

THÈSE DE DOCTORAT

de l'Université de recherche Paris Sciences et Lettres
PSL Research University

Préparée à MINES ParisTech

Identification du comportement mécanique sous sollicitations dynamiques extrêmes : Développement d'une stratégie innovante appliquée au magnétoformage et au formage électrohydraulique.

Ecole doctorale n°364

SCIENCES FONDAMENTALES ET APPLIQUEES

Spécialité MECANIQUE NUMERIQUE ET MATERIAUX

COMPOSITION DU JURY :

M. Yves FAUTRELLE
SIMAP, Grenoble INP, Président du jury

M. Tudor BALAN
LCFC, ENSAM campus de Metz, Rapporteur

M. Eric MARKIEWICZ
LAMIH, Université de Valenciennes, Rapporteur

M. François BAY
CEMEF, MINES ParisTech, Directeur de thèse

M. Nicolas JACQUES
LBMS, ENSTA Bretagne, Co-directeur de thèse

M. Gilles AVRILAUD
I-Cube Research, Toulouse, Membre du jury

M. Dirk MOHR
ETH Zürich, Membre du jury

M. Guillaume RACINEUX,
GeM, Ecole centrale de Nantes, Membre du jury

M. Michel ARRIGONI
LBMS, ENSTA Bretagne, Invité

Soutenu par ANNE-CLAIRE JEANSON
le 21 janvier 2016

Dirigée par **FRANÇOIS BAY**
et co-dirigée par **NICOLAS JACQUES**



Thèse réalisée sous contrat CIFRE n° 2011/1579

entre l'Association Nationale de la Recherche et de la Technologie (ANRT)
et la société I Cube Research

Identification du comportement mécanique
sous sollicitations dynamiques extrêmes :
Développement d'une stratégie innovante
appliquée au formage à très grande vitesse
par magnétoformage et formage électrohydraulique

Anne-Claire JEANSON

Directeur de thèse : François BAY, Cemef (MINES ParisTech)
Co-directeur : Nicolas JACQUES, LBMS (ENSTA Bretagne)
Encadrants : Gilles AVRILLAUD, I Cube Research
Gilles MAZARS, I Cube Research
Michel ARRIGONI, LBMS (ENSTA Bretagne)

REMERCIEMENTS

Je remercie chaleureusement :

- La société I Cube Research, le Cemef MINES ParisTech et le LBMS de l'ENSTA Bretagne pour la collaboration réussie dans le cadre de cette thèse Cifre, et la confiance qu'ils m'ont faite.
- Mes encadrants, pour leur accompagnement de qualité, leurs bons conseils scientifiques, les nombreuses relectures, et leur soutien tout au long de ce travail. Et plus particulièrement :
 - François Bay pour son suivi particulièrement régulier
 - Gilles Avrillaud pour son expertise en HPP et la qualité de son encadrement
 - Nicolas Jacques pour ses précieux conseils et analyses
 - Gilles Mazars pour son expertise numérique et son accompagnement au quotidien
 - Michel Arrigoni pour ses conseils lors des campagnes expérimentales
- Le jury, et plus spécialement les rapporteurs MM. Tudor Balan et Eric Markiewicz, pour leurs nombreuses remarques et pour leur rapport particulièrement détaillé.
- Les équipes techniques qui ont participé activement à ce travail :
 - Pierre Thouët pour son implication efficace et ses bonnes idées
 - L'atelier mécanique d'I Cube Research
 - Les services support informatique/calcul du Cemef et d'I Cube Research
 - L'équipe technique du LBMS pour les essais de traction et Hopkinson
- L'équipe Simulation pour ses conseils numériques, son soutien moral en toutes circonstances (et il en faut quand LSPP cesse de fonctionner) et même ses coups de main aux essais (merci Samuel, et Julien D. qui a souvent sauvé mes mesures). Et merci à tous pour la bienséance, la flagornerie, les bizarreries, les traditions, la môvaise foi et la fluffytude !
- L'ensemble des collègues d'I Cube Research pour leur aide et pour l'atmosphère créative et stimulante qu'ils entretiennent.
- L'équipe pédagogique du Cemef pour les cours doctoraux de qualité, et les co-thésards pour leur solidarité en cours, au boulot... et en pause.
- Mike qui a patiemment corrigé 40 pages d'anglais scientifique.
- Tous ceux qui m'ont accompagnée de près ou de loin, famille, amis d'ici et d'ailleurs, pour leur présence et leur soutien sans faille pendant ces quatre longues années et demi !

Merci !

SOMMAIRE

Introduction.....	5
Chapitre I. Contexte et objectifs généraux	7
Partie A – Etat de l’art, démarche et moyens	21
Introduction de la partie A – Etat de l’art, démarche et moyens	22
Chapitre II. Comportement dynamique des métaux	23
Chapitre III. Moyens expérimentaux et numériques pour l’étude du magnétoformage	35
Chapitre IV. Méthodes d’optimisation pour l’identification de paramètres	49
Partie B – L’essai d’expansion de tube	59
Introduction de la partie B – L’essai d’expansion de tube	60
Chapitre V. Mise au point de l’essai d’expansion de tube	61
Chapitre VI. Analyse de sensibilité de l’essai d’expansion de tube.....	79
Chapitre VII. Validation numérique de la méthodologie d’identification	93
Chapitre VIII. Application de l’essai d’expansion électromagnétique de tube	107
Conclusion de la partie B – L’essai d’expansion de tube.....	120
Partie C – L’essai de ligne plate	121
Introduction de la partie C – L’essai de ligne plate	123
Chapitre IX. Conception et principes de l’essai de ligne plate	125
Chapitre X. Modélisation de l’essai de ligne plate	135
Chapitre XI. Identification de paramètres de lois de comportement par l’essai de ligne plate .	153
Conclusion de la partie C – L’essai de ligne plate.....	169
Conclusion	171
Perspectives	175
Chapitre XII. Limites de formage dynamiques	177
Références bibliographiques.....	189
Annexes	197

Introduction

Chapitre I. Contexte et objectifs généraux

Ce chapitre introductif expose les motivations de cette thèse au sein du contexte industriel actuel de la mise en forme par des procédés utilisant les hautes puissances pulsées (HPP). On y décrit donc tout d'abord les principes généraux du magnétoformage et du formage électrohydraulique, ainsi que des procédés dérivés à des fins d'assemblage : le magnétosertissage et le magnétosoudage. Ces procédés ont gagné récemment une attractivité nouvelle dans l'industrie de la mise en forme, qui nécessite de mieux comprendre le comportement des métaux soumis au formage par HPP.

On présente donc ensuite les conditions auxquelles sont soumis les matériaux en magnétoformage et en formage électrohydraulique. La sollicitation y est complexe, faisant intervenir les aspects mécaniques fortement dynamiques, ainsi que des effets thermiques et électromagnétiques (dans le cas du magnétoformage). Une caractérisation adaptée des matériaux est donc nécessaire pour améliorer la prédictibilité de la modélisation numérique des procédés HPP.

Enfin, le cadre de l'étude est exposé, et les objectifs auxquels devra répondre cette thèse sont définis.

I-1. Contexte industriel : le formage par hautes puissances pulsées (HPP)	8
I-1.1 Principes et applications	8
I-1.2 Contexte historique.....	11
I-1.3 Motivations de la thèse.....	12
I-2. Conditions de sollicitation en formage par HPP	13
I-2.1 Sollicitation mécanique	13
I-2.2 Environnement thermique et électromagnétique.....	15
I-2.3 Ordres de grandeur des sollicitations au cours des procédés de formage par HPP	16
I-3. Cadre de l'étude	18
I-3.1 Définition du cadre de l'étude	18
I-3.2 Contenu de la thèse	19

I-1. Contexte industriel : le formage par hautes puissances pulsées (HPP)

I-1.1 Principes et applications

Générateurs de hautes puissances pulsées

Le principe sur lequel reposent les technologies des hautes puissances pulsées (HPP) consiste à libérer en un temps très court une énergie préalablement accumulée lentement. La décharge impulsionnelle de l'énergie permet ainsi de générer de très hautes puissances.

Il existe plusieurs façons de libérer brutalement de l'énergie afin de produire des hautes puissances, suivant que l'énergie stockée est d'origine :

- Mécanique : énergie élastique (arc, catapulte), énergie potentielle (marteau-pilon), énergie cinétique (volant d'inertie)
- Chimique : énergie interne (explosifs)
- Electrique (propre au terme des hautes puissances pulsées) : énergie capacitive utilisant des condensateurs associés à un commutateur à fermeture, ou énergie inductive utilisant des inductances associées à un commutateur à ouverture.

Bmax, associée à sa société sœur I-Cube Research qui réalise la R&D, conçoit et commercialise des générateurs électriques de hautes puissances pulsées à stockage capacitif, destinés à des applications industrielles de formage et assemblage de tôles et de tubes. Les générateurs sont schématiquement composés de plusieurs unités (cf. Figure I-1) :

- Un banc de condensateurs, connectés généralement en parallèle, pour le stockage de l'énergie ;
- Un ou plusieurs commutateur(s) haute tension (sous vide) assurant la fermeture du circuit de décharge ;
- Une armoire d'alimentation et de commande gérant la charge des condensateurs et le déclenchement des commutateurs ;
- Un « dump », commutateur associé à des résistances permettant la décharge lente des condensateurs vers la terre, assurant la mise en sécurité du système lorsque nécessaire.

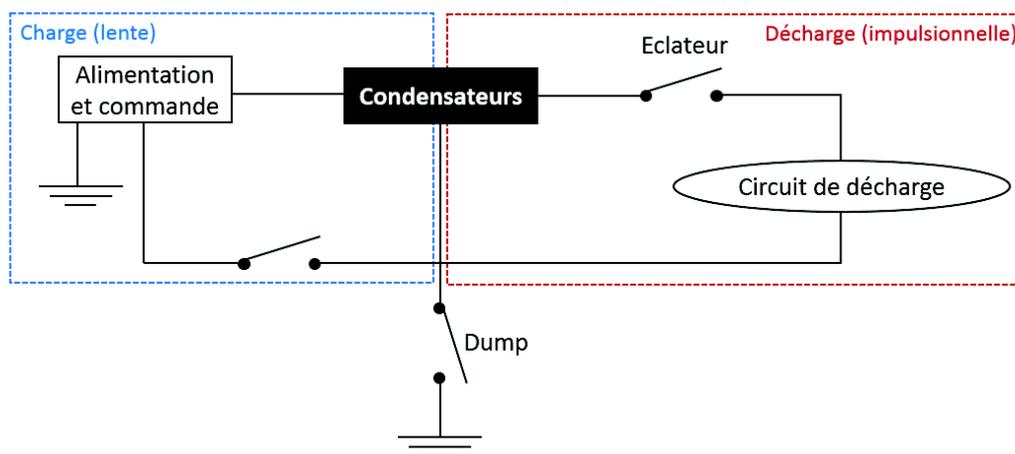


Figure I-1 : Architecture schématique d'un générateur de hautes puissances pulsées (HPP)

Le circuit de décharge correspond à l'unité de formage, qui peut être l'un des procédés suivants :

- Le magnétoformage (« magnetic pulse forming », MPF) ;
- Le magnétosoudage (« magnetic pulse welding », MPW) ;
- Le magnétosertissage (« magnetic pulse crimping », MPC) ;
- Le formage électrohydraulique (« electrohydraulic forming », EHF).

Magnétoformage (MPF)

Dans le cas du magnétoformage, le circuit de décharge est un système comprenant :

- Un inducteur (ou bobine) ;
- La pièce à former.

En outre, un concentrateur de champ (« fieldshaper ») peut être ajouté entre l'inducteur et la pièce. On peut ajouter à ces dispositifs des matrices définissant la forme finale. Le procédé de magnétoformage est applicable à tout métal suffisamment conducteur de l'électricité. Un état de l'art très général sur le procédé de magnétoformage a été publié par (Psyk et al. 2011).

La décharge du courant impulsionnel dans l'inducteur crée un champ magnétique, dont les variations provoquent l'apparition de courants induits dans la pièce. Des forces répulsives de Lorentz (dites aussi de Laplace, à l'échelle de la pièce) sont alors générées et, suivant la configuration géométrique de l'installation, permettent la mise en forme par compression, expansion ou gonflage. Ces possibilités sont illustrées sur la Figure I-2.

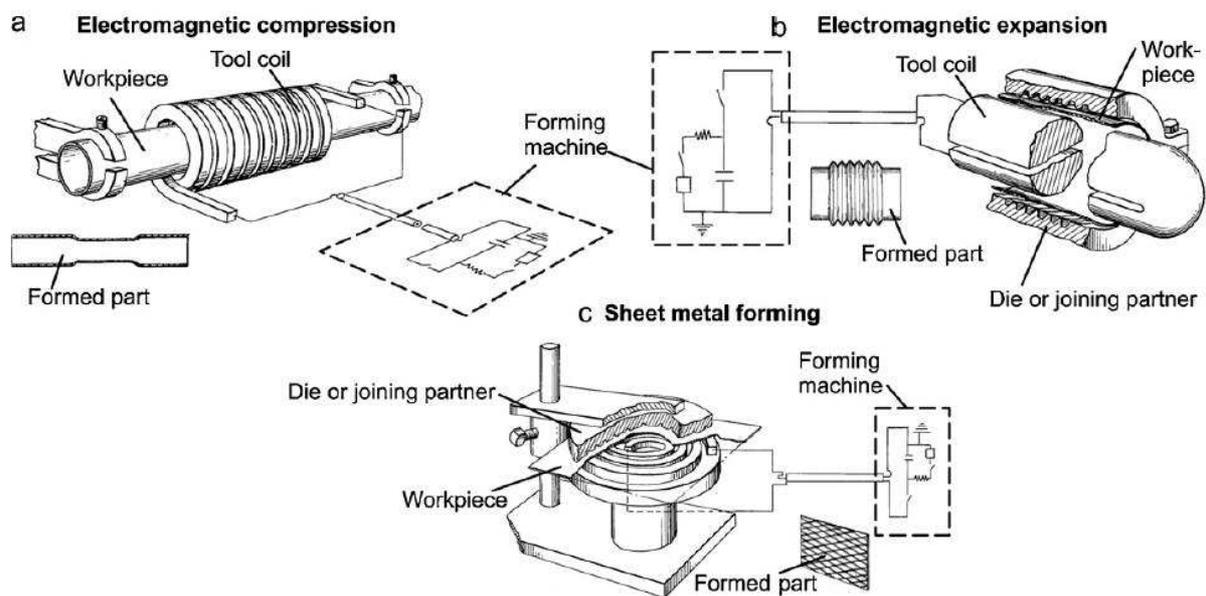


Figure I-2 : Le procédé de magnétoformage, d'après (Harvey & Brower 1961) (Psyk et al. 2011)

Magnétosertissage (MPC) et magnétosoudage (MPW)

Ces procédés sont très similaires au magnétoformage. Ils sont en fait une déclinaison de ce procédé à des fins d'assemblage.

Le magnétosertissage consiste à assembler deux pièces en déformant l'une sur l'autre. Ainsi, on trouve des applications en configurations tubulaires (Park et al. 2005) (Taber et al. 2015), planes (Jimbert et al. 2011), ou pour le sertissage de câbles (Duffner & Mintz 1976).

Le magnétosoudage quant à lui présente la spécificité d'être un procédé de soudage à froid. C'est l'impact à haute vitesse d'une pièce sur l'autre qui, sous réserve de conditions favorables, permet la jonction de deux matériaux. Ainsi, il est possible de souder, sans métal d'apport, des matériaux dissemblables. On appelle *fenêtre de soudage* le domaine {vitesse du point de collision, angle de collision} susceptible de créer un soudage.

A l'interface entre les pièces soudées, on retrouve en micrographie des aspects très spécifiques : une interface formant la plupart du temps des vagues (cf. Figure I-3-a), avec la présence d'une fine couche d'*intermétallique* d'épaisseur variable (structure cristalline périodique mêlant deux espèces métalliques) (cf. Figure I-3-b).

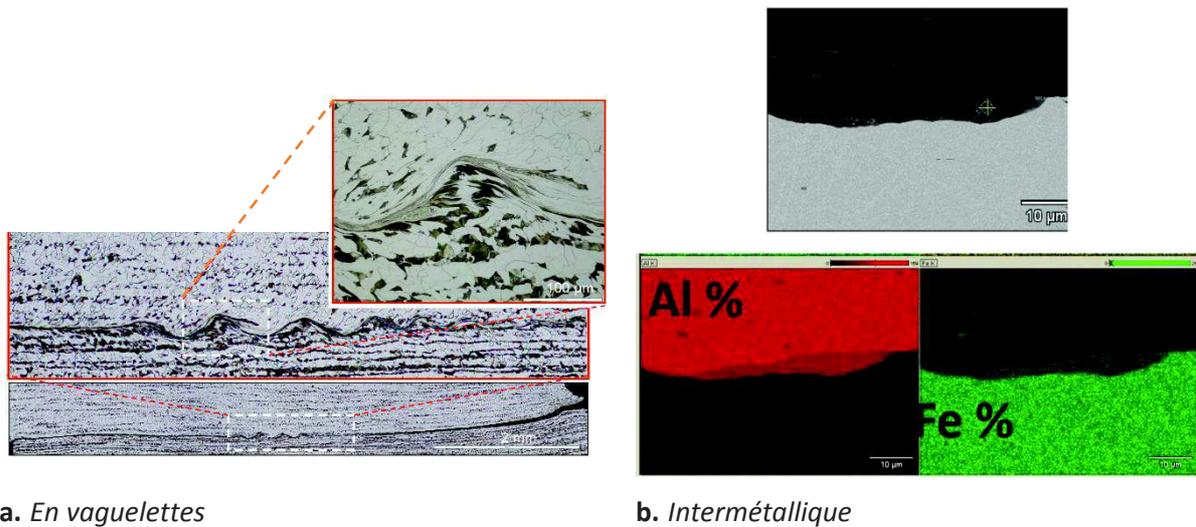


Figure I-3 : Interfaces magnétosoudées

Formage électrohydraulique (EHF)

Pour le formage électrohydraulique, la décharge électrique est réalisée entre deux électrodes plongées dans l'eau, dans un contenant appelé *chambre de décharge*. A condition que le champ électrique généré dans l'eau soit suffisamment intense, un claquage (ou rupture diélectrique) est obtenu. Celui-ci crée un canal de plasma conducteur entre les deux électrodes, permettant ainsi la fermeture du circuit électrique. L'amorçage de l'arc peut être facilité par vaporisation d'un fil métallique tendu entre les électrodes.

Par la suite, l'échauffement par effet Joule du plasma et de l'eau avoisinante entraîne une vaporisation très rapide, capable de générer une onde de pression très intense dans l'eau, pouvant évoluer en un front de choc. La propagation de cette onde de pression dans la chambre de décharge, ses réflexions contre les parois et ses combinaisons successives sont utilisées pour déformer la pièce dans une matrice.

En un sens, le formage électrohydraulique est relativement proche du formage par explosif, connu auparavant. Par rapport au magnétoformage, le formage électrohydraulique s'applique davantage au formage de pièces de grandes dimensions ou, à l'inverse à de petites dimensions (relativement au magnétoformage), et à des matériaux non nécessairement bons conducteurs de l'électricité.

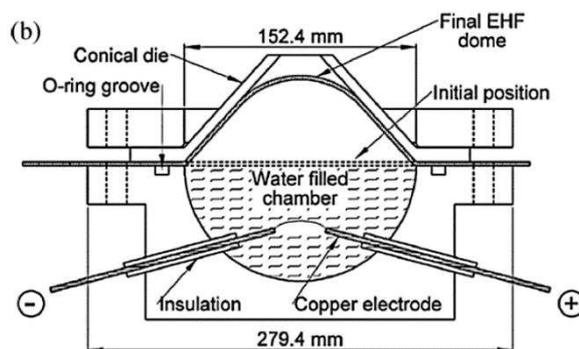


Figure I-4 : Installation de formage électrohydraulique (Rohatgi et al. 2012)

Cadre de l'étude

L'objet de cette thèse concerne la modélisation et la caractérisation de lois de comportement adaptées aux procédés de mise en forme par HPP. On le verra (cf. §I-3), si l'ambition de cette étude est d'établir des lois de comportement applicables au magnétoformage et au formage

électrohydraulique, l'intégralité des méthodes de caractérisation a été mise en place en magnétoformage.

I-1.2 Contexte historique

Développement des procédés HPP

Les principes physiques des hautes puissances pulsées sont bien connus depuis le XIXème siècle. Cependant, et malgré le fait que les applications de mise en forme aient été imaginées relativement tôt, les procédés de mise en forme par HPP sont encore marginaux dans l'industrie.

L'utilisation des champs magnétiques pour déformer des objets métalliques de façon permanente n'a pu être envisagée que lorsque l'on a été capable de créer des champs magnétiques suffisamment intenses. Une des premières mentions de tels champs magnétiques est donnée par (Kapitza 1924). Il a fallu attendre les années 1950 pour que de premières applications industrielles soient introduites. Le procédé de magnétoformage a été développé essentiellement aux Etats-Unis, et utilisé par des sociétés telles que General Dynamics (Harvey & Brower 1961), NASA, Boeing, Diversico Industries (Balanethiram 1996), ou encore chez General Motors (Zittel 2010).

De même, les premiers exemples d'application du formage électrohydraulique datent des années 1960-1970. L'ex-URSS s'est fortement intéressée au formage électrohydraulique. Les travaux de (Yutkin 1986) sont une référence dans le domaine.

Aux Etats-Unis, on note son utilisation par quelques sociétés, principalement dans l'industrie aéronautique, de l'énergie ou de l'armement, par exemple : General Electric, Chrysler-Missile Division, Diversico Industries (Balanethiram 1996).

En Europe, quelques applications industrielles ont été notées, comme par exemple Vickers Limited au Royaume-Uni (Balanethiram 1996).

Avantages technologiques

Le magnétoformage et le formage électrohydraulique présentent, en regard de la plupart des procédés de formage plus conventionnels, certains avantages :

- L'absence de poinçon est intéressante financièrement: seule une matrice doit être usinée.
- Certains défauts de surface peuvent être évités, car seule une face de la tôle est en contact avec une matrice.
- Les grandes vitesses de déformation peuvent permettre de mettre en forme certains matériaux difficiles à former en conditions standard (les limites de formage peuvent être augmentées).
- Cela peut aussi permettre de supprimer des traitements thermiques intermédiaires.
- Les conditions d'impact permettent de réaliser de fins détails, de façon similaire à de l'estampage voire à de la gravure.
- Le retour élastique peut être réduit.
- Différentes opérations peuvent être combinées en une seule : formage et assemblage, ou formage et découpe.
- La consommation énergétique est réduite.

Freins à l'industrialisation

Malgré l'enthousiasme des années 1960-1970, le développement des procédés HPP est resté limité. Le nombre de publications relatives aux procédés HPP au fur et à mesure des années, présenté sur la Figure I-5, est très évocateur.

A quelques exceptions près, le magnétoformage est resté à un stade expérimental, pour trois principales raisons selon (Zittel 2010) :

- Le magnétoformage est resté peu connu des ingénieurs, et son principe physique trop mal compris.
- Le manque d'expérience quant à la pertinence du procédé en fonction des applications, a mené à des déconvenues, des déceptions dans les tentatives de généralisation du magnétoformage.
- L'adaptation des systèmes de formage aux exigences de l'industrie, en termes de fiabilité et de facilité d'utilisation, est restée insuffisante.

Du côté du formage électrohydraulique, certaines contraintes technologiques ont fortement limité l'expansion industrielle. La gestion de l'eau (fermeture de la chambre de décharge, remplissage, vidange, ouverture), ou la durée de vie limitée des électrodes ont rendu difficile l'automatisation du procédé (Daehn 2002) (Golovashchenko 2013).

Pour ces deux procédés, l'approche empirique engendrait des délais de mise au point incompatibles avec les exigences de réactivité de l'industrie. L'absence de simulation numérique rendait très difficile la compréhension des phénomènes multiphysiques, et donc la prédictibilité des procédés.

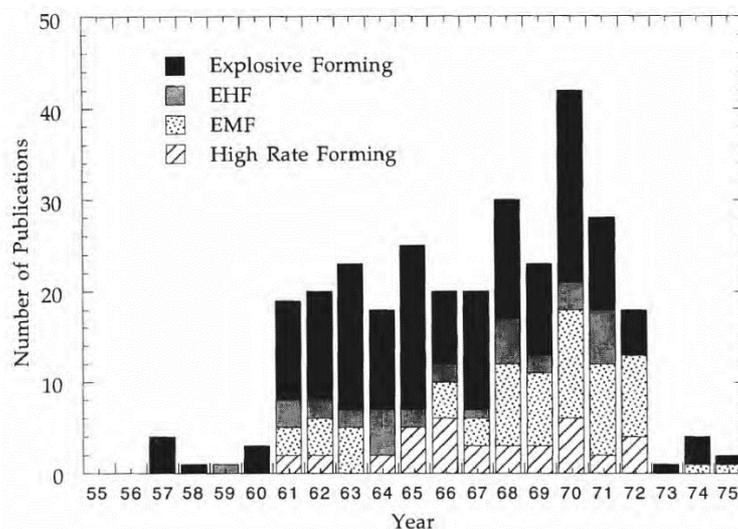


Figure I-5 : Evolution du nombre de publications relatives aux procédés de formage HPP, de 1955 à 1975 (Padmanabhan 1997)

Toutefois, ces dernières décennies, l'industrie a porté un intérêt nouveau au magnétoformage et au formage électrohydraulique. Les avancées technologiques ont rendu disponibles des générateurs plus puissants, moins encombrants, et des commutateurs haute tension de longue durée de vie et de haute fiabilité. En outre, le développement de codes de calcul scientifiques et les performances croissantes des calculateurs ont offert un puissant outil d'aide à la conception qui a favorisé l'intérêt pour le magnétoformage et le formage électrohydraulique. Grâce à une meilleure compréhension des phénomènes, la prédictibilité des procédés a été considérablement améliorée et est devenue compatible avec un contexte industriel.

I-1.3 Motivations de la thèse

La modélisation des procédés par HPP

Les procédés de formage par HPP sont difficiles à appréhender. Leur caractère fortement dynamique d'abord, avec la nécessité de tenir compte des effets de propagation d'ondes, et leur caractère multiphysique ensuite, rendent la prédiction du formage peu intuitive. En outre, la rapidité du processus de formage rend son observation souvent impossible, à moins d'utiliser des caméras très rapides et coûteuses. La conception des systèmes en est rendue complexe, et nécessite souvent une longue phase de mise au point.

Dans ce contexte, l'avènement de la simulation numérique est une opportunité particulièrement intéressante. La modélisation est bénéfique à plusieurs niveaux :

- Opérationnel : Les modèles numériques permettent de remplacer des expériences de mise au point par des *expériences numériques*, moins contraignantes en logistique et généralement moins coûteuses.
- En conception : La modélisation permet d'analyser finement les phénomènes dynamiques et leurs interactions multiphysiques, et aide ainsi à établir plus facilement les voies d'amélioration.
- Pour la formation : Parce qu'elle permet de visualiser au ralenti le processus de formage et l'évolution des différentes grandeurs physiques, la modélisation numérique est un support pédagogique très efficace.

Le besoin de données et d'essais spécifiques aux HPP

Pour que les modèles numériques soient prédictifs, il est essentiel de disposer de données pertinentes. Cela concerne notamment les lois de comportement élasto-viscoplastique des matériaux déformés à grande vitesse, qui peut être significativement différent du comportement élasto-viscoplastique observé en conditions quasi-statiques.

Un autre aspect de la caractérisation des matériaux, essentiel à la modélisation des procédés de mise en forme par HPP, concerne les limites de formage dynamiques. Cependant, du fait de la complexité de cette problématique, la caractérisation des limites de formage ne sera abordée que succinctement, et sera considérée comme une ouverture vers de potentiels travaux futurs.

En ce qui concerne la caractérisation des métaux déformés par HPP, iCube/Bmax a choisi de mettre en œuvre d'importants moyens afin de développer des essais spécifiques, et des méthodologies dédiées. Cette thèse a pour objectif de proposer deux essais, l'un en configuration tubulaire, l'autre en configuration plane, permettant de mettre en évidence le comportement dynamique des matériaux soumis au magnétoformage.

Ainsi, cela permettra à la société de disposer de modèles numériques plus fiables et plus précis, engendrant un gain de productivité significatif dans la réalisation des études de faisabilité et de conception des systèmes HPP. En outre, une compréhension plus profonde des modes de déformation et des effets des conditions hautement dynamiques est un atout certain pour développer des procédés de plus en plus performants, capables de répondre aux problématiques complexes des industriels de la mise en forme.

I-2. Conditions de sollicitation en formage par HPP

I-2.1 Sollicitation mécanique

Les procédés de formage par hautes puissances pulsées (HPP) ont la particularité de soumettre le matériau à la fois :

- à de grandes vitesses matérielles, notées v et exprimées en m/s
- et à de grandes vitesses de déformation, ou *taux* de déformation, notées $\dot{\epsilon}$ et exprimées en s^{-1} .

Ces deux aspects dynamiques doivent être distingués.

Effets dynamiques à l'échelle de la structure

La sollicitation est dite *dynamique* parce que les efforts d'inertie ne sont plus négligeables. On rencontre dans ce type de sollicitations des problématiques qui n'apparaissent pas dans le domaine quasi-statique. L'ensemble de la transformation est réalisée en régime dynamique (il ne s'établit pas

de régime stationnaire), et est accompagnée de phénomènes de propagation d'ondes élastiques et plastiques. Le dépouillement des essais dynamiques nécessite donc un soin particulier, les hypothèses usuelles d'homogénéité des contraintes et des déformations n'étant généralement plus valables.

Ces phénomènes ont pour conséquence de modifier le mode de déformation. Par exemple, un procédé d'hydroformage conventionnel « gonfle » progressivement la tôle jusqu'à atteindre la courbure désirée (cf. Figure I-6). La réponse structurelle de la tôle correspond à des équilibres quasi-statiques successifs. En formage électrohydraulique, au contraire, les allers-retours d'ondes nécessaires à l'établissement de l'équilibre n'ont en général pas le temps de se produire, et la tôle vient se « dérouler » contre la matrice. Ce type de déformation est également rencontré en magnétoformage (cf. Figure I-7).

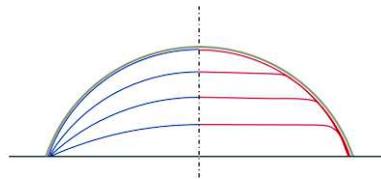


Figure I-6 : Comparaison des modes de déformation en hydroformage conventionnel (gauche) et en formage électrohydraulique (droite), dans le cas du formage d'un hémisphère.

En outre, la pression exercée par l'eau est le résultat de la propagation d'une onde de choc, de ses réflexions contre la chambre de décharge, et des combinaisons de différents fronts d'onde. La sollicitation subie par la tôle n'est donc ni uniforme spatialement, ni monotone dans le temps. La mise en vitesse de la tôle résulte ainsi de plusieurs impulsions successives.

De même, en magnétoformage, le courant imposé – et donc la pression magnétique générée – est de type sinusoïdal amorti. A chaque arche du signal de courant, la tôle est accélérée de nouveau. Toutefois, si les déplacements sont importants, les pertes de champ magnétique augmentent rapidement, et le déplacement n'est alors plus entretenu que par l'inertie de la tôle.

Enfin, en plus du caractère multi-impulsionnel de la sollicitation, et d'un mode de déformation « en déroulé » contre la matrice, des conditions d'impact peuvent apparaître. Celles-ci sont susceptibles de générer de fortes pressions, et des vitesses de déformation comprises entre 10^2 et 10^5 s⁻¹.

Tous ces effets dynamiques sont récapitulés dans le Tableau I-1, et peuvent avoir des conséquences à plusieurs niveaux :

- Les hautes vitesses de déformation générées peuvent modifier la réponse propre du matériau.
- Le mode de déformation par propagation d'une flexion en appui contre la matrice produit des conditions particulières de plasticité susceptibles de réduire – voire d'annuler – les effets du retour élastique (Avrillaud et al. 2013).
- L'impact contre la matrice, par la création d'une forte compression à travers l'épaisseur, est également susceptible de diminuer l'effet du retour élastique.
- Ce mode de déformation produit également des conditions défavorables à l'initiation de ruptures (Shi & Gerdeen 1991) (Martinez-Palmeth et al. 2013), ce qui tend à augmenter la formabilité.
- Si l'impact est suivi d'un rebond, cela mène souvent à la non-conformité de la pièce. Cela implique une calibration fine du procédé de magnétoformage ; en formage électrohydraulique, les ondes réfléchies peuvent permettre de réduire significativement les effets du rebond.

Effets dynamiques à l'échelle du matériau

A l'échelle du matériau, les effets dynamiques se manifestent également, puisqu'il peut devenir nécessaire de tenir compte de la vitesse de déformation dans les équations constitutives. Les

mécanismes de la plasticité sont dépendants du temps ; la réponse mécanique du matériau peut donc être significativement différente de la réponse en conditions quasi-statiques.

Pour la plupart des métaux, on observe une augmentation de la contrainte d'écoulement avec la vitesse de déformation. A vitesse de déformation modérée (inférieure à 10^2 s^{-1}), les alliages d'aluminium montrent généralement une dépendance faible à la vitesse de déformation (Lindholm & Yeakley 1968) (Hadianfard et al. 2008) (Rusinek & Rodriguez-Martinez 2009). Lors de campagnes de caractérisation à plus grande vitesse de déformation, un grand nombre d'auteurs note qu'à partir d'un niveau de vitesse de déformation critique (de l'ordre de $10^3 - 10^5 \text{ s}^{-1}$), certains matériaux comme le cuivre ou l'aluminium manifestent une brusque augmentation de la sensibilité à la vitesse de déformation (Follansbee & Kocks 1988).

En outre, d'autres facteurs interviennent dans la réponse mécanique du matériau. Les mécanismes microstructuraux de l'érouissage sont également susceptibles d'être affectés par l'environnement thermique et électromagnétique associé aux procédés de formage par HPP.

I-2.2 Environnement thermique et électromagnétique

Echauffements

Bien qu'il s'agisse d'un procédé « à froid » (sans chauffage préalable), la très courte durée de la transformation, associée à une déformation plastique importante, peut engendrer des effets thermiques non négligeables sur le comportement mécanique du matériau. Les temps caractéristiques du transfert thermique sont largement supérieurs à la durée du processus de déformation. Ainsi, même en formage électrohydraulique, où la pièce est en contact avec de l'eau, il est possible de faire l'hypothèse de conditions adiabatiques.

En magnétoformage, la circulation du courant dans la pièce induit de plus des échauffements par effet Joule, d'autant plus élevés que les densités de courant sont importantes et que la conductivité du matériau est mauvaise. C'est la raison pour laquelle les alliages à base de cuivre, d'aluminium ou d'argent sont bien plus adaptés à ces procédés que la famille des aciers, par exemple, et particulièrement les aciers inoxydables.

Les conséquences de l'échauffement se manifestent à deux niveaux :

- L'échauffement affecte le comportement du matériau, en diminuant la contrainte d'écoulement. Cet effet est donc en compétition avec l'érouissage et la sensibilité à la vitesse de déformation du matériau.
- De forts échauffements entraînent une réduction de la conductivité électrique. Dans les cas les plus défavorables en magnétosoudage, les échauffements peuvent mener à la fusion du matériau : ces conditions doivent être évitées à tout prix.

Environnement électromagnétique

Dans le cas du magnétoformage, la pièce est soumise à une sollicitation électromagnétique impliquant :

- Un courant – induit ou direct – de forte intensité : de 10 à 1000 kA.
- Un fort champ magnétique, typiquement de l'ordre de 1 à 10 T.

L'interaction du courant et du champ magnétique est à l'origine des efforts de Lorentz, qui permettent le déplacement et la déformation permanente de la pièce. Et, bien que transitoire et de très courte durée, la sollicitation électromagnétique est aussi susceptible d'interagir avec les mécanismes de la plasticité, à l'échelle atomique. En effet, la dérive des électrons sous l'effet du champ électrique peut interférer avec le mouvement des dislocations.

C'est ainsi que certains auteurs, comme (Troitskii 1977) ou plus tard (Sprecher et al.) ou (Conrad 2002), ont observé une diminution de la contrainte d'écoulement de métaux lorsqu'ils sont traversés

par des densités de courant pulsées de l'ordre de 10^7 à 10^{10} A/m², à température basse ou modérée (ambiante). Ce phénomène est appelé *électroplasticité*.

Au vu des courants appliqués en magnétoformage, il est possible dans certains cas que les matériaux formés soient sujets à ce type de phénomène. En fonction de la configuration, les densités de courant peuvent être fortement concentrées « en peau » du métal (cf. Tableau I-1). L'électroplasticité pourrait, dans ce cas, être limitée à une petite proportion de l'épaisseur de métal déformé. Il pourrait donc en résulter une hétérogénéité significative du comportement à travers l'épaisseur.

Remarque : Réciproquement, il a été également constaté une dépendance de la conductivité électrique au niveau d'érouissage (Seeger 1957) (Morozov et al. 2010). Ceci est lié au fait que la microstructure (la morphologie des grains, le nombre et l'arrangement des dislocations) définit en partie les conditions de circulation des électrons.

A cause des effets thermiques et électromagnétiques, le problème du comportement mécanique des métaux en magnétoformage est donc un problème fortement couplé, plus encore qu'en formage électrohydraulique.

I-2.3 Ordres de grandeur des sollicitations au cours des procédés de formage par HPP

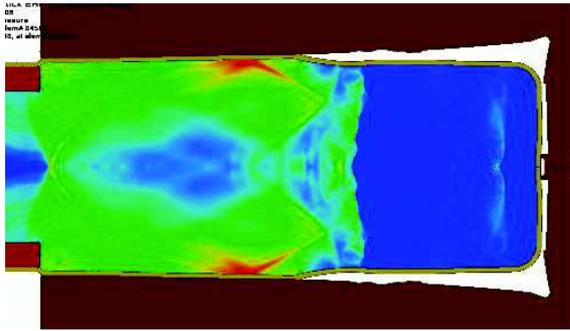
Quelques exemples typiques de formage par HPP

La simulation numérique offre la possibilité d'analyser en détail l'évolution des grandeurs physiques modélisées. Ainsi, le Tableau I-1 et la Figure I-7 récapitulent les ordres de grandeur caractéristiques de différentes applications de formage par hautes puissances pulsées :

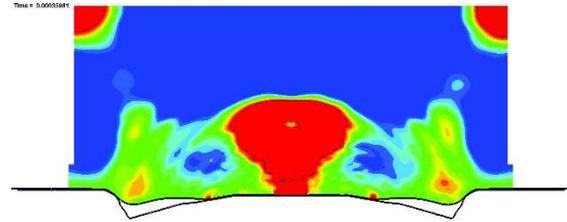
- (a.) Le formage électrohydraulique d'une petite pièce, de type flaconnage ;
- (b.) Le formage électrohydraulique d'une grande pièce, de type aéronautique ou automobile (lors de la première phase d'approche, si plusieurs décharges successives) ;
- (c.) Le magnétoformage d'un détail (arête vive) ;
- (d.) Le magnétosertissage axisymétrique ;
- (e.) Le magnétosoudage en configuration tubulaire.

Procédé	EHF petite pièce	EHF grande pièce	MPF détail	MPF	MPW (soudage)
Illustration (cf. Figure I-7)	a.	b.	c.	d.	e.
Durée de la mise en forme	200 μ s	15 ms	50 μ s	100 μ s	10 μ s
Vitesse d'impact (m/s)	100 – 150	20 – 40	100 – 200	100 – 200	300 – 600
Vitesse de déformation (hors impact)	10^4 – 10^5 /s	10^2 – 10^3 /s	-	10^4 /s	10^4 /s
Vitesse de déformation à l'impact	10^5 /s	10^4 /s	10^4 – 10^5 /s	10^5 /s	10^6 /s
Température (°C)	10 – 50	10 – 50	50 – 300	50 – 300	300 – 800
Densités de courant (A/m ²)			1 – 30 10^9	1 – 10 10^9	50 – 200 10^9

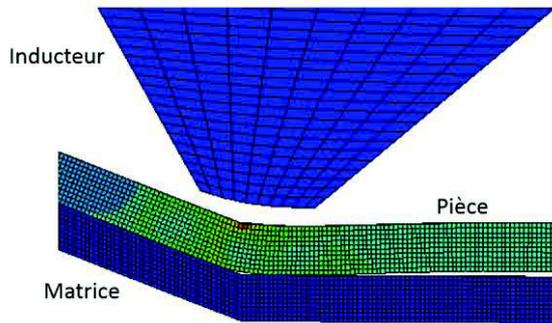
Tableau I-1 : Ordres de grandeur des conditions de sollicitation lors des procédés de formage par HPP



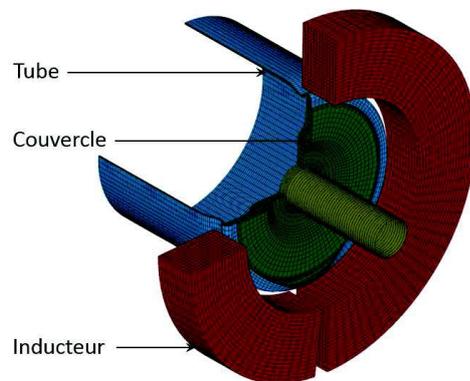
a. Electrohydroformage d'une petite pièce : propagation d'une onde de pression venant « dérouler » l'ébauche contre la matrice



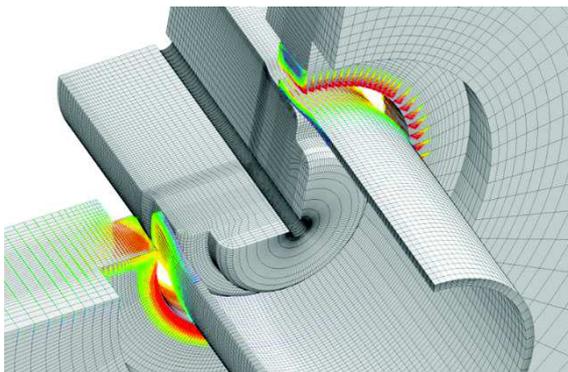
b. Electrohydroformage d'une grande pièce : onde de pression dans la chambre de décharge et formage du flan dans la matrice



c. Magnétoformage d'un angle vif (visualisation de la déformation plastique finale)



d. Magnétoformage d'un tube sur un couvercle



e. Magnétoformage d'un tube sur une enclume pleine : visualisation des efforts de Lorentz dans le tube et dans l'inducteur

Figure I-7 : Illustration des modes de déformation typiques lors des procédés de formage par HPP

Matériaux concernés par le magnétoformage et le formage électrohydraulique

Le procédé de formage électrohydraulique peut être appliqué à presque tout type de matériau à l'état solide. Le magnétoformage en revanche requiert une bonne conductivité électrique. En pratique, les applications industrielles concernent en large majorité des nuances d'alliages

d'aluminium ou d'acier, ou certains alliages de cuivre. Les applications visées par cette thèse se concentreront donc naturellement sur ces matériaux.

Le cas des inducteurs pour le magnétoformage

Bien qu'abordées du point de vue de la tôle à déformer, les problématiques du comportement dynamique concernent aussi en partie les bobines de magnétoformage. Celles-ci en effet sont soumises, à chaque opération de formage, à une sollicitation du même ordre de grandeur que celle qui est appliquée à la tôle. La conception d'un inducteur doit donc répondre à une exigence élevée en termes de tenue mécanique.

En outre, bien que les déformations générées dans l'inducteur soient de faible amplitude, celles-ci peuvent être répétées à une forte cadence. Il faut donc y ajouter une problématique spécifique de tenue en fatigue.

Enfin, la circulation répétée de fortes densités de courant est susceptible de générer des échauffements locaux importants, ou de tout l'inducteur au fur et à mesure des opérations. Ceux-ci peuvent être une limitation à la cadence de production. Le choix du matériau de l'inducteur doit donc absolument tenir compte de cette problématique. L'intégration de systèmes de refroidissement peut également être envisagée, comme le proposent par exemple les brevets de (Beerwald 2001) et (Golovashchenko 2006).

I-3. Cadre de l'étude

I-3.1 Définition du cadre de l'étude

Une approche pragmatique : des essais spécifiques à une sollicitation complexe

Les sections précédentes ont permis de mieux cerner les conditions de formage rencontrées lors des procédés par HPP, et les types de phénomènes qui pourront intervenir. Devant la variété des phénomènes impliqués et la complexité de leurs interactions, il est nécessaire de définir plus strictement le cadre de la présente étude.

L'objectif de caractérisation fine du comportement mécanique des métaux soumis aux effets fortement couplés des phénomènes dynamiques, thermiques et électromagnétiques est apparu comme étant très ambitieux. Les moyens d'essai et de diagnostic à notre disposition, ainsi que le temps raisonnablement allouable à la caractérisation d'un matériau donné, limitent de fait la finesse de la caractérisation.

Au vu des applications industrielles visées, une approche pragmatique a donc été préférée : il s'agira de caractériser le comportement mécanique du métal pour une sollicitation complexe donnée, proche de la sollicitation réelle visée pour la mise en forme de ce matériau. L'accent a donc été mis sur la mise au point et l'analyse des essais en eux-mêmes, en évaluant leur capacité à fournir des informations suffisamment précises sur les niveaux de contrainte et de déformation subis par l'éprouvette au cours de la sollicitation.

Des essais basés sur le procédé de magnétoformage

En formage électrohydraulique, la sollicitation du matériau est moins complexe qu'en magnétoformage, dans la mesure où le facteur électromagnétique n'intervient pas dans le comportement mécanique du matériau, et où le facteur thermique est limité aux échauffements provoqués par la déformation plastique. De ce point de vue, un essai basé sur le formage électrohydraulique permettrait d'isoler les effets dynamiques des effets électromagnétiques.

Cependant cette voie n'a pas été choisie, car la conception d'un essai de caractérisation exige que l'on ait une connaissance suffisamment précise du chargement appliqué. Or, le procédé de formage électrohydraulique implique des interactions complexes qui rendent le signal de pression reçu par la

tôle difficilement accessible, par la mesure comme par le calcul. Grâce aux importantes avancées réalisées au cours d'une thèse dédiée à ce sujet (Deroy et al. 2014) (Deroy 2014), des modèles avancés pourront peut-être permettre, à l'avenir, de reconsidérer l'option du formage électrohydraulique pour la caractérisation.

Les outils de modélisation dédiés au magnétoformage, en revanche, sont suffisamment robustes et maîtrisés pour fournir une estimation précise des efforts appliqués à partir d'une mesure de courant. Pour cette raison, les essais développés au cours de cette thèse sont basés sur le procédé de magnétoformage.

Des modèles de comportement simples, pour commencer

Dans le cadre de cette thèse, où l'accent sera mis sur la mise au point et l'analyse des essais, on se contentera de modèles de comportement relativement « simples ». A ce stade de l'étude, l'ambition est surtout de fournir une loi de comportement adaptée à une sollicitation donnée. La modélisation avancée du comportement des métaux est un sujet d'étude complexe qui ne sera donc ici abordé que d'un point de vue théorique.

En particulier, les effets de l'environnement électromagnétique ne seront pas intégrés dans la modélisation. Ce choix est très certainement discutable, mais la considération des effets électromagnétiques pourra faire l'objet de travaux ultérieurs. En effet, l'adaptation des essais par l'utilisation de pousseurs par exemple, pourra être un moyen de limiter les densités de courant dans les éprouvettes, et ainsi de séparer les effets dynamiques des effets électromagnétiques.

I-3.2 Contenu de la thèse

Les objectifs de cette thèse se sont concentrés sur la caractérisation de l'écroissage en conditions dynamiques, sans choc. Les vitesses de déformation visées sont donc de 10^2 à 10^4 /s. Les essais de caractérisation développés sont basés sur le magnétoformage, et le comportement identifié par ces essais sera spécifique à la sollicitation créée par l'essai, couplant donc haute vitesse de déformation, échauffement, et circulation de fortes densités de courant.

Dans la première partie (Partie A), les outils théoriques, expérimentaux, numériques et méthodologiques utilisés dans le cadre de cette thèse sont présentés.

Deux essais ont été développés. Le premier (Partie B) est basé sur des travaux antérieurs sur l'expansion électromagnétique d'anneau ou de tube. Sa mise en place et son analyse détaillée dans le cadre d'une démarche de caractérisation sont présentés.

Le second essai (Partie C) est un développement original visant à généraliser la méthodologie mise en place dans le cas d'un tube à la caractérisation d'échantillons plans en magnétoformage.

Par ailleurs, la question de la caractérisation des limites de formage, sujet crucial pour l'industrie de la mise en forme, sera introduite (Chapitre XII).

Les manifestations structurelles du comportement lors de la mise en forme (et en particulier, le retour élastique) en revanche, ne feront pas l'objet d'analyses approfondies dans le cadre de ce travail.

Les essais de caractérisation développés seront appliqués à différents matériaux :

- Aluminium 1050 pour la comparaison à des données bibliographiques
- Aluminium 2024 pour son intérêt dans l'industrie de la mise en forme
- Alliages de cuivre pouvant servir à la réalisation des inducteurs de magnétoformage

Partie A – Etat de l’art, démarche et moyens

Introduction de la partie A – Etat de l’art, démarche et moyens

Cette partie vise à présenter l’ensemble des outils théoriques, expérimentaux et numériques qui ont servi à la définition des méthodologies de caractérisation des métaux grâce à des essais de magnétoformage.

Le Chapitre II présente une brève synthèse des connaissances relatives au comportement élasto-viscoplastique des métaux. On y passe en revue les principaux mécanismes de la déformation et leurs éventuelles dépendances au caractère dynamique de la sollicitation. Les grandes familles de lois de comportement susceptibles de modéliser ces phénomènes sont ensuite présentées, afin de justifier le choix des modèles finalement retenus pour la simulation numérique du magnétoformage et du formage électrohydraulique.

Au Chapitre III, les outils expérimentaux mis en œuvre pour la réalisation et l’instrumentation des essais sont décrits : le générateur de magnétoformage, les moyens de mesure des courants impulsifs et des grandes vitesses, ainsi que les moyens plus conventionnels mis à disposition par le LBMS (ENSTA Bretagne) comme la machine de traction et les barres de Hopkinson. Dans ce même chapitre, on décrit ensuite le code de simulation numérique et les principes de la modélisation du magnétoformage.

Enfin, on présente au Chapitre IV les principes théoriques de l’identification et les algorithmes d’optimisation utilisés. On y décrit finalement la méthodologie d’identification mise en place.

Chapitre II. Comportement dynamique des métaux

Ce chapitre vise à approfondir la description de la réponse dynamique du matériau, et à proposer une approche adaptée pour sa modélisation dans le cadre du formage par HPP.

Dans une première partie, les mécanismes connus de la déformation et leurs sensibilités à la vitesse de déformation sont décrits. Les principaux mécanismes de la plasticité sont exposés : le glissement des dislocations dans le régime thermiquement activé, le régime athermique, le régime de frottement visqueux, et d'autres mécanismes dynamiques tels que le maclage ou le comportement en régime hydrodynamique.

Dans la seconde partie, les familles de modèles de comportement permettant de rendre compte de ces mécanismes sont présentées. Les modèles sont schématiquement séparés en deux catégories : les modèles phénoménologiques (empiriques) et les modèles à base physique. Le choix des modèles les plus pertinents dans le cadre de cette étude est discuté, et le modèle de Johnson-Cook, finalement retenu, est présenté plus en détail.

II-1. Les mécanismes de la plasticité dynamique des métaux.....	24
II-1.1 La déformation dynamique des métaux	24
II-1.2 Plasticité par glissement des dislocations.....	25
II-1.3 Autres mécanismes de plasticité.....	27
II-1.4 Conclusion	28
II-2. Modèles de comportement dynamique	29
II-2.1 Objectifs	29
II-2.2 Les modèles phénoménologiques.....	30
II-2.3 Les modèles basés sur l'analyse de l'activation thermique	31
II-3. Synthèse	32

II-1. Les mécanismes de la plasticité dynamique des métaux

II-1.1 La déformation dynamique des métaux

Lors de la mise en forme des métaux, plusieurs phénomènes peuvent être rencontrés : l'élasticité, la plasticité, et l'endommagement. Ces phénomènes sont liés à la microstructure des métaux, dont certaines caractéristiques sont présentées plus en détail en Annexe A.1.

L'élasticité

L'élasticité intervient dans tout procédé de mise en forme : soumis à des efforts, le réseau cristallin se dilate ou se comprime. Les distances interatomiques sont ainsi modifiées et reprennent leur valeur d'équilibre au repos dès le relâchement de la contrainte. Ce mode de déformation est donc rencontré tout au long du processus de déformation, et se manifeste clairement aux premiers stades de la déformation et aussi au moment du déchargement : c'est le *retour élastique*.

Parce qu'elle ne dépend que des potentiels interatomiques, la déformation élastique n'est pas affectée par le caractère dynamique de la déformation. Des effets thermiques peuvent intervenir de manière indirecte car la rapidité de la sollicitation crée des conditions adiabatiques. Cependant, l'effet de la température sur les distances interatomiques, et donc sur le comportement élastique, n'est significatif qu'aux très hautes températures (supérieures aux deux tiers de la température de fusion). La déformation élastique ne fera donc pas l'objet d'une étude particulière dans le cadre de ce travail. Les propriétés connues dans le régime quasi-statiques (module de Young et coefficient de Poisson) seront utilisées sans modifications.

La plasticité

A partir d'un certain seuil de contrainte – appelé généralement limite d'élasticité – la déformation devient en partie irréversible. Le réseau, en plus d'être dilaté (ou comprimé) ou cisailé de façon élastique, est également modifié par le déplacement des atomes les uns par rapport aux autres. Ces déplacements peuvent être initiés par plusieurs mécanismes qui peuvent être séparés en deux grandes familles, suivant que la déformation permanente se fait :

- par mouvement des dislocations (défauts linéiques) : glissement et traînage visqueux
- par modification du réseau : maclage (réorientation d'une partie d'un grain), recristallisation, transformation martensitique (changement de structure cristalline)

Certains de ces mécanismes sont associés à des énergies d'activation thermique et sont ainsi susceptibles d'être sensibles à la vitesse de déformation. D'autres mécanismes sont déclenchés par de fortes pressions hydrostatiques, qui peuvent apparaître en conditions d'impact.

Dans le cadre de ce travail, ce sont donc les manifestations des dépendances dynamiques de la plasticité que l'on cherchera à étudier. L'approche proposée restera macroscopique, « phénoménologique », l'objectif étant en premier lieu d'être capable d'anticiper un possible changement de comportement mécanique d'un matériau soumis aux procédés HPP, et d'en proposer une modélisation adaptée pour la prédiction du formage.

L'endommagement

Au-delà d'un certain niveau, la déformation d'un matériau peut être accompagnée de phénomènes d'endommagement (c'est-à-dire de l'apparition de microfissures ou microcavités au sein du matériau). L'initiation, tout comme la croissance de l'endommagement, peuvent être affectés par la vitesse de déformation (Armstrong & Walley 2008).

Des phénomènes d'instabilités et de localisation de la déformation telle que la striction sont souvent des précurseurs à l'endommagement et la rupture. Les effets inertiels, les conditions d'impact éventuelles, le mode de déformation lui-même, sont autant de facteurs qui peuvent affecter ces phénomènes et ainsi modifier les limites de formage (Dehra 2006). L'étude des instabilités et de l'endommagement dynamique est un sujet crucial pour l'industrie du formage HPP. Il ne sera abordé

que succinctement dans le cadre de cette thèse (cf. Chapitre XII) mais sera un axe de développement prioritaire par la suite.

II-1.2 Plasticité par glissement des dislocations

Obstacles au glissement des dislocations

La déformation plastique se fait le plus souvent au travers du mouvement de dislocations : ce sont des défauts d'arrangement linéiques au sein de la structure cristalline du métal, qui en se déplaçant de proche en proche, permettent une déformation permanente. Le mécanisme élémentaire de la déformation par déplacement d'une dislocation est illustré sur la Figure II-1. Pour plus de détails, on peut se référer aux ouvrages de référence, par exemple : (Pineau et al. 1995) (Col & Colombie 2010).

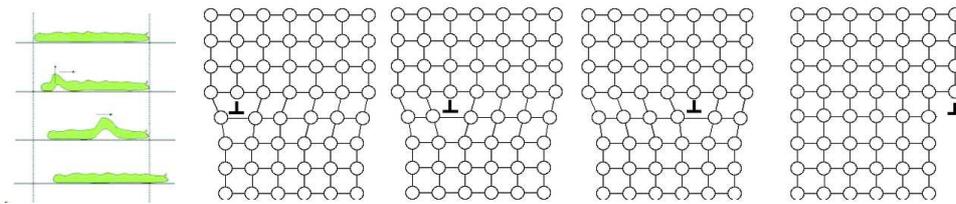


Figure II-1 : Déplacement d'un plan cristallin par glissement d'une dislocation

Le mouvement des dislocations est contrarié, en plus de la résistance propre du réseau cristallin, par la présence d'obstacles de plusieurs natures : les autres dislocations, les joints de grains, la présence d'impuretés, d'inclusions... La contrainte d'écoulement est donc d'autant plus élevée que ces obstacles sont nombreux ou difficiles à franchir, et dépend de plusieurs facteurs :

- le niveau de déformation plastique, qui a pour effet de multiplier les dislocations ;
- la température, qui lorsqu'elle augmente, par l'agitation thermique, facilite le franchissement des obstacles ;
- la vitesse de déformation : certains mécanismes sont dépendants du temps.

Dans le cadre d'une analyse microstructurale, les lois de comportement sont en général exprimées en fonction de la contrainte de cisaillement τ , qui est directement liée à un glissement.

Décomposition de la contrainte d'écoulement

A partir de travaux antérieurs sur la cinétique des dislocations, (Seeger 1957) propose une décomposition de la contrainte d'écoulement (éq. II-1) en deux contributions :

$$\bar{\tau} = \tau_* + \tau_{ath} \quad (\text{éq. II-1})$$

dans laquelle :

- τ_* est une partie thermiquement activée de la contrainte, fonction décroissante de la température. En effet, les mécanismes thermiquement activés correspondent au franchissement des obstacles dits « de courte portée », qui est facilité par les vibrations thermiques du réseau. Les obstacles concernés sont : les défauts ponctuels (lacunes et atomes interstitiels), la résistance propre du réseau cristallin (contraintes de Peierls-Nabarro), les autres dislocations coupant le plan de glissement (dislocations situées en champ proche). Ces mécanismes ont été associés à une *énergie d'activation*, selon le principe empirique proposés par Arrhenius. Ce principe est souvent associé au principe d'équivalence temps-température : une augmentation de la vitesse peut avoir le même effet sur la contrainte qu'une diminution de la température.
- τ_{ath} est une partie athermique, correspondant à la contrainte d'écoulement lorsque les mécanismes thermiquement activés sont saturés : à partir d'une certaine température, les vibrations thermiques du réseau permettent de franchir tous les obstacles de courte portée,

mais restent insuffisantes pour franchir les obstacles de longue portée. Il s'agit, notamment, des joints de grains, des précipités, des autres dislocations en champ lointain.

L'évolution schématique de la contrainte d'écoulement avec la température, suivant l'analyse de l'activation thermique, est présentée sur la Figure II-6. Plus de détails sur la modélisation des mécanismes athermiques et thermiquement activés sont exposés en Annexe A.2.

Écrouissage et sensibilité à la vitesse de déformation des métaux de structure CC ou CFC en régime thermiquement activé

Cette décomposition a été appuyée par de nombreux travaux ultérieurs, et notamment par (Conrad 1970). Il en découle logiquement que la sensibilité à la vitesse de déformation d'un alliage est d'autant plus marquée que la composante thermiquement activée de la contrainte d'écoulement est grande devant la composante athermique (Oosterkamp et al. 2000). Ainsi, les métaux les plus susceptibles d'être sensibles à la vitesse de déformation sont a priori des métaux faiblement alliés (peu d'espèces étrangères susceptibles de précipiter). Les métaux à structure cubique centrée (CC) sont également connus pour être plus sensibles que les métaux à structure cubique à faces centrées (CFC) (Zerilli & Armstrong 1987).

En outre, le comportement en écrouissage est globalement différent suivant que la structure cristalline est de type CC (comme le fer α) ou CFC (comme l'aluminium ou le cuivre). Ces structures cristallines peuvent présenter des évolutions différentes de l'écrouissage avec la vitesse de déformation, comme cela est illustré schématiquement sur la Figure II-2, d'après (Klepaczko 1985) et (Zerilli & Armstrong 1987). Ces différences peuvent mener à choisir, pour la loi de comportement, des formulations additives pour une sensibilité à la vitesse de déformation « de type CC », ou plutôt multiplicatives pour une sensibilité à la vitesse de déformation « de type CFC ».

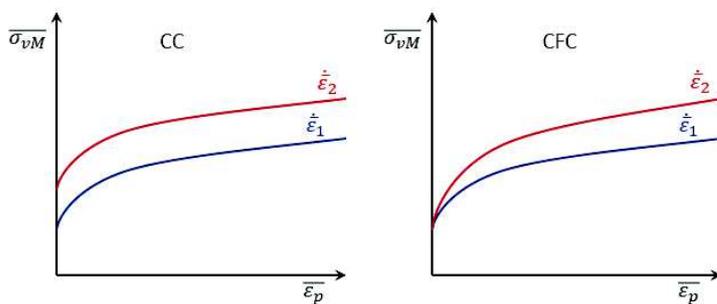


Figure II-2 : Sensibilité de l'écrouissage à la vitesse de déformation pour les structures CC et CFC

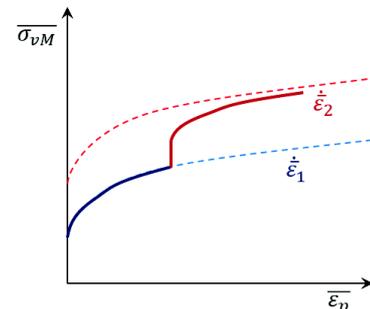


Figure II-3 : Effet d'histoire lors d'un saut de vitesse de déformation

D'autre part, de nombreux travaux sont encore menés afin de mieux comprendre les *effets d'histoire*. En effet, la température instantanée et la vitesse de déformation instantanée ne semblent pas suffire pour décrire entièrement le comportement dynamique de certains métaux, comme le montrent par exemple (Conrad 1958) (Klepaczko 1975) (Klepaczko & Chiem 1986) (Tanner et al. 1999). En réalisant des essais non pas à vitesse de déformation constante, mais par paliers de vitesse de déformation, on peut voir en effet que la contrainte d'écoulement dépend également des conditions de déformation précédentes (cf. Figure II-3). Un tel comportement est souvent relié à des évolutions microstructurales (annihilation des dislocations, recristallisation, restauration...) qui peuvent être affectées par la vitesse de déformation. Cela nécessite alors de tenir compte de variables supplémentaires dans la modélisation de l'écrouissage dynamique.

Frottement visqueux/Traînage visqueux

Aux très hautes vitesses de déformation (supérieures à 10^5 s^{-1}), les temps caractéristiques de franchissement des obstacles par les dislocations deviennent trop faibles devant le temps nécessaire à l'activation thermique (Kumar et al. 1968). Dans ces conditions, le glissement des dislocations n'est

plus dépendant de la température. Pour que la déformation plastique se produise, la contrainte appliquée doit être supérieure à la valeur seuil :

$$\tau_v \geq \tau_*(0 K) + \tau_{ath} \quad (\text{éq. II-2})$$

Au-delà de ce seuil de contrainte, les dislocations ne sont plus freinées par les obstacles, qu'ils soient en champ proche ou en champ lointain. En revanche, le réseau cristallin oppose une résistance dite *visqueuse*, puisque proportionnelle à la vitesse de glissement des dislocations :

$$\tau_v = \tau_{ath} + k_v \cdot \dot{\gamma} \quad (\text{éq. II-3})$$

où k_v est un coefficient caractérisant le frottement visqueux, et $\dot{\gamma}$ la vitesse de glissement.

Les vitesses de déformations auxquelles les mécanismes de frottement visqueux sont susceptibles de survenir sont de l'ordre de 10^3 à 10^5 s^{-1} , suivant l'alliage considéré et sa densité de dislocations mobiles (Kumar et al. 1968) (Follansbee & Weertman 1982) (Regazzoni et al. 1987). Lorsque le frottement visqueux commence à intervenir, la contrainte d'écoulement montre une sensibilité brutalement plus marquée à la vitesse de déformation, comme l'illustrent par exemple les données expérimentales de (Follansbee & Kocks 1988) rapportées sur la Figure II-4.

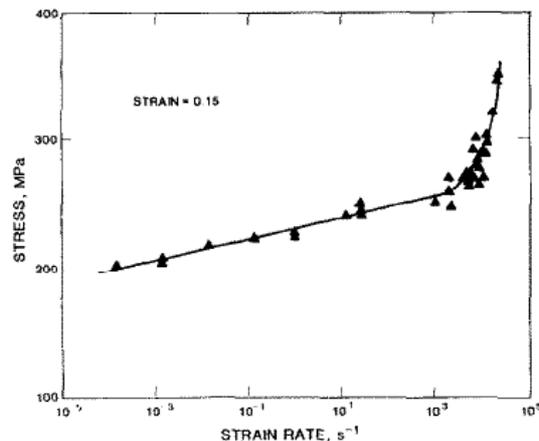


Figure II-4 : Evolution de la contrainte d'écoulement du cuivre OFHC recuit avec la vitesse de déformation, pour une déformation plastique de 0.15 (Follansbee & Kocks 1988)

II-1.3 Autres mécanismes de plasticité

Maclage

Un autre mécanisme de déformation, favorisé par les grandes vitesses de déformation et les hauts niveaux de contrainte, est le maclage. Une portion de grain – la macle – prend alors une nouvelle orientation, qui est symétrique à l'orientation du reste du grain par rapport à un plan nommé plan de macle (cf. Figure II-5). Il est observé plus fréquemment dans les structures cristallines ayant peu de plans de glissement (notamment la structure hexagonale compacte), et est susceptible d'apparaître chez tous les matériaux au passage d'un front de choc supérieur à un certain seuil de contrainte (Murr et al. 1997) (Crimp et al. 1987).

Le maclage en lui-même ne crée pas de déformations importantes ; son principal intérêt consiste à orienter le grain dans une direction plus favorable au glissement des dislocations (Wilson 1964). Cependant, la formation de macles a tendance à faire augmenter la contrainte d'écoulement *a posteriori*, car la taille de grain moyenne est réduite (cf. Annexe A.2). Les modèles de comportement peuvent être complétés pour tenir compte de ce type de mécanisme, comme le proposent par exemple (Zerilli & Armstrong 1997) (Petit & Dequiedt 2006).

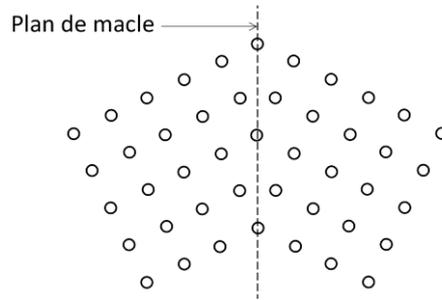


Figure II-5 : Sensibilité de l'écroissage à la vitesse de déformation pour les structures CC et CFC

Pour les matériaux étudiés dans le cadre de ce travail (alliages d'aluminium principalement), il est peu probable que le maclage intervienne, car les sollicitations mises en œuvre mènent rarement à des conditions de choc (sauf éventuellement certains impacts violents contre une matrice, qui sont généralement évités car ils sont à l'origine de rebonds). La formation de macles pourrait être observée à l'occasion d'applications ultérieures à des alliages de titane (de structure hexagonale) par exemple, ou au cours des procédés de magnéto-soudage.

Comportement hydrodynamique

Dans les conditions dynamiques extrêmes impliquant des chocs de haute énergie, les efforts appliqués sont si intenses que la pression hydrostatique peut devenir bien supérieure à la contrainte d'écoulement du matériau. Dans de telles conditions, le comportement du métal – toujours à l'état solide – devient principalement liée à sa compressibilité plutôt qu'à la plasticité et peut être comparé au comportement d'un fluide : c'est le comportement *hydrodynamique*. D'après (Steinberg et al. 1980), les conditions hydrodynamiques interviennent pour des vitesses de déformation supérieures à 10^5 s^{-1} et des pressions supérieures à 10 GPa .

Pour modéliser la réponse du métal en conditions hydrodynamiques, on utilise une *équation d'état* : il s'agit d'une relation constitutive liant la pression, la température et le volume (Steinberg et al. 1980). La contrainte d'écoulement n'est alors pas la seule caractéristique du matériau affectée. Du fait d'une modification conséquente du volume, et donc des distances interatomiques, l'élasticité ne peut plus être considérée comme linéaire, et est également couplée à une équation d'état.

Pour la suite de ce travail, ces phénomènes seront exclus, car ils ne sont pas susceptibles de se produire au cours d'un processus de formage.

II-1.4 Conclusion

Les mécanismes de plasticité retenus

Les familles de mécanismes de déformation présentées dans cette section sont récapitulées sur la Figure II-6. On y trouve également l'évolution de la contrainte d'écoulement associée en fonction de la température, de la vitesse de déformation et de la pression appliquée, d'après l'analyse de (Kumar et al. 1968). Un mécanisme supplémentaire y est indiqué : pour les températures les plus élevées (supérieures à la moitié de la température de fusion), des mécanismes de diffusion apparaissent. Ceux-ci sont liés au déplacement de lacunes au sein du réseau cristallin. Ce domaine de température n'est pas souhaité en mise en forme ; il ne sera donc pas considéré.

Le domaine grisé représente le domaine d'intérêt pour l'étude du comportement dynamique de métaux en conditions de formage par procédés HPP : magnétoformage et formage électrohydraulique.

En outre, et même si ce phénomène n'a pas été inclus pour l'instant dans les analyses, les effets de la circulation d'un courant électrique intense au sein du matériau (l'électroplasticité, cf. §1-2.2) peuvent survenir en magnétoformage.

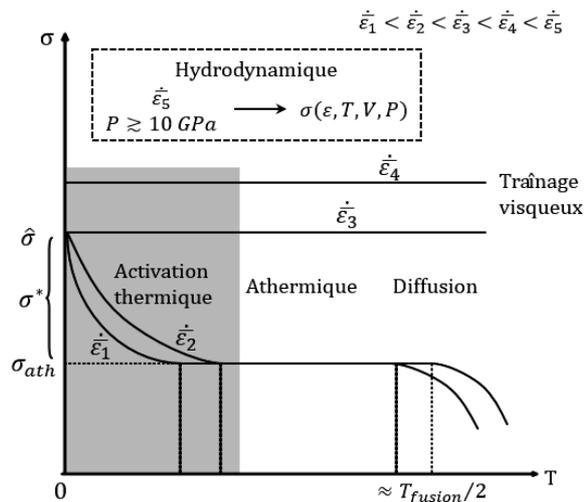


Figure II-6 : Evolution de la contrainte d'écoulement avec la température et la vitesse de déformation, en fonction du type de mécanisme de plasticité. D'après (Kumar et al. 1968).

Hypothèses sur l'écroutissage

Dans le cadre de ce travail, on ne dépassera pas les hypothèses classiques de la plasticité. Notamment, la réduction scalaire des tenseurs de contraintes et de déformations sera faite selon le critère de von Mises, avec un écroutissage isotrope. Cela signifie en particulier que pour cette phase initiale de mise en place des méthodes de caractérisation dynamique, il a été choisi de ne pas inclure la question de l'anisotropie des tôles. Bien que les effets de l'anisotropie soient souvent considérés comme étant importants en emboutissage, ceux-ci ont été très peu étudiés en conditions hautement dynamiques.

Afin de modérer la complexité des analyses, on utilisera donc préférentiellement des matériaux à l'état recuit de façon à limiter l'impact de l'anisotropie. A l'avenir, des analyses plus avancées viseront à approfondir le sujet de l'anisotropie, dont les effets sont potentiellement significatifs, et en particulier dans le cadre de l'étude des limites de formage.

II-2. Modèles de comportement dynamique

II-2.1 Objectifs

Dans cette section, on propose un état de l'art succinct sur les modèles constitutifs adéquats et suffisamment généraux pour l'application visée : le formage par HPP. L'objectif est de présenter les principales familles de modèles de comportement, de justifier le choix du modèle retenu (le modèle de Johnson-Cook), et de le présenter plus en détail.

Pour la sélection du modèle constitutif, différents critères de sélection sont intervenus, notamment : les types de matériaux concernés, le lien avec les mécanismes physiques de la déformation, et au domaine de validité du modèle en termes de contrainte, déformation, vitesse de déformation, température.

Des contraintes d'ordre pratique ont également été prises en compte, tels que la disponibilité des modèles dans les codes de calcul ou leur facilité d'implémentation. Le nombre de paramètres à identifier et leur accessibilité (facilité de mise en œuvre et de dépouillement des essais) ont été un critère de choix supplémentaire.

Remarque : une version plus détaillée de cet état de l'art a été présentée dans (Jeanson 2012).

