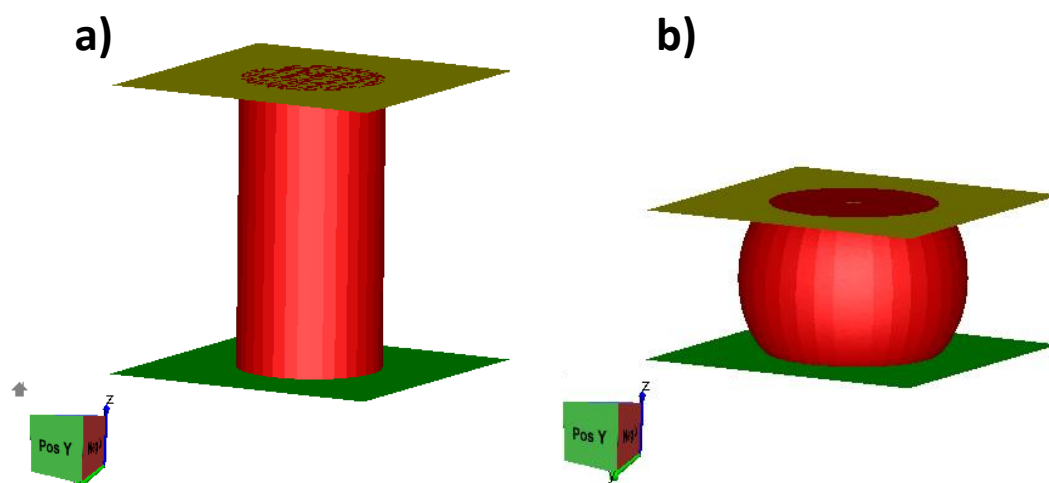


Figure 228 : Modélisation et simulation de l'essai de compression avec le dilatomètre a) avant et b) après déformation

Essai de compression sous presse

La mise en donnée est identique à celle réalisée pour l'essai de compression avec le dilatomètre. Cependant les dimensions du lopin sont différentes puisque son diamètre est de 27mm et sa longueur de 50mm. Les données d'entrée de cet essai sont listées dans le Tableau 44.

Tableau 44 : Données d'entrée de l'essai de compression sous presse

Paramètres	Lopin	Outils
Section initiale	Ø27mm	-
Température	1200°C	90°C
Matériau	41Cr4	-
Longueur	50mm	-

3- Résultats des simulations et comparaison avec le laminage

Méthode employée pour analyser les résultats des simulations

Les sollicitations thermomécaniques relevées par les capteurs positionnés dans les lopins forgés lors des divers essais sont comparées à celles subies dans la barre laminée afin de sélectionner l'essai le plus représentatif du laminage. La Figure 229 montre les sept capteurs positionnés respectivement dans les quarts de section de la barre laminée et du lopin forgé.

La sélection de l'essai se fait en comparant les résultats relevés pour les trois premières cages de laminage. Les grandeurs comparées sont hiérarchisées. Une attention

particulière est portée aux paramètres les plus influents sur le comportement des défauts présents dans les produits coulés, notamment la température (T) et les déformations principales ($\varepsilon_{xx}, \varepsilon_{yy}, \varepsilon_{zz}$).

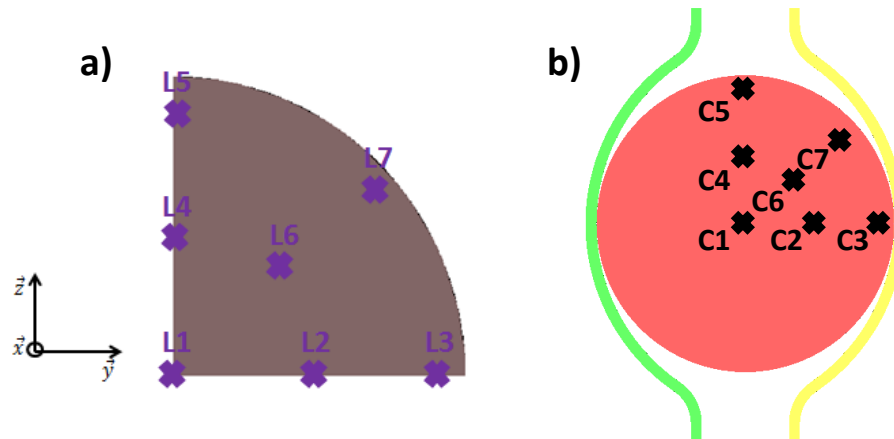


Figure 229 : Capteurs positionnés dans le quart de section a) de la barre laminée ; b) du lopin forgé

Le Tableau 45 présente les critères de choix validés et non validés pour chaque essai. A la suite de cette analyse l'essai qui en ressort est celui de forgeage libre avec des matrices de formes. En effet cet essai offre la possibilité d'alterner les directions de mise en forme et le rapport des contraintes est validé. L'essai de bi-poinçonnement demande à être analysé car il ne permet pas d'alterner les déformations mais le rapport des déformations est validé. Cet essai peut être approprié pour réaliser une étude paramétrique mais il permet de reproduire le chargement que d'un seul point de la barre laminée à chaque essai. Il en est de même pour l'essai de compression avec le dilatomètre.

Parmi les essais non validés se trouvent l'essai de forgeage libre avec des tas plats, l'essai de forgeage à travers deux cylindres libres et l'essai de compression sous presse. Les deux premiers cités reproduisent l'alternance des déformations mais le rapport des déformations n'est pas validé. La déformation monotone appliquée au lopin lors de l'essai de compression ne permet pas de valider le critère du rapport des déformations. De plus il ne permet pas une alternance des déformations.

Les résultats des trois essais retenus sont détaillés dans les parties suivantes. Les amplitudes de températures et de déformations dans les trois directions principales sont comparées entre le produit laminé et le lopin forgé.

Tableau 45 : Tableau avec critères de choix pour définir l'essai retenu

	Critères de choix	
	Alternance des déformations	Rapport des déformations
Essai de forgeage libre avec des matrices de formes		
Essai de forgeage libre entre tas plats		
Essai de forgeage d'un lopin à travers deux cylindres libres		
Essai de bi-poinçonnement		
Essai de compression avec le dilatomètre		
Essai de compression sous presse		

Résultats des simulations de l'essai de forgeage libre avec des matrices de formes

Les levées entre les matrices sont mentionnées dans le Tableau 46.

Tableau 46 : Levées nominales entre les matrices des cages OA, OB et 1 pour simuler l'essai de forgeage libre avec des matrices de formes

N° Cage	OA	OB	1
Levée LUNA (mm)	25	25	190
Levée essai forgeage (mm)	2,5	2,5	19

Pour ne pas entrer dans un côté répétitif dans la comparaison des résultats seuls ceux du point 1 sont présentés. Les amplitudes des grandeurs relevées dans la barre laminée et dans le lopin forgé sont comparées. L'évolution de l'amplitude de la température au cœur de la barre simulée dans chaque cage de laminage est représentée en bleu sur le graphe de la Figure 230. Les amplitudes des températures du lopin forgé numériquement sont identifiées en noir pour les trois premières passes de forgeage. La tendance des températures du lopin simulé est similaire à celle des températures relevées dans la barre laminée. Un écart concernant les niveaux de température est à noter, la température du lopin est plus élevée que celle de la barre laminée.

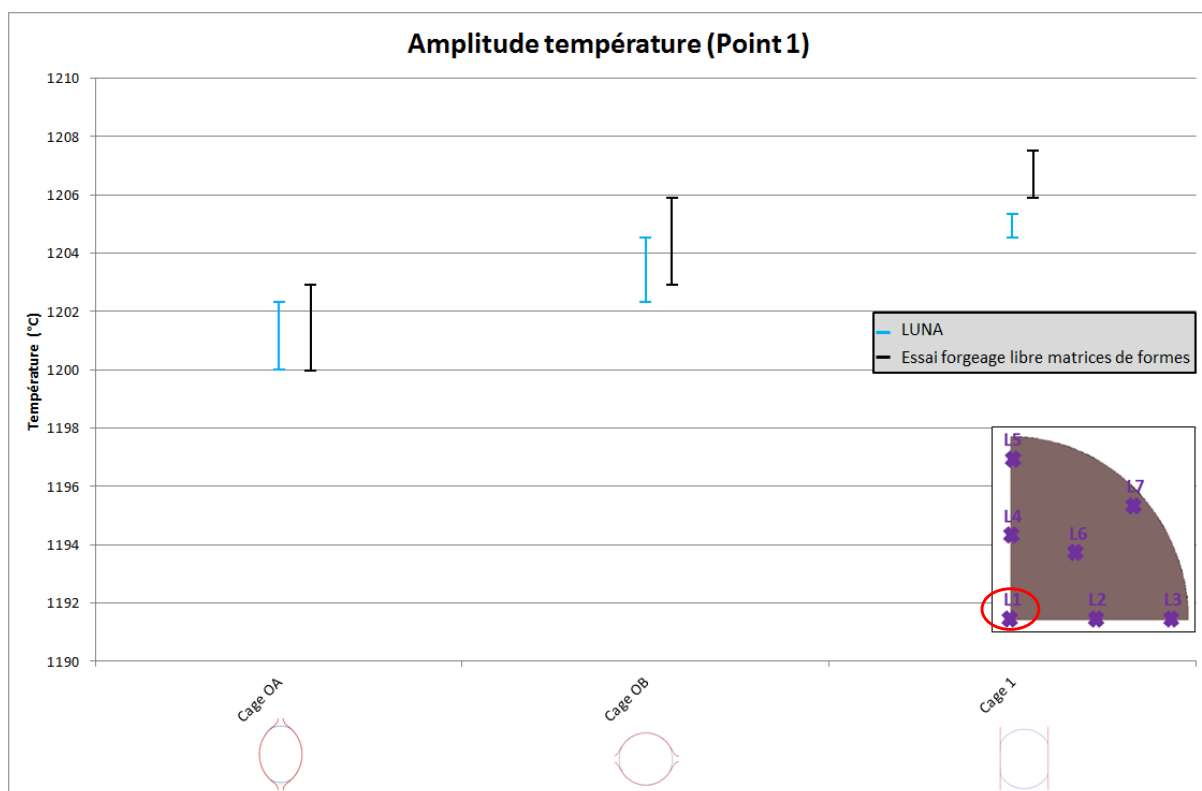


Figure 230 : Comparaison des amplitudes de température relevées par le capteur 1 entre l'essai de forgeage libre avec des matrices de formes et le laminage en simulation

Le graphique présenté Figure 231 montre l'amplitude des déformations longitudinales subies au cœur de la barre laminée et du lopin forgé. Elles sont représentées respectivement par les couleurs bleues et noires. Les amplitudes de déformation longitudinale subies au cœur du lopin lors des trois premières passes de forgeage suivent la même tendance que celles de la barre laminée. Un écart d'environ 15% est à noter dès la cage OA. Cet écart se cumule lors des passes de forgeage suivantes. L'alternance des directions de déformation permet de représenter la succession des cages.

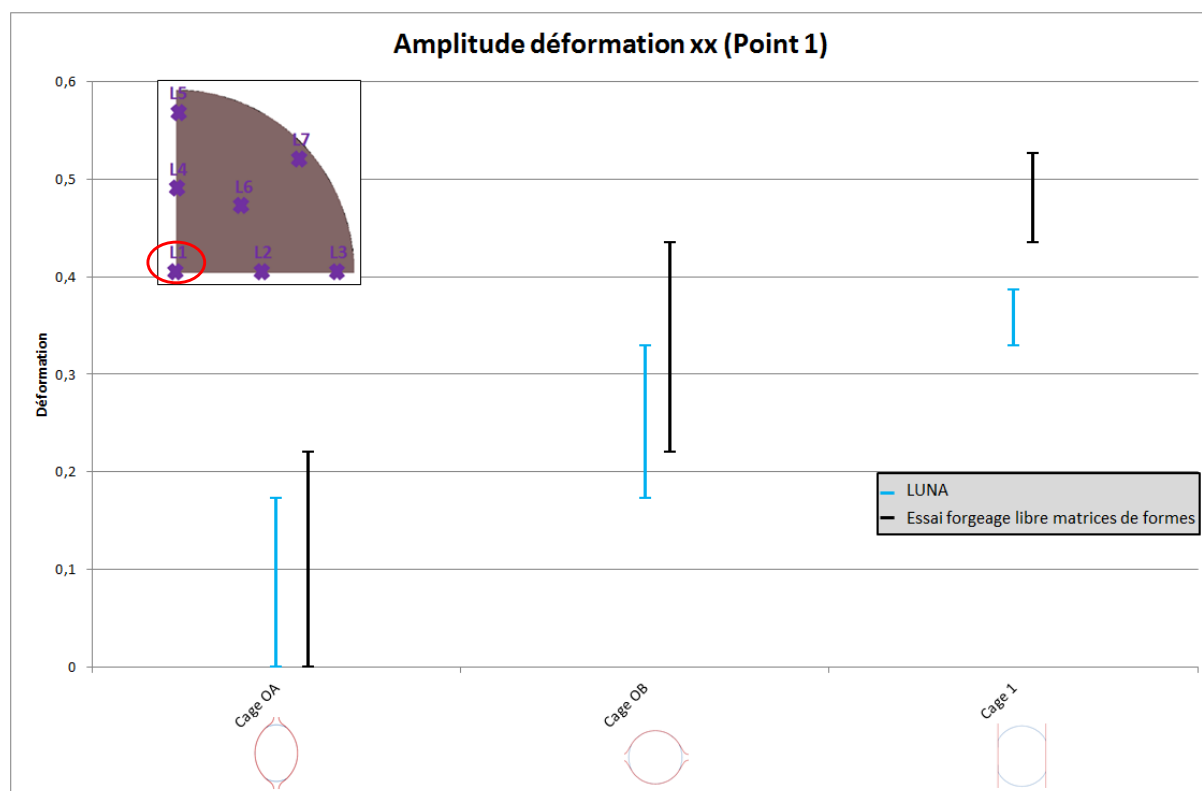


Figure 231 : Comparaison des amplitudes de déformation longitudinale relevées par le capteur 1 entre l'essai de forgeage libre avec des matrices de formes et le laminage en simulation

Les amplitudes de déformation dans les directions transverses subies dans la barre laminée (en rouge et vert) et le lopin forgé (en noir et gris) sont présentées sur le graphe de la Figure 232. La méthode pour lire le graphique est présentée en Annexe 3. La méthode de lecture présentée est valable pour les déformations subies dans le lopin forgé car l'alternance des directions de déformation est reproduite. Les amplitudes de déformations transverses entre les produits issus de l'essai de forgeage et du laminage suivent la même tendance. Concernant les niveaux de déformations un écart de l'ordre de 10% est notable entre les amplitudes des deux procédés. Lors des passes de forgeage suivantes cet écart se cumule pour atteindre 20% suivant la direction de mise en forme Y après la cage 1. L'écart exprimé en pourcentage est à relativiser car la comparaison est réalisée sur des petites grandeurs.

L'alternance du procédé de déformation ainsi que les géométries du lopin et des outils permettent à l'essai de forgeage libre d'avoir une représentativité du laminage sur toute la section du lopin.

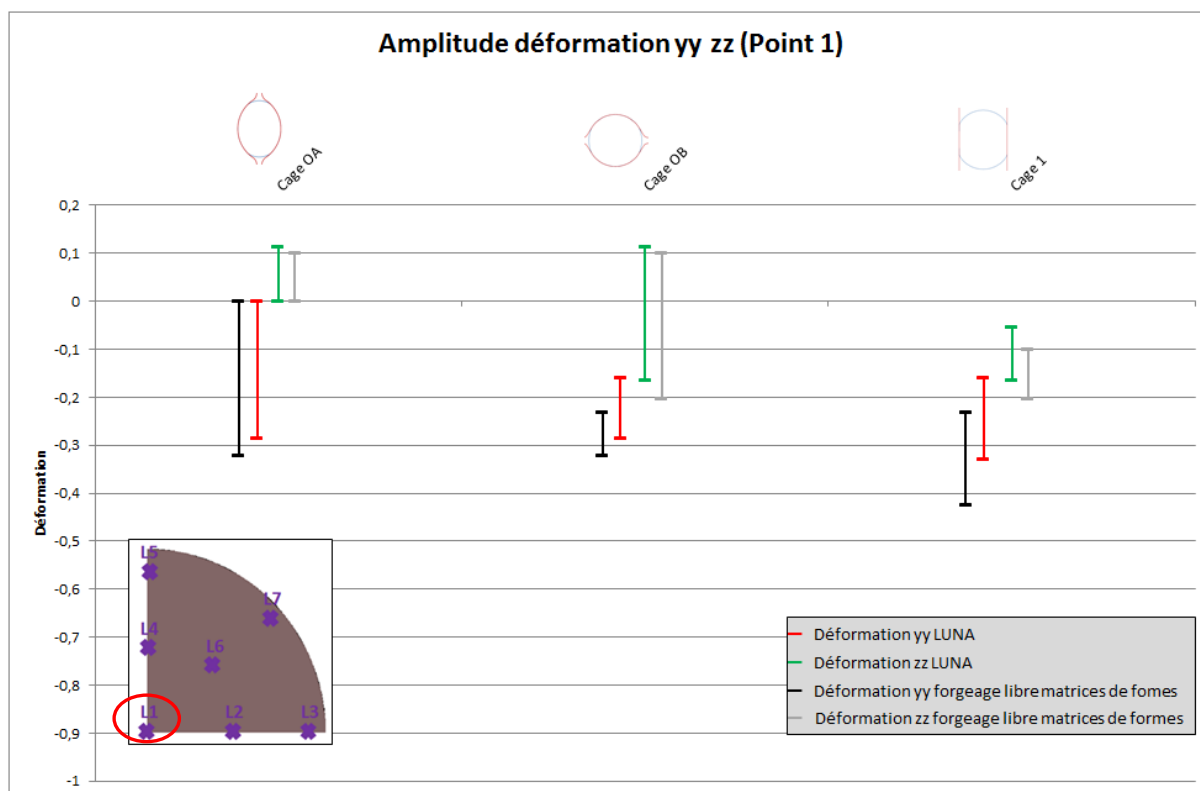


Figure 232 : Comparaison des amplitudes de déformation suivant les directions Y et Z relevées par le capteur 1 entre l'essai de forgeage libre avec des matrices de formes et le laminage en simulation

Résultats des simulations de l'essai de bi-poinçonnement

Les températures entre la barre laminée et le lopin forgé ne sont pas comparées car il n'y a pas de chainage des opérations de forgeage. Il est donc possible de reproduire en forgeage les conditions thermiques du laminage. Les levées entre les outils sont énoncées dans le Tableau 47. Les grandeurs comparées par la suite sont relevées par un capteur placé au centre de la section du lopin initial. La Figure 233 montre la position du capteur dans la section du lopin.

