
Quelques problèmes de modélisation en couplage fort mécanique Matériaux rencontrés dans l'élaboration et la mise en œuvre des aciers.

Jean Claude Lachat* — François Mudry**

* SOLLAC

29, le Parvis, 92072 Paris-La Défense cedex 34

** IRSID

34, rue de la Croix de Fer, 78105 St-Germain-en-Laye cedex

RÉSUMÉ. La modélisation numérique basée sur les outils de CAO et de calcul par éléments finis utilisant des approches implicites ou explicites permet d'aborder des problèmes non linéaires fortement couplés comme ceux que l'on rencontre dans les procédés d'élaboration et de mise en œuvre des aciers. Cet article expose quelques problèmes typiques qui devraient être approfondis par la communauté scientifique. Ces problèmes conduisent à des modèles de très grande taille dont la solution passe par l'utilisation du parallélisme massif.

ABSTRACT. Numerical simulation based on CAD and finite element method, with implicit or explicit approach, could be used to solve non linear and strongly coupled problems as those existing in steel processing and forming. This paper points out some typical problems which must be clarified by the scientific community. Those problems lead to large scale models which need new computational technics such as strong parallelism to be solved.

MOTS-CLÉS : modélisation, couplage fort, emboutissage, collage, soudage, anisotropie, frottement, laminage, coulée continue, contraintes résiduelles, plasticité de transformation.

KEY WORDS : simulation, strong coupling, forming, gluing, welding, anisotropy, friction, rolling, continuous casting, residual stress, transform plasticity

Introduction

La modélisation numérique touche tous les aspects de la conception des produits et des procédés. Pour les produits, la définition des formes géométriques et des fonctionnalités se fait par CAO, la simulation du comportement en service et en situation exceptionnelle par des calculs numériques. Les objectifs principaux sont :

- l'optimisation de la conception pour réaliser au meilleur coût,
- la réduction du cycle de développement pour une mise sur le marché plus rapide,
- la qualité et la fiabilité.

De nouveaux problèmes apparaissent car il devient nécessaire de prendre en compte très tôt dans la conception, les modifications qui résulteront du processus de fabrication pour d'une part s'assurer de la faisabilité (faire juste du premier coup) et d'autre part rendre plus réaliste les modèles. Des procédés comme l'emboutissage, le forgeage, le soudage entraînent globalement et localement des modifications profondes dans la structure métallurgique des aciers, telles que l'apparition de contraintes résiduelles ou des déformations permanentes qu'il faut évaluer pour progresser encore dans la prévision fine du comportement des structures. Toutes les industries transformatrices de métaux sont concernées ainsi que le sidérurgiste lui-même. En effet les procédés sidérurgiques sont difficiles à modéliser. Les aciers sont élaborés au cours de procédés qui conditionnent leurs caractéristiques métallurgiques et mécaniques. Ainsi le réglage des opérations de fusion, de solidification et de laminage conditionnera les propriétés finales du matériau. La modélisation du procédé permettra de comprendre l'influence des paramètres de réglage pour une meilleure régularité de production et pour obtenir des caractéristiques optimums. Les aciers ainsi obtenus sont ensuite mis en œuvre pour réaliser les formes des pièces ou sous-ensembles qui sont assemblés dans le produit final. Les enjeux sont considérables car il s'agit d'éviter le tâtonnement pour le réglage de la production, d'alléger les pièces, de rendre plus fiable leur utilisation et donc d'optimiser les coûts.

Les quelques problèmes que nous venons d'évoquer sont loin d'être maîtrisés et nous nous proposons d'examiner quelques aspects qui illustrent les difficultés de modélisation dans l'élaboration et la mise en œuvre des aciers. Pour cela nous suivrons une démarche de l'aval vers l'amont en nous intéressant successivement au cas du collage et de l'emboutissage. Nous insisterons sur le rôle de l'anisotropie. Puis nous analyserons la modélisation du frottement à la fois pour l'emboutissage et le laminage à froid. Les évolutions métallurgiques nous intéresseront ensuite à la fois pour le laminage à chaud et le soudage. Enfin, nous laisserons totalement ouvert le problème de la solidification en ne disant que quelques mots en mécanique des fluides.

1. Calcul et endommagement des assemblages de tôles par joints collés

Les assemblages par joints collés ont connu ces vingt dernières années un développement considérable par leur facilité de mise en œuvre, mais ils rencontrent un certain nombre de difficultés dans les liaisons entre tôles d'acier.

Le collage dans ce cas est utilisé pour le maintien des éléments sans participer à la résistance mécanique de la structure et les industriels souhaiteraient pour des raisons économiques lui faire jouer un rôle dans la tenue en service. Pour cela, il faut résoudre les problèmes posés par le dimensionnement de la liaison collée du fait :

- du manque d'outils d'analyse mécanique capables de modéliser cette situation
- des connaissances insuffisantes des modes d'endommagement des jonctions collées soumises à des chargements complexes.