Pour cette présentation globale, les modèles ont été séparés en deux grandes familles :

- les modèles phénoménologiques ;
- les modèles basés sur l'analyse de l'activation thermique.

II-2.2 Les modèles phénoménologiques

Présentation générale

Par opposition aux modèles à base physique, les modèles dits phénoménologiques ou semi-empiriques sont des expressions principalement empiriques de l'évolution de la contrainte d'écoulement en fonction de variables telles que : la déformation plastique, la vitesse de déformation et la température. Leur forme a été établie de manière à traduire au mieux le résultat de l'expérience, sans s'appuyer sur une analyse précise des phénomènes sous-jacents.

Leur forme simple les rend faciles d'utilisation et leurs paramètres – peu nombreux – sont en principe aisément identifiables. En contrepartie, leur justification physique est moins évidente, ce qui confère à ces modèles une validité restreinte : souvent la loi identifiée ne peut pas être extrapolée bien au-delà du domaine investigué lors des essais.

Quelques-uns de ces modèles, reportés par (Jeunechamps 2008), sont présentés en Annexe A.3. La plupart sont de type multiplicatif, c'est-à-dire que la contrainte d'écoulement est exprimée de la façon suivante (éq. II-4) :

$$\bar{\sigma} = f(\bar{\varepsilon}_{pl}) \cdot g(\dot{\bar{\varepsilon}}_{pl}) \cdot h(T) \quad (\text{éq. II-4})$$

avec :

- $\bar{\sigma}$ la contrainte de von Mises
- $\bar{\varepsilon}_{pl}$ la déformation plastique équivalente
- $\dot{\bar{\varepsilon}}_{pl}$ la vitesse de déformation équivalente
- T la température

La plupart de ces modèles, par la forme de leur dépendance à la température et à la vitesse de déformation, peuvent permettre de traduire des comportements associés à des mécanismes de glissement de dislocations thermiquement activés (cf. §II-1.2). Une analyse plus systématique est présentée dans (Gavrus 1996). Ils ne pourront donc pas être valables en dehors des domaines de vitesse de déformation et de température correspondant à ce type de mécanismes.

Le modèle de Johnson-Cook, qui a été retenu dans le cadre de cette thèse, est présenté plus en détail.

Modèle de Johnson-Cook

L'objectif des auteurs (Johnson & Cook 1983) est de proposer un modèle simple, dont les paramètres soient identifiables grâce à des essais mécaniques, afin de fournir des données aux modèles numériques d'opérations dynamiques alors en grand développement. Le modèle de Johnson-Cook a rencontré un grand succès et a été utilisé dans de nombreux domaines, grâce à sa simplicité et la disponibilité des paramètres. D'ailleurs, dans leur publication originale, les auteurs fournissent également les paramètres de matériaux variés pour une large gamme de vitesses de déformation (entre 10^{-3} et 10^{+3} s^{-1}).

Ce modèle combine :

- une loi d'écroûissage de type « loi puissance », selon l'expression de la loi de Ludwik ;
- une loi d'adoucissement thermique, en loi puissance également ;
- une loi de dépendance à la vitesse de déformation de forme logarithmique.

Sa forme générale est donnée par (éq. II-5) :

$$\bar{\sigma} = \left[A + B \cdot (\bar{\varepsilon}_{pl})^n \right] \cdot [1 - (T^*)^m] \cdot [1 + C \cdot \ln(\dot{\varepsilon}^*)] \quad (\text{éq. II-5})$$

$$\dot{\varepsilon}^* = \begin{cases} 1 & \text{si } \bar{\varepsilon}_{pl} \leq \dot{\varepsilon}_0 \\ \frac{\bar{\varepsilon}_{pl}}{\dot{\varepsilon}_0} & \text{si } \bar{\varepsilon}_{pl} > \dot{\varepsilon}_0 \end{cases} \quad T^* = \begin{cases} 0 & \text{si } T \leq T_0 \\ \frac{T - T_0}{T_f - T_0} & \text{si } T > T_0 \end{cases}$$

où :

- A, B, n, C, m sont des paramètres matériau ;
- $\dot{\varepsilon}_0$ est une vitesse de déformation de référence, à laquelle sont déterminées les valeurs des paramètres A, B et n ;
- T_f est la température de fusion ;
- T_0 est une température de référence (en général la température ambiante).

Les conditions sur $\dot{\varepsilon}^*$ et T^* sont introduites essentiellement pour le calcul numérique et permettent d'éviter des contributions négatives de la vitesse de déformation et de la température sur la contrainte d'écoulement.

Il n'y a pas a priori de règle absolue concernant le choix de la vitesse de déformation de référence $\dot{\varepsilon}_0$ (dont dépend la valeur de C). Pour (Johnson & Cook 1983), il s'agit de la vitesse de déformation moyenne parmi les essais réalisés pour la caractérisation. Les conditions associées à l'équation (éq. II-5), motivées par l'implémentation numérique dans LS-Dyna (cf. §III-4), suggèrent plutôt que $\dot{\varepsilon}_0$ représente la vitesse de déformation à laquelle ont été définis les paramètres A, B et n . En l'absence d'une caractérisation spécifique aux vitesses de déformation quasi-statiques, elle est fixée à 1 s^{-1} la plupart du temps.

Des paramètres matériaux sont facilement accessibles dans la littérature. Il est toutefois très important de bien noter les conditions dans lesquelles ont été déterminés ces paramètres afin de s'assurer qu'ils soient bien compatibles pour décrire la situation étudiée.

Variantes

Un certain nombre de variantes du modèle de Johnson-Cook ont été développées, notamment pour pouvoir rendre compte de l'augmentation abrupte de la sensibilité à la vitesse de déformation pour les vitesses de déformation élevées, supérieures à 10^3 s^{-1} (Jeunechamps 2008) (Ahn et al. 2012). Quelques exemples sont présentés et discutés en Annexe A.4.

Il semble toutefois que ces variantes restent insuffisantes pour rendre compte de la complexité des phénomènes mis en jeu lorsque différents mécanismes entrent en compétition. Dans le cadre de ce travail, il a donc été préféré de se contenter de la version initiale du modèle de Johnson-Cook, en limitant son domaine d'application au domaine exploré par les essais.

II-2.3 Les modèles basés sur l'analyse de l'activation thermique

Motivations

C'est en réponse aux faiblesses des modèles phénoménologiques que ces modèles « à base physique » ont été développés. Ils sont explicitement associés aux mécanismes de glissement des dislocations. Parce qu'ils cherchent à s'appuyer sur les mécanismes mis en jeu, ils ont pour ambition d'avoir une validité plus étendue, et de faire intervenir des paramètres qui puissent être reliés aux mécanismes physiques.

Ces modèles cherchent à traduire le comportement en régime thermiquement activé. Certains ont été étendus à d'autres mécanismes. Ils peuvent schématiquement se partager en deux classes : les

modèles à variables internes standard, et les modèles faisant intervenir un paramètre microstructural supplémentaire.

Modèles à variables internes standard

Ils dépendent de la déformation plastique, la vitesse de déformation, la température. On peut citer par exemple :

- le modèle de Steinberg-Lund (Steinberg & Lund 1989), dérivé d'un modèle pour le choc (Steinberg et al. 1980) ;
- le modèle de Zerilli-Armstrong (Zerilli & Armstrong 1987), qui a été étendu aux mécanismes de traînage visqueux (Zerilli & Armstrong 1992) ;
- le modèle de Preston-Tonks-Wallace (Preston et al. 2003), qui est raccordé à un modèle de choc pour les très hautes vitesses de déformation (supérieures à 10^8 s^{-1}).

Modèles utilisant une variable interne supplémentaire

D'autres modèles introduisent une variable interne supplémentaire, de nature microstructurale. L'intérêt de ces modèles est en particulier d'intégrer des effets d'histoire de la vitesse de déformation dans la description du comportement. On citera ici :

- le modèle de Klepaczko (Klepaczko 1985), qui fait intervenir la densité de dislocations ;
- le modèle de Follansbee-Kocks (Follansbee & Kocks 1988) basé sur la notion de contrainte seuil mécanique (*mechanical threshold stress : MTS*) ;
- le modèle de Molinari-Ravichandran (Molinari & Ravichandran 2005), qui incorpore une taille de « cellules ».

Discussion

Les modèles à une variable interne microstructurale ont pour ambition d'étendre leur validité à un large domaine de définition. Dans certains cas, ils visent même à rendre compte de l'augmentation brutale de la sensibilité à la vitesse de déformation, autour de 10^4 à 10^5 /s. En revanche, ces formulations sont souvent plus complexes, et plus rarement disponibles dans les codes de calcul commerciaux. Certains modèles comme celui de Klepaczko comportent un grand nombre de paramètres qui sont en outre difficilement identifiables. Le modèle de Follansbee-Kocks semble avoir remporté plus de succès, mais l'identification de ses paramètres s'accompagne d'un plan d'expériences exigeant. Pour l'objectif industriel visé par cette thèse, ces modèles paraissent donc peu accessibles.

De ce point de vue, le modèle de Zerilli-Armstrong est particulièrement intéressant, car sa forme reste simple et le nombre de paramètres entrant en jeu est limité. Bien que n'ayant pas été utilisé dans le cadre de ce travail, le modèle de Zerilli-Armstrong a été retenu comme pouvant offrir une alternative intéressante au modèle de Johnson-Cook. Il est donc présenté plus en détail en Annexe A.5.

II-3. Synthèse

Les mécanismes de déformation en formage par HPP

Il ressort de cette étude bibliographique que les principaux mécanismes de la plasticité susceptibles d'intervenir en formage HPP sont les mécanismes thermiquement activés de glissement des dislocations. Ils peuvent être éventuellement combinés, aux plus hautes vitesses de déformation, à des mécanismes de frottement visqueux. En magnétoformage, les effets de la circulation d'un courant électrique intense sont également susceptibles de s'y ajouter.

Dans une approche pragmatique, il a été choisi de concentrer les objectifs de ce travail sur la mise au point d'essais *dans des conditions représentatives des conditions de formage par HPP*. Les effets des différents mécanismes ne pourront donc pas, à ce stade de l'étude, être distingués.

Les modèles choisis pour la mise au point de la méthodologie de caractérisation

Dans cet esprit, le choix de modèles de comportement dynamiques s'est tourné vers des formulations relativement simples, à paramètres peu nombreux et facilement accessibles. Deux modèles de comportement ont été retenus : le modèle de Johnson-Cook et le modèle de Zerilli-Armstrong. Dans les travaux présentés dans la suite de cette thèse, seul le modèle de Johnson-Cook a été exploité, mais le modèle de Zerilli-Armstrong pourra y être une alternative intéressante.

Chapitre III. Moyens expérimentaux et numériques pour l'étude du magnétoformage

Ce chapitre décrit l'ensemble des moyens expérimentaux mis en œuvre pour la réalisation des essais en magnétoformage, ainsi que les outils numériques de simulation du magnétoformage.

Dans une première partie, on présente certaines spécificités des essais dynamiques, et les raisons qui ont mené à la conception d'essais spécifiques, en complément des essais plus conventionnels comme les essais aux barres de Hopkinson, par exemple.

Les caractéristiques du générateur utilisé sont présentées, ainsi que le principe de fonctionnement et les méthodes de calibration des dispositifs de mesure de courant (Rogowski) et de vitesse (PDV). D'autres moyens d'essai ont été mis à disposition par le LBMS (ENSTA Bretagne) pour la comparaison des résultats dans des conditions différentes : machine de traction uniaxiale (quasi-statique) et barres de Hopkinson (traction dynamique).

Enfin, les principes de la modélisation numérique du magnétoformage avec le logiciel LS-Dyna® sont exposés. Les principales équations des problèmes mécaniques, thermiques et électromagnétiques sont présentées, et les critères de convergence ayant servi à la validation des résultats sont explicités.

III-1. Essais de caractérisation dynamique	36
III-1.1 Des problématiques spécifiques	36
III-1.2 Essais « conventionnels » et magnétoformage	36
III-2. Moyens expérimentaux pour la caractérisation en HPP.....	37
III-2.1 Générateur 25 kJ	37
III-2.2 Mesure de courant par enroulement de Rogowski	38
III-2.3 Mesure de vitesse par PDV	40
III-3. Autres moyens expérimentaux	42
III-4. Modélisation numérique des procédés de magnétoformage	43
III-4.1 Problématiques de la modélisation numérique du magnétoformage.....	43
III-4.2 LS-Dyna et les solveurs : mécanique, thermique, électromagnétique	45
III-4.3 Convergence numérique.....	46
III-5. Synthèse	47

III-1. Essais de caractérisation dynamique

III-1.1 Des problématiques spécifiques

Le besoin de caractérisation dynamique des métaux a mené au développement d'essais dédiés aux grandes vitesses de déformation. Ces essais sont sujets à des problématiques différant substantiellement des essais réalisés dans les conditions dites quasi-statiques.

Des effets de propagation d'onde

Par exemple, le traditionnel essai de traction simple s'avère inopérant au-delà d'un certain seuil de vitesse : la vitesse dite *de von Karman* (von Karman & Duwez 1950) (Rusinek et al. 2005). Lorsque la vitesse imposée à une extrémité de l'éprouvette est du même ordre de grandeur ou supérieure à la célérité des ondes élastiques et plastiques dans l'éprouvette, la sollicitation n'est plus homogène dans l'éprouvette. La déformation se propage depuis l'extrémité où est appliqué le chargement vers le centre, et la déformation plastique est donc toujours maximale à proximité de cette extrémité. Au-delà de la vitesse critique de von Karman, les ondes plastiques se trouvent « piégées » au niveau d'une extrémité de l'éprouvette, causant une localisation de la déformation (striction) à cet endroit. La rupture sera alors atteinte rapidement au niveau de cette extrémité, et l'essai ne pourra permettre d'accéder (simplement) au comportement du matériau.

Conséquences sur la mesure

En général, il n'est pas possible de créer une sollicitation homogène en conditions hautement dynamiques. Cela pose également des problèmes spécifiques de mesure : en général, les mesures sont ponctuelles, ou capturent une réponse globale. On peut rarement disposer de la mesure complète d'un champ (même si le développement actuel des techniques de corrélation d'images rend cela de plus en plus accessible). Si la sollicitation n'est pas uniforme, la mesure n'apporte donc qu'une information partielle sur le déroulement de l'essai. Elle nécessite ainsi des analyses et des interprétations plus complexes que les essais quasi-statiques.

Enfin, au vu des très courts temps caractéristiques de l'essai, l'acquisition des mesures doit pouvoir être réalisée à très haute fréquence. Le temps de réponse des capteurs et des systèmes électroniques doit donc être adapté à cette exigence.

Un problème thermomécanique

Les essais de caractérisation dynamique étant réalisés sur une courte durée, ils sont généralement associés à des conditions adiabatiques (les transferts thermiques au sein de l'éprouvette n'ont pas le temps d'entrer en jeu). Pour cette raison, à cause des couplages thermomécaniques (l'échauffement plastique par exemple), le matériau à caractériser subit une augmentation de température lors de la déformation. La réponse observée dépend à la fois des caractéristiques mécaniques et thermiques du matériau, ce qui rend l'analyse de l'essai plus complexe.

III-1.2 Essais « conventionnels » et magnétoformage

Parmi les essais permettant de générer de grandes vitesses de déformation, on peut mentionner l'essai d'impact d'un barreau de Taylor (Woodward et al. 1994), l'essai d'impact de plaques (Davison & Graham 1979), ou l'essai de compression aux barres de Hopkinson (Kolsky 1949) (Gama et al. 2004) (Walley 2014).

Parce qu'ils ont été développés majoritairement pour des applications militaires, ces essais sollicitent les matériaux en compression, et lorsqu'ils s'appliquent à des tôles, la compression est appliquée dans la direction de l'épaisseur. Pour des applications de mise en forme, où la sollicitation est en grande partie dans le plan de la tôle, et en traction, ces essais ne sont donc pas très pertinents. Il existe toutefois des déclinaisons du dispositif de barres de Hopkinson permettant de réaliser des essais dynamiques en traction.

Ces observations sont une justification supplémentaire de l'intérêt de développer des méthodes de caractérisation spécifiques aux procédés de mise en forme par HPP. L'objectif de cette étude est de proposer des essais reposant sur un chargement électromagnétique représentatif d'une opération de magnétoformage, s'accompagnant d'une sollicitation mécanique adaptée. Les outils expérimentaux mis en œuvre sont décrits au §III-2.

III-2. Moyens expérimentaux pour la caractérisation en HPP

III-2.1 Générateur 25 kJ

Description

Le générateur utilisé est constitué de six condensateurs d'une capacité d'environ 44 μF chacun (cf. Figure III-1 et Tableau III-1). Chaque condensateur peut être connecté indépendamment au circuit en amont de l'éclateur (la *plaque de connexion*), de sorte que l'on peut décharger simultanément de un à six condensateur(s) en parallèle. Ils peuvent être chargés à une tension maximale de 20 kV.

La décharge est contrôlée par un éclateur à air pressurisé, déclenchant à une tension minimale de 5 kV. En aval de l'éclateur, quatre câbles coaxiaux en parallèle réalisent la connexion au dispositif de formage.

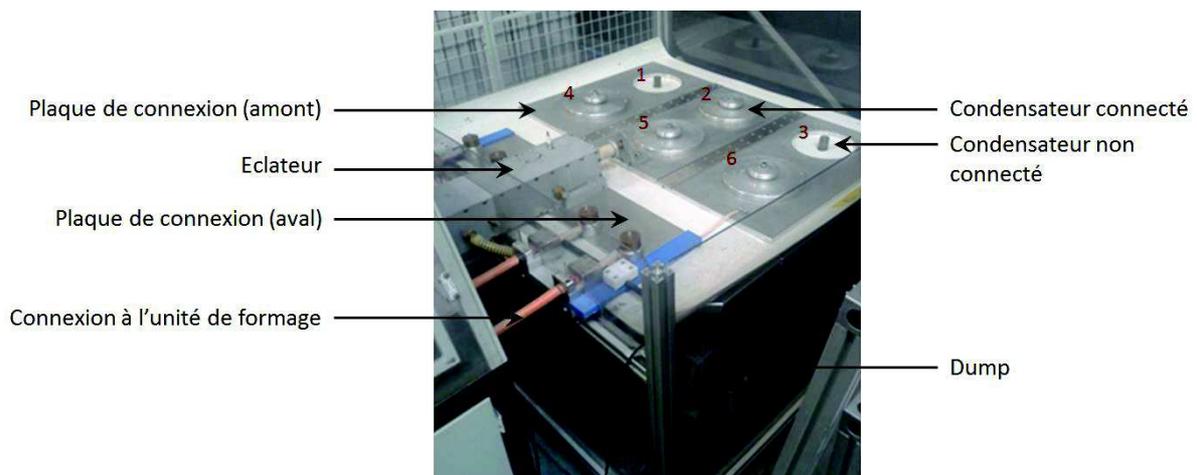


Figure III-1 : Générateur 25 kJ

$C_1 = 44.7 \mu\text{F}$	$C_2 = 44.5 \mu\text{F}$	$C_3 = 43.9 \mu\text{F}$
$C_4 = 43.8 \mu\text{F}$	$C_5 = 44.5 \mu\text{F}$	$C_6 = 44.3 \mu\text{F}$

Tableau III-1 : Capacités de chacun des six condensateurs

Caractéristiques des courants délivrés

La démarche de calibration détaillée en Annexe C.2 a permis d'estimer les caractéristiques du circuit « générateur + circuit principal » en faisant l'approximation de paramètres RLC constants. La capacité du circuit est sensiblement confondue avec la capacité du/des condensateur(s) connecté(s), cf. Tableau III-1. Les valeurs moyennes de R et L identifiées par cette méthode sur cinq mesures sont les suivantes : $R = 37.7 \text{ m}\Omega$; $L = 3.39 \mu\text{F}$ pour un condensateur connecté (C_5).

Sur la Figure III-2 est présentée une mesure de courant dérivé, et le résultat de la modélisation à paramètres RLC constants. Bien que la correspondance entre ces courbes paraisse satisfaisante, on voit que la modélisation présente certaines limites. Alors que le premier pic est surestimé, les suivants sont sous-estimés. La courbe mesurée s'éteint à 450 μs , alors que le modèle montre encore

des oscillations significatives. En outre, chaque pic de la courbe mesurée montre une discontinuité, qui n'apparaît pas dans une modélisation à paramètres constants.

Tout ceci est lié au fait qu'en réalité, la résistance de l'éclateur est variable. Une manifestation en est que l'arc électrique s'éteint à chaque fois que le courant s'annule (ce qui correspond aux extrema du courant dérivé). L'approximation de paramètres RLC constants est donc insuffisante pour ce générateur.

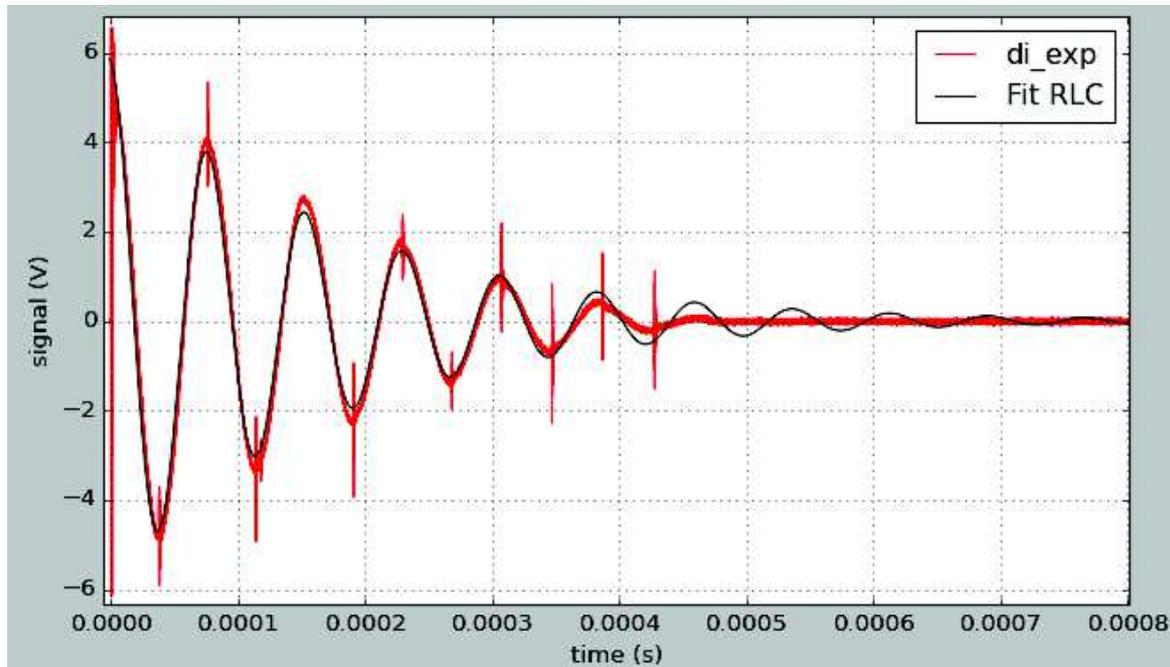


Figure III-2 : Mesure par un enroulement de Rogowski du courant dérivé pour le générateur en court-circuit, et résultat de la modélisation à paramètres RLC constants

III-2.2 Mesure de courant par enroulement de Rogowski

Principe

La mesure des courants électriques pulsés, de haute puissance (jusqu'à quelques centaines de kiloampères et quelques dizaines de kilovolts) et de haute fréquence (jusqu'à 1 MHz) nécessite une instrumentation spécifique. Dans ce contexte, les transformateurs de courant et les enroulements de Rogowski sont des capteurs adaptés. Ils permettent de mesurer le courant indirectement, en étant sensibles au champ magnétique généré autour du circuit principal. S'ils sont correctement dimensionnés, leur réponse fréquentielle est linéaire (Deroy 2014), et les tensions de sortie du capteur sont suffisamment faibles pour être reçues par un oscilloscope (via un atténuateur éventuellement).

Un enroulement de Rogowski est construit selon le schéma présenté sur la Figure III-3. Un fil est bobiné autour d'un support torique ou cylindrique, puis revient en sens inverse en passant par le centre des spires ainsi formées. Le champ magnétique crée une différence de potentiel dans l'enroulement, qui est transmise à l'oscilloscope au moyen d'un câble de mesure. Le retour du fil par le centre des spires permet de compenser une éventuelle composante transversale du champ.

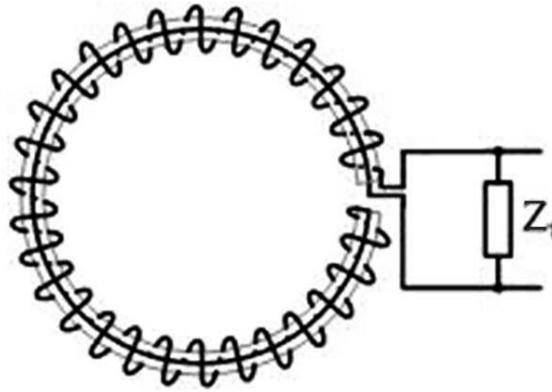


Figure III-3 : Principe d'un enroulement de Rogowski torique (Ray et al. 2005)

L'enroulement de Rogowski installé sur le générateur 25 kJ a été réalisé chez iCube/Bmax au moyen d'une nappe de cinq fils, enroulée autour d'un support tubulaire. Il y a alors cinq circuits en parallèle, connectés au niveau de la connexion au câble de mesure. Ce capteur linéaire est placé sous les quatre câbles en aval de l'éclateur, juste derrière la plaque de connexion (cf. Figure III-1).

Bien qu'il soit possible de modéliser la réponse d'un enroulement de façon théorique (Deroy 2014), ces capteurs nécessitent absolument une calibration.

Réduction du bruit de mesure

De nombreuses mesures réalisées avec un enroulement de Rogowski ont mis en évidence une importante sensibilité au bruit, révélée en particulier à l'intégration des signaux pour extraire la courbe de courant. Une partie de ce bruit peut être éliminée en utilisant deux enroulements de Rogowski strictement identiques, à l'exception de leur sens d'enroulement. La demi-différence des signaux issus de ces deux capteurs permet de supprimer le mode commun du bruit (Deroy 2015) (cf. Figure III-4).

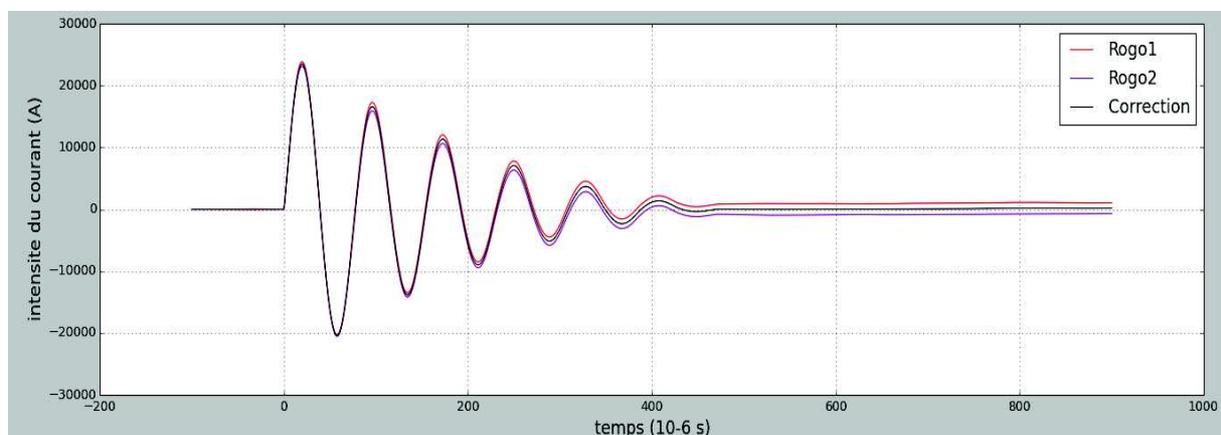


Figure III-4 : Signaux intégrés issus des deux enroulements inversés (Rogo 1 et Rogo 2), et leur demi-différence (Correction) permettant de supprimer le mode commun

C'est cette configuration qui a été utilisée pour la quasi-totalité des résultats expérimentaux présentés dans cette thèse.

Calibration

La méthode de calibration proposée par (Deroy 2014) exige de pouvoir modéliser le circuit par un circuit à paramètres RLC constants. Comme ce n'est pas le cas du générateur utilisé (cf. §III-2.1), la calibration des enroulements de Rogowski a dû être réalisée en deux étapes :

- calibration absolue d'un capteur Stangenes® 3-0.002 (principe similaire à un enroulement de Rogowski, mais incluant un noyau magnétique et un circuit d'intégration analogique) sur le générateur VEHG (générateur destiné à la R&D sur le formage électrohydraulique) ;
- calibration des enroulements de Rogowski installés sur le générateur 25 kJ relativement au capteur Stangenes.

Le détail des méthodes de calibration est donné en Annexe C.2. Le coefficient de mesure déterminé pour les enroulements de Rogowski opposés, associés à une charge 50 Ω en entrée de l'oscilloscope, est le suivant :

$$k_{Rogo+50\Omega} = 378 \cdot 10^6 A/V \mp 20 \cdot 10^6 A/V \quad (\text{éq. III-1})$$

III-2.3 Mesure de vitesse par PDV

Principe

Le PDV (« Photonic Doppler Velocimeter ») est un système de mesure optique basé sur le principe de l'interférométrie et sur l'effet Doppler (Figure III-5). Une source laser produit un faisceau de fréquence f_0 , qui est conduit au moyen de fibres optiques vers une optique de focalisation. Une partie du faisceau est réfléchi à l'interface de cette optique en conservant sa fréquence f_0 . Une autre partie du faisceau est réfléchi par la cible, se déplaçant à une vitesse v . La fréquence est alors modifiée par effet Doppler, selon la relation :

$$f = f_0 + \frac{2 \cdot v}{\lambda_{laser}} \quad (\text{éq. III-2})$$

où λ_{laser} est la longueur d'onde du laser, $\lambda_{laser} = 1550 \text{ nm}$ dans notre cas.

L'interférence entre le faisceau réfléchi sur l'optique et le faisceau réfléchi par la cible crée des battements d'intensité qui sont captés par un photodétecteur. La fréquence f_{mes} de ces battements est linéairement reliée à la vitesse de la cible :

$$v = \frac{\lambda_{laser}}{2} \cdot f_{mes} \quad (\text{éq. III-3})$$

Système utilisé

Le système a été conçu et mis en place chez iCube/Bmax dans le cadre de la thèse de (Deroy 2014), grâce à une collaboration avec les équipes de l'Ohio State University et de l'IUL Dortmund. Le laser peut fournir une puissance maximale de 1W en continu, et la vitesse maximale pouvant être mesurée est de 775 m/s. Les optiques de focalisation utilisées ont une distance de travail de 100 mm, et une profondeur de mesure d'environ 20 mm.

Ces mesures nécessitent une large bande passante et une fréquence d'échantillonnage élevée. Elles ont donc motivé l'utilisation d'un oscilloscope à quatre voies de mesure, et 16 millions de points par voie, une bande passante de 1 GHz et une fréquence d'échantillonnage maximale de $5 \cdot 10^9 \text{ Samples/s}$ sur quatre voies.

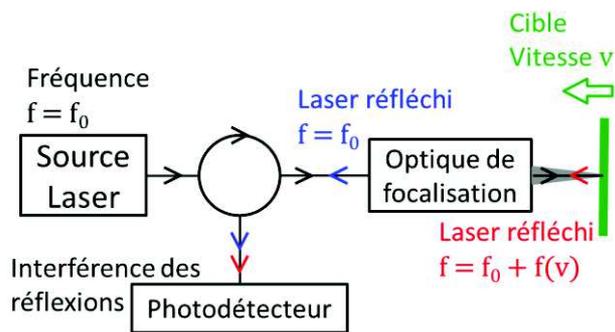


Figure III-5 : Schéma de principe du système PDV (Deroy 2014) d'après (Strand et al. 2005)



Figure III-6 : Système PDV 4 voies (Deroy 2014)

Spécificités

Pour la mesure des grandes vitesses, les laboratoires ont d'abord utilisé le système VISAR, reposant sur le même principe de mesure optique par effet Doppler, et développé dans les années 1970 par (Barker & Hollenbach 1972). Le VISAR a ainsi été utilisé à des fins de caractérisation en magnétoformage dans les travaux de (Gourdin 1989), (Gourdin & Lassila 1991), (Landen et al. 2007) par exemple.

Les avancées technologiques sur les lasers fibrés et les composants optoélectroniques ont permis le développement dans les années 2000 du système PDV, par (Strand et al. 2005) au Lawrence Livermore National Laboratory. Grâce à un coût de réalisation compétitif et à une plus grande simplicité d'utilisation (le système ne nécessite pas de calibration, notamment), la mesure de vitesse par PDV supplante progressivement le système VISAR. On peut citer à titre d'exemple en formage HPP, les travaux de (Wu et al. 2014) (Shang et al. 2012) (Johnson et al. 2009) (Joyce et al. 2011). Le système PDV n'offre pas une résolution temporelle aussi fine que le VISAR (quelques nanosecondes, contre quelques dizaines de picosecondes pour le VISAR), mais celle-ci est largement suffisante pour les applications de formage par HPP.

Par rapport aux caméras rapides, la mesure par PDV offre une bien meilleure résolution temporelle, mais ne permet pas la mesure de champs globaux, ou de déplacements dans le plan de la cible. La caméra rapide reste donc une solution complémentaire, qui peut être appliquée pour des mesures de déformation (Rohatgi et al. 2012) (Spranghers et al. 2013).

Exemple

Sur la Figure III-7 est présenté un exemple typique de mesure PDV. La cible étant initialement immobile, le signal est initialement plat (pas d'interférence). Au fur et à mesure de l'accélération, la fréquence de battement augmente.

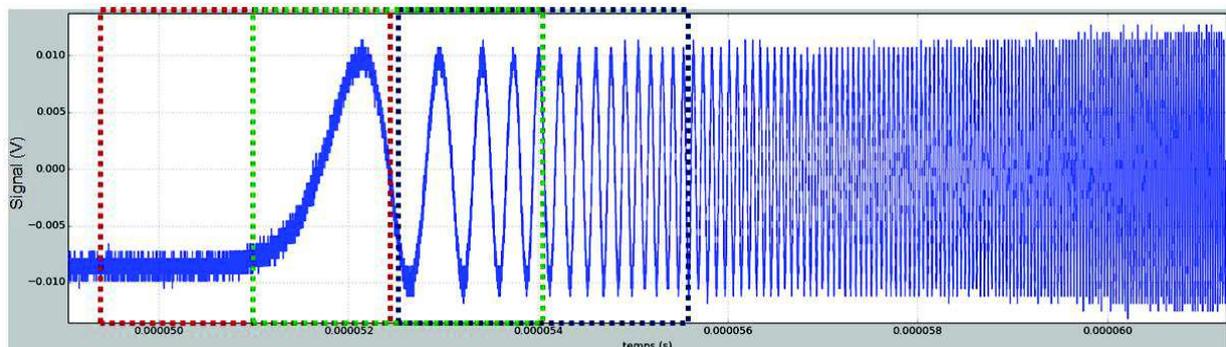


Figure III-7 : Signal d'interférence enregistré par l'oscilloscope au cours d'une phase d'accélération de la cible. En pointillés : découpage en fenêtres pour l'analyse fréquentielle, avec recouvrement de $\frac{1}{2}$.

Une routine de dépouillement a été développée en Python. Elle consiste à découper le signal en fenêtres temporelles successives, avec un recouvrement de $\frac{1}{2}$ (cf. Figure III-7). La décomposition du signal dans chaque fenêtre en série de Fourier permet d'extraire les densités de fréquence, présentées sur la Figure III-8. Enfin, après extraction des fréquences d'intensité maximale, on obtient la courbe de vitesse (cf. Figure III-9) grâce à la relation (éq. III-3).

Avec une unique source laser, il n'est pas possible de discriminer la direction du déplacement, la vitesse est donc donnée en valeur absolue. Ainsi, sur la Figure III-9, les trois dernières arches correspondent à des oscillations élastiques et devraient être alternativement positives et négatives.

Pour les conditions opératoires et le mode de dépouillement mis en place, l'incertitude de mesure est estimée à environ ± 1 m/s, pour une résolution temporelle d'environ $0.4 \mu\text{s}$.

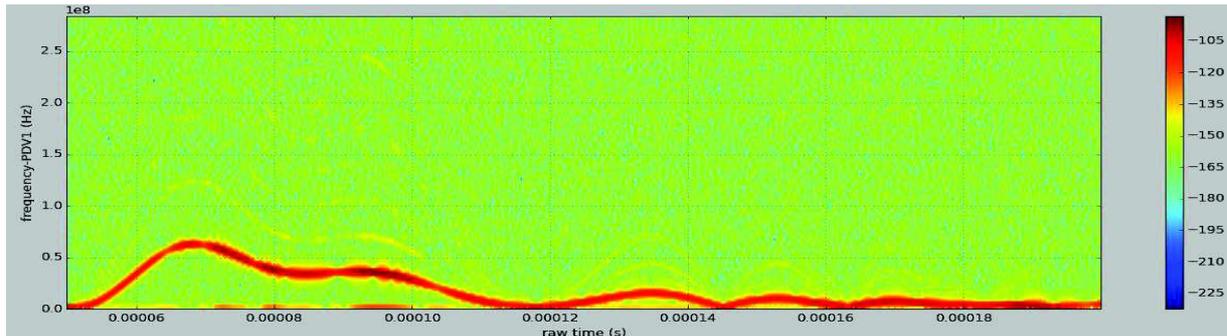


Figure III-8 : Densités de fréquence au cours du temps pour le signal complet (accélération, décélération, oscillations)

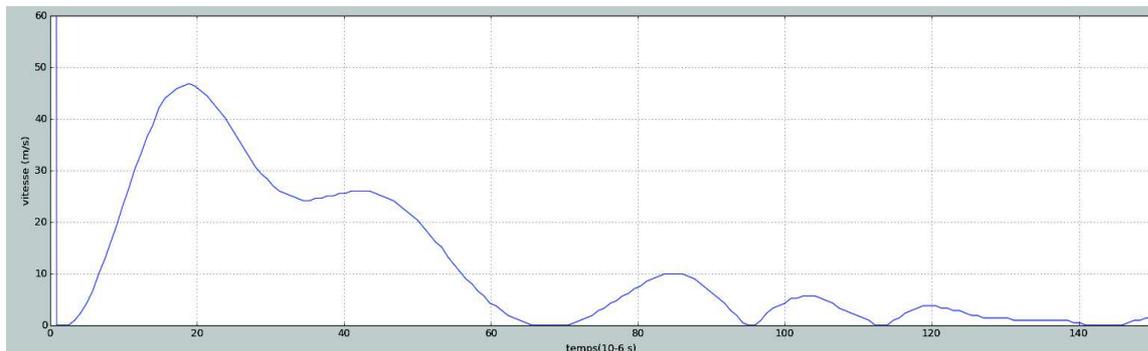


Figure III-9 : Vitesse de la cible

III-3. Autres moyens expérimentaux

Pour la comparaison aux essais HPP réalisés chez iCube/Bmax, d'autres moyens de caractérisation ont été mis en œuvre au LBMS. Ces essais sont :

- des essais de traction quasi-statiques, destinés à mettre en évidence les éventuelles différences de comportement entre une sollicitation lente (vitesse de déformation inférieure à 0.1 s^{-1}) et une sollicitation dynamique (vitesse de déformation supérieure à 100 s^{-1}) ;
- des essais de traction aux barres de Hopkinson, à comparer aux essais de ligne plate. Ceux-ci ne sont pas présentés pour l'instant, car ils nécessitent des mises au point dans le dispositif expérimental (notamment le mode de fixation des éprouvettes) et la procédure de dépouillement.

Traction simple quasi-statique

L'appareil utilisé est une machine de traction-compression électromécanique à vis (modèle UTS 10), sur laquelle sont montés des mors adaptés à un effort maximal de 10 kN.

Les mesures sont réalisées à l'aide d'un capteur d'efforts placé sous le mors inférieur, et d'un extensomètre à lames (cf. Figure III-10).



Figure III-10 : Dispositif expérimental pour les essais de traction quasi-statique

III-4. Modélisation numérique des procédés de magnétoformage

III-4.1 Problématiques de la modélisation numérique du magnétoformage

Le couplage multiphysique

La modélisation du magnétoformage nécessite de résoudre un problème multiphysique faisant intervenir simultanément un problème électromagnétique, un problème de mécanique des solides déformables et un problème thermique. Ceux-ci sont étroitement couplés, comme le montre la Figure III-11.

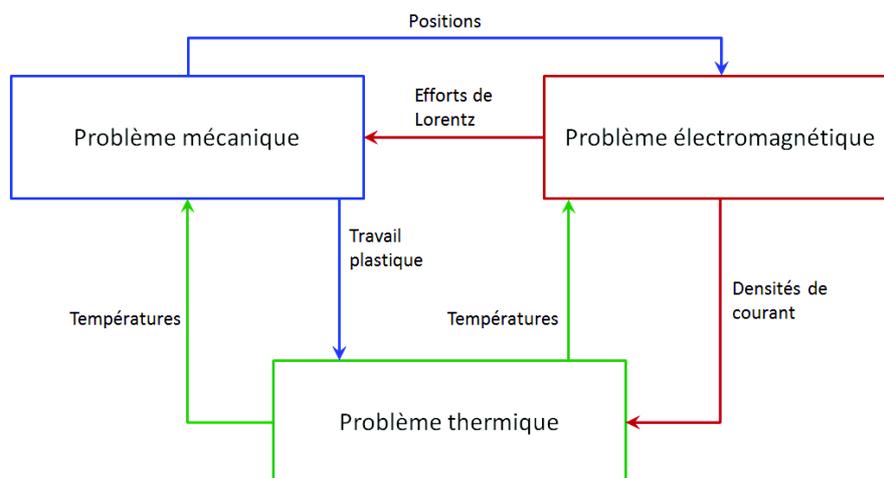


Figure III-11 : Couplage des problèmes mécanique, thermique et électromagnétique en magnétoformage

La modélisation du magnétoformage est donc longtemps restée problématique, mais l'émergence puis l'explosion des moyens de calcul numérique l'ont rendue tout à fait accessible.

Plusieurs types d'approches peuvent être imaginés, dont on trouve une brève synthèse dans (Thomas & Triantafyllidis 2009). Des méthodes semi-analytiques peuvent permettre de résoudre les problèmes les plus simples, axisymétriques ou plans, si l'expression de l'inductance est connue. C'est une approche de ce type qui a été utilisée par (Gourdin 1989) pour l'expansion d'anneau. La modélisation de la mise en vitesse de la ligne plate (cf. §X-1) en est un autre exemple.

Dans le cas général, l'expression analytique de l'inductance n'est pas connue ; il faut alors avoir recours à des calculs numériques (employant principalement les méthodes des éléments finis et éléments de frontière). Ceux-ci peuvent être catégorisés suivant la stratégie mise en œuvre pour résoudre les différents problèmes :

- résolution *séparée* : Chaque problème est résolu indépendamment (par des solveurs différents). Les grandeurs physiques modifiées au cours du temps par un solveur donné ne sont pas transmises aux autres solveurs. Cette approche n'est envisageable que si les couplages entre les problèmes traités peuvent être négligés.
- résolution *séquentielle* : Les différents problèmes sont résolus l'un après l'autre (par des solveurs différents). Les résultats obtenus par un solveur sont transmises au suivant. Cette approche n'est possible que lorsqu'il n'existe que des couplages faibles (ou unilatéraux) entre les différents problèmes que l'on cherche à résoudre.
- résolution *partitionnée* : Des solveurs différents sont utilisés pour résoudre les différents problèmes. Néanmoins, les résolutions des différents problèmes sont synchronisés : des informations sont transmises entre les différents solveurs à intervalles réguliers. Cette stratégie permet de résoudre des problèmes impliquant des couplages forts (ou bilatéraux). Néanmoins, la précision et la robustesse d'une approche partitionnée est généralement fortement dépendante des algorithmes de couplage employés et de la fréquence à laquelle les informations sont transmises entre les différents solveurs.
- résolution *monolithique* : Un unique solveur traite la résolution du problème complet. Dans le cas du magnétoformage, cette approche a par exemple été employée par (Thomas & Triantafyllidis 2009) sur la base d'une formulation variationnelle multiphysique.

Les stratégies de résolution séparée et séquentielle ne sont pas adaptées aux applications de formage qui impliquent des couplages forts entre les problèmes thermiques, mécaniques et magnétiques (en particulier à cause des déplacements significatifs induits par la mise en forme) ; voir Figure III-11. La plupart des codes commerciaux (dont LS-Dyna) emploient une approche de résolution partitionnée des problèmes multiphysiques. Les approches monolithiques, si elles présentent des avantages certains en termes de robustesse et de précision, semblent réservées pour l'instant à des recherches plus académiques.

Formulations du problème électromagnétique

Contrairement aux problèmes purement mécaniques, les problèmes électromagnétiques font intervenir l'ensemble du milieu ambiant. Cela nécessite donc, en général, de mailler l'air environnant pour calculer le champ magnétique. Si les déplacements sont importants, cela exige des opérations de remaillage pour éviter la dégénérescence des mailles de l'air. En outre, mailler l'air augmente considérablement la taille du modèle.

En réponse aux contraintes de remaillage, certains auteurs ont proposé des formulations de type ALE (« Arbitrary Lagrangian-Eulerian ») (Fenton & Daehn 1998). L'approche proposée par LS-Dyna® est différente, et permet d'éviter complètement le maillage de l'air, en utilisant des *éléments de frontière*. Ceux-ci sont des éléments surfaciques confondus avec les facettes extérieures des

éléments solides du maillage éléments finis. La formulation du problème électromagnétique est donc mixte, combinant méthode des éléments finis et méthode des éléments frontière (LS-DYNA 2012).

Résolution de problèmes dynamiques

Le magnétoformage est un procédé dynamique ; les temps caractéristiques de propagation des ondes élastiques et plastiques sont significatifs en regard du temps caractéristique de l'essai. En outre, les grandes vitesses atteintes par la tôle sont susceptibles de générer des impacts conséquents contre une matrice.

Dans ce contexte, les schémas explicites de résolution du système dynamique s'avèrent plus adaptés que les schémas implicites. Ils sont en effet plus à même de traiter les problèmes transitoires et les phénomènes de choc, grâce à une plus grande robustesse et à des temps de calcul notablement réduits.

III-4.2 LS-Dyna et les solveurs : mécanique, thermique, électromagnétique

Le code LS-Dyna

Le code de calcul numérique LS-Dyna® est dédié à l'analyse des grandes déformations des structures en statique et en dynamique (LS-DYNA 2014). Il s'agit d'un code multiphysique capable de traiter également les interactions fluide-structure. La principale méthode de résolution (pour le problème mécanique) est basée sur un schéma explicite d'intégration temporelle, particulièrement adapté aux problèmes transitoires non linéaires comme le crash et les explosions, pour lesquels a été initialement développé le code.

Le module électromagnétique récemment ajouté (L'Eplattenier et al. 2007) est faiblement couplé aux solveurs mécanique et thermique, chacun de ces solveurs ayant un pas de temps spécifique, adapté à sa résolution propre. Toutefois, une gestion judicieuse des pas de temps par l'utilisateur peut permettre d'approcher les conditions de couplage fort.

Les trois problèmes couplés pour la modélisation des opérations de magnétoformage sont présentés ici :

Problème électromagnétique

La finalité du solveur électromagnétique est de résoudre les équations de Maxwell et les lois de comportement électromagnétiques (cf. Annexe C.1). La résolution proposée par LS-Dyna repose sur l'hypothèse que les courants de déplacement peuvent être négligés, ce qui simplifie le système d'équations :

$$\begin{aligned}
 \operatorname{rot}(\vec{E}) &= -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} & \operatorname{div}(\vec{B}) &= 0 & \vec{j} &= \frac{1}{\eta} \cdot \vec{E} \\
 \operatorname{rot}(\vec{H}) &= \vec{j} & \operatorname{div}(\vec{E}) &= 0 & \vec{B} &= \mu_0 \cdot \vec{H}
 \end{aligned}
 \tag{éq. III-4}$$

où \vec{E} est le champ électrique, \vec{B} est la densité de flux magnétique, \vec{H} est l'intensité du champ magnétique, q_V est la densité totale de charge, η est la résistivité électrique, \vec{j} est la densité de courant, μ_0 est la perméabilité magnétique du vide.

Dans nos calculs, le chargement électromagnétique est défini en imposant un courant global à travers la section des extrémités de l'inducteur.

La résolution du problème électromagnétique est basée sur un schéma implicite et couple des formulations aux éléments finis et éléments frontière. Elle est très fortement dépendante de la configuration géométrique, aussi doit-elle être couplée de la façon la plus étroite possible à la résolution mécanique.

Problème mécanique

Le couplage avec le solveur mécanique aboutit à la formulation suivante du problème mécanique :

$$\rho \cdot \frac{du}{dt} = \text{div}(\sigma) + f_{ext} + f_{Lorentz} \quad (\text{éq. III-5})$$

où u est le champ de vitesses, σ est le tenseur des contraintes de Cauchy, f_{ext} sont les efforts extérieurs d'origine non électromagnétique et $f_{Lorentz}$ sont les efforts de Lorentz issus de la résolution électromagnétique.

Solveur thermique

Enfin, la résolution de l'équation de la chaleur intègre les contributions d'origines mécaniques (dissipation de l'énergie de déformation plastique) et électriques (dissipation par effet Joule) :

$$\rho \cdot c_p \cdot \frac{dT}{dt} = \beta_M \cdot \bar{\sigma} \cdot \dot{\epsilon}_{pl} + \beta_E \cdot \eta \cdot j^2 + \text{div}(\lambda \cdot \text{grad}(T)) \quad (\text{éq. III-6})$$

où c_p est la capacité thermique massique, T est la température, $\bar{\sigma}$ est la contrainte d'écoulement du matériau, $\dot{\epsilon}_{pl}$ est la vitesse de déformation plastique, λ est la conductivité thermique, β_M et β_E sont les coefficients de conversion de l'énergie mécanique et électrique, respectivement (dans le cadre de ce travail, ils sont tous deux fixés à 1).

Généralement, le terme de diffusivité $\text{div}(\lambda \cdot \text{grad}(T))$ est négligeable en magnétoformage. En effet, le temps nécessaire pour propager un changement de température sur une distance de 1 mm dans un alliage d'aluminium est d'environ $10^4 \mu\text{s}$, alors que la durée typique d'une opération de magnétoformage est d'environ $10^2 \mu\text{s}$.

La résolution thermique est implicite.

III-4.3 Convergence numérique

La convergence numérique nécessite d'être validée selon plusieurs aspects :

- la convergence au maillage
- la convergence au pas de temps pour chacun des solveurs
- la convergence à la fréquence de couplage

Convergence au maillage

La taille de maille doit être suffisamment petite pour modéliser les gradients des différentes grandeurs. En général, la taille de maille des modèles de magnétoformage est fixée par la résolution électromagnétique : il est communément exigé de disposer d'au moins trois mailles à travers l'épaisseur de peau (cf. Annexe C.1).

En pratique, il n'est pas toujours évident de définir l'épaisseur de peau pertinente : elle varie fortement au cours du temps. Dans le cadre de ce travail, le point de départ des études de convergence est basé sur l'épaisseur de peau harmonique. La convergence au maillage a ensuite été évaluée au travers des vitesses calculées pour d'autres paramètres de maillage.

Si le critère électromagnétique définit ainsi une taille de maille optimale à travers l'épaisseur, d'autres critères doivent être considérés :

- Le facteur de forme (rapport des dimensions d'un élément) ne doit pas excéder 5 pour garantir la fiabilité du calcul aux points d'intégration.
- En fonction du mode de déformation attendu (en flexion notamment), il peut être nécessaire de raffiner le maillage dans la direction longitudinale, afin de bien modéliser la courbure.

- En outre, quelle que soit la taille de maille définie par le critère électromagnétique, il est en général important de disposer d'au moins 4 mailles à travers l'épaisseur d'une pièce amenée à être déformée.

Convergence au pas de temps

La gestion des pas de temps est assurée par le code de calcul (LS-DYNA 2014). Pour le solveur mécanique, explicite, le critère repose sur la condition de stabilité du schéma d'intégration : la condition de Courant-Friedrichs-Lewy (CFL). Dans la plupart des modèles présentés, un facteur 0.9 est appliqué au pas de temps de stabilité déterminé par la condition de CFL. La convergence a été systématiquement validée en vérifiant la stabilité des résultats si ce facteur est abaissé à 0.5.

Pour les solveurs thermique et électromagnétique, leurs schémas d'intégration implicites sont inconditionnellement stables ; cependant un critère dérivé des équations de diffusion permet d'assurer une modélisation adaptée de la propagation (de température ou de champ magnétique) à travers une maille.

Convergence à la fréquence de couplage

La fréquence du couplage électromagnétique/mécanique peut être définie par l'utilisateur. Toutefois, nous avons mis en évidence qu'il était absolument nécessaire de réactualiser les matrices de la résolution électromagnétique avec les positions calculées par le solveur mécanique (dont le pas de temps est plus petit) à chaque pas de temps électromagnétique. En effet, les déplacements sont rapides en magnétoformage, et le calcul des champs électromagnétiques est très sensible aux distances entre les conducteurs.

Pour cette même raison, il est souvent bénéfique de réduire le pas de temps électromagnétique. Car s'il est suffisamment petit pour traiter le problème de la diffusion électromagnétique, il peut être trop grand pour assurer une fréquence de couplage suffisante avec le solveur mécanique.

Autres validations numériques

La validation de tout calcul nécessite en outre de contrôler les bilans énergétiques, et ceci afin de mettre en évidence d'éventuels biais numériques. Le traitement des modes de déformation à énergie nulle (donc non physiques, comme le mode d'« hourglass »), s'il est mal adapté au type d'élément utilisé, peut en effet consommer une part non négligeable de l'énergie totale du modèle.

III-5. Synthèse

Ce chapitre a permis de présenter la plupart des moyens expérimentaux et numériques mis en œuvre pour répondre au besoin de caractérisation dynamique des métaux en conditions de magnétoformage.

Pour la partie expérimentale, les essais sont réalisés à l'aide d'un générateur de magnétoformage, instrumenté pour la mesure du courant dérivé par deux sondes Rogowski préalablement calibrées. La vitesse des pièces au cours du processus de déformation est mesurée grâce à un système PDV à quatre voies.

Les essais dynamiques de magnétoformage seront parfois comparés à des essais quasi-statiques réalisés au LBMS sur une machine de traction uniaxiale électromécanique.

Les simulations numériques sont basées sur le logiciel de calcul aux éléments finis LS-Dyna. Celui-ci permet de modéliser les opérations de magnétoformage grâce à l'utilisation de trois solveurs couplés :

- un solveur mécanique explicite adapté à la résolution des phénomènes dynamiques

- un solveur électromagnétique basé sur une formulation mixte aux éléments finis/éléments de frontière
- un solveur thermique

Ces différents outils expérimentaux et numériques sont mis à contribution dans la démarche d'identification des paramètres de la loi de comportement. Le chapitre suivant présente plus en détail la formulation du problème d'identification, ainsi que les méthodes d'optimisation mises en œuvre.

Chapitre IV. Méthodes d'optimisation pour l'identification de paramètres

On a vu, dans les chapitres précédents, les arguments pour le choix d'un modèle de comportement, puis les outils expérimentaux et numériques qui serviront à étudier l'expression du comportement mécanique au cours de la déformation. La démarche d'identification met à contribution tous ces outils dans une procédure itérative visant à déterminer les valeurs des paramètres de la loi de comportement.

Ce chapitre présente la méthodologie d'identification des paramètres de lois de comportement qui a été mise en place. La première partie résume les principes de l'analyse inverse, les difficultés auxquelles elle est confrontée, ainsi que les différentes approches disponibles pour parvenir à une résolution efficace du problème d'identification. La deuxième partie décrit l'approche par métamodélisation et son intérêt dans le cas de simulations (ou d'essais) très coûteux. Dans la troisième partie, on présente la méthodologie globale et le choix des algorithmes pour répondre aux problèmes d'identification basés sur les essais de magnétoformage.

IV-1. Identification de paramètres : principes.....	50
IV-1.1 L'analyse inverse	50
IV-1.2 La résolution du problème de minimisation.....	52
IV-2. Optimisation par métamodélisation.....	53
IV-2.1 Intérêt et principes	53
IV-2.2 Mise en œuvre d'une optimisation par métamodélisation.....	54
IV-3. Procédure d'analyse inverse mise en place.....	55
IV-3.1 Caractéristiques des problèmes d'identification pour les essais par magnétoformage	55
IV-3.2 Algorithmes retenus	56
IV-3.3 Schéma général de la procédure d'identification.....	56

IV-1. Identification de paramètres : principes

Remarque : Pour plus de détails concernant la résolution des problèmes d'identification de paramètres, on peut consulter les cours de (Kern 2002) ou (LMAC 2007), desquels est inspirée cette synthèse.

IV-1.1 L'analyse inverse

Les problèmes inverses

La description scientifique des phénomènes physiques vise à mettre en place des modèles, que l'on peut représenter formellement par une fonction (ou application). Cette fonction, appliquée à un jeu de paramètres donnés, fournit la réponse du système. Ainsi, un phénomène physique classique est représenté par un système de type :

$$F(\lambda) = R \quad (\text{éq. IV-1})$$

où :

- F est la fonction représentant le modèle, supposé apte à modéliser le phénomène étudié
- λ est le vecteur des données (ou paramètres d'entrée, les « causes »)
- R est le vecteur des résultats (ou paramètres de sortie, les « effets »)

Ainsi, classiquement, un problème direct consiste à déduire R , connaissant λ . Or, le problème peut également être posé à l'inverse, de telle sorte que connaissant R (les « effets »), on souhaiterait en déduire λ (« les causes »), par exemple. C'est le cas typique des problèmes d'identification de paramètres. Si le problème posé est tel que la fonction F est inversible et linéaire, la résolution inverse est directe, par la formulation suivante :

$$\lambda = F^{-1}(R) \quad (\text{éq. IV-2})$$

La plupart des cas ne sont pas si simples. En effet pour les problèmes physiques, les conditions suivantes sont difficiles à réunir : la continuité – voire la différentiabilité – de la fonction inverse, l'existence-même d'une solution, et son unicité (souvent, plusieurs « causes » peuvent mener aux mêmes « effets »). On est alors confronté à un « problème mal posé ». Plus grave encore, il peut y avoir inadéquation du modèle par rapport au problème physique.

Difficultés liées à la mesure physique

En général, les problèmes physiques mettent en jeu des observations expérimentales, inévitablement discrètes et bruitées. Des difficultés supplémentaires surviennent alors :

- Du fait des imprécisions de mesure, ou des insuffisances du modèle, le vecteur R des « effets » (ou plutôt le vecteur M des mesures) n'appartient pas nécessairement à l'image de F . Le problème décrit précédemment peut donc ne pas avoir de solution.
- Une autre conséquence de l'inexactitude de la mesure est que l'on cherche alors à compenser l'imprécision des mesures par un grand nombre de points de mesure. Le système comporte alors souvent beaucoup plus d'équations que d'inconnues, et là encore, ce problème n'a en général pas de solution.

Reformulation en un problème de minimisation

Sans un relâchement de la notion de « solution », en transformant l'objectif d'égalité parfaite en un objectif d'approximation de l'égalité – et donc de minimisation d'une erreur – il ne serait pas possible de résoudre le problème. Ainsi, plutôt que de résoudre :

$$F(\lambda) - R = 0 \quad (\text{éq. IV-3})$$

on cherche à résoudre :

$$\min_{\lambda} \varphi(F(\lambda), R) \quad (\text{éq. IV-4})$$

où φ est une fonction – le plus souvent une norme – définissant l'erreur entre $F(\lambda)$ et R . Une méthode classique consiste à transformer le problème en un problème de moindres carrés (cf. §IV-1.2).

Pour les problèmes linéaires, des méthodes directes de résolution du problème de moindres carrés existent, car le problème de minimisation peut se réécrire sous une forme appelée « équations normales » :

$$\tilde{F}^T \cdot \tilde{F} \cdot \lambda = \tilde{F}^T \cdot R \quad (\text{éq. IV-5})$$

où \tilde{F} est la matrice représentant l'application F .

Pour les problèmes non-linéaires en revanche – et ce sont ceux qui nous concernent – les méthodes de résolution ne peuvent être directes. La recherche de la solution du problème de minimisation met alors en œuvre des méthodes d'optimisation, souvent coûteuses. Il s'agit, en effet, de d'appliquer successivement la fonction F à des jeux de paramètres λ judicieusement choisis, jusqu'à résoudre éq. IV-5. On comprend bien que c'est grâce au « choix judicieux » des valeurs successives de λ que l'on pourra s'assurer de résoudre le problème de minimisation en un nombre d'itérations minimal. C'est à cet enjeu que doivent répondre les algorithmes d'optimisation (cf. §IV-1.2).

Application au problème d'identification de paramètres

Les problèmes de caractérisation du comportement des matériaux en conditions extrêmes sont des cas typiques de problèmes d'identification de paramètres, sujets aux difficultés mentionnées ci-dessus. Les observations accessibles sont limitées, la mesure imprécise, et les phénomènes à décrire souvent fortement non-linéaires.

La caractérisation du comportement plastique dynamique des métaux soumis au magnétoformage ne fait pas exception. Le problème se présente sous la forme suivante :

- On fait l'hypothèse que le matériau à caractériser peut être modélisé par une loi de comportement E , de paramètres intrinsèques λ , ayant comme paramètres externes la déformation plastique ε_{pl} , la vitesse de déformation $\dot{\varepsilon}$, et la température T .
- On dispose d'un (ou plusieurs) essai(s) que l'on sait modéliser. Ce modèle de l'essai (dit « modèle direct »), noté F , prend pour arguments :
 - o Les données géométriques initiales g
 - o Les données matériau connues d
 - o La loi de comportement $E(\lambda, \varepsilon_{pl}, \dot{\varepsilon}, T)$
 - o Le chargement, que l'on obtient par la mesure du courant primaire i

On a donc $F(g, d, i, E(\lambda, \varepsilon_{pl}, \dot{\varepsilon}, T))$.

Le résultat $R = F(g, d, i, E(\lambda, \varepsilon_{pl}, \dot{\varepsilon}, T))$ est l'évolution temporelle des grandeurs modélisées : les champs de déplacement (les géométries), les champs électromagnétiques, l'état d'érouissage, les champs de température...

- Les mesures réalisées lors de l'essai fournissent des données expérimentales M de l'évolution de certaines de ces grandeurs.
- On note $r(\lambda)$ le vecteur extrait de R qui doit être comparé à M . Il est appelé « l'observable », puisque destiné à être comparé à la mesure.

- Le problème d'identification consiste alors à déterminer les valeurs des paramètres λ qui permettent à l'observable $r(\lambda)$ d'approcher au mieux la mesure M .

IV-1.2 La résolution du problème de minimisation

La fonction-coût

La fonction à minimiser est une mesure de l'écart entre le vecteur M des observations expérimentales et le résultat fourni par le modèle pour un jeu de paramètres donné, $r(\lambda)$. Elle est appelée fonction-coût, fonction-objectif ou fonction-test, et plusieurs définitions existent. Ci-dessous sont présentées trois mesures couramment utilisées pour définir la fonction-coût, notamment lorsqu'il s'agit d'approcher une courbe expérimentale :

- La norme L^1

$$\varphi(\lambda) = \sum_{i=1}^N |r(\lambda)_i - M_i| \quad (\text{éq. IV-6})$$

- La norme L^2 , pour la méthode de moindres carrés

$$\varphi(\lambda) = \sum_{i=1}^N |r(\lambda)_i - M_i|^2 = [r(\lambda) - M]^T \cdot [r(\lambda) - M] \quad (\text{éq. IV-7})$$

- La norme L^∞

$$\varphi(\lambda) = \max_i |r(\lambda)_i - M_i| \quad (\text{éq. IV-8})$$

Puisqu'il définit le problème à résoudre, par le choix du mode d'approximation (erreur moyenne, erreur maximale locale...), le choix d'une fonction-coût est un point crucial de toute démarche d'optimisation.

Les algorithmes de résolution

Certains problèmes de minimisation peuvent être résolus par force brute, c'est-à-dire en calculant la fonction-coût pour toutes les combinaisons possibles de valeurs des paramètres λ . Ce type de résolution est applicable si les valeurs que peut prendre λ sont discrètes (par exemple, en optimisation combinatoire), et surtout, si le nombre de combinaisons à éprouver n'est pas trop élevé. Dès que le nombre de paramètres est élevé, la résolution par force brute peut devenir extrêmement coûteuse, et ce d'autant plus que le temps de calcul du modèle direct est long. Les modèles éléments finis ne s'y prêtent donc pas facilement.

D'autres méthodes, moins coûteuses en ressources informatiques, montrent alors leur intérêt. Plutôt que de calculer toutes les combinaisons possibles, des algorithmes permettent de converger vers un optimum par une démarche itérative. En fonction des valeurs de fonction-coût obtenues, des jeux successifs de paramètres sont choisis « pertinemment » (le critère de choix dépend de l'algorithme), jusqu'à satisfaire une condition de convergence.

Les algorithmes d'optimisation se partagent en deux grandes familles :

- les algorithmes d'ordre 0, ou « de recherche globale » (cf. Annexe B.1) : Ils ne requièrent pas que la fonction-coût soit différentiable. S'ils sont bien paramétrés, ils permettent également d'éviter les optima locaux au profit de l'optimum global. En revanche, ils requièrent souvent un nombre élevé de calculs du modèle direct. Pour des problèmes de formage électromagnétique où le modèle direct est très coûteux en temps de calcul, ces méthodes ne peuvent pas être appliquées directement.

- les algorithmes d'ordre 1, ou basés sur le calcul du gradient de la fonction-coût (cf. Annexe B.2) : Ils ont en général de très bonnes propriétés de convergence, mais ne peuvent identifier qu'un minimum local. En outre, ils requièrent une fonction-coût régulière et différentiable, conditions qui ne sont en général pas réunies du fait des erreurs numériques (troncatures, tolérances des algorithmes, bruits générés par certains schémas explicites...).

L'analyse de sensibilité

La performance, voire la faisabilité même de la procédure d'identification dépendent de la sensibilité de la fonction-coût aux paramètres que l'on cherche à identifier. Des outils d'analyse locale basés sur le gradient sont présentés en Annexe B.3 et pourront être utilisés pour mettre en évidence certaines difficultés d'identification, liées à un déséquilibre des sensibilités, ou à la corrélation de certains paramètres.

IV-2. Optimisation par métamodélisation

IV-2.1 Intérêt et principes

Motivation

En pratique, les algorithmes d'optimisation sont souvent difficiles à mettre en œuvre dans les problèmes d'ingénierie, et en particulier ceux qui impliquent un recours à des données expérimentales ou à des modélisations numériques complexes et demandant de grandes ressources de calcul.

Du fait des limites des méthodes globales (temps de calcul) et des méthodes basées sur le gradient de la fonction-coût (contraintes fortes sur la régularité de la fonction-coût et sensibilité aux minima locaux), il est souvent judicieux d'avoir recours aux méthodes de métamodélisation.

Principe de la métamodélisation

Pour répondre à ces limitations fortes, des stratégies *par encapsulation* ont été développées (cf. synthèses présentées par (Bonte 2007), (GaryWang & Shan 2007)). Le modèle direct est alors utilisé en tant que boîte noire, prenant en entrée le vecteur des paramètres λ_k , et fournissant en sortie la valeur de la fonction-coût en ce point $\varphi(\lambda_k)$. Ainsi, cette approche ne requiert pas de connaissance de la forme du modèle direct, ni de l'expression du gradient. C'est également ce type de stratégie qui permet aux logiciels d'optimisation comme LS-Opt® (commercialisé par LSTC (LS-OPT et al. 2013)) ou MOOPI (développé au Cemef (Roux)) d'être interfacés avec n'importe quel outil de simulation.

Le problème de minimisation n'est alors pas appliqué directement à la fonction-coût (dont on ne connaît que quelques valeurs discrètes), mais à une modélisation simplifiée de la fonction-coût, qui est appelée *métamodèle* (ou *surface de réponse*) et que l'on notera $\Phi(\lambda)$. Celui-ci est construit à partir des valeurs déjà calculées de la fonction-coût, et fournit une estimation de la fonction $\varphi(\lambda)$. La démarche correspondante est schématisée sur la Figure IV-1.

Par cette démarche, le problème n'est plus de rechercher *la meilleure* solution (l'optimum), mais de trouver à moindre coût *une bonne* solution.

Cette approximation a deux principaux avantages. D'abord, le métamodèle permet de « gommer » les bruits de la fonction-coût, favorisant donc la convergence de l'algorithme d'optimisation vers un minimum global. Ensuite, le métamodèle permet de prédire des valeurs de la fonction-coût en des points où elle n'a pas été calculée à l'aide du modèle direct, ce qui permet d'augmenter considérablement la vitesse de convergence de l'algorithme d'optimisation.

Le métamodèle sera d'autant plus efficace que sa précision sera grande, ce qui implique en premier lieu que sa forme doit être adaptée (par exemple, un polynôme d'ordre suffisant). Par ailleurs, la

précision du métamodèle sera d'autant plus grande qu'il sera basé sur un grand nombre d'estimations de la fonction-coût.

La généralisation des techniques d'optimisation s'est accompagnée du développement de nombreuses techniques de métamodélisation. Les principales sont présentées notamment par (Bonte 2007) ou (GaryWang & Shan 2007). Les techniques proposées par le logiciel d'optimisation LS-Opt (LS-OPT et al. 2013) sont présentées brièvement en Annexe B.4.

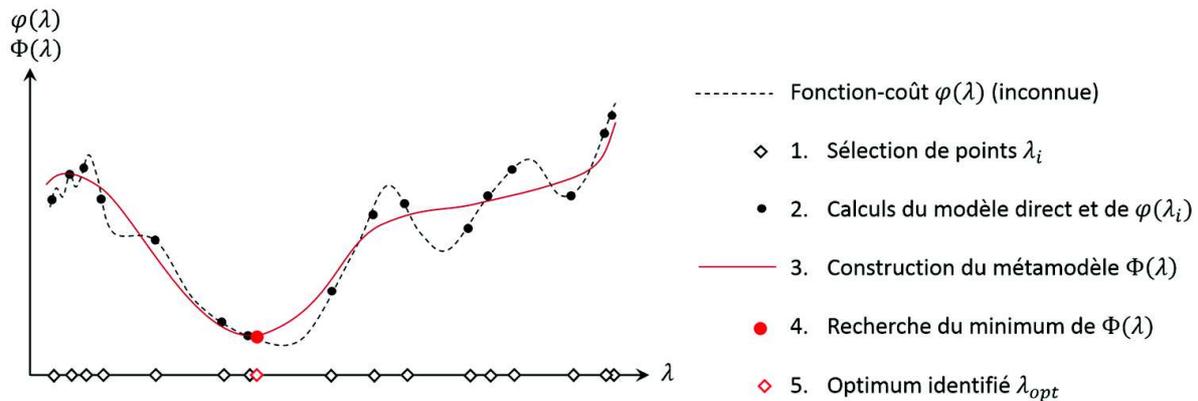


Figure IV-1 : Principe de l'optimisation par métamodélisation

IV-2.2 Mise en œuvre d'une optimisation par métamodélisation

Sélection de points par plan d'expériences

Puisqu'elles sont basées sur un échantillonnage restreint du domaine des paramètres, les approches d'optimisation par métamodélisation ont recours aux méthodes de plan d'expériences (ou *DOE* pour *Design of experiments*). Ces méthodes ont pour objectif de minimiser le nombre de jeux de paramètres à tester pour obtenir une estimation suffisamment fiable du métamodèle (Goupy 2006).

Les méthodes de sélection de points sont variées, et peuvent s'appuyer sur des outils d'analyse combinatoire, statistique et probabiliste. Le choix d'une méthode de sélection de points est guidé par les particularités de la méthode de métamodélisation. LS-Opt propose notamment (LS-OPT et al. 2013) le plan factoriel, le plan Koshal, le plan composite centré, le plan D-optimal, l'hypercube latin, le *Space filling design*.

Processus séquentiels

Il existe trois grands types d'approches pour mettre en œuvre une procédure d'optimisation :

- L'approche *en un pas* : Le processus se résume à un cycle (sélection de points, calculs du modèle direct en ces points, construction du métamodèle, optimisation sur le métamodèle).
- L'approche *séquentielle* : Le processus est réalisé en plusieurs cycles d'optimisation, chacun impliquant un nombre réduit de points. La précision du métamodèle augmente ainsi au fur et à mesure des itérations, avec l'augmentation du nombre de points déjà calculés. La fin du processus peut être pilotée par un critère de convergence ou un nombre maximal d'itérations.
- L'approche *séquentielle avec réduction de domaine* : Dans ce cas, le domaine dans lequel sont sélectionnés les points est progressivement réduit à chaque itération, de manière à concentrer l'analyse autour de l'optimum. Dans la zone d'intérêt, cela permet d'augmenter notablement la précision du métamodèle, et d'augmenter ainsi le taux de convergence du

processus d'optimisation. Une alternative est l'approche séquentielle avec *déplacement* de domaine.