Tableau 47 : Levées entre les matrices pour simuler l'essai de bi-poinçonnement

N° Cage	OA	OB	2	3
Levée essai bi-poinçonnement (mm)	21,4	23	10	10

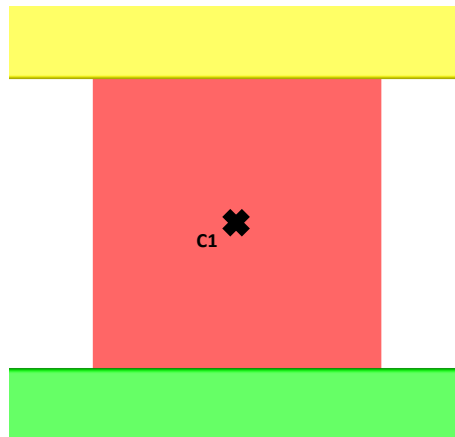


Figure 233 : Capteur placé au centre de la section du lopin lors de la simulation de l'essai de bi-poinçonnement

La comparaison des déformations longitudinales entre la barre simulée en laminage et le lopin forgé numériquement est présentée Figure 234. Les déformations longitudinales subies dans la barre laminée et l'essai de bi-poinçonnement sont désignées respectivement par les couleurs bleu et noir. Les déformations transverses sont comparées sur le graphe de la Figure 235. L'essai de bi-poinçonnement ne permet pas un chainage des opérations de forgeage car il n'est pas possible de reproduire l'alternance des déformations à 90° comme en laminage. Avec cet essai il est seulement possible de reproduire les sollicitations d'une cage après l'autre. Comme le montre les résultats de la cage OB il est possible de reproduire des amplitudes de déformations transverses similaires à celles rencontrées dans la barre laminée en simulation. Cette opération nécessite de prélever un lopin dans la barre laminée en sortie de la cage OA et de lui faire subir les sollicitations de la passe de forgeage OB. Comme le montre les graphes ci-dessous, la démarche a permis de représenter à l'aide de l'essai de bi-poinçonnement les sollicitations subies dans la barre laminée pour la cage 3. Dans ce cas le lopin est extrait d'un produit laminé après la cage 2. Par comparaison les amplitudes de déformations subies à cœur dans le lopin en bi-poinçonnement sont identiques à celles subies dans la barre mise en forme par laminage. Cette méthode est valable pour la représentation de toutes les cages du laminoir.

L'essai de bi-poinçonnement peut également être utilisé pour réaliser une étude paramétrique. En effet, il est possible d'atteindre la déformation principale souhaitée sans tenir compte des déformations subies dans les cages précédentes. La Figure 235 illustre cette explication avec la déformation principale suivant z qui est atteinte en une seule passe dans la cage 2. Contrairement à l'essai de forgeage libre avec les matrices de formes, le bi-poinçonnement ne permet pas une représentativité dans toute la section du lopin, il l'est seulement en quelques points localisés.

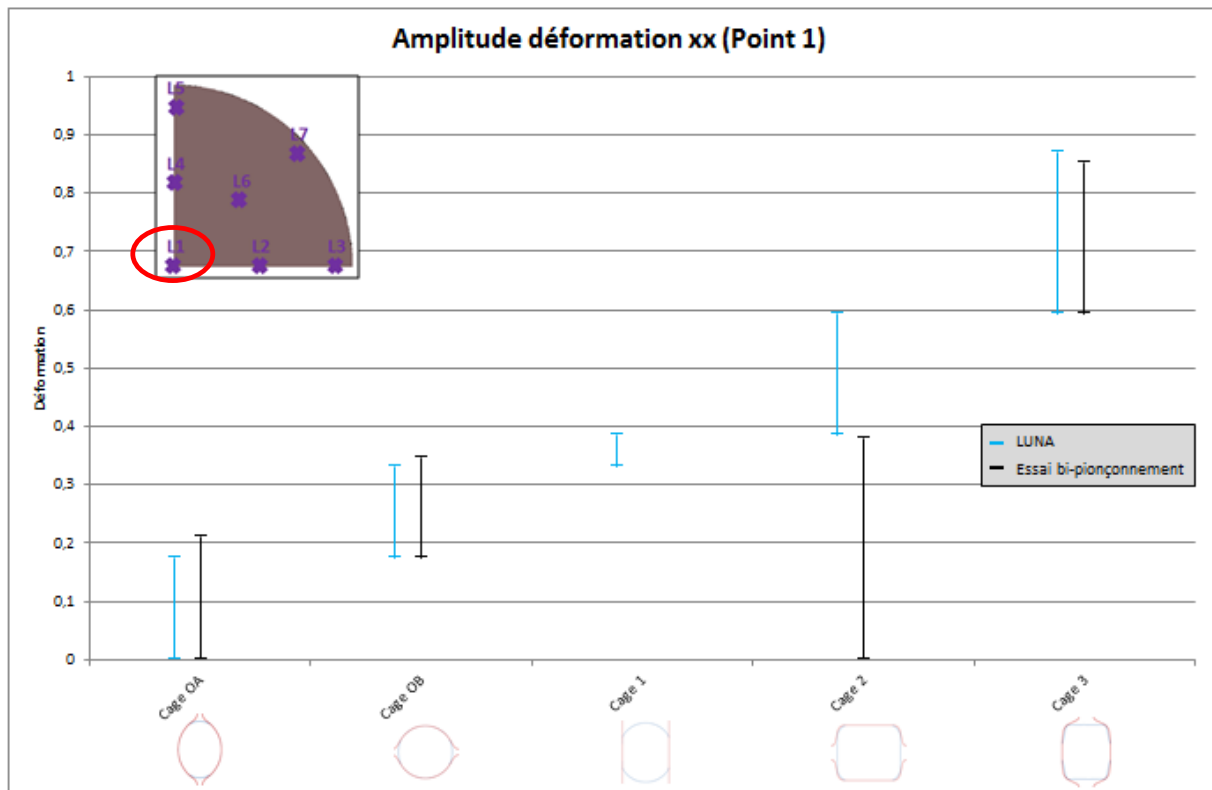


Figure 234 : Comparaison des amplitudes de déformation longitudinale relevées par le capteur 1 entre l'essai de bi-poinçonnement et le laminage en simulation

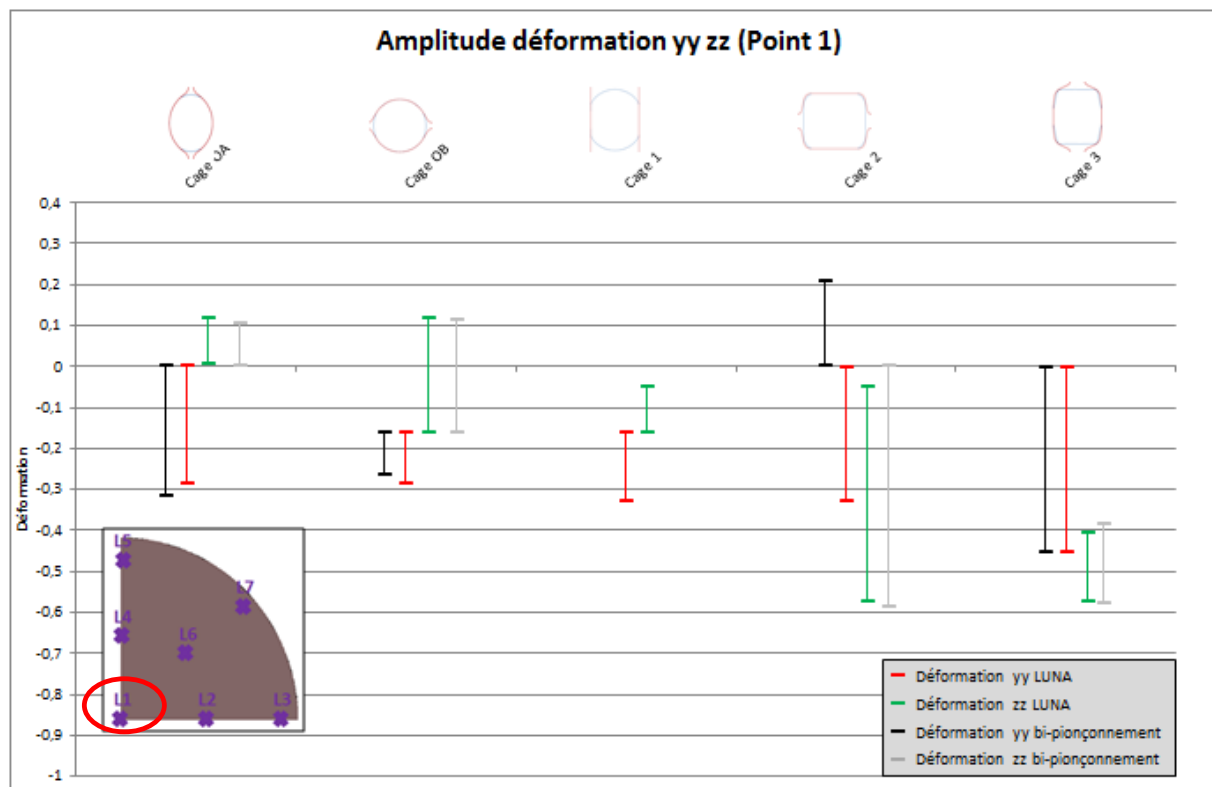


Figure 235 : Comparaison des amplitudes de déformation suivant les directions y et z relevées par le capteur 1 entre l'essai de bi-poinçonnement et le laminage en simulation

Résultats des simulations de l'essai de compression avec le dilatomètre

Les températures ne sont pas comparées pour les mêmes raisons que celles évoquées précédemment pour l'essai de bi-poinçonnement. Avec le dilatomètre il est possible de contrôler la température du lopin au cours de la déformation et donc de reproduire les conditions thermiques du laminage. Les levées entre les outils sont mentionnées dans le Tableau 48. Comme pour l'essai de bi-poinçonnement un seul capteur est placé au centre de la section et à mi-hauteur du lopin. La Figure 236 montre la position du capteur dans le lopin.

Tableau 48 : Levées entre les matrices pour simuler l'essai de compression avec le dilatomètre

N° Cage	OA	OB	2	3
Levée essai de compression avec dilatomètre (mm)	8,2	8,2	7	8,8

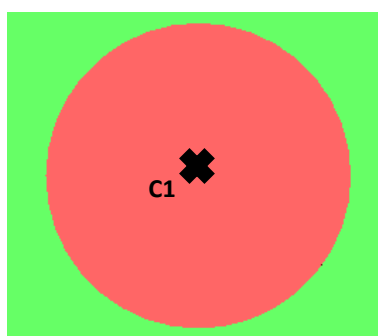


Figure 236 : Capteur placé au centre de la section du lopin lors de la simulation de l'essai de compression avec le dilatomètre

Les amplitudes de déformation relevées au cœur du lopin déformé avec le dilatomètre sont comparées à celles rencontrées au cœur de la barre laminée. Les couleurs représentant les diverses déformations sont identiques aux cas précédents. La Figure 237 présente la comparaison des amplitudes de déformations longitudinales tandis que les déformations transverses sont comparées sur la Figure 238. L'essai avec le dilatomètre ne permet pas de reproduire l'alternance des déformations à 90°. Cependant, en utilisant la même démarche que pour l'essai de bi-poinçonnement il est possible de réaliser une étude paramétrique. Pour cela il suffit de prélever un lopin dans une barre laminée à une cage n et de lui faire subir les déformations de la passe de forgeage n+1 qui sont représentatives des sollicitations rencontrées en laminage. Par comparaison les niveaux des amplitudes de déformations subies dans le lopin déformé sont identiques à ceux relevés à cœur dans les barres issus du laminage.

A l'inverse de l'essai de forgeage libre, l'essai avec le dilatomètre permet seulement de reproduire le chargement d'un point de la barre laminée après l'autre.

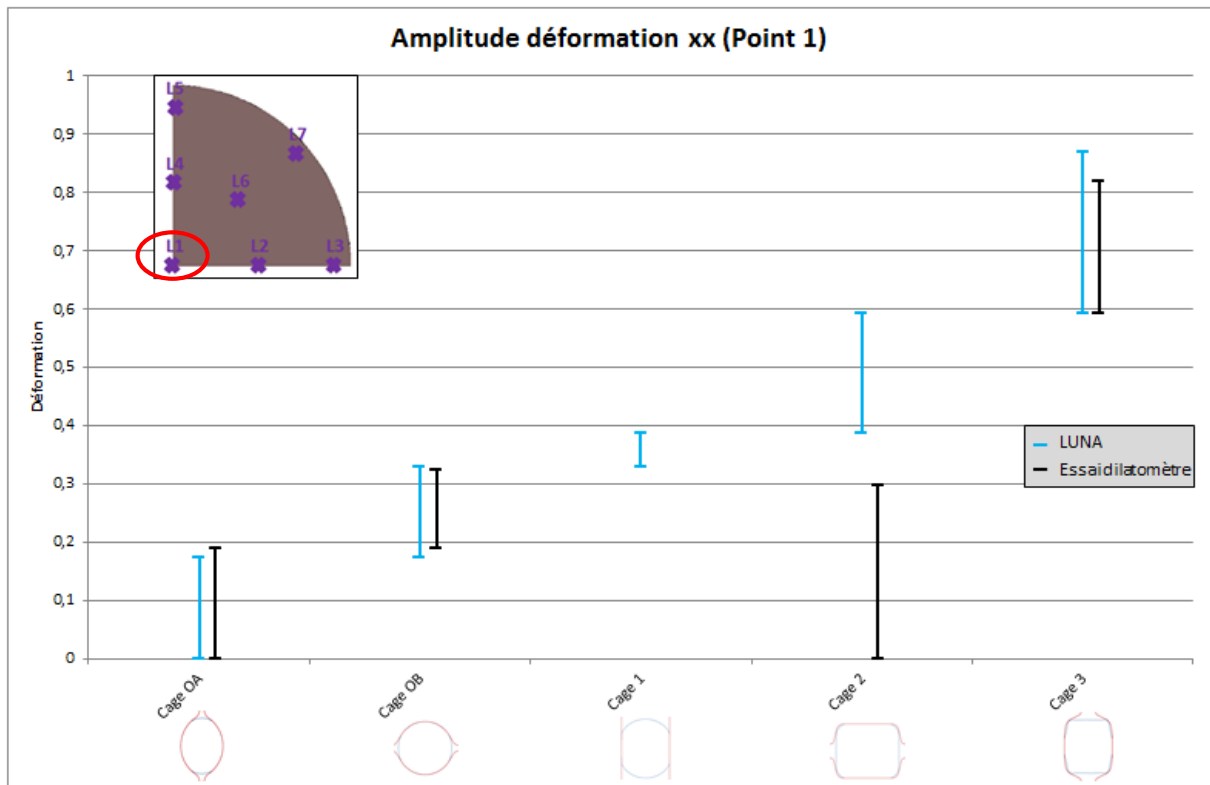


Figure 237 : Comparaison des amplitudes de déformation longitudinale relevées par le capteur 1 entre l'essai de compression avec le dilatomètre et le laminage en simulation

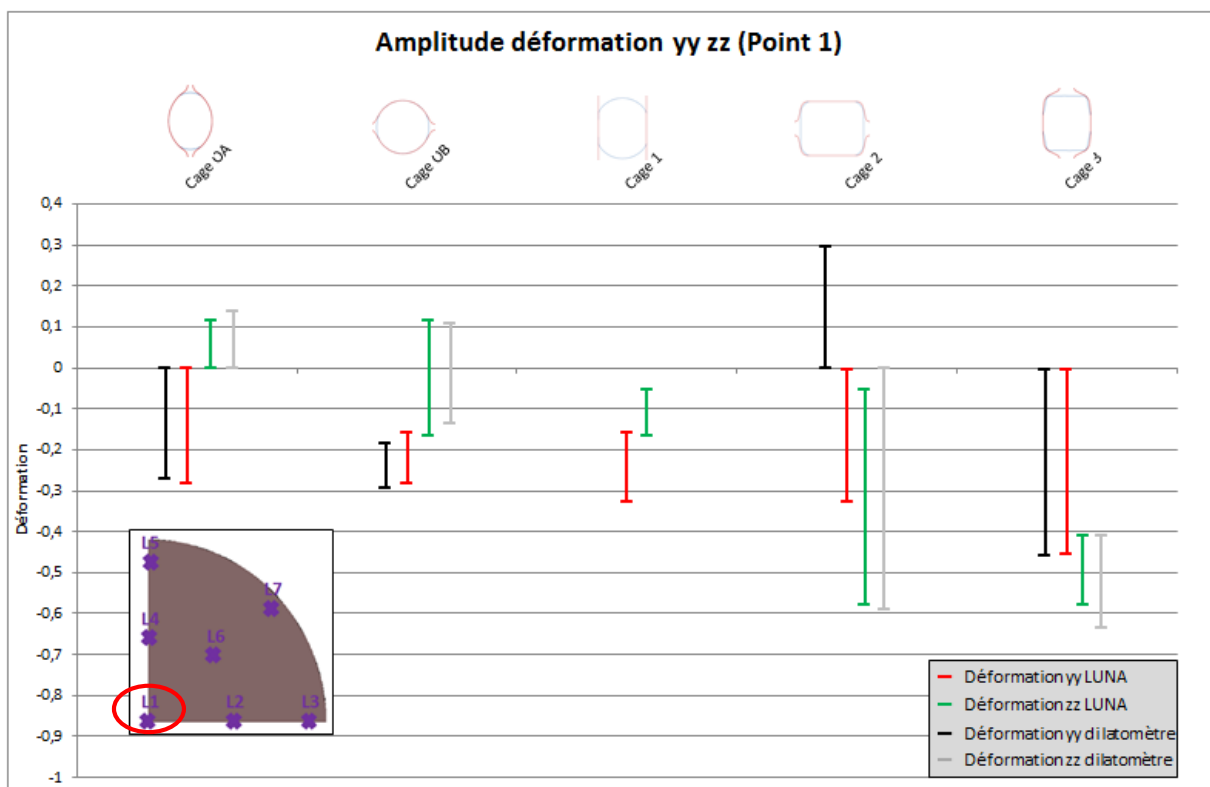


Figure 238 : Comparaison des amplitudes de déformation suivant les directions y et z relevées par le capteur 1 entre l'essai de compression avec le dilatomètre et le laminage en simulation

Conclusion sur le choix de l'essai

La comparaison des résultats présentés précédemment montre que les trois essais permettent de reproduire l'effet d'une cage en un point de la section de la barre laminée. L'essai de forgeage libre permet d'aller plus loin car le chargement ($\varepsilon_{xx}, \varepsilon_{yy}, \varepsilon_{zz}$) dans la section forgée est représentatif de celui identifié dans la section laminée. Il en est de même pour les amplitudes de températures analysées. Les essais de bi-poinçonnement et de compression avec le dilatomètre sont représentatifs des sollicitations rencontrés en laminage mais ils ne permettent pas un chainage des opérations de forgeage. Des barres laminées après chaque cage doivent être prélevées au cours de la production afin d'extraire des lopins qui serviront aux essais. La réalisation de tels essais engendrerait un arrêt de la production et des coûts élevés.