1.1. Calcul des assemblages collés

Les études parues sur le calcul mécanique des jonctions collées sont nombreuses. Les géométries des assemblages sont le plus souvent des éprouvettes d'essais dont le chargement est déterminé à partir de modèles analytiques simplifiés ou par des méthodes aux éléments finis en déformations planes. Ces travaux ont mis en évidence une série de difficultés :

- a) Les champs de contraintes dans le joint sont fortement perturbés par la présence de bords libres et par la discontinuité de comportement dans l'épaisseur (figures 1 à 3).
- b) La dissymétrie des assemblages engendre des non-linéarités géométriques dues à l'existence de grands déplacements et de grandes rotations (figure 2).
- c) La plasticité de l'adhésif doit être prise en compte, car ce sont ces non-linéarités de comportement qui permettent d'atténuer l'effet des concentrations de contraintes.
- d) Le choix d'un critère de rupture ou d'endommagement n'est pas unique ; on peut utiliser des approches globales (taux de restitution d'énergie) ou des approches locales par le calcul des variables d'endommagement.
- e) A ces difficultés mises en évidence sur des géométries et chargements simples, s'ajoutent des problèmes spécifiques à la modélisation numérique des structures industrielles car la discrétisation éléments finis nécessaires pour accéder aux contraintes locales dans l'épaisseur du joint conduit à des coûts de calcul très élevés.
- f) Le dépouillement d'une grande quantité de résultats nécessite l'utilisation d'un post-processeur adapté.

L'enjeu actuel réside dans le développement de méthodes et de moyens permettant une analyse fine du joint collé sur des structures industrielles. La première idée consiste en une approche à deux niveaux : un calcul global de la structure suivi d'un zoom sur le joint collé pour l'analyse locale avec détermination du critère de ruine. On pourrait s'inspirer des techniques utilisées pour le calcul des effets de bord dans les stratifiés.

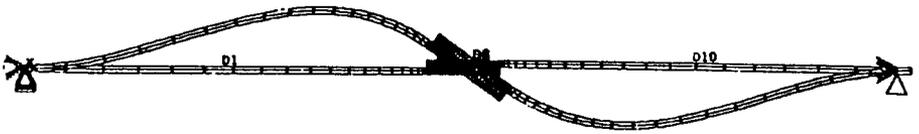


Figure 1. Modélisation éléments finis de deux tôles collées 1233 nœuds 320 éléments

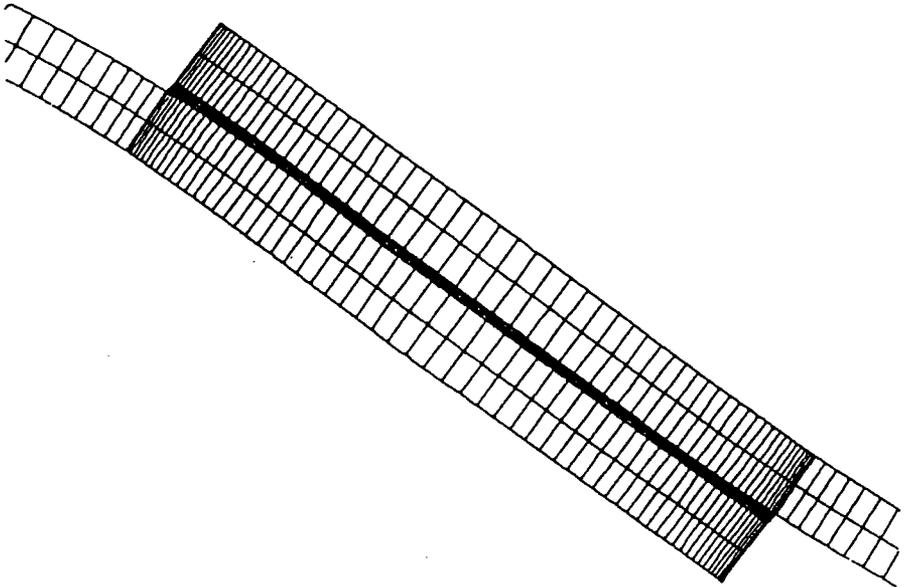


Figure 2. Détail de la modélisation du joint collé

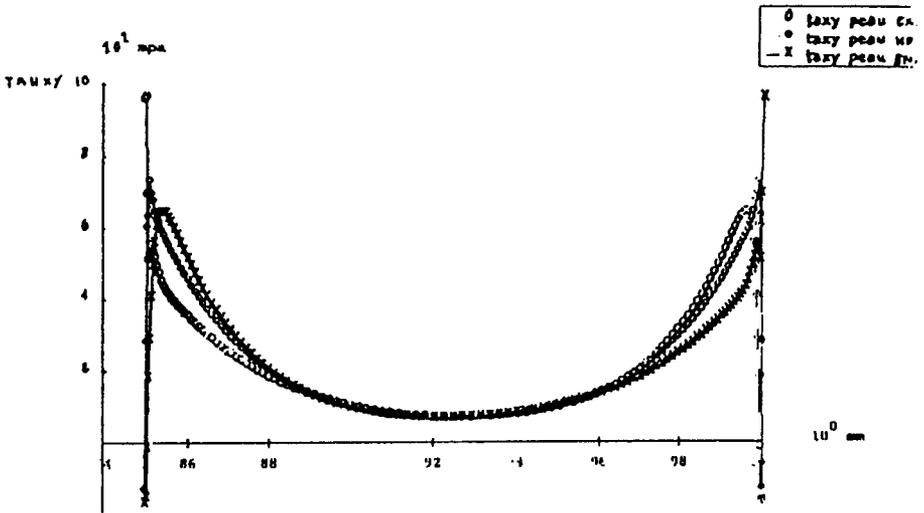


Figure 3. Evolution de Tauxy dans la colle

1.2. Endommagement des joints collés sous chargement complexe

En chargement cyclique comme en fluage, la littérature technique donne de nombreux résultats sur l'évolution de la contrainte moyenne à rupture en fonction du nombre de cycles ou du temps. On sait depuis longtemps que ces résultats dépendent des conditions expérimentales (type d'éprouvette, surface de collage, épaisseur du joint,...) et sont difficilement transposables à des cas pratiques.