Les deux stratégies retenues pour l'identification de paramètres sont les approches séquentielles (cf. Figure IV-2). Pour favoriser une exploration globale du domaine – notamment pour les problèmes d'identification « difficiles » – l'approche séquentielle simple sera choisie. D'une précision équivalente à l'approche en un pas, elle présente l'avantage de fournir des résultats intermédiaires, permettant de juger du bon déroulement de la procédure sans attendre le calcul de tous les points (ce qui est très appréciable pour des calculs longs).

Dans le cas d'un problème mieux défini, et pour aboutir à une solution bien convergée, une stratégie séquentielle avec réduction de domaine s'avèrera plus efficace.

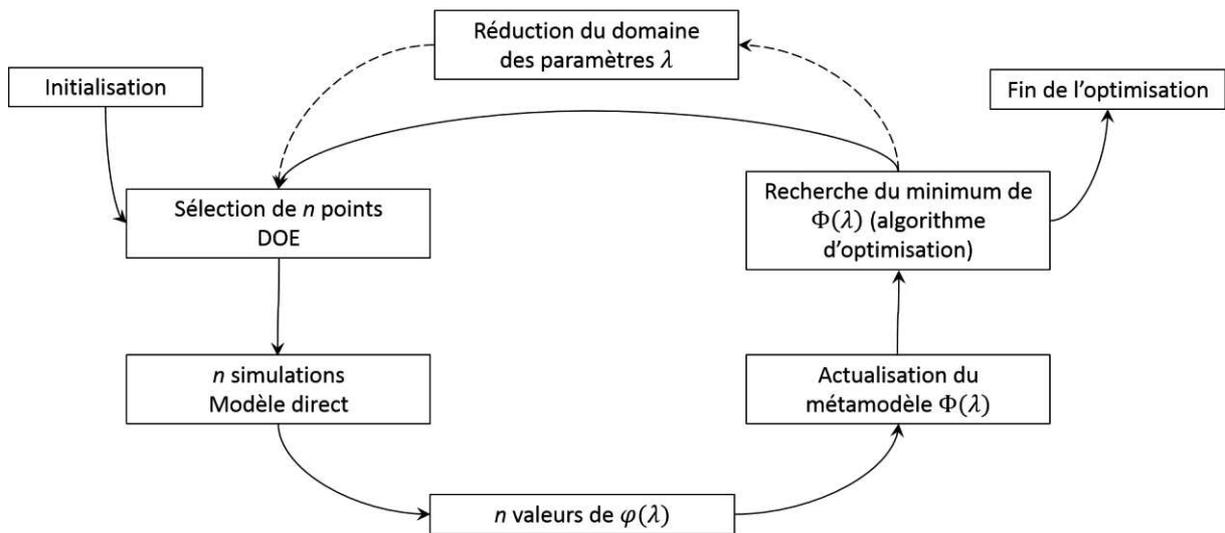


Figure IV-2 : Exemple de procédure d'optimisation séquentielle

IV-3. Procédure d'analyse inverse mise en place

IV-3.1 Caractéristiques des problèmes d'identification pour les essais par magnétoformage

Temps de calcul

La simulation numérique des procédés de formage électromagnétique est coûteuse en ressources de calcul. Les modèles construits dans le cadre de cette thèse ont été optimisés afin de réduire au maximum les temps de calcul, mais ceux-ci restent en général de l'ordre d'une heure sur un cœur. Il est donc nécessaire de choisir des méthodes d'optimisation permettant de minimiser le nombre de résolutions du modèle direct.

Complexité du problème de minimisation

Avec les modèles d'érouissage retenus, le nombre de paramètres à identifier est relativement faible, inférieur à cinq. Les difficultés d'optimisation sont majoritairement dues au fait que les paramètres peuvent être fortement corrélés. Dans ce cas, les directions de descente peuvent difficilement être déterminées. Une autre conséquence est qu'il n'y a alors pas unicité de la solution : schématiquement, en dimension 2, le minimum ne s'apparente pas à un puits (un couple unique de valeurs), mais à une vallée (un ensemble de couples peuvent satisfaire le critère de convergence).

Fonction-coût

Les problèmes d'identification présentés par la suite sont basés sur une mesure de vitesse sur un intervalle de temps donné. En effet, la caractérisation du comportement en écrouissage nécessite de disposer d'un observable lié à l'évolution temporelle des contraintes dans le matériau. La fonction-coût sera alors une mesure d'un écart entre la vitesse mesurée et la vitesse prédite par le modèle pour différents jeux de paramètres, conformément à l'une des normes présentées au §IV-1.2.

Il est également envisagé de résoudre le problème d'identification sur plusieurs essais simultanément, la loi de comportement devant être valide pour différentes conditions de chargement. Dans ce cas, la fonction-coût pourra être une somme – éventuellement pondérée – de fonctions-coûts individuelles définies pour chacun des essais. Cela implique aussi de multiplier le nombre de lancements du modèle direct par le nombre d'essais concernés.

IV-3.2 Algorithmes retenus

Processus basé sur un métamodèle

En raison des temps de calcul importants, nécessaires au calcul du modèle direct, une approche par métamodélisation est choisie. Pour les mêmes raisons, une approche séquentielle est préférée, car elle permet d'accéder facilement à des résultats intermédiaires, et d'évaluer la convergence au fur et à mesure de l'ajout de points. Dans certains cas, une procédure de réduction de domaine pourra être intégrée à la méthode de sélection des jeux de paramètres.

La métamodélisation par réseaux de neurones artificiels RBFN (cf. Annexe B.4) est choisie pour sa généralité (contrairement aux méthodes par surfaces de réponse, elle n'est pas limitée à des formes polynomiales de degré 1 ou 2) et sa facilité de mise en œuvre.

Algorithmes d'optimisation

En prévision d'une complexité possiblement élevée du problème d'optimisation et de la forme du métamodèle, le choix de l'algorithme d'optimisation s'oriente vers une méthode globale. Afin d'augmenter la précision de l'optimisation, on choisit l'approche hybride proposée par LS-Opt : à chaque itération, l'optimisation sur le métamodèle est effectuée successivement par :

- Un algorithme de recherche globale ASA (recuit simulé, cf. Annexe B.1)
- Un algorithme de recherche locale LFOP (cf. Annexe B.2), appliqué au voisinage de la solution proposée par l'algorithme ASA.

Sélection de points

Afin de favoriser une approche globale pour l'estimation du métamodèle, une méthode de sélection de points à répartition uniforme est choisie. LS-Opt propose pour cela un algorithme de *Space filling design* basé sur un critère de maximisation de la distance entre les points. De plus, cette méthode est adaptée à une démarche itérative où les points sont sélectionnés par lots successifs.

La concentration des points vers le sous-domaine apparaissant comme contenant l'optimum pourra être pilotée à chaque itération par une étape de réduction de domaine, préalablement à l'étape de sélection de points. Cela peut permettre d'accélérer la convergence de l'optimisation.

IV-3.3 Schéma général de la procédure d'identification

Les méthodologies et les algorithmes choisis pour la procédure d'identification ont pour ambition de fournir un outil suffisamment général pour répondre à l'ensemble des problèmes d'identification de paramètres dans le cadre de cette thèse. L'ensemble de la procédure est schématisé sur la Figure IV-3. Ainsi, à partir d'une même mise en données LS-Opt, certains paramètres pourront être adaptés afin de répondre aux spécificités rencontrées :

- Le nombre total d'itérations
- Le nombre de points sélectionnés à chaque itération
- La réduction ou non du domaine des paramètres à chaque itération
- Le « taux de refroidissement » de l'algorithme ASA
- La fonction-coût : définition (choix de la norme), multiple (si plusieurs essais) ou non
- Le critère de convergence

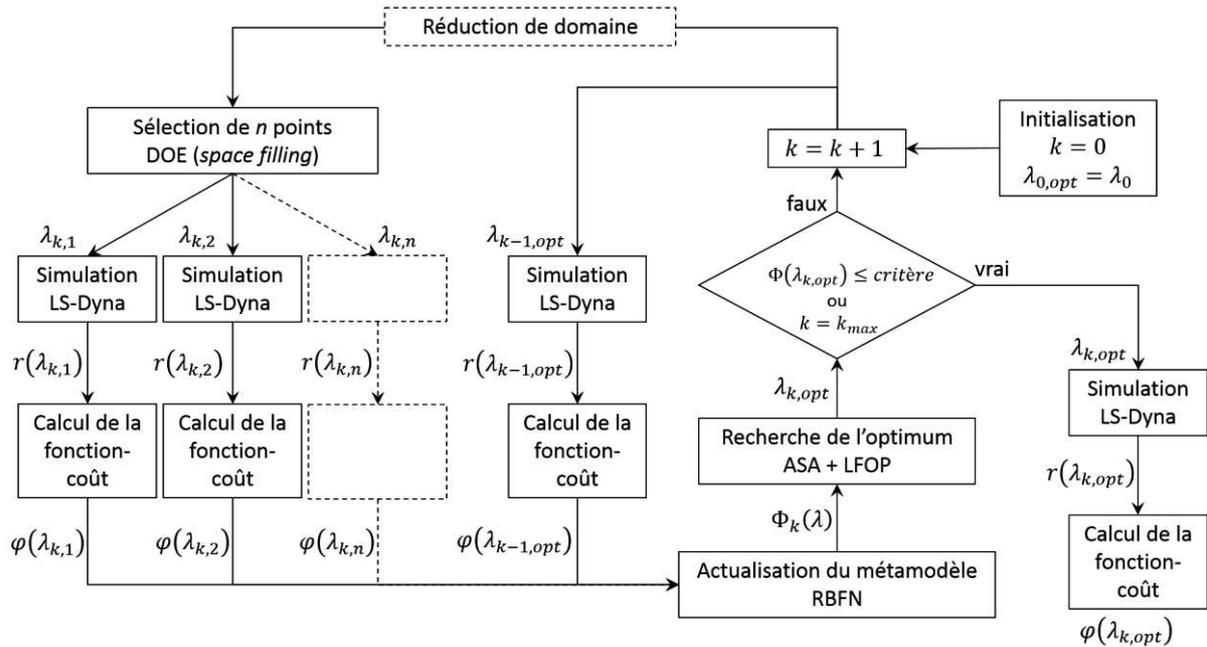


Figure IV-3 : Schéma de la procédure d'optimisation employée pour l'identification des paramètres de lois de comportement dynamique

Partie B – L’essai d’expansion de tube

Introduction de la partie B – L’essai d’expansion de tube

Motivations

Cette partie rassemble les premiers travaux de caractérisation dynamique par magnétoformage. L’essai d’expansion électromagnétique de tube – déjà étudié par d’autres équipes et notamment par l’Ohio State University – a été choisi. Cet essai, de conception relativement simple, est ainsi un moyen de s’approprier les outils expérimentaux et numériques nécessaires à la démarche de caractérisation dynamique par analyse inverse, en magnétoformage.

L’étude détaillée de cet essai, la mise en évidence de ses atouts et de ses limites, seront ensuite mis à profit pour une exploitation mieux maîtrisée de l’expansion de tube, puis pour la conception d’essais nouveaux répondant aux besoins de l’industrie du formage par HPP.

Contenu

Cette partie est divisée en quatre chapitres :

Le Chapitre V expose la démarche de conception de l’essai d’expansion de tube. Cela inclut la mise en place des outils numériques et expérimentaux, aussi bien que des analyses mécaniques du mode de déformation du tube soumis à l’expansion électromagnétique.

Au Chapitre VI, la sensibilité de l’essai aux incertitudes expérimentales est analysée. Dans un second temps, une analyse de sensibilité de l’essai aux paramètres du modèle de Johnson-Cook est présentée. Ainsi, la capacité de l’essai à fournir des données sur le comportement dynamique, sans être trop perturbée par les incertitudes, peut être évaluée.

Pour conclure l’étude de faisabilité, le Chapitre VII met à l’épreuve la méthodologie d’identification sur un cas artificiel dont le résultat est connu. Cela permet de discuter le choix des algorithmes d’optimisation, ainsi que l’influence des incertitudes sur le déroulement de l’identification et sur le résultat obtenu.

Enfin, au Chapitre VIII, la méthode est appliquée à des tubes d’aluminium 1050 recuits. Les résultats obtenus sont comparés avec des essais de traction simple réalisés en conditions quasi-statiques.

Chapitre V. Mise au point de l'essai d'expansion de tube

Ce chapitre présente la démarche que nous avons mise au point pour la conception de l'essai d'expansion de tube. Cette démarche conjugue les aspects numériques et des problématiques expérimentales. En effet, l'objectif est de parvenir à une configuration permettant de générer des niveaux de déformation et vitesse de déformation représentatifs des procédés de formage dynamiques. Afin de faciliter la procédure d'identification, il est souhaitable d'avoir un mode de déformation le plus homogène possible.

Dans un premier temps, nous présentons les problématiques liées aux essais d'expansion dynamique ainsi que les objectifs que devra remplir l'essai. Dans un second temps, une étape de conception reposant sur la simulation numérique est présentée. Dans cette deuxième partie, la recherche des conditions d'essai les plus pertinentes est intimement liée à la mise au point des modèles numériques. Ces deux aspects seront donc présentés de façon croisée. Puis, pour la configuration d'expansion ainsi choisie, une analyse mécanique est proposée. Celle-ci est tout d'abord théorique, puis affinée à l'aide de la modélisation numérique. Enfin, la mise en place expérimentale est présentée.

V-1. L'essai d'expansion de tube : présentation	62
V-1.1 Travaux antérieurs sur les essais d'expansion dynamique	62
V-1.2 Définition du besoin et des contraintes.....	62
V-1.3 Effet des dimensions du tube et de la bobine sur le mode de déformation	64
V-2. Etude numérique de l'essai d'expansion de tube.....	65
V-2.1 Objectifs de l'étude numérique	65
V-2.2 Modélisation 3D et réduction des effets de bord.....	65
V-2.3 Modélisation axisymétrique : convergence et prise en compte du brin de retour	67
V-2.4 La bobine du LNCMI	69
V-2.5 Synthèse de l'étude numérique.....	71
V-3. Analyse théorique du processus d'expansion électromagnétique d'un tube	71
V-3.1 Eléments théoriques pour une étude analytique	71
V-3.2 Etude numérique du mode de sollicitation	73
V-3.3 Lien avec les observables.....	74
V-4. Validation de la conception – Aspects expérimentaux.....	75
V-4.1 Montage expérimental	75
V-4.2 Essais et mesures préliminaires.....	76

V-1. L'essai d'expansion de tube : présentation

V-1.1 Travaux antérieurs sur les essais d'expansion dynamique

L'expansion d'anneau par explosif

L'essai d'expansion d'anneau a été introduit par (Niordson 1965), afin de répondre à certaines limitations des essais dynamiques conventionnels. Le but recherché est de générer de hautes vitesses de déformation en contraintes uniaxiales, tout en assurant une déformation uniforme de l'éprouvette. Pour cela, la configuration annulaire offre plusieurs avantages : les effets de bord sont supprimés (si bien que la vitesse n'est plus limitée par la vitesse de von Karman (von Karman & Duwez 1950), et les dimensions peuvent être choisies de manière à ce que le champ de contraintes soit quasiment uniaxial. L'uniformité de la déformation tangentielle dépendant de l'axisymétrie de la déformation, le chargement induit par l'explosif doit être le plus homogène possible le long de la circonférence.

L'expansion électromagnétique d'anneau

En réponse aux travaux de (Warnes et al. 1985) sur l'expansion d'anneau par explosif, (Gourdin 1989) et (Grady & Benson 1983) mettent en évidence l'intérêt du chargement électromagnétique par rapport aux sollicitations générées par explosif. Grâce à la répartition des courants induits dans l'épaisseur de l'anneau, les efforts moteurs sont distribués de façon plus uniforme que ceux générés par le chargement par explosif. Ceci réduit les effets de chocs et de propagation d'ondes, et simplifie l'implémentation expérimentale et l'interprétation des mesures.

Tirant profit de ces caractéristiques, plusieurs équipes ont utilisé l'essai d'expansion électromagnétique d'anneau pour la détermination de courbes d'écrouissage à haute vitesse de déformation. Cependant, malgré son potentiel démontré par les travaux de (Gourdin 1989), (Gourdin & Lassila 1991) et (Landen et al. 2007), l'essai ne s'est pas généralisé. La raison principale réside dans la difficulté de la mesure de la vitesse d'expansion radiale de l'anneau.

D'autres limitations à l'application de l'essai d'expansion électromagnétique d'anneau ont été reportées. L'échauffement provoqué par effet Joule peut conduire à la fusion de l'éprouvette, en particulier pour les matériaux de faible conductivité électrique et de haute résistance mécanique. Augmenter la section de l'éprouvette, ou utiliser un meilleur conducteur en tant que *pousseur* sont des solutions possibles (Gourdin 1989), mais celles-ci complexifient nécessairement l'analyse de l'essai. De plus, même si un soin particulier est apporté à la préparation et au positionnement de l'éprouvette relativement à la bobine afin d'assurer des conditions axisymétriques (Johnson 2013), il est difficile de maintenir un état de contraintes uniaxiales aux grandes déformations.

L'expansion électromagnétique de tube

Une alternative à l'expansion d'anneau est l'expansion de tube. Augmenter la hauteur de l'éprouvette contribue à stabiliser la déformation, peut réduire le vrillage et, dans une certaine mesure, l'échauffement. En contrepartie, l'état de contraintes n'est plus uniaxial : des effets inertiels dans la direction axiale du tube créent une composante de contrainte supplémentaire, menant à un état de contraintes planes. L'analyse du processus d'expansion requiert alors des outils numériques tels que la simulation par éléments finis. Les capacités de calcul actuelles permettent désormais d'utiliser ce type d'essai dans une démarche d'identification de paramètres, comme l'ont proposé (Henchi et al. 2008).

V-1.2 Définition du besoin et des contraintes

L'essai d'expansion de tube a pour objectif de fournir les données nécessaires à l'identification du comportement mécanique du matériau constituant le tube au cours de sa plastification à grande vitesse de déformation. L'expansion est réalisée par magnétoformage afin de solliciter la matière dans des conditions représentatives des applications industrielles visées.

Un besoin d'homogénéité du chargement

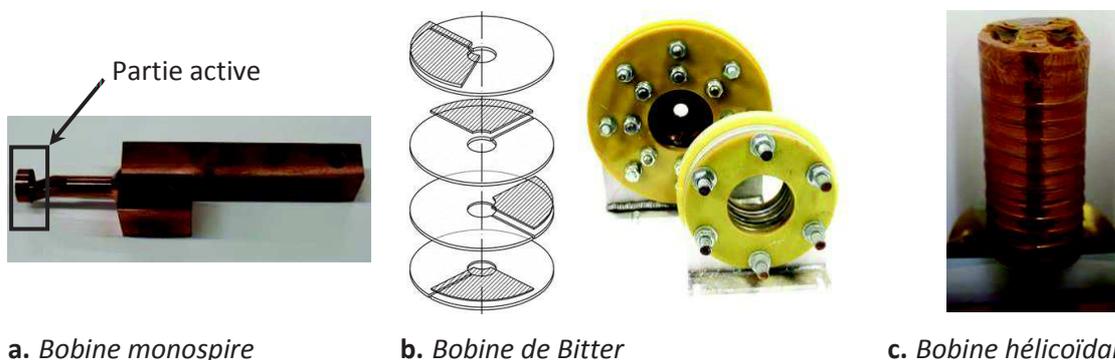
Afin de permettre l'analyse de l'essai et la détermination du comportement viscoplastique, il est important que les champs électromagnétiques, et par conséquent les champs mécaniques, soient les plus homogènes possible. Cela présente évidemment un certain nombre d'avantages :

- Limiter le nombre de mesures nécessaires pour rendre compte de l'histoire de la déformation
- Rendre la mesure peu sensible au positionnement
- Limiter la complexité des analyses et rendre les interprétations plus aisées
- Eviter que des ruptures ne s'amorcent dans des zones plus déformées, ce qui perturberait l'analyse portant sur les zones moins déformées

Choix pour une bobine hélicoïdale

Cette exigence de relative homogénéité a dû être assurée pour le montage d'expansion de tube mis en place, et cela concerne en particulier la conception de l'inducteur assurant le chargement électromagnétique. Il a été choisi d'utiliser une bobine hélicoïdale, en raison de ses avantages par rapport aux deux principales solutions concurrentes (Figure V-1) :

- Une bobine monospire génère nécessairement une forte inhomogénéité du champ magnétique à l'emplacement de l'entrée et de la sortie du courant (le « slot »). En outre, la conception de la connectique dans le cas d'une bobine d'expansion est particulièrement délicate, et d'autant plus sensible que la hauteur du tube est grande. Elle s'avère également peu efficace.
- Une bobine de type « Bitter » (Zaitov & Kolchuzhin 2014) présente encore des inhomogénéités non négligeables du champ magnétique.



a. Bobine monospire

b. Bobine de Bitter

c. Bobine hélicoïdale

Figure V-1 : Quelques types de bobines d'expansion

Une bobine hélicoïdale présente l'avantage d'être adaptée à la configuration d'expansion, avec de bonnes performances mécaniques et une bonne efficacité. Elle permet d'obtenir une meilleure homogénéité du champ magnétique, mais peut encore malheureusement être à l'origine d'hétérogénéités de chargement dont la prise en compte est essentielle :

- Par la présence d'écarts inter-spires, le champ magnétique n'est pas constant dans la direction axiale, les efforts de Lorentz générés ne sont donc pas homogènes.
- En raison de l'angle d'hélice, les efforts de Lorentz ne sont pas uniquement orientés dans la direction radiale, poussant l'échantillon à vriller.

L'objet de cette section est d'étudier les modes de déformation générés par une bobine hélicoïdale lors de l'expansion de tubes. Ces résultats permettront de choisir une configuration offrant une homogénéité satisfaisante pour les essais de caractérisation du comportement mécanique du tube.

V-1.3 Effet des dimensions du tube et de la bobine sur le mode de déformation

Deux aspects distincts pilotent le mode de déformation d'un tube lors de son expansion par magnétoformage : la hauteur du tube lui-même, et le rapport de hauteur entre le tube et la bobine.

Mode de déformation en fonction de la hauteur du tube

Tout d'abord, sous l'action d'un chargement radial uniformément réparti, la hauteur du tube lui-même oriente le mode de déformation. Ainsi, un tube de très faible hauteur (de l'ordre de son épaisseur, et donc assimilable à un anneau) est soumis à un mode de déformation de type traction simple selon sa circonférence. Au contraire, un tube de très grande hauteur tend à s'approcher de conditions de déformation plane. Cet effet supplémentaire est lié au caractère dynamique de la sollicitation électromagnétique : les effets inertiels induisent une contrainte supplémentaire dans la direction axiale (cf. §V-3.2), favorisant des conditions de déformation plane en début de procédé pour des tubes de hauteur même modérée.

Les conditions de déformation plane correspondent à un mode de rupture particulièrement commun et pénalisant en emboutissage. L'analyse de la rupture des tubes en magnétoformage pourra donc fournir également des indications intéressantes quant à l'évolution des limites de formage en conditions dynamiques.

Mode de déformation en fonction de la configuration géométrique

Le deuxième aspect est lié au couplage très étroit entre le chargement électromagnétique et la configuration géométrique, et notamment le rapport de hauteur entre le tube et la bobine, comme le montrent les résultats expérimentaux de (Thomas et al. 2007) présentés sur la Figure V-2.

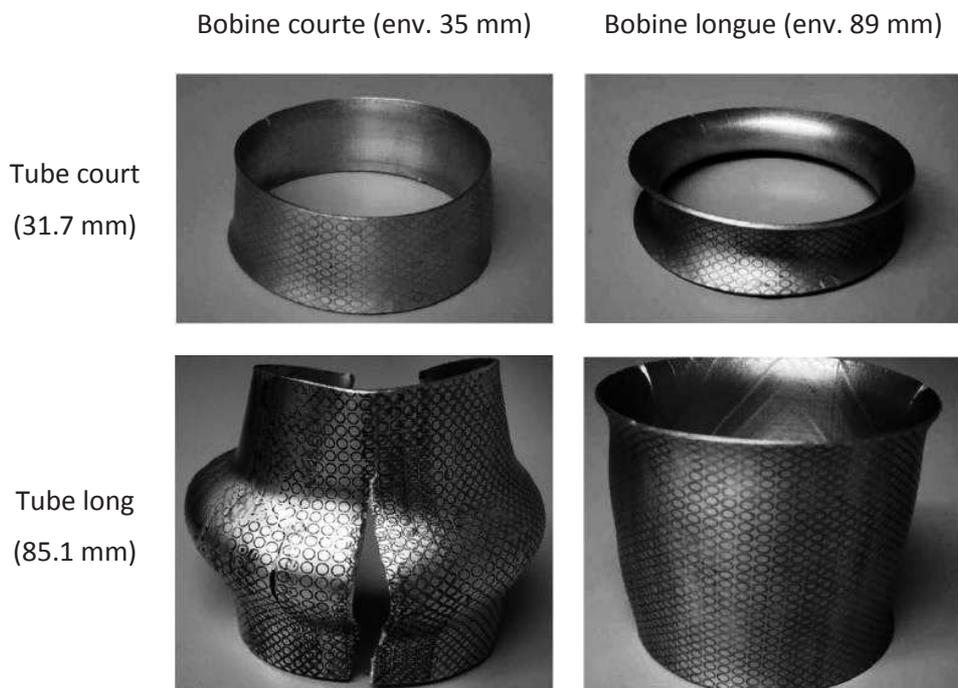


Figure V-2 : Effet du rapport des hauteurs du tube et de la bobine (Thomas et al. 2007)

En effet, la distribution spatiale du champ magnétique et la répartition des courants induits dans le tube – qui sont à l'origine des efforts de Lorentz – sont directement liés au positionnement. Cet effet est illustré sur la Figure V-3(a)-(c). Les schémas (d)-(f) montrent que dans le cas de plusieurs portions de tubes, la répartition des efforts ne peut pas être déduite à partir d'un tube seul, mais dépend de l'ensemble des conducteurs situés dans le champ magnétique.

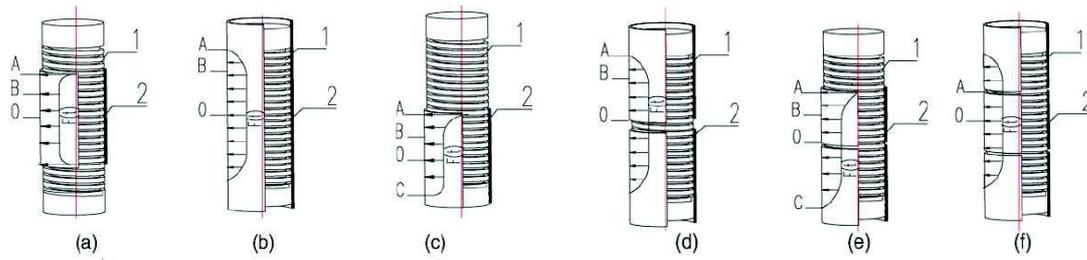


Figure V-3 : Répartition des efforts de Lorentz en fonction de la hauteur du tube (Song et al. 2004)

V-2. Etude numérique de l'essai d'expansion de tube

V-2.1 Objectifs de l'étude numérique

Enjeux

La modélisation électromagnétique de l'essai est essentielle pour la compréhension du processus d'expansion électromagnétique de tube, et est ainsi un outil particulièrement intéressant pour l'étape de conception de l'essai. Elle est par ailleurs un élément fondamental de la procédure d'identification de paramètres.

Cette section présente donc deux problématiques, qui sont abordées de façon croisée :

- L'apport de la simulation pour la conception d'un dispositif d'expansion de tube
- La détermination de conditions de simulation adaptées et économiques en temps de calcul

Contenu de l'étude numérique

Chronologiquement, les éléments suivants seront présentés :

- Des simulations 3D montrant l'apport d'anneaux pour homogénéiser la déformation
- La mise au point du modèle 2D axisymétrique
- Les limites de la modélisation 2D axisymétrique
- L'intérêt d'utiliser une bobine à spires très rapprochées

V-2.2 Modélisation 3D et réduction des effets de bord

Présentation des simulations

La bobine choisie pour les premiers essais comporte 11 spires de section carrée de côté 6 mm, séparées de 3 mm, soit un pas de 9 mm et une hauteur totale d'environ 100 mm. Elle a un diamètre extérieur de 50 mm. Le maillage de la bobine est complété par les éléments de connexion, l'un d'eux passant au centre de la bobine. Leurs extrémités sont bloquées en déplacement par des conditions aux limites d'encastrement. Autour de la bobine est placé un tube de diamètre intérieur 52.6 mm et de diamètre extérieur 54 mm. Pour favoriser une déformation homogène, on s'intéresse à une hauteur de tube du même ordre que celle de la bobine. Deux variantes sont envisagées :

- Un tube de 100 mm
- Un tube de 80 mm et deux anneaux de 10 mm (voir maillage sur la Figure V-4)

Les propriétés mécaniques, thermiques et électriques des matériaux du tube et de la bobine sont données dans le Tableau V-1.

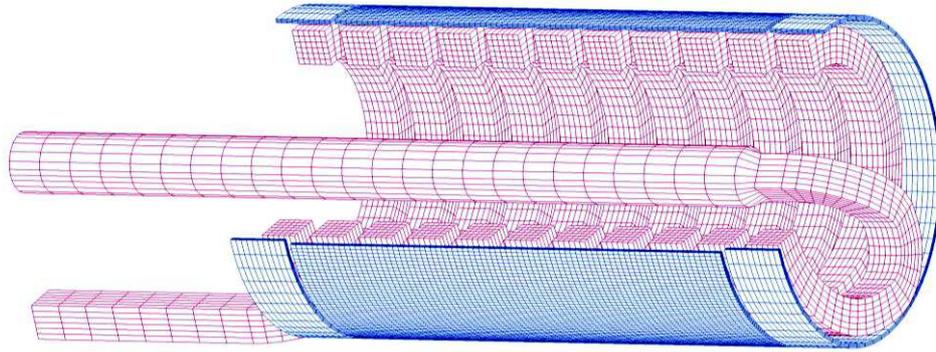


Figure V-4 : Maillage 3D de la bobine, du tube et des anneaux

	Bobine	Anneau/Tube
Matériau	Acier S235	Aluminium 1050
Masse volumique	$\rho = 8000 \text{ kg/m}^3$	$\rho = 2700 \text{ kg/m}^3$
Module de Young	$E = 200 \text{ GPa}$	$E = 68.9 \text{ GPa}$
Coefficient de Poisson	$\nu = 0.3$	$\nu = 0.33$
Loi d'écoulement plastique	Pas de plasticité	Johnson-Cook (sans thermique) : $A = 83 \text{ MPa}$; $B = 426 \text{ MPa}$; $n = 0.35$; $C = 0.015$; $\dot{\epsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$; $m = 1$ (Spranghers et al. 2011)
Capacité thermique massique	$c = 470 \text{ J/kg/K}$	$c = 896 \text{ J/kg/K}$
Conductivité thermique	$\lambda = 50 \text{ W/m/K}$	$\lambda = 238 \text{ W/m/K}$
Conductivité électrique	$\sigma = 10 * 10^6 \text{ S/m}$	$\sigma = 38 * 10^6 \text{ S/m}$

Tableau V-1 : Caractéristiques des matériaux utilisées dans les simulations

Résultats de simulation : homogénéité des déformations

Les allures finales (Figure V-5) ainsi que les composantes du tenseur de déformation le long d'une génératrice (Figure V-6) sont comparées pour un déplacement radial de 8 mm à mi-hauteur.

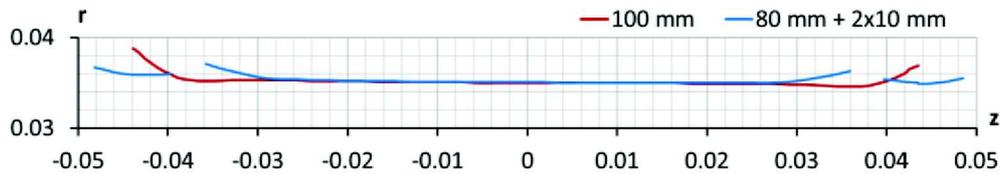
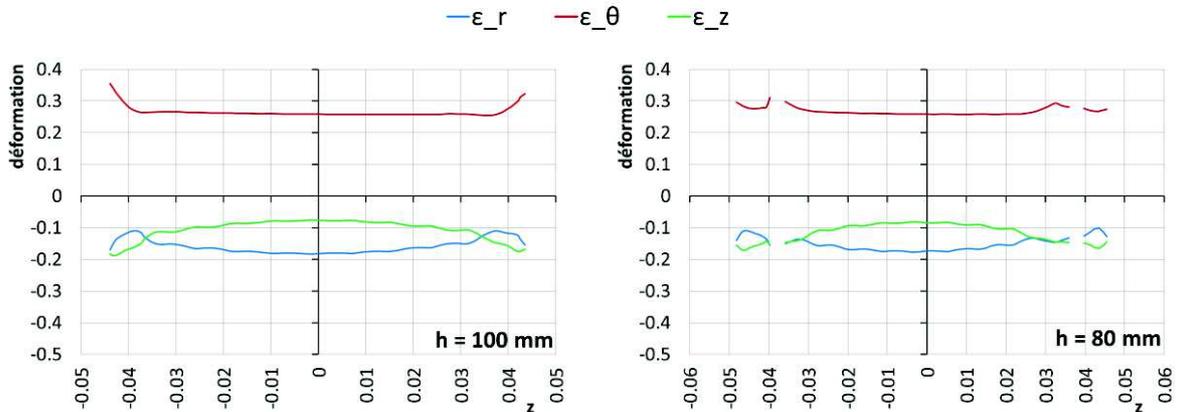


Figure V-5 : Allures finales des tubes déformés, avec et sans anneaux



a. Sans anneaux

b. Avec anneaux

Figure V-6 : Tenseurs des déformations le long d'une génératrice, avec et sans anneaux

Intérêt des anneaux

Ces simulations mettent en évidence l'intérêt des anneaux. Même lorsque le tube et la bobine sont de hauteurs semblables, de plus fortes concentrations de courant sont observées sur les arêtes, pour deux raisons. Tout d'abord, aux extrémités de la bobine la quasi-axisymétrie du champ magnétique n'est pas assurée, celui-ci étant renforcé notamment au niveau des connexions. Ensuite, l'effet de peau (cf. Annexe C.1) accentue cette tendance, puisque l'arête joint deux bords libres en vis-à-vis de la bobine.

Par l'utilisation de deux anneaux de 10 mm de haut encadrant un tube de 80 mm, la déformation du tube est en partie séparée des effets de bord électromagnétiques. Les anneaux se déforment de façon très hétérogène, tandis que l'expansion du tube risque moins d'être altérée par une déformation excessive et asymétrique de ses extrémités.

On s'aperçoit par ailleurs que les effets de bord, bien qu'amenuisés, subsistent sur le tube et quelle que soit la hauteur des anneaux. Cela est dû au fait que rapidement lors de l'expansion, la distance entre les anneaux et le tube augmente, par deux effets combinés : la hauteur du tube est réduite par la déformation, et les anneaux sont soumis à un effort dans la direction axiale dû à la forme de la bobine. Le champ magnétique au sein du tube n'est alors plus aussi homogène qu'aux premiers instants.

V-2.3 Modélisation axisymétrique : convergence et prise en compte du brin de retour

Modélisation axisymétrique

Devant les temps de calcul et les ressources (mémoire et processeurs) nécessaires à un calcul électromagnétique 3D, il est particulièrement intéressant de travailler avec une simplification s'approchant de conditions axisymétriques.

Pour cela, un secteur angulaire de $2 \cdot \pi / 64$ est modélisé. Le maillage des 11 spires, du tube et des anneaux a fait l'objet d'une étude de convergence. Pour la bobine en acier, l'épaisseur de peau harmonique est de 1.2 mm, pour un courant imposé d'une pseudo-période de 55 μ s. Pourtant, on s'aperçoit qu'une section de 6 x 6 mailles est suffisante (soit 1 à 2 mailles dans l'épaisseur de peau harmonique). Le maillage du tube requiert en revanche au moins 4 mailles à travers son épaisseur (soit environ 4 mailles dans l'épaisseur de peau harmonique de 0.64 mm) pour aboutir à une convergence du chargement.

Le courant est imposé à travers la section de chacune des spires de la bobine sous la forme d'une courbe temporelle dont la pseudo-période est d'environ 55 μ s. Pour cette courbe de courant et les tailles de maille considérées, les pas de temps sont d'environ :

- $2.0 \cdot 10^{-8}$ s pour le solveur mécanique
- $5.0 \cdot 10^{-7}$ s pour le solveur thermique
- $2.0 \cdot 10^{-7}$ s pour le solveur électromagnétique.

Les conditions aux limites d'axisymétrie sont appliquées au moyen de plans de symétrie sur les faces du secteur angulaire (voir Figure V-7), ainsi que par des contraintes de type « cyclique » imposant aux nœuds de deux faces en vis-à-vis de se déplacer de la même façon dans les directions radiale et verticale.

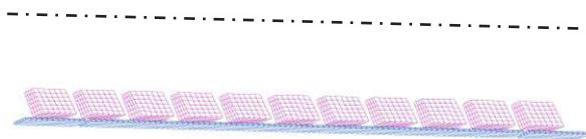


Figure V-7 : Maillage axisymétrique du tube et des anneaux

Grâce à ce modèle plus économique, les conditions de simulation les plus adaptées ont pu être déterminées (cf. Annexe E.1) grâce à l'étude de la convergence des résultats par rapport au maillage, aux pas de temps et à la fréquence du couplage mécanique-électromagnétique ; de plus, l'influence du couplage thermique a été étudiée. L'équivalence des résolutions axisymétrique et tridimensionnelle a par ailleurs été vérifiée dans le cas d'une spire parfaitement plane (cf. Annexe E.2). Ces conditions de simulation ont donc servi de base à la construction de l'ensemble des modèles d'expansion de tube.

Limites de la modélisation axisymétrique

Toutefois, la modélisation axisymétrique est sujette à un certain nombre de limitations pour la représentation de la bobine :

- L'angle d'hélice de la bobine est supposé nul (les spires sont horizontales).
- Les spires ne sont pas connectées mécaniquement, donc la rigidité structurelle de la bobine ne peut pas être proprement représentée. La première conséquence est que la tenue mécanique de la bobine ne peut pas être étudiée. D'autre part, la position des spires définit le chargement électromagnétique. Si les déplacements des spires ne sont pas représentatifs de la rigidité réelle de la bobine, la déformation du tube ne pourra pas être correctement rendue. Cela pose problème notamment pour les essais à haute énergie.
- Les éléments de connexion, et en particulier le brin central de retour de courant, ne peuvent pas être représentés.

Prise en compte du brin de retour de courant pour 1 spire

Afin d'étudier l'effet du brin de retour de courant, les modèles suivants sont construits :

- une unique spire de bobine en axisymétrique, sans retour de courant
- une unique spire de bobine en 3D, sans retour de courant
- une unique spire de bobine en 3D, avec retour de courant (cf. Figure V-8)

Pour chacun de ces modèles, une portion de tube de même hauteur que la spire est modélisée.

La courbe de courant est imposée à travers le brin de retour de courant de la même façon qu'à travers la spire. Ce brin a une contribution « négative » sur les efforts de Lorentz appliqués sur le tube, en modifiant le champ magnétique à l'intérieur de la bobine. Dans la configuration étudiée, l'effet est notable sur la vitesse d'expansion du tube, comme le montre la Figure V-9.

Ce brin de retour n'étant pas représentable dans une modélisation axisymétrique, il est proposé d'appliquer un coefficient d'abattement sur le courant imposé. Celui-ci est choisi de manière à ce que la vitesse calculée en axisymétrique s'approche au maximum de la vitesse calculée par le modèle 3D avec retour de courant. La valeur identifiée pour ce coefficient d'abattement est ici 0.985 (Figure V-9). Sa validité a été confirmée à différents niveaux de chargement (courant imposé) et différents comportements (paramètres matériau de la loi de Johnson-Cook).

Prise en compte du brin de retour de courant pour 11 spires

Le modèle axisymétrique à 11 spires présenté au §V-2.3 est ici comparé au modèle 3D intégrant les éléments de connexion et le retour de courant, présenté au §V-2.2. Le pas de temps électromagnétique du modèle 3D est fixé à 0.1 μ s, conformément aux recommandations issues de l'étude de convergence.

La comparaison est réalisée pour deux amplitudes de courant : i_1 et i_2 , et est présentée sur la Figure V-10. Pour chacun des courants, deux calculs axisymétriques sont réalisés : le premier avec un courant identique au modèle 3D, le second avec le coefficient d'abattement de 0.985 proposé pour tenir compte de l'influence du brin de retour de courant.

La Figure V-10 montre que le coefficient d'abattement appliqué au courant du modèle axisymétrique permet de s'approcher de la vitesse radiale obtenue par le calcul 3D complet. Toutefois, la

correspondance obtenue n'est pas parfaite. En particulier, la phase d'accélération est légèrement plus rapide en axisymétrique, et le second pic de vitesse tend à être surestimé. La convergence numérique ayant été validée, ces écarts sont certainement dus au caractère hélicoïdal de la bobine, qui ne peut pas être rendu par la modélisation axisymétrique.

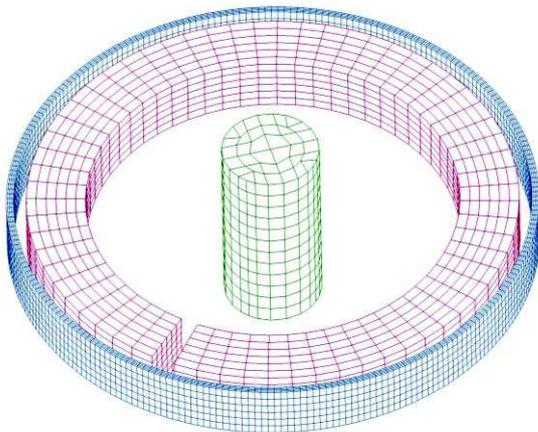


Figure V-8 : Maillage du modèle 3D (1 spire) avec retour de courant

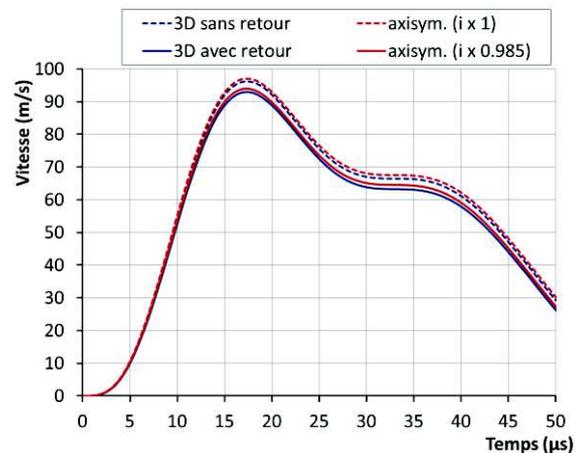


Figure V-9 : Vitesses radiales calculées avec 1 spire, en 3D et en axisymétrique, avec et sans retour de courant

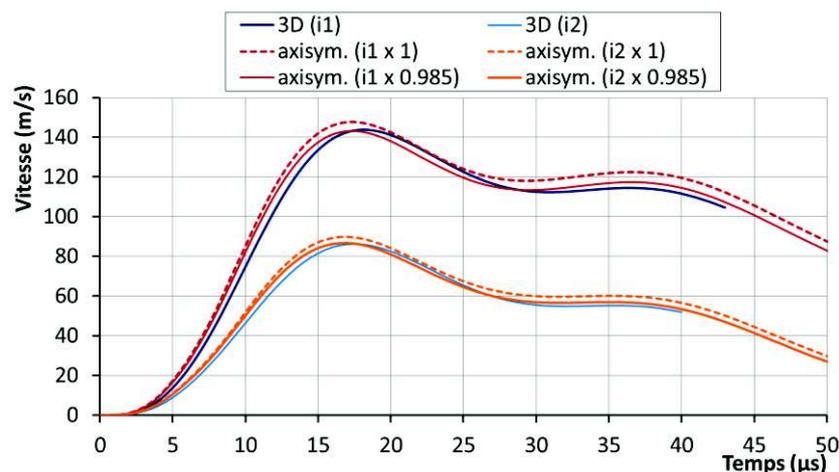


Figure V-10 : Comparaison des résolutions 3D et axisymétrique sur le calcul de la vitesse radiale

Conclusions

De façon générale, la modélisation axisymétrique, bien que présentant des limites, s'avère extrêmement avantageuse en termes de temps de calcul. Une fois calibré, c'est donc le modèle axisymétrique qui sera utilisé en tant que modèle direct pour la mise en œuvre de la démarche d'analyse inverse. Le modèle 3D, quant à lui, servira à la validation des résultats, ainsi qu'à l'analyse de certains phénomènes tels que la répartition des contraintes dans la bobine, ou l'influence de certains défauts géométriques (cf. §VI-2.1).

V-2.4 La bobine du LNCMI

Intérêt d'une bobine à spires plus rapprochées

La bobine étudiée dans la section précédente (§V-2) a permis la mise au point de la démarche d'identification. Toutefois, certains biais compliquent les analyses : en particulier, la déformation du tube est clairement marquée par les spires. Celles-ci en effet sont distantes de 3 mm les unes des

autres, ce qui crée inévitablement une hétérogénéité du champ magnétique dans la direction longitudinale, qui se répercute sur les efforts des Lorentz appliqués sur le tube.

Ces observations ont finalement conduit à privilégier par la suite une bobine à pas plus petit, réalisée à base d'un alliage de cuivre Glidcop®. Celle-ci a été réalisée dans le cadre d'une collaboration entre iCube et le laboratoire toulousain du LNCMI (Laboratoire National des Champs Magnétiques Intenses).

Dans cette section, les configurations suivantes sont comparées :

- Bobine en acier S235, 11 spires de section carrée 6 mm x 6 mm, et de pas 9 mm (hauteur globale : environ 105 mm) ; Tube de 80 mm et 2 anneaux de 10 mm.
- Bobine en alliage de cuivre Glidcop®, 17 spires de section rectangulaire 5.56 mm x 3.35 mm, et de pas 6.12 mm (hauteur globale : environ 100 mm) ; Tube de 70 mm et 2 anneaux de 10 mm (cf. Figure V-11).

Les propriétés du Glidcop® utilisées dans les simulations sont rassemblées dans le Tableau V-2.

	Bobine
Matériau	Glidcop AL25
Masse volumique	$\rho = 8860 \text{ kg/m}^3$
Module de Young	$E = 130 \text{ GPa}$
Coefficient de Poisson	$\nu = 0.3$
Loi d'écoulement plastique	Pas de plasticité
Capacité thermique massique	$c = 385 \text{ J/kg/K}$
Conductivité thermique	$\lambda = 238 \text{ W/m/K}$
Conductivité électrique	$\sigma = 50 * 10^6 \text{ S/m}$

Tableau V-2 : Propriétés physiques du Glidcop® utilisées pour la modélisation numérique

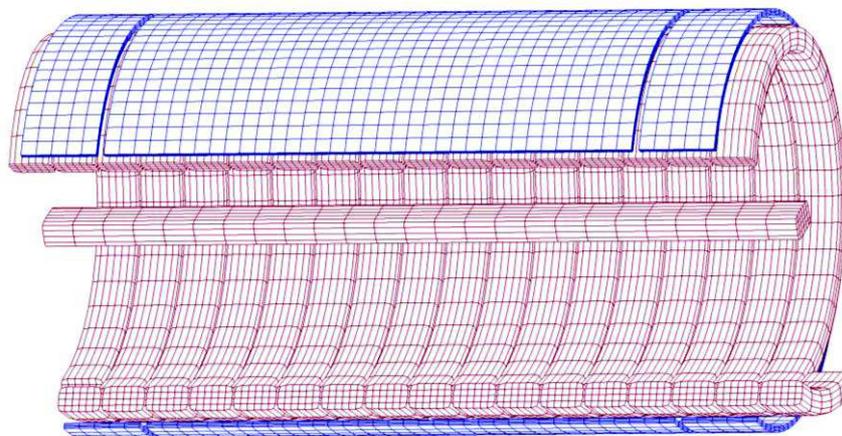


Figure V-11 : Maillage 3D de la bobine du LNCMI, du tube et des anneaux

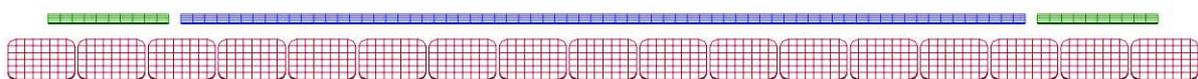


Figure V-12 : Maillage axisymétrique de la bobine du LNCMI, du tube et des anneaux

Comparaison des déformations du tube

Sur la Figure V-13 sont présentées les génératrices déformées des tubes soumis à l'action de ces bobines grâce à des simulations axisymétriques. Pour plus de visibilité, l'échelle des positions radiales a été volontairement dilatée par rapport à l'échelle des positions longitudinales. Alors que le tube

déformé par la bobine en acier (11 spires) présente des ondulations, le tube déformé par la bobine en Glidcop (17 spires) montre une bien meilleure homogénéité. La réduction de l'écart inter-spire est donc très bénéfique.

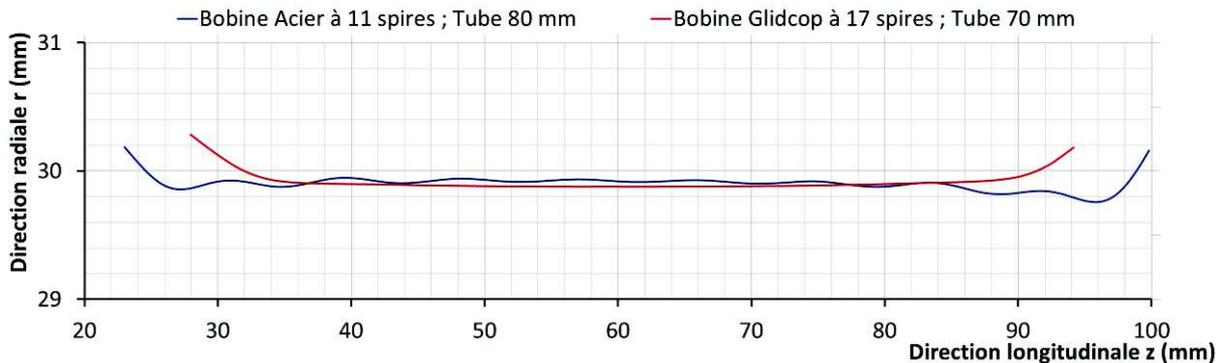


Figure V-13 : Profils déformés des tubes après expansion par les deux bobines (les anneaux ne sont pas représentés), issus de simulations axisymétriques

V-2.5 Synthèse de l'étude numérique

Cette première étude, basée sur des observations tirées de travaux antérieurs ainsi que sur des modèles numériques, a permis de mieux appréhender le couplage fort entre le chargement électromagnétique et la réponse mécanique d'un anneau ou d'un tube. Le mode d'expansion est intimement dépendant du rapport de hauteur entre le tube et la bobine, et celui-ci a été choisi de manière à permettre l'expansion la plus homogène possible.

Afin de réduire les effets de bord inévitables, et qui sont accentués par la présence d'éléments de connexion aux extrémités de la bobine, une solution composée a été choisie. Un tube de 80 mm de haut est associé à deux anneaux de 10 mm placés de part et d'autre, l'ensemble ayant une hauteur équivalente à celle de la bobine. Le tube se déforme alors de façon quasi-axisymétrique, les hétérogénéités du chargement électromagnétique étant appliquées majoritairement sur les anneaux.

Enfin, la sensibilité de la déformation du tube à l'espace inter-spire a été mise en évidence, ce qui a mené à choisir finalement une bobine à 17 spires en alliage Glidcop®, plus adaptée. La bobine à 11 spires en acier a tout de même servi à toutes les premières études expérimentales et numériques sur l'essai d'expansion, aussi la retrouvera-t-on dans certaines sections des chapitres suivants.

A l'occasion de cette étude, les modèles numériques 3D et axisymétrique ont été mis au point et leurs limites respectives ont été mises en évidence.

V-3. Analyse théorique du processus d'expansion électromagnétique d'un tube

V-3.1 Eléments théoriques pour une étude analytique

Modélisation électrique et analyse énergétique

Ces analyses sont présentées dans l'Annexe C.3.

On se concentrera ici davantage sur les aspects mécaniques :

Modélisation mécanique

Du fait de sa faible épaisseur, on considère dans le tube un état de contraintes planes. En outre, le chargement est supposé homogène dans la direction circonférentielle, et l'on considère que les directions principales du tenseur des contraintes correspondent au repère cylindrique du tube (autrement dit, le tube n'est pas soumis au cisaillement dans le repère d'étude). On a alors la forme suivante du tenseur des contraintes :

$$\sigma(z, t) = \begin{bmatrix} 0 & & \\ & \sigma_\theta(t) & \\ & & \sigma_z(z, t) \end{bmatrix} \quad (\text{éq. V-1})$$

L'équation d'équilibre dynamique est donné par :

$$\overrightarrow{\text{div}}(\sigma(z, t)) + \rho \cdot \vec{f}(t) = \rho \cdot \vec{\gamma}(z, t) \quad (\text{éq. V-2})$$

Avec :

- la divergence du tenseur des contraintes :

$$\overrightarrow{\text{div}}(\sigma(z, t)) = \begin{bmatrix} -\frac{\sigma_\theta(t)}{r(t)} \\ 0 \\ \frac{\partial \sigma_z(z, t)}{\partial z} \end{bmatrix} \quad (\text{éq. V-3})$$

- les efforts de Lorentz, supposés purement radiaux :

$$\vec{f}(t) = \begin{bmatrix} f_{EM}(t) \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (\text{éq. V-4})$$

- l'accélération, pour un champ de déplacements axisymétrique dans lequel les sections du tube restent planes :

$$\vec{\gamma}(z, t) = \begin{bmatrix} \frac{\partial V_r(t)}{\partial t} \\ 0 \\ \frac{\partial V_z(z, t)}{\partial t} \end{bmatrix} \quad (\text{éq. V-5})$$

L'équilibre dynamique est donc :

$$\begin{cases} -\frac{\sigma_\theta(t)}{r(t)} = \rho \cdot \frac{\partial V_r(t)}{\partial t} - f_{EM}(t) \\ \frac{\partial \sigma_z(z, t)}{\partial z} = \rho \cdot \frac{\partial V_z(z, t)}{\partial t} \end{cases} \quad (\text{éq. V-6})$$

La résolution analytique du problème est rendue difficile pour plusieurs raisons :

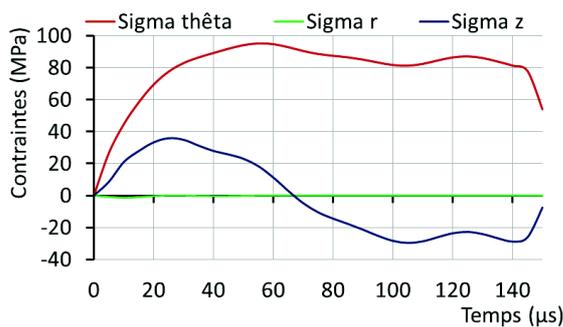
- Le calcul des efforts de Lorentz nécessite un couplage fort des résolutions électromagnétique et mécanique, car ils dépendent à la fois des courants et des positions.
- Le problème mécanique est dynamique (contributions inertielles).
- Les champs de contraintes ne sont pas uniformes dans la direction longitudinale.

V-3.2 Etude numérique du mode de sollicitation

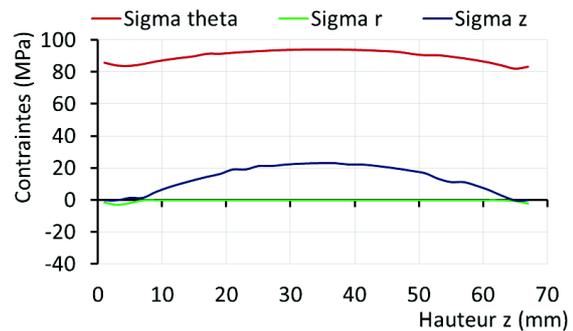
Calcul des tenseurs de contraintes et de déformations

Le modèle numérique présenté au §V-2.4 permet d'étudier, au cours du temps et en chaque élément du tube, les composantes des tenseurs de contraintes et de déformations. Les composantes principales de ces tenseurs sont relevées, sachant que les directions principales sont quasiment confondues avec le repère cylindrique global (r, θ, z) .

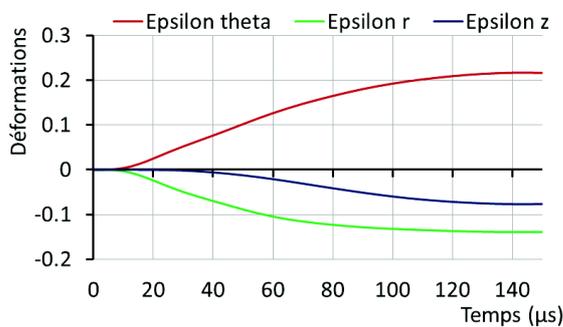
La Figure V-14-a et la Figure V-14-c présentent respectivement l'évolution des composantes principales des tenseurs de contraintes et de déformations, au cours du temps, dans un élément à mi-hauteur du tube. Sur la Figure V-14-b et la Figure V-14-d sont présentées ces mêmes composantes, au temps $t = 50 \mu\text{s}$, le long d'une génératrice du tube. Les variations à travers l'épaisseur et la circonférence, étant négligeables, ne sont pas présentées.



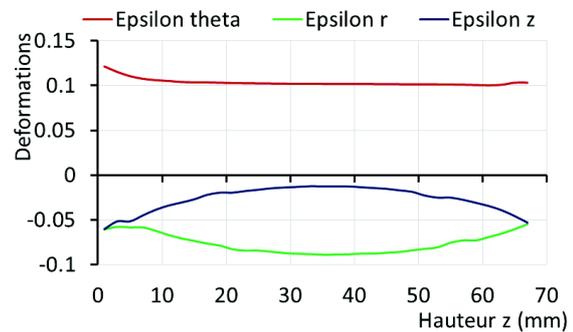
a. Contraintes principales à mi-hauteur, au cours du temps



b. Contraintes principales à 50 μs , le long d'une génératrice



c. Déformations principales à mi-hauteur, au cours du temps



d. Déformations principales à 50 μs , le long d'une génératrice

Figure V-14 : Composantes principales des tenseurs de déformation et de contrainte dans le tube, au cours du temps et le long d'une génératrice

Evolution temporelle des composantes des tenseurs de contraintes et de déformation

Tout d'abord, la Figure V-14-a permet de confirmer l'hypothèse de contraintes planes : la composante radiale est nulle. La composante maximale est dans la direction circonférentielle, ce qui est la réponse structurelle naturelle d'un tube soumis à des efforts radiaux (qui sont les efforts de Lorentz).

Contrairement à l'expansion d'anneau, la contrainte longitudinale est loin d'être négligeable, et son évolution est pilotée par des effets inertiels (cf. éq. V-6) : on voit sur la Figure V-14-c que la déformation longitudinale reste nulle jusqu'à $t = 30 \mu\text{s}$. Le mouvement dans la direction z ne s'étant pas encore amorcé, le tube est soumis à une contrainte de tension. Après $t = 30 \mu\text{s}$ et la mise en vitesse dans la direction longitudinale, cette contrainte diminue, et devient même contrainte de compression à partir de $t = 70 \mu\text{s}$.

Les déformations (Figure V-14-c) deviennent significatives à partir de $t = 10 \mu\text{s}$, ce qui correspond au début de la déformation plastique et à la chute de raideur associée. La déformation maximale se fait en extension dans la direction circonférentielle. Par conservation du volume (les déformations élastiques sont en général négligeables devant les déformations plastiques), cette déformation est compensée par des déformations négatives réparties à part variable dans les directions radiale et longitudinale.

Evolution le long d'une génératrice du tube

La Figure V-14-b montre que, alors que la composante circonférentielle du tenseur de contraintes est relativement homogène à travers la hauteur du tube, la composante longitudinale montre de plus fortes variations. En effet, les bords du tube ne sont pas retenus (ce sont des bords libres) et peuvent se déformer immédiatement. Les contraintes radiale et longitudinale sont donc nulles, ce qui correspond à un état de traction uniaxiale. A mi-hauteur du tube en revanche, la déformation ne peut se faire qu'en contrant les efforts dus à la masse à déplacer de part et d'autre.

Du point de vue du tenseur de déformations (Figure V-14-d), cela se manifeste par une variation du rapport $\varepsilon_r/\varepsilon_z$. Celui-ci vaut 1 aux extrémités (en traction simple dans la direction θ , donc $\varepsilon_r = \varepsilon_z = -1/2 \cdot \varepsilon_\theta$) et diminue lorsque l'on se rapproche du milieu. On voit également sur la Figure V-14-c que le tube est en traction plane ($\varepsilon_z = 0$) à mi-hauteur jusqu'à $50 \mu\text{s}$ environ.

V-3.3 Lien avec les observables

Le mode de sollicitation du tube soumis à l'expansion par chargement électromagnétique n'est donc pas simple : les états de contraintes et de déformations varient dans le temps et dans la hauteur du tube. La résolution du problème dynamique par éléments finis permet d'analyser les tenseurs de contraintes et de déformation, mais toutes ces données ne sont pas accessibles par la mesure.

Données fournies par la mesure de la vitesse radiale

Grâce à la mesure PDV (cf. §III-2.3), la vitesse radiale d'expansion du tube $V_r(t)$ peut être connue avec précision au cours du temps. Celle-ci, mesurée à mi-hauteur du tube pour éviter la perturbation des extrémités, fournit les éléments suivants :

- La position radiale au cours du temps :

$$r(t) = \int V_r(t) \cdot dt \quad (\text{éq. V-7})$$

- La vitesse de déformation circonférentielle au cours du temps :

$$\dot{\varepsilon}_\theta(t) = V_r(t)/r(t) \quad (\text{éq. V-8})$$

- La déformation circonférentielle au cours du temps :

$$\varepsilon_\theta(t) = \int \dot{\varepsilon}_\theta(t) \cdot dt \quad (\text{éq. V-9})$$

Implications sur le problème d'identification de paramètres

Dans la démarche d'identification des paramètres de la loi d'écrouissage, le problème est global et complexe : il s'agit de déterminer la relation entre la contrainte, la déformation et la vitesse de déformation, représentées par leurs « équivalents » scalaires au sens de von Mises. Ces équivalents étant définis à partir du tenseur, ils nécessitent la connaissance de chaque composante.

Or, l'observable utilisé pour définir le problème d'identification – la vitesse radiale – ne fournit de donnée certaine que sur la déformation circonférentielle. Les autres composantes dépendront donc des hypothèses faites dans la modélisation, en l'occurrence ici : l'isotropie. Il s'agit évidemment d'une hypothèse forte. C'est aussi la raison pour laquelle nous avons préféré appliquer la méthodologie mise en place à des matériaux à l'état recuit, afin de diminuer les effets de texture induits par le procédé de mise en forme des tubes.

Estimation de la déformation plastique équivalente (au sens de von Mises)

Il est pratique, à partir de la mesure, de pouvoir estimer rapidement le niveau de déformation plastique atteint à la fin de l'essai. On utilise pour cela le constat fait lors de l'analyse du tenseur de déformations :

$$\begin{cases} \varepsilon_\theta = -(\varepsilon_r + \varepsilon_z) \\ 0 \leq \frac{\varepsilon_r}{\varepsilon_z} \leq 1 \end{cases} \quad (\text{éq. V-10})$$

Appliqué à l'expression de la déformation au sens de von Mises :

$$\varepsilon_{vM} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot (\varepsilon_r^2 + \varepsilon_\theta^2 + \varepsilon_z^2)} \quad (\text{éq. V-11})$$

Cela fournit l'encadrement suivant :

$$1 \leq \frac{\varepsilon_{vM}}{\varepsilon_\theta} \leq \frac{2}{\sqrt{3}} \approx 1.155 \quad (\text{éq. V-12})$$

Ainsi, quel que soit le rapport $\varepsilon_r/\varepsilon_z$, la mesure de la déformation circonférentielle fournit un bon ordre de grandeur de la déformation plastique équivalente.

V-4. Validation de la conception – Aspects expérimentaux

V-4.1 Montage expérimental

Banc de test

La Figure V-16 présente le dispositif expérimental. La bobine hélicoïdale est installée sur le banc et est connectée au générateur (cf. §III-2.1), dont on choisit le nombre de condensateurs à connecter. Elle est isolée par de la gaine thermoretractable (bobine à 11 spires en acier) ou par un enroulement de Kapton® (bobine à 17 spires en Glidcop) afin d'éviter tout arc électrique entre spires ou avec le tube (Figure V-16-b). Cette épaisseur d'isolant est ajustée afin de permettre le positionnement radial du tube et des anneaux, ainsi que leur maintien axial.

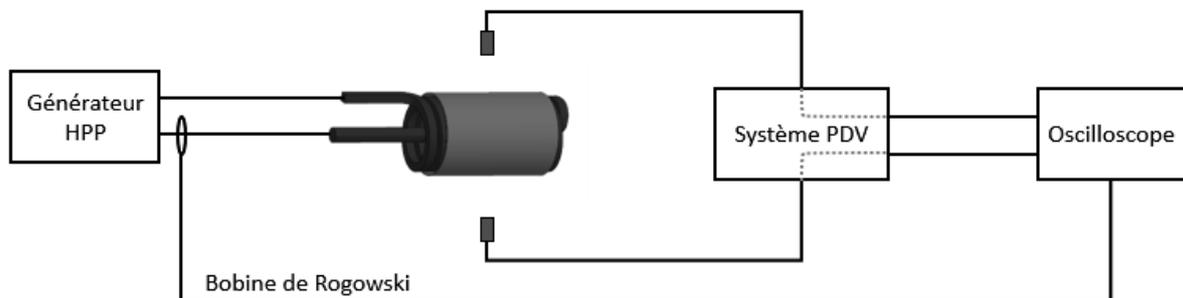
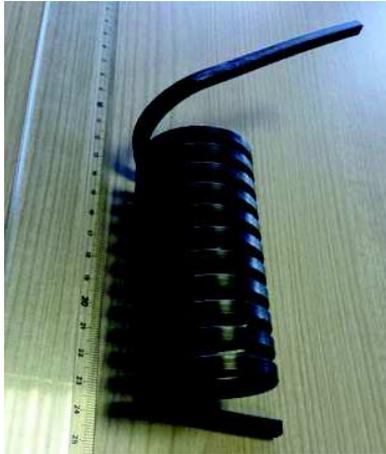


Figure V-15 : Schéma du dispositif expérimental d'expansion de tube

Mesures

Deux sondes PDV de 100 mm de distance de travail sont positionnées de part et d'autre du tube et à mi-hauteur. Une bobine de Rogowski (cf. §III-2.2) placée à la sortie du générateur permet la mesure du courant dérivé. Les signaux issus du système PDV et de la bobine de Rogowski sont acquis sur

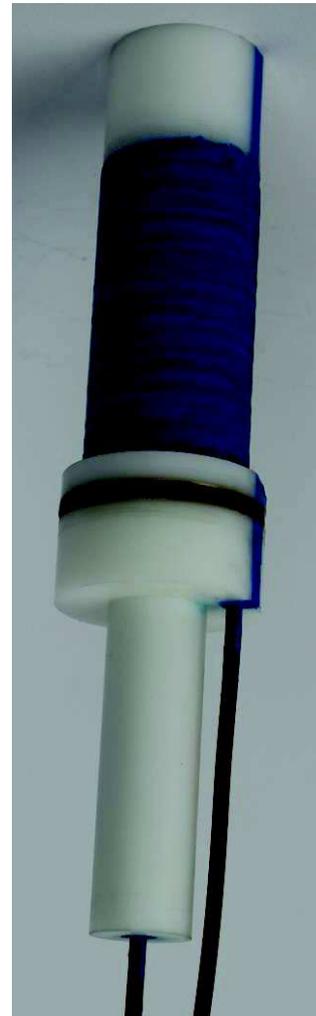
l'oscilloscope à une fréquence d'échantillonnage de $5 \cdot 10^9$ éch./s. Cela est schématisé sur la Figure V-15.



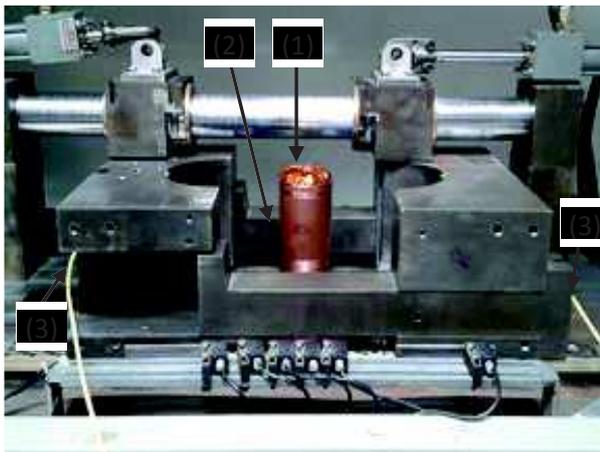
a. Bobine à 11 spires en acier, avant isolation et connexion



b. Bobine à 17 spires en Glidcop, en cours d'isolation



c. Bobine à 17 spires en Glidcop, après isolation et préparation de la connexion



d. Banc de mesure : Installation de la bobine isolée (1), positionnement d'un tube en cuivre et des anneaux (2), mise en place des sondes PDV (3)

Figure V-16 : Dispositif expérimental d'expansion de tube

V-4.2 Essais et mesures préliminaires

Conditions d'essai

Les premiers essais ont été réalisés sur des tubes d'aluminium 1050. Ceux-ci sont issus de godets emboutis de 85 mm de profondeur, dont le fond est découpé pour obtenir des tubes de 80 ou 70 mm de haut, selon la bobine utilisée. Les diamètres intérieur et extérieur sont respectivement de 52.6 mm et de 54 mm. Un traitement de recuit (2h à 420°C, refroidissement dans le four) a été réalisé sur les tubes et les anneaux afin de réduire les effets de texture métallographique.

Apport des anneaux et de la bobine du LNCMI

De premiers essais sont réalisés avec la bobine en acier à 11 spires, sur un tube seul, puis en présence de deux anneaux de 10 mm de part et d'autre du tube conformément aux conclusions de l'étude numérique. Les morphologies finales (Figure V-17-a et b) valident l'intérêt des anneaux

suggéré par l'étude numérique. On s'aperçoit toutefois qu'à haute énergie, l'homogénéité de la déformation devient plus difficile à maintenir.

Avec la bobine à 17 spires en Glidcop, les déformations obtenues sont plus homogènes (cf. Figure V-17-c). Alors que les spires de la bobine en acier laissent une empreinte marquée à une déformation circonférentielle de 0.30, l'effet est bien moindre avec la bobine en Glidcop, et les génératrices restent globalement plus rectilignes. A très haut niveau de déformation (0.44), les marques des spires se manifestent toutefois.



a. Tube sans anneaux, déformé avec la bobine en acier à 11 spires



b. Tubes, déformés avec anneaux et la bobine en acier à 11 spires. Déformations circonférentielles atteintes à mi-hauteur : 0.24, 0.30, 0.42



c. Tubes, déformés avec anneaux et la bobine en Glidcop à 17 spires. Déformations circonférentielles atteintes à mi-hauteur : 0.20, 0.30, 0.44

Figure V-17 : Premiers essais d'expansion de tube - Déformations obtenues

Mesures de vitesse

Les simulations 3D ont montré que de légers mouvements de corps rigide pouvaient survenir, notamment du fait du caractère hélicoïdal de la bobine et des défauts de centrage du tube par rapport à la bobine (cf. Tableau VI-1). Pour cette raison, deux mesures de vitesses sont réalisées de part et d'autre du tube. La Figure V-18 présente un exemple de mesures pour lequel l'écart est relativement important entre les vitesses mesurées par les deux sondes PDV. Pour cette raison, la moyenne des deux mesures est systématiquement calculée afin de retrancher la part de mouvement solide, et de n'utiliser pour l'analyse que le mouvement correspondant à la déformation. Cela permet de tenir compte d'un mouvement de translation, mais, en revanche, pas d'un mouvement de rotation.