L'essai de forgeage libre avec des matrices de formes est retenu pour la suite de nos travaux car il se rapproche des conditions de laminage. En effet, il offre la possibilité de reproduire l'alternance des déformations à 90°. Par comparaison les résultats de simulation du lopin forgé sont en accord avec ceux issus de la barre laminée. De plus, les lopins peuvent être réalisés avec diverses nuances d'aciers sans être dépendant de la nuance laminée sur l'outil de production. Les simulations des passes de forgeage suivantes sont réalisées afin d'évaluer plus en détail la représentativité des sollicitations rencontrées dans la barre pour les cages restantes.

ANNEXE 5 : Températures relevées aux points 3 et 5 dans le lopin simulé lors de l'essai de forgeage libre avec des levées nominales entre les matrices pour toutes les cages du laminoir

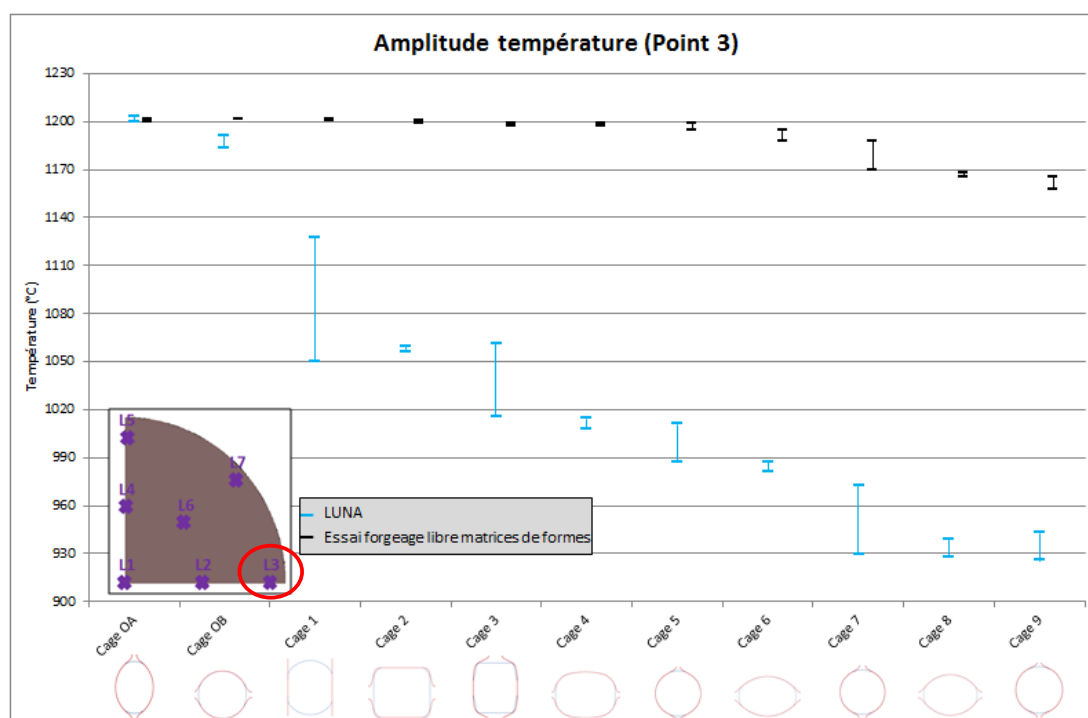


Figure 239 : Comparaison des amplitudes de températures entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 3 en utilisant les levées nominales du laminoir

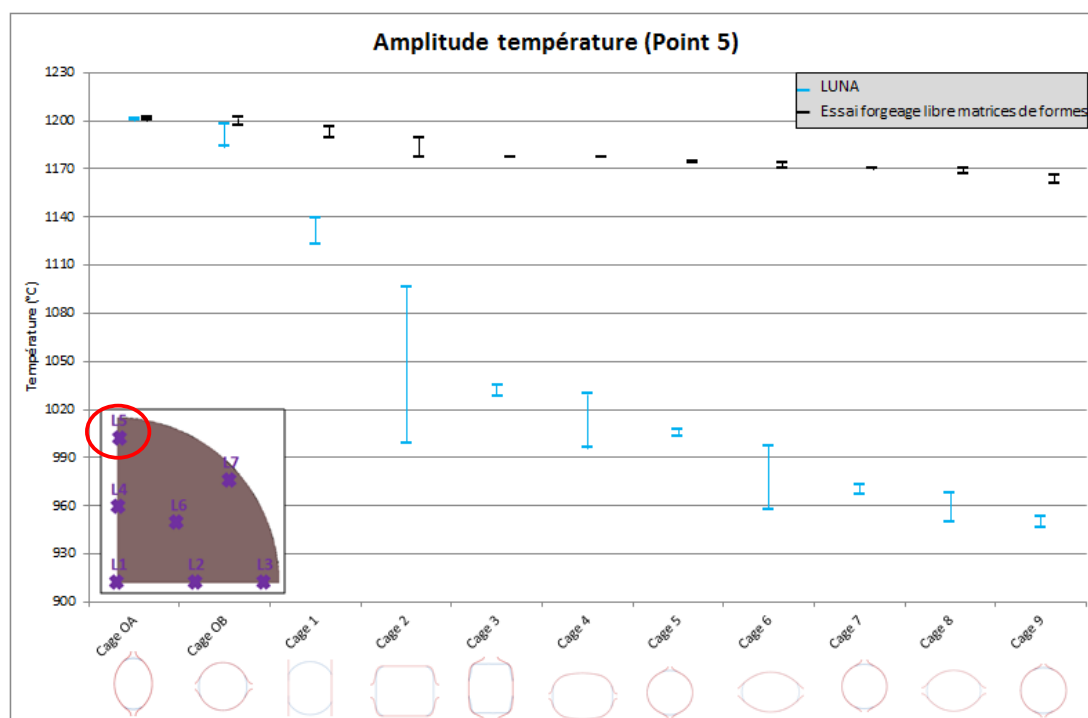


Figure 240 : Comparaison des amplitudes de températures entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 5 en utilisant les levées nominales du laminoir

ANNEXE 6 : Déformations relevées aux points 3 et 5 dans le lopin simulé lors de l'essai de forgeage libre avec des levées nominales entre les matrices pour toutes les cages du laminoin

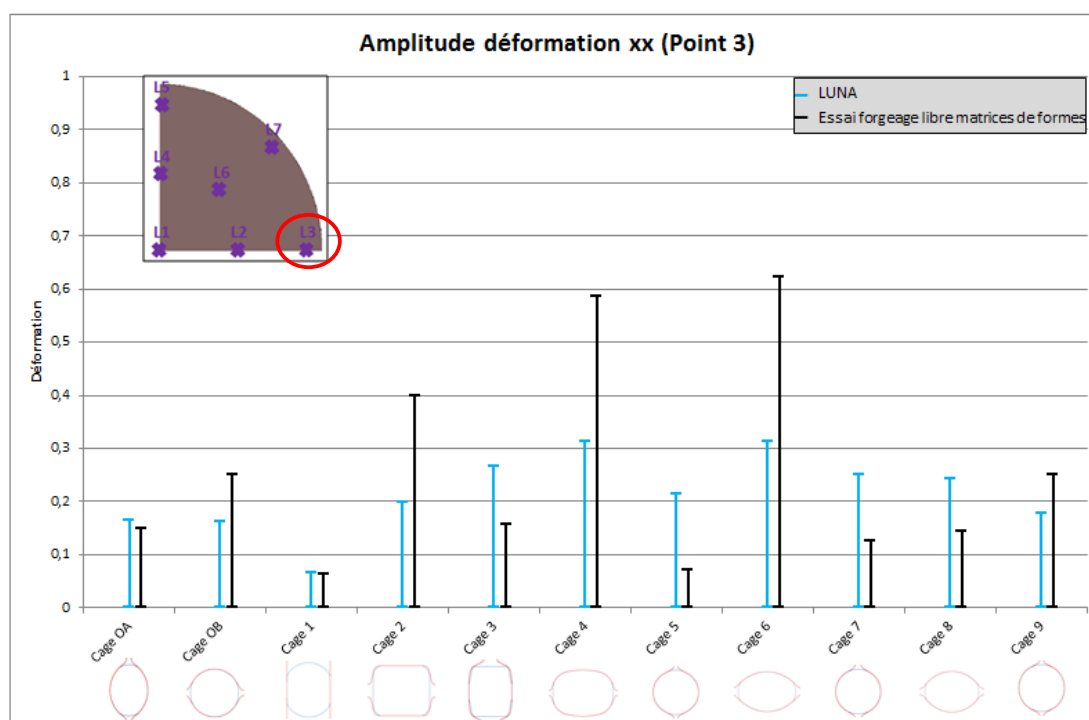


Figure 241 : Comparaison des déformations longitudinales entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 3 en utilisant les levées nominales du laminoin

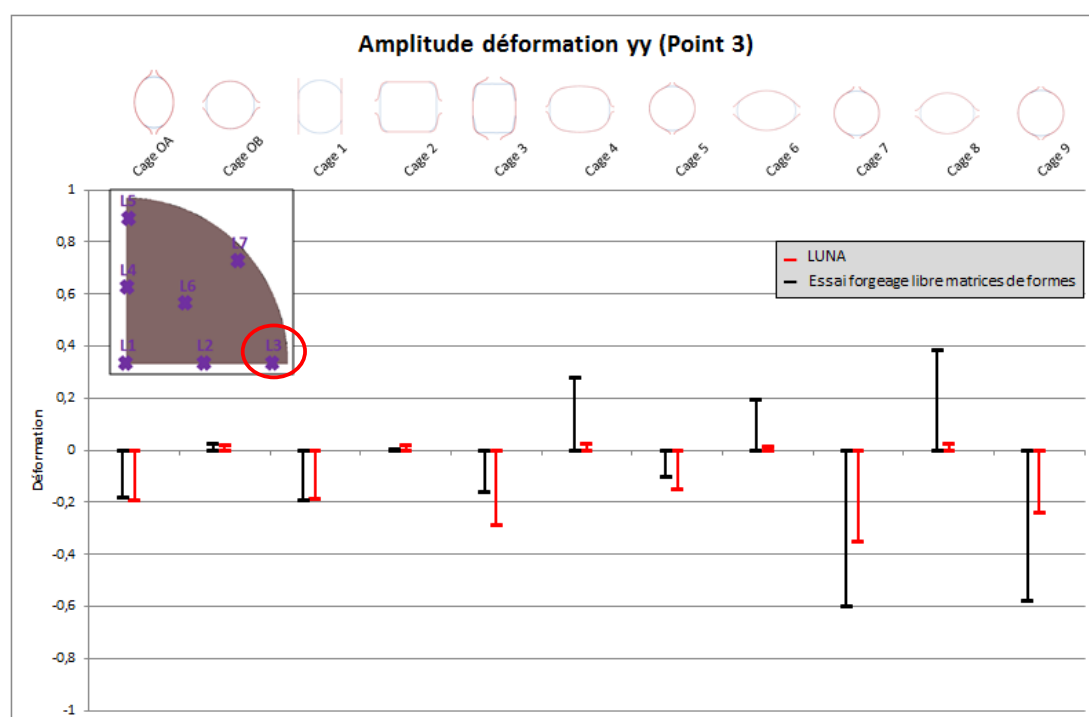


Figure 242 : Comparaison des déformations suivant Y entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 3 en utilisant les levées nominales du laminoin

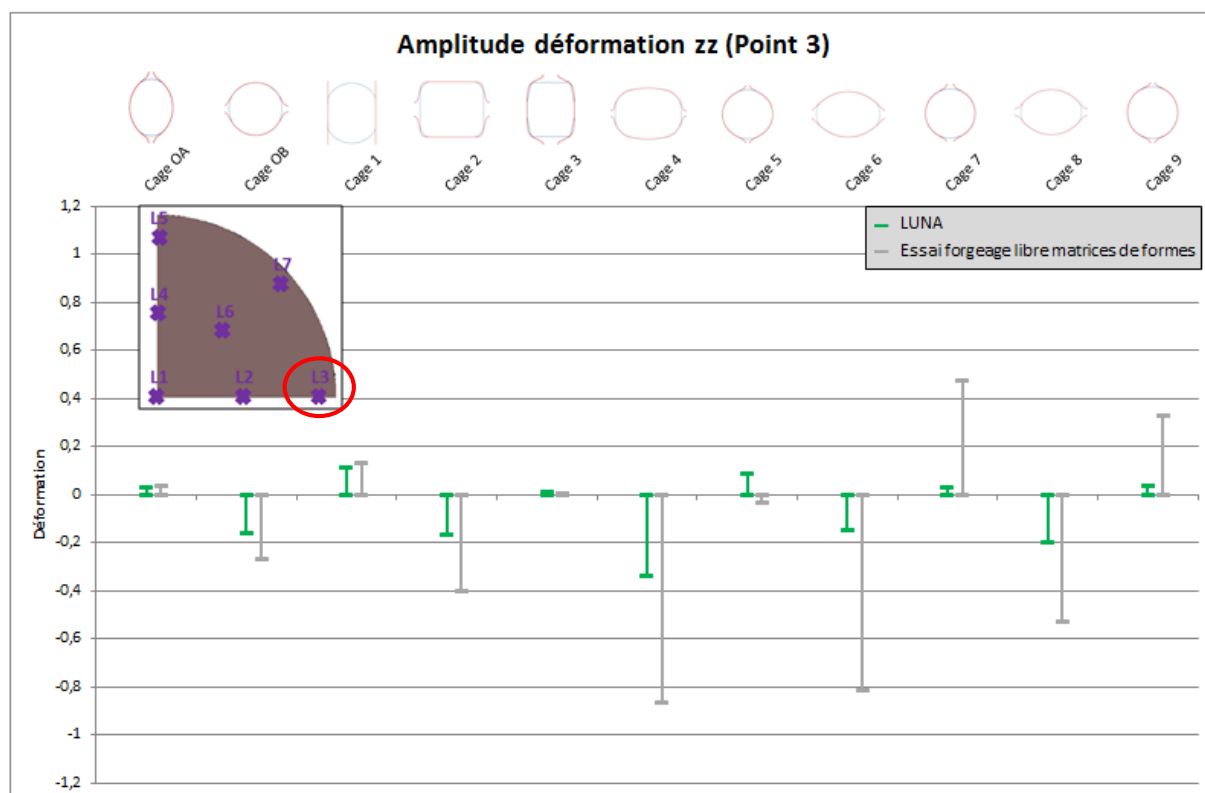


Figure 243 : Comparaison des déformations suivant Z entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 3 en utilisant les levées nominales du laminoir

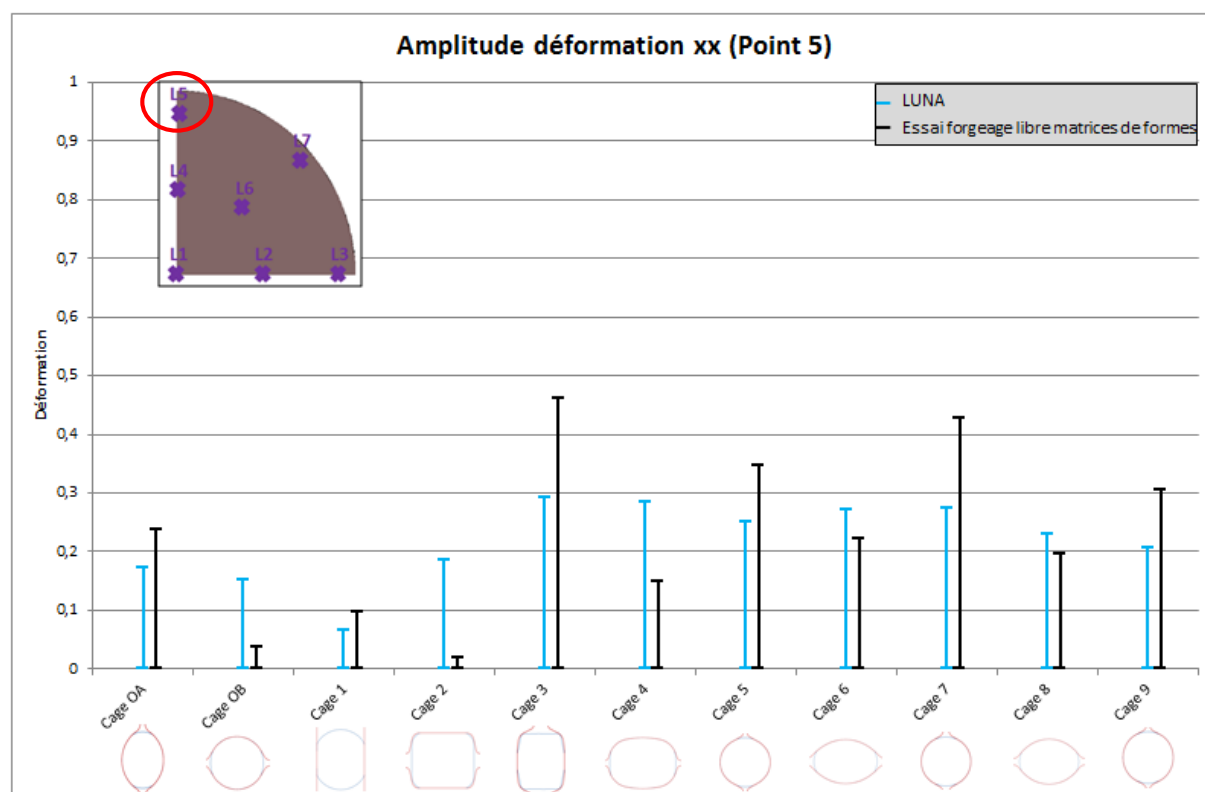


Figure 244 : Comparaison des déformations longitudinales entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 5 en utilisant les levées nominales du laminoir