Récemment, quelques tentatives d'application de la mécanique de l'endommagement (LEM 92) et de la mécanique de la rupture (JOH 87) aux joints collés, ont jeté les bases théoriques pour une nouvelle approche du comportement en chargement complexe de ces assemblages. Il semble maintenant important de consolider ces développements théoriques et de les confronter à l'expérience. Un autre point important concerne les couplages de l'endommagement mécanique avec le vieillissement du joint, en particulier en milieu humide.

De telles actions doivent bien sûr s'appuyer sur des observations ayant pour but de préciser les mécanismes d'endommagement, tant dans l'adhésif qu'au niveau des interfaces.

2. L'anisotropie et le frottement en emboutissage

L'emboutissage est un des procédés les plus répandus pour la mise en forme des tôles minces. Ces dernières années de nombreux travaux ont été engagés pour simuler ce procédé de fabrication à partir de la méthode des éléments finis en utilisant des schémas explicites, implicites ou par méthode inverse. Les objectifs

sont le choix des nuances d'acier, la forme et l'épaisseur du flanc, l'optimisation des paramètres du process pour limiter les réglages en production. Ces modélisations se heurtent à un certain nombre de problèmes qui gouvernent la qualité des résultats ; par exemple l'anisotropie de l'acier qui conditionne les déformations et la simulation des frottements sous serre-flan ou sur l'outil.

2.1. L'anisotropie

Au cours de son élaboration, un acier subit des traitements thermomécaniques pour l'obtention de ses caractéristiques qui lui induisent une anisotropie structurale caractérisée par un comportement mécanique différent suivant la direction de sollicitation. A cette anisotropie "structurale" vient se superposer une anisotropie induite par le procédé de mise en œuvre. L'origine de cette anisotropie peut être :

- la répartition des contraintes internes au sein du matériau
- les impuretés
- la forme des grains (texture morphologique)
- l'orientation des grains (texture cristallographique)

L'anisotropie joue un rôle fondamental dans l'emboutissage car elle gouverne en partie les directions des déformations plastiques, donc la forme finale et les profils d'épaisseurs.

L'anisotropie se définit par un coefficient (r) appelé coefficient de LANKFORD qui, dans l'essai de traction, est égal au rapport ($\epsilon_{22} / \epsilon_{33}$) de la déformation dans la direction perpendiculaire à l'axe de sollicitation par la déformation dans l'épaisseur. Cette dernière étant difficile à mesurer précisément, on utilise couramment la loi de conservation de volume qui nous permet d'exprimer ϵ_{33} en fonction de $\epsilon_{11}, \epsilon_{22}$

$$r = \epsilon_{22} / -(\epsilon_{11} + \epsilon_{22})$$

Le paramètre r est essentiel à introduire dans un calcul d'emboutissage car il décrit la résistance du matériau à l'amincissement alors que sa loi de comportement représente l'évolution de la limite d'écoulement avec la déformation. Cette anisotropie est l'anisotropie transverse et c'est elle qui est généralement utilisée dans les logiciels de simulation de l'emboutissage. En réalité, elle se double d'une anisotropie planaire qui indique que le coefficient r dépend de l'angle de la direction de la déformation par rapport au sens de laminage. Pour tenir compte de cette dépendance on détermine expérimentalement r dans trois directions par rapport au sens de laminage : sens long, travers et 45° . A partir de ces valeurs on définit une moyenne pondérée pour obtenir un coefficient \bar{r} moyen unique :

$$\bar{r} = (r_l + r_t + 2r_{45}) / 4$$

r_l = anisotropie sens direction de laminage

r_t = anisotropie sens travers

r_{45} = anisotropie sens 45° sens de laminage

Cette amélioration est encore insuffisante pour modéliser convenablement l'anisotropie car elle ne permettra pas d'obtenir certains effets dus à l'anisotropie planaire comme ceux rencontrés sur un embouti cylindrique qui aura un profil d'épaisseur non axisymétrique. C'est la conséquence directe de l'expression précédente de r qui ne dépend pas de α (angle de la déformation et du sens de laminage).

Pour améliorer cette représentation, HILL a proposé un critère de plasticité permettant de mieux représenter les effets de l'anisotropie planaire :

$$f(\sigma_{ij}) = F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2 - 1 = 0$$

Les coefficients F, G, H, L, M, N dépendent du matériau et sont les paramètres d'érouissage anisotrope. Ils peuvent être obtenus expérimentalement par des essais de traction et de cisaillement dans toutes les directions selon :

essai de traction selon direction	$0x \implies$	$G + H = 1 / \sigma_{0x}^2$
"	$0y \implies$	$F + H = 1 / \sigma_{0y}^2$
"	$0z \implies$	$F + G = 1 / \sigma_{0z}^2$
essai de cisaillement dans le plan	$(0,0y,0z)$	$2L = 1 / \tau_{0yz}^2$
"	$(0,0x,0z)$	$2M = 1 / \tau_{0xz}^2$
"	$(0,0x,0y)$	$2N = 1 / \tau_{0xy}^2$

Pour des matériaux massifs, ces essais peuvent être faits, mais pour des aciers plats (épaisseur de l'ordre du millimètre), il est impossible de réaliser des essais de traction ou de cisaillement dans l'épaisseur.