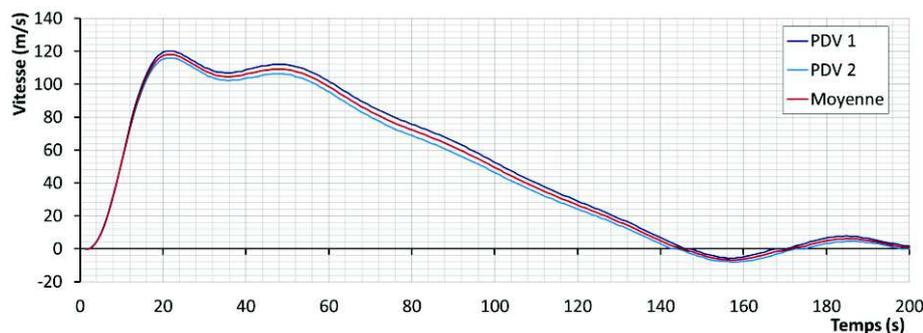


Figure V-18 : Mesures des sondes PDV diamétralement opposées

Chapitre VI. Analyse de sensibilité de l'essai d'expansion de tube

Pour que l'expansion de tube décrite au chapitre précédent soit un essai véritablement pertinent, il faut que le comportement du matériau ait une influence notable, qui ne soit pas masquée par les incertitudes de mesure.

L'objet de ce chapitre est double. D'abord, il s'agit d'évaluer la sensibilité de l'essai aux incertitudes expérimentales. Pour chaque incertitude identifiée, la vitesse d'expansion radiale est calculée et comparée à la vitesse obtenue avec les données nominales. Une forte influence de l'incertitude sur la mesure de courant est mise en évidence.

Ensuite, la sensibilité de la vitesse d'expansion du tube à la loi de comportement est analysée. Dans un premier temps, la forte corrélation des paramètres du modèle de Johnson-Cook est mise en évidence dans le domaine $(\bar{\epsilon}, \bar{\epsilon})$ d'intérêt. Puis, malgré ces corrélations, la sensibilité de la vitesse radiale au comportement mécanique est vérifiée.

VI-1. Introduction aux analyses de sensibilité	80
VI-1.1 Objectifs	80
VI-1.2 Motivations	80
VI-2. Sensibilité de l'essai aux données expérimentales	81
VI-2.1 Sources d'incertitude expérimentales	81
VI-2.2 Etude de sensibilité numérique	82
VI-2.3 Sensibilité aux incertitudes : Synthèse et conclusions.....	83
VI-3. Sensibilité de l'essai à la loi de comportement	85
VI-3.1 Présentation de l'analyse de sensibilité.....	85
VI-3.2 Analyse du modèle de Johnson-Cook	85
VI-3.3 Sensibilité de la vitesse radiale à la loi de comportement	90
VI-4. Discussion.....	92

VI-1. Introduction aux analyses de sensibilité

VI-1.1 Objectifs

La démarche d'identification vise à déduire, à partir de la mesure de vitesse d'expansion et des autres paramètres supposés connus, le comportement mécanique du tube. Pour que cette méthode soit efficace, il faut :

- que le calcul de la vitesse radiale ne soit pas trop sensible aux incertitudes de mesure – c'est l'objet du §VI-2 ;
- que la vitesse radiale dépende étroitement du comportement mécanique – c'est ce qui sera étudié au §VI-3.

VI-1.2 Motivations

Travaux antérieurs

Parmi les différents travaux publiés antérieurement sur l'expansion électromagnétique de tube ou d'anneau (cf. §V-1.1), certains ont abordé ces problématiques de sensibilité de l'essai aux incertitudes et au comportement que l'on cherche à identifier.

Dans l'article de (Gourdin 1989), les auteurs présentent des estimations des incertitudes sur les mesures de courant et de vitesse, mais leur impact sur le résultat d'identification n'est pas clairement abordé. La sensibilité de la vitesse d'expansion au comportement mécanique de l'anneau est présentée au moyen d'exemples, mais n'est pas analysée davantage.

De ce point de vue, l'approche présentée par (Landen et al. 2007) est plus complète. Des intervalles d'incertitude sur le comportement identifié sont calculés à partir des incertitudes sur la mesure de courant et sur la mesure de vitesse. En revanche, les autres sources d'incertitudes ne sont pas abordées ; elles sont certainement considérées comme négligeables.

Enfin, on trouve dans (Unger et al. 2008) une étude de sensibilité du déplacement mesuré aux trois paramètres du modèle de comportement viscoplastique sur lesquels porte l'identification. Des corrélations sont mises en évidence entre deux paramètres. En outre, l'« identifiabilité » des paramètres est validée par une sensibilité suffisante de l'observable aux paramètres d'intérêt.

Dans ce même article, des éléments de sensibilité aux incertitudes sont indiqués. En particulier, les incertitudes sur les dimensions du tube sont présentées comme étant la principale source d'erreurs. Les autres incertitudes de mesure, incluant la mesure de courant, sont considérées comme étant moins influentes, mais ne sont pas analysées en détail dans cet article.

Application

Tirant profit de ces études, la démarche proposée dans ce chapitre consiste à transposer les méthodes d'analyse présentées par (Landen et al. 2007) et (Unger et al. 2008) à l'essai d'expansion de tube mis en place. Les conclusions des travaux effectués indiquent de possibles fortes sensibilités aux incertitudes (notamment à la mesure de courant et aux dimensions du tube). Cet aspect est présenté ici de façon plus détaillée, en considérant un grand nombre de facteurs pouvant affecter la démarche d'identification par expansion de tubes.

VI-2. Sensibilité de l'essai aux données expérimentales

VI-2.1 Sources d'incertitude expérimentales

Pour cette analyse de sensibilité, les paramètres de l'essai dont on soupçonne une influence sur le processus d'expansion électromagnétique sont répertoriés. Pour chacun de ces paramètres supposés connus, on cherche à évaluer :

- l'incertitude sur la valeur déterminée ;
- l'influence de cette incertitude sur le calcul de la vitesse d'expansion.

Les principales sources d'incertitude susceptibles d'influencer l'essai d'expansion électromagnétique de tube sont résumées dans le Tableau VI-1.

Type		Symbole	Détails	Quantification
Dimensions du tube	Rayon extérieur	$R_{extTube}$	(a)	27.0 ± 0.03 mm
	Epaisseur	E_{pTube}	(a)	0.70 ± 0.03 mm
	Hauteur	H_{Tube}		70.0 ± 1 mm
Dimensions de la bobine	Rayon extérieur	$R_{extBobine}$	(b)	24.9 ± 0.1 mm
	Epaisseur	$E_{pBobine}$		3.35 ± 0.1 mm
	Pas	$P_{aSBobine}$		5.82 ± 0.02 mm
Dimensions des anneaux	Hauteur	$H_{Anneaux}$		10.0 ± 1 mm
Positionnement	Position axiale	$P_{oSaxiale}$	(c)	± 2 mm
	Centrage	$P_{oScentrage}$	(c)	± 0.1 mm
	Parallélisme	$P_{oSparallelisme}$	(c)	$\pm 0.16^\circ$
Propriétés du tube	Masse volumique	$MassVol_{Tube}$	(d)	$2700 \text{ kg/m}^3 \pm 2\%$
	Module d'Young	$Young_{Tube}$	(d)	$69000 \text{ MPa} \pm 2\%$
	Coefficient de Poisson	$Poisson_{Tube}$	(d)	$0.33 \pm 2\%$
	Conductivité électrique	$Conduct_{Tube}$	(e)	$35.0 \pm 1 \text{ MS/m}$
Propriétés de la bobine	Conductivité électrique	$Conduct_{Bobine}$		$52.0 \pm 2 \text{ MS/m}$
Mesure de courant	Amplitude	$Ampl_{Courant}$	(f)	$\pm 5\%$
	Période	$Freq_{Courant}$	(f)	$\pm 5\%$
Mesure de vitesse	Amplitude		(g)	$\pm 1 \text{ m/s}$

Tableau VI-1 : Liste des sources d'incertitude considérées pour l'essai d'expansion de tube

- (a) Les dimensions nominales indiquées par le fournisseur sont les suivantes : $D_{ext} = 54.0$ mm, $D_{int} = 52.6$ mm. On mesure par ailleurs une hauteur de tube de 79.42 mm (moyenne de 20 mesures, avec un écart type de 0.36).

Pour ces dimensions, le calcul de la masse du tube fournit la valeur suivante :

$$m_{nom} = 2700 \cdot \pi \cdot \frac{(54.0^2 - 52.60^2)}{4} \cdot 79.42 \cdot 10^{-9} = 25.13 \text{ g} \quad (\text{éq. VI-1})$$

Si l'estimation de la masse du tube est étendue aux écarts types associés à la mesure de la hauteur (79.42 ± 0.36), on obtient :

$$m_{nom(-)} = 25.02 \text{ g} ; m_{nom(+)} = 25.25 \text{ g} \quad (\text{éq. VI-2})$$

Or, la mesure de la masse du tube fournit la valeur suivante :

$$m_{mes} = 23.92 \pm 0.01 \text{ g} \quad (\text{éq. VI-3})$$

Il semble donc que les dimensions nominales tendent à surestimer l'épaisseur du tube.

La mesure des diamètres intérieur et extérieur du tube est rendue difficile par sa très faible raideur : les efforts générés par le pied à coulisse suffisent à le déformer, et la masse déduite de ces mesures n'est pas compatible avec la masse mesurée.

On choisit donc, pour estimer les incertitudes sur les rayons intérieur et extérieur du tube, de déterminer les couples (D_{int} , D_{ext}) qui, autour des valeurs nominales, fournissent une masse de tube compatible avec la masse mesurée.

Les couples extrêmes ainsi obtenus sont : (52.60, 53.94) ; (54.00, 52.66), ce qui permet de proposer les incertitudes suivantes sur les rayons :

$$R_{ext} = 27.00 \pm 0.03 \text{ mm} ; R_{int} = 26.30 \pm 0.03 \text{ mm} \quad (\text{éq. VI-4})$$

- (b) L'incertitude provient directement de la mesure du diamètre après l'étape de bobinage du fil de Glidcop® couvert de Kapton® (avant les étapes d'enrobage et d'isolation complémentaire).
- (c) Ces incertitudes sont issues des degrés de libertés permis par le montage :
- Position axiale : Le positionnement axial est relativement « libre », car les frottements suffisent à maintenir le tube, et la protection de la bobine par les épaisseurs d'isolant ne crée pas une butée précise.
 - Centrage : Le soin apporté à la réalisation de l'isolation permet de garantir une épaisseur quasi-constante d'isolant autour de la bobine. Un défaut uniforme de centrage correspondant à une épaisseur d'isolant est donc considéré.
 - Parallélisme : Le défaut de parallélisme envisagé correspond à un défaut de centrage asymétrique : +0.1 mm en haut du tube, -0.1 mm en bas du tube.
- (d) Ces données sont indiquées par le fournisseur sans incertitudes, et sont en principe bien connues. Une incertitude de $\pm 2\%$ y a été appliquée pour cette étude de sensibilité.
- (e) Incertitude indiquée par le fournisseur (certificat matière).
- (f) Cf. §III-2.2
- (g) Cf. §III-2.3

VI-2.2 Etude de sensibilité numérique

Démarche

Dans cette section, un modèle de simulation numérique d'expansion de tube (cf. §V-2) a été choisi pour référence. Pour chaque source d'incertitude reportée dans la section précédente (cf. Tableau VI-1), une simulation a été réalisée avec la perturbation identifiée. Les conséquences des différentes perturbations sur la vitesse d'expansion du tube sont alors analysées et comparées. Pour la plupart des sources d'incertitude, la comparaison a été réalisée à l'aide d'un modèle 2D axisymétrique. Pour les incertitudes de positionnement, en revanche, la modélisation 3D a été nécessaire.

Il est important de noter que toutes ces simulations sont réalisées pour une courbe de courant donnée (à l'exception, évidemment, des simulations visant à analyser l'effet des incertitudes sur la mesure du courant). Expérimentalement, pour des paramètres de générateur identiques, on pourrait s'attendre, notamment, à ce que des perturbations géométriques modifient les caractéristiques du circuit électrique, modifiant ainsi la courbe de courant (cf. Annexe C.3). Ce n'est pas la question qui nous intéresse ici.

On recherche plutôt, pour une expérience donnée (ayant donc fourni une courbe de courant et une courbe de vitesse d'expansion données), quelles sont les conséquences des incertitudes expérimentales sur le calcul de la vitesse d'expansion du tube. En effet, c'est la courbe de vitesse qui sert de critère pour l'identification des paramètres du modèle d'écrouissage. L'incertitude sur le

comportement identifié dépend donc en partie de l'influence des incertitudes expérimentales sur le calcul de la vitesse d'expansion.

Influence des incertitudes sur le calcul de la vitesse radiale

La Figure VI-2 (colonne de gauche) présente les vitesses calculées avec les différentes perturbations positives répertoriées dans le Tableau VI-1. L'écart avec la vitesse de référence est présenté sur la colonne de droite.

Calcul des fonctions-coûts

Afin de hiérarchiser l'influence des incertitudes sur le calcul de la vitesse radiale, différentes mesures de l'écart avec la vitesse de référence sont utilisées : la norme L_1 , la norme L_2 et la norme L_∞ (voir §IV-1.2). Quelle que soit la mesure choisie, c'est l'incertitude sur l'amplitude du courant qui affecte le plus le calcul de la vitesse radiale d'expansion du tube. Sur la Figure VI-1, les valeurs obtenues pour chacune des incertitudes sont classées selon les valeurs pour la norme L_2 . Pour plus de clarté dans la comparaison, les valeurs de fonction-coût sont normalisées par rapport à la valeur obtenue avec l'incertitude sur l'amplitude du courant.

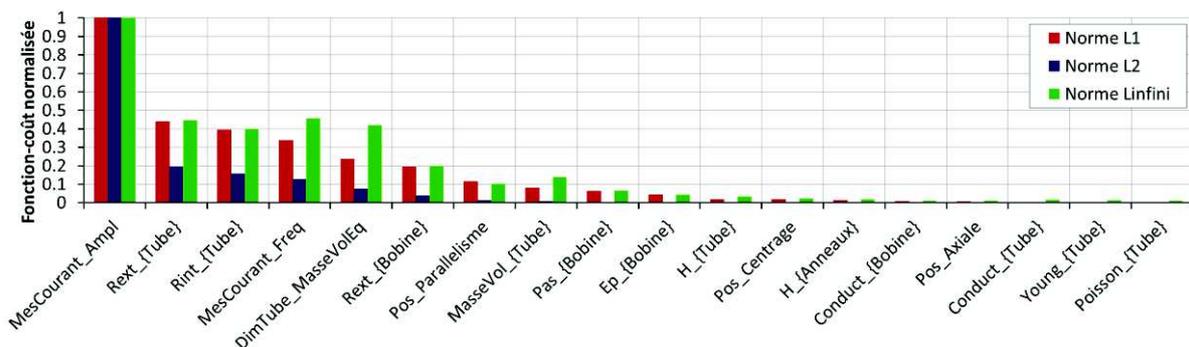


Figure VI-1 : Classement des sources d'incertitudes par effet décroissant sur la vitesse, en norme L_2

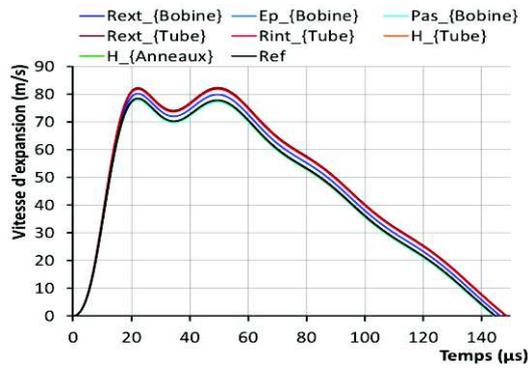
VI-2.3 Sensibilité aux incertitudes : Synthèse et conclusions

De cette analyse de sensibilité aux incertitudes expérimentales, il ressort que le facteur le plus critique est la mesure de courant. Son influence sur le calcul de la vitesse d'expansion radiale est de loin la plus élevée. Dans une moindre mesure, il est également mis en évidence une sensibilité importante aux dimensions des tubes.

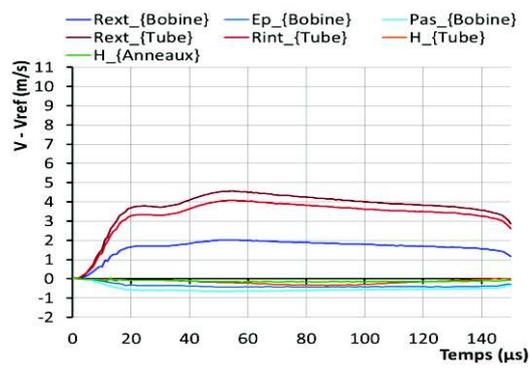
Dans ce contexte, les points d'attention seront les suivants :

- Tout d'abord, l'influence des incertitudes expérimentales doit être prise en compte dans la méthodologie d'identification, afin de fournir une estimation de la précision du comportement identifié ;
- Un soin particulièrement méticuleux doit être apporté à la réalisation de la mesure de courant, qu'il s'agisse de la réalisation de la sonde, de son installation et de sa calibration, ainsi qu'aux méthodes de traitement du signal. Malheureusement, cette mesure est relativement délicate au vu des hautes intensités, hautes tensions et hautes fréquences mises en jeu ;
- Une bonne maîtrise des dimensions des tubes est également un moyen de réduire les incertitudes sur la caractérisation.

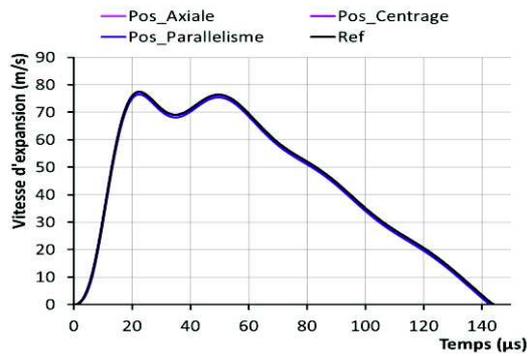
Par ailleurs, on note que la plupart des incertitudes ont un effet sur la vitesse radiale relativement constant au cours du temps (à l'exception des incertitudes sur la fréquence du courant et sur la masse volumique du tube) : après le premier pic, la courbe de vitesse semble translatée par rapport à la courbe de référence.



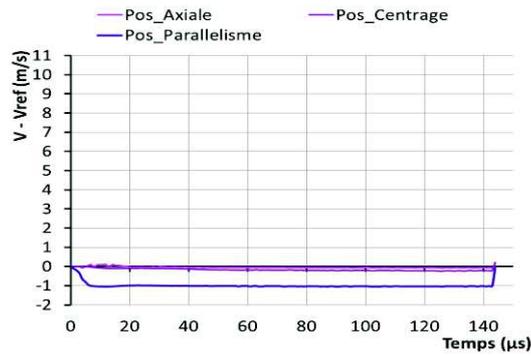
a. Incertitudes dimensionnelles : Vitesses calculées (modèle 2D axisymétrique)



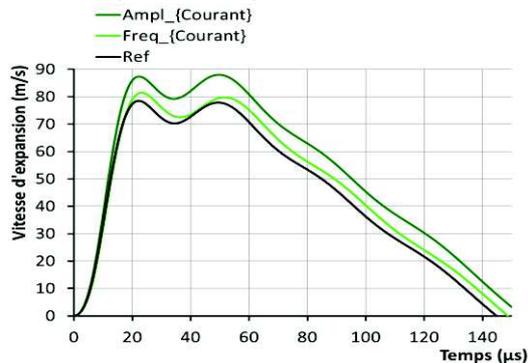
b. Incertitudes dimensionnelles : Ecart par rapport à la courbe de vitesse de référence



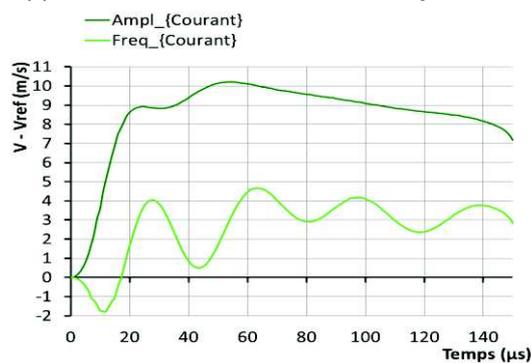
c. Incertitudes de positionnement : Vitesses calculées (modèle 3D)



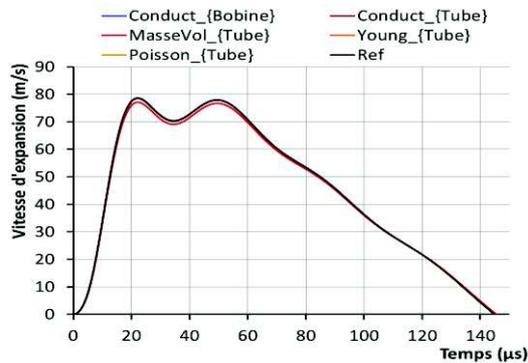
d. Incertitudes de positionnement : Ecart par rapport à la courbe de vitesse de référence



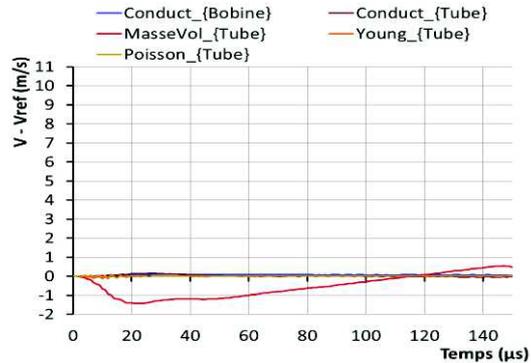
e. Incertitudes sur le courant mesuré : Vitesses calculées (modèle 2D axisymétrique)



f. Incertitudes sur le courant mesuré : Ecart par rapport à la courbe de vitesse de référence



g. Incertitudes sur les propriétés : Vitesses calculées (modèle 2D axisymétrique)



h. Incertitudes sur les propriétés : Ecart par rapport à la courbe de vitesse de référence

Figure VI-2 : Effet des incertitudes sur le calcul de la vitesse d'expansion radiale du tube

VI-3. Sensibilité de l'essai à la loi de comportement

VI-3.1 Présentation de l'analyse de sensibilité

Objectifs

Pour que la méthodologie d'identification soit efficace, il est primordial que l'observable choisi – la vitesse d'expansion radiale – soit sensible aux paramètres que l'on cherche à identifier. En d'autres termes, il faut que des variations de ces paramètres aient un effet significatif sur la courbe de vitesse (de préférence, supérieur à celui des incertitudes de mesure). En outre, il faut que l'on puisse dissocier les effets de chacun des paramètres.

Ces exigences concernent en fait deux niveaux de sensibilité : la sensibilité de la vitesse radiale à la loi de comportement, et la sensibilité de la loi de comportement elle-même à ses paramètres. En particulier, il est important de mettre en évidence d'éventuelles corrélations de paramètres au sein même du modèle de comportement, car elles se répercuteront nécessairement sur les grandeurs mécaniques telles que la vitesse radiale.

Les sensibilités et les corrélations dépendent grandement du domaine d'application du modèle de comportement. Pour cette raison, l'étude de ces éléments est focalisée sur un domaine de déformations et de vitesses de déformation concerné par l'essai d'expansion de tube. Le modèle de comportement retenu pour cette étude est le modèle de Johnson-Cook, comme il l'a été justifié au Chapitre II.

Démarche

L'étude qui va suivre est donc décomposée en deux étapes :

- Une analyse de sensibilité du modèle de Johnson-Cook aux paramètres A, B, n et C, ainsi que leurs interdépendances.
- Une analyse de sensibilité de la vitesse radiale au modèle de Johnson-Cook, ses paramètres A, B, n et C, et leurs interdépendances.

Ces analyses de sensibilité et de corrélation utilisent les outils théoriques présentés dans l'Annexe B.3, et notamment la matrice de corrélation.

VI-3.2 Analyse du modèle de Johnson-Cook

Le modèle de Johnson-Cook

Le modèle de Johnson-Cook (Johnson & Cook 1983) est exprimé par la formulation suivante :

$$\bar{\sigma} = (A + B \cdot \bar{\varepsilon}_p^n) \cdot \left(1 + C \cdot \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \cdot \left(1 - \frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m \quad (\text{éq. VI-5})$$

avec :

- $\dot{\varepsilon}_0$ une vitesse de déformation de référence. On choisit ici $\dot{\varepsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$ (on est ainsi assuré que les vitesses de déformation lors de l'expansion de tube seront supérieures à $\dot{\varepsilon}_0$).
- T_0 une température de référence, choisie comme étant la température ambiante (20°C), qui est aussi la température initiale lors de l'essai d'expansion.
- T_f la température de fusion du matériau, ici 650°C.
- m le paramètre de sensibilité à la température. Pour les alliages d'aluminiums, la valeur de m est souvent proche de 1 ; voir par exemple l'étude de (Johnson & Cook 1983) qui déterminèrent une valeur de $m = 1.0$ pour trois nuances d'aluminium différentes.

Les échauffements attendus sont relativement modérés pour l'expansion de tubes d'aluminium. Les simulations, qui tiennent compte des échauffements par effet Joule et par déformation plastique (cf.

§III-4.2), estiment une élévation de température de l'ordre de 80°C au maximum. En conséquence, la valeur de $m = 1.0$ est acceptée et sera utilisée pour toutes les études qui vont suivre.

L'analyse de sensibilité ne portera que sur les quatre autres paramètres, rassemblés en un vecteur $\lambda = (A, B, n, C)$. Dans cette partie, on met donc de côté le terme de sensibilité thermique, ce qui ramène l'expression de la contrainte d'écoulement à :

$$\bar{\sigma} = (A + B \cdot \bar{\varepsilon}_p^n) \cdot \left(1 + C \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \right) \quad (\text{éq. VI-6})$$

Préambule aux analyses

La sensibilité du modèle de Johnson-Cook à ses paramètres peut être étudiée de façon analytique. En effet :

$$\begin{aligned} \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial A} &= 1 + C \cdot \ln(\dot{\varepsilon}) & \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial n} &= B \cdot (1 + C \cdot \ln(\dot{\varepsilon})) \cdot \ln(\bar{\varepsilon}) \cdot \bar{\varepsilon}^n \\ \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial B} &= \bar{\varepsilon}^n \cdot (1 + C \cdot \ln(\dot{\varepsilon})) & \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial C} &= \ln(\dot{\varepsilon}) \cdot (A + B \cdot \bar{\varepsilon}^n) \end{aligned} \quad (\text{éq. VI-7})$$

Afin de mieux séparer les effets de l'érouissage et de la vitesse de déformation, l'analyse est d'abord menée :

- à vitesse de déformation constante (2500 /s) ;
- à déformation constante (0.1).

Dans un second temps, l'analyse sera reproduite pour des couples $(\bar{\varepsilon}, \dot{\varepsilon})$ représentatifs d'un processus d'expansion de tube.

Pour l'analyse des corrélations, la matrice de corrélation introduite dans l'Annexe B.3 est utilisée ; elle est définie comme suit :

$$Co_{ij} = \frac{\left(\frac{d\sigma(\lambda)^T}{d\lambda} \cdot \frac{d\sigma(\lambda)}{d\lambda} \right)_{ij}}{\sqrt{\left(\frac{d\sigma(\lambda)^T}{d\lambda} \cdot \frac{d\sigma(\lambda)}{d\lambda} \right)_{ii} \cdot \left(\frac{d\sigma(\lambda)^T}{d\lambda} \cdot \frac{d\sigma(\lambda)}{d\lambda} \right)_{jj}}} \quad (\text{éq. VI-8})$$

où :

- $\sigma(\lambda)$ est le vecteur (de dimension N) contenant les valeurs de la contrainte, pour le jeu de paramètres λ , aux N points d'intérêt dans le domaine $(\bar{\varepsilon}, \dot{\varepsilon})$.
- $\frac{d\sigma(\lambda)}{d\lambda}$ est la matrice de sensibilité à chacun des paramètres A, B, n et C, de dimension Nx4. Cette matrice est calculée analytiquement.
- i et j sont les indices des composantes du vecteur des paramètres : A, B, n et C (i et $j \in [1,4]$ dans le cas présent).

Configuration de référence

L'étude de sensibilité est réalisée au voisinage d'un point de référence λ_{ref} . Pour A, B et n, on choisit les valeurs identifiées en essai de traction quasi-statique sur l'aluminium 1050 recuit (cf. §VIII-1). En l'absence de données dynamiques spécifiques, on leur associe la valeur de C proposée par (Johnson & Cook 1983) pour l'aluminium 2024-T351. Ainsi :

$$\lambda_{ref} = \begin{pmatrix} A_{ref} \\ B_{ref} \\ n_{ref} \\ C_{ref} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 20 \text{ MPa} \\ 130 \text{ MPa} \\ 0.37 \\ 0.015 \end{pmatrix} \quad (\text{éq. VI-9})$$

L'application visée étant l'expansion électromagnétique de tube, le domaine d'intérêt doit être défini dans des conditions pertinentes. Ainsi, pour définir les points du domaine $(\bar{\varepsilon}, \dot{\varepsilon})$ où sera calculée la contrainte pour l'analyse de sensibilité, une simulation d'expansion électromagnétique de tube est réalisée avec ces valeurs de référence. Les conditions de simulation correspondent au cas #151 présenté au §VII-1.2. Vingt couples $(\bar{\varepsilon}, \dot{\varepsilon})$ en sont extraits et serviront de trame pour le calcul des sensibilités. Ils sont présentés sur la Figure VI-3 et dans le Tableau VI-2.

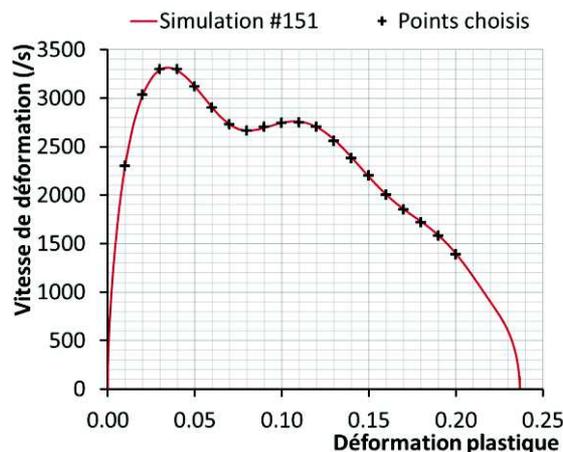


Figure VI-3 : Domaine $(\bar{\varepsilon}, \dot{\varepsilon})$ couvert par un essai typique d'expansion de tube

$\bar{\varepsilon}$	0.01	0.02	0.03	0.04	0.05	0.06	0.07	0.08	0.09	0.1
$\dot{\varepsilon}$ (/s)	2300	3030	3300	3300	3120	2900	2730	2660	2700	2740
$\bar{\varepsilon}$	0.11	0.12	0.13	0.14	0.15	0.16	0.17	0.18	0.19	0.2
$\dot{\varepsilon}$ (/s)	2750	2700	2560	2380	2200	2000	1850	1720	1580	1390

Tableau VI-2 : Couples $(\bar{\varepsilon}, \dot{\varepsilon})$ choisis pour l'analyse de sensibilité

Analyse pour une vitesse de déformation constante

Pour cette analyse, la contrainte est calculée aux déformations présentées dans le Tableau VI-2, pour une vitesse de déformation fixée à 2500 /s. Des variations $\Delta\lambda$ sont appliquées successivement à chacun des paramètres :

$$\Delta A = 5 \text{ MPa} ; \Delta B = 11.7 \text{ MPa} ; \Delta n = -0.0387 ; \Delta C = 0.0095 \quad (\text{éq. VI-10})$$

Pour chaque $\Delta\lambda$, la courbe contraintes-déformations est alors comparée à la courbe de référence (Figure VI-4-a), aux vingt points d'intérêt.

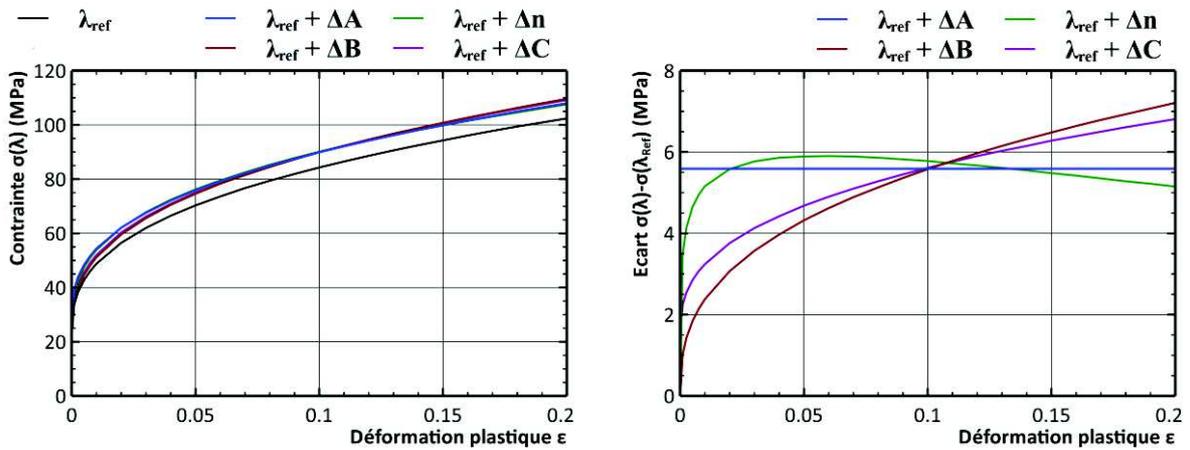
En outre, une erreur globale (c'est-à-dire pour toutes les valeurs de déformation), associée à chaque paramètre, est définie :

$$Err_{\sigma}(\lambda_{ref} + \Delta\lambda) = \frac{1}{N} \cdot \sum_{i=1}^N [\sigma(\lambda_{ref} + \Delta\lambda, \varepsilon_i) - \sigma_{ref}(\varepsilon_i)]^2 \quad (\text{éq. VI-11})$$

Pour aider les comparaisons, (cela sera important pour l'étude de sensibilité de la vitesse radiale à la loi de comportement), les variations $\Delta\lambda$ sont choisies de telle sorte que l'erreur globale par rapport à la courbe de référence soit identique pour chacun des paramètres. Cela revient également à dire que la variation de travail plastique totale est identique pour chaque $\Delta\lambda$.

$$Err_{\sigma}(\lambda_{ref} + \Delta A) = Err_{\sigma}(\lambda_{ref} + \Delta B) = Err_{\sigma}(\lambda_{ref} + \Delta n) = Err_{\sigma}(\lambda_{ref} + \Delta C) \quad (\text{éq. VI-12})$$

$$\dots = 31.2 \text{ MPa}^2$$



a. Courbes contrainte/déformation plastique b. Ecart par rapport à la courbe de référence

Figure VI-4 : Sensibilité de la contrainte aux paramètres de la loi de comportement, pour une vitesse de déformation de 2500 /s.

La Figure VI-4-b illustre les sensibilités aux paramètres en fonction de la déformation plastique : on retrouve bien les formes indiquées par les expressions analytiques (éq. VI-7) : constante pour A, en loi puissance pour B et C, et de type logarithmique pour n. Ainsi, les sensibilités aux paramètres B et C seront bien plus élevées aux grandes déformations.

Ces observations suggèrent également une forte corrélation des paramètres B et C à vitesse de déformation constante. Les sensibilités aux paramètres A et n, également, évoluent de façon relativement proche à l'exception des très faibles déformations.

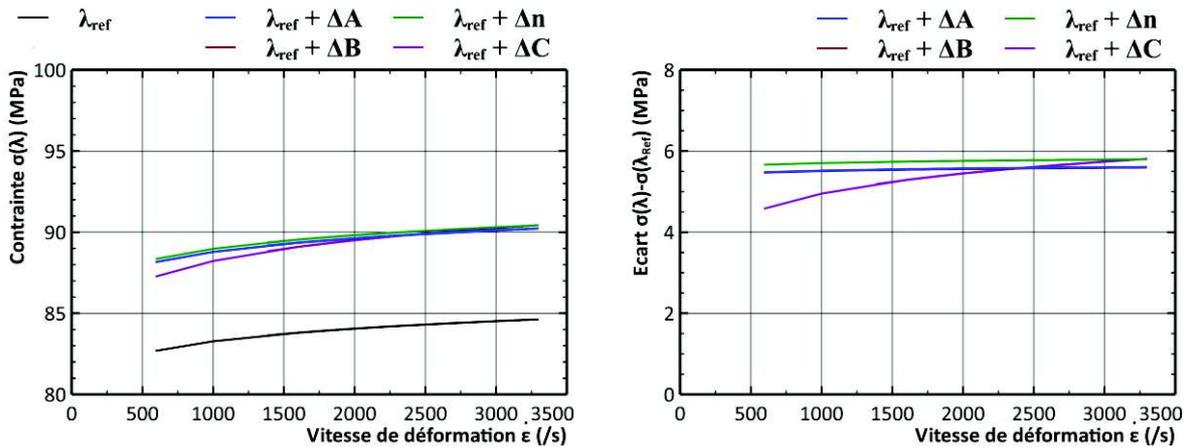
La matrice de corrélation (éq. VI-8) est calculée autour du point λ_{ref} à partir des expressions analytiques des dérivées partielles de la contrainte, calculées aux vingt points d'intérêt à vitesse de déformation constante.

$$Co = \begin{matrix} A \\ B \\ n \\ C \end{matrix} \begin{bmatrix} A & B & n & C \\ 1 & 0.954 & -0.999 & 0.976 \\ & 1 & -0.958 & 0.996 \\ & & 1 & -0.979 \\ & & & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{éq. VI-13})$$

Une composante proche de 1 traduisant une forte corrélation entre les paramètres considérés, le calcul de la matrice de corrélation confirme la forte interdépendance des paramètres du modèle de Johnson-Cook, dans les conditions de l'étude.

Analyse pour une déformation constante

Une analyse similaire est menée sur la sensibilité de la contrainte aux quatre paramètres, en fonction de la vitesse de déformation. La déformation plastique est fixée à 0.1, et les vitesses de déformations considérées sont celles présentées sur la Figure VI-3. Les variations $\Delta\lambda$ sont les mêmes que dans l'étude à vitesse de déformation constante (éq. VI-10).



a. Courbes contrainte/vitesse de déformation

b. Ecart par rapport à la courbe de référence

Figure VI-5 : Sensibilité de la contrainte aux paramètres de la loi de comportement, pour une déformation plastique de 0.1

Comme le suggèrent les expressions analytiques (éq. VI-7), l'évolution de la sensibilité aux paramètres A, B et n avec la vitesse de déformation sont très similaires, et très faibles. Seule la sensibilité au paramètre C se démarque légèrement.

Dans ces conditions, tous les paramètres sont extrêmement corrélés, ce qui est bien traduit par la matrice de corrélation.

$$Co = \begin{matrix} & A & B & n & C \\ \begin{matrix} A \\ B \\ n \\ C \end{matrix} & \begin{bmatrix} 1 & 1.000 & -1.000 & 0.9996 \\ & 1 & -1.000 & 0.9996 \\ & & 1 & -0.9996 \\ & & & 1 \end{bmatrix} \end{matrix} \quad (\text{éq. VI-14})$$

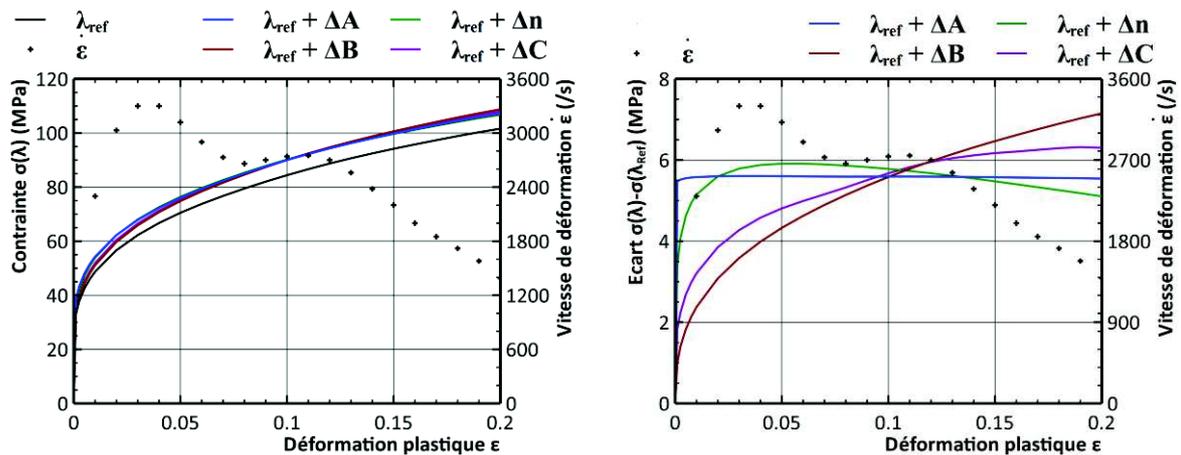
Ainsi, les variations de vitesse de déformation au cours d'un essai d'expansion de tube ne semblent pas avoir un effet important sur les sensibilités, du moins avec la valeur de C choisie (plutôt faible). Elles n'apportent donc pas d'informations supplémentaires pour aider à la discrimination des effets des paramètres. Les effets pourraient devenir significatifs uniquement en cas d'une dépendance très abrupte de la contrainte à la vitesse de déformation.

Analyse pour les couples $(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}})$ sélectionnés

L'objectif est maintenant de s'intéresser aux effets couplés de la déformation et de la vitesse de déformation sur les sensibilités aux quatre paramètres choisis du modèle de Johnson-Cook. On se place pour cela dans les conditions d'une expansion de tube, et les contraintes sont calculées aux points présentés dans le Tableau VI-2.

Puisque les variations de vitesse de déformation n'ont que très peu d'effet sur la sensibilité de la contrainte aux paramètres d'intérêt, A, B, n et C, les résultats obtenus ici sont très similaires aux résultats à vitesse de déformation constante. La matrice de corrélation est aussi très proche du cas à vitesse de déformation constante.

$$Co = \begin{matrix} & A & B & n & C \\ \begin{matrix} A \\ B \\ n \\ C \end{matrix} & \begin{bmatrix} 1 & 0.954 & -0.999 & 0.979 \\ & 1 & -0.958 & 0.994 \\ & & 1 & -0.983 \\ & & & 1 \end{bmatrix} \end{matrix} \quad (\text{éq. VI-15})$$



a. Courbes contrainte/déformation plastique

b. Ecart par rapport à la courbe de référence

Figure VI-6 : Sensibilité de la contrainte aux paramètres de la loi de comportement, dans les conditions $(\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}})$ d'un essai d'expansion de tube

Les principales conclusions sont donc :

- Une sensibilité quasi-constante de la contrainte au paramètre A.
- Une forte corrélation des paramètres B et C, séparables uniquement en cas de très fortes variations de la contrainte avec la vitesse de déformation.
- Une forte corrélation des paramètres A et n, séparables éventuellement aux très faibles déformations.
- Globalement, des corrélations importantes entre tous les paramètres.
- Une très faible influence des variations de vitesse de déformation au cours de l'essai.

VI-3.3 Sensibilité de la vitesse radiale à la loi de comportement

Objectifs

D'importantes corrélations des paramètres ont été mises en évidence pour le modèle de comportement choisi, dans le domaine d'étude. Il est donc presque certain que ces corrélations seront retrouvées avec l'application au calcul de la vitesse d'expansion radiale. Malgré ces corrélations, l'objectif principal est de vérifier la sensibilité du calcul de la vitesse radiale au comportement mécanique du tube.

Pour cela, les mêmes variations $\Delta\lambda$ que précédemment sont appliquées au modèle de comportement. Cela fournit, pour chacun des paramètres, une variation significative de la relation contraintes-déformations-vitesse de déformation par rapport au jeu de paramètres de référence. En outre, ces variations sont telles que la variation de l'énergie de déformation plastique est identique pour chaque paramètre. Ainsi, les « poids » de chaque $\Delta\lambda$ sur la loi de comportement sont similaires dans le domaine de déformation considéré. Il s'agit maintenant d'étudier la répercussion de ces variations sur la vitesse d'expansion du tube, avec les questionnements suivants :

- Puisque les sensibilités de la contrainte aux quatre paramètres évoluent de façon différente, comment cela se répercute-t-il sur la vitesse d'expansion ?
- Malgré des poids identiques sur la loi de comportement, certains paramètres semblent-ils avoir plus d'influence que d'autres sur la vitesse d'expansion ?
- Que devient la matrice de corrélation lorsqu'elle est appliquée à la vitesse d'expansion ?

Préambule aux analyses

Le modèle numérique utilisé pour le calcul de la vitesse d'expansion radiale est identique au modèle présenté au §VII-1.2, avec la courbe de courant #151. Dans le modèle de Johnson-Cook (éq. IV-1), on fixe $m = 1.0$.

La matrice de corrélation est ici définie comme suit :

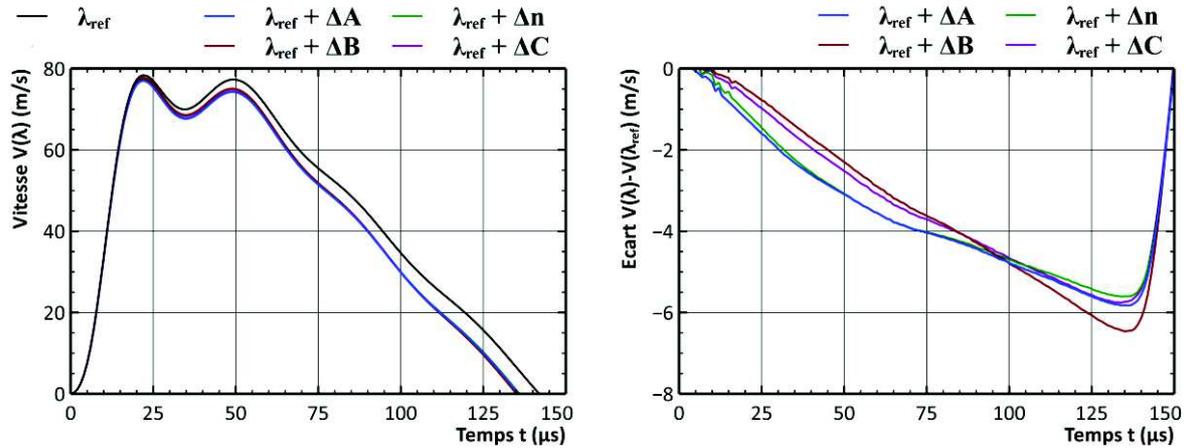
$$Co_{ij} = \frac{\left(\frac{dV(\lambda)^T}{d\lambda} \cdot \frac{dV(\lambda)}{d\lambda}\right)_{ij}}{\sqrt{\left(\frac{dV(\lambda)^T}{d\lambda} \cdot \frac{dV(\lambda)}{d\lambda}\right)_{ii} \cdot \left(\frac{dV(\lambda)^T}{d\lambda} \cdot \frac{dV(\lambda)}{d\lambda}\right)_{jj}}} \quad (\text{éq. VI-16})$$

où :

- $V(\lambda)$ est le vecteur (de dimension N) contenant les valeurs de la vitesse d'expansion à mi-hauteur du tube, pour le jeu de paramètres λ , aux N instants considérés.
- $\frac{dV(\lambda)}{d\lambda}$ est la matrice de sensibilité à chacun des paramètres A, B, n et C, de dimension Nx4. Cette matrice est calculée numériquement par différence finie.
- i et j sont les indices des composantes du vecteur des paramètres : A, B, n et C (i et $j \in [1,4]$ dans le cas présent).

Sensibilité de la vitesse radiale à la loi de comportement

Le calcul des vitesses radiales d'expansion pour les valeurs de paramètres de référence et les valeurs modifiées fournit les résultats présentés sur la Figure VI-7. Ces résultats sont encourageants : les écarts à la vitesse de référence sont significatifs. Par ailleurs, ceux-ci augmentent au cours du temps. La sensibilité de l'essai au comportement est donc d'autant plus marquée que l'expansion progresse.



a. Courbes de vitesse au cours du temps

b. Ecart par rapport à la courbe de référence

Figure VI-7 : Sensibilité de la vitesse radiale aux paramètres de la loi de comportement

Comme attendu, les paramètres semblent très corrélés, et notamment les paires (A,n) et (B,C) pour lesquels les écarts de vitesse évoluent de façon très similaire. La matrice de corrélation, dont les composantes sont toutes presque égales à 1, confirme ces observations :

$$Co = \begin{matrix} & A & B & n & C \\ \begin{matrix} A \\ B \\ n \\ C \end{matrix} & \begin{bmatrix} 1 & 0.9998 & -0.9998 & 0.9998 \\ & 1 & -1.0000 & 1.0000 \\ & & 1 & -1.0000 \\ & & & 1 \end{bmatrix} & \end{matrix} \quad (\text{éq. VI-17})$$

VI-4. Discussion

L'analyse de sensibilité de l'essai d'expansion de tube a permis de quantifier l'effet d'un certain nombre de paramètres sur la vitesse d'expansion radiale. Bien que ces sensibilités varient inévitablement avec la configuration (l'intensité du courant, les paramètres de la loi de comportement, par exemple), cette analyse fournit des éléments essentiels à la compréhension de l'essai et à son exploitation pour la caractérisation dynamique de matériaux.

D'une part, l'analyse des incertitudes a mis en évidence le poids important de l'incertitude sur la mesure de courant sur le calcul de la vitesse radiale. En conséquence, un soin particulier devra être apporté à cette mesure afin d'essayer d'en réduire l'imprécision. En outre, devant l'importance des effets de ces incertitudes, leur intégration dans la méthodologie d'identification doit être envisagée afin d'associer un niveau de précision au résultat d'identification.

D'autre part, l'analyse de sensibilité de la vitesse radiale au comportement mécanique a permis de montrer la pertinence de l'essai pour l'identification d'une relation contraintes-déformations. En revanche, dans les conditions d'un essai d'expansion de tube, les paramètres du modèle de Johnson-Cook sont très fortement corrélés. On ne pourra donc pas prétendre à l'unicité d'une solution.

Globalement, il ressort donc que l'essai d'expansion de tube semble être un essai intéressant pour l'étude du comportement de métaux sous sollicitation dynamique. Néanmoins, la précision des résultats dépendra en grande partie de la capacité à réduire les incertitudes sur la mesure du courant.

Chapitre VII. Validation numérique de la méthodologie d'identification

Un essai d'expansion de tube ainsi que le modèle de simulation numérique associé (Chapitre V) ont été mis au point. En outre, les sensibilités ont été analysées (Chapitre VI). Ce chapitre présente comment les techniques d'analyse inverse présentées au Chapitre IV sont appliquées à l'essai d'expansion de tube.

Dans la première partie, la méthodologie d'identification de lois de comportement est présentée. Des simulations numériques de référence ont été construites avec des paramètres donnés pour le modèle de Johnson-Cook. Les courbes de vitesse ainsi obtenues sont par la suite utilisées en tant que « courbes expérimentales ». La capacité de la méthodologie à retrouver les paramètres de la loi de comportement de la simulation de référence peut ainsi être évaluée.

La deuxième partie montre l'application de la méthodologie à un essai d'expansion de tube. Sa capacité à identifier le comportement attendu est analysée, et l'influence des algorithmes choisis est étudiée. Dans la troisième partie, une généralisation à plusieurs essais simultanés est présentée. Enfin, l'influence des incertitudes sur le déroulement et le résultat des identifications est explorée.

VII-1. La démarche de validation numérique	94
VII-1.1 Méthodologie d'identification	94
VII-1.2 Simulations numériques de référence.....	94
VII-2. Identifications sur un unique essai	96
VII-2.1 Choix de l'algorithme d'optimisation.....	96
VII-2.2 Résultats des identifications sur un unique essai	97
VII-3. Identification sur plusieurs essais	99
VII-3.1 Définition du problème multi-essais.....	99
VII-3.2 Résultats.....	100
VII-4. Influence des incertitudes.....	101
VII-4.1 Objectifs	101
VII-4.2 Résultats.....	102
VII-4.3 Modifications de la fonction-coût.....	103
VII-5. Synthèse et conclusions	105

VII-1. La démarche de validation numérique

VII-1.1 Méthodologie d'identification

Objectifs

L'objectif principal de ce chapitre est de tester la capacité et la robustesse de la méthodologie mise au point pour analyser l'essai d'expansion de tube. En effet, on a montré au Chapitre V que l'essai pouvait fournir les éléments nécessaires à la mise en évidence du comportement plastique dynamique du tube. Au Chapitre VI, la sensibilité de cet essai au comportement a été analysée plus finement, et l'influence des incertitudes de mesure a également été précisée. Il s'agit désormais de mettre en place la méthodologie d'identification présentée au Chapitre IV et de l'appliquer à un cas où le résultat de l'identification est connu d'avance. Ainsi, la capacité de la méthode à fournir le résultat attendu, ainsi que sa robustesse, pourront être évaluées.

Présentation de la démarche

Dans cette optique, l'outil de simulation est utilisé pour construire une base « expérimentale » artificielle. Pour un jeu de paramètres donné de la loi de comportement, on obtient une courbe de vitesse d'expansion radiale. Cette courbe sera appelée par la suite courbe *de référence*. Celle-ci est ensuite utilisée en tant que « courbe expérimentale » dans la procédure d'optimisation. Les paramètres identifiés peuvent alors être comparés aux paramètres ayant servi à construire la courbe de référence.

Cette étude se décompose en plusieurs points :

- Une série d'identifications sur un unique essai, avec différents algorithmes
- Une identification sur trois essais simultanément
- Des identifications intégrant des erreurs sur le courant imposé, afin d'en mettre en évidence les effets sur le déroulement et le résultat des identifications

Au travers de ces identifications, les éléments suivants seront discutés :

- Le recalage de la vitesse radiale
- La relation contraintes-déformations identifiée
- Les valeurs identifiées des paramètres de la loi de comportement

VII-1.2 Simulations numériques de référence

Données de simulation

Les simulations numériques reposent sur le modèle axisymétrique présenté au §V-2.4. Le maillage de la tranche modélisée est rappelé sur la Figure VII-1. Un aluminium 1050 à l'état recuit a été choisi comme matériau pour le tube et les anneaux. Les caractéristiques physiques et mécaniques sont récapitulées dans le Tableau VII-1. Sur la Figure VII-2, on présente les courbes contraintes/déformations plastiques correspondant à ces paramètres du modèle de Johnson-Cook (éq. VII-1), pour des vitesses de déformation de 1, 1000 et 4000 /s (ces deux dernière valeurs étant typiquement dans la gamme de vitesses de déformation du magnétoformage, cf. §I-2), en négligeant l'échauffement adiabatique dû à la plasticité.

$$\sigma_{vM} = (A + B \cdot \varepsilon_p^n) \cdot \left(1 + C \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\right) \cdot \left(1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0}\right)^m\right) \quad (\text{éq. VII-1})$$

Le courant est imposé à travers chaque spire de la bobine. La courbe de courant, définie au cours du temps, est issue d'une mesure expérimentale sur un essai typique. Dans la suite, la plupart des travaux seront basés sur la courbe expérimentale notée #151 (1 condensateur, 8 kV). Pour les

identifications sur plusieurs essais simultanément, les courbes #149 (9.5 kV) et #161 (11 kV) seront utilisées également. Toutes trois sont présentées sur la Figure VII-3.

Matériau	Aluminium 1050-O
Masse volumique	$\rho = 2700 \text{ kg/m}^3$
Module de Young	$E = 68.9 \text{ GPa}$
Coefficient de Poisson	$\nu = 0.33$
Loi d'écoulement plastique	Modèle de Johnson-Cook, pour $\dot{\epsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$: $A = 20 \text{ MPa}$; $B = 130 \text{ MPa}$; $n = 0.37$; $C = 0.015$; $m = 1$
Température de référence	$T_0 = 20^\circ\text{C}$
Température de fusion	$T_f = 620^\circ\text{C}$
Capacité thermique massique	$c = 896 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$
Conductivité thermique	$\lambda = 238 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$
Conductivité électrique	$\sigma = 35 \cdot 10^6 \text{ S/m}$

Tableau VII-1 : Caractéristiques physiques et mécaniques utilisées pour la modélisation de l'aluminium 1050

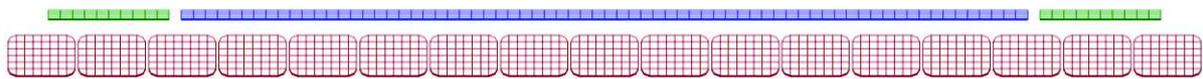


Figure VII-1 : Maillage 2D axisymétrique du modèle d'expansion de tube

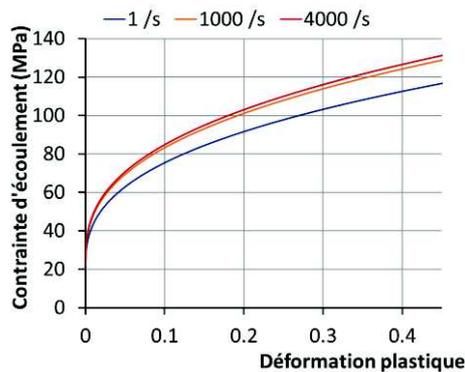


Figure VII-2 : Modélisation du comportement de l'aluminium 1050

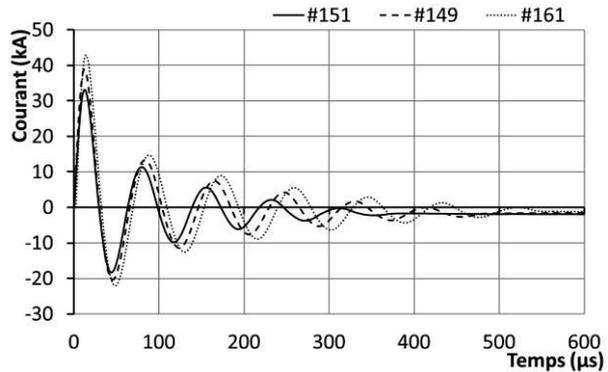
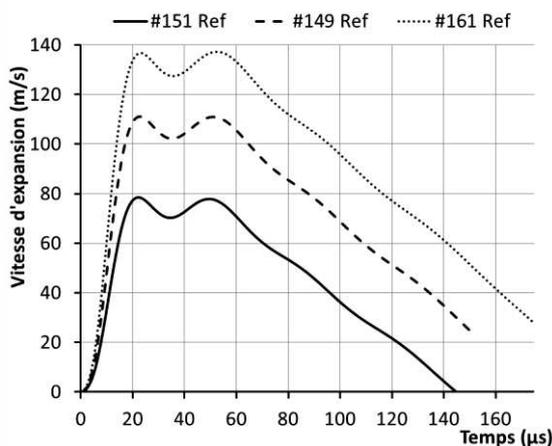
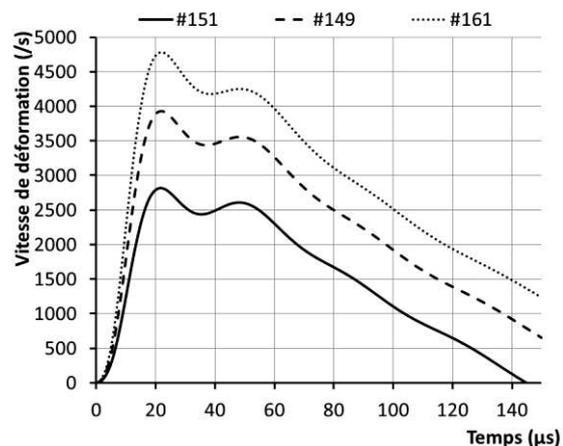


Figure VII-3 : Courbes de courant imposées dans la bobine



a. Vitesses radiales d'expansion du tube



b. Vitesses de déformation à mi-hauteur du tube

Figure VII-4 : Résultats des simulations de référence

Résultats des simulations de référence

Les courbes de vitesse radiale obtenues pour ces trois courbes de courant sont présentées sur la Figure VII-4-a. Les vitesses de déformation correspondantes sont estimées et tracées sur la Figure VII-4-b. Ces essais sollicitent donc le matériau à des vitesses de déformation dans la gamme 1000-5000 /s. Avec les paramètres choisis pour le modèle de Johnson-Cook, peu d'évolutions de la contrainte dues aux variations de vitesse de déformation seront attendues au cours de ces essais.

VII-2. Identifications sur un unique essai

VII-2.1 Choix de l'algorithme d'optimisation

Présentation des algorithmes et paramètres utilisés

La procédure d'identification proposée au §IV-3.3 est mise en place à l'aide du logiciel LS-Opt®. Les simulations axisymétriques prennent en entrée la courbe de courant de l'essai #151, et les jeux de paramètres fournis par l'algorithme de sélection de points. La fonction-coût est définie par la norme L2 entre la courbe de vitesse de référence et la courbe de vitesse calculée pour le jeu de paramètres considéré.

Deux algorithmes de recherche de l'optimum du métamodèle sont comparés : l'algorithme de recuit simulé ASA (cf. Annexe B.1) associé à l'algorithme LFOP (basé sur le gradient, cf. Annexe B.2), et l'algorithme LFOP seul. Pour l'algorithme de recuit simulé, l'influence des deux paramètres du schéma de refroidissement est également investiguée. Enfin, l'influence du nombre d'itérations de la procédure séquentielle d'identification, ainsi que d'une étape de réduction de domaine avant la sélection de points, sont observés. Les six configurations sont récapitulées dans le Tableau VII-2.

Algorithme	Pour le schéma de refroidissement de ASA :		Nombre d'itérations	Réduction de domaine
	Tmin/T0	Nstep		
ASA (+ LFOP)	1.e-6	1000	10	non
ASA (+ LFOP)	1.e-6	1000	7	non
ASA (+ LFOP)	1.e-3	1000	10	non
ASA (+ LFOP)	1.e-6	10	10	non
ASA (+ LFOP)	1.e-6	1000	10	oui
LFOP	-	-	10	non

Tableau VII-2 : Configurations d'identification

Le problème d'identification est appliqué à quatre paramètres du modèle de Johnson-Cook : A, B n et C. Le domaine de recherche est défini par les bornes exposées dans le Tableau VII-3.

	A (MPa)	B (MPa)	n	C
λ_{min}	0	50	0.30	0.010
λ_{max}	50	400	0.50	0.035

Tableau VII-3 : Bornes du domaine d'identification

Convergence de l'optimisation

A chaque itération de la procédure, 8 points (jeux de paramètres et valeur de la fonction-coût correspondante) sont ajoutés à l'ensemble des points calculés, enrichissant ainsi la base servant à la construction du métamodèle. Au fur et à mesure des itérations, l'algorithme d'optimisation dispose donc d'une estimation de plus en plus fidèle de la fonction-coût. L'évolution de l'optimum déterminé à chaque itération permet de juger de la convergence avec l'algorithme choisi, pour le problème considéré.

Ainsi, la Figure VII-5 montre qu'avec l'utilisation des paramètres par défaut de l'algorithme ASA, la convergence de la procédure est relativement lente. En augmentant le paramètre Tmin/T0 (le taux de réduction de la température – donc de la fonction-coût – recherché à chaque pas de la recherche de minimum), la convergence de la procédure est nettement accélérée. Réduire Nstep (le nombre maximal de pas effectués à chaque pas de réduction de la température), permet également d'augmenter la vitesse de convergence de la procédure.

Comme la modification de ces deux paramètres revient à favoriser une convergence lente de l'algorithme de recherche de minimum, cela permet de mieux éviter les minima locaux. Ainsi, à chaque itération de la procédure globale, une meilleure estimation du minimum peut être fournie, et la convergence de la procédure globale est améliorée.

La convergence la plus rapide est obtenue avec l'ajout d'une étape de réduction de domaine. Celle-ci permet en effet de concentrer les analyses dans le domaine où l'optimum se trouve le plus probablement. Ce type de méthode peut ainsi être extrêmement avantageux, à condition que l'estimation du métamodèle soit suffisamment fiable.

Enfin, la convergence obtenue avec l'algorithme LFOP est globalement rapide, mais trop chaotique. De même qu'avec un algorithme global mal calibré, le risque d'identifier un minimum local est bien présent.

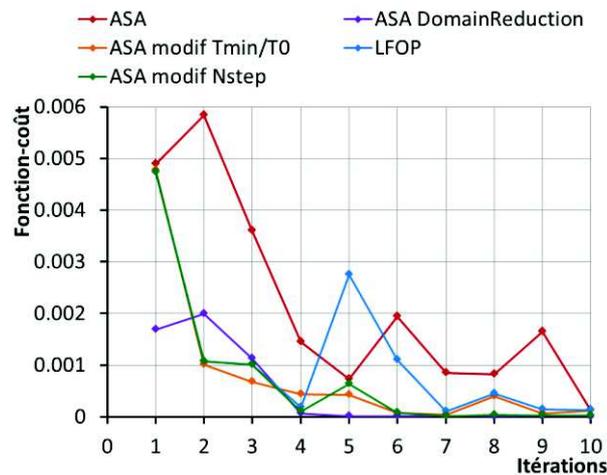


Figure VII-5 : Convergence des identifications

Paramètres retenus

De ces observations, on tire les conclusions suivantes :

- La qualité de l'identification dépend en partie de l'ajustement des paramètres de l'algorithme de recuit simulé, une convergence trop rapide pouvant nuire à la convergence de la procédure globale. Les solutions proposées sont d'augmenter Tmin/T0, ou de réduire Nstep.
- L'utilisation du seul algorithme LFOP est rejetée.
- L'étape de réduction de domaine pour la sélection des points peut augmenter notablement la vitesse de convergence de la procédure.

VII-2.2 Résultats des identifications sur un unique essai

Vitesse radiale d'expansion

Les résultats en termes de recalage de la vitesse d'expansion radiale à mi-hauteur du tube sont présentés sur la Figure VII-6. La valeur de la fonction-coût calculée pour chacun des cas est également indiquée. A l'exception de la courbe de vitesse obtenue avec 7 itérations au lieu de 10,

pour laquelle la valeur de la fonction-coût n'a pas décri suffisamment, tous ces résultats sont très satisfaisants. Cela confirme la pertinence admise de la norme L2 pour ce type de problème de recalage de courbe.

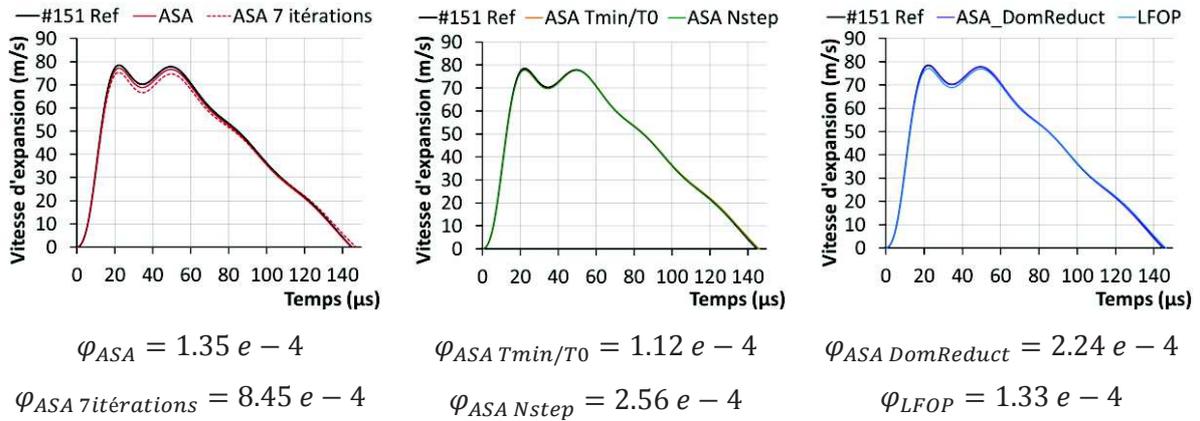


Figure VII-6 : Recalage de la vitesse d'expansion radiale dans les différentes configurations d'optimisation

Comportement en plasticité

La Figure VII-7 compare le comportement identifié par ces différents algorithmes à la courbe de comportement de référence. La contrainte de von Mises est tracée en fonction de la déformation plastique équivalente, pour la vitesse de déformation et la température variant au cours de l'essai (cf. Figure VII-4-b).

Comme attendu, le comportement identifié avec 7 itérations montre un écart significatif au comportement recherché. Pour les autres cas, la correspondance est satisfaisante. Les écarts les plus importants se trouvent en général aux déformations les plus faibles. On peut s'attendre donc à des imprécisions dans la détermination de la contrainte d'écoulement au démarrage de la déformation plastique.

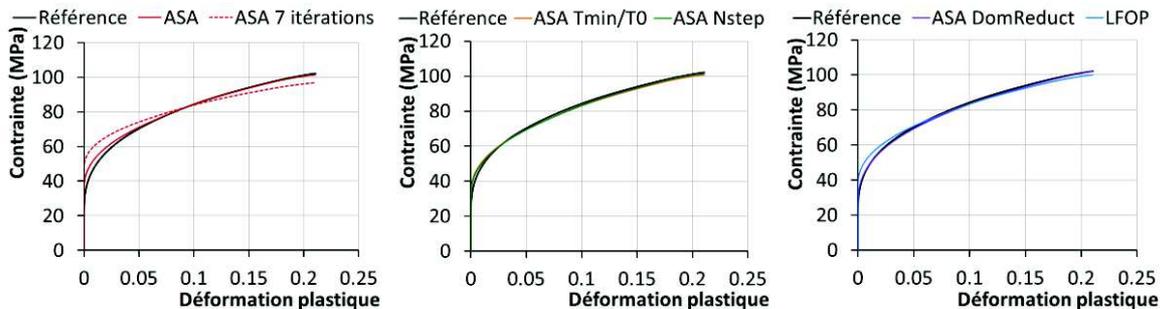


Figure VII-7 : Comportements identifiés dans les différentes configurations d'optimisation

Paramètres identifiés

Les graphiques présentés dans la Figure VII-8 synthétisent les valeurs des paramètres identifiés par chacun des algorithmes, en les comparant aux valeurs de référence. De manière générale, on peut observer une grande variabilité des valeurs proposées. Dans ce cas, l'algorithme intégrant une étape de réduction de domaine a donné les valeurs de paramètres les plus proches de l'objectif.

Cela confirme les conclusions de l'analyse de sensibilité et de corrélation (cf. §VI-4) : l'unicité de la solution ne peut être assurée par ce seul essai. En revanche, puisque le comportement est correctement traduit par tous ces jeux de paramètres (sauf l'identification à 7 itérations) pour les vitesses de déformation considérées, la méthode démontre son intérêt.

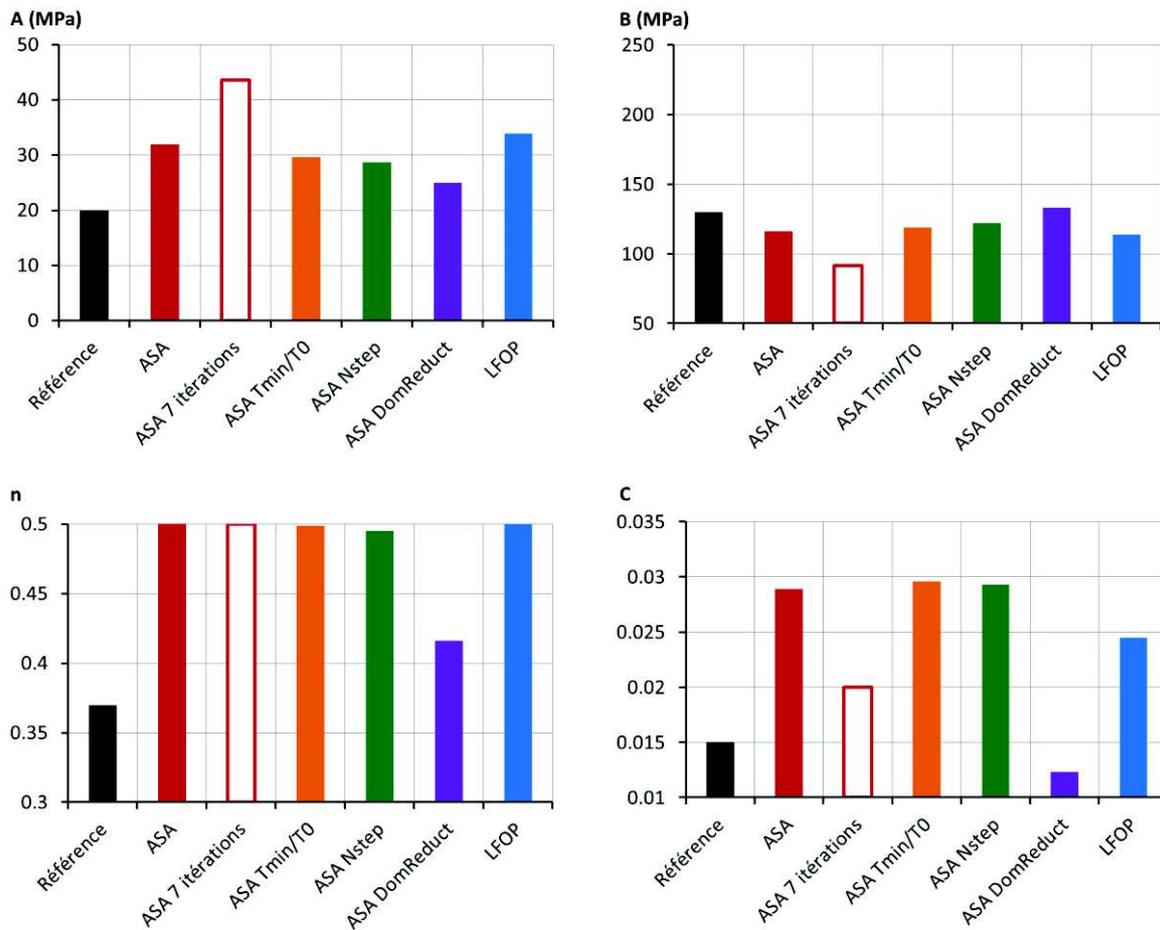


Figure VII-8 : Comparaison des valeurs de paramètres identifiées dans les différentes configurations d'optimisation

VII-3. Identification sur plusieurs essais

VII-3.1 Définition du problème multi-essais

Motivations

La démarche d'identification des paramètres du modèle de Johnson-Cook à partir d'un essai d'expansion de tube ne peut assurer l'unicité de la solution. Pour essayer de s'approcher de la solution désirée, un moyen peut être d'augmenter le nombre d'observables. En ajoutant à la procédure des essais réalisés dans des conditions différentes, et mettant en jeu d'autres chemins en termes de contraintes, déformations et vitesses de déformation, on peut espérer réduire les degrés de liberté permis aux valeurs des paramètres.