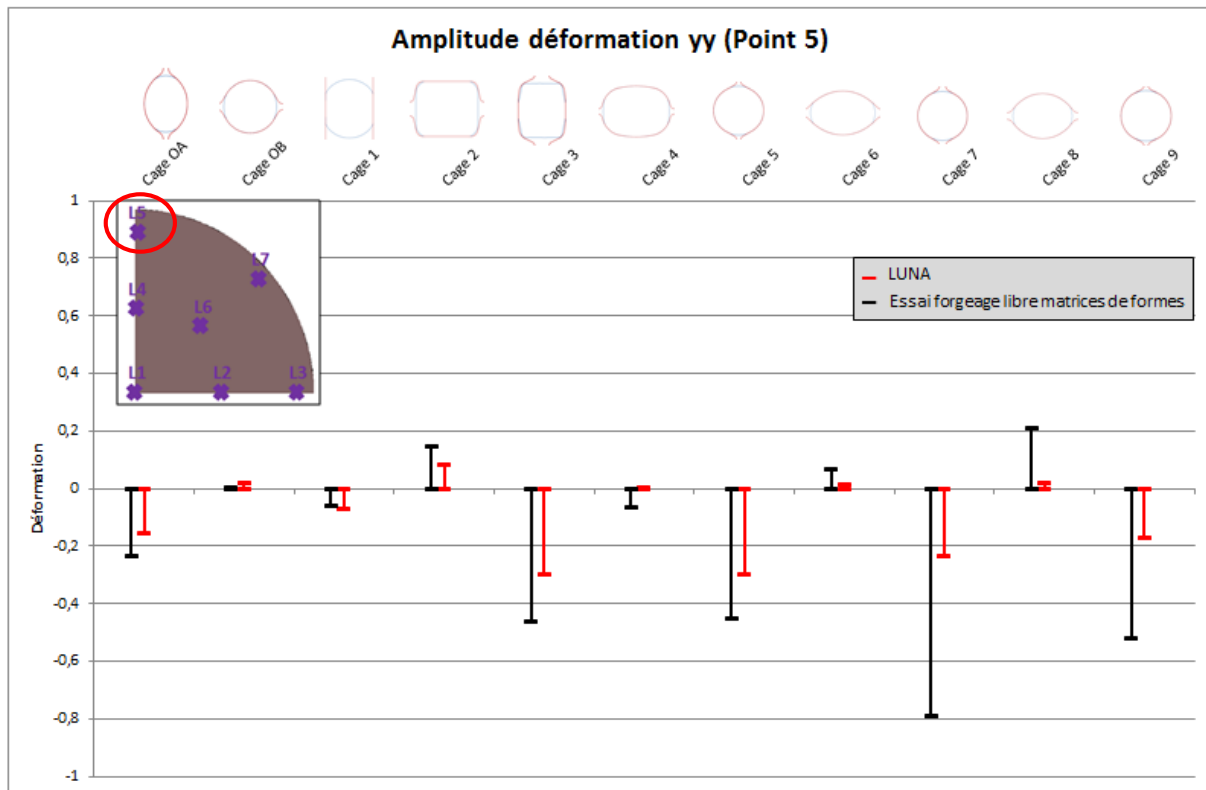


Figure 245 : Comparaison des déformations suivant Y entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 5 en utilisant les levées nominales du laminoir

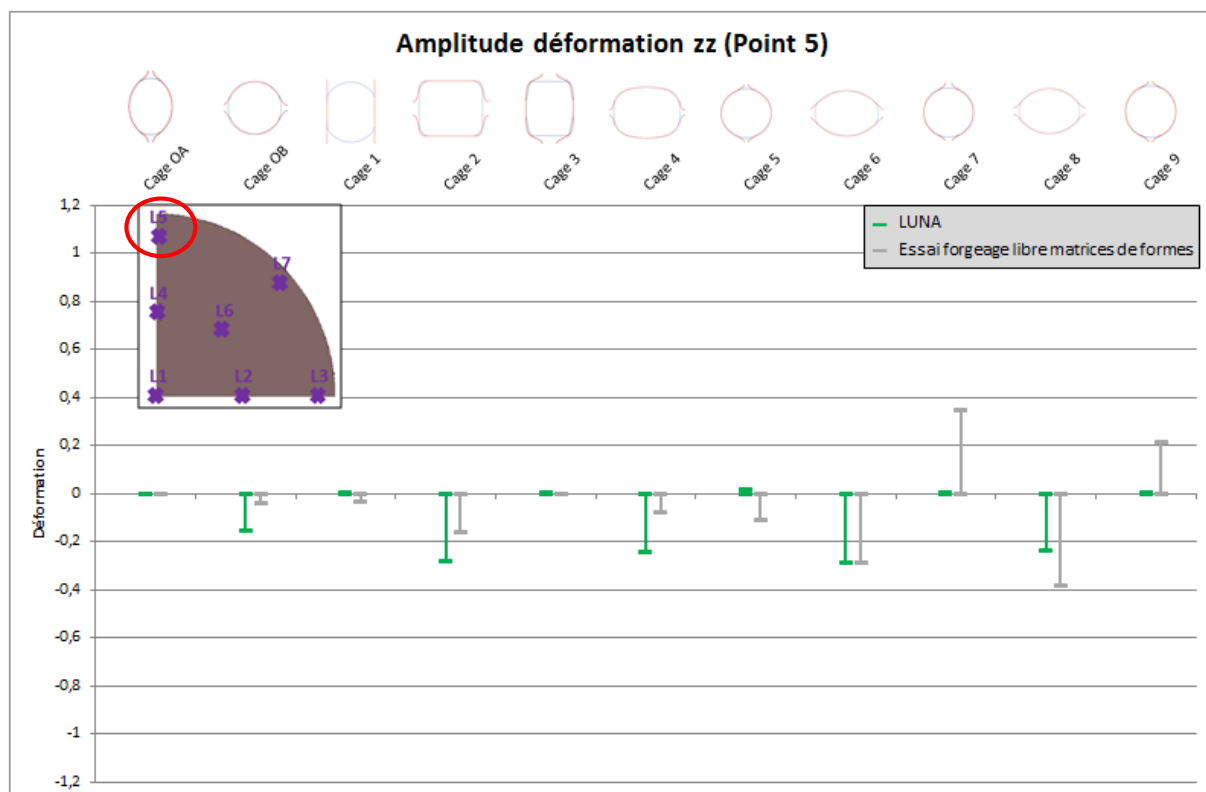


Figure 246 : Comparaison des déformations suivant Z entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 5 en utilisant les levées nominales du laminoir

ANNEXE 7 : Pressions hydrostatiques relevées aux points 3 et 5 dans le lopin simulé lors de l'essai de forgeage libre avec des levées nominales entre les matrices pour toutes les cages du laminoir

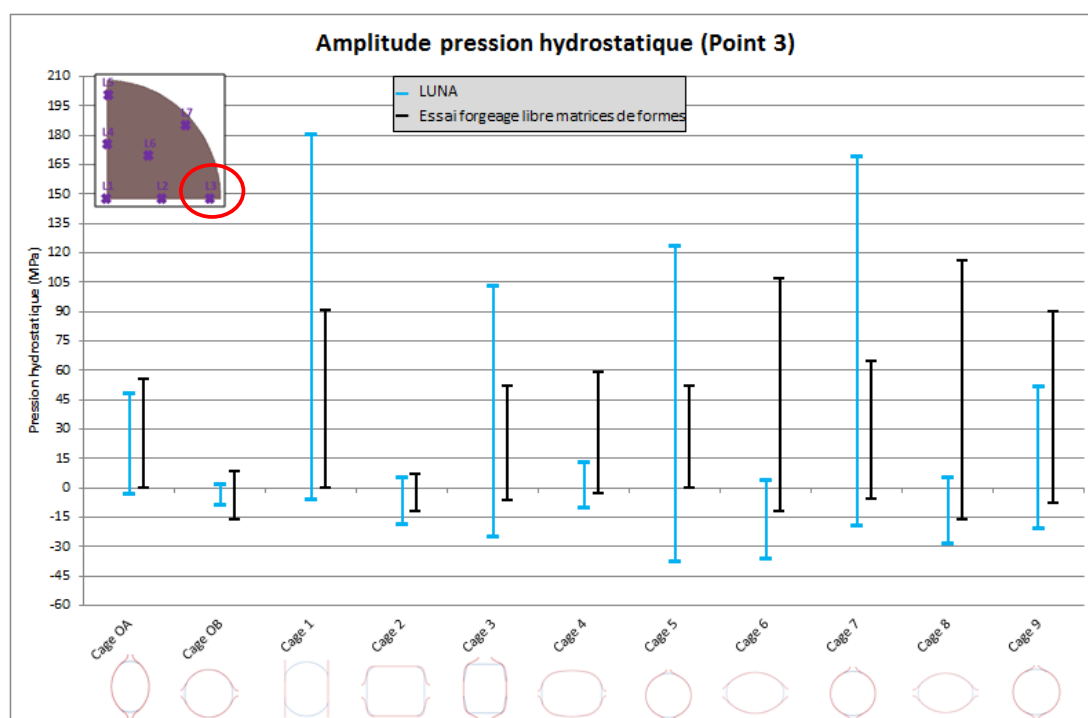


Figure 247 : Comparaison des pressions hydrostatiques entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 3 en utilisant les levées nominales du laminoir

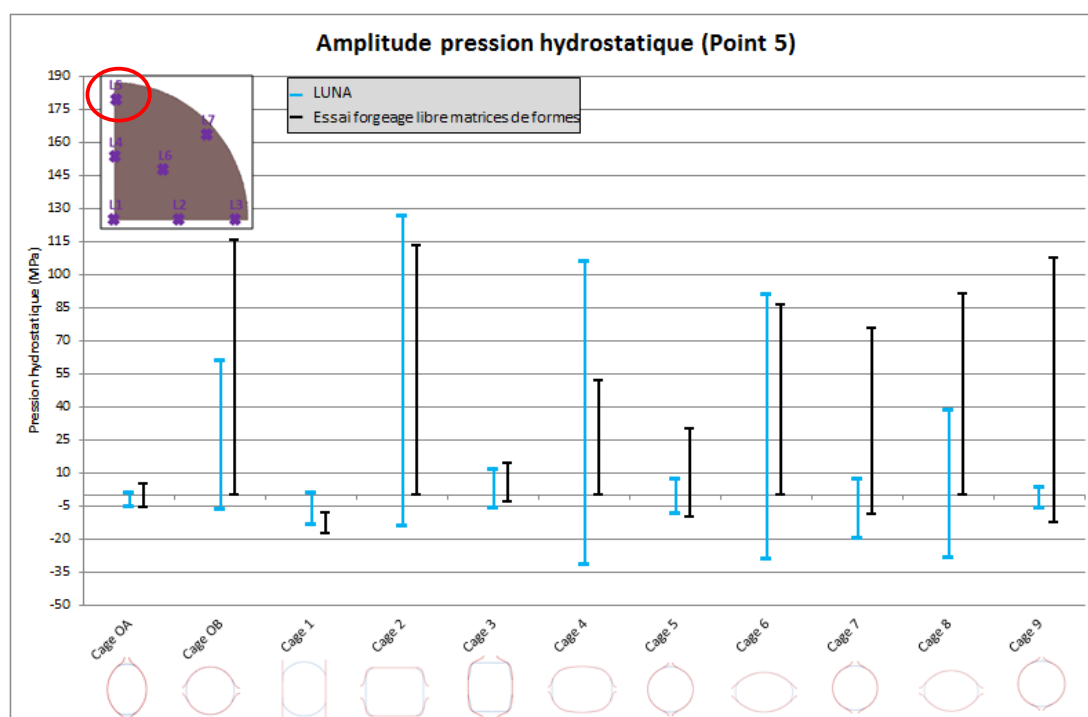


Figure 248 : Comparaison des pressions hydrostatiques entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 5 en utilisant les levées nominales du laminoir

ANNEXE 8 : Vitesses de déformation relevées aux points 3 et 5 dans le lopin simulé lors de l'essai de forgeage libre avec des levées nominales entre les matrices pour toutes les cages du laminoir

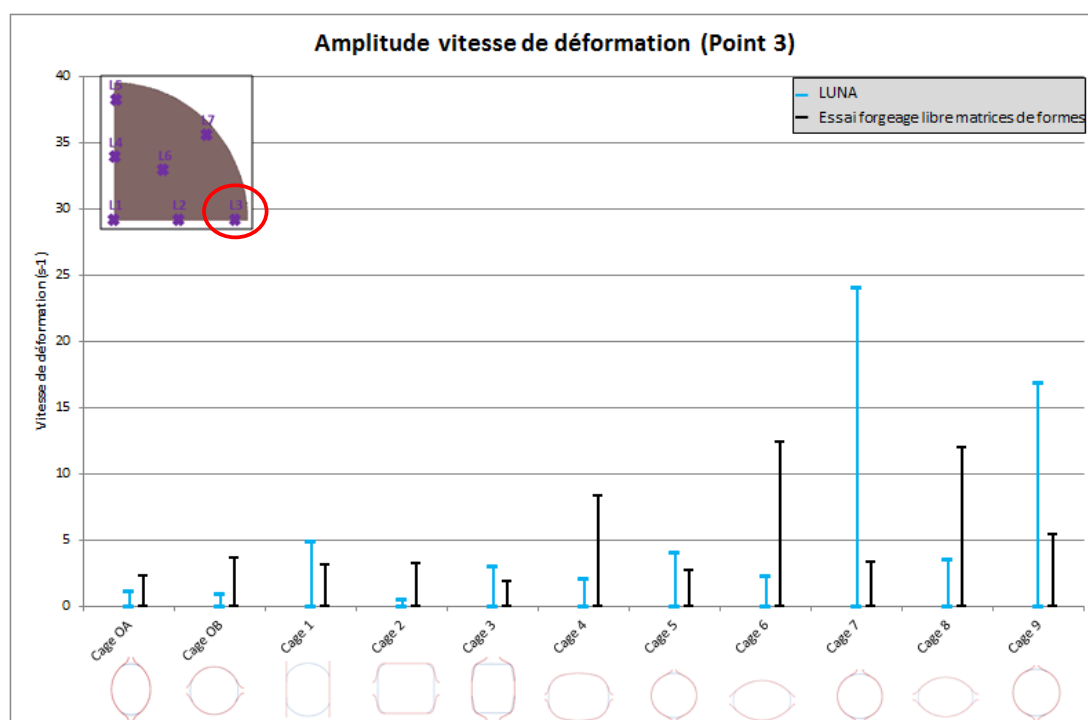


Figure 249 : Comparaison des vitesses de déformation entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 3 en utilisant les levées nominales du laminoir

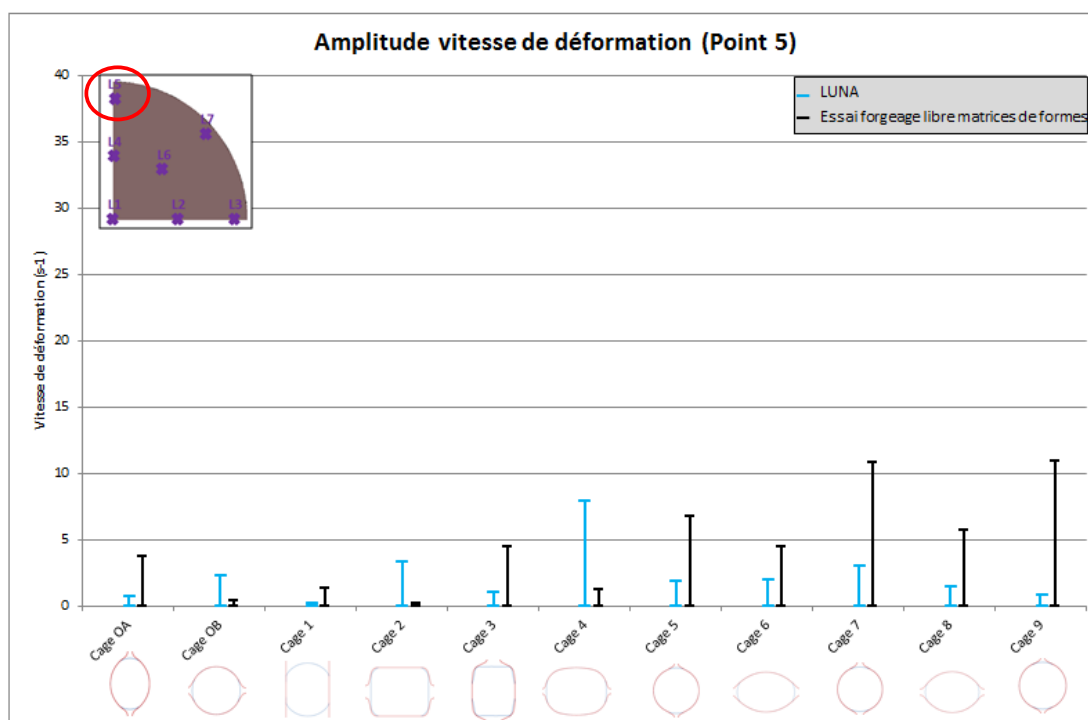


Figure 250 : Comparaison des vitesses de déformation entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 5 en utilisant les levées nominales du laminoir