Dans le cas d'une éprouvette de traction prélevée dans le plan de la tôle, selon une direction faisant un angle α avec la direction de laminage, le coefficient de LANKFORD s'exprime en fonction des coefficients de HILL et de cette valeur :

$$r(\alpha) = \frac{H + (2N - G - F - 4H)\sin^2 \alpha \cos^2 \alpha}{F \sin^2 \alpha + G \cos^2 \alpha}$$

En général, dans les calculs par éléments finis, on donne en entrée des calculs les valeurs de r_0 , r_{45} , r_{90} et σ_0 limite d'écoulement.

La limite d'écoulement s'exprime elle aussi à partir des coefficients de HILL par la relation :

$$\sigma(\alpha) = 1 / \sqrt{[F \sin^2 \alpha + G \cos^2 \alpha + H + (2N - F - G - 4H) \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha]}$$

On obtient les 4 coefficients de HILL du cas orthotrope à partir des quatre relations :

$$r_0 = \frac{H}{G} \quad r_{45} = \frac{H + 0,25(2N - F - G - 4H)}{(F + G)/2}$$

$$r_{90} = \frac{H}{F} \quad \sigma_0 = \frac{1}{\sqrt{(G + H)}}$$

Dans le cas général il faut identifier les coefficients de HILL ou les obtenir à partir d'un modèle micro/macro comme présenté en référence (BER 94) par simulation des essais de traction et de cisaillement dans l'épaisseur.

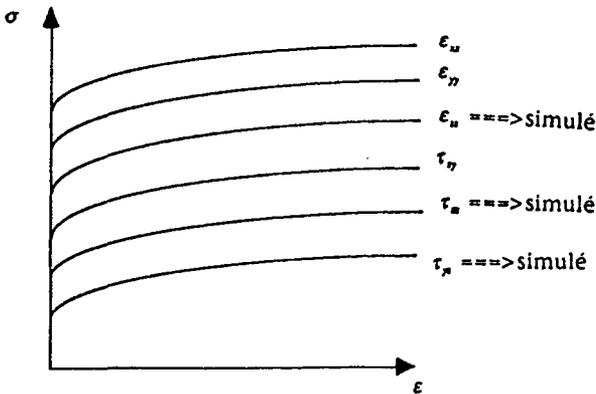


Figure 4. Courbes d'écrouissage en traction et en cisaillement

Une autre approche consiste, à partir d'une courbe d'érouissage de référence, par exemple issue d'un essai de traction en sens long, et des valeurs particulières des comportements en traction dans les autres directions ainsi que les comportements en cisaillement obtenus par essai ou par modélisation, à tracer un faisceau de courbes parallèles. Ces six lois de comportement (figure 4) sont ensuite utilisées dans les calculs par éléments finis. On conçoit aisément que cette approche conduise à des calculs plus longs, mais cette méthode reflète de manière imparfaite la dépendance de l'anisotropie et de la déformation car il n'y a aucune raison pour que ces six courbes soient homothétiques.

2.2. La modélisation du frottement dans la simulation de l'emboutissage

Le frottement est un autre problème important et difficile à traiter dans la simulation de l'emboutissage. Le frottement se produit dans les zones serre-flan, éventuellement au contact des joncs (dispositifs pour retenir la matière), au contact de l'outil.

Lorsque le poinçon progresse à l'intérieur de la cavité de la matrice, les points du flan entrent en contact avec l'outil. Au moment du contact, l'outil exerce une force extérieure qui change à la fois en amplitude et en direction pendant tout son déplacement. Pour décrire ce qui se passe en ces points de contact, il est pratique de décomposer cette force extérieure \vec{F} en ses composantes normale $P\vec{n}$ et tangentielle \vec{T}, \vec{n} désignant la normale unité au point de contact, orientée vers l'intérieur du métal ; on a :

$$P = \vec{F} \cdot \vec{n}$$

$$\vec{T} = \vec{F} - P\vec{n}$$

Cette composante normale P est toujours positive ou nulle ; elle est forcément nulle s'il n'y a pas contact, mais elle peut être nulle même en cas de contact.

Tant qu'un point reste en contact avec la surface de l'outil, il peut être dans l'un des deux états suivants : soit il glisse sur l'outil, soit il y est collé. La loi de COULOMB permet d'écrire :

contact collant $\|\vec{T}\| < \mu P \Rightarrow \vec{V} = 0$

contact glissant $\|\vec{T}\| = \mu P \Rightarrow \vec{V} = -\lambda \vec{T}$ avec $\lambda \geq 0$

μ désignant le coefficient (positif ou nul) de frottement, et \vec{V} la composante tangentielle de la vitesse de déplacement du métal par rapport à l'outil. Le cas $\|\vec{T}\| > \mu P$ est impossible.

Le coefficient de frottement dépend de la qualité et de la quantité de lubrifiant utilisé ainsi que de la texture de la surface du métal et de celle de l'outil. L'état de surface n'est pas uniforme et peut être modifié par la déformation ; enfin l'environnement peut l'influencer (humidité, usure, poussière). Néanmoins, même si le coefficient de frottement est sensible à l'état de surface, à la quantité et au type de lubrifiant, au mode de déformation, l'expérience montre que pour la plupart des applications un coefficient de frottement unique peut être utilisé pour décrire le process. Cette observation pourrait s'expliquer par le fait que les modifications des conditions de frottement avec l'épaisseur du film de lubrifiant surviennent en des zones et en des moments du procédé d'emboutissage tels qu'ils ont peu d'effet. Ils confirment que le frottement sur rayon matrice est proche d'un régime hydrodynamique et qu'il a moins d'importance que le frottement sous serre-flan. En effet celui-ci va conditionner l'alimentation matière puisqu'il retiendra plus ou moins la tôle. Au cours du passage de la tôle dans cette zone, toutes les aspérités dépassant une altitude seuil sont écrasées et arasées et surtout repoussées sous l'effet de la pression et du mouvement. La proportion de la surface touchée est d'autant plus grande que les conditions de frottement sont sévères (pression serre-flan élevée) et que le revêtement est mou en surface.