Implémentation

La mise en place d'une telle procédure consiste simplement à définir un modèle de simulation pour chaque essai. Dans le cas présenté ici, ce seront trois modèles identiques d'expansion de tube, prenant en entrée trois différentes courbes de courant (#151, #149, #161). Chaque jeu de paramètre proposé dans le cadre de l'optimisation sera ainsi appliqué à ces trois modèles. De chaque simulation peut être déduite une fonction-coût unitaire correspondant à l'écart avec la courbe de vitesse expérimentale (ou – dans cette section – la courbe de vitesse obtenue par une simulation de référence). Enfin, une fonction-coût globale est définie de façon *composite* : il s'agit ici simplement

de la somme des trois fonctions-coûts unitaires. Une autre façon de la définir aurait pu être basée sur le maximum des trois fonctions-coûts unitaires, par exemple.

Cette identification a été réalisée avec l'algorithme hybride ASA+LFOP, avec les paramètres $T_{min}/T_0 = 1.e-6$ et $N_{step} = 1000$, en 12 itérations.

VII-3.2 Résultats

Convergence

Sur la Figure VII-9-a sont présentées les évolutions de la fonction-coût composite ainsi que des fonctions-coûts correspondant à chaque essai au fur et à mesure de la procédure d'identification. On note que, bien que les trois fonctions-coûts individuelles n'évoluent pas de façon parfaitement parallèle, la convergence globale est très satisfaisante.

Cela est d'ailleurs confirmé par le recalage obtenu sur les vitesses radiales après 12 itérations (cf. Figure VII-9-b) : les courbes sont presque parfaitement superposées.

Paramètres identifiés

Du côté de la relation entre contraintes et déformations, pour les vitesses de déformation mises en jeu, le recalage est là aussi très satisfaisant pour chacun des trois essais (cf. Figure VII-10).

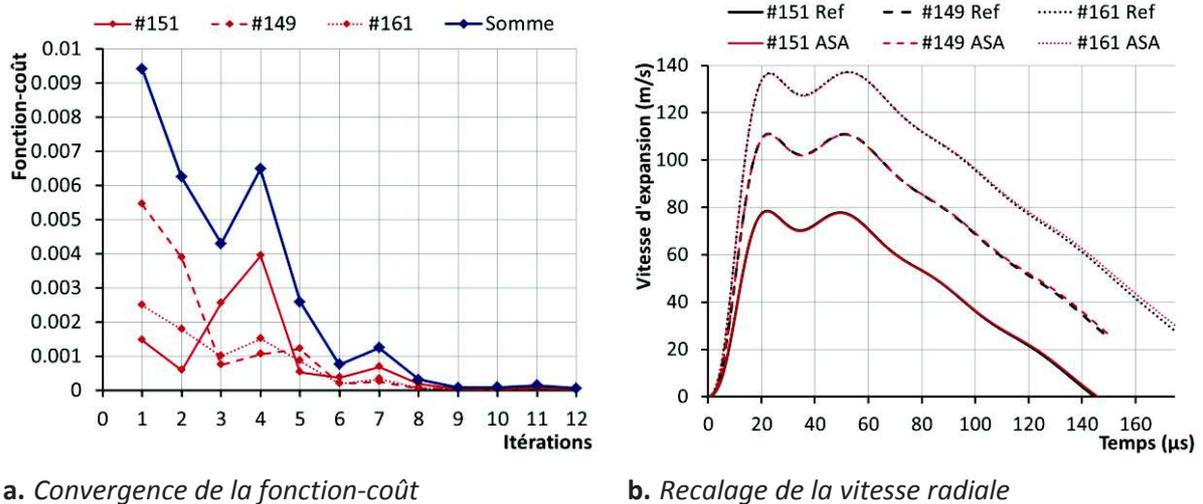


Figure VII-9 : Résultats de l'optimisation multi-essais

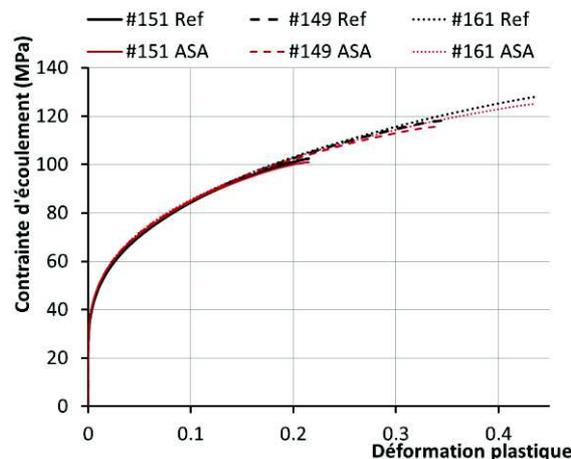


Figure VII-10 : Comportement obtenu à l'issue de l'identification multi-essais

Enfin, sur la Figure VII-11 sont présentés les paramètres identifiés par cette procédure multi-essais (en bleu). Si on les compare aux paramètres recherchés (les paramètres de référence, en noir), on aperçoit des écarts significatifs. Toutefois, on note que ces écarts sont globalement plus faibles que les trois autres résultats d'identification présentés (tons rouges), et qui sont des identifications réalisées sur chacun des essais individuellement. L'augmentation de l'observable, bien que relative, a ici permis de s'approcher de la solution attendue.

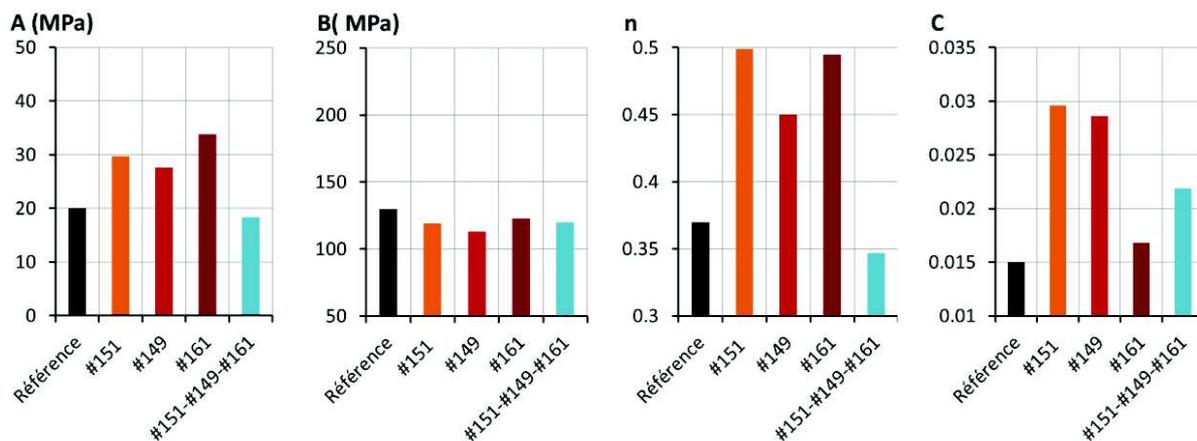


Figure VII-11 : Valeurs des paramètres issues des identifications individuelles et multi-essais

Discussion

Dans le cas présenté ici, les vitesses de déformation sont multipliées par deux entre l'essai de plus faible énergie (#151) et l'essai de plus haute énergie (#161). La sensibilité à la vitesse de déformation étant en général de forme davantage logarithmique que linéaire, une telle différence de vitesse n'est pas très significative sur le comportement viscoplastique. En particulier, la valeur de $C = 0.015$ (qui est dans l'ordre de grandeur admis de la sensibilité à la vitesse de déformation dans le régime thermiquement activé, cf. §II-1.2) correspond, pour un rapport 2 sur les vitesses de déformation, à un rapport 1.01 sur les contraintes d'écoulement.

Ainsi, l'observable n'est enrichi que de façon très relative par la considération d'essais dans la même gamme de vitesse. La caractérisation précise de la sensibilité à la vitesse de déformation ne peut passer que par des essais à des vitesses de déformation radicalement différentes. On retrouve donc ici la nécessité d'admettre que le comportement identifié ne pourra en aucun cas être extrapolé à des gammes de vitesse de déformation éloignées de celle des essais. Ce comportement pourra toutefois être comparé au comportement quasi-statique pour définir un « degré » de sensibilité à la vitesse. Cela implique également que, dans ce cadre, la valeur du paramètre C du modèle de Johnson-Cook ne porte pas vraiment le sens d'une sensibilité à la vitesse de déformation. En effet, sa contribution à la valeur de la contrainte est très faible et fortement corrélée aux autres paramètres.

VII-4. Influence des incertitudes

VII-4.1 Objectifs

Motivations

L'efficacité de la méthodologie d'identification mise en place avec l'essai d'expansion de tube a été montrée dans le cas idéal d'une courbe de vitesse obtenue par simulation. Dans ce cas idéal, les seuls éléments qui diffèrent, entre le modèle de référence et le modèle utilisé par la procédure d'identification, sont les paramètres de la loi de comportement.

Or des incertitudes ne peuvent être évitées, aussi bien du point de vue du modèle numérique lui-même, dans sa capacité à traduire les phénomènes mis en jeu, que du point de vue expérimental, où la mesure est inévitablement imparfaite. La méthodologie doit donc être éprouvée en présence d'incertitudes, qui sont ajoutées ici de façon contrôlée.

Démarche mise en place

Comme il l'a été mis en évidence au §VI-2.2, la plus grande source d'incertitudes porte sur la mesure du courant dans le circuit principal. La présente étude se concentre donc sur les conséquences d'une telle incertitude sur le déroulement et résultat de l'identification.

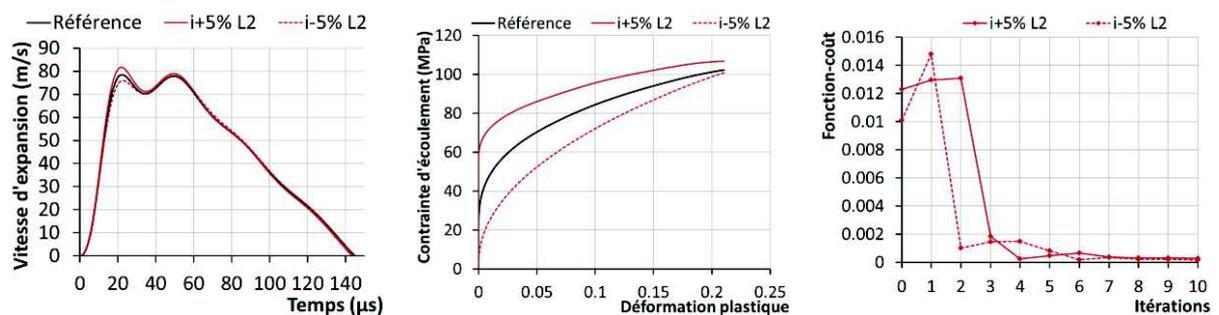
La procédure d'identification est construite autour du cas #151. La courbe de vitesse de référence est celle présentée sur la Figure VII-4-a. Les conditions d'identification suivent les recommandations décrites au §VII-2.1. En revanche, la courbe de courant introduite dans le modèle direct de simulation numérique est modifiée, de sorte que l'on réalisera deux identifications :

- La première avec un courant de 5% supérieur au courant utilisé pour la simulation de référence ;
- La seconde avec un courant de 5% inférieur au courant utilisé pour la simulation de référence.

VII-4.2 Résultats

Recalage de la vitesse et convergence

Pour les deux identifications, la courbe de vitesse est presque parfaitement recalée, à l'exception du premier pic (Figure VII-12-a) : surestimé avec le courant supérieur (i+5%) et sous-estimé avec le courant inférieur (i-5%). Ainsi, bien que la convergence de la procédure soit correcte (cf. Figure VII-12-c), il n'a pas été possible, avec le modèle de comportement considéré et dans le domaine proposé, de trouver des jeux de paramètres permettant un recalage sur toute la courbe de vitesse.



a. Vitesse radiale d'expansion du tube

b. Comportement au cours de l'essai

c. Convergence de la fonction-coût

Figure VII-12 : Résultats des identifications avec incertitudes sur le courant mesuré

Comportement identifié et discussion

Comme attendu, les comportements identifiés montrent des écarts importants par rapport au comportement de référence (Figure VII-12-b). La considération des incertitudes est donc essentielle dans la discussion des résultats obtenus. Toutefois, ces comportements correspondent à des courbes de vitesse qui n'ont pas parfaitement recalé la courbe de vitesse de référence. Cela ajoute donc une imprécision supplémentaire.

L'étude de sensibilité aux incertitudes (cf. §VI-2) a mis en évidence que les effets des incertitudes sur la courbe de vitesse étaient en majorité de type « offset » (décalage presque global de la courbe de vitesse suivant l'axe des ordonnées). S'il est difficile d'obtenir un recalage satisfaisant, car les incertitudes rendent le problème mal défini, il peut alors être intéressant de rechercher à obtenir

une courbe de vitesse « parallèle » à la courbe de référence, plutôt que de minimiser l'écart au sens des moindres carrés.

VII-4.3 Modifications de la fonction-coût

Norme infinie

Pour cela, une solution envisagée est de définir la fonction-coût en norme infini, de manière à minimiser l'écart maximal entre la courbe calculée et la courbe de référence. Sur la Figure VII-13-a, on voit que cette solution a permis d'améliorer le « parallélisme » de la courbe de vitesse identifiée pour i-5% par rapport à la référence. La conséquence est également une réduction de l'erreur sur le comportement identifié (Figure VII-13-b). Toutefois, le résultat n'a pas été convainquant pour i+5%, et dans les deux cas la convergence est difficile (Figure VII-13-c).

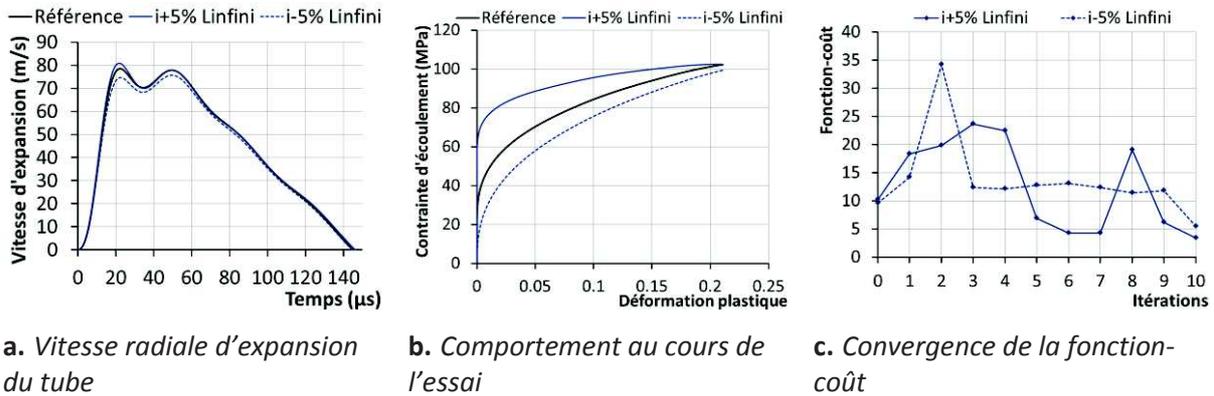


Figure VII-13 : Résultats des identifications avec incertitudes sur le courant mesuré (fonction-coût en norme L_{infini})

« Offset »

Afin d'imposer de façon plus radicale le parallélisme avec la courbe de vitesse de référence, une fonction-coût est définie de la manière suivante :

- Calcul de l'écart entre le premier pic de la courbe calculée et celui de la courbe de référence :

$$diff = V_{\lambda}(21 \mu s) - V_{exp}(21 \mu s) \quad (\text{éq. VII-2})$$

- Translation de la courbe calculée :

$$V_{offset} = V_{\lambda} - diff \quad (\text{éq. VII-3})$$

- Calcul de l'écart au sens de la norme L2 :

$$\varphi(\lambda) = \|V_{offset} - V_{exp}\|_{L2} \quad (\text{éq. VII-4})$$

De cette façon, l'optimisation peut converger non pas vers le jeu de paramètres donnant la courbe de vitesse « la plus proche », mais « la plus parallèle ». Pour éviter les solutions « très parallèles », mais trop éloignées de la courbe expérimentale, une contrainte peut être ajoutée au problème d'optimisation, sous la forme :

$$|diff| < a \quad (\text{éq. VII-5})$$

Ce type d'approche a donné les résultats présentés sur la Figure VII-14.

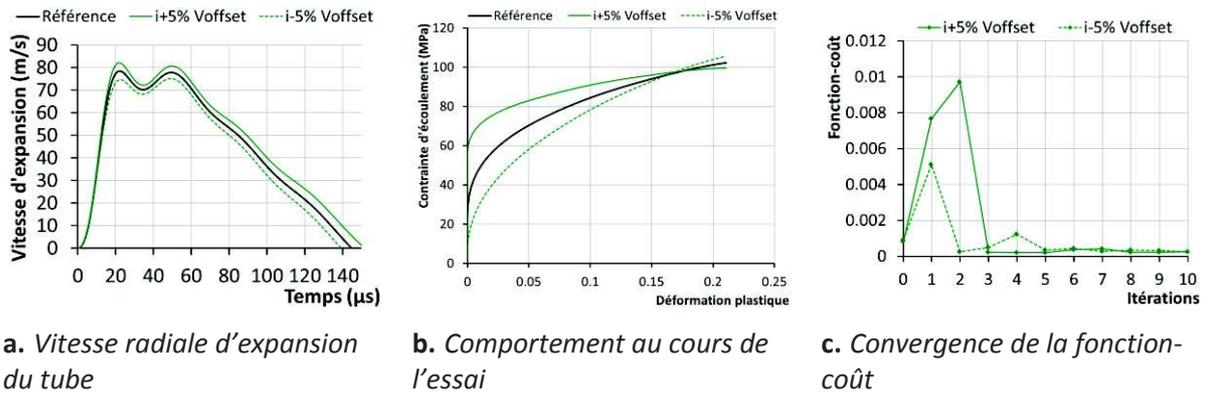


Figure VII-14 : Résultats des identifications avec incertitudes sur le courant mesuré (fonction-coût basée sur V_{offset})

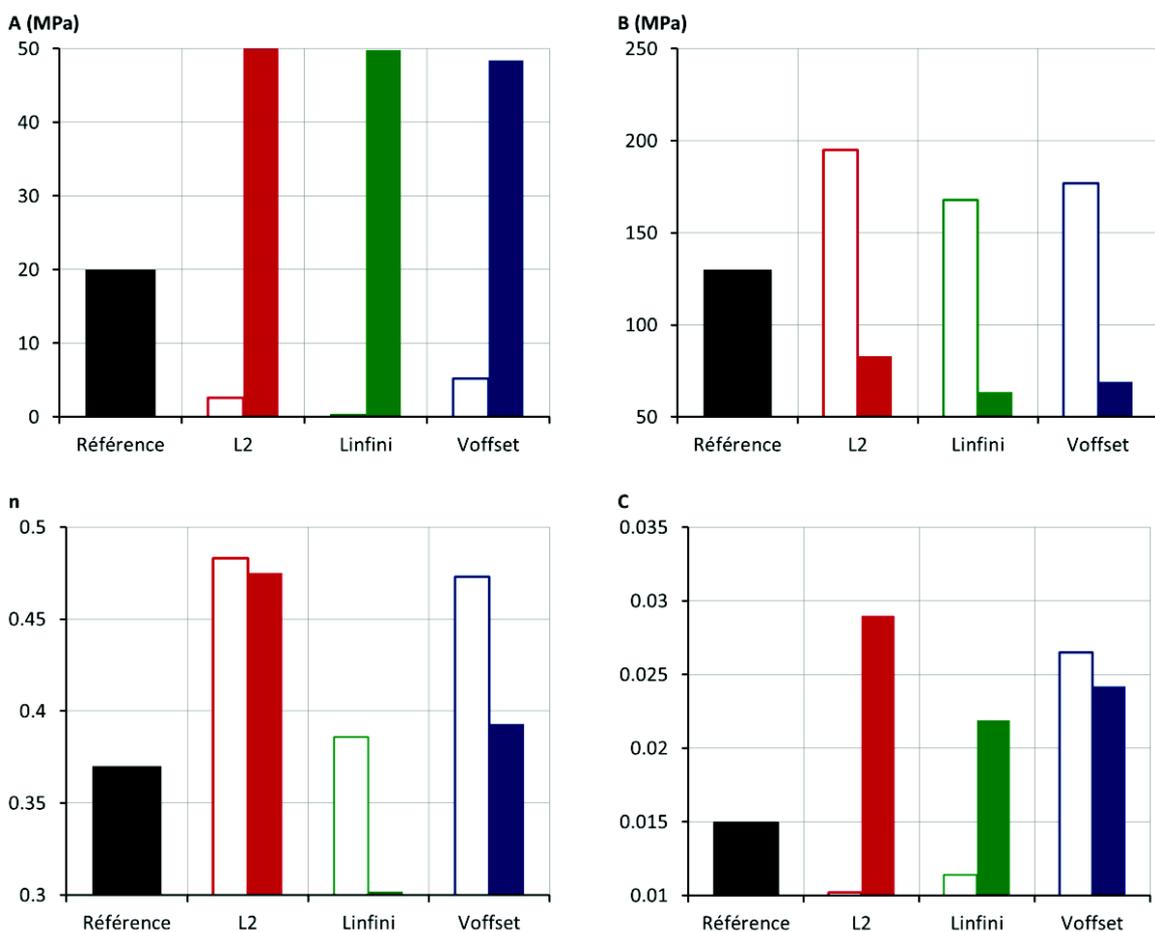


Figure VII-15 : Valeurs des paramètres identifiées pour un courant sous-estimé de 5% (barres creuses) et un courant surestimé de 5% (barres pleines), pour différentes définitions de la fonction-coût

Discussion

En fait, les modifications de la fonction-coût proposées ici ne permettent pas de résoudre le problème de recalage de la courbe de vitesse : quelle que soit la définition choisie, la courbe de vitesse identifiée n'est pas (quasi-)confondue avec la courbe de référence. En revanche, on met ici à profit les observations faites au Chapitre VI sur l'effet des incertitudes sur la courbe de vitesse. Ainsi, dans les cas problématiques, rechercher une courbe de vitesse « parallèle » peut avoir davantage de

sens que de minimiser le problème de moindres carrés posé initialement. On privilégie ainsi la *forme* de la courbe de vitesse d'expansion.

Dans le cas présenté ici, où la modélisation est parfaitement conforme au cas de référence (à l'exception de la courbe de courant), cela a permis, en un sens, de réduire l'effet des incertitudes sur le comportement identifié. Dans un cas réel en revanche, la question de la fidélité de la modélisation se posera toujours...

A titre indicatif, les valeurs identifiées avec une courbe de courant artificiellement perturbée de plus ou moins 5% sur l'amplitude sont données sur la Figure VII-15.

VII-5. Synthèse et conclusions

Ce chapitre a permis de mettre à l'épreuve la méthodologie d'identification basée sur l'essai d'expansion électromagnétique de tube, dans un cas où la forme de la loi de comportement est connue avec certitude. Une procédure séquentielle s'est montrée adaptée à la résolution du problème d'identification, dans les conditions suivantes :

- Pour les problèmes considérés, au moins 10 itérations de la procédure (soit 80 points) sont recommandées pour permettre la convergence de la métamodélisation – et donc de l'optimisation.
- Pour la recherche du minimum du métamodèle, l'algorithme de recuit simulé doit être paramétré de manière à ne pas converger trop rapidement, afin d'éviter les minima locaux.
- Pour la même raison, l'utilisation du seul algorithme LFOP n'est pas conseillée.
- Dans les cas non problématiques, la réduction progressive du domaine de sélection de points permet d'améliorer la précision et la convergence de l'identification.

Suivant les conditions d'identification, différents jeux de paramètres ont été identifiés. Tous répondent de façon satisfaisante au problème posé, à savoir le recalage de la vitesse radiale d'expansion, ainsi qu'au problème initial sous-jacent : le recalage de la loi de comportement. Cela confirme les conclusions de l'étude de sensibilité (cf. Chapitre VI) : l'unicité de la solution ne peut être garantie. Des essais dans des conditions radicalement différentes seraient requis pour parvenir à l'unicité de la solution, à condition, de plus, que les paramètres ne soient pas corrélés au sein même du modèle.

Avec le modèle de Johnson-Cook, on peut facilement envisager de séparer le paramètre C des autres paramètres en réalisant des essais à vitesses de déformation très éloignées : par exemple en complétant la caractérisation à grande vitesse (de l'ordre de 1000 s^{-1}) par des essais quasi-statiques. Cela implique évidemment qu'il faut que le modèle soit adéquat pour décrire toute cette gamme de vitesses, ce qui est, en pratique, peu souvent le cas avec une forme empirique aussi simple.

La prise en compte des incertitudes sur la mesure du courant a permis de mettre en évidence certaines difficultés attendues dans la mise en œuvre pratique de la méthodologie. Tout d'abord, l'influence de ces incertitudes sur le résultat d'identification est très importante. Ensuite, malgré une grande amplitude du domaine des paramètres, un recalage satisfaisant de la vitesse peut devenir impossible. De manière générale, l'identification de lois de comportement par analyse inverse pose plusieurs questions, notamment :

- Le domaine des paramètres est-il suffisamment large ?
- La forme du modèle de comportement est-elle adaptée ?
- La modélisation numérique est-elle suffisamment fidèle à l'expérience ?

L'approche proposée dans ce chapitre repose sur l'hypothèse que ces conditions sont bien remplies, et que les incertitudes de mesure sont la cause principale des difficultés de recalage. Pour y répondre, une solution envisagée est donc de modifier la définition de la fonction-coût pour favoriser – à défaut d'un recalage parfait – un recalage de la *forme* de la courbe de vitesse, en s'approchant au mieux des amplitudes mesurées. Cela se justifie par le fait que l'effet des incertitudes se manifeste majoritairement par des décalages constants d'amplitude de la vitesse radiale, au-delà du premier pic (cf. Chapitre VI). Cependant, il n'a pas été possible de supprimer totalement de cette façon l'influence d'une erreur sur la mesure de courant.

Chapitre VIII. Application de l'essai d'expansion électromagnétique de tube

L'essai d'expansion de tube est maintenant appliqué concrètement à la caractérisation dynamique de tubes d'aluminium 1050 à l'état recuit.

Dans un premier temps, des essais de traction simple quasi-statiques ont été menés, à des vitesses de déformation allant de $2 \cdot 10^{-5} s^{-1}$ à $2 \cdot 10^{-2} s^{-1}$. Le comportement à faible vitesse de déformation est ainsi déterminé. Il n'est pas mis en évidence de sensibilité à la vitesse de déformation dans ces conditions.

Puis, les tubes sont soumis à l'essai d'expansion électromagnétique afin d'en déduire le comportement aux vitesses de déformation de quelques milliers de s^{-1} . Des essais à trois énergies de charge différentes ont été réalisés et utilisés dans la procédure d'identification mise en place. Des valeurs des paramètres du modèle de Johnson-Cook sont ainsi proposées pour modéliser le comportement de l'aluminium 1050 recuit jusqu'à $5000 s^{-1}$.

Les résultats obtenus sont enfin comparés à des études publiées dans la littérature pour des nuances proches.

VIII-1. Caractérisation quasi-statique de tubes d'aluminium 1050 recuits	108
VIII-1.1 Propriétés générales	108
VIII-1.2 Essais de traction simple.....	108
VIII-2. Caractérisation dynamique de tubes d'aluminium 1050 recuits.....	111
VIII-2.1 Essais d'expansion de tube	111
VIII-2.2 Identification des paramètres du modèle de Johnson-Cook.....	112
VIII-2.3 Prise en compte des incertitudes	114
VIII-3. Synthèse et discussion	116
VIII-3.1 Synthèse.....	116
VIII-3.2 Confrontation à d'autres études de caractérisation dynamique de l'aluminium	117
VIII-3.3 Conclusion.....	118

VIII-1. Caractérisation quasi-statique de tubes d'aluminium 1050 recuits

VIII-1.1 Propriétés générales

Origine des échantillons

Les tubes d'aluminium sont issus de godets emboutis d'une profondeur de 85 mm, dont le fond est découpé pour obtenir des tubes 70 mm. Les diamètres intérieur et extérieur sont respectivement de 52.6 mm et de 54 mm. La matière est un alliage d'aluminium 1050, dont la composition est indiquée dans le Tableau VIII-1 (Constellium 2011). Ces godets ayant été reçus bruts d'emboutissage, ils ont été soumis, après découpe, à un traitement thermique de recuit : 2 h à 420 °C et refroidissement lent dans le four.

Élément	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Autres (indiv.)	Al (% min)
% max	0.25	0.40	0.05	0.05	0.05	0.03	0.07	0.05	0.03	99.50

Tableau VIII-1 : Composition chimique de l'alliage étudié

Propriétés physiques

Le Tableau VIII-2 résume certaines caractéristiques indiquées par le fournisseur (Constellium 2011).

Masse volumique	2700 kg/m ³	Limite d'élasticité min.	20 MPa	Coef. d'expansion thermique linéaire	23.5 e-6 /K
Module d'élasticité	69000 MPa	Résistance mécanique min.	65 MPa	Conductivité thermique	210-220 W/m/K
Module de cisaillement	25900 MPa	Résistance mécanique max.	95 MPa	Conductivité électrique	34-36 MS/m

Tableau VIII-2 : Caractéristiques indiquées par le fournisseur pour l'alliage d'aluminium 1050 étudié

VIII-1.2 Essais de traction simple

Prélèvement des éprouvettes

Pour déterminer les propriétés quasi-statiques du matériau après recuit, des essais de traction quasi-statiques ont été réalisés au LBMS. Les essais d'expansion de tube sollicitant la matière majoritairement dans la direction circonférentielle, il a été choisi de prélever les éprouvettes de traction dans cette même direction. Cela a nécessité la mise à plat des tubes (après découpe suivant une génératrice). Cette opération a été réalisée avant le traitement de recuit, afin d'éviter les effets d'écroutissage induits par la mise à plat.

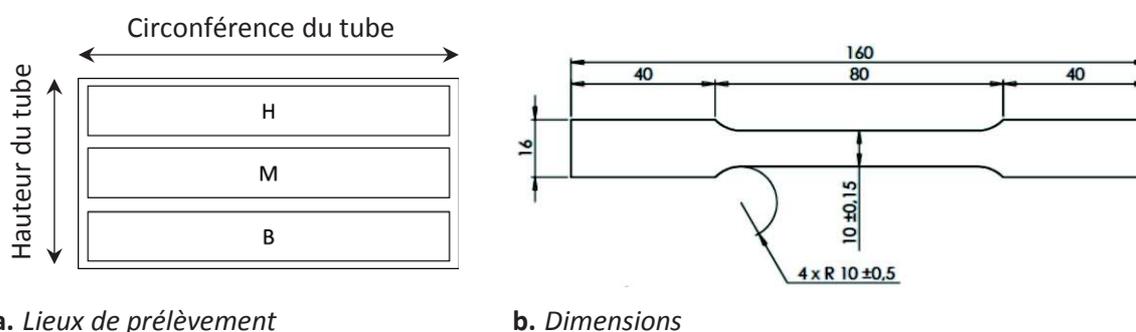


Figure VIII-1 : Définition des éprouvettes de traction

A partir de deux tubes notés T1 et T2, les éprouvettes sont découpées au jet d'eau selon la disposition présentée sur la Figure VIII-1-a (trois éprouvettes par tube : Haut, Milieu, Bas). Les dimensions sont indiquées sur la Figure VIII-1-b et sont conformes aux recommandations de la

norme ASTM E8/E8M-09 (ASTM 2009). La direction de traction correspond à la direction circonférentielle du tube.

Conditions expérimentales

Les essais de traction quasi-statique sont réalisés à température ambiante et pilotés en vitesse de déplacement, à l'aide d'une machine électromécanique de marque Lloyd Instruments®. Les éprouvettes sont fixées à l'aide de mors mécaniques. L'allongement est mesuré à l'aide d'un extensomètre optique. Les caractéristiques de chaque essai sont récapitulées dans le Tableau VIII-3.

	Epaisseur (mm)	Largeur (mm)	Longueur de l'extensomètre (mm)	Effort initial F_0 (N)	Vitesse de traverse (mm/s)
1050-T1-H	0.68	9.98	54.5	9.84456	1
1050-T1-M	0.72	10.05	52.4	13.457	1
1050-T1-B	0.72	10.05	51	-8.3662	10
1050-T2-H	0.7	10.1	53.6	8.2552	100
1050-T2-M	0.71	10	51.6	0	0.1
1050-T2-B	0.72	9.95	56.3	9.2174	10

Tableau VIII-3 : Conditions expérimentales des essais de traction uniaxiale

Dépouillement des essais

Les mesures brutes donnent l'évolution de la force F et de l'allongement ΔL en fonction du temps. Les grandeurs nominales sont données par :

$$\varepsilon_n = \frac{\Delta L}{L_0} \qquad \sigma_n = \frac{F}{S_0} \qquad (\text{éq. VIII-1})$$

La déformation vraie et la contrainte vraie en sont déduites :

$$\varepsilon = \ln(1 + \varepsilon_n) \qquad S = \frac{S_0 \cdot L_0}{L_0 + \Delta L} \qquad (\text{éq. VIII-2})$$

$$\sigma = \frac{F}{S} = \frac{F}{S_0} \cdot \frac{L_0 + \Delta L}{L_0} = \sigma_n \cdot (1 + \varepsilon_n) \qquad (\text{éq. VIII-3})$$

Et la déformation plastique est calculée ainsi :

$$\varepsilon_p = \ln(1 + \varepsilon_n) - \frac{\sigma}{E} \qquad (\text{éq. VIII-4})$$

La vitesse de déformation moyenne au cours de l'essai est calculée comme suit :

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} \qquad (\text{éq. VIII-5})$$

Résultats

Les courbes de contraintes en fonction des déformations plastiques obtenues à différentes vitesses de déformation sont superposées sur la Figure VIII-2.

Ces essais montrent une régularité satisfaisante. Le démarrage des courbes est perturbé, très probablement à cause des défauts de planéité des éprouvettes. L'apparition de déformations négatives après dépouillement peut en effet s'expliquer par le redressement des éprouvettes au moment de leur mise sous tension.

L'effet de la vitesse de déformation sur la courbe de traction n'est pas significatif : les différences observées sont du même ordre que l'écart entre deux essais à même vitesse. La sensibilité à la

vitesse de déformation n'est donc pas avérée pour cette nuance entre 10^{-4} et 10^{-2} /s. Davantage d'essais, sur des éprouvettes de meilleure planéité, seraient nécessaires pour approfondir cette question.

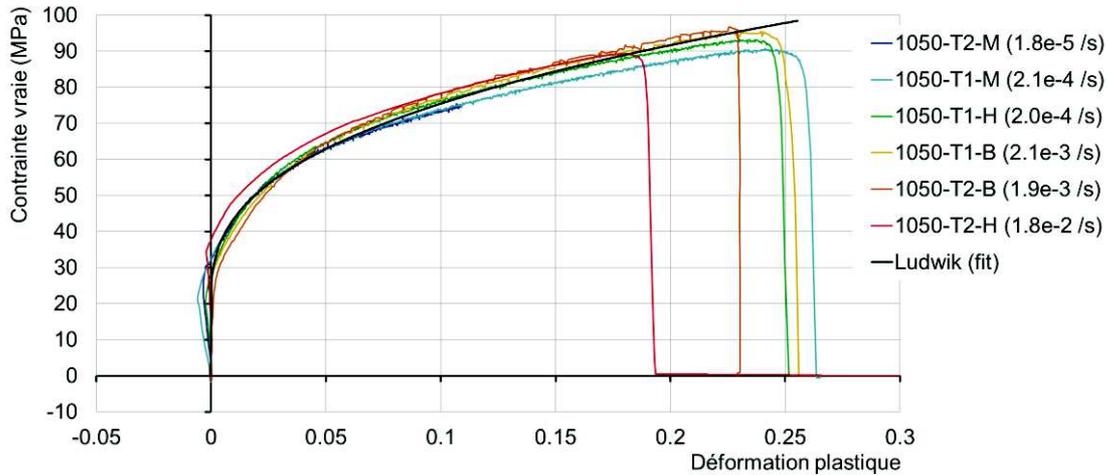


Figure VIII-2 : Courbes de contrainte-déformation plastique issues des essais de traction uniaxiale

Les courbes sont cranelées, et ce d'autant plus que la vitesse de traverse est faible. A la plus haute vitesse de déformation, 10^{-2} /s, l'effet n'est presque pas visible. Cela peut correspondre au phénomène de Portevin-Le Châtelier, couramment rapporté pour certains alliages d'aluminium. De très nombreux travaux ont été consacrés à ce phénomène depuis sa mise en évidence en 1923 par Portevin et Le Châtelier. A titre d'exemple, on peut citer : (Matsuura et al. 1969), (van den Beukel 1975), (Kubin & Estrin), (Brechet & Estrin 1995), (Bouabdallah 2006).

Le phénomène de Portevin-Le Châtelier est une instabilité de la déformation plastique qui se manifeste à l'échelle macroscopique par des bandes où se localise la déformation, et des décrochements successifs sur la courbe de traction. A l'échelle microscopique, ce phénomène est lié à la diffusion des solutés au cours de la déformation (vieillesissement dynamique), ce qui crée une compétition entre la mobilité des dislocations et la mobilité des solutés, qui sont autant d'obstacles au mouvement des dislocations. Il est en général associé à une sensibilité « négative » à la vitesse de déformation (aux faibles vitesses de déformation) : la contrainte d'écoulement diminue pour une vitesse de déformation croissante.

Comportement quasi-statique

Sur la Figure VIII-2 a été ajoutée une courbe obtenue selon la formulation de Ludwik, sur laquelle se base également le modèle de Johnson-Cook :

$$\sigma = A + B \cdot \varepsilon_p^n \quad (\text{éq. VIII-6})$$

Les paramètres qui ont permis le recalage des essais sont les suivants :

$$A = 20 \text{ MPa} ; B = 130 \text{ MPa} ; n = 0.37 \quad (\text{éq. VIII-7})$$

VIII-2. Caractérisation dynamique de tubes d'aluminium 1050 recuits

VIII-2.1 Essais d'expansion de tube

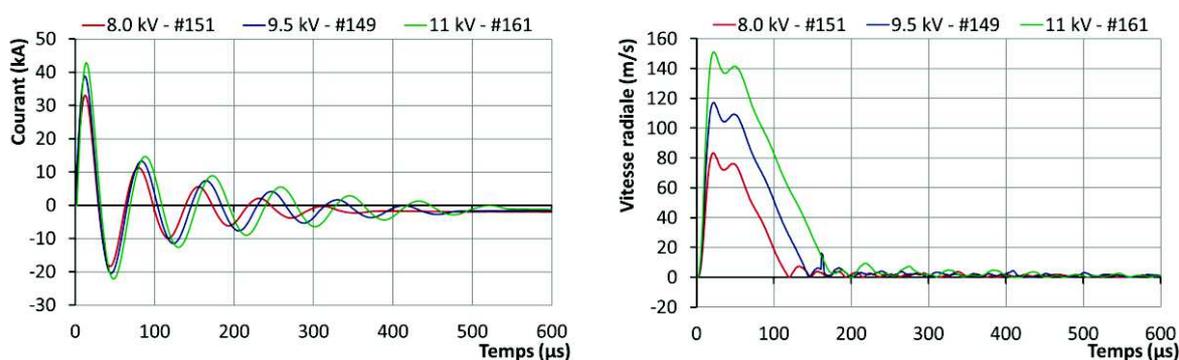
Conditions d'essai

Trois essais d'expansion de tube ont été effectués à l'aide du dispositif expérimental présenté au §V-4. L'inducteur utilisé est la bobine hélicoïdale à 17 spires en alliage Glidcop. Le générateur de magnétoformage est utilisé avec un unique condensateur connecté. Trois niveaux d'énergie ont été obtenus en faisant varier la tension de charge :

Essai	#149	#151	#161
Tension de charge	9.5 kV	8.0 kV	11.0 kV

Tableau VIII-4 : Conditions expérimentales des essais d'expansion électromagnétique de tube

Les courants et les vitesses mesurés lors de ces trois essais sont présentés sur la Figure VIII-3.



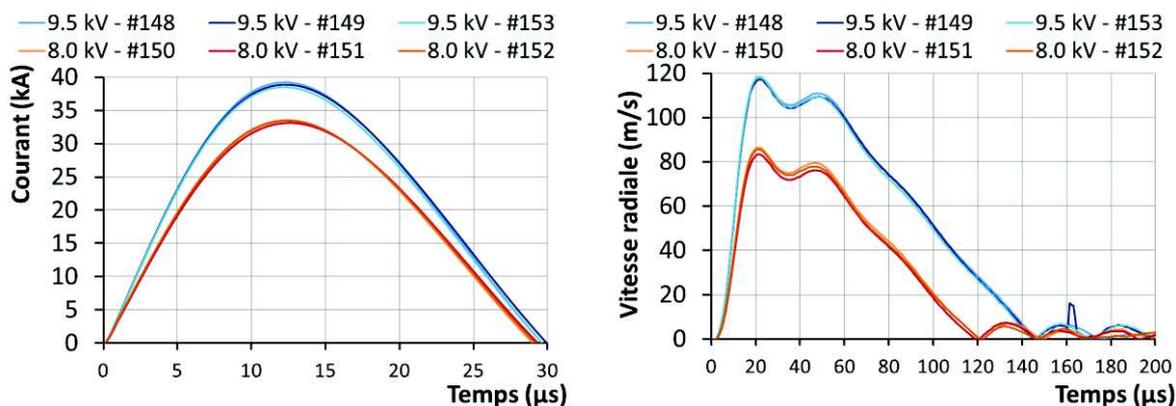
a. Courants mesurés dans le circuit primaire

b. Vitesses radiales d'expansion du tube

Figure VIII-3 : Mesures issues des trois essais d'expansion de tube

Répétabilité des essais

Les expansions à 8.0 kV et à 9.5 kV ont été répétées trois fois afin d'évaluer la répétabilité des essais. Pour comparer les mesures de courant obtenues lors de chacun de ces essais, le premier pic de courant est présenté sur la Figure VIII-4-a. On peut y voir une très faible variabilité, les écarts étant au maximum de 1.0 kA. En ce qui concerne les mesures de vitesse (cf. Figure VIII-4-b), la répétabilité est légèrement moins bonne, avec des écarts jusqu'à 4 m/s.



a. Courants mesurés (première arche)

b. Vitesses mesurées

Figure VIII-4 : Répétabilité des essais à 8.0 et à 9.5 kV

La très bonne répétabilité de la mesure de courant doit permettre d'assurer une bonne répétabilité du chargement électromagnétique d'un essai à l'autre. En effet, l'incertitude sur la mesure de

courant est due en grande partie à la calibration de la sonde de Rogowski (cf. §III-2.2), et correspond donc, au moins en partie, à une erreur systématique. En revanche, on a vu que cette incertitude est le facteur le plus influent sur l'incertitude du résultat final de l'identification. Il faudra donc en tenir compte dans l'analyse des résultats.

La variabilité est plus grande sur la mesure de vitesse qui, en comparaison, est moins sujette à une erreur systématique, mais davantage à une multitude de facteurs indépendants. Ceux-ci sont principalement géométriques (dimensions et positionnement relatif du tube et de la bobine). Dans les analyses qui vont suivre, cette incertitude sur la mesure de vitesse servira de jauge pour l'évaluation de la qualité du recalage fourni par la procédure d'optimisation : des écarts résiduels de l'ordre de la variabilité de la mesure de vitesse seront considérés comme acceptables. Cela se justifie par le fait que, dans la démarche d'identification, l'influence des incertitudes sur la mesure de vitesse est bien moindre que celle des incertitudes sur la mesure de courant.

VIII-2.2 Identification des paramètres du modèle de Johnson-Cook

Identifications essai par essai

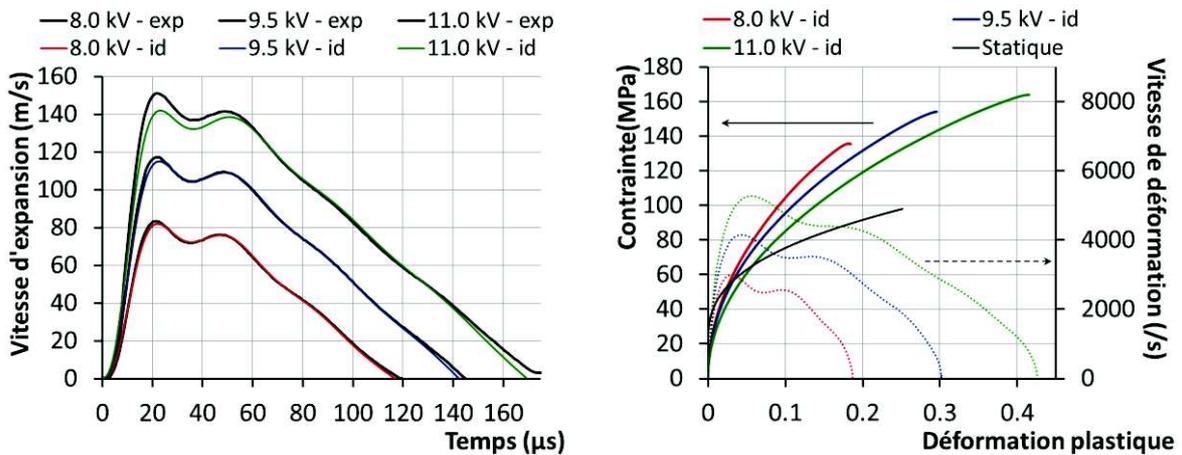
Dans un premier temps, trois identifications sont effectuées de façon indépendante. Pour chacun des essais, les identifications sont réalisées en suivant les orientations proposées aux Chapitre IV et Chapitre VII. La norme L2 est choisie pour la définition de l'erreur entre la courbe de vitesse fournie par le modèle direct et la courbe de vitesse expérimentale. L'algorithme hybride ASA+LFOP est utilisé pour la recherche du minimum du métamodèle, avec pour paramètres $T_{min}/T_0 = 1.e-6$ et $N_{step} = 1000$. La procédure séquentielle est composée de 10 itérations de 8 points chacune.

Le domaine choisi pour la recherche des valeurs de paramètres est présenté dans le Tableau VIII-5. Le point de départ λ_0 est le jeu de paramètres proposé suite aux essais de traction quasi-statiques (cf. §VIII-1), associé à une valeur plutôt faible de C.

	A (MPa)	B (MPa)	n	C
λ_{min}	0	50	0.30	0.010
λ_{max}	50	400	0.50	0.030
λ_0	20	130	0.37	0.015

Tableau VIII-5 : Domaine d'identification, et valeurs pour l'initialisation

La Figure VIII-5-a présente les recalages obtenus sur la vitesse radiale pour les trois identifications. Les comportements identifiés (l'évolution de la contrainte avec la déformation plastique en un élément à mi-hauteur du tube) sont rassemblés sur la Figure VIII-5-b.



a. Recalage des vitesses d'expansion

b. Comportements identifiés

Figure VIII-5 : Résultats des trois identifications « individuelles »

Ils sont tracés pour la vitesse de déformation variant au cours de l'essai (en pointillés). Les comportements présentés sont également affectés par les couplages thermomécaniques, ayant pour origine l'effet Joule et la dissipation plastique. L'élévation de température estimée par ces simulations est respectivement de 20°C, 25°C et 38°C pour les essais à 8 kV, 9.5 kV et 11 kV.

Les vitesses radiales sont globalement bien retrouvées, à l'exception du premier pic de l'essai #161 (11 kV). Or, au regard de la relation contrainte-déformation identifiée pour cet essai, on s'aperçoit que pour atteindre des vitesses plus élevées au premier pic, il faudrait tendre vers des valeurs négatives de la limite d'élasticité. Cela n'aurait, évidemment, aucun sens. La difficulté de recalage vient des incertitudes de mesure, particulièrement défavorables dans ce cas. En particulier, ces identifications avec le courant nominal ont mené à des valeurs de A quasi nulles (cf. Tableau VIII-6), ce qui semble peu physique.

Les trois comportements identifiés sont cohérents entre eux, mais restent notablement différents les uns des autres. Cela ne semble pas pouvoir être expliqué uniquement par les différentes vitesses de déformation, qui restent trop proches d'un essai à l'autre pour justifier de tels écarts. En revanche, les incertitudes de mesure contribuent très certainement à la dispersion des résultats.

Dans ce cas, l'utilisation d'une fonction-coût de type « offset » (cf. §VII-4.3) pour favoriser le recalage de la forme de la courbe de vitesse n'a pas amélioré le résultat.

	A (MPa)	B (MPa)	n	C
8.0 kV – id	0.711	268	0.500	0.0283
9.5 kV – id	0	243	0.469	0.0193
11.0 kV – id	0	215	0.488	0.0258

Tableau VIII-6 : Valeurs des paramètres résultant des identifications essai par essai

Identification « collective » sur les trois essais

Une identification basée sur un seul essai ne permet pas d'obtenir un jeu de paramètres unique. Dans le chapitre précédent (§VII-3), on a vu que la considération d'une base d'observables plus large pouvait permettre d'augmenter la robustesse de l'identification et la précision des comportements identifiés. On met donc en œuvre ici la méthode d'identification de façon commune sur les trois essais (cf. Chapitre VII§VII-3.1). Le domaine d'identification est précisé en tirant profit des résultats des identifications individuelles : les intervalles sont réduits, et le point de départ correspond aux valeurs identifiées avec l'essai #149. Les valeurs choisies sont données dans le Tableau VIII-7.

	A (MPa)	B (MPa)	n	C
λ_{min}	0	100	0.40	0.001
λ_{max}	20	300	0.70	0.020
λ_0	0	243	0.47	0.019

Tableau VIII-7 : Domaine d'identification, et valeurs pour l'initialisation

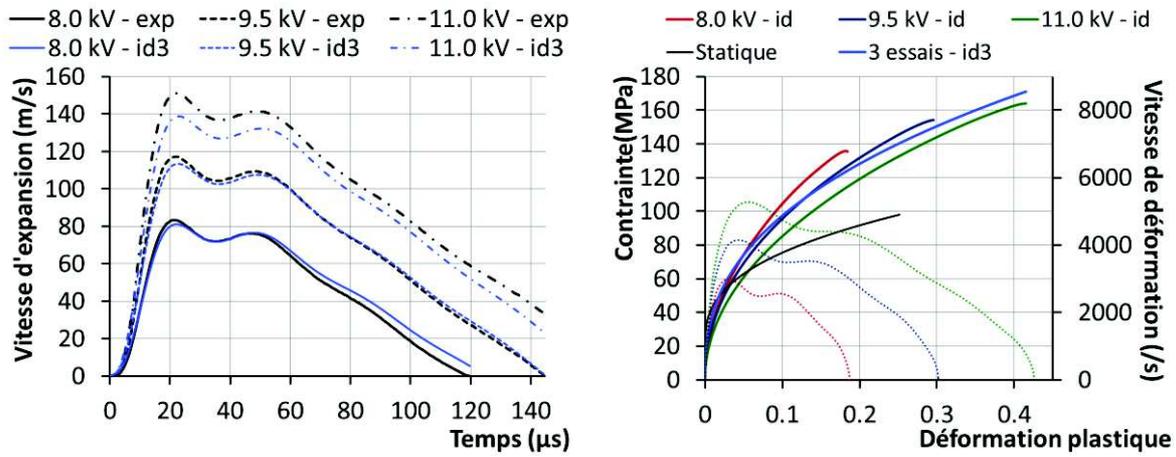
La fonction-coût est définie comme la somme des trois erreurs calculées selon la norme L2 sur chacun des cas #149 (9.5 kV), #151 (8.0 kV) et #161 (11.0 kV). Par ailleurs, le nombre d'itérations de la procédure séquentielle a été élevé à 16, en prévision de plus grandes difficultés d'identification.

Le recalage obtenu sur les trois courbes de vitesse radiale est présenté sur la Figure VIII-6-a. Le résultat obtenu est satisfaisant pour les cas #149 (9.5 kV) et #151 (8.0 kV), mais les écarts sont importants dans le cas #161 (11.0 kV). La relation contrainte-déformation correspondante est comparée aux résultats précédents sur la Figure VIII-6-b (pour cette identification commune, seule la courbe #161 (11.0 kV) est représentée, les courbes correspondant aux trois niveaux d'énergie étant presque confondues). Le comportement identifié dans ce cas semble être une bonne estimation « moyenne ».

Les paramètres identifiés sont donnés dans le Tableau VIII-8.

	A (MPa)	B (MPa)	n	C
#149-#151-#161 L2	1.02	240	0.400	0.001

Tableau VIII-8 : Paramètres déterminés par l'identification multi-essais



a. Recalage des vitesses d'expansion

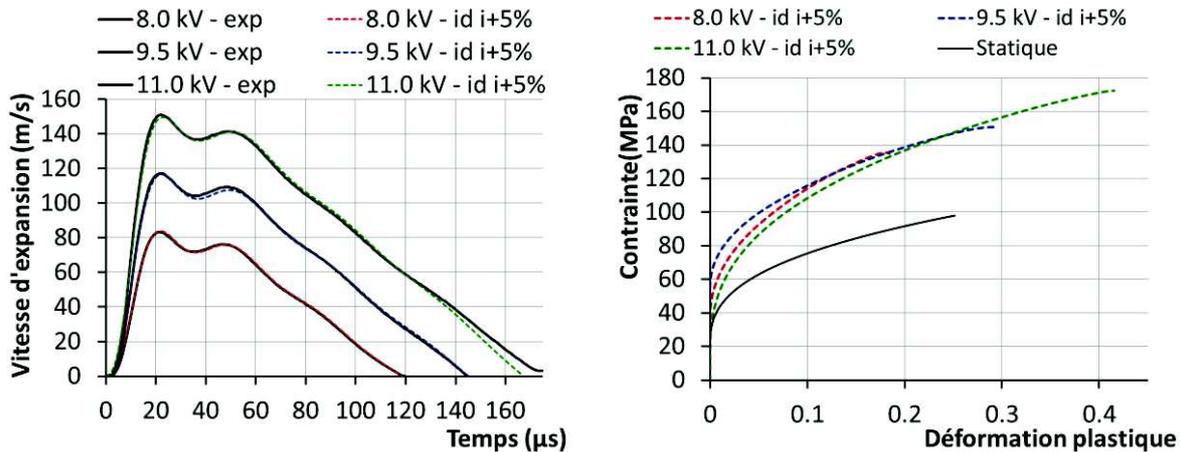
b. Comportement identifié et comparaison aux résultats précédents (essai par essai)

Figure VIII-6 : Résultats de l'identification multi-essais

VIII-2.3 Prise en compte des incertitudes

Identifications pour un courant surestimé de 5%, essai par essai

Afin de considérer l'effet des incertitudes sur le résultat d'identification, les identifications individuelles sont reprises avec des courbes de courant surestimées de 5% par rapport aux courbes mesurées. Les conditions d'identification sont identiques à ce qui a été présenté précédemment (cf. §VIII-2.2).



a. Recalage des vitesses d'expansion

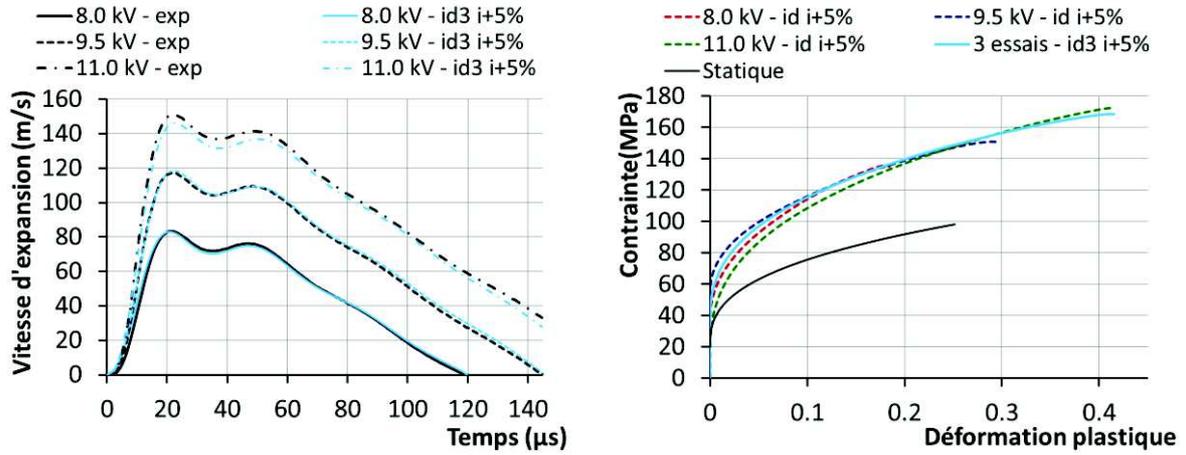
b. Comportements identifiés

Figure VIII-7 : Résultats des identifications individuelles pour un courant surestimé de 5%

Comme le montrent les Figure VIII-7-a et Figure VIII-7-b, les recalages des vitesses sont très bons, et les trois essais ont ici donné des comportements plus rapprochés les uns des autres qu'avec les courbes de courant nominales. Comme attendu, les niveaux de contrainte sont ici plus élevés qu'avec les courants nominaux. Le Tableau VIII-9 présente les valeurs de paramètres identifiées.

Identification commune pour des courants surestimés de 5%

En outre, une identification commune sur les trois essais a également été réalisée. Les résultats sont présentés sur la Figure VIII-8.



a. Recalage des vitesses d'expansion

b. Comportement identifié et comparaison aux résultats précédents

Figure VIII-8 : Résultats de l'identification multi-essais pour des courants surestimés de 5%

	A (MPa)	B (MPa)	n	C
#149 i+5% L2	47.4	146	0.499	0.0290
#151 i+5% L2	33.1	194	0.498	0.0261
#161 i+5% L2	13.8	201	0.388	0.0151
#149-#151-#161 i+5% L2	32.4	163	0.400	0.0218

Tableau VIII-9 : Paramètres identifiés avec un courant surestimé de 5%

Bilans énergétiques

Le fait d'introduire dans le modèle de simulation numérique une courbe de courant surestimée de 5% par rapport au courant nominal a pour effet de modifier le bilan énergétique du processus d'expansion de tube. Les énergies dissipées sont en effet réparties de la façon suivante (pour les détails, voir Annexe C.3) :

$$E_0 = E_{Joule(c1)} + E_{Joule(c2)} + E_{méca} \tag{éq. VIII-8}$$

où :

- $E_{Joule(c1)}$ et $E_{Joule(c2)}$ sont les énergies dissipées par effet Joule dans le circuit primaire (générateur-connexions-bobine) et dans les circuits secondaires (tube et anneaux), respectivement.
- $E_{méca}$ est l'énergie dissipée par la déformation plastique du tube et des anneaux.

Les simulations réalisées avec les paramètres identifiés dans chacun des cas (courant mesuré et courant surestimé de 5%) permettent d'estimer les différents termes de dissipation énergétique. Pour le tube et les anneaux, les dissipations énergétiques sont calculées de la façon suivante :

$$E_{Joule(tube)} = \int_0^t R_{tube}(t) \cdot i_{tube}^2(t) \cdot dt = \int_0^t \frac{\eta_{tube} \cdot [2 \cdot \pi \cdot r(t)]^2}{V_{tube}} \cdot i_{tube}^2(t) \cdot dt \tag{éq. VIII-9}$$

$$E_{méca(tube)} = V \cdot \int_0^{\bar{\epsilon}_p(t)} \bar{\sigma} \cdot d\bar{\epsilon}_p \tag{éq. VIII-10}$$

où i_{tube} est le courant induit dans le tube (intégrale des densités de courant à travers une section longitudinale).

L'énergie dissipée par effet Joule dans le circuit primaire, en revanche, est difficile à estimer en raison de la résistance variable du switch (cf. §III-2). Des mesures « à vide » (sans tube autour de la bobine) permettent d'estimer une résistance moyenne du circuit, mais un travail plus approfondi de modélisation du switch serait nécessaire pour obtenir une véritable mesure de l'énergie dissipée. En outre, l'estimation de la résistance du switch est elle-même tributaire des incertitudes sur la mesure du courant. Ainsi, pour une incertitude de +/-5% sur la mesure de courant :

$$(i_{+5\%}) 35 \text{ m}\Omega \leq R_{moy} \leq 45 \text{ m}\Omega (i_{-5\%}) \quad (\text{éq. VIII-11})$$

Dans ces conditions, l'analyse énergétique ne peut pas apporter beaucoup d'informations supplémentaires sur la vraisemblance des résultats d'identification. Tout au plus, on peut comparer ici les estimations de l'énergie dissipée dans le circuit primaire, à partir du bilan énergétique (éq. VIII-12), ou à partir de l'estimation de la résistance moyenne (éq. VIII-13).

$$E_{Joule(c1)}^* = E_0 - E_{Joule(c2)} - E_{méca} \quad (\text{éq. VIII-12})$$

$$E_{Joule(c1)}^{**} = \int_0^t R_{moy} \cdot i^2(t) \cdot dt \quad (\text{éq. VIII-13})$$

Pour l'expansion de tube avec $i_{nominal}$, il a été choisi d'utiliser $R_{moy} = 40 \text{ m}\Omega$; et pour l'expansion de tube avec $i_{+5\%}$, de prendre $R_{moy} = 35 \text{ m}\Omega$. Cela correspond aux valeurs de résistances moyennes estimées respectivement à partir d'un courant nominal mesuré « à vide », et pour une incertitude de +5% sur ce courant, cf. (éq. VIII-11). Ce choix suppose que l'incertitude sur la mesure de courant est systématique, ce qui est une hypothèse optimiste.

Les valeurs ainsi obtenues sont présentées dans le Tableau VIII-10. L'écart entre les deux calculs d'énergie dissipée dans le circuit primaire est grand, malgré le choix d'hypothèses peu pénalisantes. En fait, les énergies calculées à partir de la résistance moyenne du circuit primaire semblent surestimées. Une étude plus approfondie (et particulièrement précise) de la résistance du circuit primaire serait donc requise pour fournir un critère supplémentaire d'évaluation du résultat d'identification.

	E_0	$E_{Joule(c2)}$	$E_{méca}$	$E_{Joule(c1)}^*$	$E_{Joule(c1)}^{**}$
$i_{nominal}$	1424 J	322 J	207 J	895 J	1080 J
$i_{+5\%}$	1424 J	322 J	232 J	870 J	1040 J

Tableau VIII-10 : Estimation des énergies dissipées pour les comportements identifiées avec le courant nominal et avec le courant surestimé de 5%

VIII-3. Synthèse et discussion

VIII-3.1 Synthèse

La Figure VIII-9 : Comparaison des comportements identifiés par les essais de traction quasi-statique et les essais d'expansion de tubesynthétise les résultats des essais de caractérisation :

- quasi-statiques : de $2 \cdot 10^{-5} s^{-1}$ à $2 \cdot 10^{-2} s^{-1}$
- dynamiques : entre $2 \cdot 10^{+3} s^{-1}$ et $5 \cdot 10^{+3} s^{-1}$

Le comportement identifié en surestimant les courants de 5% y est également présenté. En revanche, il n'a pas été possible d'identifier des comportements réalistes en sous-estimant le courant de 5%. Il est donc plus probable que l'erreur sur la mesure de courant tende vers une sous-estimation du courant réel.

Ces résultats, bien que peu précis (l'incertitude sur le comportement dynamique est grande) mettent en évidence une sensibilité marquée à la vitesse de déformation, aux grandes vitesses de déformation. Alors que les essais de traction quasi-statique n'ont pas mis en évidence de sensibilité nette à la vitesse de déformation entre $2 \cdot 10^{-5} s^{-1}$ et $2 \cdot 10^{-2} s^{-1}$, les niveaux de contraintes identifiés autour de $10^{+3} s^{-1}$ sont clairement plus élevés.

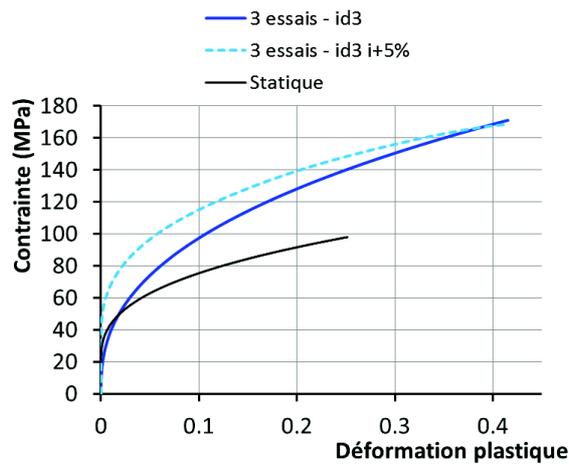


Figure VIII-9 : Comparaison des comportements identifiés par les essais de traction quasi-statique et les essais d'expansion de tube

VIII-3.2 Confrontation à d'autres études de caractérisation dynamique de l'aluminium

Sources bibliographiques

On cherche à comparer ces résultats à d'autres études sur des matériaux similaires. On s'intéresse ici à la nuance 1050, ainsi qu'à la nuance 1100. Les nuances de la série 1000 sont très faiblement alliées ; ce sont des aluminiums *commerciallement purs*. La nuance 1100 est moins pure que la nuance 1050 (jusqu'à 1% d'éléments autres que Al, au lieu de 0.5% pour la nuance 1050), mais davantage de travaux y ont été consacrés.

Les résultats qui sont présentés par la suite sont issus des études suivantes :

Auteurs	Nuance	Essai quasi-statique	Essai dynamique
(Higashi et al. 1991)	1050-0	Traction simple	Traction Hopkinson
(Khan & Huang 1992)	1100-0	Traction simple	Impact de disque
Frantz1972 (dans (Klepaczko 1975))	1100-0	Torsion	Torsion Hopkinson
(Lindholm & Yeakley 1968)	1100-0	Traction simple	Traction Hopkinson

Tableau VIII-11 : Origine des données dynamiques utilisées pour la comparaison

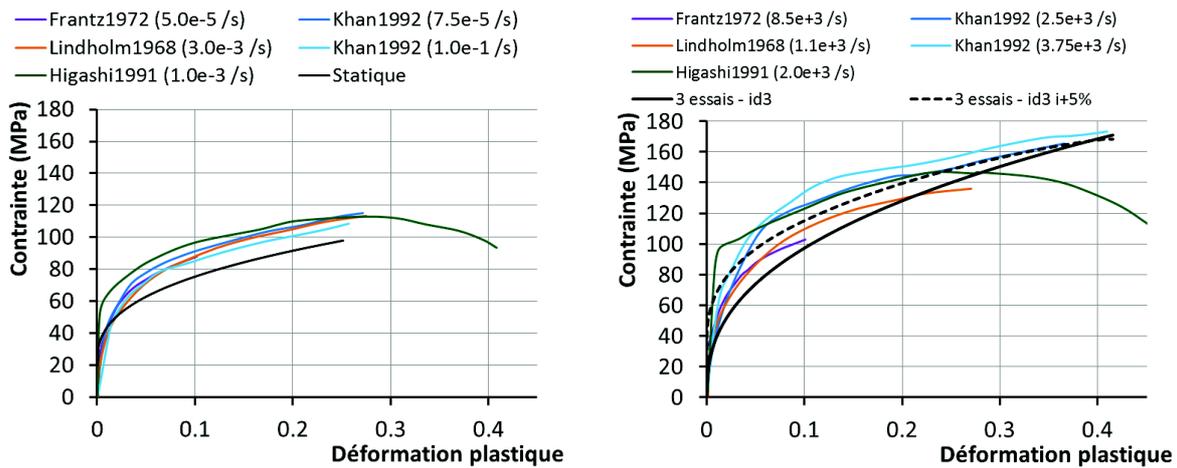
Comparaison des résultats

Ces différentes études s'accordent sur le fait que la sensibilité à la vitesse de déformation est faible aux petites vitesses de déformation, mais qu'elle devient significative au-delà de 1000 /s. Les comportements présentés sur la Figure VIII-10 varient sensiblement d'une étude à l'autre. Cela s'explique par le fait que les matériaux ne sont pas rigoureusement identiques les uns aux autres (du

fait de leur mode d'élaboration, de leur taille de grains, de variations de composition) et que les conditions d'essai sont différentes.

Les travaux de (Khan & Huang 1992) ont également souligné l'importance du traitement thermique de recuit pour la sensibilité à la vitesse de déformation. En effet, leurs résultats montrent qu'après un « recuit complet » réalisé à haute température (600°C au lieu de 350°C pour un recuit standard), aucune sensibilité à la vitesse n'a pu être observée.

Sur ces mêmes graphes sont reportés les résultats présentés dans ce chapitre. Globalement, les niveaux de contrainte observés sont plus faibles que dans ces autres études. Le degré de sensibilité à la vitesse de déformation semble cohérent avec les comportements indiqués dans ces travaux.



a. Comportements quasi-statiques

b. Comportements dynamiques

Figure VIII-10 : Confrontation des comportements identifiés avec d'autres études sur des alliages proches

VIII-3.3 Conclusion

Synthèse pour l'aluminium 1050

La méthodologie de caractérisation dynamique par essai d'expansion électromagnétique de tube a été appliquée à l'aluminium 1050. Cela a permis de mettre en évidence des différences marquées de comportement entre les vitesses de déformations quasi-statiques, inférieures à $10^{-2} s^{-1}$, et les vitesses de déformations rencontrées dans les procédés de formage par puissances pulsées, de l'ordre de $10^3 s^{-1}$.

En revanche, la méthodologie est limitée par une sensibilité élevée aux incertitudes, et en particulier à l'incertitude sur la mesure de courant. Cela ne permet pas son utilisation pour une caractérisation fine des mécanismes d'érouissage dynamique.

Pour l'aluminium 1050, il semble ainsi que l'érouissage soit plus marqué sous sollicitation hautement dynamique. Une augmentation de la consolidation avec la vitesse de déformation est souvent bénéfique en mise en forme, car cela a tendance à retarder la localisation de la striction (Daly et al. 2007) : il y a alors compétition entre la localisation, qui tend à faire augmenter localement la vitesse de déformation, et l'augmentation de la contrainte d'écoulement avec la vitesse de déformation, qui tend donc à retarder la déformation plastique.

Autres applications

La procédure d'identification de paramètres basée sur l'essai d'expansion électromagnétique de tube a également été appliquée à des alliages de cuivre dans le cadre d'un stage de Master co-encadré par la TU Dortmund et iCube Research (Ustunygiz 2015). Les conclusions de cette étude sont similaires :

les incertitudes affectent la précision des résultats de façon importante, mais une sensibilité élevée à la vitesse de déformation peut toutefois être mise en évidence, le cas échéant.

Par ailleurs, une collaboration avec l'Ohio State University (OSU) a également été menée pour caractériser un alliage de cuivre : C18150 (CrZrCu). La procédure a été adaptée afin d'être appliquée au dispositif d'expansion électromagnétique d'anneau utilisé par l'OSU. Les résultats (Jeanson et al. 2014) ont montré, pour ce dispositif également, l'importance de tenir compte du retour de courant au centre de la bobine hélicoïdale, ainsi que d'une double mesure de vitesse.

Conclusion de la partie B – L’essai d’expansion de tube

Dans ces quatre chapitres, la méthodologie de caractérisation dynamique par expansion électromagnétique a été développée et appliquée avec succès.

Conception et analyse de l’essai

La mise au point de l’essai a nécessité la mise en place de modèles de simulation numérique adaptés permettant une modélisation fine et prédictive du processus d’expansion électromagnétique. Cette étude numérique a permis, conjointement aux premiers essais expérimentaux, de définir des conditions opératoires réduisant les inhomogénéités de chargement et de déformation. Ainsi, la complexité de l’essai est réduite et la mesure de la vitesse radiale peut être un observable significatif du processus d’expansion dynamique.