ANNEXE 9 : Sollicitations thermomécaniques relevées aux points 3 et 5 dans le lopin simulé lors de l'essai de forgeage libre avec des levées ajustées entre les matrices pour toutes les cages du laminoin

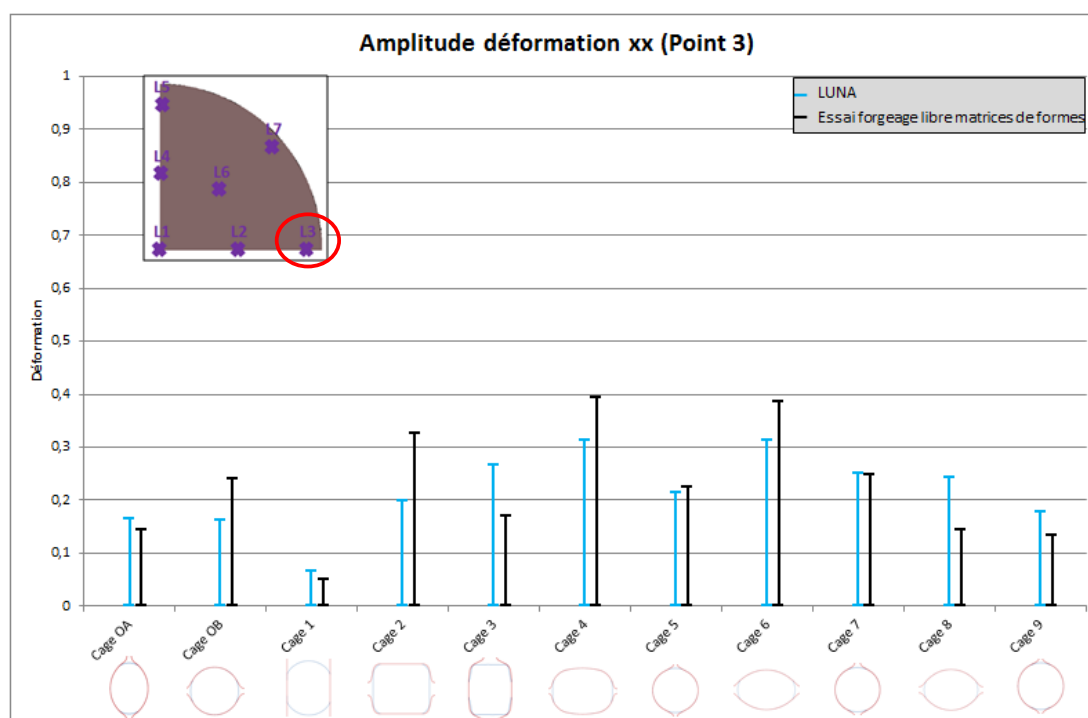


Figure 251 : Comparaison des déformations longitudinales entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 3 en ajustant les levées entre les matrices

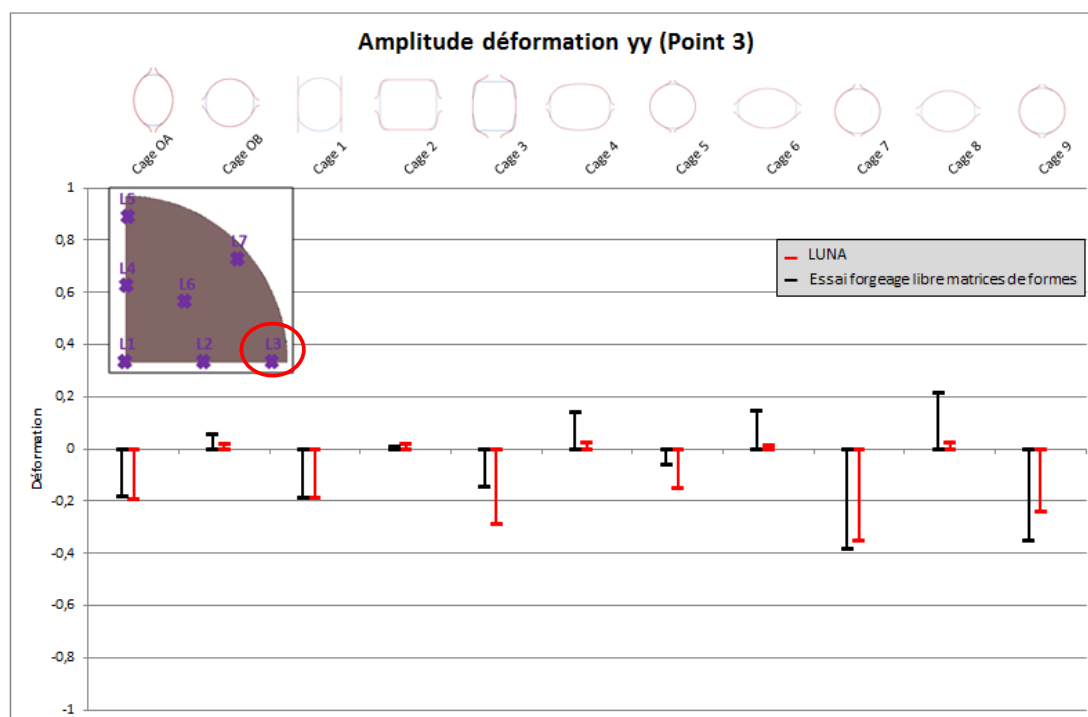


Figure 252 : Comparaison des déformations suivant Y entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 3 en ajustant les valeurs des levées entre les matrices

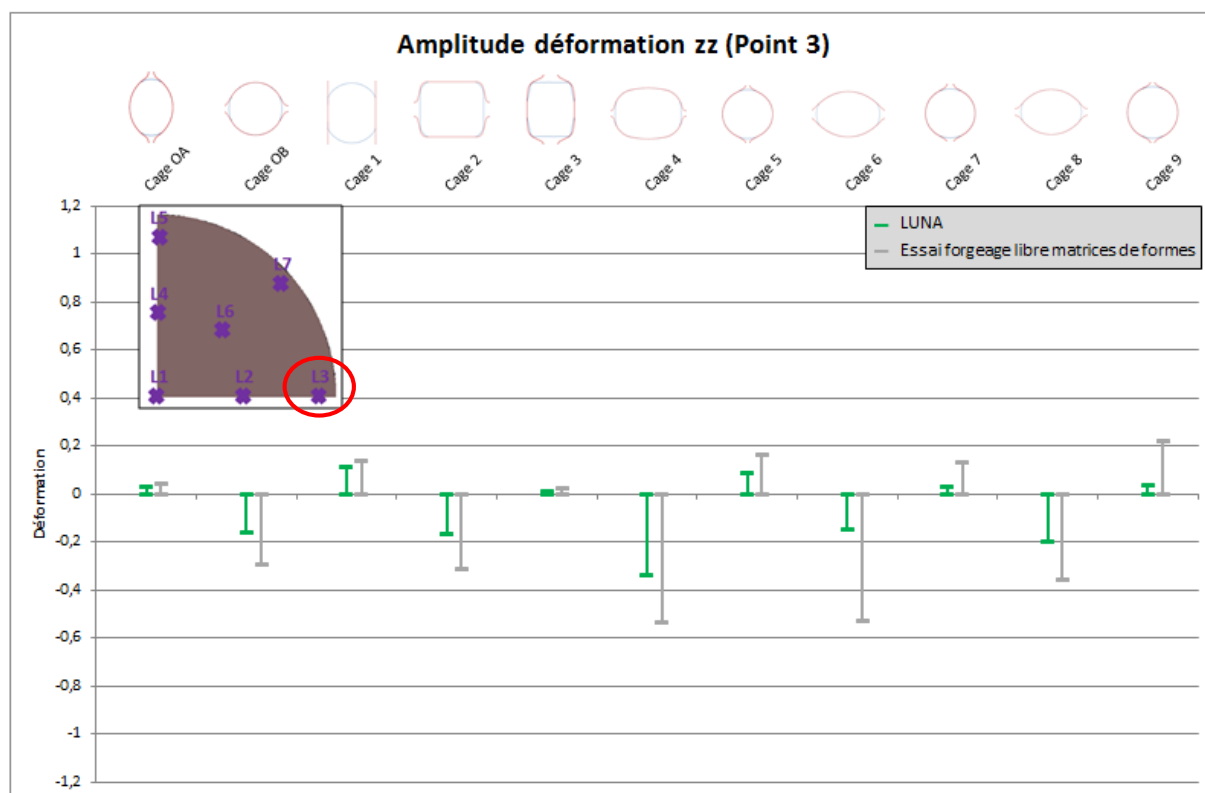


Figure 253 : Comparaison des déformations suivant Z entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 3 en ajustant les valeurs des levées entre les matrices

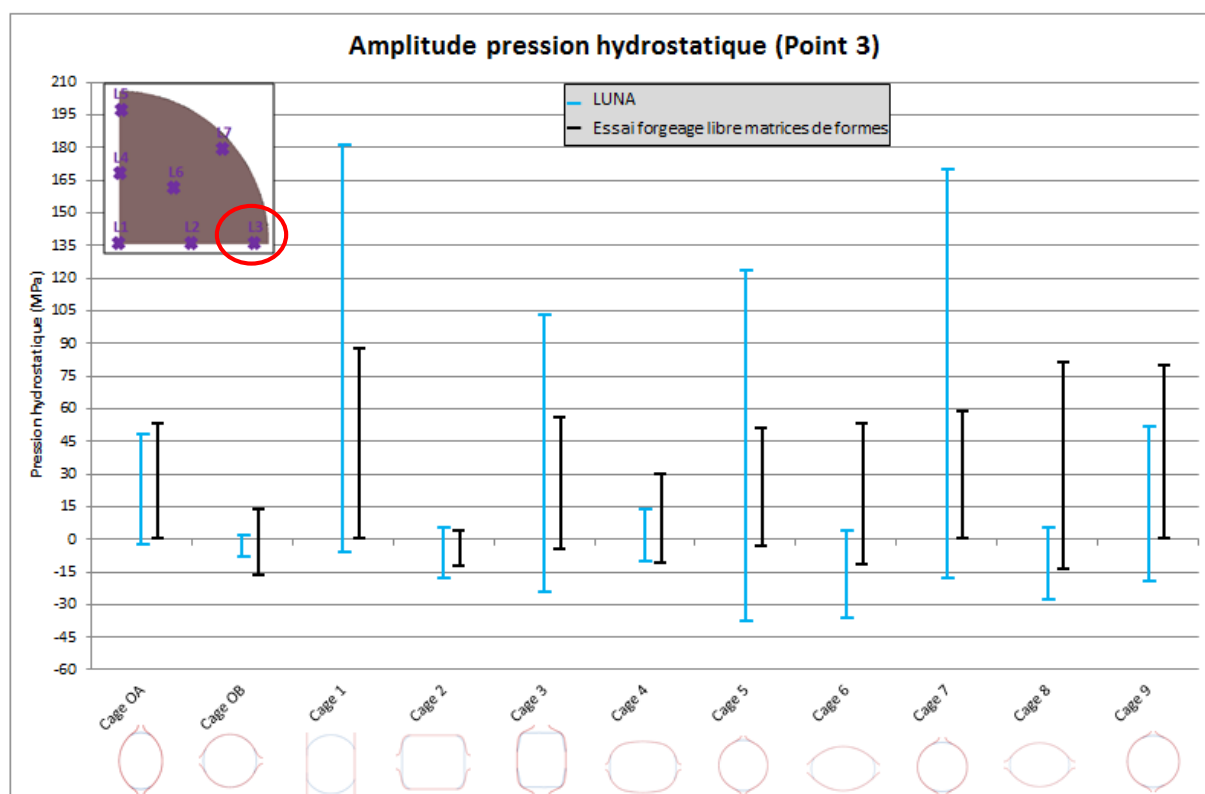


Figure 254 : Comparaison des pressions hydrostatiques entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 3 en ajustant les valeurs des levées entre les matrices

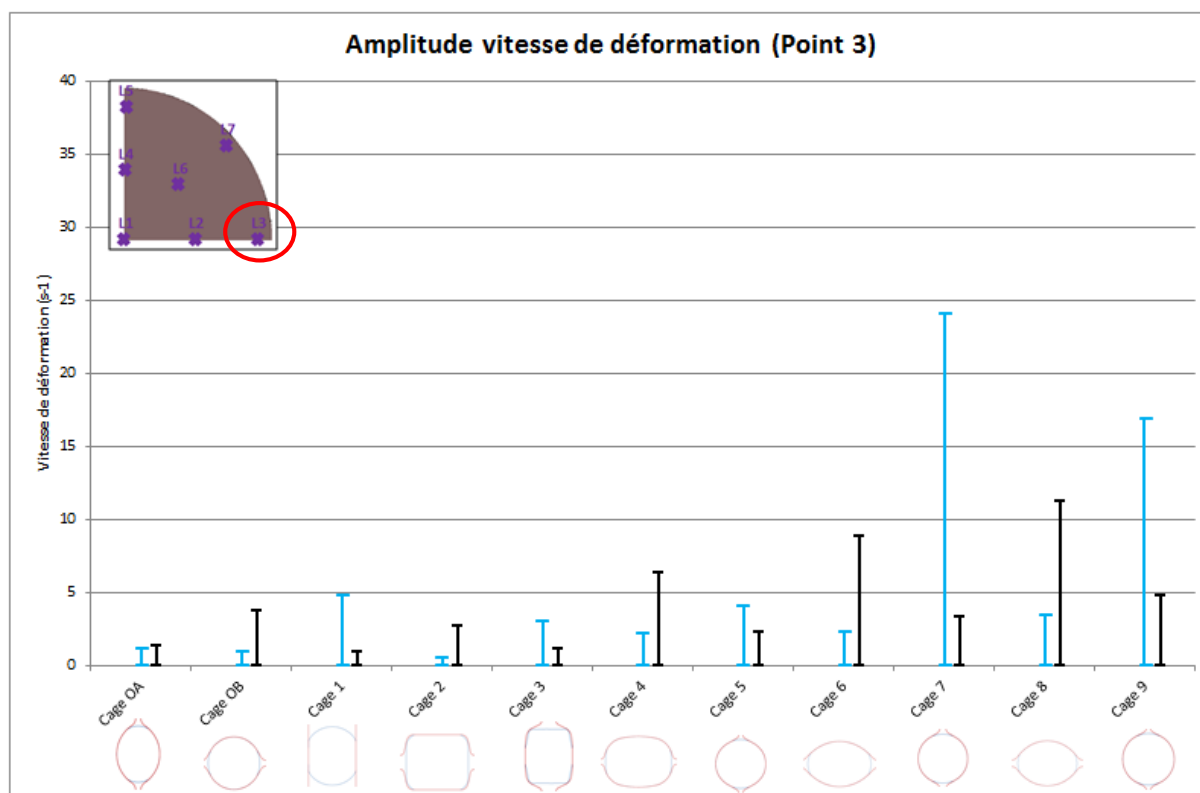


Figure 255 : Comparaison des vitesses de déformation entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 3 en ajustant les levées entre les matrices

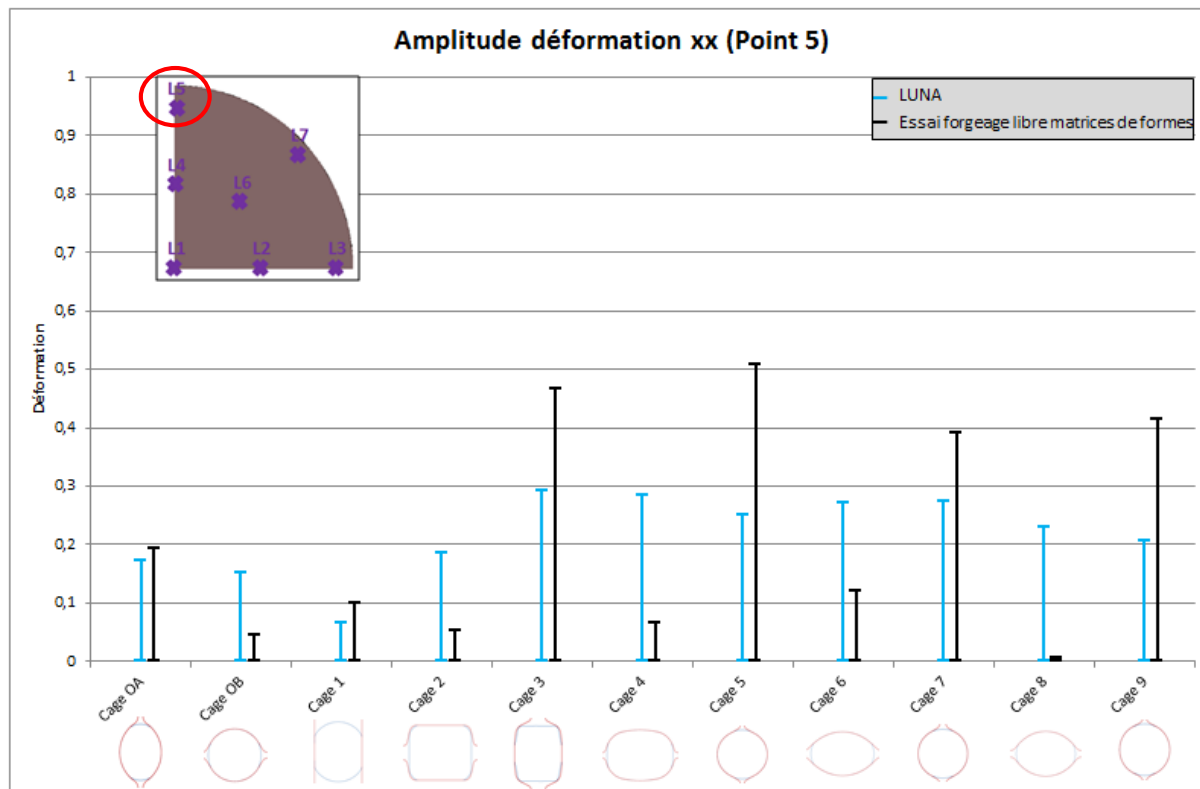


Figure 256 : Comparaison des déformations longitudinales entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 5 en ajustant les levées entre les matrices