Ainsi un des obstacles majeurs au développement de la simulation de l'emboutissage est le développement de modèles réalistes pour les différentes forces de retenue telles que forces de serre-flan, joncs. De la description précédente on comprend que les pressions sous serre-flan sont complexes à modéliser car elles varient tout au long du process en fonction :

- de l'état de surface
- de la quantité de matière qui décroît au fur et à mesure de l'écoulement du métal dans la matrice
- de l'évolution des épaisseurs ; en cas d'amincissement (striction) ou d'épaississement (rétreint) les zones de pression peuvent varier fortement.
- de la déformation.

3. Modélisation du laminage

3.1. Frottement en laminage à froid

La prise en compte fine du frottement est primordiale dans presque tous les procédés de mise en forme à froid, comme nous venons de le voir pour la modélisation de l'emboutissage. Le laminage à froid des métaux n'échappe pas à la règle. Industriellement, on sait qu'une mauvaise lubrification en entrée de cage de laminage se traduit par une planéité très mauvaise de la tôle en sortie de cage. Le phénomène est d'autant plus accentué que la tôle est fine et que le taux de réduction est faible.

Numériquement, les modèles de laminage doivent tenir compte de la déformation du cylindre sous les efforts de laminage. La figure 5 donne ainsi la déformée calculée d'un cylindre de laminage. On voit qu'elle est très loin d'être circulaire, comme le supposent les modèles simplifiés utilisés actuellement. Il en résulte une sous-estimation importante des efforts de laminage.

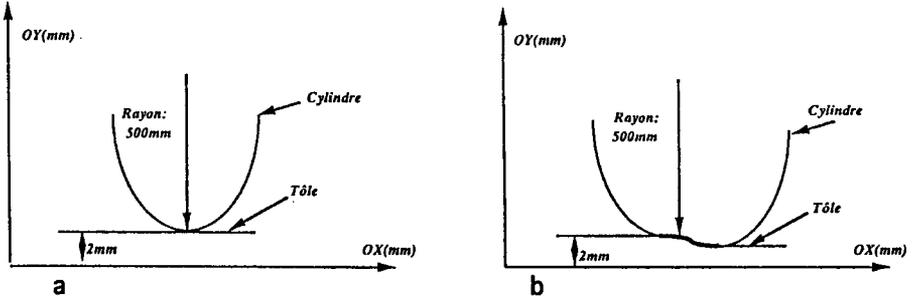


Figure 5. a) Cylindre non déformé venant en contact avec la tôle
 b) Cylindre déformé dans l'effort tandis que l'épaisseur de la tôle est réduite. La déformée n'est pas du tout circulaire. L'échelle en X et Y étant différente, le cylindre apparaît comme en ellipse très allongée

Dans les modèles numériques, le frottement est représenté par une loi de Coulomb ou une loi de Tresca, ou des intermédiaires entre ces deux lois. Plus généralement, les codes numériques permettent d'introduire une loi de la forme :

$$\vec{T} = -\mu \left(P, \|\vec{V}\|, \dots \right) \cdot \frac{\vec{V}}{\|\vec{V}\|} \cdot P$$

où P est la contrainte normale
 et \vec{V} la vitesse différentielle entre outil et tôle

Pour le critère de Coulomb, μ est constant et pour celui de Tresca $\mu = \alpha \frac{\|\vec{V}\|^\beta}{P}$. Le contact collant est obtenu par une augmentation importante de la fonction μ . Une autre forme courante est montrée sur la figure 6.

Cette description pose des problèmes à la fois physiques et numériques.

Sur le plan physique, on sait que le frottement en laminage est en régime mixte, intermédiaire entre le régime hydrodynamique et le régime limite. Dans le premier cas, le lubrifiant sépare la tôle du cylindre et le coefficient de frottement est faible. Dans le second, des couches limites de très faible dimension se déposent sur la tôle

et le cylindre : le coefficient de frottement est alors plus élevé. Si la couche limite est détruite, on peut arriver au grippage : la tôle reste soudée à l'outil. Ceci n'arrive pratiquement pas en laminage mais est bien connu en emboutissage. Dans le régime mixte, certaines portions de la surface de la tôle sont en régime limite et d'autres en régime hydrodynamique. Cette proportion dépend évidemment de la rugosité locale du cylindre et de la tôle. Cette dernière est modifiée par l'opération de laminage elle-même puisque les pics de rugosité sont écrasés sous l'effort.

Ajoutons que le déclenchement du régime hydrodynamique est profondément modifié par la température et la pression du lubrifiant, et que le régime limite dépend énormément de la chimie locale et de la création de surfaces métalliques neuves ; on reconnaîtra alors l'extrême complexité de la situation. On n'est pas près de proposer une fonction μ autre que phénoménologique !

Numériquement, la situation n'est pas plus favorable. En effet, les problèmes de contacts unilatéraux sont difficiles à traiter. Si de plus la dépendance du coefficient de frottement avec la vitesse, la température ou la pression est très non linéaire, on conçoit la difficulté d'écrire des algorithmes convergeant rapidement. A l'heure actuelle, la finesse de la discrétisation spatiale et temporelle conduit à des temps de calcul prohibitifs si on veut traiter des cas industriels où le diamètre du cylindre est grand devant l'épaisseur de la tôle. Or, cette sophistication est indispensable : une modification de la loi de frottement conduit à des résultats très différents car cela modifie sensiblement la déformée du cylindre et, donc, de l'effort global.