Identification d’un comportement global

De cette façon, il est possible, à partir d’une modélisation numérique pertinente et des mesures de courant et de vitesse, de déduire le comportement mécanique du tube au moyen d’une procédure d’identification de paramètres. Le succès et la validité de cette procédure dépendent tout d’abord de la sensibilité du processus d’expansion au comportement mécanique. Cette sensibilité a été mise en évidence par une étude numérique. Le modèle de Johnson-Cook choisi pour cette étude a en outre fait l’objet d’une analyse de sensibilité et de corrélation de ses paramètres. Il a été mis en évidence que, bien que la sensibilité de l’observable aux paramètres soit avérée, leur forte interdépendance ne permet pas d’assurer l’unicité d’un jeu de paramètres comme solution d’identification.

Limitations de la méthodologie

L’application de la procédure d’identification à des essais réels ou « artificiels » (construits numériquement) a confirmé ces aspects : des comportements similaires les uns des autres ont pu être déduits, avec des jeux de paramètres notablement différents d’une identification à l’autre. L’intérêt de la méthodologie pour la détermination d’une relation contraintes-déformations à haute vitesse de déformation est donc confirmé. En revanche, une caractérisation plus fine des paramètres, et éventuellement des mécanismes microstructuraux sous-jacents, n’est pas possible.

De plus, l’analyse est limitée par d’autres aspects. Tout d’abord, la vitesse de déformation varie fortement au cours de l’essai, tout comme l’état de contraintes. Par ailleurs, une étude des incertitudes a mis en évidence que la mesure de courant est un facteur d’influence majeur sur le calcul de la vitesse radiale d’expansion du tube. La précision du résultat d’identification en est fortement affectée.

Applications

Toutefois, malgré ces limitations, l’essai d’expansion électromagnétique de tube a fourni des données dynamiques sur le comportement de l’aluminium 1050. Une sensibilité marquée à la vitesse de déformation a pu être mise en évidence. L’essai a également été appliqué à des alliages de cuivre utilisés ou envisagés pour la réalisation des inducteurs de magnétoformage.

Partie C – L’essai de ligne plate

Introduction de la partie C – L’essai de ligne plate

Dans cette partie, la méthodologie mise en place pour l’essai d’expansion de tube est étendue à un essai plan, basé lui aussi sur le magnétoformage.

Motivations pour l’essai de ligne plate

L’essai d’expansion électromagnétique de tube s’est avéré être un essai bien adapté à la caractérisation dynamique des métaux en conditions de magnétoformage. La sollicitation est représentative de conditions réelles de déformation d’un tube en formage libre par HPP. En revanche, puisque nombre d’applications de formage concernent des tôles (planes), il a été nécessaire de disposer également d’un moyen de caractériser le comportement d’échantillons plans.

Tirant profit des analyses issues de l’étude de l’essai d’expansion de tube, l’essai de ligne plate a donc été développé. La procédure d’identification est globalement similaire, et repose sur le recalage de la mesure de vitesse d’un point de l’éprouvette. En revanche, certaines spécificités de la modélisation de l’essai de ligne plate ont permis de réduire la sensibilité de l’essai aux incertitudes sur la mesure de courant. Dans le cas de la ligne plate, les principales incertitudes proviennent des approximations de modélisation.

Contenu de la présentation

Cette partie se décompose en quatre chapitres. Le premier (Chapitre IX) présente les éléments de bibliographie ayant inspiré le développement de l’essai de ligne plate, les principes généraux de l’essai et de la procédure d’identification associée, ainsi que la démarche de conception qui a mené à la définition géométrique de l’essai.

Le second chapitre (Chapitre X) synthétise les différentes approches de modélisation de l’essai de ligne plate : analytiques ou numériques. On y présente ensuite la façon dont elles ont été combinées afin d’aboutir à un modèle suffisamment précis, qui soit pourtant assez économique en temps de calcul pour pouvoir être utilisé dans une procédure itérative d’identification. Les critères à remplir pour assurer la pertinence de l’essai et de sa modélisation sont discutés.

Enfin, le troisième chapitre (Chapitre XI) présente une évaluation numérique de la procédure d’identification et une estimation de sa sensibilité aux incertitudes expérimentales. La méthode est ensuite appliquée à la caractérisation d’éprouvettes d’aluminium 1050-O et 2024-T351.

Chapitre IX. Conception et principes de l'essai de ligne plate

L'essai de ligne plate a été développé pour répondre au besoin de caractérisation des matériaux se présentant sous forme de tôles, soumis à un chargement dynamique lors du formage par les procédés HPP. Ce chapitre présente la démarche de conception ayant mené à la définition de l'essai de caractérisation.

Tout d'abord, une étude bibliographique permet d'exposer le principe de l'essai de ligne plate et les spécificités du mode de chargement. Dans une seconde partie, on présente de façon globale la méthodologie d'identification mise en place pour l'essai de ligne plate. Ensuite, les étapes clés de la conception sont présentées, depuis les simulations numériques préliminaires jusqu'à la mise en place expérimentale.

IX-1. Eléments bibliographiques.....	126
IX-1.1 L'essai de ligne plate pour la caractérisation dynamique.....	126
IX-1.2 L'analyse de Golovashchenko2004	127
IX-1.3 Objectifs	128
IX-2. Présentation générale de l'essai de ligne plate pour la caractérisation dynamique	128
IX-2.1 Une exploitation particulière de la mesure de vitesse	128
IX-2.2 Stratégies de modélisation et d'identification.....	129
IX-3. Définition de l'essai.....	130
IX-3.1 Intérêt et objectifs des simulations numériques préliminaires	130
IX-3.2 Confirmation des conditions de vol libre	130
IX-3.3 Amélioration de la conception.....	132
IX-3.4 Mise en place expérimentale	133
IX-3.5 Conclusion de l'étape de conception.....	134

IX-1. Eléments bibliographiques

IX-1.1 L'essai de ligne plate pour la caractérisation dynamique

L'essai de compression quasi-isentropique

L'essai dit « de ligne plate » a été développé initialement pour des applications non pas reliées au comportement élasto-plastique des solides, mais à leur comportement hydrodynamique. Ainsi, le principe de la « ligne plate » a été appliqué à l'étude des changements de phase et des équations d'état des solides en conditions de pression extrêmes, dans des régimes de compression quasi-isentropique (Asay & Kerley 1987).

L'objet de cet essai consiste à soumettre l'échantillon à une très forte pression magnétique, en un temps court, mais de manière suffisamment progressive pour que l'onde de pression transmise ne se transforme pas en choc (qui générerait une variation significative d'entropie). Le chargement est appliqué en un temps plus court que le temps d'aller-retour dans l'épaisseur de l'échantillon afin de pouvoir, à partir du signal de vitesse mesuré en face arrière, déconvoluer le signal et en déduire la sollicitation en face avant. Le dispositif de ligne plate peut aussi être utilisé comme lanceur de projectile pour réaliser des impacts de plaques, ce qui offre une alternative à l'utilisation des canons à gaz ou des explosifs.

Ce type d'essais a été rapporté notamment par (Avrillaud & Frescaline 2001) (Lefrancois et al. 2011) (Wang et al. 2012) (Tasker et al. 2010). Le principe consiste à faire circuler un courant transitoire très intense à travers deux échantillons (les *lignes plates*) en vis-à-vis (cf. Figure IX-1-a). Sous l'effet des efforts de Lorentz ainsi générés, les deux échantillons sont mis en vitesse dans des directions opposées (une alternative consiste à remplacer l'une des lignes plates par une pièce massive qui restera immobile). Cette mise en vitesse est si rapide que les échantillons restent plans au cours du vol. Les extrémités sont donc rompues rapidement, et le courant continue de circuler à travers un arc électrique (cf. Figure IX-1-b).

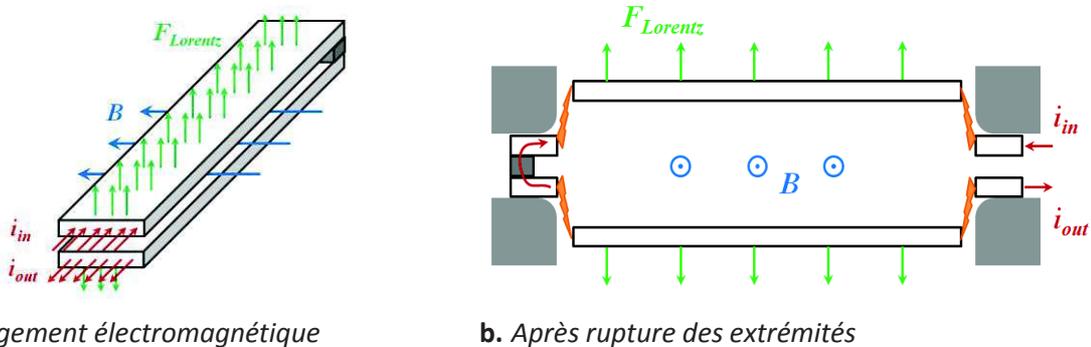


Figure IX-1 : Principe du lancer de ligne plate pour l'essai de compression quasi-isentropique

La sollicitation de l'échantillon peut se faire sous deux formes :

- Suite à cette mise en vitesse, qui peut atteindre quelques km/s, l'une des lignes plates peut subir un impact contre un échantillon cible (cela correspond à un essai d'impact de plaques). Une onde de choc est alors créée.
- Si l'échantillon est placé initialement sur une ligne plate, la mise en vitesse progressive (bien que très rapide) de la ligne plate crée une forte pression sur l'échantillon. Ce chargement évolue de façon continue au cours du temps et ne génère pas de choc ; le matériau de l'échantillon subit donc une compression quasi-isentropique.

Dans les deux cas, la sollicitation générée est une forte compression dans le régime « hydrodynamique » : les niveaux atteints par la pression hydrostatique sont largement supérieurs à

la limite d'élasticité du matériau. Les mécanismes sont alors bien différents des mécanismes de la plasticité rencontrés en mise en forme des métaux, même à grande vitesse (cf. §II-1).

L'essai de ligne plate pour la détermination de propriétés plastiques dynamiques

En réduisant l'intensité du chargement électromagnétique, il est possible de transformer cet essai en un essai de caractérisation des propriétés plastiques dynamiques, dans le régime correspondant aux procédés de formage à grande vitesse. Cela a été proposé notamment par (Golovashchenko & Mamutov 2004).

Dans ce cas, le chargement est suffisamment rapide pour que l'échantillon soit mis en vitesse de façon plane, mais sans rupture des extrémités. Il en résulte une forme globalement trapézoïdale (Figure IX-2). Les mesures sont réalisées grâce aux clichés pris par caméra rapide, à une fréquence de 62500 images/s. Par ailleurs, les auteurs indiquent que les vitesses de déformation mises en jeu sont de l'ordre de 1000 s^{-1} .

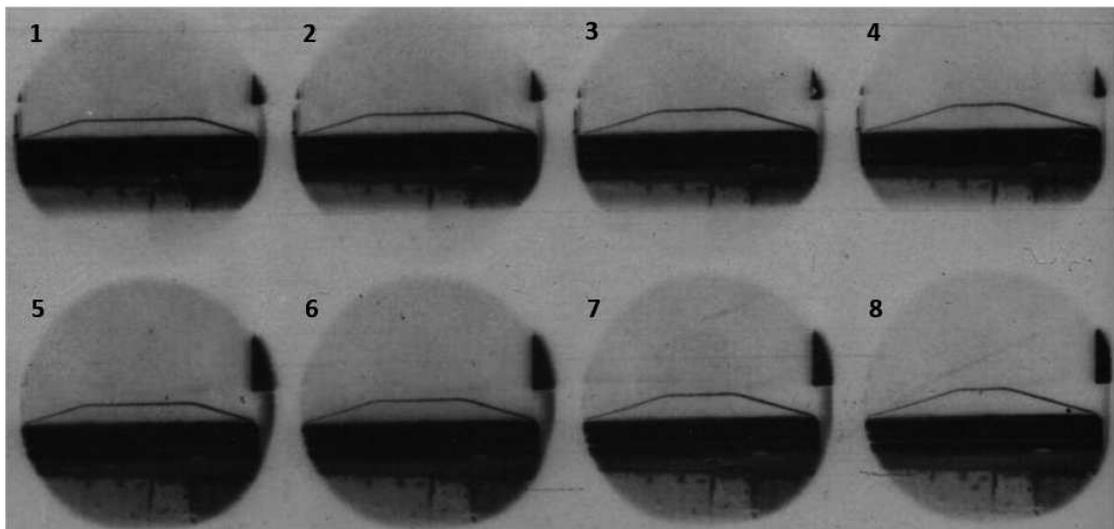


Figure IX-2 : Déformation de la ligne plate au cours de l'essai de (Golovashchenko & Mamutov 2004)

IX-1.2 L'analyse de Golovashchenko2004

Modélisation du comportement dynamique

L'approche proposée par (Golovashchenko & Mamutov 2004) est très pragmatique : il s'agit d'estimer une valeur approximative de la contrainte d'écoulement σ_0^d dans les conditions dynamiques de l'essai de magnétoformage, et de la comparer à la contrainte d'écoulement statique σ_0^s . La comparaison est faite au moyen d'un coefficient noté k^d tel que :

$$\sigma_0^d = k^d \cdot \sigma_0^s \quad (\text{éq. IX-1})$$

Cette approche, si elle ne fournit que des données partielles sur le comportement du matériau, présente l'avantage d'être simple, et permet d'exploiter les essais de ligne plate malgré le peu de données expérimentales (les seules mesures sont les clichés réalisés par la caméra rapide).

Hypothèses

Les observations expérimentales, basées notamment sur les clichés de la caméra rapide, incitent les auteurs à faire les hypothèses suivantes :

- La déformation plastique se concentre dans une zone réduite qui se propage des extrémités au centre de la ligne plate.
- Avant de subir une déformation plastique, la partie centrale de la ligne plate reste plane.

- Après une phase initiale de mise en vitesse, la vitesse de la partie centrale est quasi-constante.
- L'angle formé à la base du trapèze reste quasi-constant au cours de l'essai

Expression de la contrainte

Les auteurs proposent la relation suivante entre la contrainte d'écoulement dynamique σ_0^d , la masse volumique de la ligne plate ρ , la vitesse stabilisée du centre de la ligne plate v_0 , et l'angle à la base du trapèze γ :

$$\sigma_0^d = \rho \cdot \left(\frac{v_0}{\tan(\gamma)} \right)^2 \quad (\text{éq. IX-2})$$

IX-1.3 Objectifs

L'approche proposée par (Golovashchenko & Mamutov 2004) est intéressante et prometteuse. Si elle est limitée à une estimation peu précise de la contrainte d'écoulement dynamique, on espère, avec une instrumentation plus fournie et le recours à l'analyse numérique, pouvoir en extraire davantage d'informations sur le comportement mécanique du matériau de la ligne plate.

Dans la suite de ce chapitre, on présente d'abord le principe général de la méthodologie mise en place pour exploiter l'essai de ligne plate dans le cadre de la caractérisation dynamique d'un matériau. Puis, la démarche de conception est présentée, ainsi que les choix techniques réalisés afin de disposer d'un essai pertinent pour mener des identifications du comportement mécanique.

IX-2. Présentation générale de l'essai de ligne plate pour la caractérisation dynamique

IX-2.1 Une exploitation particulière de la mesure de vitesse

Définition du chargement mécanique

Les travaux de (Golovashchenko & Mamutov 2004) suggèrent que la partie centrale de la ligne plate est mise en vitesse de façon suffisamment dynamique pour ne pas être perturbée par la déformation des extrémités. Ces conditions, assimilables à du vol libre dans la partie centrale non déformée, sont vérifiées au §IX-3.2. Avec ce mode de réponse, le chargement mécanique appliqué à la ligne plate est donc entièrement déterminé par la connaissance de la vitesse de la partie centrale.

Cela présente plusieurs avantages. Par rapport à l'essai d'expansion de tube, cela permet de diminuer la sensibilité aux incertitudes. En effet, en expansion de tube, la vitesse résulte à la fois du chargement électromagnétique et de la réponse mécanique du tube, tous deux inconnus. La mesure du courant est alors essentielle pour la connaissance du chargement, mais les incertitudes qui y sont associées se propagent de manière défavorable sur le calcul de la vitesse (cf. §VI-2).

Avec la ligne plate, il est possible de connaître le chargement grâce à la mise en vitesse, indépendamment d'une mesure de courant (cf. Chapitre X). L'incertitude associée à la mesure est au maximum de +/- 2 m/s. Par commodité dans la modélisation, on continuera d'utiliser la mesure de courant pour définir le chargement, mais celui-ci sera corrigé de manière à retrouver exactement la vitesse mesurée. Cette caractéristique pourrait d'ailleurs être utilisée afin de vérifier la calibration de la mesure de courant, voire de la préciser.

Expression du comportement mécanique

Au cours de l'essai, les parties déformées depuis les extrémités finissent par se rejoindre au centre de la ligne plate. La vitesse diminue alors rapidement, manifestant ainsi la réponse mécanique de

l'éprouvette déformée. C'est cette phase de décélération qui pourra être utilisée pour l'identification du comportement élasto-viscoplastique du matériau.

Ainsi, la mesure de vitesse est à la fois une définition du chargement (phase d'accélération) et l'observable (phase de décélération).

IX-2.2 Stratégies de modélisation et d'identification

Modélisation de l'essai de ligne plate

La stratégie de modélisation tire profit de ces propriétés : contrairement à l'expansion de tube, le calcul du chargement et la réponse structurelle de l'éprouvette peuvent être découplés. Le calcul d'une pression mécanique représentative d'un chargement par des efforts de Lorentz peut ainsi être effectué de façon analytique, ce qui limite la résolution par éléments finis à un problème thermomécanique.

Cela est particulièrement avantageux car la résolution complète du problème électromagnétique, mécanique et thermique, par éléments finis, requerrait avec les moyens actuels des temps de calcul trop longs pour pouvoir être intégrés à une procédure itérative d'identification. Le principe de la modélisation hybride, analytique et par éléments finis, est détaillé au §X-4.

Procédure d'identification

La stratégie d'optimisation (algorithmes de minimisation et métamodélisation) est similaire à ce qui a été mis en place pour l'essai d'expansion de tube. La procédure générale (cf. Figure IX-3) est cependant modifiée pour tenir compte des spécificités de la modélisation de l'essai de ligne plate.

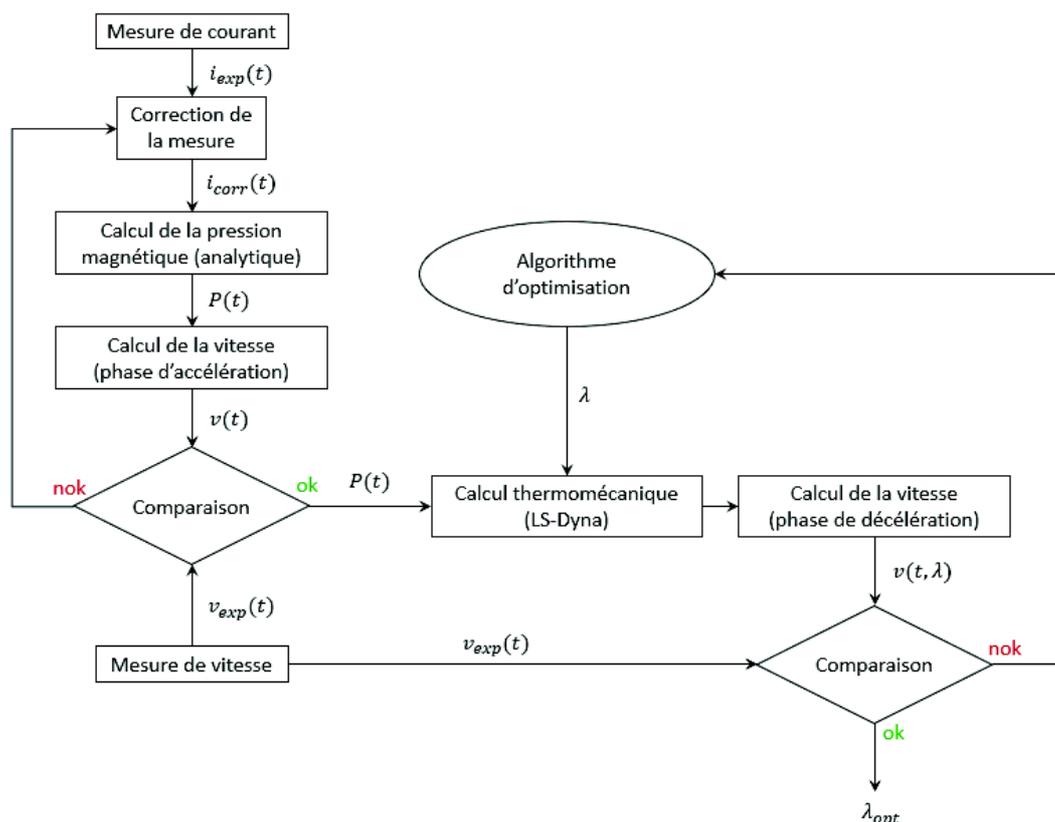


Figure IX-3 : Procédure générale de modélisation et d'identification pour l'essai de ligne plate

IX-3. Définition de l'essai

IX-3.1 Intérêt et objectifs des simulations numériques préliminaires

Partant des observations de (Golovashchenko & Mamutov 2004), qui seront précisées dans la suite des analyses, l'enjeu est de définir des conditions d'essai qui permettront d'extraire un maximum d'informations sur le comportement du matériau de la ligne plate (en particulier, sa contrainte d'écoulement), avec les moyens expérimentaux et numériques disponibles.

La modélisation de l'essai par les outils de simulation numérique sera étudiée en détail dans le Chapitre X. Toutefois, la définition de conditions d'essai pertinentes s'est appuyée sur des modèles plus sommaires que l'on présente ici.

IX-3.2 Confirmation des conditions de vol libre

Contexte

Si une analyse fine de l'essai n'est pas évidente, la mise en vitesse de la ligne plate a l'avantage d'être simple à modéliser. En effet, comme le suggèrent les observations de (Golovashchenko & Mamutov 2004), la partie centrale de la ligne plate ne semble pas affectée par les déformations qui se propagent progressivement depuis les extrémités.

Simulations préliminaires

Des premières simulations numériques ont permis de vérifier ce phénomène sur un modèle réduit s'approchant des conditions d'essai envisagées. Deux lignes plates identiques sont placées en vis-à-vis ; la ligne plate inférieure (en bleu) est fixée. Leurs dimensions sont 45.2 mm x 5.2 mm x 0.8 mm ; elles sont espacées de 1 mm. Pour ces simulations préliminaires, les éprouvettes sont maillées assez grossièrement ; les maillages correspondants sont présentés sur la Figure IX-4. Sur la Figure IX-4-b, des conditions d'encastrement sont appliquées aux extrémités de la ligne plate supérieure (en noir).

Dans le cas du vol libre (Figure IX-4-a), le courant est imposé dans les deux lignes plates en sens opposés. Dans le cas où la ligne plate est tenue aux extrémités (Figure IX-4-b), les maillages sont connectés et permettent la circulation du courant d'une pièce à l'autre. Le courant imposé ainsi que les principales caractéristiques du matériau considéré (aluminium) sont récapitulés dans la Figure IX-5.

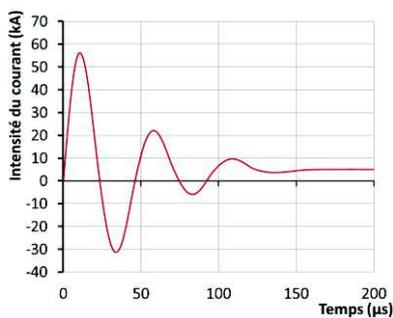


a. Ligne plate en vol libre



b. Ligne plate tenue aux extrémités

Figure IX-4 : Maillages des lignes plates (simulations préliminaires) – En noir : nœuds encastres



a. Courant imposé (issu d'un relevé expérimental)

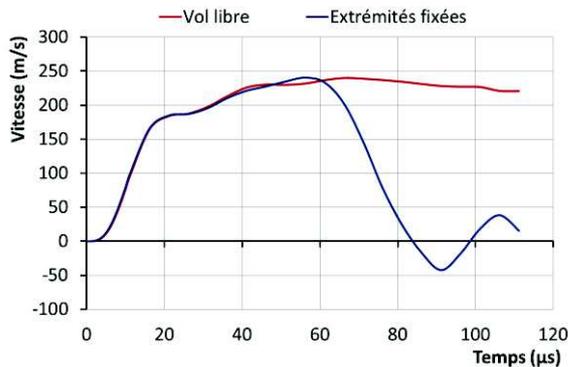
Masse volumique	$\rho = 2700 \text{ kg/m}^3$
Module de Young	$E = 68.9 \text{ GPa}$
Coefficient de Poisson	$\nu = 0.33$
Paramètres du modèle de Johnson-Cook	$A = 83 \text{ MPa}$ $B = 426 \text{ MPa}$ $n = 0.35$ $C = 0.015$ $m = 0$ $\dot{\epsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$
Conductivité électrique	$\sigma = 38 \text{ MS/m}$

b. Principales propriétés matériau (aluminium)

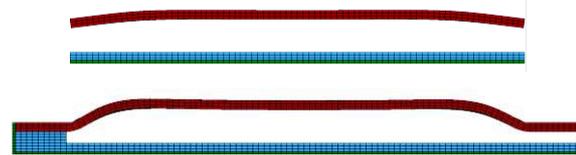
Figure IX-5 : Données des simulations préliminaires

Résultats

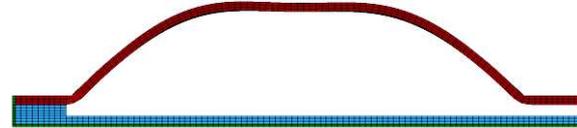
Les vitesses du milieu de la ligne plate pour ces deux configurations sont comparées sur la Figure IX-6. Les deux courbes sont sensiblement identiques pendant les 30 premières microsecondes. Cela confirme que l'hypothèse de conditions de vol libre est justifiée. De légers écarts apparaissent entre 30 et 60 microsecondes : cela correspond à l'arrivée de la zone déformée à proximité du centre de la ligne plate. Puis, une décélération rapide apparaît dans le cas des extrémités fixées : c'est le résultat de la rencontre des deux plis au centre de l'éprouvette. Dans le cas du vol libre, la vitesse est en revanche presque constante.



a. Vitesses du centre de la ligne plate



b. Profils des lignes plates à 21 μs (haut : en vol libre ; bas : avec extrémités fixées)



c. Profil de la ligne plate aux extrémités fixées, à 51 μs

Figure IX-6 : Résultats des simulations préliminaires

Conséquences des conditions de vol libre

Il en découle les simplifications suivantes :

- Avant qu'elle ne soit atteinte par les déformations qui progressent depuis les extrémités, la partie centrale de la ligne plate peut être considérée comme « en vol libre ».
- Dans cette partie, les déformations peuvent être négligées.

Le fait que les conditions de mise en vitesse de la partie centrale de la ligne plate puissent s'apparenter à des conditions de vol libre présente certains avantages. Dans cette partie centrale, puisque la réponse du matériau n'intervient pas (au-delà de sa masse), le chargement est aussi bien défini par le courant traversant la ligne plate que par la vitesse d'envol.

Ainsi, contrairement à l'essai d'expansion de tube, la vitesse au cours de la phase d'accélération peut permettre de connaître le chargement. La mesure de courant n'apporte pas d'information déterminante. Cela est particulièrement intéressant du point de vue des problèmes de propagation d'incertitudes : les incertitudes sur la mesure de courant, déjà plus élevées que celles sur la mesure de vitesse, se propagent de façon défavorable sur le calcul de la vitesse. Le fait de pouvoir déduire le chargement directement de la mesure de vitesse devrait permettre de réduire de façon significative les incertitudes sur celui-ci.

En contrepartie, la manifestation du comportement du matériau sur la vitesse n'intervient qu'au cours de la phase de décélération (à l'exception d'éventuelles oscillations provenant de la propagation d'ondes élastiques). La réponse est alors relativement complexe : dans cette phase de décélération, sont combinés les effets :

- de la plastification au niveau de la rencontre des deux plis ;
- de la mise sous tension des côtés inclinés du trapèze (devenu triangle), déjà écrouis ;
- de propagation d'ondes ;
- de retours élastiques.

La faisabilité d'une démarche d'identification basée sur la mesure de la vitesse du point central sera vérifiée au §XI-1.

IX-3.3 Amélioration de la conception

Gestion des encastremements

Les premières simulations (cf. §IX-3.2) ont mis en évidence la sensibilité de l'essai aux conditions de fixation des extrémités de la ligne plate. La forte discontinuité induite par un mode d'encastrement simpliste génère une forte localisation des déformations, menant à la rupture prématurée des éprouvettes.

Pour y remédier, la géométrie des éprouvettes a été redéfinie : la largeur a été augmentée aux extrémités pour mieux résister aux efforts, plus élevés à proximité des encastremements. En outre, des mors ont été ajoutés à la modélisation. Un rayon d'entrée permet ainsi d'adoucir les conditions de déformation à la sortie de l'encastrement.

Choix des dimensions

Les premières simulations ont mis en évidence la nécessité d'adapter les dimensions des éprouvettes au chargement électromagnétique envisagé, en fonction de leur réponse mécanique. Le mode de déformation doit en effet être maîtrisé afin de permettre une exploitation efficace de l'essai. Les conditions nécessaires seront discutées plus en détail par la suite (cf. Chapitre X et Chapitre XI). Comme point de départ, les dimensions retenues pour des éprouvettes d'aluminium de 1 mm d'épaisseur sont 10 mm x 100 mm.

Double-essai de ligne plate

Par ailleurs, pour les dimensions envisagées, les déplacements attendus au milieu de l'éprouvette sont supérieurs à la profondeur de mesure couverte par une sonde PDV (cf. §III-2.3). En tirant profit des propriétés de symétrie du chargement électromagnétique (cf. Figure IX-1), il est donc envisagé de déformer simultanément deux éprouvettes en vis-à-vis (cf. Figure IX-7). De cette façon, deux sondes PDV placées de part et d'autre, à des distances adaptées, permettent de couvrir les déplacements du milieu d'une ligne plate tout au long de l'essai.

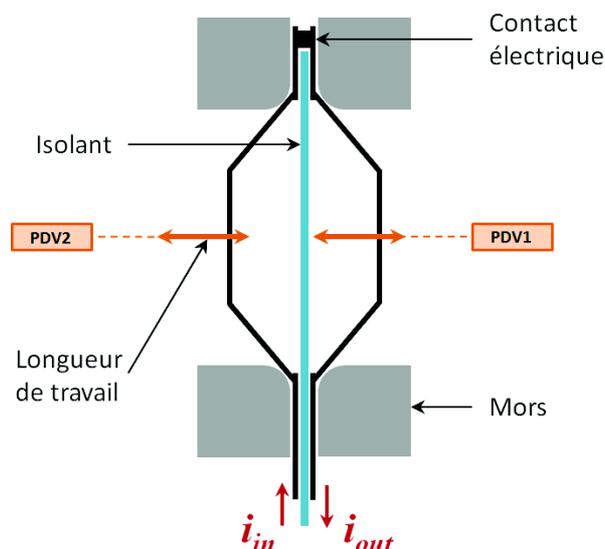


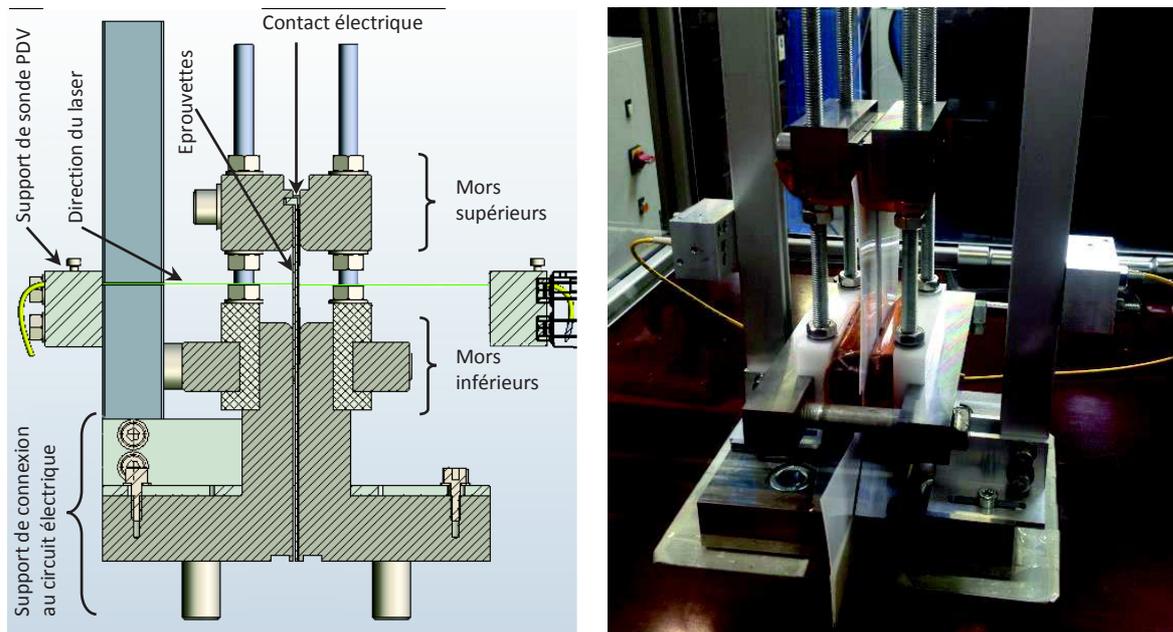
Figure IX-7 : Schéma de principe du double-essai de ligne plate

IX-3.4 Mise en place expérimentale

Le montage expérimental

Le support conçu pour la réalisation de double-essais de ligne plate est présenté sur la Figure IX-8. Sa conception doit permettre de s'adapter à différentes dimensions d'éprouvettes (en longueur, largeur et épaisseur). En outre, les supports de mesure PDV sont réglables en hauteur et en profondeur, de façon à s'adapter aux dimensions et aux amplitudes de déplacement des éprouvettes. Le mode de connexion peut être adapté aussi bien aux machines Bmax qu'au banc de magnétoformage 25 kJ.

Afin d'éviter tout glissement des éprouvettes lors de leur déformation, ce qui mènerait à une rupture des contacts électriques, des pions assurent le blocage de la base des éprouvettes (cf. Figure IX-9). L'emplacement de ces pions permet par ailleurs de ne pas perturber la circulation du courant depuis la zone de contact électrique vers la partie utile de l'éprouvette. Ainsi, on assure une homogénéité satisfaisante de la densité de courant au sein de la partie utile.



a. Schéma du support d'essais (vue en coupe) b. Installation sur une station de travail Bmax

Figure IX-8 : Dispositif expérimental de l'essai de ligne plate

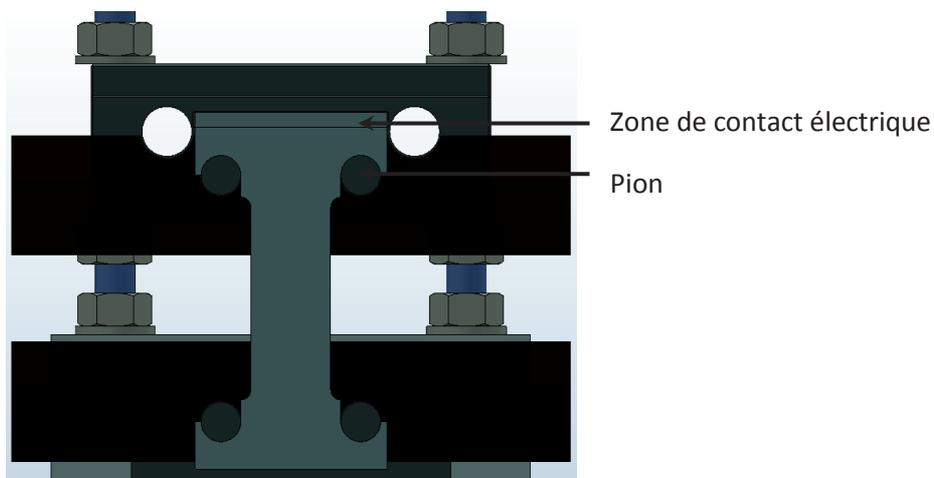


Figure IX-9 : Illustration du mode de fixation des éprouvettes

Premiers essais

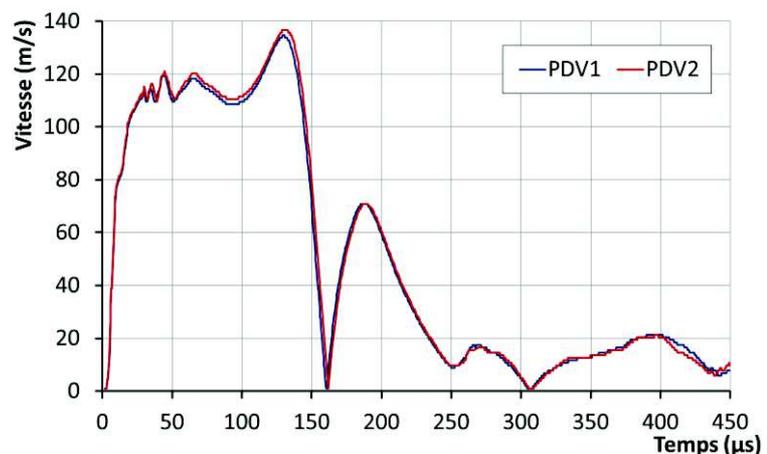
De premiers essais ont été menés sur une machine Bmax, avec 2 modules de 4 condensateurs de 10 μF chacun, ayant une tension de charge maximale de 20 kV. Les éprouvettes sont en aluminium 2024-T351 et ont été prélevées dans la direction de laminage ; elles ont pour épaisseur 1 mm, et la partie utile a pour dimensions 10 x 100 mm.

Les essais ont été réalisés successivement à des tensions de charge de 5 kV, 5.5 kV, 6 kV, 6.5 kV et 7 kV. Les éprouvettes déformées à ces différents niveaux d'énergie sont exposées sur la Figure IX-10-a. Pour la plus basse tension de charge, on observe de faibles déformations près des extrémités, le reste de la ligne plate restant bien plan. Le niveau d'énergie augmentant, la forme finale prend une forme triangulaire, et l'angle à la base est de plus en plus ouvert.

Sur la Figure IX-10-b sont présentées les mesures de vitesse obtenues pour la tension de charge de 6 kV. Dans ces conditions, les deux sondes PDV ont fourni des mesures exploitables sur toute la durée de l'essai. En outre, les écarts entre les deux mesures sont au maximum de 5 m/s, ce qui confirme la bonne symétrie des chargements et des réponses des deux lignes plates en vis-à-vis.



a. Eprouvettes déformées à 5 kV, 5.5 kV, 6 kV, 6.5 kV et 7 kV (de bas en haut)



b. Vitesses mesurées par les deux sondes PDV à 6 kV (en valeur absolue)

Figure IX-10 : Résultats des premiers essais de ligne plate

IX-3.5 Conclusion de l'étape de conception

L'essai de ligne plate ainsi défini doit permettre la déformation simultanée et symétrique de deux éprouvettes planes. Il est instrumenté par une mesure du courant circulant dans les deux éprouvettes, ainsi que par une mesure de la vitesse du milieu de chacune des éprouvettes.

Le mode de chargement, électromagnétique et fortement dynamique, provoque une mise en vitesse homogène de l'ensemble de l'éprouvette, sauf près des extrémités. C'est donc à partir de ces extrémités que la déformation se propage en deux fronts qui se rejoignent, en fin d'essai, au milieu de l'éprouvette. Ce mode de déformation, quoique non homogène et non simple, présente l'avantage de fournir une mesure directe du chargement, qui peut donc être dé-corrélé de la mesure de courant.

Des analyses plus détaillées du mode de déformation sont présentées dans les chapitres suivants, grâce à la mise au point de modèles numériques adaptés. Cet examen plus approfondi fournira notamment des critères supplémentaires pour le choix des dimensions des éprouvettes en fonction des conditions de chargement.

Chapitre X. Modélisation de l'essai de ligne plate

Dans ce chapitre, on présente plusieurs stratégies de modélisation de l'essai de ligne plate. Il est montré d'abord que la mise en vitesse de la ligne plate peut être modélisée de façon analytique en fonction de ses dimensions, de sa masse, et du courant imposé. Des analyses mécaniques simplifiées peuvent également fournir une relation approximative entre la vitesse de la ligne plate, l'angle pris par les côtés déformés, et la contrainte d'écoulement.

Les approches numériques sont ensuite présentées. Un modèle de référence, couplant les trois solveurs (mécanique, thermique, électromagnétique) est décrit. Puis, dans le but de réduire les temps de calcul, l'approche analytique est mise à profit pour simplifier et réduire le coût du modèle numérique. Le principe de cette modélisation numérique simplifiée, sans couplage avec le solveur électromagnétique, est présenté. Les conditions d'application de cette simplification sont également introduites.

X-1. Modélisation analytique (zéro D).....	136
X-1.1 Modélisation du chargement électromagnétique.....	136
X-1.2 Modélisation des épaisseurs de peau.....	137
X-1.3 Analyse mécanique simplifiée.....	138
X-2. Modélisation numérique 3D complète.....	139
X-2.1 Objectifs.....	139
X-2.2 Paramètres du calcul.....	139
X-2.3 Résultats de la simulation de référence.....	141
X-3. Validation et recalage des approches analytiques.....	141
X-3.1 Chargement électromagnétique.....	141
X-3.2 Analyse mécanique simplifiée.....	143
X-4. Modélisation numérique sans solveur électromagnétique.....	145
X-4.1 Principes.....	145
X-4.2 Résultats.....	147
X-4.3 Limites de la modélisation numérique sans solveur électromagnétique.....	148
X-5. Synthèse.....	150
X-5.1 L'essai de ligne plate et sa modélisation.....	150
X-5.2 Critères pour la définition de l'essai.....	151
X-5.3 Perspectives.....	151

X-1. Modélisation analytique (zéro D)

X-1.1 Modélisation du chargement électromagnétique

Notations

On note :

- μ_0 la permittivité magnétique du vide
- w la largeur de la ligne plate
- l la longueur active de la ligne plate
- e l'épaisseur de la ligne plate
- ρ la masse volumique de la ligne plate
- η la résistivité électrique de la ligne plate
- $i(t)$ le courant électrique

Chargement électromagnétique

Le champ magnétique entre deux conducteurs linéaires en vis-à-vis, traversés par des courants $i(t)$ égaux et opposés, est donné par l'expression suivante :

$$B(t) = k_{SH}(t) \cdot \frac{\mu_0 \cdot i(t)}{w} \quad (\text{éq. X-1})$$

où k_{sh} est un facteur de correction permettant de tenir compte des pertes d'homogénéité du champ magnétique du fait des effets de bord. Il a été proposé sous forme graphique (Knoepfel 2008) puis analytique (Lefrancois et al. 2011), simplifié sous la forme suivante (Cuq-Lelandais 2014) :

$$k_{sh} = \frac{1}{1 + \left(\frac{gap(t)}{w}\right)^{0.87}} \quad (\text{éq. X-2})$$

$gap(t)$ est la distance entre les deux conducteurs, tenant compte des épaisseurs de peau (cf. Annexe C.1) :

$$gap(t) = gap_0 + 2 \cdot \delta_{peau}(t) + 2 \cdot \int_0^t v(\tau) \cdot d\tau \quad (\text{éq. X-3})$$

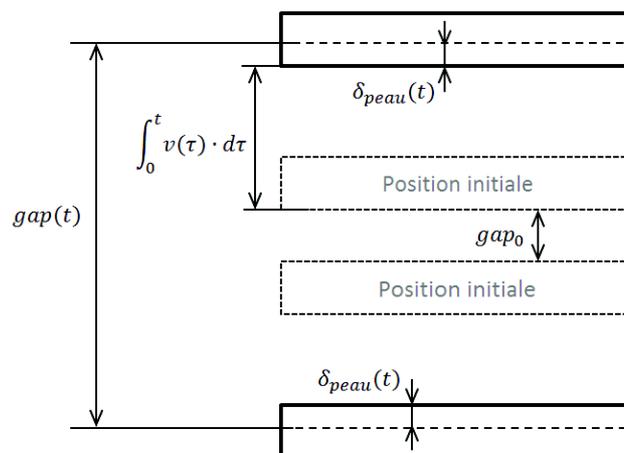


Figure X-1 : Illustration du calcul du gap au cours du temps: gap initial, déplacement et épaisseurs de peau

On verra au §X-3.1 qu'une expression modifiée du coefficient de correction des effets de bord s'avèrera plus adaptée :

$$k_{sh}^* = \frac{1}{1 + 0.88 \cdot \left(\frac{gap(t)}{w}\right)^{0.80}} \quad (\text{éq. X-4})$$

La pression magnétique appliquée sur la face intérieure de l'éprouvettes est donnée par :

$$P(t) = \frac{B^2(t)}{2 \cdot \mu_0} = \frac{\mu_0}{2 \cdot w^2} \cdot k_{sh}^2(t) \cdot i^2(t) \quad (\text{éq. X-5})$$

La force de Laplace résultante est donc :

$$F(t) = P(t) \cdot S = \frac{l \cdot \mu_0}{2 \cdot w} \cdot k_{sh}^2(t) \cdot i^2(t) \quad (\text{éq. X-6})$$

Vitesse de vol libre de la ligne plate

Par application du principe fondamental de la dynamique, on a :

$$F(t) = m \cdot \dot{v}(t) = \rho \cdot l \cdot w \cdot e \cdot \dot{v}(t) \quad (\text{éq. X-7})$$

$$v(t) = \frac{\mu_0}{2 \cdot \rho \cdot w^2 \cdot e} \cdot \int k_{sh}^2(t) \cdot i^2(t) \cdot dt \quad (\text{éq. X-8})$$

X-1.2 Modélisation des épaisseurs de peau

Épaisseur de peau

En raison des phénomènes de diffusion (cf. Annexe C.1), la pénétration du champ magnétique dans les conducteurs n'est pas homogène. Il en résulte également que les densités de courant ne sont pas uniformément réparties à travers l'épaisseur des lignes plates. La longueur caractéristique de pénétration du champ magnétique est définie par l'*épaisseur de peau* : celle-ci caractérise l'épaisseur équivalente de matériau magnétisé, comme le montre la Figure X-2.

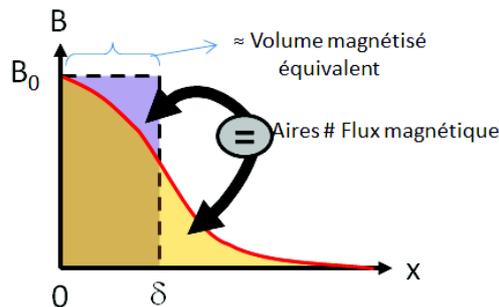


Figure X-2 : Représentation schématique de l'épaisseur de peau δ par rapport à l'intensité du champ magnétique B en fonction de la profondeur x (Cuq-Lelandais 2014)

Régime transitoire

En régime transitoire, l'épaisseur de peau dynamique est définie par (Cuq-Lelandais 2014) :

$$\delta_{peau}^{dyn} = \sqrt{\frac{0.95 \cdot \eta}{\mu_0 \cdot \omega} \cdot \tan\left(\frac{\omega \cdot t}{1.75}\right)} \quad (\text{éq. X-9})$$

où ω est la pulsation propre du courant électrique (T est la période du courant) :

$$\omega = \frac{2 \cdot \pi}{T} \quad (\text{éq. X-10})$$

Régime harmonique

Après le premier quart de période environ ($t > T/4$), la diffusion est telle que cette expression perd sa validité, avec l'apparition d'un déphasage conséquent des pénétrations du champ magnétique et des densités de courant. En première approximation, on peut considérer alors que le régime harmonique est établi, et la longueur caractéristique moyenne de pénétration du champ magnétique est définie par l'épaisseur de peau harmonique, donnée par l'expression (éq. X-11).

$$\delta_{\text{peau}}^{\text{harm}} = \sqrt{\frac{2 \cdot \eta}{\mu_0 \cdot \omega}} \quad (\text{éq. X-11})$$

X-1.3 Analyse mécanique simplifiée

Motivation

L'objet de cette analyse est de fournir une relation facile à mettre en œuvre, reliant les paramètres globaux de l'essai (la vitesse d'envol et l'angle à la base du trapèze formé) et le comportement du matériau. La relation éq. IX-2 proposée par (Golovashchenko & Mamutov 2004), confrontée à la simulation numérique, semble pertinente, mais sa démonstration n'a pu être trouvée dans la bibliographie disponible.

On a donc essayé de construire un modèle simplifié qui permette d'établir une relation de ce type. En effet, bien que reposant sur des hypothèses fortes sur le mode de déformation, une telle relation est un outil précieux d'aide à la conception.

Les développements de cette analyse mécanique simplifiée sont présentés en Annexe D.1, et ont abouti à l'expression suivante :

$$\sigma_0 = \rho \cdot \frac{(v_0)^2}{-2 \cdot \ln(\cos(\theta))} \quad (\text{éq. X-12})$$

Comparaison avec le modèle de (Golovashchenko & Mamutov 2004)

Dans les expressions (éq. IX-2) et (éq. X-12), on note :

$$k_{\text{Golovashchenko}} = \frac{1}{\tan(\theta)^2} \quad (\text{éq. X-13})$$

$$k_{\text{Analyse}} = \frac{1}{-2 \cdot \ln(\cos(\theta))} \quad (\text{éq. X-14})$$

ce qui ramène les deux expressions de la contrainte à la forme commune :

$$\sigma_0 = \rho \cdot k \cdot (v_0)^2 \quad (\text{éq. X-15})$$

Sur la Figure X-3, les deux coefficients k sont comparés, et montrent des évolutions très proches en fonction de l'angle θ à la base du trapèze. Le coefficient de (Golovashchenko & Mamutov 2004) est

légèrement inférieur, mais les deux expressions sont presque équivalentes d'un point de vue pratique.

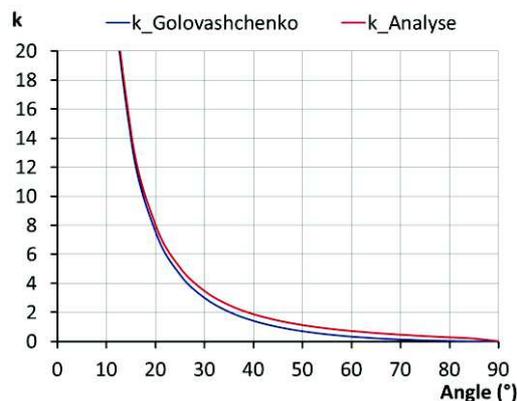


Figure X-3 : Comparaison des formulations issues de (Golovashchenko & Mamutov 2004) (éq. X-13) et de l'analyse présentée ici (éq. X-14)

X-2. Modélisation numérique 3D complète

X-2.1 Objectifs

Pour approfondir l'étude de l'essai de ligne plate, on s'appuie sur une modélisation plus détaillée de l'essai par simulation numérique. Les modèles présentés dans cette section seront utilisés pour mener les analyses présentées dans le chapitre suivant (Chapitre XI).

Dans un premier temps, un modèle « complet » est construit, couplant les résolutions mécanique, thermique et électromagnétique. La définition de ce modèle s'est appuyée sur les conclusions de l'étude de convergence réalisée pour l'expansion de tube (cf. Annexe E.1), qui ont été transposées à la modélisation de l'essai de ligne plate. Ce modèle – demandant des temps de calcul très importants et donc incompatibles avec une démarche d'analyse inverse – servira de référence pour la validation des modélisations simplifiées, qui seront utilisées notamment dans la procédure d'identification.

X-2.2 Paramètres du calcul

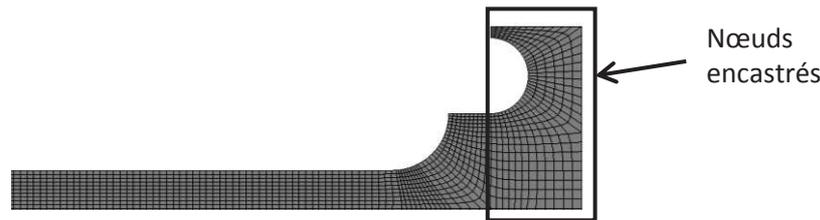
Maillage

Pour ce calcul de référence, il a été choisi de modéliser des éprouvettes en aluminium 1050 recuit, dont les dimensions de la partie utile sont : 100 mm x 10 mm x 1 mm. Le maillage d'une ligne plate est présenté sur la Figure X-4-a. Le courant imposé (cf. Figure X-5-a) ayant une pseudo-fréquence d'environ 24 kHz, l'épaisseur de peau harmonique dans l'aluminium est de 0.45 mm. Il semble donc nécessaire de disposer d'au moins 5 mailles dans l'épaisseur de l'éprouvette. En outre, comme le mode de déformation attendu génère des rayons de courbure assez petits, le maillage dans la direction longitudinale doit être relativement fin également ; dans le cas présenté, une longueur de 0.875 mm permet de garantir que l'angle entre deux éléments contigus reste inférieur à 5°.

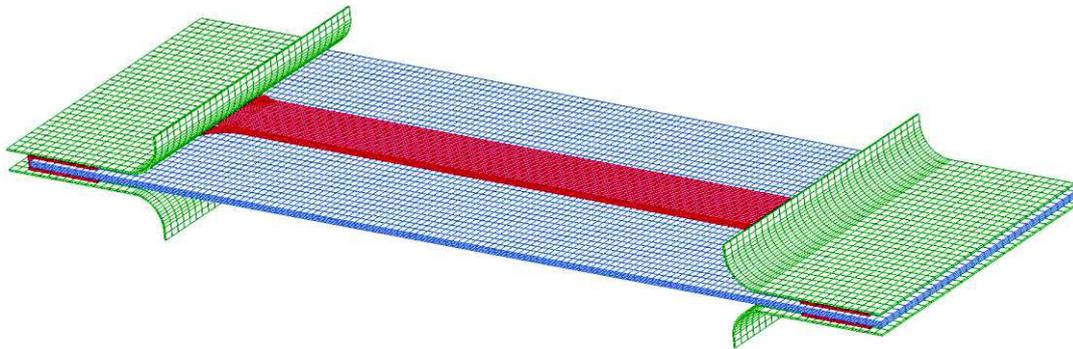
L'assemblage est présenté sur la Figure X-4-b :

- Les deux lignes plates (en rouge) sont connectées par trois rangées de mailles à une extrémité. Les zones en prise dans les mors sont contraintes par encastrement (cf. Figure X-4-a).

- La feuille d'isolant placée entre les deux éprouvettes (en bleu) est incluse dans la modélisation car elle joue un rôle mécanique lors de l'étape de déchargement, en empêchant le recul de la base des éprouvettes. Elle est maillée par des éléments solides, avec 4 éléments dans l'épaisseur de 1 mm.
- Les mors, quant à eux, sont représentés par l'isolant qui les recouvre (en vert), tenu par des conditions aux limites d'encastrement du côté du mors. L'épaisseur de 0.25 mm n'est représentée que par une couche d'éléments volumiques. Cette épaisseur d'isolant fait l'objet d'une résolution mécanique qui présente peu d'intérêt pour la modélisation de l'essai, mais qui permet de régulariser la gestion numérique des contacts.



a. Maillage d'un quart d'éprouvette (vue de dessus)



b. Maillage de l'assemblage : éprouvettes et isolants

Figure X-4 : Maillage du modèle complet de ligne plate

Paramètres du calcul numérique

Le solveur électromagnétique et le solveur mécanique sont couplés à chaque pas de temps électromagnétique. Ce dernier est déterminé à partir du critère de convergence de l'équation de diffusion magnétique (cf. §III-4.3) :

$$\Delta t_{EM} = 0.9 \cdot \frac{(l_e)^2 \cdot \mu_0}{2 \cdot \eta} \quad (\text{éq. X-16})$$

où l_e est la plus petite dimension d'élément, μ_0 est la perméabilité magnétique du vide, et η est la résistivité du matériau.

Le chargement est imposé par la circulation d'un courant électrique à travers la section des éprouvettes. La courbe de courant est donnée sur la Figure X-5-a. Les contacts sont gérés en « surface to surface » entre les éprouvettes (esclaves) et les isolants (maîtres). Enfin, les caractéristiques des matériaux sont récapitulées dans le Tableau X-1.

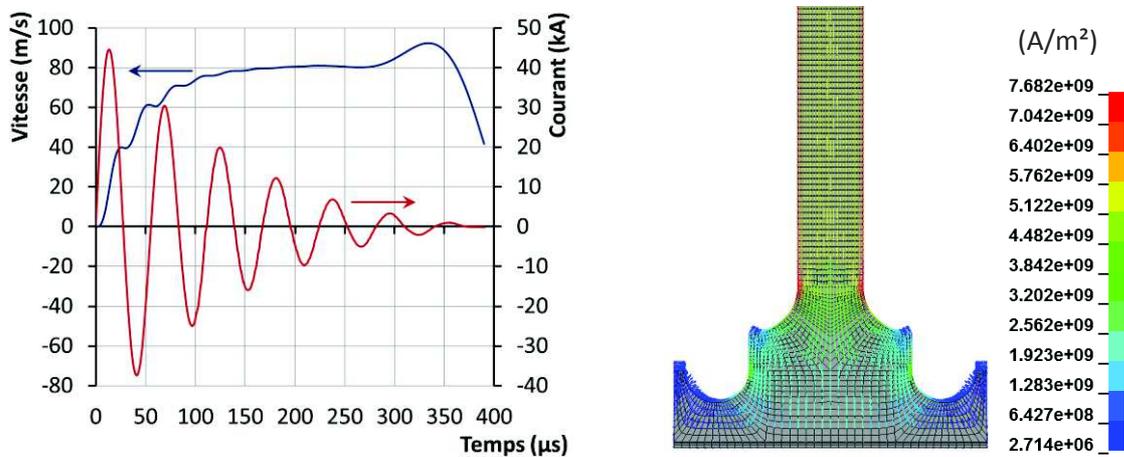
	Eprouvettes	Isolants
Matériau	Aluminium 1050 recuit	Polyimide (Kapton)
Masse volumique	2700 kg/m ³	1420 kg/m ³
Module de Young	69 GPa	2.5 GPa
Coefficient de Poisson	0.33	0.34
Loi d'écoulement plastique	Johnson-Cook : $A = 20 \text{ MPa}$; $B = 130 \text{ MPa}$ $n = 0.37$; $C = 0.001$ $\dot{\epsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$; $m = 1$	non définie
Capacité thermique massique	896 J/kg/K	1.09 J/kg/K
Conductivité thermique	220 W/m/K	0.120 W/m/K
Conductivité électrique	34 MS/m	isolant

Tableau X-1 : Caractéristiques des matériaux utilisées dans la simulation

X-2.3 Résultats de la simulation de référence

Quelques résultats de cette simulation sont présentés sur la Figure X-5. On vérifie en particulier que l'homogénéité de la densité de courant est très satisfaisante dans la partie utile de l'éprouvette. En ce qui concerne la vitesse du centre de la ligne plate, on note qu'elle est stabilisée à partir de 200 μs . Après cet instant, la distance entre les éprouvettes est grande donc les pertes de champ magnétique sont élevées, et l'intensité du courant n'est plus suffisante pour générer des efforts sur les éprouvettes.

Une analyse plus détaillée des résultats de cette simulation est proposée dans les Annexes D.2 à D.5. Pour le moment, l'objectif principal est de mettre au point des modèles numériques moins coûteux en temps de calcul (celui-ci a nécessité 140 h sur 8 cœurs).



a. Courant imposé, et vitesse du centre de la ligne plate

b. Orientation et intensité des densités de courant sur la face interne d'une ligne plate

Figure X-5 : Résultats de la simulation de référence

X-3. Validation et recalage des approches analytiques

X-3.1 Chargement électromagnétique

Mise en vitesse : comparaison des approches analytique (zéro D) et numérique

Comme il a été mis en évidence au §IX-3.2, la phase de mise en vitesse du centre de la ligne plate est assimilable à des conditions de vol libre. Dans ce cadre, la modélisation analytique de chargement

électromagnétique (cf. §X-1.1) doit pouvoir fournir une bonne estimation de la mise en vitesse. La comparaison de cette modélisation analytique avec les résultats obtenus par la simulation par éléments finis est présentée ici.

Remarque : La résolution de la modélisation dite « analytique » nécessite des opérations d'intégration et de différenciation numériques, avec une discrétisation temporelle. Par la suite, on privilégiera donc l'expression « zéro D », par opposition avec l'approche pleinement *numérique* de la simulation par éléments finis.

Sur la Figure X-6 sont comparées les vitesses calculées par la simulation numérique (cf. §X-2) et la modélisation zéro D. La phase de mise en vitesse de la tôle, durant laquelle la vitesse augmente, est très bien prédite par le modèle zéro D. En comparant plus finement les signaux, on observe un très léger décalage temporel, avec environ 1 μs de retard pour la simulation numérique, par rapport à la modélisation zéro D. Cela provient des effets de propagation d'onde mécanique à travers l'épaisseur, qui retardent légèrement le début de la mise en vitesse par rapport à la modélisation zéro D simplifiée.

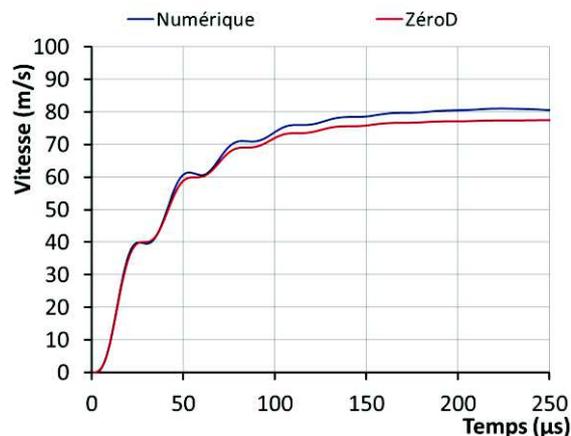


Figure X-6 : Vitesses du centre d'une ligne plate issues de la modélisation zéro D et de la simulation numérique

Ajustement du coefficient de pertes k_{sh}

Sur la Figure X-7, on voit que l'approche zéro D tend à sous-estimer la vitesse maximale atteinte par la ligne plate par rapport à la simulation numérique. Les écarts de vitesse observés sont le plus probablement dus aux effets de bords électromagnétiques, dont la prise en compte dans le modèle zéro D repose sur un coefficient empirique.

En effet, pour tenir compte des effets de bord dans la modélisation zéro D du chargement électromagnétique, un facteur k_{sh} a été introduit (éq. X-2). Les pertes de champ sont d'autant plus grandes que le rapport entre la largeur l et la distance entre éprouvettes est petit. Toutefois, dans le cas étudié, ce facteur de pertes semble décroître trop rapidement avec le gap. Pour retrouver la vitesse issue de la simulation numérique, une expression modifiée du coefficient de pertes k_{sh} est proposée (éq. X-17) :

$$k_{sh}^* = \frac{1}{1 + 0.88 \cdot \left(\frac{gap(t)}{l}\right)^{0.80}} \quad (\text{éq. X-17})$$

dans laquelle $gap(t)$ est calculé selon l'expression (éq. X-3).

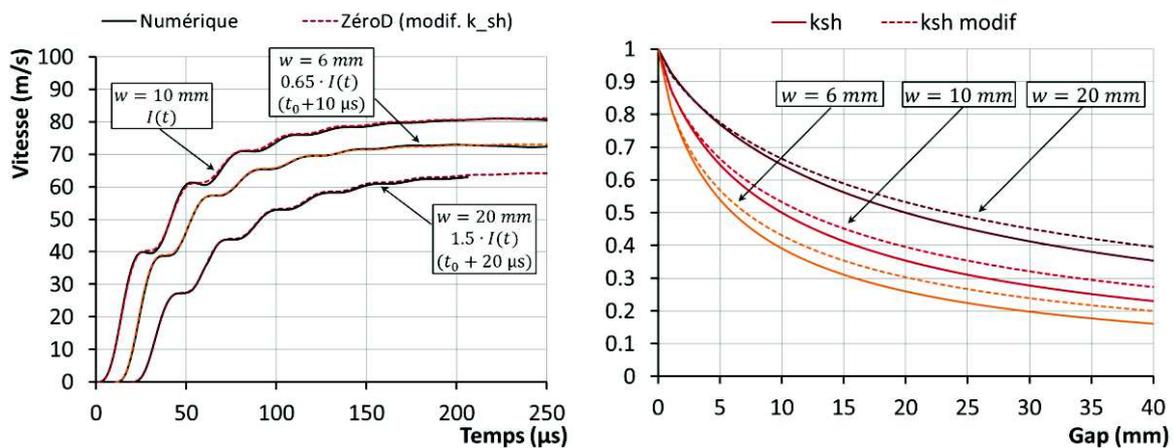
Cette expression permet de recalculer presque exactement la vitesse obtenue par la simulation numérique. Sur la Figure X-7-a, la comparaison a été réalisée pour trois largeurs différentes de lignes

plates (les courants appliqués ont été adaptés pour obtenir des conditions d'essai pertinentes). Les évolutions correspondantes du facteur de pertes sont présentées sur la Figure X-7-b.

Intérêt de l'approche analytique (zéro D)

L'approche analytique (zéro D) peut ainsi fournir très rapidement une estimation fiable de la mise en vitesse lors d'un essai de ligne plate, à partir des paramètres du procédé : les dimensions des éprouvettes et leur masse volumique, et la courbe de courant. Cela permet une calibration fine des conditions d'essai.

Cette analyse ne permet pas, en revanche, de traiter le problème de la déformation qui se déroule petit à petit depuis les extrémités encastrées des éprouvettes. Cela peut être réalisé par le calcul numérique présenté dans la section suivante (cf. §X-4). Ces résultats numériques permettront ainsi d'évaluer la pertinence de la modélisation mécanique simplifiée présentée plus haut (§X-1.3).



a. Vitesses du centre d'une ligne plate issues de la simulation numérique et de la modélisation zéro D avec modification du k_{sh} ; pour trois largeurs d'éprouvettes.

b. Evolution des deux expressions de k_{sh} (éq. X-2) et (éq. X-17) en fonction du gap, pour trois largeurs différentes

Figure X-7 : Effets de la modification du coefficient de pertes k_{sh}

X-3.2 Analyse mécanique simplifiée

Conditions de calcul

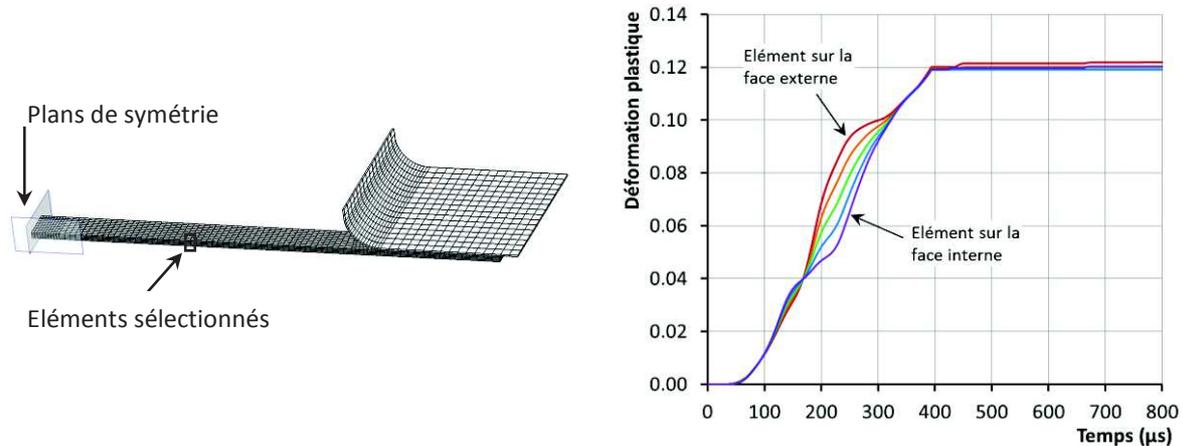
Afin d'évaluer la pertinence de l'analyse mécanique simplifiée de (Golovashchenko & Mamutov 2004), présentée au §X-1.3, des simulations numériques combinant différents niveaux de contrainte et de vitesse sont réalisées. Pour cela, trois jeux de paramètres de la loi de Johnson-Cook (notés « Param1, 2 ou 3 »), ainsi que trois intensités de courant (notées « i1, i2, i3 »), sont appliqués, et sont indiqués dans le Tableau X-2.

		Paramètres du modèle de Johnson-Cook		
		Param0	Param1	Param2
	A (MPa)	20	100	200
	B (MPa)	130	230	330
	n	0.37	0.37	0.37
	C	0.001	0.001	0.001
Intensité du courant (amplitude du premier pic)	i1 (45 kA)	Param0_i1	Param1_i1	Param2_i1
	i2 (34 kA)		Param1_i2	
	i3 (56 kA)			Param2_i3

Tableau X-2 : Paramètres utilisés pour les simulations simplifiées

Homogénéité de la déformation

Tout d'abord, on vérifie dans la simulation *Param0_i1* l'hypothèse faite pour l'analyse, selon laquelle la déformation est homogène à travers l'épaisseur de l'éprouvette. Les évolutions de la déformation plastique sont présentées sur la Figure X-8 dans les cinq éléments à travers l'épaisseur, au niveau du plan de symétrie au quart de la longueur de l'éprouvette.



a. Position des éléments sélectionnés

b. Déformation plastique des cinq éléments à travers l'épaisseur, au cours du temps

Figure X-8 : Vérification de l'hypothèse de déformations homogènes dans l'épaisseur

Puisque la déformation se fait suivant un mode de flexion entre 180 et 320 µs, la déformation se produit tout d'abord majoritairement sur la face externe, puis (50 µs plus tard) majoritairement sur la face interne. Toutefois, après le passage du « pli » à 320 µs, la déformation plastique est bien homogène à travers l'épaisseur. L'hypothèse faite pour la modélisation mécanique simplifiée peut donc être acceptée, dans la mesure où cette analyse est basée sur l'état des éléments avant et après la déformation.

Evaluation des paramètres « caractéristiques » : vitesse, angle, contrainte

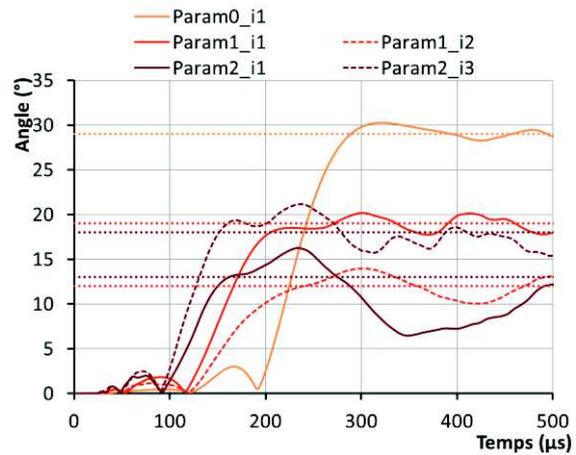
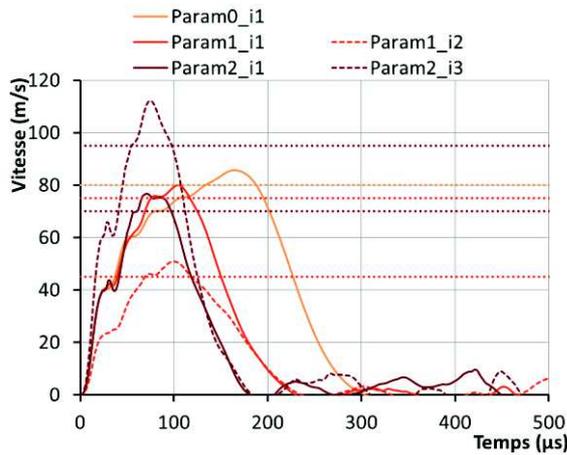
Pour les éléments présentés sur la Figure X-8-a, on extrait des cinq simulations les évolutions temporelles de :

- la vitesse d'éloignement par rapport au plan initial (pour un nœud sur la face externe)
- l'angle par rapport au plan initial (mesuré à partir des nœuds de l'élément sur la face interne)
- la contrainte de von Mises, moyenne sur les cinq éléments

Celles-ci sont présentées sur la Figure X-9-a, b et d.

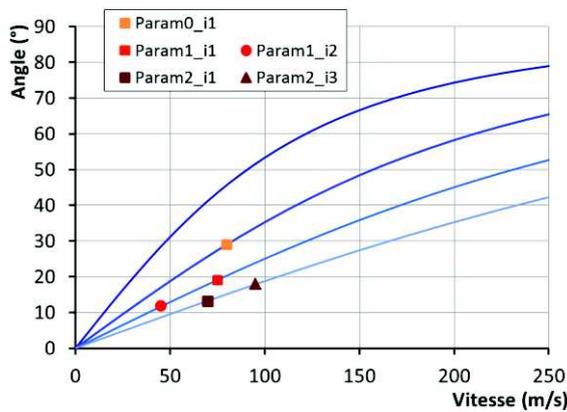
Pour comparer ces résultats avec l'analyse mécanique simplifiée, il a fallu choisir des valeurs caractéristiques pour la vitesse et l'angle par rapport au plan initial. Pour v_0 , on a pris la vitesse du dernier « plateau » avant la valeur maximale (ce pic maximal étant généré par l'arrivée de la déformation, et non par la sollicitation électromagnétique). Il s'agit donc de la vitesse atteinte par les éléments juste avant d'être déformés. Pour θ , c'est la valeur moyenne de l'angle après le passage de la déformation, qui a été retenue. Ces valeurs sont reportées en pointillés horizontaux sur la Figure X-9-a et b.