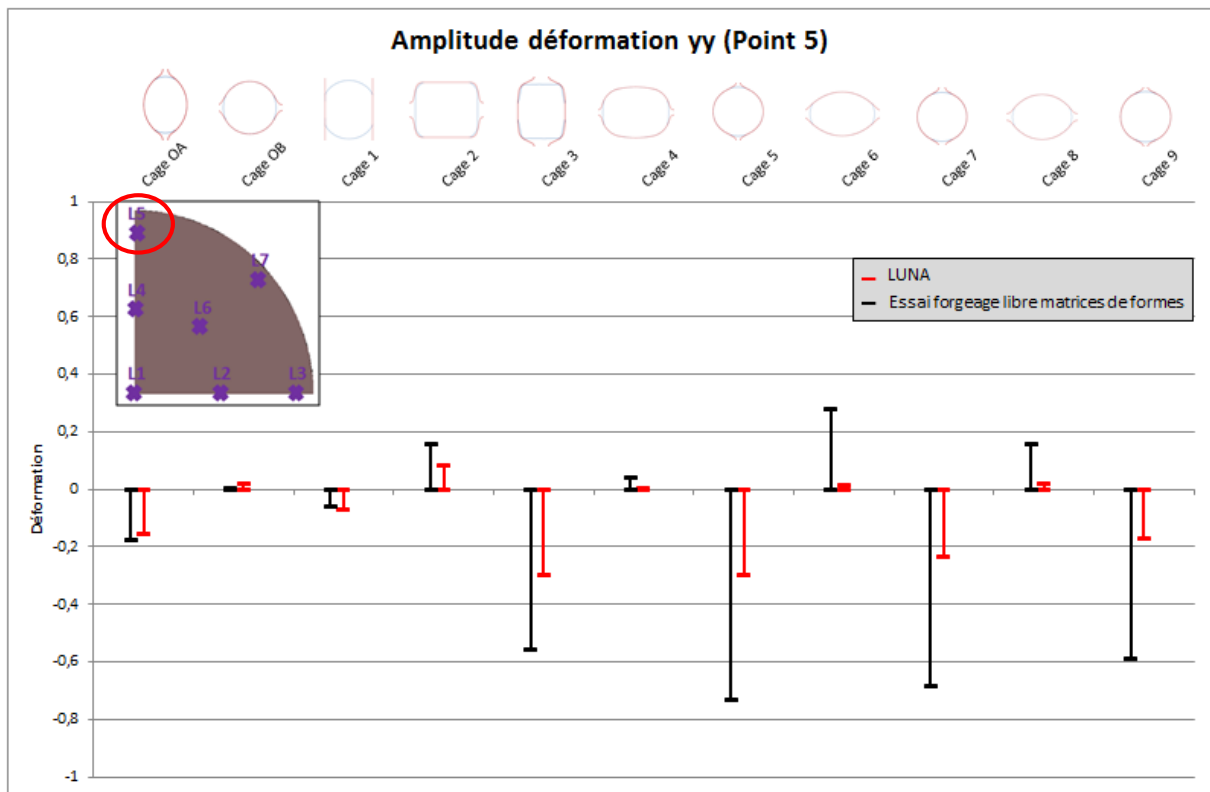


Figure 257 : Comparaison des déformations suivant Y entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 5 en ajustant les valeurs des levées entre les matrices

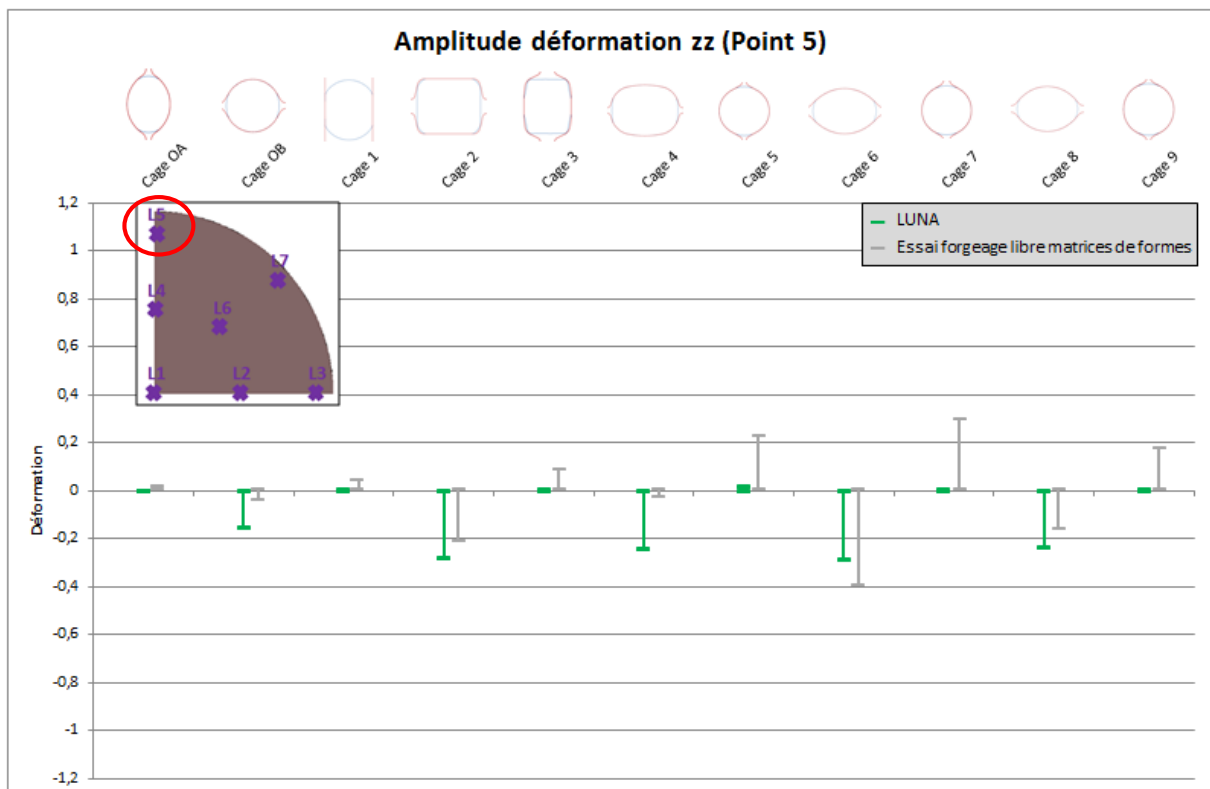


Figure 258 : Comparaison des déformations suivant Z entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 5 en ajustant les valeurs des levées entre les matrices

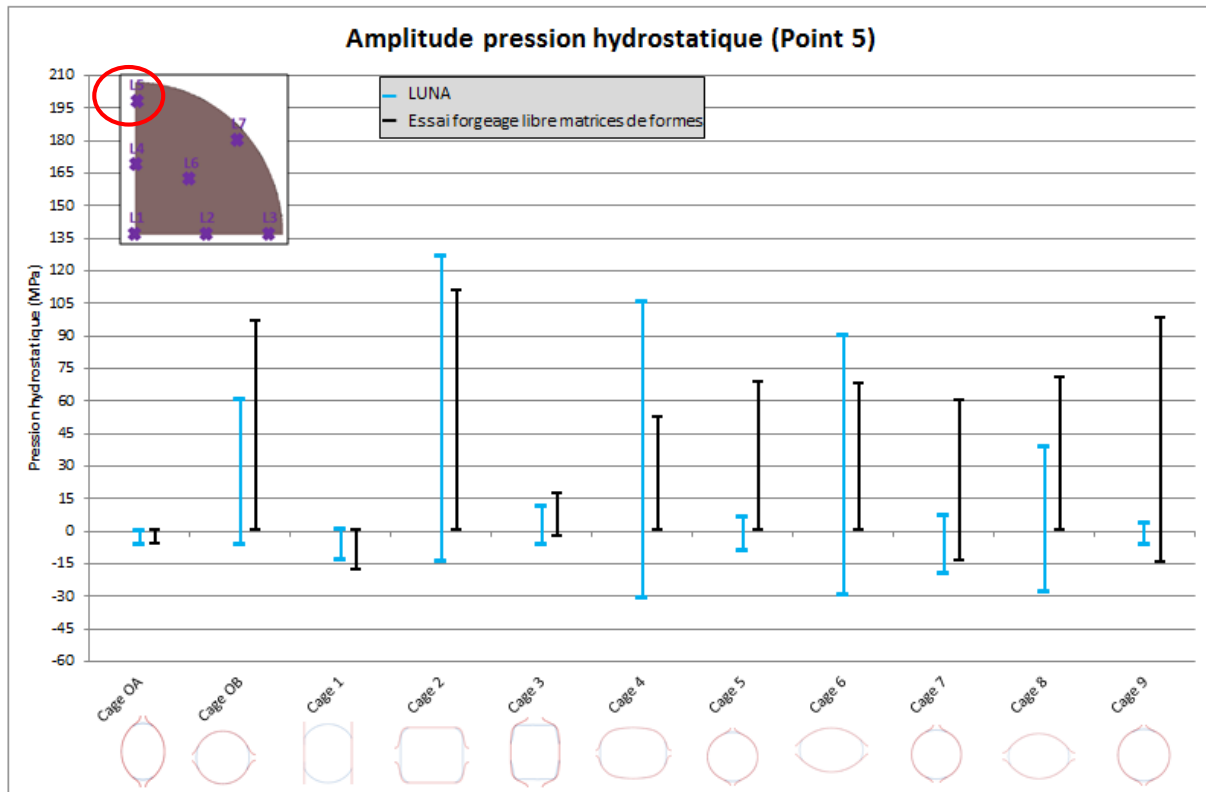


Figure 259 : Comparaison des pressions hydrostatiques entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 5 en ajustant les valeurs des levées entre les matrices

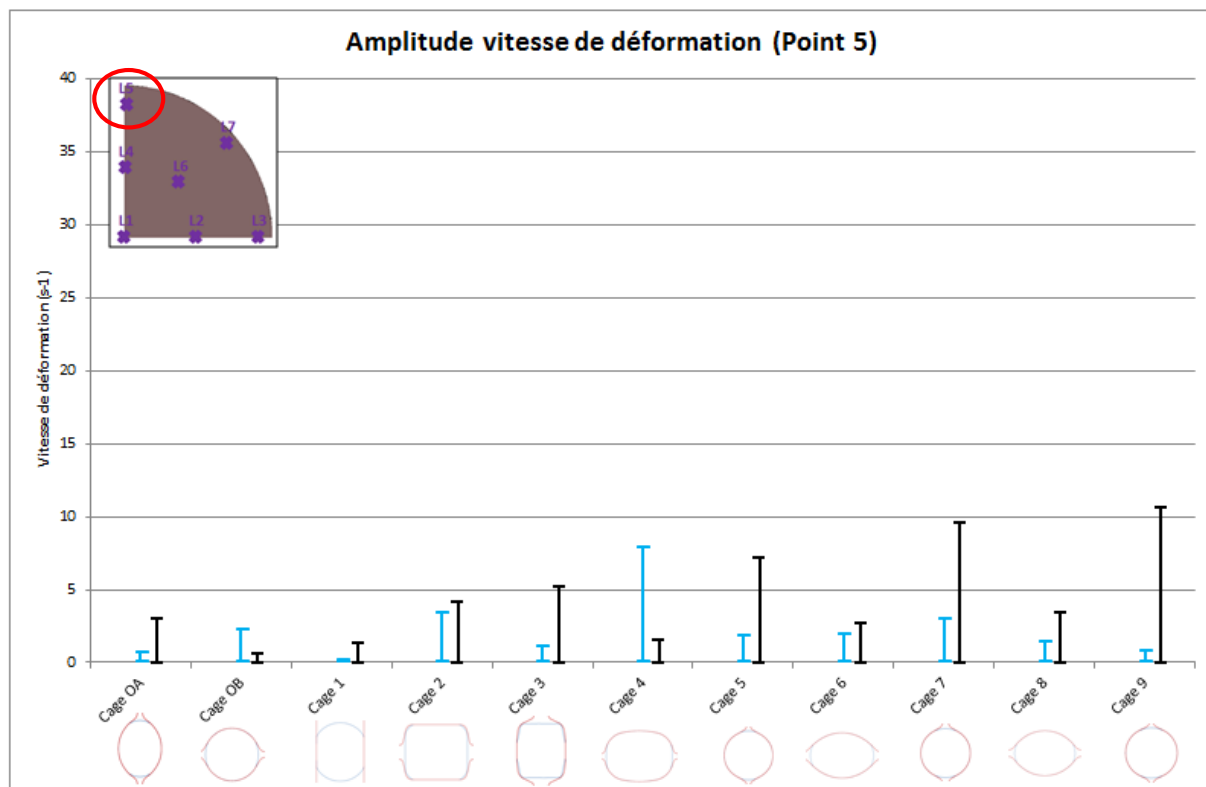


Figure 260 : Comparaison des vitesses de déformation entre la barre laminée (LUNA) et le lopin forgé (essai) au point 5 en ajustant les valeurs des levées entre les matrices

ANNEXE 10 : Contrôle dimensionnel de l'outillage par stéréovision

Un contrôle dimensionnel de l'outillage par stéréovision est réalisé afin de vérifier si les tolérances dimensionnelles et géométriques sont respectées. Le système ATOS développé par la société G.O.M. (Gesellschaft für Optische Messtechnik) est un dispositif de mesures optique qui permet de scanner l'outillage et de fournir son enveloppe 3D. L'enveloppe de l'outillage scanné peut ensuite être comparée aux données CAO afin de déterminer les défauts géométriques et/ou de position.

Dans un premier temps les géométries issues des mesures du dispositif G.O.M. et de la CAO ont été comparées pour chaque cage. La Figure 261 montre les défauts géométriques relevés sur la cage 2. Cette superposition permet :

- de vérifier si les tolérances dimensionnelles indiquées sur les plans de fabrication sont respectées
- d'expliquer les défauts géométriques que l'on peut rencontrer sur le lopin forgé expérimentalement

L'exemple de la cage 2 montre que dans les rayons de raccordement de la partie active de la matrice l'écart entre le modèle 3D issu de la CAO et les mesures du système ATOS est de 0,18mm. L'écart mesuré est donc inférieur à la tolérance indiquée sur le plan de fabrication qui est de $\pm 0,2\text{mm}$.

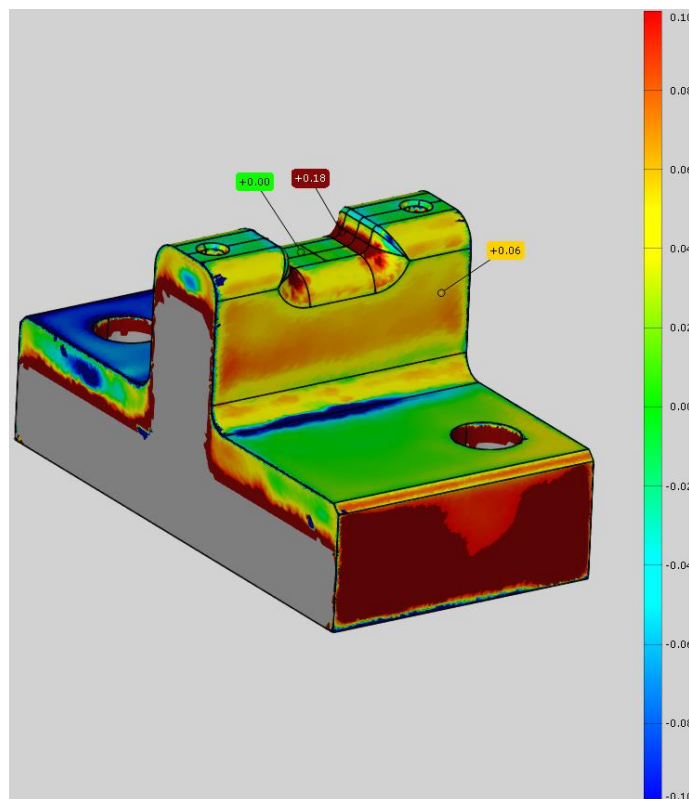


Figure 261 : Vérification des défauts géométriques pour la cage 2

La partie inférieure et supérieure de l'outillage assemblé sont scannées à l'aide du système de mesures ATOS. L'enveloppe obtenue par mesure optique peut être comparée à l'assemblage de l'outillage issu de la CAO pour connaître les défauts de position. La Figure 262 montre la superposition de la partie inférieure de l'outillage issu de la CAO avec l'enveloppe scannée par le système ATOS. Les écarts de positionnement relevés entre les deux objets suivant les trois directions sont faibles car pour la partie inférieure de l'outillage les matrices sont mises en position sur le bloc à l'aide de goupilles et de locating. Concernant la partie haute de l'outillage, les matrices sont positionnées par rapport aux matrices inférieures et non par rapport au bloc ce qui donne une mauvaise superposition des mesures ATOS et des données CAO. Seuls les écarts relevés suivant la direction de forgeage sont significatifs.

Les écarts suivant l'axe Z sont ceux qui ont une influence sur la hauteur finale du lopin forgé. En s'appuyant sur la Figure 262, on s'aperçoit que l'écart de position suivant l'axe z est acceptable ($>0,1\text{mm}$). Les écarts suivant les axes X et Y n'ont aucune influence sur le lopin forgé car les matrices supérieures sont positionnées par rapport aux matrices inférieures avec des goupilles. Les écarts suivant les axes X et Y sont dus aux positionnements des trous accueillants les goupilles pour l'indexage des matrices inférieures et supérieures. Les écarts importants relevés pour la cage 3 sont dus au fait que la matrice n'était pas serrée sur le bloc.