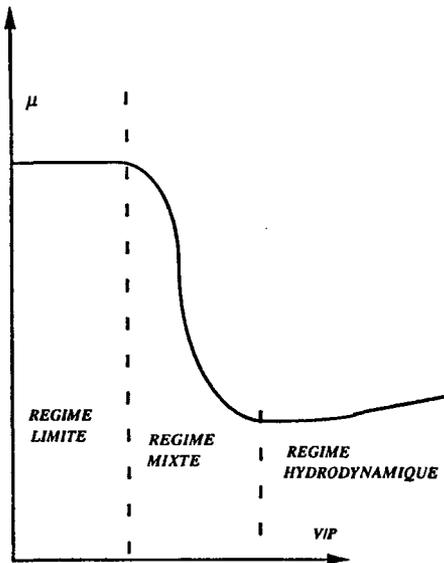


Figure 6. Courbe théorique classique donnant l'allure de la variation du coefficient de frottement μ en fonction du régime de frottement représenté par le rapport V/P de la vitesse de la pression d'interface

3.2. Prise en compte des modifications de la structure métallurgique au cours du laminage à chaud

Le laminage à chaud des métaux s'effectue à des températures où la structure métallurgique évolue.

Ceci modifie la loi de comportement et influe donc les grandeurs mécaniques. En retour la pression, les écoulements plastiques et surtout la température modifient les évolutions structurales.

Souvent, on se contente d'un couplage très faible. En effet, le laminage se fait très rapidement (quelques mètres par seconde) alors que les évolutions structurales sont plus lentes. C'est le cas en particulier, de la restauration (qui peut être négligée la plupart du temps) et de la recristallisation statique qui est simulée simplement lorsqu'il n'y a pas de nouvelle déformation plastique : on fige simplement la structure lorsque l'outil déforme plastiquement le point considéré. L'évolution structurale se fait ensuite en fonction du temps mais sans avoir à prendre en compte leur effet sur la loi de comportement puisqu'il n'y a pas d'effort appliqué.

Rappelons que la restauration consiste en une annihilation des dislocations et autres défauts cristallins sous l'effet de la température. La résistance du matériau est alors amoindrie. La recristallisation est un phénomène où des cristaux de métal nouveaux et exempts de défauts apparaissent et croissent au détriment des grains déformés et remplis de dislocations. La résistance du matériau diminue lorsque la taille de grain augmente. Ce phénomène conduit à des lois de comportement telles que celles indiquées sur la figure 7.

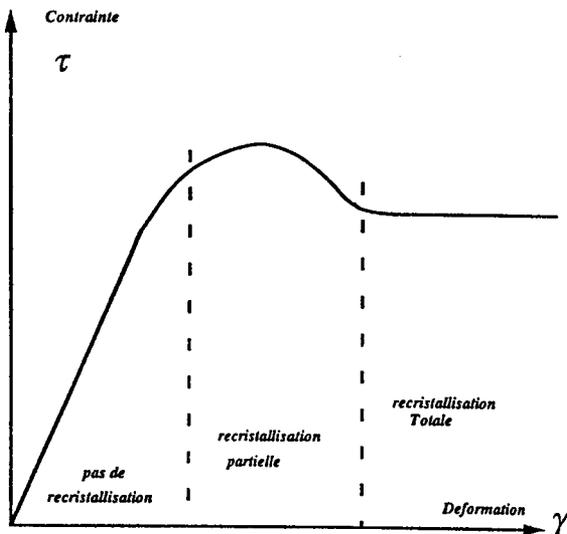


Figure 7. Loi de comportement d'un métal à haute température en présence de recristallisation