Les points (θ, v_0) ainsi obtenus ont été reportés dans le graphique présenté sur la Figure X-9-c. On a tracé ensuite sur ce même graphique les courbes d'iso-contrainte déterminées par l'équation (éq. X-12), et passant par les cinq points relatifs aux simulations. Les niveaux de contrainte ainsi déterminés par l'analyse mécanique simplifiée sont reportés sur la Figure X-9-d en pointillés horizontaux, et sont tout-à-fait caractéristiques des contraintes effectivement calculées.



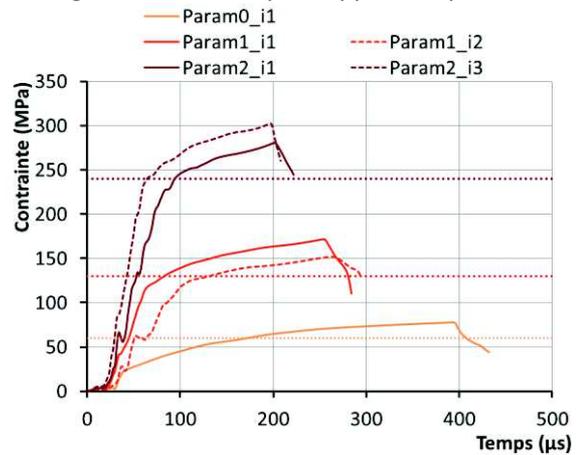
a. Vitesse de l'élément

Contrainte (MPa) : — 20 — 60 — 130 — 240



c. Graphe représentant la relation (éq. X-12), avec les cinq points relatifs aux cinq simulations

b. Angle de l'élément par rapport au plan initial



d. Contrainte dans l'élément (partie croissante)

Figure X-9 : Résultat des simulations en un élément, extraction des valeurs "caractéristiques", et comparaison à la prédiction de la modélisation mécanique simplifiée (éq. X-12)

Il est donc intéressant de constater que, bien qu'en réalité, aucune des trois grandeurs θ , v_0 et σ_0 ne puisse être considérée constante au cours de la déformation, l'approximation consistant à en extraire une valeur caractéristique est en mesure de fournir une tendance fiable.

X-4. Modélisation numérique sans solveur électromagnétique

X-4.1 Principes

Motivations

Puisque la mise en vitesse peut être calculée simplement et de façon suffisamment précise par une approche analytique (zéro D), la modélisation numérique peut être significativement simplifiée. Plutôt que d'utiliser le solveur électromagnétique pour calculer les efforts exercés sur les lignes plates, on propose d'appliquer un chargement mécanique défini par l'utilisateur.

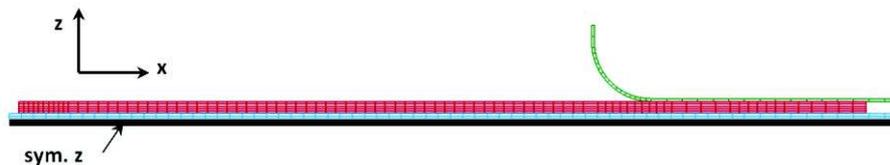
Les bénéfices de cette simplification s'appliquent à deux niveaux :

- En évitant la résolution du problème électromagnétique complet, on s'affranchit des appels à un solveur dédié et à ses calculs particulièrement coûteux, car ils nécessitent l'inversion de matrices pleines et non symétriques.
- Alors que la résolution électromagnétique nécessite de mailler le modèle complet (le problème comporte, au mieux, des antisymétries), la simplification mécanique permet de profiter des conditions de symétrie et de ne mailler que le quart d'une éprouvette (soit un huitième de modèle).

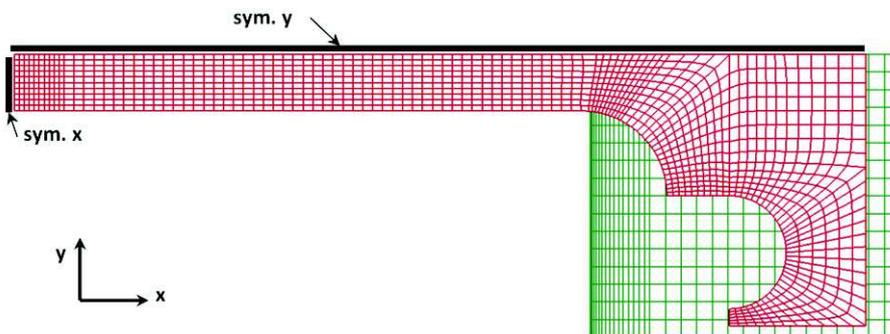
Cette approche simplifiée doit permettre d'aboutir à un modèle suffisamment précis et toutefois plus économique en temps de calcul, qui pourra ainsi être utilisé dans une démarche d'identification par analyse inverse.

Paramètres du calcul numérique

Le maillage du quart de ligne plate est extrait directement du modèle complet électromagnétique ; les paramètres de maillage sont donc identiques. Les conditions aux limites de symétrie sont ajoutées sur les frontières concernées (cf. Figure X-10-a).



a. Vue de côté : mors (vert), éprouvette (rouge) et demi-épaisseur d'isolant (bleu)



b. Vue de dessous, sans l'isolant inférieur

Figure X-10 : Maillage du modèle mécanique (un quart d'éprouvette) et plans de symétrie

La mise en données électromagnétique est remplacée par la définition d'un chargement en pression, décrite ci-après. Tous les autres paramètres du calcul sont strictement identiques aux paramètres du calcul électromagnétique.

Définition du chargement mécanique

La pression magnétique est considérée uniforme et est appliquée sur la face interne des éprouvettes. Elle est calculée comme suit :

$$P(t) = \frac{\mu_0}{2 \cdot l^2} \cdot [k_{sh}^*(t) \cdot i(t)]^2 \quad (\text{éq. X-18})$$

où :

- $i(t)$ est une courbe de courant donnée par l'utilisateur
- $k_{sh}^*(t)$ est calculé selon l'expression (éq. X-17) en fonction du déplacement du nœud central sur la face interne de l'éprouvette, et de l'épaisseur de peau calculée selon l'expression (éq. X-3).

Définition du chargement thermique

Il manque à cette modélisation uniquement mécanique le terme d'apport de chaleur par effet Joule. Celui-ci est donc ajouté sous la forme d'une courbe définie par :

$$\dot{q}(t) = \frac{1}{V} \cdot R \cdot i(t)^2 = \frac{\eta}{(e \cdot l)^2} \cdot i(t)^2 \quad (\text{éq. X-19})$$

où :

- $\dot{q}(t)$ est la puissance volumique définissant l'apport de chaleur
- $V = e \cdot l \cdot L$ est le volume de l'éprouvette
- $R = (\eta \cdot L)/(e \cdot l)$ est la résistance de l'éprouvette
- $i(t)$ est le courant total circulant dans l'éprouvette

L'apport de chaleur est supposé uniforme à travers la section de l'éprouvette, ce qui est acceptable pour les épaisseurs de tôles communément visées par nos applications (moins de 1.5 mm). Pour les tôles épaisses, cet apport de chaleur peut être défini dans un volume plus restreint, correspondant à l'épaisseur de peau, car le temps de diffusion thermique est bien plus lent que les durées typiques de décharge.

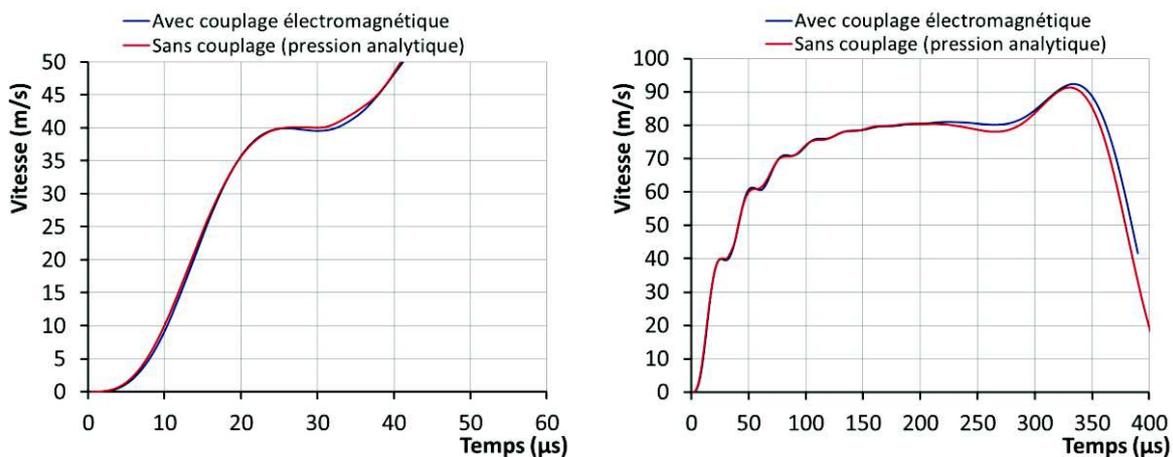
Temps de calcul

La réduction du temps de calcul est considérable : pour simuler 400 μs de déformation des lignes plates de 10 mm de large (§X-2), la résolution complètement couplée a nécessité 150 h sur 8 cœurs. Le même cas, modélisé par un quart d'éprouvette mis en vitesse par un chargement équivalent (mécanique et thermique) ne nécessite que 25 min sur un cœur.

Il est donc évident que l'on cherchera à travailler au maximum avec le modèle simplifié, et en particulier pour mener les analyses de sensibilité et l'identification de paramètres de lois de comportement mécanique. Des limitations inhérentes aux hypothèses simplificatrices ont cependant été mises en évidence, et devront faire l'objet d'une vigilance particulière.

X-4.2 Résultats

Dans le cas présenté ici, la vitesse du nœud milieu de la ligne plate simulée au moyen du modèle simplifié (sans couplage électromagnétique) est très proche du résultat du calcul couplé, ce qui montre la légitimité de cette simplification (Figure X-11).



a. Le premier « palier » de vitesse

b. Vitesse du nœud central

Figure X-11 : Vitesses calculées par la simulation numérique, avec et sans couplage avec le solveur électromagnétique

Toutefois, ce cas d'étude montre également que certaines conditions peuvent être problématiques. Si les composantes transversales des efforts de Lorentz sont grandes devant la raideur de la section de l'éprouvette, celle-ci peut fléchir et cela peut affecter le mode de déformation global. De telles conditions doivent donc être évitées, car la modélisation non couplée ne permet pas d'en rendre compte, et l'identification des paramètres de la loi d'érouissage serait biaisée par l'insuffisance de la modélisation. Ces effets sont détaillés dans le paragraphe suivant (§X-4.3).

X-4.3 Limites de la modélisation numérique sans solveur électromagnétique

La modélisation numérique sans solveur électromagnétique repose sur des hypothèses fortes :

- Les efforts de Lorentz sont uniformes à travers la largeur de l'éprouvette (les effets de bord latéraux sont négligés).
- Plus généralement, les effets locaux (latéraux et à travers l'épaisseur) peuvent être négligés, ce qui permet de définir la pression appliquée comme étant issue de la résultante des efforts de Lorentz élémentaires.

La légitimité de la première hypothèse a pu être vérifiée : en répartissant la pression de différentes manières à travers la largeur, les résultats de calcul n'ont pas montré de différences significatives, y compris lors de la décélération (cette étape est très sensible à l'historique du chargement).

La seconde hypothèse se montre plus discutable, et nécessite de prendre certaines précautions qui sont précisées maintenant.

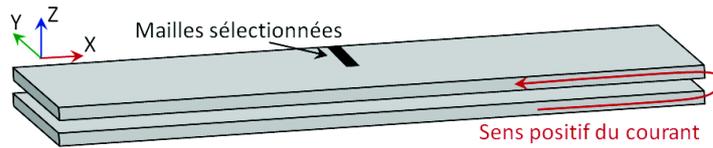
Phénomène d'inversion de peau

La modélisation zéro D génère une vitesse croissant de façon monotone : le produit vectoriel entre la densité de courant – supposée uniforme dans l'épaisseur des éprouvettes – et le champ magnétique est toujours positif. Par le calcul numérique en revanche, les phénomènes de diffusion et d'auto-induction sont modélisés, et génèrent des effets plus complexes.

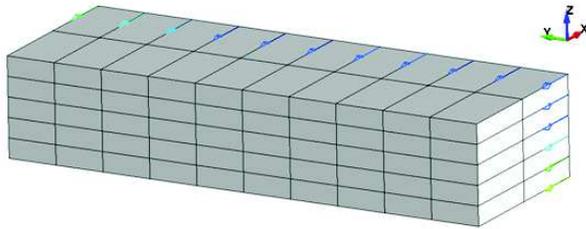
Les phénomènes de diffusion peuvent mener à des *inversions de peau*, c'est-à-dire que les densités de courant commencent d'abord par s'inverser sur les faces internes des lignes plates dès la fin du quart de période, permettant la décroissance du flux du champ magnétique dans l'épaisseur des échantillons. Ce phénomène est illustré sur la Figure X-12 : à $6 \mu\text{s}$ (Figure X-12-b), avant le quart de période, le courant circule seulement dans la direction positive et est concentré dans l'épaisseur de peau sur la face interne. A $30 \mu\text{s}$ (Figure X-12-c), lorsque le courant s'annule, les densités de courant sont bien négatives sur la face interne, alors qu'elles sont orientées dans le sens positif sur la face externe. Le flux total du champ magnétique dans l'épaisseur, proportionnel au courant, est bien nul à cet instant puisque les flux des parties inférieure et supérieure sont égaux et opposés. L'inversion des densités de courant se propage donc de l'intérieur de la ligne plate vers l'extérieur, à une vitesse caractéristique de diffusion qui dépend de la résistivité et de la perméabilité magnétique du matériau.

Orientation des efforts de Lorentz

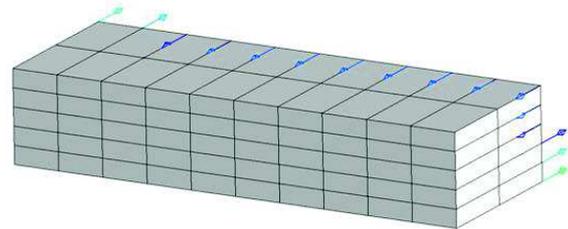
En outre, l'orientation du champ magnétique dans l'éprouvette est très variable localement (cf. Figure X-12-d) ; les lignes de champ « tournent » sur les bords de l'éprouvette. Le produit vectoriel du champ magnétique avec le champ des densités de courant donne donc un champ de forces de Lorentz non uniforme (cf. Figure X-12-e). On s'aperçoit notamment que, s'il est vrai que la résultante des efforts appliqués est bien orientée dans la direction Z, les efforts générés dans la direction transversale Y ne sont pas négligeables, notamment du fait du courant qui circule sur les bords de l'éprouvette.



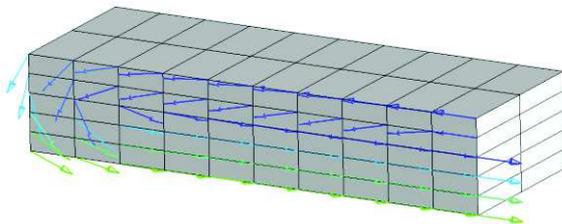
a. Localisation des mailles sélectionnées



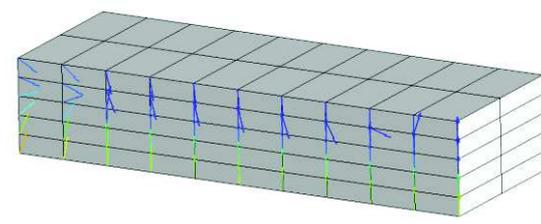
b. Densités de courant à $t = 6 \mu s$



c. Densités de courant à $t = 30 \mu s$



d. Champ magnétique à $t = 6 \mu s$



e. Forces de Lorentz à $t = 6 \mu s$

Figure X-12 : Répartition des champs dans une demi-largeur d'éprouvette (résultats de la simulation numérique couplée avec le solveur électromagnétique)

Influence sur la déformation de la ligne plate

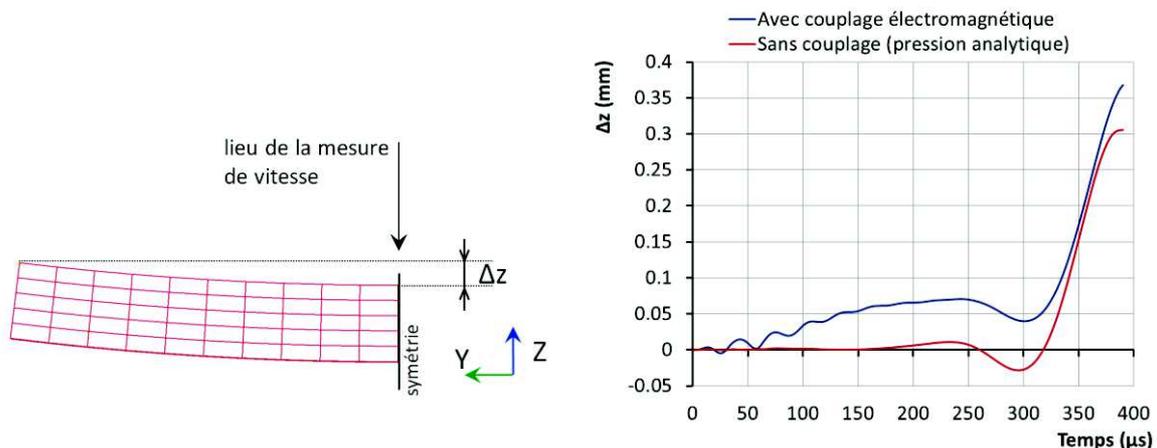
Dans le calcul analytique (zéro D) de la pression magnétique, les effets de bord du champ magnétique sont en partie pris en compte par le facteur k_{sh} . Les efforts transversaux (Y) qui en résultent, en revanche, ne sont pas considérés, puisque leur résultante est nulle à l'échelle de l'éprouvette. Or ceux-ci peuvent avoir une influence locale et modifier légèrement la mise en vitesse du nœud central.

On voit notamment sur la Figure X-11 que le premier palier de vitesse est plus marqué dans le cas du calcul couplé avec le solveur électromagnétique ; on note même une légère décélération. Cela est lié aux conséquences structurales de la répartition des efforts de Lorentz : la ligne plate fléchit légèrement autour de la direction longitudinale (X).

Dans le calcul couplé avec le solveur électromagnétique, les efforts de Lorentz provoquent donc un fléchissement au cours de la mise en vitesse. Sur la Figure X-13-b, on peut voir que la flèche oscille au gré des oscillations du courant, et peut même prendre des valeurs négatives. Ces effets sont complètement négligés dans le calcul non couplé, où le fléchissement ne survient qu'à l'arrivée du « pli » (par effet *anticlastique*).

Ces oscillations, de nature élastique, n'ont qu'un effet négligeable sur la mise en vitesse. En revanche, pour le cas étudié, ces effets provoquent des écarts significatifs sur la phase de décélération du nœud central, comme le montre la Figure X-11-b. En fait, le fléchissement de l'éprouvette modifie légèrement le processus de déformation plastique qui évolue depuis les extrémités encastées vers le milieu. Ainsi, dans la forme schématiquement trapézoïdale des éprouvettes, l'angle pris par les côtés est un petit peu plus ouvert dans le calcul couplé. En conséquence, la rencontre des deux fronts de déformation au milieu de l'éprouvette survient plus tard dans le calcul couplé que dans le calcul simplifié.

Or c'est majoritairement la phase de décélération qui doit servir à l'identification des paramètres de la loi d'érouissage, grâce à sa sensibilité à l'historique du chargement et à la réponse du matériau. Si elle affecte la phase de décélération, la simplification de la modélisation sera à l'origine d'erreurs sur la caractérisation du matériau. Il est donc important de s'assurer que ces effets restent dans l'ordre de grandeur des incertitudes de mesure. Ceci peut être vérifié, comme dans le cas présenté ici, par une simulation numérique avec couplage au solveur électromagnétique (afin de limiter les temps de calcul, il est possible de ne modéliser qu'une portion de la longueur de l'éprouvette, en vol libre).



a. Définition de la flèche de la ligne plate

b. Evolution de la flèche au cours du temps

Figure X-13 : Comparaison des simulations numériques couplées ou non avec le solveur électromagnétique : effet sur la vitesse du noeud central et sur le fléchissement longitudinal de la ligne plate.

X-5. Synthèse

X-5.1 L'essai de ligne plate et sa modélisation

L'essai de ligne plate a été conçu pour répondre au besoin de caractérisation des tôles dans des conditions de magnétoformage. Sa mise en œuvre pratique est relativement aisée, et le mode de déformation, bien que n'étant pas simple, est représentatif des conditions de formage lors des procédés par hautes puissances pulsées.

Par la modélisation zéro D, la mise en vitesse des lignes plates peut être prédite, et une estimation globale de la réponse de l'éprouvette peut être estimée à partir du niveau de contraintes attendu. Ces outils simples permettent ainsi de déterminer rapidement des conditions d'essai pertinentes. Pour des analyses plus fines, la modélisation numérique fortement couplée permet d'analyser l'ensemble des champs mécaniques, thermiques et électromagnétiques, mais est trop coûteuse pour être utilisée de façon systématique. La simplification de la modélisation visant à remplacer le couplage avec le solveur électromagnétique par un calcul analytique de la pression magnétique est donc essentielle pour réduire les temps de calcul.

On trouvera dans les Annexes D.2 à D.5 une analyse plus fine du mode de déformation généré par l'essai de ligne plate. En effet, l'une des spécificités du chargement électromagnétique est que les efforts sont globalement appliqués dans la direction de l'épaisseur de la tôle (contrairement à un essai de traction uniaxiale, par exemple, où la sollicitation est appliquée dans la direction longue de l'échantillon). Les aspects dynamiques de l'essai et leurs implications sur le chargement subi par l'éprouvette sont étudiés. Il ressort de ces analyses que le mode de sollicitation de la ligne plate est

relativement voisin de conditions de contraintes uniaxiales : le mode de flexion suggéré par la forme globale de l'éprouvette est en fait peu influent.

X-5.2 Critères pour la définition de l'essai

A partir de la modélisation zéro D

La modélisation zéro D est en mesure de fournir des indications précieuses au stade de la définition de l'essai. Elle a été implémentée dans ce but dans une feuille de calcul dédiée au dimensionnement de l'essai de ligne plate. Connaissant les propriétés du matériau à caractériser :

- épaisseur de la tôle
- masse volumique
- conductivité électrique
- capacité thermique massique
- une estimation du niveau de contraintes dans le domaine plastique
- une estimation du niveau de déformations admissible avant rupture

il est possible de définir des conditions d'essais pertinentes, en termes de :

- dimensions : largeur et longueur de l'éprouvette
- courant électrique, par le choix du type de générateur, du nombre de condensateurs et de la tension de charge

de manière à assurer :

- une mise en vitesse de l'ordre de quelques dizaines de m/s : cela permet de générer les vitesses de déformations d'intérêt, supérieures à 100 s^{-1} , et d'assurer une réponse dynamique permettant de découpler la mise en vitesse de l'éprouvette de sa réponse mécanique
- une déformation moyenne conséquente, mais restant sous le seuil de la rupture : si l'éprouvette rompt, l'essai n'est pas exploitable puisque l'on ne dispose pas de la mesure de la phase de décélération
- une course totale pouvant être couverte par la profondeur de mesure des sondes PDV
- une vitesse stabilisée avant la rencontre des fronts de déformation : cela signifie qu'il n'y a plus d'effet du courant au moment de la décélération
- des échauffements modérés

Critères supplémentaires

Il faut également assurer la validité de la modélisation numérique simplifiée, sans solveur électromagnétique. Pour cela, il est important de vérifier, dans les conditions établies grâce à la modélisation zéro D, que la répartition des efforts de Lorentz ne provoque pas un fléchissement significatif de l'éprouvette lors de la mise en vitesse. Dans ce but, on utilise une modélisation 3D électromagnétique complète, sur une longueur réduite afin de limiter les temps de calcul.

X-5.3 Perspectives

La modélisation simplifiée (sans solveur électromagnétique) peut fournir une prédiction précise de la mise en vitesse des lignes plates, en faisant intervenir le coefficient géométrique k_{sh} . Ce coefficient permet de tenir compte d'une partie des effets de l'hétérogénéité du champ magnétique. Une formulation adaptée a été déterminée pour le cas d'étude, mais sa généralisation à d'autres configurations nécessiterait une analyse plus approfondie. Notamment, l'épaisseur des éprouvettes

et leur conductivité électrique sont susceptibles de modifier sensiblement la distribution spatiale du champ magnétique et des densités de courant.

Un autre point d'attention, omniprésent en magnétoformage, ne doit pas être oublié : les échauffements par effet Joule. En fonction de l'application visée (magnétoformage ou formage électrohydraulique), il est important de maîtriser la température au cours de l'essai de ligne plate. Les échauffements provoquent un adoucissement du comportement mécanique, aussi la caractérisation doit-elle être réalisée dans des conditions proches de la température visée. Il peut être envisagé d'utiliser une feuille d'aluminium de faible épaisseur en tant que poussoir : grâce à sa bonne conductivité, elle absorberait la majorité du courant, et donc des échauffements ; et sa faible raideur n'interfererait pas avec la déformation de l'éprouvette. Cette configuration n'a pas été développée dans le cadre de cette thèse.

Chapitre XI. Identification de paramètres de lois de comportement par l'essai de ligne plate

La procédure d'identification de paramètres de la loi de comportement est ici appliquée à l'essai de ligne plate. Dans un premier temps, une validation numérique est effectuée en appliquant la procédure d'identification à une courbe de vitesse obtenue par simulation numérique. La convergence de la procédure, mauvaise du fait du haut degré de corrélation des paramètres, impose de limiter le nombre de paramètres à identifier.

L'application à l'aluminium 1050 recuit a donné de bons résultats, confirmant la sensibilité de cette nuance aux grandes vitesses de déformation. La comparaison à l'identification par expansion de tube est intéressante vis-à-vis des incertitudes liées à la configuration cylindrique. Davantage de difficultés ont été rencontrées dans le cas de l'aluminium 2024-T351, et ont permis de préciser les critères de dimensionnement de l'essai. Les matériaux de plus hautes caractéristiques mécaniques sont également plus sensibles aux phénomènes de propagation d'ondes élastiques, car celles-ci sont de plus grande amplitude.

XI-1. Validation numérique de la méthode d'identification.....	154
XI-1.1 Objectifs et démarche adoptée	154
XI-1.2 La simulation de référence.....	154
XI-1.3 Sensibilité à la loi de comportement	155
XI-1.4 Identification	156
XI-1.5 Sensibilité aux incertitudes	157
XI-2. Application à l'aluminium 1050	159
XI-2.1 Essais et mesures	159
XI-2.2 Identifications	160
XI-2.3 Comparaison aux résultats quasi-statiques et d'expansion de tube	161
XI-3. Application à l'aluminium 2024-T351	162
XI-3.1 Essais	162
XI-3.2 Identification	163
XI-3.3 Comparaison aux essais quasi-statiques.....	164
XI-4. Synthèse.....	166

XI-1. Validation numérique de la méthode d'identification

XI-1.1 Objectifs et démarche adoptée

La procédure d'identification de paramètres mise en place dans le cadre de l'essai de ligne plate est similaire à la procédure développée pour l'essai d'expansion de tube. Cette section vise à évaluer la capacité de cette procédure à identifier les paramètres de la loi de comportement du matériau des lignes plates.

Pour cela, la démarche adoptée est basée sur les études de sensibilité (Chapitre VI) et de validation de la procédure d'identification (Chapitre VII) développées dans le cadre de l'expansion de tube. Puisque le modèle utilisé est identique (le modèle de Johnson-Cook), des conclusions similaires sont attendues : en particulier, une forte corrélation des paramètres semble inévitable puisque la plage de variation des vitesses de déformation reste faible. L'étude de sensibilité est donc reprise de façon sommaire.

Par la suite, la procédure d'identification est appliquée dans le but de retrouver les paramètres du modèle de Johnson-Cook utilisés dans une simulation numérique *de référence*. La sensibilité du résultat d'identification à une incertitude sur la vitesse mesurée est également étudiée.

XI-1.2 La simulation de référence

Modélisation

Le modèle numérique utilisé comme référence est un modèle numérique « simplifié », dans lequel la pression magnétique est calculée de façon analytique (cf. X-1.1). Ce calcul est réalisé en chaque élément de la face intérieure de l'éprouvette, en fonction de sa position, et donc de sa distance à l'éprouvette en vis-à-vis. L'épaisseur de peau utilisée pour le calcul de la pression magnétique, ainsi que l'échauffement par effet Joule, sont également issus d'un calcul analytique (cf. X-4.1).

Données

La partie utile des éprouvettes a pour dimensions 100 mm x 10 mm x 1 mm. La courbe de courant utilisée est présentée sur la Figure XI-1. Sur cette même figure est indiquée la vitesse du milieu de la ligne plate calculée de façon analytique (zéro D). Dans le Tableau XI-1 sont donnés les paramètres de la loi de comportement utilisés pour la simulation numérique de référence.

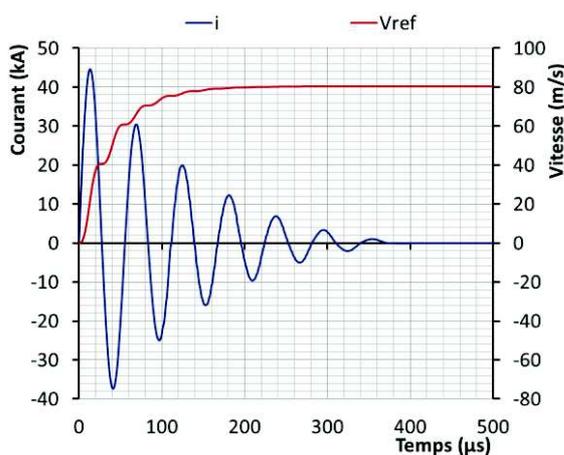


Figure XI-1 : Courant imposé à travers la ligne plate, et vitesse du milieu de l'éprouvette (calculée de façon analytique)

Masse volumique	2700 kg/m ³
Module de Young	69 GPa
Coefficient de Poisson	0.33
Loi d'écoulement plastique : Johnson-Cook	$A = 20 \text{ MPa}$ $B = 130 \text{ MPa}$ $n = 0.37$ $C = 0.001$ $\dot{\epsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$ $m = 1$
Capacité thermique massique	896 J/kg/K
Conductivité thermique	220 W/m/K
Conductivité électrique	34 MS/m

Tableau XI-1 : Propriétés utilisées pour la modélisation (correspondant à l'aluminium 1050 à l'état recuit)

XI-1.3 Sensibilité à la loi de comportement

Principes

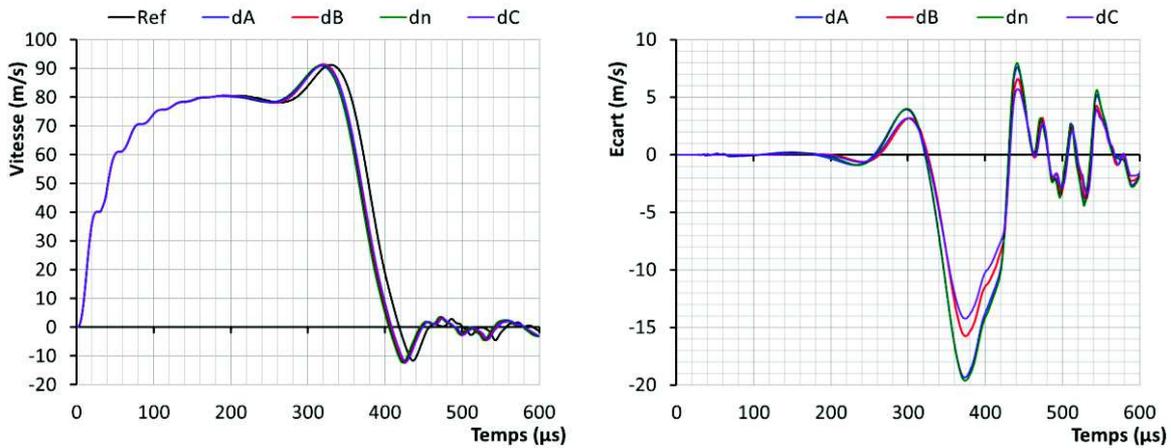
Afin d'évaluer l'effet de modifications des paramètres λ du modèle d'érouissage sur le calcul de la vitesse du milieu de la ligne plate, quatre simulations sont réalisées pour les paramètres $\lambda + \Delta\lambda$, avec respectivement :

$$\Delta A = 5 \text{ MPa} ; \Delta B = 13 \text{ MPa} ; \Delta n = -0.0387 ; \Delta C = 0.0093 \quad (\text{éq. XI-1})$$

Ces écarts sur les valeurs des paramètres sont choisis de telle sorte que l'erreur globale sur la loi de comportement soit équivalente d'un paramètre à l'autre (cf. VI-3). Cette erreur est calculée par la somme des carrés des écarts de contrainte (cf. éq. VI-11), en 15 points équirépartis entre $\varepsilon_{pl} = 0.01$ et $\varepsilon_{pl} = 0.15$, à vitesse de déformation constante et égale à 400 s^{-1} .

Résultats

Sur la Figure XI-2-a, les vitesses ainsi calculées sont comparées à la vitesse issue de la simulation numérique de référence.



a. Vitesses du milieu de la ligne plate

b. Ecart par rapport à la vitesse de référence

Figure XI-2 : Sensibilité de la vitesse de la partie centrale aux paramètres de la loi de comportement

Ces simulations confirment donc, tout d'abord, qu'aucune influence de l'érouissage ne se manifeste au cours de la phase d'accélération de la partie centrale de l'éprouvette. Les écarts sont visibles uniquement à la sortie du plateau de vitesse, et au cours de la décélération, soit pour $t \geq 200 \mu\text{s}$.

En outre, de même que pour l'essai d'expansion de tube, on observe une très forte corrélation des paramètres :

$$Co = \begin{matrix} A \\ B \\ n \\ C \end{matrix} \begin{bmatrix} A & B & n & C \\ 1 & 0.999 & -0.999 & 0.999 \\ & 1 & -1.000 & 1.000 \\ & & 1 & -1.000 \\ & & & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{éq. XI-2})$$

Les écarts à la vitesse de référence sont très similaires d'un paramètre à l'autre (Figure XI-2-b). On peut noter une plus forte sensibilité de la vitesse aux paramètres A et n qu'aux paramètres B et C . De même que pour l'expansion de tube, on s'attend donc à ce que les identifications ne fournissent pas un résultat unique.

XI-1.4 Identification

Procédure d'identification

Afin de vérifier la capacité de la procédure d'identification à retrouver le comportement du matériau des éprouvettes, on réalise des identifications ayant pour but de recalibrer la courbe de vitesse issue de la simulation de référence. Ainsi, il est possible de comparer le comportement identifié avec le comportement effectivement utilisé dans la simulation de référence. Les conditions d'identification sont « idéales » dans le sens où le modèle numérique utilisé pour l'identification est, de fait, parfaitement fidèle, puisque strictement identique au modèle de référence. La courbe de courant définissant le chargement est identique également ; en fait, seuls les paramètres de la loi de comportement sont amenés à être modifiés par la procédure d'identification.

Une procédure similaire à la procédure d'optimisation mise en place pour l'expansion de tube est employée (cf. Chapitre VI et Chapitre VII). L'algorithme hybride ASA+LFOP est utilisé pour la recherche du minimum du métamodèle, avec pour paramètres $T_{min}/T_0 = 1.e-6$ et $N_{step} = 1000$. La procédure séquentielle est composée de 20 itérations de 8 points chacune (dans le cas d'une identification à quatre paramètres).

Identification à quatre paramètres

Dans un premier temps, la procédure d'identification est appliquée aux quatre paramètres A, B, n et C, avec les bornes du domaine d'identification définies dans le Tableau XI-2. Le résultat de l'identification après 20 itérations est présenté sur la Figure XI-3. Bien que les conditions d'identification soient « idéales », la procédure n'a pas convergé de manière satisfaisante. Il subsiste un écart important entre la courbe de vitesse calculée à la vingtième itération et la courbe cible. En conséquence, le comportement identifié reste relativement éloigné de la courbe contrainte-déformation attendue (les écarts sont au maximum de 20 MPa, ce qui n'est pas acceptable pour un cas « idéal »).

Les raisons d'une mauvaise convergence de l'identification sont certainement une trop forte corrélation des paramètres : la métamodélisation, dans ce cas, se montre peu efficace pour prédire les directions de la minimisation.

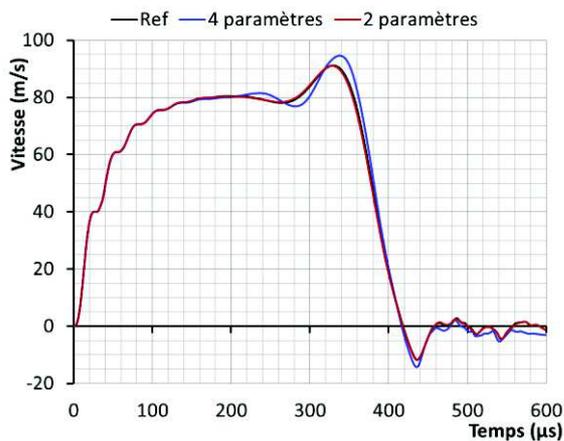
Réduction du problème à deux paramètres

La forte corrélation des paramètres pose des problèmes de convergence pour l'algorithme d'optimisation utilisé. Pour résoudre ce problème, il semble nécessaire de réduire le nombre de paramètres que l'on cherche à identifier. Il a été choisi, dans ce cas, de n'identifier que les paramètres A et B. Les paramètres n et C sont fixés, et choisis à des valeurs différentes des valeurs de référence. En effet, dans un cas réel d'identification sur base expérimentale, ils ne sont pas connus a priori. Le domaine d'identification est précisé dans le Tableau XI-3.

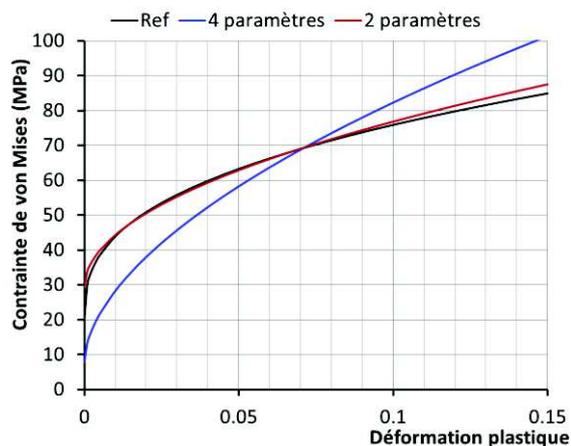
La convergence de la procédure est alors bien meilleure : la courbe de vitesse est très précisément retrouvée (Figure XI-3-a), et la courbe de comportement est très proche de la courbe attendue (Figure XI-3-b). En raison du fort degré de corrélation des paramètres, il a donc été possible d'identifier un comportement très semblable au comportement de référence, même avec des valeurs erronées des paramètres n et C (cf. Tableau XI-3).

	A (MPa)	B (MPa)	n	C
4 paramètres	[1 ; 100]	[1 ; 400]	[0.2 ; 0.8]	[0.001 ; 0.1]
2 paramètres	[1 ; 100]	[1 ; 400]	0.5	0.010

Tableau XI-2 : Domaines d'identification pour le recalibrage d'une courbe de vitesse issue d'une simulation de référence



a. Recalage de la courbe de vitesse



b. Comparaison des comportements, pour une vitesse de déformation de 400 s^{-1}

Figure XI-3 : Résultat des identifications à 4 paramètres et à 2 paramètres

	A (MPa)	B (MPa)	n	C
Référence	20	130	0.37	0.001
4 paramètres	7.8	270	0.562	0.001
2 paramètres	27.6	142	(0.5)	(0.010)

Tableau XI-3 : Valeurs de référence, et paramètres identifiés dans les configurations à 4 et à 2 paramètres

Conclusions

Ces observations montrent donc qu'un juste équilibre doit être trouvé entre la flexibilité offerte par le modèle et le degré de corrélation de ses paramètres. Si cela n'avait pas posé de problème de convergence dans le cas de l'expansion de tube, l'essai de ligne plate en revanche pose davantage de difficultés si les paramètres sont très corrélés.

Dans ce contexte, différentes stratégies peuvent être imaginées. Tout d'abord, il est possible de choisir un modèle de comportement plus simple (en loi puissance, à deux paramètres, par exemple). Cela suppose tout de même de faire une hypothèse relativement forte sur la forme du comportement. Afin de garder davantage de flexibilité, il a plutôt été retenu de conserver le modèle de Johnson-Cook, mais en fixant certains paramètres. Si la convergence n'est toujours pas satisfaisante, il sera alors possible de modifier les paramètres fixés, ou leur valeur, jusqu'à parvenir à une solution acceptable.

XI-1.5 Sensibilité aux incertitudes

Incertitudes expérimentales

Puisque le chargement appliqué dans la modélisation est ajusté à la vitesse mesurée au cours de la phase d'accélération, l'identification ne dépend pas des incertitudes sur la mesure de courant. Dans une certaine mesure, les incertitudes dimensionnelles sont également compensées par la correction du chargement. Par exemple, si dans la modélisation les éprouvettes sont légèrement plus larges que dans la réalité, la vitesse modélisée sera sous-estimée. En modifiant le courant imposé dans la modélisation de manière à retrouver la vitesse mesurée, le chargement sera donc légèrement surestimé, ce qui viendra compenser la surestimation de la largeur des éprouvettes. Les incertitudes dimensionnelles n'interviennent donc qu'en termes de réponse mécanique. La découpe des éprouvettes étant précise au dixième de millimètre environ, cela n'a qu'un impact faible sur la vitesse au cours de la phase de décélération.

Il semble donc que la majorité des incertitudes soit concentrée dans la mesure de vitesse, celle-ci étant précise à +/- 1 m/s. Il faut ajouter à cela une marge d'incertitude sur la modélisation. Une autre source d'incertitude provient du positionnement de la mesure de vitesse, qui doit être prise au milieu de l'éprouvette. Une erreur de positionnement de l'ordre de 1 mm entraîne une erreur d'environ 1 m/s sur l'estimation de la phase de décélération.

Au total, il est donc estimé qu'une incertitude de +/- 3 m/s devrait couvrir l'ensemble des incertitudes relatives à l'essai de ligne plate et à sa modélisation.

Identifications pour une vitesse surestimée de 3 m/s

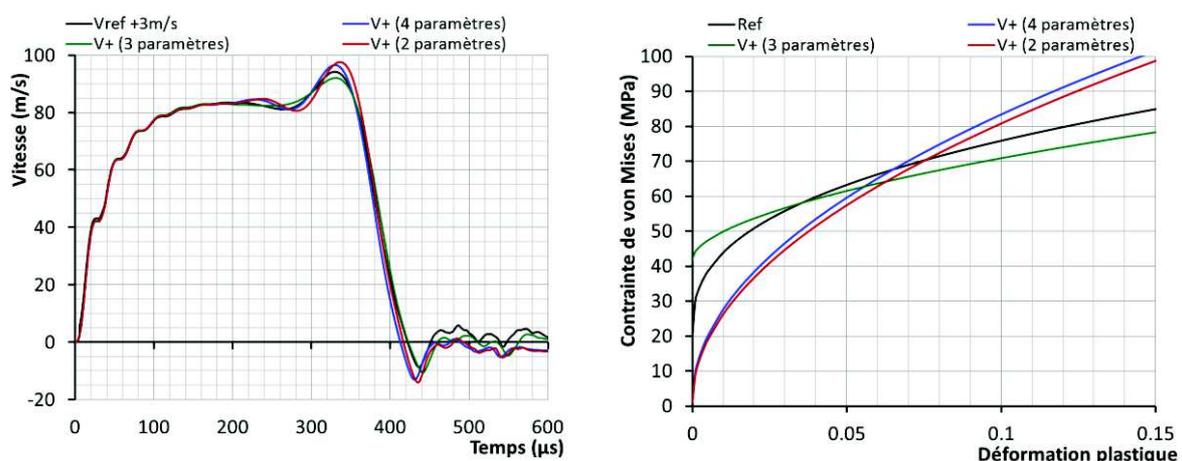
La courbe de vitesse de référence est donc surestimée de 3 m/s, à l'exception des 5 premières microsecondes (ainsi, la vitesse est bien nulle initialement). De manière à retrouver cette vitesse surestimée (pendant la phase d'accélération), la courbe de courant est multipliée par un facteur 1.025 dans les modèles numériques utilisés pour l'identification.

Trois identifications sont réalisées, faisant varier respectivement quatre, trois ou deux paramètres, selon les domaines définis dans le Tableau XI-4. Les résultats de ces trois identifications sont illustrés sur la Figure XI-4, et indiquent que la courbe de vitesse est difficile à retrouver dans ces conditions. L'identification à trois paramètres a donné la meilleure approximation de la phase de décélération, avec la plus faible valeur de fonction-coût (cf. Tableau XI-5). Le recalage n'est toutefois pas d'aussi bonne qualité que dans le cas « idéal » de la section précédente (Figure XI-3).

Le résultat le plus probant est donc celui obtenu à trois paramètres. En outre, l'écart entre la courbe calculée et la courbe de vitesse de référence ne dépasse pas 3 m/s pour $t \leq 440 \mu\text{s}$, ce qui reste donc inférieur à l'intervalle d'incertitude supposé (au cours des oscillations suivantes, l'écart peut atteindre 5 m/s). On note que le comportement correspondant à cette identification à trois paramètres présente un écart de 10 MPa au maximum par rapport au comportement de référence. L'amélioration par rapport à l'expansion de tube est donc appréciable, car l'écart maximal était alors de l'ordre de 20 MPa (cf. Chapitre VII).

	A (MPa)	B (MPa)	n	C
4 paramètres	[1 ; 100]	[1 ; 400]	[0.2 ; 0.8]	[0.001 ; 0.1]
3 paramètres	[1 ; 100]	[1 ; 400]	[0.2 ; 0.8]	0.010
2 paramètres	[1 ; 100]	[1 ; 400]	0.5	0.010

Tableau XI-4 : Domaines de variation des paramètres pour les trois identifications



a. Recalage de la courbe de vitesse surestimée de 3 m/s

b. Comparaison des comportements, pour une vitesse de déformation de 400 s^{-1}

Figure XI-4 : Résultat des identifications pour une courbe de vitesse surestimée de 3 m/s. Identification de 4, 3 et 2 paramètres du modèle de Johnson-Cook.

	A (MPa)	B (MPa)	n	C	fonction-coût
Référence	20	130	0.37	0.001	-
4 paramètres	1.00	188	0.494	0.0603	1.35 e-3
3 paramètres	39.7	99.9	0.565	(0.010)	4.95 e-4
2 paramètres	1.00	238	(0.5)	(0.010)	1.22 e-3

Tableau XI-5 : Paramètres de référence, paramètres identifiés dans les trois configurations (4, 3 ou 2 paramètres), et valeur finale de la fonction-coût normalisée

XI-2. Application à l'aluminium 1050

XI-2.1 Essais et mesures

Eprouvettes

Les éprouvettes sont découpées au jet d'eau dans une tôle d'aluminium 1050-H24 d'épaisseur 1 mm, selon le dessin de définition présenté sur la Figure XI-5. Elles sont ensuite recuites, 2h30 à 420°C puis refroidies à four entrouvert.

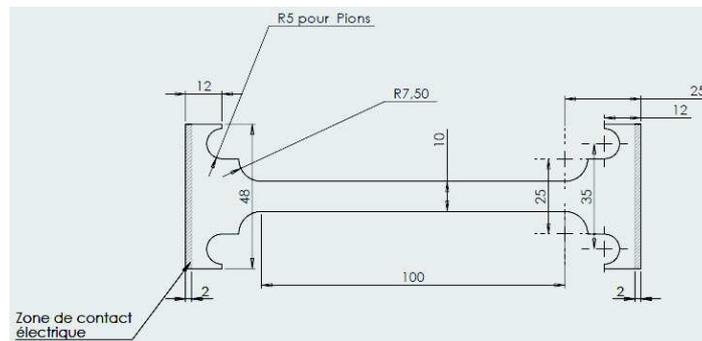


Figure XI-5 : Dessin de définition des éprouvettes pour l'essai de ligne plate

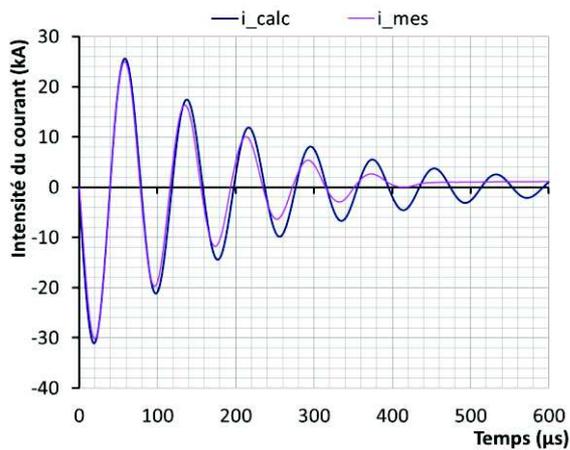
Essais

Les essais sont réalisés à l'aide du montage décrit au Chapitre IX, avec le générateur 25 kJ (cf. §III-2.1). Seul un condensateur est connecté (n°5). Les essais ont été réalisés à différentes tensions de charge entre 7 et 10 kV. Les conditions de déformation les plus pertinentes pour l'identification ont été obtenues autour de 9.5 kV : pour les tensions les plus basses, la déformation est faible ; à partir de 10 kV, la déformation est moins homogène et les éprouvettes ont tendance à se recourber. La partie centrale, qui subit les plus hauts niveaux de déformation, se recourbe le plus, ce qui peut entraîner la perte de la mesure de vitesse.

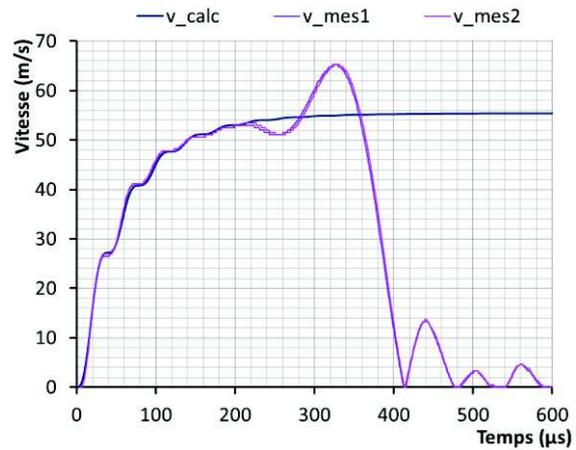
Les deux essais retenus pour mener les identifications sont donc les essais référencés #173 (9 kV) et #176 (9.5 kV).

Définition du chargement pour la modélisation numérique simplifiée

La courbe de courant utilisée pour définir la pression magnétique du modèle est construite à l'aide d'une approximation du circuit par des paramètres RLC constants, de manière à ce que la vitesse calculée analytiquement corresponde à la vitesse mesurée. Par exemple, pour l'essai #176, la courbe a été obtenue pour les paramètres $R = 0.043 \text{ m}\Omega$, $L = 3.5 \text{ }\mu\text{H}$, $C = 45 \text{ }\mu\text{F}$. La courbe ainsi calculée montre une amplitude un peu plus élevée et moins rapidement amortie que la courbe expérimentale (Figure XI-6-a). Cette courbe, utilisée en entrée du modèle zéro D, permet de retrouver de façon fidèle la courbe de vitesse expérimentale pendant la phase d'accélération (Figure XI-6-b).



a. Courant mesuré et courbe utilisée dans la modélisation



b. Vitesses mesurées et vitesse calculée analytiquement (modèle zéro D)

Figure XI-6 : Mesures de vitesse et de courant (essai #176 à 9.5 kV), et définition du chargement pour le modèle zéro D de la pression magnétique

XI-2.2 Identifications

Paramètres des identifications

Les identifications sont réalisées avec la procédure décrite précédemment (cf. §XI-1). Les paramètres n et C sont fixés afin de favoriser la convergence de l'optimisation, conformément aux conclusions de l'étude numérique. La valeur de n choisie est la valeur qui a été identifiée à partir des essais de traction quasi-statique décrits au §VIII-1.2, et est donc supposée être relativement bien adaptée pour décrire le comportement de ce type de matériau. De même que pour toutes les analyses précédentes, le paramètre m du modèle de Johnson-Cook (paramètre d'adoucissement thermique) est fixé à 1, qui est la valeur proposée par (Johnson & Cook 1983) pour les nuances d'aluminium. Le domaine de variation des autres paramètres est indiqué dans le Tableau XI-6.

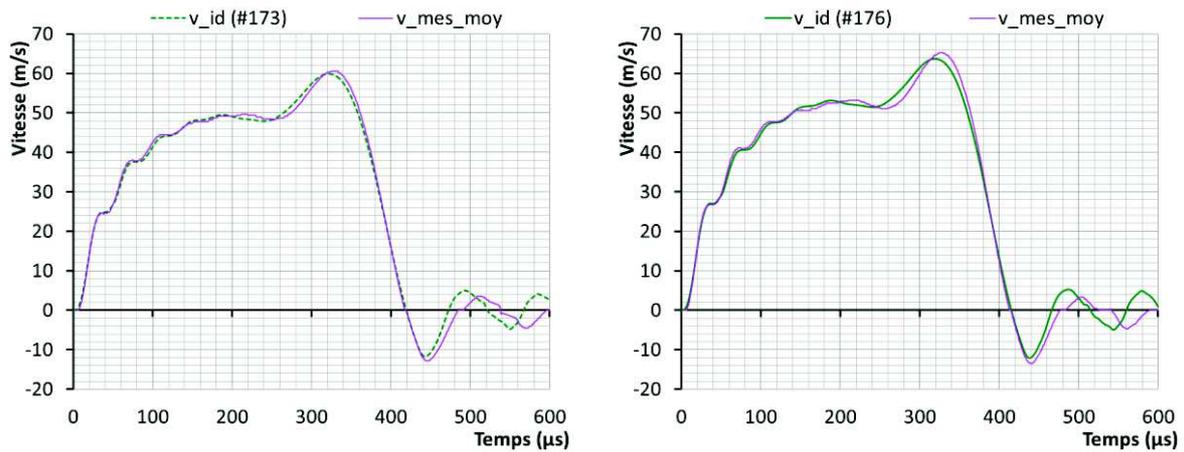
Résultat des identifications

Les identifications portant sur les essais #173 et #176 sont réalisées de façon indépendante, et les paramètres A et B identifiés pour chacun d'eux sont donnés dans le Tableau XI-6. Les recalages des courbes de vitesse obtenus sont de qualité très satisfaisante, surtout pour l'essai #173 (cf. Figure XI-7).

Les écarts sont les plus importants après $t = 450 \mu\text{s}$. Or, cette phase de l'essai, si elle correspond à un déchargement global de l'éprouvette, est cependant associée à des rechargements locaux, dont une part importante se produit en compression. Une modélisation fidèle de ces phénomènes nécessiterait certainement de considérer un écrouissage cinématique.

	A (MPa)	B (MPa)	n	C	m	$\dot{\epsilon}_0$ (s^{-1})
Domaine de variation	[1 ; 100]	[50 ; 400]	0.37	0.010	1.0	1
#173	9.98	201	(0.37)	(0.010)	(1.0)	(1)
#176	8.57	199	(0.37)	(0.010)	(1.0)	(1)

Tableau XI-6 : Domaine de variation des paramètres, et paramètres identifiés pour les essais #173 et #176



a. Résultat de l'identification (essai #173)

b. Résultat de l'identification (essai #176)

Figure XI-7 : Recalage des courbes de vitesse par la procédure d'identification des paramètres de la loi de comportement, pour les essais #173 et #176

Au cours de ces essais, les vitesses de déformation obtenues ont été d'environ 200 s^{-1} , ce qui est relativement faible devant les vitesses de déformation mises en jeu en formage par HPP (davantage de l'ordre de 1000 s^{-1}). Afin d'obtenir de plus grandes vitesses sans augmenter l'énergie, il serait intéressant d'utiliser un générateur capable de produire des impulsions de plus haute fréquence.

XI-2.3 Comparaison aux résultats quasi-statiques et d'expansion de tube

Légitimité de la comparaison

Il peut être intéressant de comparer les comportements identifiés grâce aux différents essais exploités dans le cadre de ce travail, pour l'aluminium 1050. Toutefois, il est important de rappeler que les éprouvettes à partir desquelles ont été réalisés les essais de ligne plate n'ont pas la même origine que les éprouvettes utilisées en expansion de tube ou en essai de traction uniaxiale.

En effet, les tubes comme les éprouvettes de traction ont été prélevés dans des godets bruts d'emboutissage d'épaisseur 0.7 mm, puis soumis à un traitement thermique de recuit. Les éprouvettes utilisées pour les essais de ligne plate, quant à elles, proviennent d'une tôle d'aluminium H24 d'épaisseur 1 mm, recuites également après découpe. Ainsi, bien que de compositions chimiques proches (ce sont tous des nuances 1050), et soumises à des traitements thermiques similaires après réception, les microstructures de ces matériaux (notamment la taille de grains) peuvent varier suivant l'origine des éprouvettes : fournisseur, coulée, filière d'élaboration...

La comparaison n'est donc qu'indicative, mais les résultats obtenus semblent néanmoins conforter la pertinence des approches mises en œuvre.

Comparaison

Les comportements identifiés grâce aux essais de traction uniaxiale quasi-statique (vitesses de déformation inférieures à 0.01 s^{-1}) et aux essais d'expansion de tube (2000 s^{-1}) sont rappelés sur la Figure XI-8. Dans le cas de l'expansion de tube, le comportement identifié en tenant compte d'une incertitude de +5% sur la mesure de courant est également indiqué. Le comportement identifié à partir des essais de ligne plate est donc très cohérent avec les résultats précédents. Malheureusement, les incertitudes associées à l'essai d'expansion de tube sont trop élevées pour permettre de quantifier l'écart de comportement entre les vitesses de déformation de l'ordre de 250 s^{-1} et de 2000 s^{-1} .

Ces essais confirment une tendance à augmenter l'écroutissage aux hautes vitesses de déformation, tendance qui est également suggérée par de nombreuses sources bibliographiques pour des nuances proches (cf. Figure VIII-9 et Figure VIII-10).

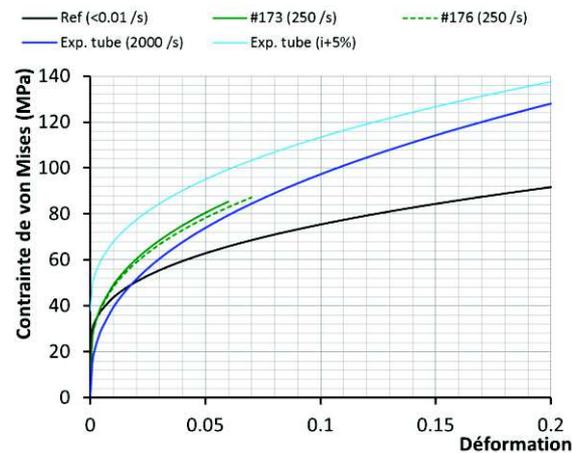


Figure XI-8 : Comportements identifiés pour l'aluminium 1050 recuit: essais de traction uniaxiale quasi-statique, essais d'expansion de tube (pour le courant nominal et le courant surestimé de 5%) et essais de ligne plate #173 et #176

XI-3. Application à l'aluminium 2024-T351

XI-3.1 Essais

Paramètres des essais

L'application à l'aluminium 2024-T351 a permis de mettre évidence certaines difficultés posées par l'essai de ligne plate. Les essais ont été réalisés dans des conditions très similaires au cas de l'aluminium 1050 : mêmes dimensions d'éprouvettes, propriétés proches (à l'exception du comportement plastique, qui fait intervenir des contraintes bien plus élevées), même générateur.

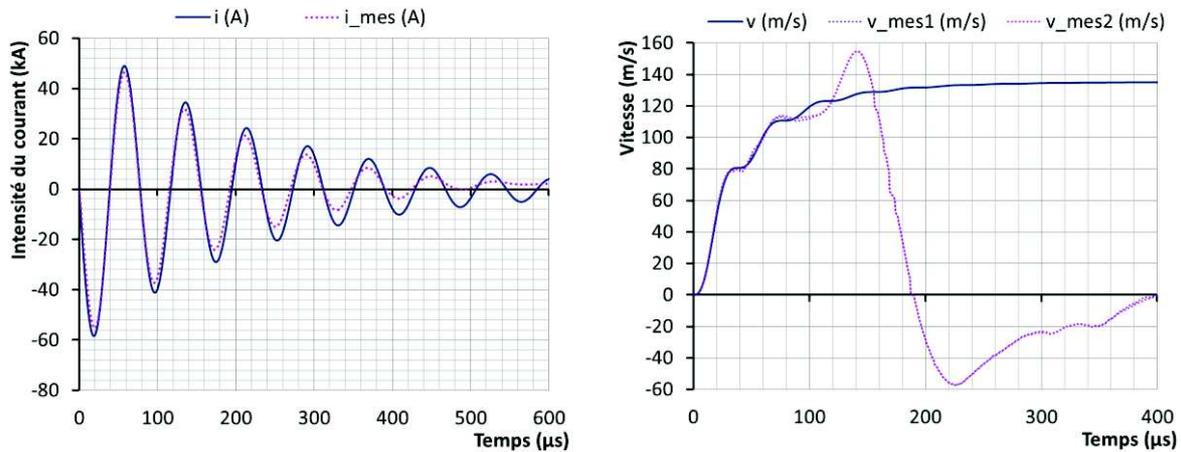
Pour déformer les éprouvettes de façon significative, il a été nécessaire dans ce cas d'augmenter la tension de charge jusqu'à 17 kV. Les résultats présentés correspondent à l'essai référencé #164. L'échantillon a été sollicité, dans ce cas, à des vitesses de déformation d'environ 250 s^{-1} .

Mesures et préparation des simulations numériques simplifiées

La courbe de courant utilisée en entrée de la simulation numérique simplifiée est comparée à la mesure sur la Figure XI-9-a. Mais la courbe de vitesse calculée de façon analytique (zéro D) pour cette courbe de courant ne peut pas, dans ce cas, être comparée facilement à la mesure de vitesse (Figure XI-9-b).

En effet, la mesure suggère que la réponse structurelle de l'éprouvette se manifeste dès le second pic de vitesse. Les fronts de déformation se rencontrent donc au milieu de l'éprouvette alors que le chargement électromagnétique n'est pas terminé. Le chargement et la réponse structurelle de l'éprouvette sont alors difficiles à séparer. Dans ces conditions, la correction de la mesure de courant visant à obtenir précisément la mise en vitesse du milieu de l'éprouvette ne peut être qu'approximative, puisque seul le premier pic de vitesse peut être recalé à la mesure. La procédure d'identification qui va suivre sera donc potentiellement perturbée par ces incertitudes supplémentaires.

Pour ce matériau, il serait donc pertinent de définir des éprouvettes plus longues, ou alors de réaliser un chargement électromagnétique plus rapide (en utilisant un générateur de plus faible inductance ou capacité).



a. Courant mesuré et courbe utilisée dans la modélisation

b. Vitesses mesurées et vitesse calculée analytiquement

Figure XI-9 : Mesures de vitesse et de courant (essai #164 à 17 kV), et définition du chargement pour le modèle analytique de la pression magnétique

XI-3.2 Identification

Résultat de l'identification

La procédure d'identification est appliquée à cet essai #164, les bornes du domaine d'identification sont données dans le Tableau XI-7, et le résultat est présenté sur la Figure XI-10-a. La courbe de vitesse est très bien ajustée pour $\geq 120 \mu\text{s}$. En revanche, autour du deuxième pic, la vitesse simulée est beaucoup plus oscillante que la mesure. Une explication à cela peut être que la mesure n'était pas bien positionnée au milieu de l'éprouvette, et que l'effet des ondes de flexion ne peut donc pas correspondre avec la vitesse simulée. Une autre source potentielle de perturbation peut résider dans les effets de bord électromagnétiques.

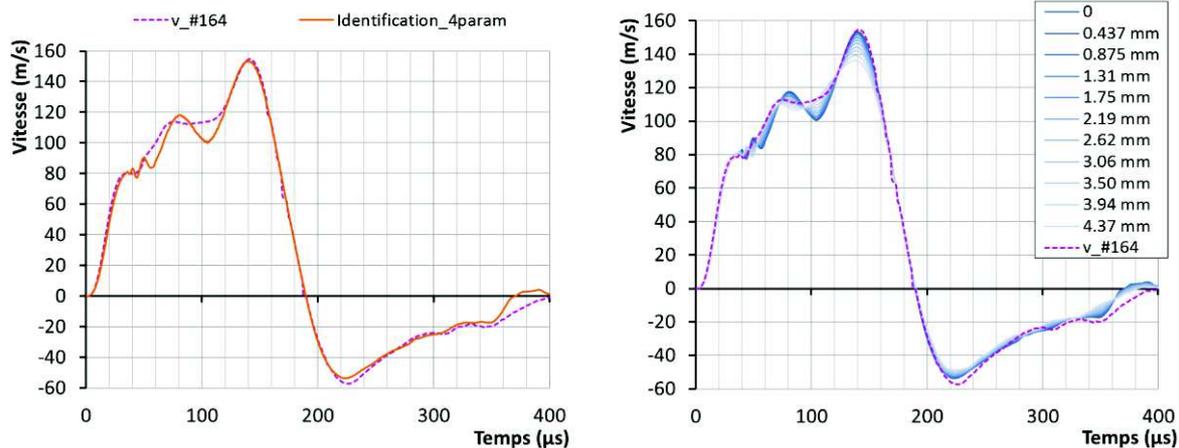
Ondes de flexion

Dès le début de la déformation, des ondes de flexion (ondes élastiques, cf. Annexe D.3) se propagent depuis les extrémités. Dans le cas de l'aluminium 1050, de très faible limite d'élasticité, ces ondes de flexion ne sont presque pas visibles sur la mesure de vitesse, car une grande partie de l'énergie est dissipée au niveau de l'extrémité par déformation plastique. L'aluminium 2024-T351 ayant une limite d'élasticité bien plus élevée, une grande partie de l'énergie reste élastique et se propage jusqu'au milieu de l'éprouvette, créant des oscillations importantes sur la vitesse.

L'influence de ces ondes de flexion est mise en évidence en particulier par la comparaison des courbes de vitesse en différentes positions proches du milieu de la ligne plate (cf. Figure XI-10-b). L'amplitude des oscillations est maximale au milieu. A 3 mm du milieu, la courbe de vitesse est très proche de la courbe mesurée pour $t \leq 100 \mu\text{s}$, mais le recalage avec la phase de décélération est alors moins bon. Il n'est pas possible ici de compenser, par la modélisation, à la fois une erreur sur la mesure de courant et une erreur sur le positionnement de la mesure de vitesse.

	A (MPa)	B (MPa)	n	C	m	$\dot{\epsilon}_0$ (s^{-1})
Domaine de variation	[150 ; 450]	[100 ; 400]	[0.2 ; 0.8]	[0.001 ; 0.1]	1.0	1
Identification #164	167	357	0.2	0.075	(1.0)	(1)

Tableau XI-7 : Bornes du domaine d'identification, et valeurs identifiées pour l'essai #164



a. Recalage de la mesure de vitesse, obtenu par l'identification à partir de la vitesse du nœud central

b. Vitesses calculées en fonction de la distance au nœud central, pour les paramètres identifiés, et comparaison à la vitesse mesurée

Figure XI-10 : Résultats de l'identification pour l'essai #164, vitesses mesurées et simulées

Discussion

Dans le cas de l'aluminium 2024-T351, les conditions d'essai choisies rendent les analyses plus complexes que pour l'aluminium 1050 recuit. Différents paramètres interviennent simultanément dans le recalage du deuxième pic, et ne peuvent pas être séparés facilement :

- l'amplitude du deuxième pic de courant,
- le comportement élasto-plastique du matériau,
- la position de la mesure de vitesse.

L'incertitude sur le comportement identifié est donc plus importante. Ce cas d'étude a ainsi permis de tirer les conclusions suivantes :

- Le positionnement de la mesure de vitesse doit être connu avec précision (au millimètre près) ;
- Il est possible d'utiliser la mesure de vitesse pour définir le chargement électromagnétique uniquement si la vitesse du point central n'est pas affectée par les effets structuraux au cours de cette phase de chargement. Autrement, le chargement doit être déduit de la mesure de courant, ce qui a pour effet d'augmenter l'incertitude ;
- Les ondes élastiques de flexion ont une amplitude importante pour les matériaux à haute limite d'élasticité, ce qui est susceptible de complexifier notablement les analyses.

XI-3.3 Comparaison aux essais quasi-statiques

Essais quasi-statiques

Les essais de traction uniaxiale quasi-statique ont été réalisés à l'aide d'une machine de traction-compression électromécanique à vis (modèle UTS 10, cf. §III-3). Le dessin de définition des éprouvettes est indiqué sur la Figure XI-11.

Les essais quasi-statiques ont été effectués à différentes vitesses de déformation, comprises entre $6.3 \cdot 10^{-5}$ et $6.3 \cdot 10^{-2} s^{-1}$. Les courbes de la contrainte vraie en fonction de la déformation plastique obtenues pour les neuf essais sont présentées sur la Figure XI-12. Tous les résultats obtenus sont très similaires et ne montrent pas de dépendance marquée à la vitesse de déformation : les écarts entre deux vitesses de déformation sont du même ordre que la dispersion des résultats à même vitesse de déformation.

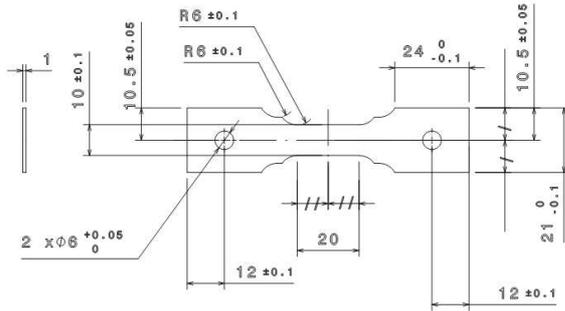


Figure XI-11 : Dessin de définition des éprouvettes

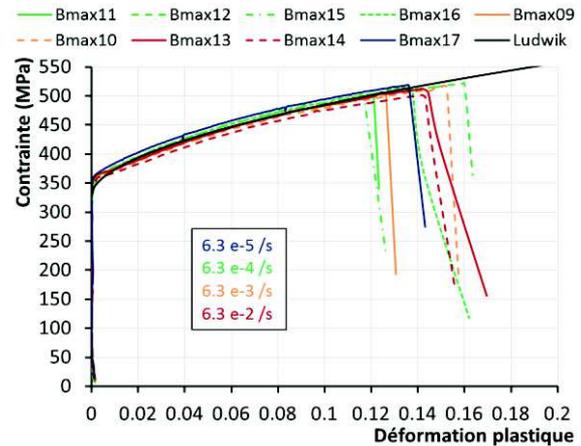


Figure XI-12 : Courbes de contrainte-déformation extraites des essais de traction uniaxiale quasi-statique, et recalage du modèle de Ludwik

D'autre part, les limites d'élasticité conventionnelles déterminées par ces essais (360 ± 6 MPa) sont tout-à-fait cohérentes avec les données indiquées par le fournisseur (361-364 MPa). Ceci conforte la validité des essais réalisés.

Sur la Figure XI-12 est également superposée une courbe tracée pour une loi de comportement selon le modèle de Ludwik :

$$\sigma = A + B \cdot \varepsilon_p^n \quad (\text{éq. XI-3})$$

Pour le recalage de ces essais, les paramètres suivants ont été utilisés :

$$A = 330 \text{ MPa} ; B = 550 \text{ MPa} ; n = 0.55 \quad (\text{éq. XI-4})$$

Discussion quant au comportement identifié par l'essai de ligne plate

Le comportement identifié en essai de ligne plate, à une vitesse de déformation d'environ 200 s^{-1} , montre des niveaux de contrainte nettement plus élevés que le comportement identifié par les essais quasi-statiques (cf. Figure XI-14), ce qui peut sembler surprenant. On accorde peu de confiance à ce résultat, au vu des incertitudes importantes dues aux conditions de réalisation des essais de ligne plate.