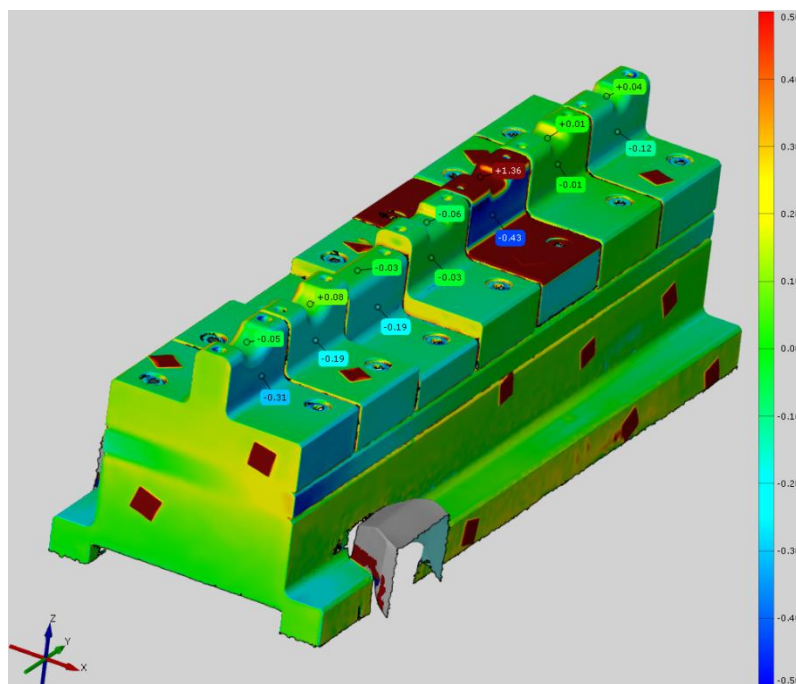


Figure 262 : Vérification des défauts de position de la partie inférieure de l'outillage

ANNEXE 11 : Analyses radiographique et ultrasonore des lopins contenant un trou forgés à 1250°C

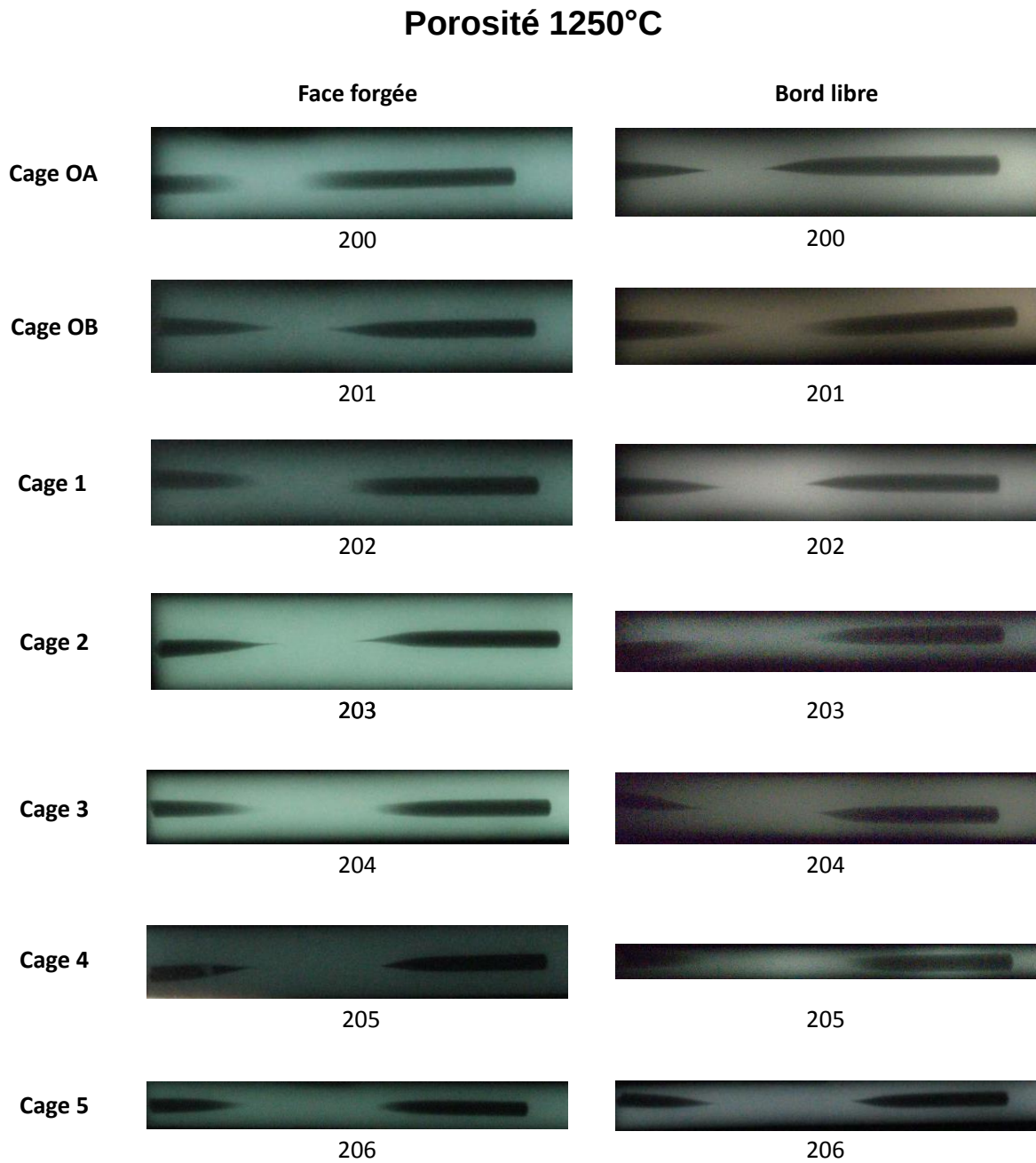


Figure 263 : Analyse par rayons x des lopins contenant un trou assimilé à de la porosité forgés à 1250°C

Porosité 1250°C

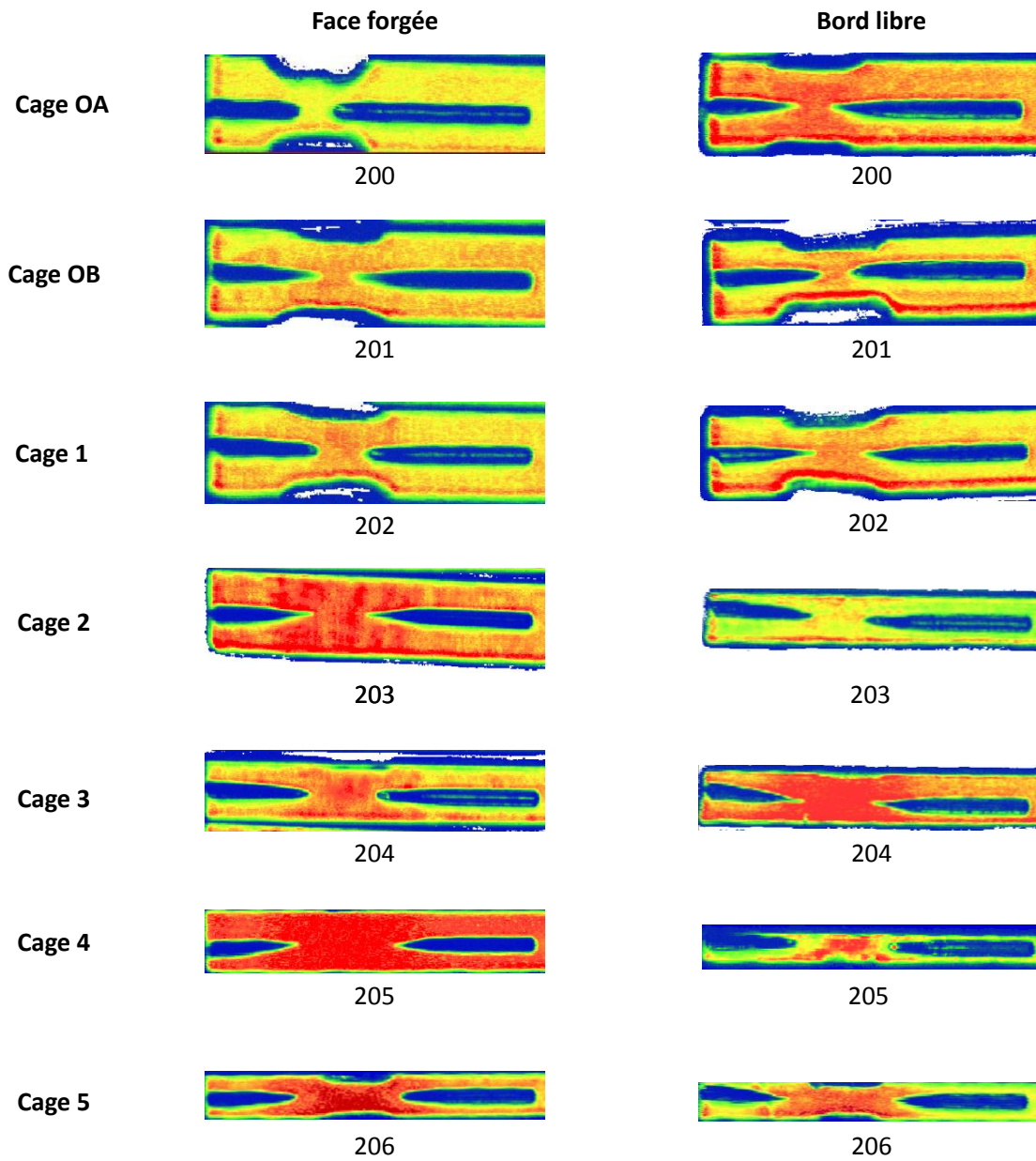


Figure 264 : Analyse par ultrasons des lopins contenant un trou assimilé à de la porosité forgés à 1250°C

ANNEXE 12 : Analyses radiographique et ultrasonore des lopins contenant un trou forgés à 1000°C

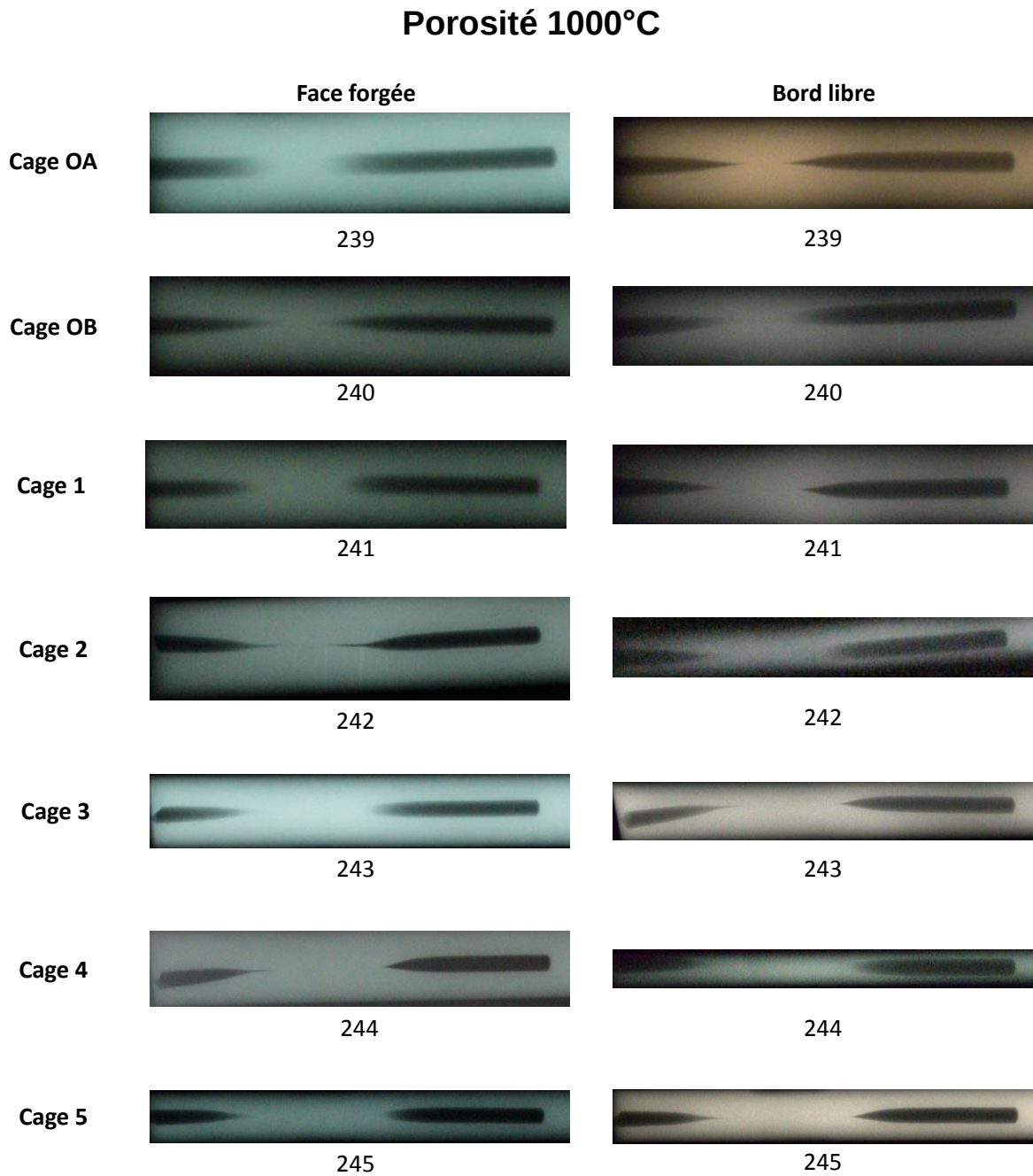


Figure 265 : Analyse par rayons x des lopins contenant un trou assimilé à de la porosité forgés à 1000°C

Porosité 1000°C

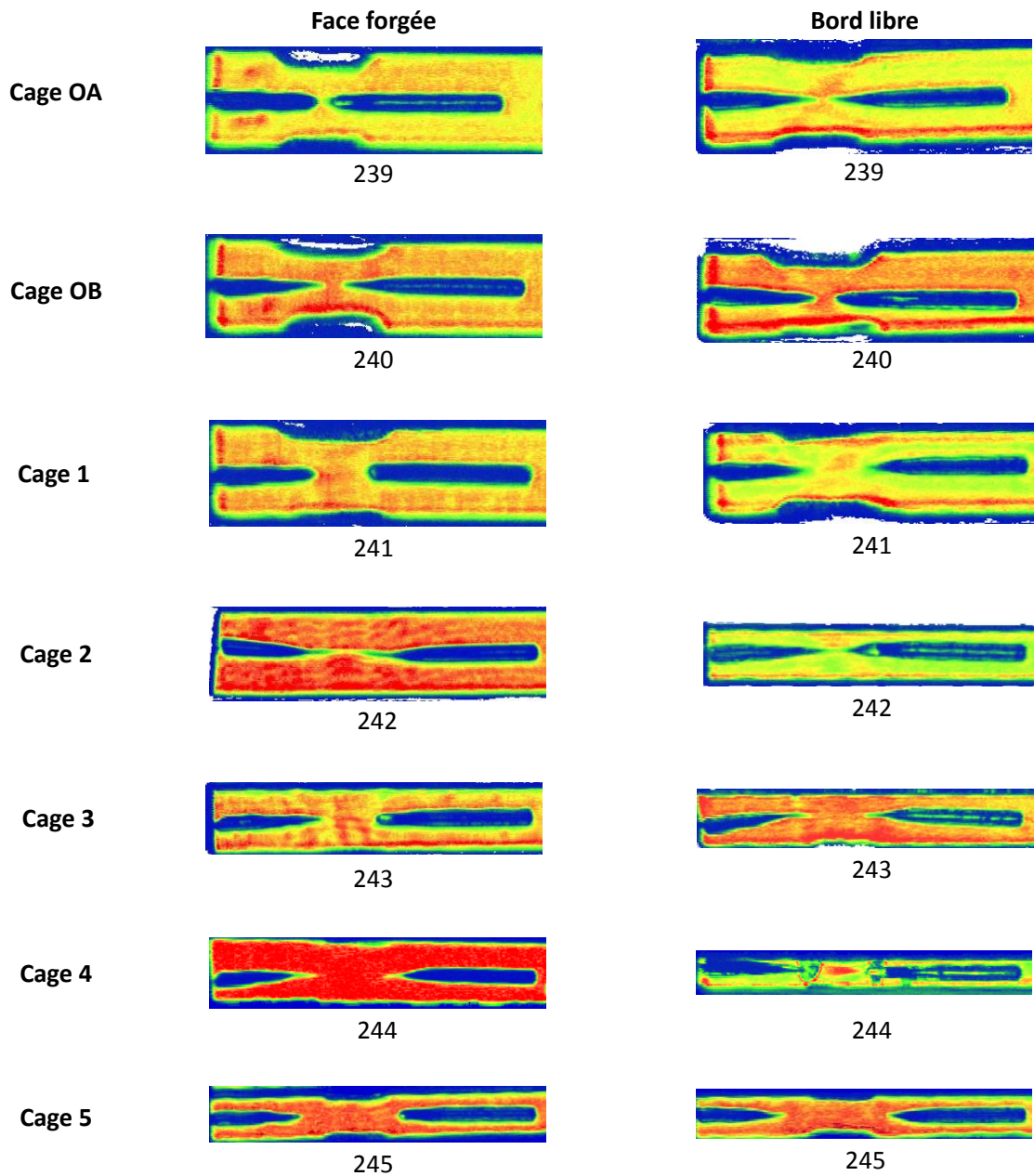


Figure 266 : Analyse par ultrasons des lopins contenant un trou assimilé à de la porosité forgés à 1000°C

ANNEXE 13 : Analyses radiographique et ultrasonore des lopins contenant une barre en alumine forgés à 1250°C