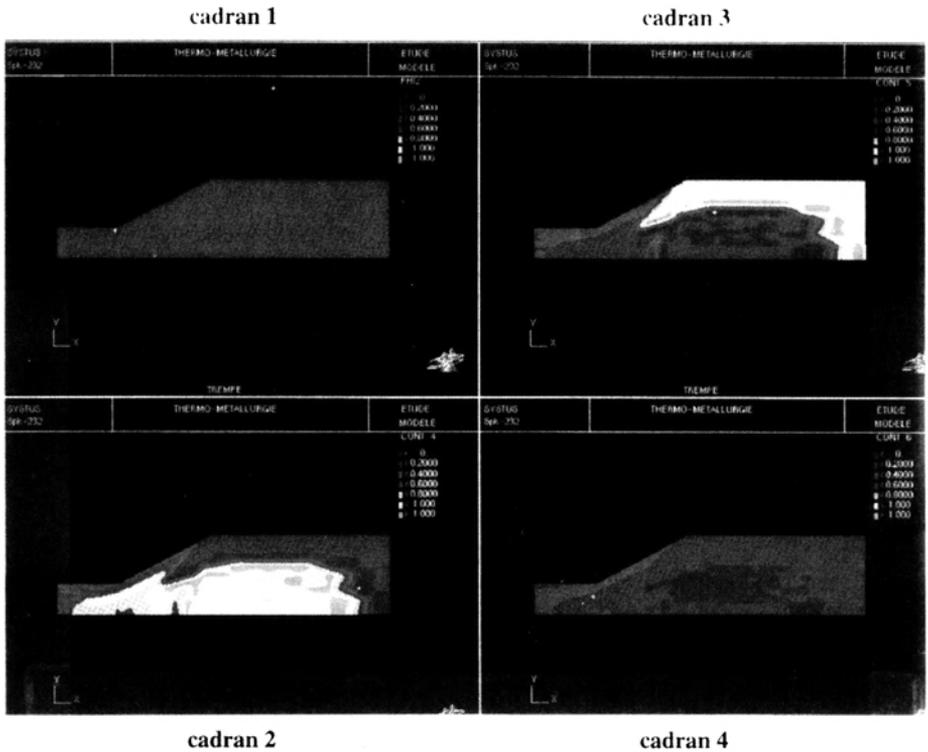


Figure 8. Modélisation d'une pièce axisymétrique forgée. Le calcul, avec transformation de phase, prévoit les propositions de chacune des phases : cadran 1 : ferrite, cadran 2 : perlite, cadran 3 : bainite, cadran 4 : martensite. L'influence de la taille de grain et des gradients thermiques est très nette

Les modèles actuels en forgeage et laminage prédisent bien la taille de grain.

L'évolution ultérieure au cours du refroidissement de la pièce peut être prédite : la transformation austénite -> ferrite de l'acier dépend, en effet, de la taille de grain. Cet effet peut être modélisé (figure 8). On retrouve bien les structures métallurgiques prévisibles en fonction de la taille de grain et de l'histoire thermique après déformation.

Dans certains cas cependant, le couplage entre évolution microstructurale et déformation plastique est plus fort.

Ainsi, lorsque la transformation allotropique austénite -> ferrite du fer se produit pendant le laminage, on parle alors de laminage intercritique.

De même, des précipitations peuvent être induites par la déformation plastique et la contrainte. Enfin, la recristallisation dynamique intervient pour des vitesses de

laminage et pour des réductions élevées. La contrainte d'écoulement du matériau passe par un pic avant de baisser fortement (figure 7).

Ajoutons que la précipitation induite peut fortement ralentir le phénomène de recristallisation et que la transformation allotropique est influencée par la taille de grain, la déformation plastique et la précipitation.

On voit donc toute la complexité de l'interaction entre évolution structurale et mise en forme dans ces trois cas où le couplage est fort, si on veut tenir complètement compte de la métallurgie.

Sur le chapitre des évolutions métallurgiques, il convient de saluer les efforts récents pour prédire les évolutions de texture au cours du laminage. D'excellentes prédictions sont obtenues en utilisant des modèles de comportement sophistiqués cherchant les plans de dislocations activés au cours d'une opération de mise en forme. La rotation plastique des cristaux est alors correctement prédite. Une telle démarche est encore difficile à chaud.

4. Modélisation du soudage

Restons, pour le moment, dans le domaine des transformations métallurgiques en nous intéressant à la modélisation du soudage.

Comme il est bien connu, le soudage se fait par fusion locale des deux pièces à assembler. Au cours du chauffage et du refroidissement, les structures métallurgiques sont fortement modifiées sur une certaine zone appelée "zone affectée thermiquement" ou ZAT. Les propriétés de la soudure en terme de résistance et de tenacité dépendent de la structure de la ZAT et de la zone fondue ainsi que des contraintes résiduelles très importantes qui y sont générées. La modélisation de l'ensemble de ces phénomènes suppose la prise en compte des cinétiques de recristallisation et de transformation à des vitesses de chauffage et de refroidissement très élevées.

Dans le cas des aciers, des phases hors d'équilibre apparaissent telles que la martensite et divers types de bainite. Ces structures dures et relativement fragiles sont adoucies par le dépôt de cordons de soudure ultérieur : ce phénomène de revenu est en général favorable sauf si le deuxième rechauffage conduit à une retransformation incomplète en austénite.

L'évolution structurale est donc extrêmement complexe et délicate à modéliser. Or elle est couplée fortement avec la mécanique. En effet, une déformation plastique particulière, dite plasticité de transformation, provient de l'interaction entre champ mécanique appliquée et transformation. Sa prise en compte détaillée est indispensable car les contraintes résiduelles changent complètement si elles ne sont pas prises en compte (figure 9). Les modèles actuels de soudage calculent la thermique de façon faiblement couplée en enchaînant ensuite un calcul mécanique et thermique fortement couplé. Cette approche est légitime car les chaleurs latentes des transformations sont relativement faibles devant l'énergie du soudage.

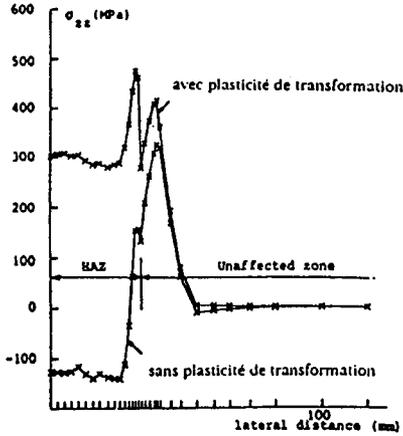


Figure 9. Résultats de deux calculs de contraintes résiduelles avec et sans plasticité de transformation. On voit que le signe des contraintes s'inverse

Regardons maintenant le cas particulier du soudage par faisceau laser. Les énergies locales et la vitesse de montée en température sont très élevées :

- la vitesse de variation de température est de l'ordre de 10000°/s
- la taille de la ZAT est de l'ordre du mm
- le gradient de contraintes résiduelles est de 40 MPA/micron
- la focalisation du faisceau entraîne localement un effet de sublimation du métal avec apparition d'un plasma gazeux (effet trou de serrure).

La prise en compte de ces phénomènes nécessite la modélisation des couplages entre thermique, matériau, mécanique.

Là encore, les problèmes de finesse de maillage peuvent être redoutables si la pièce soudée est de grande dimension avec une ZAT très petite. De plus, les bons maillages pour la thermique ne sont pas forcément valables pour la mécanique, ni pour la métallurgie.

5. Modélisation de la coulée continue

Le couplage fort avec la thermique ne peut pas être évité si on veut modéliser des procédés industriels de solidification. En effet, les aspects thermiques, métallurgiques, chimiques et mécaniques sont fortement couplés. La coulée continue est un procédé où l'acier liquide se solidifie en peau sur une lingotière en cuivre refroidie à l'eau. Cet ensemble dont le cœur est encore liquide, est extrait de façon continue du bas de la lingotière. Guidé par des rouleaux qui maintiennent la peau solide, l'ensemble est refroidi vigoureusement. Le puits liquide au centre du

produit se solidifie peu à peu. Pendant ce processus, les espèces chimiques se séparent entre liquide et solide, et migrent dans chacune des deux phases. Ceci aboutit à des enrichissements locaux du liquide en certains solutés, ce qui peut diminuer très fortement la température de solidification et créer des défauts. De plus, la chaleur latente de la transformation liquide \rightarrow solide est importante et nécessite une bonne connaissance du taux de solidification pour calculer la thermique. L'approximation par des coefficients thermiques dépendant de la température est insuffisante.

Enfin, la mécanique ne peut être négligée :

— Mécanique des solides d'abord, car la peau solidifiée flue sous la pression ferrostatique due à la hauteur de métal liquide depuis le haut de la machine. Ceci conduit à un gonflement du produit entre deux rouleaux de guidage.

— Mécanique des fluides ensuite car les différences de températures et de concentration chimique induisent des recirculations dans la phase liquide (effet de "pompe"). De plus, l'intervalle de solidification de certains alliages peut dépasser plusieurs centaines de degrés : une zone mi-liquide mi-solide, dite pâteuse, s'étend sur une proportion importante du produit. La rhéologie de cette zone est peu connue et difficile à prendre en compte.

Enfin, pour simplifier l'ensemble, les aciers ont une transformation péritectique très près de la température de fusion où l'ensemble ferrite solide (dite δ) plus liquide se transforme en austénite (dite γ). Phénomène qui se produit avec un retrait entraînant des efforts sur le squelette pâteux en cours de solidification.

De nombreuses équipes se sont attaquées à ce problème mais la simulation complète de l'opération industrielle n'est pas encore réalisée.

6. Evocation de quelques problèmes de mécanique des fluides

Nous ne ferons ici qu'évoquer très rapidement quelques problèmes.

Le four électrique est un engin dans lequel de la ferraille est fondue par l'électricité au moyen d'une ou trois électrodes. Même lorsque le bain est devenu complètement liquide, une modélisation crédible des écoulements liquides et gazeux est délicate. En effet, les conditions aux limites pour modéliser le plasma entre l'électrode et le bain sont mal connues et changent complètement les résultats. Ceux-ci sont, de plus, farfelus si les échanges par rayonnement ne sont pas modélisés de façon fine.

En haut de la coulée continue, un outil appelé répartiteur est alimenté par une poche remplie d'acier liquide et le répartit vers une ou plusieurs lingotières de solidification. Ce qui se passe dans ce répartiteur est très important pour la qualité de l'acier. Il permet, en effet, d'éliminer par flotation un grand nombre d'inclusions exogènes liquides ou solides. Ceci est très influencé par l'hydrodynamique. De nombreux outils ont été installés pour amplifier cet effet de purification : systèmes

électromagnétiques, barrages, bullage, etc.. La modélisation de ces différents outils est difficile car les interactions sont multiples.

7. Conclusion

A l'issue de ce tour d'horizon, le lecteur aura peut-être le sentiment que l'industrie métallurgique a de jolis problèmes mais qu'elle n'est pas forcément au courant de tous les développements qui existent. C'est probablement exact. Nous insistons cependant sur le fait que presque tous nos problèmes sont tridimensionnels et présentent des phénomènes physiques intimement liés. La difficulté est de trouver les simplifications tolérables sur les parties bien connues et d'introduire des complications sur des parties qui le sont moins. Nous espérons néanmoins que le lecteur aura été intéressé par ce tour d'horizon qui a forcément survolé de haut certains détails.

8. Bibliographie

- [LEC 92] LECUYER F., ENGRAND D., Présentation d'une méthodologie d'identification d'un critère de délaminage. 8 JNC, PALAISEAU (1992)
- [LEM 92] LEMAITRE J. *cr. de l'académie des sciences*, 315(//), p.1047, (1992)
- [JOH 87] JOHNSON W.S. *journal of testing and evaluation*, 15(6), p.303(1987)
- [FRA 93] FRAISSE P., SCHMIT F. *international journal of fracture*, 63, p.59 (1993)
- [BER 94] BERVEILLER M., LIPINSKI P., REUBREZ E., THIRION J., MORREALE J., comportement élastoplastique des aciers lors de la mise en forme : théorie micromécanique, simulations numériques et résultats expérimentaux. *Revue européenne des éléments finis* (1994)
- [LEB 85] LEBLOND J.B., DUBOIS D., DEVAUX J. numerical simulation of welding operation : calculation of residual stresses and hydrogen diffusion, *Pressure Vessel Technology* (ICPVT5), VOL.//, 1210-1238 and VOL.///, 109-111, ASME, 1985.