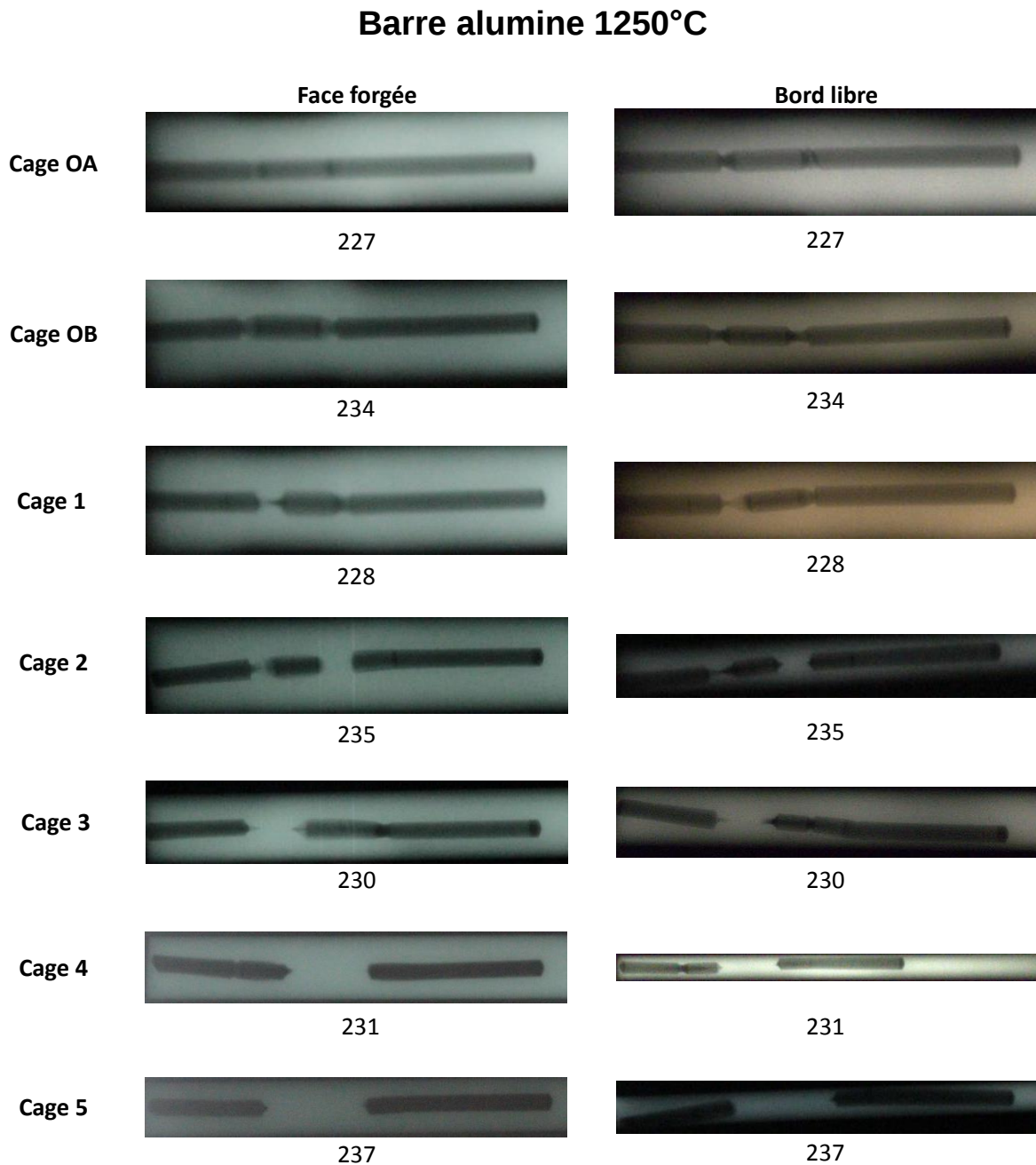


Figure 267 : Analyse par rayons x des lopins contenant une barre en alumine forgés à 1250°C

Barre alumine 1250°C

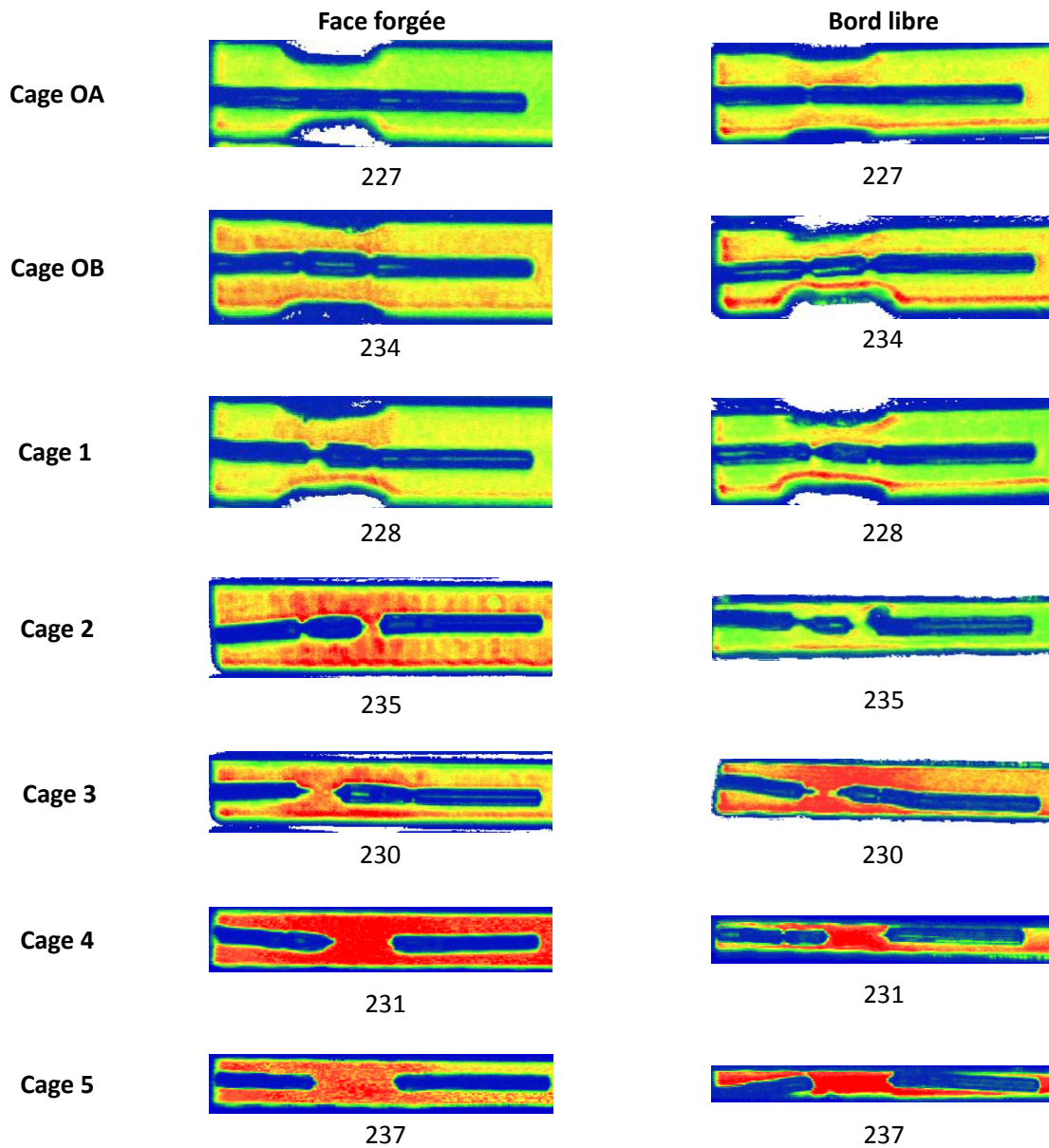


Figure 268 : Analyse par ultrasons des lopins contenant une barre en alumine forgés à 1250°C

ANNEXE 14 : Analyses radiographique et ultrasonore des lopins contenant une barre en alumine forgés à 1000°C

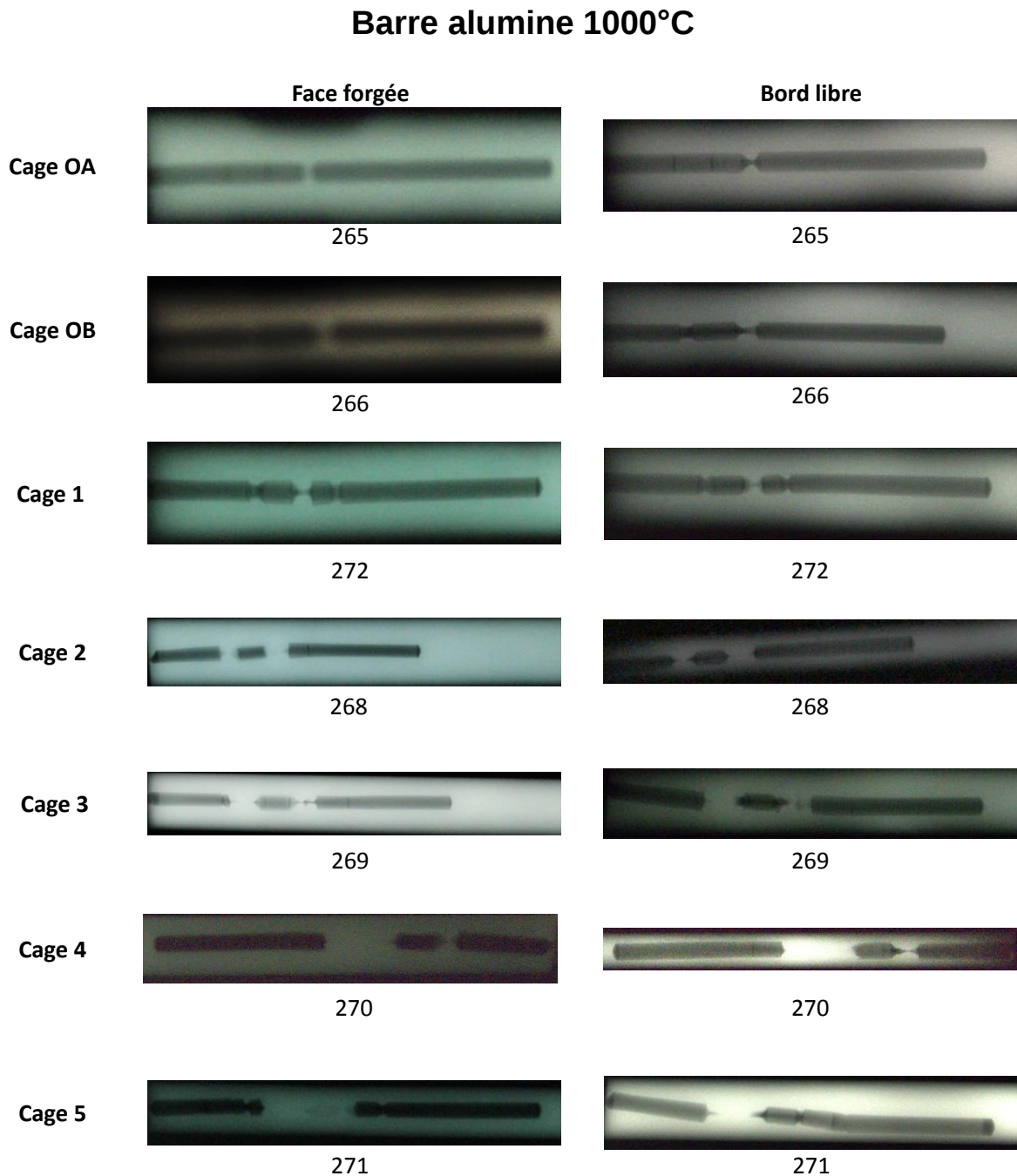


Figure 269 : Analyse par rayons x des lopins contenant une barre en alumine forgés à 1000°C

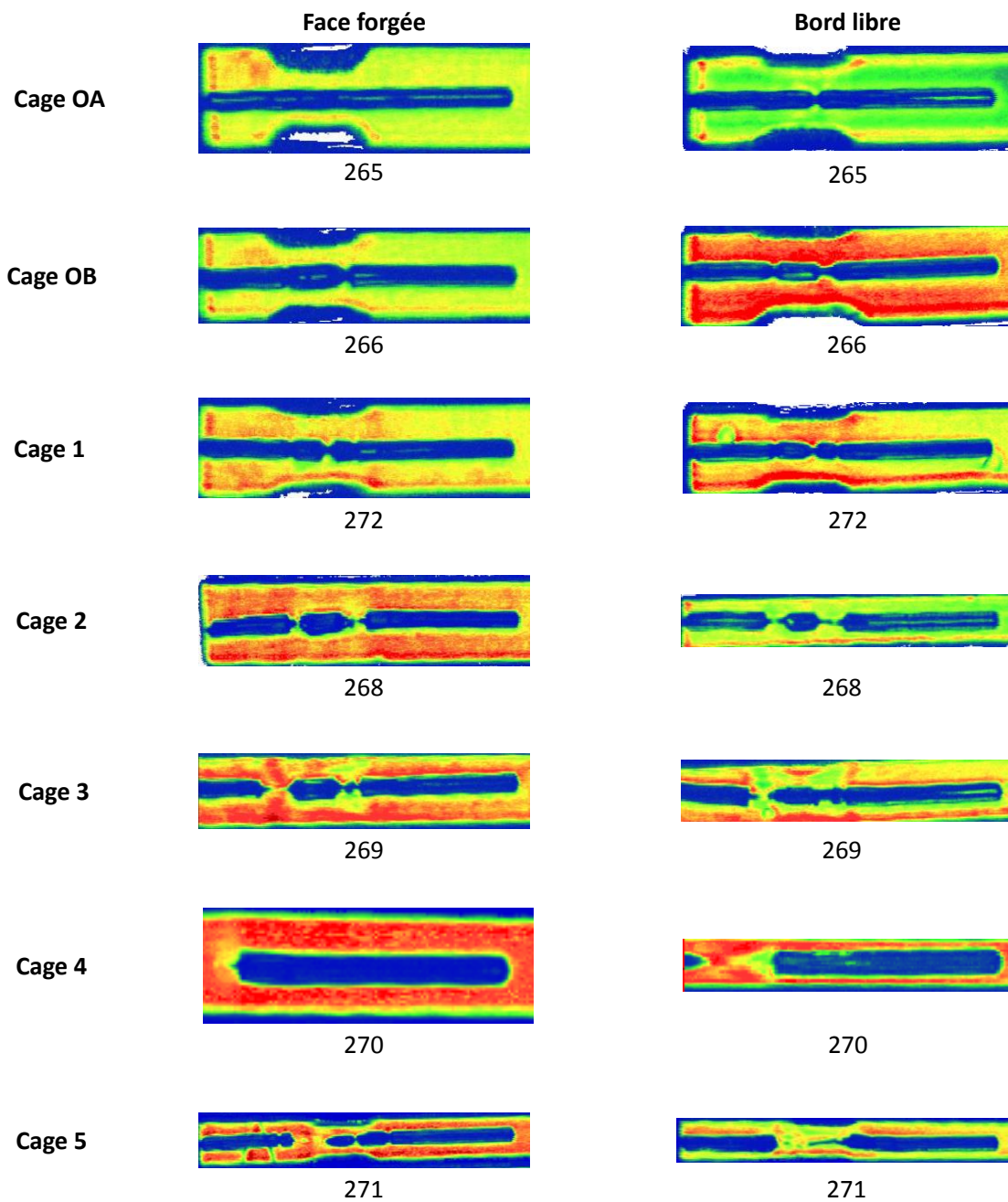
Barre alumine 1000°C

Figure 270 : Analyse par ultrasons des lopins contenant une barre en alumine forgés à 1000°C

Contribution à la compréhension du couplage thermomécanique sur l'évolution des défauts de coulée en laminage

RESUME : Le laminage est un procédé de mise en forme à chaud permettant d'obtenir des barres de différents diamètres en partant de blooms issus de la coulée continue. Dans les bruts de coulée se répartissent des inclusions qui sont de natures, de formes et de tailles différentes. Le laminage va permettre de réduire le diamètre de la barre et d'agir sur la microstructure du matériau, notamment, en fragmentant et dispersant les inclusions. L'objectif des travaux de thèse est de contribuer à la compréhension des effets du chargement thermomécanique sur l'évolution des défauts de coulée en laminage. Vu la dimension des installations, les investigations expérimentales directes sur les moyens industriels ne sont pas envisageables. L'idée développée dans les travaux de thèse concerne la mise en place et la validation d'un essai de caractérisation à échelle réduite reproduisant le chemin thermomécanique subi par la matière au cours du laminage. Pour ce faire la ligne de laminage industrielle est modélisée afin d'obtenir le chargement thermomécanique de la barre au cours du laminage. Seules les sollicitations ayant un rôle majeur sur le comportement des défauts sont reproduites. Un essai dit de « forgeage libre » a ainsi été conçu, réalisé, mis en place sur les moyens de mise en forme de la plateforme VULCAIN de l'ENSAM. L'essai a été utilisé avec des défauts artificiels présentant des similarités comme la malléabilité avec les défauts réels. Une campagne expérimentale paramétrique a été menée sur les différents types de défauts. Les échantillons forgés ont été analysés par des méthodes non destructives comme les ultrasons, la radiographie et la tomographie X. Ces analyses ont permis de suivre le comportement du défaut et d'observer certains phénomènes mis en évidence dans la littérature comme l'apparition de cavité à l'interface défaut-matrice.

Mots clés : Laminage, modélisation éléments finis, essais expérimentaux, couplage thermomécanique, comportement des défauts de coulée

Contribution at the comprehension of thermomechanical coupling on the evolution of the casting defect during rolling

ABSTRACT : Rolling is a hot forming process dedicated to manufacture bars with different diameters. The initial product is a bloom from the continuous casting. The bloom contains inclusions which have different forms, sizes and distributions. The rolling reduces the diameter of the bar and acts on the material microstructure by fragmenting and dispersing the inclusions. The aim of the thesis work is to understand the behavior of the inclusions with the rolling thermo mechanical loading effects. The direct investigations on the rolling mill are not possible because of the size of the installations. To address this problem, the solution is to develop and validate a small scale characterization test reproducing the thermo mechanical loading of the rolled bar. To achieve this, the rolling mill is modeled. Only the solicitations which have a major role on the behavior of the defects are reproduced. An open-die forging test is designed, manufactured and implemented on the VULCAIN installation of the ENSAM. The artificial defects which have a similar malleability to the real defects are integrated into the sample. A parametric experimental campaign has been conducted on the different defects. The forged samples have been analyzed with non-destructive methods such as ultrasound, radiography and tomography. These analyses allowed to follow the behavior of the defects and to observe certain phenomena illustrated in the literature such as the emergence of a cavity on the defect-matrix interface.

Keywords : Hot rolling mill, finite elements, experimental test, thermomechanical coupling, behavior of casting defects