De plus, il apparaît que la vitesse du nœud central, calculée en utilisant les paramètres quasi-statiques dans le modèle de comportement, n'est pas très éloignée de la vitesse effectivement mesurée (cf. Figure XI-14). Ce comportement quasi-statique semble donc plausible également pour l'essai dynamique de ligne plate.

En fait, la plupart des difficultés rencontrées pour ce matériau et les conditions d'essai choisies proviennent du fait que la déformation plastique est faible devant la déformation élastique : à la fin de l'essai, certaines parties de l'éprouvette n'ont pas du tout plastifié. Dans ces conditions, il est donc difficile d'identifier une loi de comportement.

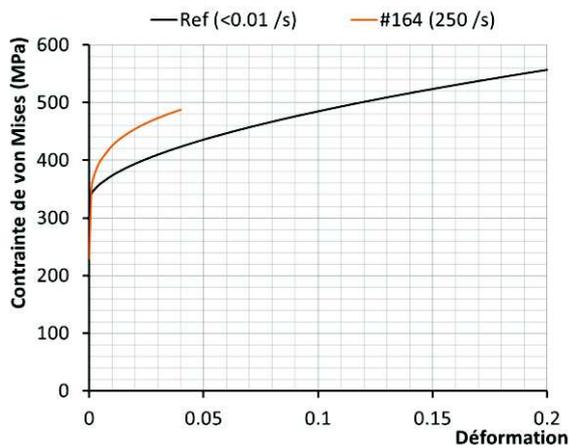


Figure XI-13 : Comportements identifiés par essais de traction uniaxiale (quasi-statiques) et de ligne plate (250 s^{-1}), pour l'aluminium 2024-T351

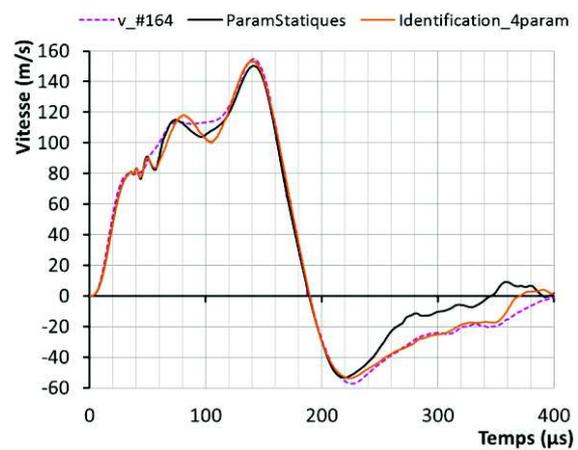


Figure XI-14 : Vitesses calculées pour les deux comportements (identifiés en essai quasi-statique et en essai de ligne plate), et vitesse mesurée.

XI-4. Synthèse

L'essai de ligne plate a été appliqué à la caractérisation dynamique de métaux. Une étude numérique a tout d'abord permis de valider la capacité de la procédure d'identification à retrouver le comportement utilisé dans une simulation numérique de référence.

En raison de la forte corrélation des paramètres A, B, n et C du modèle de Johnson-Cook, il a été montré que la réduction du problème d'identification à deux paramètres pouvait améliorer (voire, rendre possible) la convergence de l'optimisation. Il serait intéressant également de regarder si d'autres algorithmes d'optimisation (génétiques par exemple) peuvent permettre d'augmenter la robustesse de l'identification dans le cas de l'essai de ligne plate.

L'application de l'essai de ligne plate à des éprouvettes d'aluminium 1050 recuit a été réalisée avec succès. Le recalage des courbes de vitesse expérimentales est de bonne qualité et le comportement identifié est cohérent avec le comportement qui a été déduit des essais d'expansion de tube. Il a par ailleurs été estimé que l'incertitude sur le comportement identifié était de l'ordre de +/- 10 MPa pour l'aluminium recuit, ce qui est de deux fois inférieur à l'incertitude associée à l'essai d'expansion de tube. Ces essais confirment donc une sensibilité marquée de l'aluminium 1050 aux grandes vitesses de déformation, avec une augmentation significative de l'écroutissage.

La nécessité de soigner le dimensionnement des essais a été montrée grâce à une application à l'aluminium 2024-T351. Une longueur d'éprouvette insuffisante devant la durée de l'impulsion électrique empêche une utilisation efficace de la mesure de vitesse pour la définition du chargement. La précision de l'essai en est nécessairement affectée.

Ces observations ne sont pas vraiment restrictives, car la phase de dimensionnement peut être effectuée à l'aide d'estimations zéro D (un tableur a été conçu pour cela), et le principe simple de l'essai le rend relativement flexible du point de vue des dimensions et du générateur utilisés.

En outre, du fait des hautes caractéristiques mécaniques de l'aluminium 2024-T351, la déformation de la ligne plate est davantage perturbée par les ondes élastiques de flexion, ce qui exige un positionnement d'autant plus méticuleux de la mesure de vitesse. Une autre conséquence est que les déformations élastiques représentent une part importante des déformations totales. Il est donc nécessaire de définir des conditions d'essai assurant une plastification significative de l'éprouvette.

Enfin, les vitesses de déformation atteintes lors de ces essais sont comprises entre 100 et 500 s⁻¹, ce qui est relativement faible en comparaison aux vitesses de déformations générées par les procédés de magnétoformage (de l'ordre de 1000 à 5000 s⁻¹). Pour atteindre ces gammes de vitesse de déformation par l'essai de ligne plate, il faudrait utiliser un générateur capable de produire des impulsions de plus haute fréquence, à énergie comparable.

Conclusion de la partie C – L’essai de ligne plate

Ces trois chapitres ont permis de présenter comment l’essai de ligne plate a été mis en place, modélisé, et analysé afin de définir un essai pour la caractérisation dynamique de matériaux par magnétoformage.

Conception et modélisation de l’essai

Le principe de l’essai de ligne plate est relativement simple, de même que sa mise en œuvre pratique. Sa modélisation, toutefois, a nécessité une attention particulière, afin de concevoir un modèle numérique suffisamment précis tout en étant économique en temps de calcul, de façon à être intégrable dans une procédure d’identification. La solution retenue a consisté à utiliser un modèle éléments finis 3D réduit par symétrie, dans lequel le chargement électromagnétique est défini de façon analytique. L’appel au solveur électromagnétique peut ainsi être évité.

Mode de déformation et exploitation de l’essai

Le mode de déformation de la ligne plate est relativement complexe, et une modélisation analytique comme celle proposée par (Golovashchenko et al. 2013) ne peut reposer que sur des hypothèses trop simplistes. La modélisation numérique a permis de décomposer l’essai en plusieurs phases, caractérisées par la prépondérance de phénomènes donnés : mise en vitesse, propagation d’ondes élastiques, déformation plastique sous sollicitation majoritairement uniaxiale, combinaison des fronts de déformation, déchargement.

Afin de disposer d’une connaissance précise du chargement électromagnétique, l’intérêt de choisir pertinemment les dimensions de l’éprouvette en fonction de la durée du chargement et de la réponse mécanique estimée du matériau a été démontré. En séparant ainsi, dans la mesure de la vitesse du milieu de la ligne plate, la phase de mise en vitesse et la phase de réponse structurelle, les données nécessaires à l’identification peuvent être exploitées de manière précise.

Une phase de dimensionnement est donc essentielle avant l’application de l’essai de ligne plate à un matériau donné. A partir de ses caractéristiques connues, les dimensions des éprouvettes et les paramètres du générateur peuvent être estimés simplement, ce qui permet d’assurer la qualité des résultats d’identification.

Identification du comportement

L’application numérique (§XI-1), puis expérimentale (§XI-2), de la méthode d’identification à l’aluminium 1050 recuit a permis de montrer que l’essai permettait d’identifier le comportement dynamique. Cependant les algorithmes d’identification utilisés, s’ils ont été efficaces pour l’essai d’expansion de tube, ont montré ici des problèmes de convergence qui ont imposé de réduire le nombre de paramètres à identifier. Des investigations supplémentaires doivent être effectuées afin d’établir une procédure d’identification plus robuste dans le cas de l’essai de ligne plate.

Il est également remarqué que la vitesse du nœud central est plus difficile à retrouver en fin d’essai, ce qui est certainement dû à une modélisation inadaptée de la nature de l’écroissage, qui ne permet pas de représenter correctement les phénomènes de rechargement en compression.

Flexibilité de l’essai

Une des limitations de l’essai semble concerner les niveaux de déformation accessibles : aux grandes déformations, les éprouvettes semblent particulièrement sensibles à de petites perturbations (asymétrie, défaut d’alignement...), ce qui se manifeste par un vrillage et a pour conséquence la perte de la mesure de vitesse.

Du point de vue de la gamme de vitesses de déformation accessibles, l’essai paraît relativement limité dans la configuration actuelle. Dans le cadre de cette étude, les vitesses de déformation ont été comprises entre 100 et 500 s⁻¹. Malgré tout, des essais plus rapides peuvent être envisagés, et

nécessiteraient surtout l'utilisation d'un générateur capable de produire des signaux de plus haute fréquence.

Une première tentative d'application de l'essai à des éprouvettes d'acier galvanisé n'a pas été concluante, en raison des forts échauffements provoqués par effet Joule pour ce matériau de haute résistivité. La solution actuellement à l'étude consiste à utiliser un matériau « pousseur », ayant les caractéristiques suivantes :

- une bonne conductivité électrique : le courant est alors amené à circuler majoritairement dans le pousseur, et la durée caractéristique de diffusion de la température est trop grande pour permettre l'échauffement de l'éprouvette.
- une faible résistance mécanique devant le matériau des éprouvettes : la réponse mécanique de l'ensemble est inévitablement *composite*. La masse du pousseur intervient dans la phase de mise en vitesse, mais la résistance mécanique du pousseur doit être suffisamment faible pour ne pas affecter le processus de déformation de la ligne plate, et donc la phase de décélération.

Conclusion

Ce travail de thèse a été motivé par un besoin industriel de disposer de moyens de caractérisation dynamique adaptés aux procédés de formage par hautes puissances pulsées. Les procédés de magnétoformage sollicitent le matériau à grande vitesse de déformation, avec éventuellement des conditions d'impact contre la matrice, et avec la circulation d'un courant électrique de forte intensité. En outre, le processus de déformation est achevé en une durée de l'ordre de 100 μ s, ce qui ne permet pas à la diffusion thermique d'opérer, les conditions sont donc adiabatiques. Les essais développés dans le cadre de ce travail sont basés sur le procédé de magnétoformage, et offrent donc une caractérisation au plus proche des applications visées.

L'essai d'expansion de tube

L'essai d'expansion de tube a permis de mettre en place l'ensemble de la démarche expérimentale et numérique de caractérisation. Le dispositif expérimental d'expansion de tube a été amélioré par l'utilisation d'anneaux de part et d'autre du tube, permettant ainsi une déformation plus homogène. Grâce aux avancées réalisées dans le cadre de la thèse de (Deroy 2014), la mesure de courant a pu être calibrée avec une bonne précision (l'incertitude est désormais de +/- 5%), et un système de mesure PDV a pu être utilisé pour la mesure de vitesse. L'analyse de sensibilité menée de façon numérique a cependant mis en évidence que, malgré ces progrès substantiels dans la qualité des mesures, les incertitudes expérimentales se propagent de façon défavorable sur le comportement identifié par la procédure mise en place.

L'essai d'expansion de tube a été appliqué avec succès à la caractérisation du comportement dynamique de l'aluminium 1050. Une augmentation de l'écroutissage aux grandes vitesses de déformation a été mise en évidence, malgré les incertitudes sur le comportement identifié.

Une limitation importante de l'essai d'expansion de tube est qu'il nécessite un inducteur spécifique pour chaque diamètre de tube. En outre, il ne peut pas répondre au besoin de caractérisation des tôles, qui est la forme la plus répandue dans les applications de formage. Pour iCube Research, le principal apport de cette étude a donc été la mise au point d'une méthodologie générale de caractérisation, avec la mise en place d'outils d'identification par analyse inverse, ainsi que de moyens de mesure et de dépouillement performants.

L'essai de ligne plate

Ce savoir-faire acquis dans le cadre du développement de l'essai d'expansion de tube a pu être directement appliqué à la conception d'un essai dédié aux tôles. En raison de la nature même des efforts de Lorentz, par définition orthogonaux à la direction de circulation du courant électrique dans les éprouvettes, le chargement et le mode de déformation des éprouvettes procurent des caractéristiques originales à l'essai de ligne plate. Celles-ci sont en fait bien représentatives des phénomènes rencontrés au cours des procédés de magnétoformage.

Avec les moyens informatiques actuels, il n'est pas envisageable de mettre en place une modélisation couplée magnéto-thermo-mécanique par éléments finis/éléments de frontière de l'essai de ligne plate avec des temps de calcul compatibles avec une procédure itérative d'identification. Cependant, les conditions d'essai peuvent être définies de telle sorte que le chargement électromagnétique puisse être déterminé grâce à la mesure de vitesse, ce qui permet ainsi de se passer de l'utilisation du solveur électromagnétique. L'essai de ligne plate exige donc de prendre quelques précautions dans le dimensionnement des éprouvettes et le choix des paramètres du générateur, mais une conception de qualité permet de réduire de moitié la sensibilité de la caractérisation aux incertitudes expérimentales, par rapport à l'essai d'expansion de tube.

A l'avenir, il pourrait être avantageux d'approfondir la question de la modélisation de l'essai de ligne plate, et en particulier les approches de réduction de modèle. Cela permettrait d'améliorer la robustesse de la modélisation, tout en assurant sa compatibilité avec la performance des moyens de calcul à disposition.

Modèles de comportement et identification de paramètres

L'essai d'expansion de tube et l'essai de ligne plate ont été appliqués tous deux à l'identification du comportement dynamique de l'aluminium 1050 à l'état recuit. Les résultats obtenus sont cohérents entre eux, ainsi qu'avec les données trouvées dans la littérature scientifique. Pour cette étude, le modèle de Johnson-Cook a été choisi pour sa forme relativement flexible, sa disponibilité dans les codes de calcul industriels et le faible nombre de paramètres impliqués.

Toutefois, les essais mis en place ne couvrent pas des gammes de vitesses de déformation suffisamment grandes pour qualifier précisément la sensibilité du matériau à la vitesse de déformation. Les quatre paramètres libres A, B, n et C sont donc fortement corrélés, ce qui peut nuire à la convergence de la procédure d'identification. Il est donc préférable de réduire le nombre de paramètres libres à deux ou trois.

Cela signifie également que les paramètres identifiés n'ont pas, en soi, de signification physique. Ils sont valides car ils permettent de représenter le comportement du matériau dans les conditions explorées, mais ne pourront en aucun cas être extrapolés à d'autres régimes. Il s'agit donc bien d'une approche pragmatique, fournissant une modélisation du comportement dynamique dans le régime spécifique du magnétoformage, destinée à être appliquée à la modélisation du procédé de magnétoformage.

En enrichissant la caractérisation avec de essais dans des régimes intermédiaires (entre 0.01 s^{-1} et 100 s^{-1}), une modélisation plus complète pourrait être envisagée. Cela nécessiterait également de séparer l'effet de la circulation d'un courant électrique intense sur le comportement mécanique.

Développements ultérieurs

Dans le cadre de ce travail, la question d'une éventuelle *électroplasticité* n'a pas été approfondie. Le comportement est identifié dans le cas où le matériau est parcouru par un courant électrique intense, et le résultat est donc possiblement affecté par une éventuelle influence de ce courant sur le comportement. Il peut donc être discutable d'utiliser le comportement identifié par ces essais dans le cadre de la simulation numérique du formage électrohydraulique, même si les niveaux de vitesse de déformation sont équivalents.

Une évolution de l'essai de ligne plate est à l'étude, visant à utiliser un matériau *pousseur* pour déformer des éprouvettes de matériaux peu conducteurs et sujets à de forts échauffements par effet Joule. Ce type de solution pourra être appliqué également à de bons conducteurs. Si l'influence du courant sur le comportement est significative, les résultats devraient être sensiblement différents entre des identifications réalisées avec et sans pousseur. Dans le cas contraire, les paramètres obtenus sans pousseur en magnétoformage pourraient être appliqués à la modélisation du formage électrohydraulique.

Autres perspectives : la caractérisation des limites de formage dynamiques

Du point de vue industriel, un autre aspect critique de la caractérisation des matériaux est la détermination des limites de formage dynamiques. La prédictibilité des procédés de formage dépend en effet autant, si ce n'est plus, de la connaissance de la formabilité des matériaux que de la modélisation précise de leur comportement en écrouissage.

Cet aspect de la caractérisation était initialement prévu dans le cadre de cette thèse, mais a été mis de côté afin de concentrer les efforts sur les méthodes d'identification de paramètres de modèles de comportement, avec en particulier la mise au point de l'essai de ligne plate. Néanmoins, de premiers travaux prospectifs sur la caractérisation des limites de formage ont été réalisés, et sont retranscrits dans le Chapitre XII.

Perspectives

Chapitre XII. Limites de formage dynamiques

Ce chapitre présente une étude préliminaire et prospective sur la question des limites de formage lors des procédés HPP. Tout d'abord, une étude bibliographique présente les outils utilisés pour analyser la formabilité lors des procédés conventionnels, et en particulier les courbes limites de formage (CLF). Les paramètres supplémentaires pouvant intervenir en régime dynamique sont également discutés. Il semble que dans ce cas, le cadre d'analyse fourni par les courbes limites de formage (CLF) doit être dépassé.

De premiers essais, menés sur un aluminium 6016-T4 et un acier galvanisé, permettent de mettre en évidence la forte influence de l'interaction à grande vitesse avec une matrice.

XII-1. Striction, rupture et limites de formage	178
XII-1.1 Caractérisation de la rupture	178
XII-1.2 Caractérisation conventionnelle des limites de formage	178
XII-1.3 Applicabilité des courbes limites de formage	180
XII-2. Caractérisation des limites de formage dynamiques.....	181
XII-2.1 Formabilité dynamique	181
XII-2.2 Facteurs d'influence	183
XII-3. Etudes préliminaires	184
XII-3.1 Objectifs	184
XII-3.2 Aluminium 6016-T4.....	184
XII-3.3 Acier galvanisé	186
XII-4. Conclusions et perspectives	188

XII-1. Striction, rupture et limites de formage

XII-1.1 Caractérisation de la rupture

Critères pour la mise en forme

Une problématique essentielle de la mise en forme consiste à être capable de prédire la rupture des métaux. C'est là un savoir-faire majeur des emboutisseurs et des métallurgistes, dont le métier consiste à déterminer pour une nuance de matériau, une *gamme de formage* et les paramètres de chaque étape permettant de réaliser une forme finale donnée avec les caractéristiques escomptées.

Un premier critère est évident : le procédé de mise en forme ne doit pas générer de rupture (dans les parties utiles). Le second critère est une extension de cette exigence : la mise en forme ne doit pas générer de striction localisée, car celle-ci amoindrirait, par la réduction d'épaisseur associée, la résistance mécanique de la pièce et pourrait mener très rapidement à sa rupture sous sollicitation. Pour certaines applications, il peut également être exigé que la pièce puisse supporter un certain allongement en service.

Caractérisation en traction simple

La ductilité des matériaux peut être évaluée grâce à des essais de traction uniaxiale, en étudiant la courbe de traction : contrainte nominale $\sigma_c = F/S_0$ en fonction de l'allongement $\varepsilon_0 = 100 \cdot \Delta L/L_0$. Après une phase durant laquelle la contrainte augmente et l'allongement est *uniformément réparti*, différents phénomènes de localisation de la déformation peuvent intervenir :

- La striction : Ce phénomène apparaît sous l'effet combiné de la réduction de la section de l'éprouvette et du comportement du matériau. Il se manifeste par la localisation de la déformation plastique dans une zone réduite de l'éprouvette. La striction favorise l'endommagement dans cette zone et conduit généralement rapidement à la rupture. On distingue parfois striction diffuse et localisée (Col & Colombie 2010) : la striction diffuse correspond à une réduction progressive de la section de l'éprouvette ; la striction localisée correspond à un phénomène de localisation plus marqué, généralement sous forme de bande de cisaillement.
- L'endommagement : Ce terme désigne la perte de résistance mécanique d'un matériau due à l'apparition de discontinuités surfaciques, qui peuvent se présenter sous forme de microcavités (endommagement ductile), ou de microfissures (endommagement fragile). Le processus d'endommagement se termine par la coalescence de ces micro-défauts, donnant lieu à la formation d'une macro-fissure. L'endommagement est souvent consécutif à la striction, ou est du moins favorisé par celle-ci, pour deux raisons : les zones de localisation sont le siège de forts niveaux de déformation, et la striction provoque des états de contraintes dont les niveaux de triaxialité sont plus importants qu'en traction simple, ce qui favorise le développement de l'endommagement. L'endommagement peut toutefois survenir avant la striction et être à l'origine de la localisation de la déformation, puis de la rupture.

En général, lorsque l'on parle de *limites de formage*, on s'intéresse à la survenue de la striction localisée.

XII-1.2 Caractérisation conventionnelle des limites de formage

Les diagrammes de formage

La caractérisation de l'allongement à rupture par des essais de traction uniaxiale n'est pas suffisante. En formage de tôles, les propriétés d'allongement dépendent grandement du *mode de déformation*. Celui-ci est défini par le rapport d'allongement entre les directions principales dans le plan de la tôle.

Ils sont représentés dans un *diagramme de formage* (cf. Figure XII-1) : l'axe des abscisses correspond à la déformation mineure, et l'axe des ordonnées à la déformation majeure. Les demi-droites sur cette figure représentent des modes de déformation particuliers.

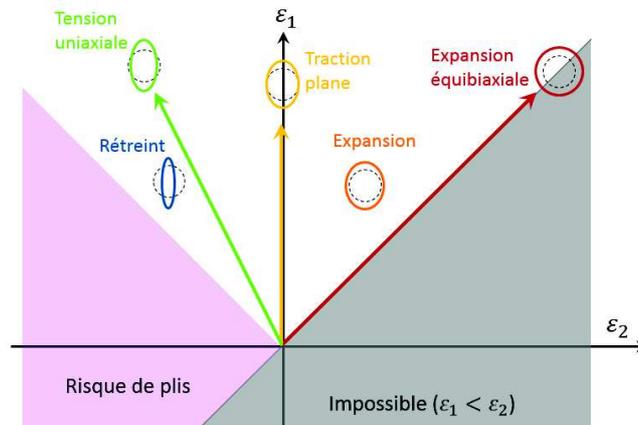


Figure XII-1 : Diagramme de formage

De ce diagramme, on peut déduire directement la déformation dans la direction de l'épaisseur, grâce à l'invariance du volume en plasticité :

$$\varepsilon_3 = -(\varepsilon_1 + \varepsilon_2) \quad (\text{éq. XII-1})$$

Le diagramme de formage suppose des déformations *de membrane*, dans un état de contraintes planes (contraintes nulles dans la direction de l'épaisseur). Les déformations sont considérées comme étant homogènes à travers l'épaisseur. Ces hypothèses excluent donc les cas faisant intervenir une courbure importante, ou une compression consécutive de la tôle contre une matrice. La notion de diagramme de formage suppose aussi un trajet de déformation *proportionnel* et *monotone*. Du fait de ces conditions restrictives, l'applicabilité de cette méthode est discutée par la suite.

Courbe limite de formage : principes

Une base expérimentale peut être réalisée en sollicitant des tôles dans des modes de déformation variés. Avec un marquage adapté (grille, trame, *speckle*) réalisé avant mise en forme, il est possible de mesurer les déformations générées. Les méthodes de corrélation d'images numériques permettent également de déterminer les déformations à partir de films des essais. Les points de mesure sont ensuite reportés sur un diagramme de formage.

La frontière entre les points de mesure « acceptables » (sans striction localisée, ou sans rupture), et les points de mesure dépassant le critère fixé, constitue la *courbe limite de formage* (notée CLF). Une forme typique de CLF est présentée sur la Figure XII-2.

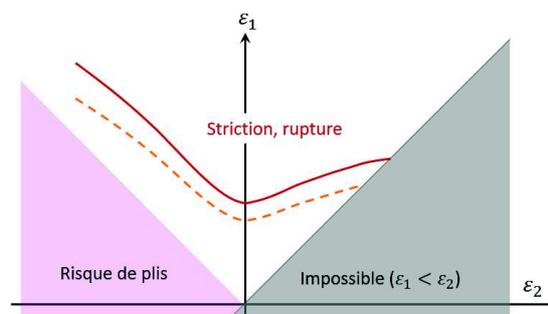


Figure XII-2 : Courbe limite de formage (en rouge). En pointillés: marge de sécurité (risque de striction ou de rupture)

Parce que l'objectif de l'analyse des limites de formage est le dimensionnement, il est courant d'appliquer une marge de sécurité à cette courbe pour tenir compte d'une certaine dispersion des résultats (schématisée en pointillés sur la Figure XII-2).

Méthodes expérimentales pour la construction des CLF

De nombreuses méthodes expérimentales ont été imaginées pour déterminer les CLF. On cite ici les plus répandues :

- La méthode Nakajima (Nakajima et al. 1968) consiste à déformer avec un poinçon hémisphérique des tôles de différentes largeurs (Figure XII-3), ce qui permet de générer des états de déformations allant de la traction uniaxiale (éprouvette étroite) à l'expansion équi-biaxiale (éprouvette tenue sur tout son périmètre). Cette méthode, grâce à sa simplicité de mise en œuvre, est la plus répandue.
- La méthode Marciniak (Marciniak & Kuczynski 1967) a pour objectif de dépasser les limitations de la méthode Nakajima, qui génère des courbures significatives et peut être perturbée par les frottements. La méthode Marciniak fait intervenir un poinçon plat, et utilise un contre-flan ajouré (Figure XII-4) : la zone étudiée se déforme ainsi sans frottements. Cette méthode est très avantageuse, mais peut être complexe à mettre au point, ce qui a limité son développement.

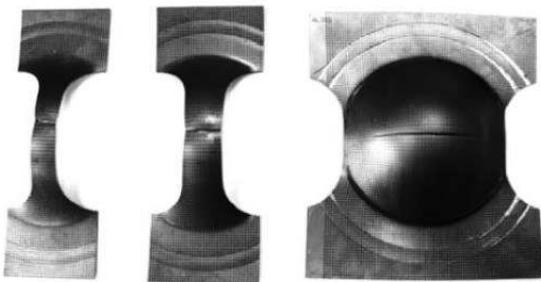


Figure XII-3 : Eprouvettes après essai Nakajima (Col & Colombie 2010)



Figure XII-4 : Principe de l'essai Marciniak (Col & Colombie 2010)

En ce qui concerne la mesure des déformations, des dispositifs optiques et informatiques permettent d'automatiser en grande partie les analyses. Un certain nombre de systèmes intégrés sont commercialisés, et fonctionnent en général sur le principe de stéréo-corrélation d'images : des images prises sous différents angles permettent de reconstruire la géométrie tridimensionnelle. Le calcul des déformations est réalisé par corrélation d'images numériques, ou par comparaison du marquage déformé par rapport au marquage initial. La précision des mesures dépend majoritairement de la résolution des images et/ou du marquage.

XII-1.3 Applicabilité des courbes limites de formage

Paramètres influents

Les courbes limites de formage sont un outil très répandu dans l'industrie, car elles permettent d'analyser de façon relativement simple la formabilité en fonction du mode de déformation. Les CLF sont ainsi un moyen efficace de comparer la formabilité des métaux. Cependant, les courbes limites de formage reposent sur des hypothèses fortes qui ne suffisent pas pour prédire la formabilité dans les conditions réelles du formage de pièces complexes. En général, elles ne sont donc pas applicables directement, sans une analyse avancée. Car la formabilité d'une tôle dépend des niveaux de déformation atteints – ce qui est l'objet de la CLF – mais également d'un grand nombre de facteurs, parmi lesquels (Col & Colombie 2010) :

- Le chemin/la trajectoire de déformation : Il existe une infinité de trajectoires menant à un état de déformation final donné. Or les processus d'endommagement sont fortement dépendants de cette trajectoire. Ainsi, la formabilité est en général meilleure lorsque le processus de déformation débute en rétreint, pour terminer en expansion, que lorsqu'il est effectué à l'inverse (expansion puis rétreint). Il faut rappeler que les CLF supposent des chemins de déformation proportionnels.
- La courbure : Les zones de forte courbure peuvent présenter des déformations bien plus élevées que les niveaux prévus par une CLF, car le gradient de déformation à travers l'épaisseur permet de « contenir » la striction. Certains auteurs (Col & Colombie 2010) proposent d'établir des *surfaces limites de formage* (SLF) pour ajouter le paramètre « courbure ». En pratique, on peut se limiter à étudier l'évolution de la formabilité en traction plane (point le plus bas de la CLF) en fonction de la courbure, car c'est le mode de déformation généré dans les zones de forte courbure.
- Le frottement : L'influence du frottement est indirecte, et consiste en une modification du mode de déformation par rapport à un formage sans frottement. La formabilité en soi n'est pas modifiée.

Certains auteurs proposent, pour s'affranchir de la sensibilité à la trajectoire de déformation, d'étudier les contraintes plutôt que les déformations (Arrieux et al. 1985) (Doege et al. 1997) (Stoughton 2000) (Wu et al. 2005). Si ce type d'analyse est présumé plus robuste, il est pourtant plus difficile à appliquer : contrairement aux déformations, les contraintes ne sont pas facilement accessibles par la mesure, et une connaissance fine du comportement plastique (critère d'écoulement, anisotropie, modèle d'écrouissage) du matériau est requise.

Effets provenant de la mesure

En outre, la détermination des limites de formage est également affectée par la méthode de mesure, avec différentes sources de variation des résultats (Col & Colombie 2010) :

- Le critère de striction/rupture : Puisqu'il n'y a pas de définition rigoureuse de la limite de formage, la variabilité des définitions entraîne nécessairement une variabilité des CLF. La méthode industrielle basée sur la striction localisée « perceptible » est inévitablement dépendante de l'opérateur.
- La résolution du marquage et/ou des images : Une meilleure résolution des mesures (utilisation d'une grille plus fine et/ou de prises de vue de meilleure résolution) conduit généralement à observer des déformations plus élevées, et à mesurer une valeur plus élevée de la déformation à la striction localisée. Cet effet dépend également de l'épaisseur de la tôle (Kleemola & Kumpulainen 1980).

XII-2. Caractérisation des limites de formage dynamiques

XII-2.1 Formabilité dynamique

La question de la formabilité des métaux n'est pas une problématique simple, et les conditions de formage dynamique la complexifient davantage. Un certain nombre de travaux ont mis en évidence le fait que les procédés de formage par HPP peuvent permettre d'augmenter la formabilité des métaux, par exemple :

- (Percy & Lim 1983) : Les auteurs comparent les CLF obtenues en gonflage libre par trois procédés : hydroformage, hydroformage dynamique (chute d'un piston) et formage par explosif.

- (Renaud 1980) : Les limites de formage sont obtenues selon le principe de Nakajima en emboutissage par un poinçon hémisphérique. La méthode est adaptée en gonflage libre par magnétoformage et par formage électrohydraulique, en utilisant des tôles de différentes largeurs dans une ouverture circulaire.
- (Balanethiram & Daehn 1992) : Les limites de formage sont étudiées par formage électrohydraulique dans des matrices coniques.
- (Rohatgi et al. 2012) et (Golovashchenko et al. 2013) comparent les limites de formage obtenues en formage électrohydraulique, en formage libre et avec utilisation de matrices (coniques ou en « vé »).
- (Oliveira et al. 2005) étudie la formabilité en gonflage libre par magnétoformage, dans des cavités cubiques, avec éventuellement un insert en dôme.
- (Golovashchenko 2007) : Des éprouvettes de différentes largeurs sont déformées selon le principe de l'essai de ligne plate.
- (Seth et al. 2005) : Le magnétoformage est utilisé pour lancer des tôles contre des poinçons de différentes formes, générant ainsi plusieurs modes de déformation.
- (Altynova et al. 1996) utilise l'expansion électromagnétique d'anneau pour étudier l'effet de la vitesse.
- (Vohnout et al. 2004) utilise le magnétoformage pour la dernière passe après un emboutissage traditionnel, atteignant ainsi des niveaux de déformation non accessibles de façon traditionnelle.

Dans certains cas, les niveaux de déformation présentés peuvent être considérablement plus élevés qu'en conditions de formage « traditionnelles ». Par exemple, (Balanethiram & Daehn 1994) suggèrent que les déformations obtenues en formage électrohydraulique peuvent être plus de trois fois plus élevées qu'en conditions quasi-statiques (cf. Figure XII-5).

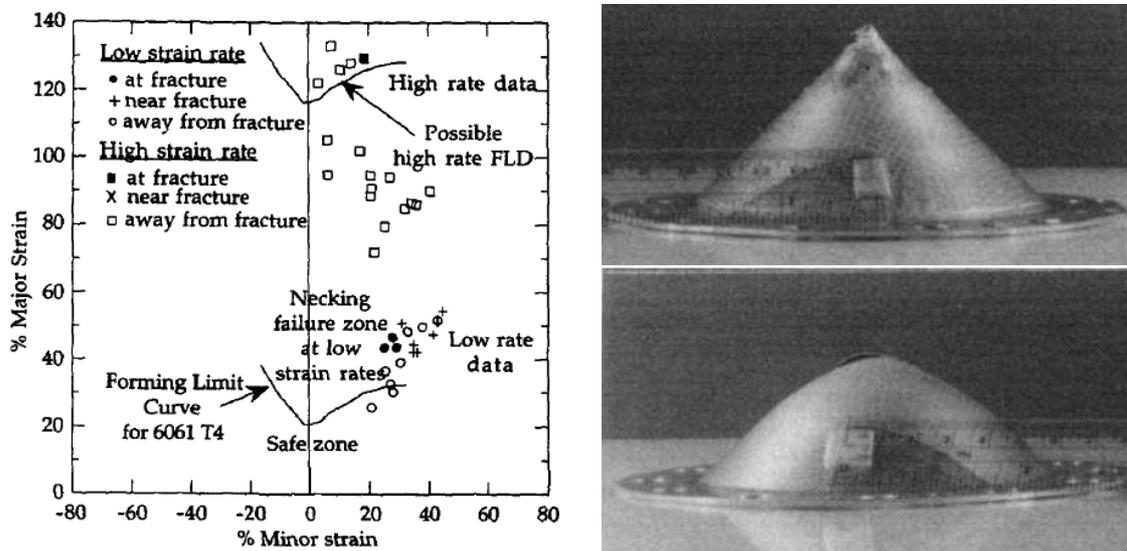


Figure XII-5 : Mesures de déformation obtenues à basse et à haute vitesse de déformation, pour le formage de tôles d'aluminium 6061 recuites, dans une matrice conique. Comparaison avec une CLF (FLC/FLD en anglais) pour l'aluminium 6061-T4. Eprouvettes déformées par formage électrohydraulique (haut) et par hydroformage (bas). (Balanethiram & Daehn 1994)

Les facteurs qui contribuent à de telles améliorations sont divers (Dehra 2006) : certains sont liés au comportement du matériau (la sensibilité à la vitesse de déformation), d'autres proviennent du mode de sollicitation (effets d'inertie), d'autres enfin du mode de déformation généré par le procédé (augmentation de la courbure par exemple).

XII-2.2 Facteurs d'influence

Vitesse de déformation

La ductilité des métaux (leur capacité à se déformer sans que surviennent de phénomènes de localisation de la déformation ou de l'endommagement) est favorisée par leur sensibilité à la vitesse de déformation (Hutchinson & Neale 1977), (Daly et al. 2007). En effet, l'apparition de la striction correspond à une localisation des déformations, et donc une augmentation de la vitesse de déformation dans la zone concernée. Si la contrainte d'écoulement augmente avec la vitesse de déformation, la résistance localement plus élevée du matériau peut compenser en partie la diminution de la section, et retarder le développement de la localisation.

Pour certains matériaux, pas ou peu sensibles à la vitesse de déformation en formage lent, mais présentant une forte sensibilité aux hautes vitesses de déformation, l'apport des procédés HPP peut donc être important du point de vue de la formabilité.

Inertie

Les grandes vitesses générées par les procédés HPP induisent des effets inertiels. Ceux-ci sont limitants dans les conditions de traction uniaxiale (von Karman & Duwez 1950) (Rusinek et al. 2005) car la mise en vitesse est hétérogène dans l'éprouvette (à cause de phénomènes de propagation d'ondes), ce qui tend à localiser la déformation.

Dans le cas de l'essai d'expansion d'anneaux, les effets d'inertie stabilisent la déformation et permettent d'atteindre de plus hauts de déformation homogène (Hu & Daehn 1996), (Shenoy & Freund 1999). Cela provient du fait que la sollicitation reste homogène le long de l'anneau car il n'y a pas, dans ce cas, de phénomènes de propagation d'ondes. L'effet principal de l'inertie est de retarder le développement de la striction en s'opposant à la localisation.

L'effet stabilisant de l'inertie est aussi prévalent dans le cas du formage dynamique de tôles (Balanethiram & Daehn 1994).

Impact

Les conditions d'impact contre la matrice, aux vitesses développées par les procédés HPP, sont à même de générer des états de contraintes compressives (Seth et al. 2005) qui peuvent être du même ordre de grandeur que la contrainte d'écoulement. Dans le cas du formage dans une matrice conique, ces conditions peuvent être comparables au procédé de *repassage/étirage* (Daehn et al. 1999). L'addition d'une pression compressive est bénéfique car elle s'oppose, dans une certaine mesure, aux processus d'endommagement par croissance de cavités (Imbert et al. 2005).

Température

Le facteur thermique est également susceptible d'intervenir dans le problème de la formabilité au cours des procédés à grande vitesse. Les conditions adiabatiques, et l'éventuel échauffement additionnel par effet Joule, peuvent mener à des augmentations de température significatives. Or les limites de formage peuvent montrer une dépendance à la température (Naka et al. 2001), (Li & Ghosh 2004), (Chu 2013).

Chemins de déformation

Le caractère dynamique de la sollicitation peut rendre les trajectoires de déformation encore plus complexes qu'en emboutissage traditionnel. L'applicabilité des courbes limites de formage, généralement établies pour des chemins proportionnels, doit donc être considérée avec d'autant plus d'attention.

Courbure

Enfin, la réponse structurelle de la tôle à une sollicitation à grande vitesse entraîne des modes de déformation différents par rapport à une déformation quasi-statique. En formage dans une matrice, et même en formage libre, les grandes vitesses de sollicitation génèrent une déformation *en déroulé*,

avec l'avancée d'un « pli » (cf. Figure XII-6). Cet effet a été observé notamment en essai de ligne plate (cf. §IX-1.2) : l'angle formé entre la partie plane (centrale) et les côtés inclinés est d'autant plus petit que la vitesse imposée est grande. Ainsi, une grande vitesse génère de plus grandes courbures, ce qui peut favoriser la formabilité.

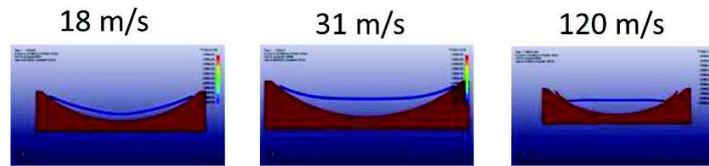


Figure XII-6 : Effet de la vitesse sur la courbure générée lors de l'impact avec une matrice (Avrillaud et al. 2013)

XII-3. Etudes préliminaires

XII-3.1 Objectifs

La problématique de la formabilité étant primordiale dans l'industrie de la mise en forme, de premiers essais ont été réalisés chez iCube Research. Ces études préliminaires ont pour objectif d'évaluer des méthodes d'évaluation de la formabilité en formage électrohydraulique.

Comme cela a été suggéré dans la section précédente, l'analyse des limites de formage dynamiques dépasse largement le cadre des CLF traditionnelles. Un grand nombre de facteurs interviennent de façon combinée, et il n'est pas évident d'étudier l'influence de chacun séparément. Toutefois, l'outil de CLF étant très répandu et familier à la plupart des industriels, il a été choisi de l'utiliser pour présenter les résultats. On peut espérer que l'approfondissement de la recherche sur le sujet des CLF dynamiques mènera plus tard à des outils d'analyse plus adaptés.

Pour démarrer les travaux sur ce sujet, il nous a semblé que l'approche de (Golovashchenko et al. 2013) était pertinente. La démarche mise en place permet d'étudier la formabilité dans des conditions proches des pièces réelles, en séparant deux modes principaux : la déformation libre et la déformation contre une matrice.

Le premier cas d'étude est une nuance d'aluminium utilisée notamment en carrosserie automobile : l'aluminium 6016-T4, d'épaisseur 1.2 mm.

Le second cas est un acier galvanisé, d'application automobile également (la nuance n'a pas été précisée par le client), et d'épaisseur 0.7 mm.

XII-3.2 Aluminium 6016-T4

Dispositif expérimental

Le dispositif de formage électrohydraulique est présenté sur la Figure XII-7.

Pour les conditions de formage libre, différentes matrices ont été définies afin de couvrir plusieurs modes de déformation en expansion : une ouverture circulaire, et deux ouvertures elliptiques de géométries différentes. Une matrice hémisphérique est également prévue pour observer l'effet de l'impact contre une matrice.

Les tôles ont été préalablement marquées à l'aide d'un réseau de points de paramètre 2 mm. Les mesures de déformation ont ensuite été réalisées par le client à l'aide d'un système Argus®.

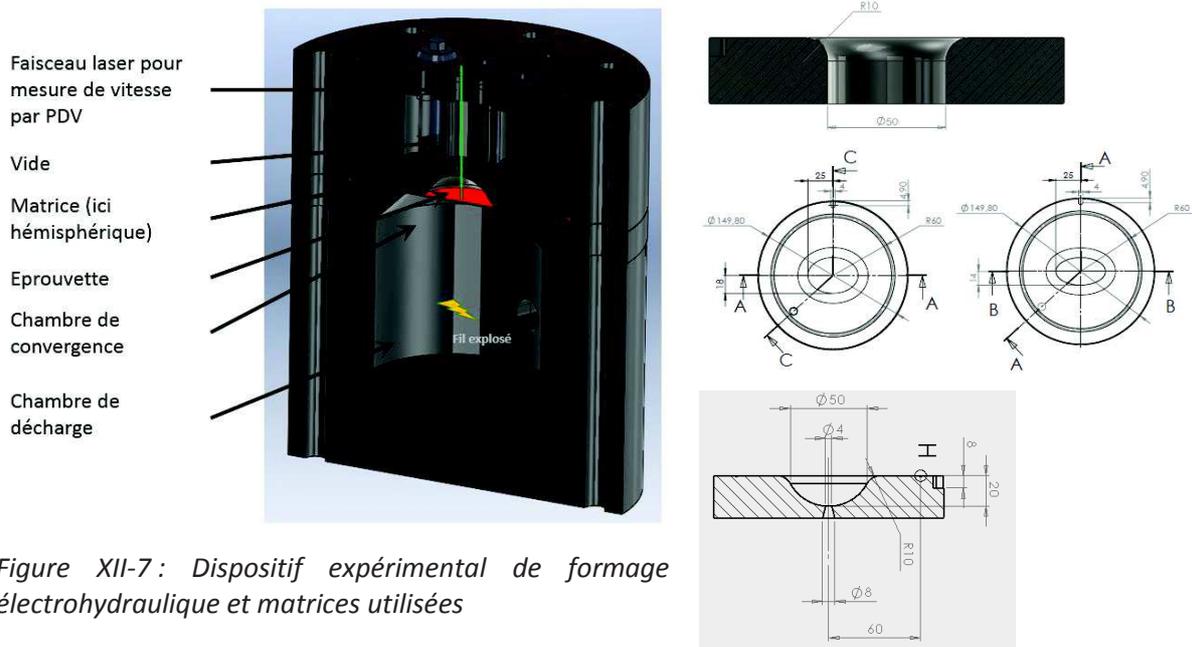


Figure XII-7 : Dispositif expérimental de formage électrohydraulique et matrices utilisées

Résultats en formage libre

Les mesures par PDV ont indiqué des vitesses entre 100 et 200 m/s.

Les mesures des déformations (Figure XII-8) confirment que les éprouvettes sont sollicitées essentiellement en expansion biaxiale. Avec l'ouverture circulaire, les points de mesure sont fortement concentrés proche des conditions équilibaxiales. Avec l'ellipse la plus allongée, les modes de déformation sont plus dispersés, et un certain nombre de points sont en traction plane. Il s'agit des zones situées sur les bords longs de l'ellipse, proches du rayon de matrice.

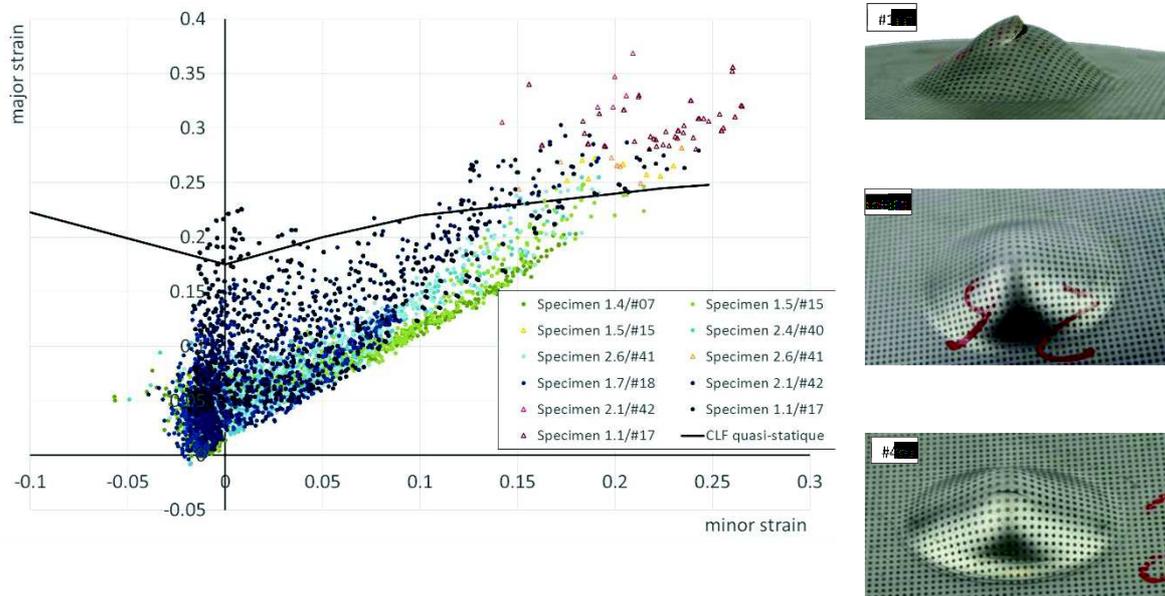


Figure XII-8 : Mesures de déformation après formage libre électrohydraulique. En vert, bleu ciel, bleu marine, respectivement: ouverture circulaire, ouverture elliptique 1, ouverture elliptique 2. En jaune, orange, rouge, respectivement: Ruptures. CLF statique selon (Butuc et al. 2003).

Toutes les ruptures se sont produites au sommet des dômes créés. Les limites de formage n'ont donc pu être déterminées que dans la partie droite du diagramme, proche des conditions équilibaxiales. La comparaison avec une CLF statique (Butuc et al. 2003) indique que le gain de formabilité est faible en expansion biaxiale. En traction plane en revanche, il semble que le gain soit significatif,

puisqu'aucune rupture n'a été observée jusqu'à une déformation de 0.23, alors que la limite quasi-statique se situe à 0.18. Ces points correspondent à des zones qui se sont probablement déformées avec les plus grandes courbures (sortie de rayon de matrice).

Globalement, le dispositif mis en place est intéressant, mais il y manque des matrices permettant d'atteindre la partie « gauche » du diagramme de formage. Pour cela, on peut imaginer des ouvertures rectangulaires. Une autre piste intéressante consisterait à utiliser des tôles ajourées (Banabic et al. 2013), et un contre-flan afin d'assurer l'étanchéité (Rohatgi et al. 2014).

Résultats en formage dans la matrice hémisphérique

L'éprouvette déformée dans la matrice hémisphérique n'a montré aucune rupture, à l'exception du détournage au sommet, au niveau de l'ouverture permettant la mesure de vitesse. Celle-ci a d'ailleurs indiqué une vitesse maximale de 320 m/s. Malheureusement, les mesures de déformation sont lacunaires, car le marquage s'est effacé à l'impact dans la partie supérieure du dôme (cf. Figure XII-9). Ce sont certainement les zones les plus déformées. Pour la suite, on retiendra donc qu'il est intéressant de placer la face marquée du côté de l'eau.

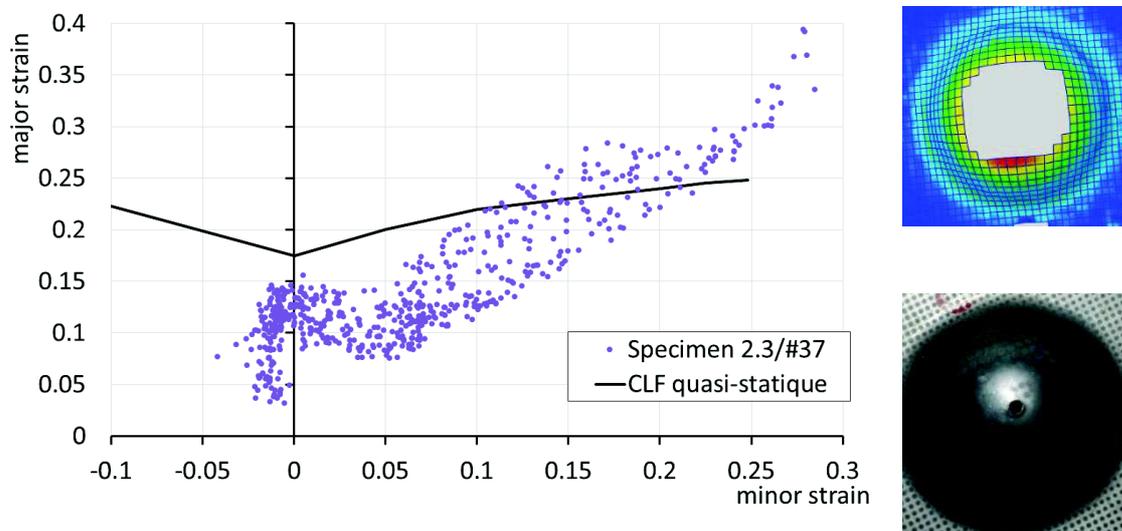


Figure XII-9 : Mesures de déformation pour l'éprouvette déformée dans la matrice hémisphérique. CLF statique selon (Butuc et al. 2003).

Dans ce cas, il est clair que les limites définies par la CLF quasi-statique sont largement dépassées : pour une déformation mineure de 0.27 par exemple, on atteint sans rupture une déformation majeure de 0.40, alors que la limite quasi-statique se situe à 0.24. Ce résultat confirme donc les observations de (Rohatgi et al. 2012) et (Golovashchenko et al. 2013) : les conditions offertes par le formage électrohydraulique, en interaction avec une matrice, peuvent mener à des allongements très importants.

XII-3.3 Acier galvanisé

Dispositif expérimental

Pour l'étude de l'acier galvanisé, la méthode a été directement inspirée de (Golovashchenko et al. 2013). Le dispositif expérimental a été adapté de manière à pouvoir y intégrer des matrices de plus grandes dimensions. Pour cet acier, deux matrices coniques ont été utilisées, ayant un diamètre à la base de 100 mm. Le gonflage libre a été obtenu avec la matrice conique de plus grand angle à la base (42°) avec une décharge à énergie modérée. Les formages dans des matrices ont été réalisés avec une matrice conique d'angle à la base 34°, et une matrice en « vé » ayant un angle à la base de 42°.

Des grilles de 2 mm de maille ont été tracées sur les tôles par gravage électrolytique. Les mesures de déformation ont ensuite été réalisées à l'aide du système Asame® par la société VireLux.

Résultats en formage libre

Deux tôles ont été analysées et sont présentées sur la Figure XII-10.

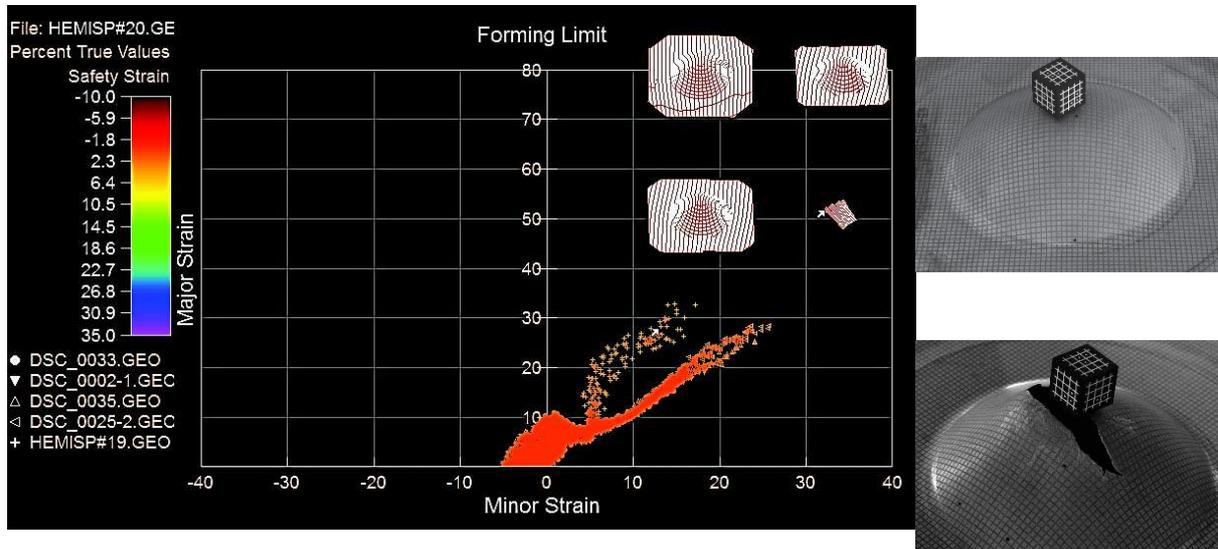


Figure XII-10 : Mesures de déformation pour l'acier galvanisé en formage libre dans une ouverture circulaire (diamètre 100 mm), sans et avec rupture

Pour la première tôle, déformée sans signe de rupture, tous les points de mesure sont concentrés autour de la demi-droite d'expansion équilibrée. La seconde tôle a rompu, ce qui a modifié les conditions de déformation dans la partie centrale. On observe alors une série de points en expansion, à mi-chemin entre la traction plane et l'expansion équilibrée.

Tous les points représentés sur le diagramme de formage (Figure XII-10) correspondent à des conditions sûres (sans striction ni rupture). La limite de formage est donc supérieure au plus haut point représenté : $(\varepsilon_1, \varepsilon_2) = (0.15, 0.33)$. On ne connaît malheureusement pas la CLF statique de cet acier.

Résultats en formage contre une matrice

Dans la Figure XII-11 sont présentées les mesures de déformation dans les matrices coniques et en « vé ». Aucune des pièces formées dans les cônes n'a montré de rupture. Ce sont les points proches des conditions d'expansion équilibrée. Comme attendu, les pièces déformées dans les vé présentent un grand nombre de points en traction plane (sur les grands côtés), mais également en expansion (sur les petits côtés). Les phénomènes de rupture sont observés majoritairement à quelques millimètres de l'arête supérieure du vé.

La courbe limite de formage représentée sur la Figure XII-11 indique approximativement la frontière entre les points sûrs et les points à striction localisée. Le point le plus bas, en traction plane, se situe en $(\varepsilon_1, \varepsilon_2) = (0, 0.33)$. Le gain par rapport aux conditions de formage libre ne semble pas très important dans ce cas.

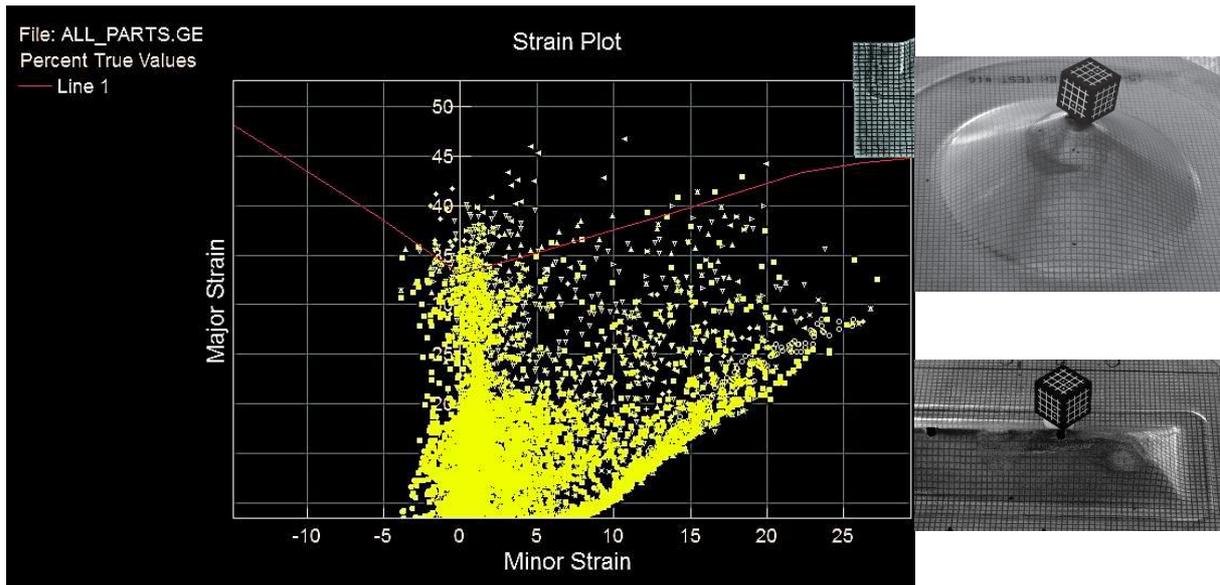


Figure XII-11 : Mesures de déformation pour le formage électrohydraulique contre des matrices coniques et en « vé ».

Les vitesses mesurées étant très élevées (supérieures à 200 m/s dans les vés), il est très probable qu'il y ait eu un rebond au niveau de l'arête (au sommet). Or l'analyse *post mortem* ne permet pas de déterminer si la rupture a survécu dans la première phase de déformation, ou au moment d'un éventuel rebond, induisant des flexions alternées dans la partie supérieure. La mise au point de modèles numériques pourra améliorer la compréhension des phénomènes induits par le formage électrohydraulique dans des vés, et aider, le cas échéant, la détermination de conditions de formage plus pertinentes.

XII-4. Conclusions et perspectives

Ce chapitre d'introduction à la problématique des limites de formage dynamiques a permis de présenter en partie la complexité de l'étude d'un tel sujet. Des nombreux paramètres interviennent de façon couplée : les effets de la vitesse se manifestent aussi bien du point de vue du comportement mécanique (loi d'écroutissage et vitesse de déformation), de la sollicitation (effets inertiels, conditions d'impact), et de la courbure significative induite par la sollicitation dynamique, surtout en présence d'une matrice. Tous ces paramètres complexifient l'analyse, qui ne peut pas entrer dans le cadre strict des courbes limites de formage.

L'application au gonflage électrohydraulique de l'aluminium 6061-T4 a confirmé l'influence importante de l'interaction avec une matrice. Les niveaux de déformation obtenus sont considérablement plus élevés, et sont probablement favorisés par la forte courbure et les contraintes compressives apparaissant au cours du mode de déformation « en déroulé » contre la matrice.

L'effet de la matrice n'a pas aussi net avec le dispositif utilisé pour l'acier galvanisé, probablement en raison de vitesses trop élevées ayant mené à un rebond (voire, plusieurs rebonds successifs).

Ces travaux préliminaires sont encourageants, et les résultats pourront être significativement améliorés en approfondissant la conception des matrices à l'aide de la simulation numérique.

Références bibliographiques

- Ahn, K., Huh, H. & Park, L. (2012), Comparison of dynamic hardening equations for metallic materials with the variation of crystalline structures, *in* '5th International Conference on High Speed Forming'.
- Armstrong, R. & Walley, S. (2008), 'High strain rate properties of metals and alloys', *International Materials Reviews* **53**, pp. 105–128.
- Asay, J. & Kerley, G. (1987), 'The response of materials to dynamic loading', *International Journal of Impact Engineering* **5**, pp. 69–99. Hypervelocity Impact Proceedings of the 1986 Symposium.
- ASTM (2009), 'E8/E8M-09 - standard test methods for tension testing of metallic materials'.
- Avrillaud, G. & Frescaline, L. (2001), 'Dispositif et procédé pour générer des variations contrôlées intenses et brèves de pression magnétique au sein d'un échantillon de matériau solide'. WO Patent App. PCT/FR2000/001,805.
- Avrillaud, G., Mazars, G., Fuzeau, J. & Cuq-Lelandais, J. (2013), Spring back reduction in high velocity impact forming processes, *in* '2nd International Conference Industrialized Magnetic Pulse Welding & Forming, SLV Munich, 24-25 January 2013'.
- Balanethiram, V. S. (1996), Hyperelasticity: enhanced formability of sheet metals at high workpiece velocity, PhD thesis, Ohio State University.
- Banabic, D., Lazarescu, L., Paraianu, L., Ciobanu, I., Nicodim, I. & Comsa, D. (2013), 'Development of a new procedure for the experimental determination of the forming limit curves', *CIRP Annals-Manufacturing Technology* **62**(1), pp. 255–258.
- Barker, L. M. & Hollenbach, R. E. (1972), 'Laser interferometer for measuring high velocities of any reflecting surface', *Journal of Applied Physics* **43**(11), pp. 4669–4675.
- Bavay, M. (2002), Compression de flux magnétique dans le régime sub-microseconde pour l'obtention de hautes pressions et de rayonnement X intense, PhD thesis, Paris 11, Orsay.
- Beerwald, H. (2001), 'Multiply wound coil for generating strong magnetic field pulses, has reinforcement provided by non-conducting high tensile strength fiber'.
- Bonte, M. (2007), Optimisation strategies for metal forming processes, PhD thesis, Universiteit Twente.
- Bouabdallah, K. (2006), Portevin-Lechatelier effect in Al-Mg alloys: advantages of image analysis technics, Thèse, Université de Savoie.
- Brechet, Y. & Estrin, Y. (1995), 'On the influence of precipitation on the Portevin-Le Chatelier effect', *Acta Metallurgica et Materialia* **43**(3), pp. 955–963.
- Col, A. & Colombie, M. (2010), *L'emboutissage des aciers*, Dunod.
- Conrad, H. (1958), 'An investigation of the rate controlling mechanism for plastic flow of copper crystals at 90° and 170°K', *Acta Metallurgica* **6**(5), pp. 339–350.
- Conrad, H. (1970), 'The athermal component of the flow stress in crystalline solids', *Materials Science and Engineering* **6**(4), pp. 265–273.
- Conrad, H. (2002), 'Thermally activated plastic flow of metals and ceramics with an electric field or current', *Materials Science and Engineering: A* **322**, pp. 100–107.
- Constellium (2011), 'Technical alloy data sheet - EN AW-1050A - Al99.5'.

- Crimp, M., Smith, B. & Mikkola, D. (1987), 'Substructure development in shock-loaded Cu-8.7 Ge and copper: the role of temperature, grain size and stacking fault energy', *Materials Science and Engineering* **96**, pp. 27–40.
- Cuq-Lelandais, J. (2014), Modèle analytique direct de diffusion électromagnétique 1D. Document interne iCube Research.
- Daehn, G. S. (2002), 'High velocity sheet metal forming: state of the art and prognosis for advanced commercialization', *Department of Materials Science and Engineering, the Ohio State University*.
- Daly, D., Duroux, P., Rachik, M., Roelandt, J. & Wilsius, J. (2007), 'Modelling of the post-localization behaviour in tube hydroforming of low carbon steels', *Journal of Materials Processing Technology* **182**, pp. 248–256.
- Davison, L. & Graham, R. (1979), 'Shock compression of solids', *Physics Reports* **55**(4), pp. 255–379.
- Dehra, M. (2006), High velocity formability and factors affecting it, PhD thesis, Ohio State University.
- Deroy, J. (2014), Modélisation et méthodologie de caractérisation d'une décharge électrique impulsionnelle dans l'eau, PhD thesis, Ecole polytechnique.
- Deroy, J. (2015), Etude expérimentale de la mesure de courant dérivé par double Rogowski, Technical report, iCube Research.
- Deroy, J., Claverie, A., Avrillaud, G., Boustie, M., Mazanchenko, E., Assous, D. & Chuvatin, A. (2014), 'Optical diagnostics for high power pulsed underwater electrical discharge characterization', *Journal of Physics: Conference Series* **500**.
- Duffner, M. & Mintz, A. (1976), 'Magnetic forming process for joining electrical connectors and cables'. US Patent 3,992,773.
- Fenton, G. K. & Daehn, G. S. (1998), 'Modeling of electromagnetically formed sheet metal', *Journal of Materials Processing Technology* **75**, pp. 6–16.
- Follansbee, P. & Kocks, U. (1988), 'A constitutive description of the deformation of copper based on the use of the mechanical threshold stress as an internal state variable', *Acta Metallurgica* **36**(1), pp. 81–93.
- Follansbee, P. & Weertman, J. (1982), 'On the question of flow stress at high strain rates controlled by dislocation viscous flow', *Mechanics of Materials* **1**(4), pp. 345–350.
- Gama, B. A., Lopatnikov, S. L. & Gillespie, J. W. (2004), 'Hopkinson bar experimental technique: a critical review', *Applied Mechanics Reviews* **57**(4), pp. 223–250.
- GaryWang, G. & Shan, S. (2007), 'Review of metamodeling techniques in support of engineering design optimization', *Journal of Mechanical Design* **129**, pp. 370–380.
- Gavrus, A. (1996), Identification automatique des paramètres rhéologiques par analyse inverse, PhD thesis, Ecole nationale supérieure des mines de Paris.
- Golovashchenko, S. (2006), 'Apparatus for electromagnetic forming with durability and efficiency enhancements'.
- Golovashchenko, S. (2013), Electrohydraulic forming of near-net shape automotive panels, Technical Report DOE Award Number: DE-FG36-08GO18128, Ford Motor Company, MD3135, 2101 Village Rd., Dearborn, MI 48121.
- Golovashchenko, S. F., Gillard, A. J. & Mamutov, A. V. (2013), 'Formability of dual phase steels in electrohydraulic forming', *Journal of Materials Processing Technology* **213**(7), pp. 1191–1212.
- Golovashchenko, S. & Mamutov, V. (2004), Stress-strain curves of sheet material in high-rate forming processes, in '1st International Conference on High Speed Forming', pp. 23–32.

- Goupy, J. (2006), 'Les plans d'expériences', *Revue MODULAD* **34**, pp. 74–116.
- Gourdin, W. (1989), 'Analysis and assessment of electromagnetic ring expansion as a high-strain-rate test', *Journal of Applied Physics* **65(2)**, pp. 411–422.
- Gourdin, W. & Lassila, D. (1991), 'Flow stress of ofe copper at strain rates from 10^3 to 10^4 s⁻¹: Grain-size effects and comparison to the mechanical threshold stress model', *Acta Metallurgica et Materialia* **39(10)**, pp. 2337–2348.
- Grady, D. & Benson, D. (1983), 'Fragmentation of metal rings by electromagnetic loading', *Experimental Mechanics*, pp. 393–400.
- Hadianfard, M., Smerd, R., Winkler, S. & Worswick, M. (2008), 'Effects of strain rate on mechanical properties and failure mechanism of structural Al-Mg alloys', *Materials Science and Engineering: A* **492**, pp. 283–292.
- Harvey, G. & Brower, D. (1961), 'Metal forming device and method'. US Patent 2,976,907.
- Henchi, I., L'Eplattenier, P., Daehn, G., Zhang, Y., Vivek, A. & Sander, N. (2008), Material constitutive parameter identification using an electromagnetic ring expansion experiment coupled with LS-Dyna and LS-Opt, in 'Proceedings of the 10th International LS-DYNA Users' Conference'.
- Higashi, K., Mukai, T., Kaizu, K., Tsuchida, S. & Tanimura, S. (1991), 'Strain rate dependance on mechanical properties in some commercial aluminium alloys', *Journal de Physique IV Colloque C3*, suppl. au Journal de Physique III, Vol.1, octobre 1991, pp. 341–346.
- Imbert, J. M., Winkler, S. L., Worswick, M. J., Oliveira, D. A. & Golovashchenko, S. (2005), 'The effect of tool-sheet interaction on damage evolution in electromagnetic forming of aluminum alloy sheet', *Journal of Engineering Materials and Technology* **127(1)**, pp. 145–153.
- Jeanson, A.C. (2012), Procédé de magnétoformage : Modèles de comportement dynamique pour les métaux (mémoire bibliographique), Technical report, MINES ParisTech.
- Jeanson, A. C., Taber, G., Daehn, G. S., Avriilaud, G. & Mazars, G. (2014), Ring expansion from OSU - Johnson-Cook's parameters identification, Technical report, iCube Research.
- Jeunechamps, P. (2008), Simulation numérique, à l'aide d'algorithmes thermomécaniques implicites, de matériaux endommageables pouvant subir de grandes vitesses de déformation. Application aux structures aéronautiques soumises à impact, PhD thesis, Université de Liège.
- Jimbert, P., Eguia, I., Perez, I., Gutierrez, M. & Hurtado, I. (2011), 'Analysis and comparative study of factors affecting quality in the hemming of 6016t4aa performed by means of electromagnetic forming and process characterization', *Journal of Materials Processing Technology* **211(5)**, pp. 916–924. Special Issue: Impulse Forming.
- Johnson, G. & Cook, W. (1983), A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, in 'Proceedings of the Seventh international symposium on ballistics, Hague, Netherlands', pp. 541–547.
- Johnson, J. (2013), Developing the axisymmetric expanding ring: a high strain-rate materials characterization test (DRAFT), PhD thesis, Ohio State University.
- Johnson, J. R., Taber, G., Vivek, A., Zhang, Y., Golowin, S., Banik, K., Fenton, G. K. & Daehn, G. S. (2009), 'Coupling experiment and simulation in electromagnetic forming using photon doppler velocimetry', *Steel Research International* **80(5)**, 359–365.
- Joyce, P. J., Brown, L. P., Landen, D. & Satapathy, S. (2011), Measurement of high-strain-rate strength of a metal-matrix composite conductor, in T. Proulx, ed., 'Dynamic Behavior of Materials, Volume 1', Vol. 1 of *Conference Proceedings of the Society for Experimental Mechanics Series*, Springer New York, pp. 269–276.

- Kapitza, P. L. (1924), 'A method of producing strong magnetic fields', *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical and Physical Character* **105**(734), pp. 691–710.
- Kern, M. (2002), *Problemes inverses (support de cours)*, Ecole superieure d'ingenieurs Leonard de Vinci/INRIA, Rocquencourt, BP 105, 78153 Le Chesnay.
- Khan, A. S. & Huang, S. (1992), 'Experimental and theoretical study of mechanical behavior of 1100 aluminum in the strain rate range 10^{-5} to 10^4 s $^{-1}$ ', *International Journal of Plasticity* **8**(4), pp. 397–424.
- Klepaczko, J. (1975), 'Thermally activated flow and strain rate history effects for some polycrystalline F.C.C. metals', *Materials Science and Engineering* **18**(1), pp. 121–135.
- Klepaczko, J. (1985), 'Modélisation des lois de comportement basée sur l'évolution de la microstructure dans un large domaines de vitesses de déformation', *Journal de Physique Colloque C5*, supplément au n°8, Tome 46, pp. 57–66.
- Klepaczko, J. & Chiem, C. (1986), 'On rate sensitivity of FCC metals, instantaneous rate sensitivity and rate sensitivity of strain hardening', *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* **34-1**, pp. 29–54.
- Knoepfel, H. E. (2008), *Magnetic fields: a comprehensive theoretical treatise for practical use*, John Wiley & Sons.
- Kolsky, H. (1949), 'An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading', *Proceedings of the Physical Society. Section B* **62**(11), p. 676.
- Kubin, L. & Estrin, Y. (1990), 'Evolution of dislocation densities and the critical conditions for the Portevin-Le Chatelier effect', *Acta Metallurgica et Materialia* **38**(5), pp. 697–708.
- Kumar, A., Hauser, F. & Dorn, J. (1968), 'Viscous drag on dislocations in aluminum at high strain rates', *Acta Metallurgica* **16**(9), pp. 1189–1197.
- Landen, D., Satapathy, S. & Surls, D. (2007), 'Measurement of high-strain-rate adiabatic strength of conductors', *Magnetics, IEEE Transactions on* **43**(1), pp. 349–354.
- Lefrancois, A., Chanal, P.-Y., Le Blanc, G., Petit, J., Avrillaud, G. & Delchambre, M. (2011), 'High-velocity flyer-plate developments on two high-pulsed-power generators based on a strip-line design (GEPI and CEPAGE)', *IEEE Transactions on Plasma Science* **39**(1, Part 1, SI), pp. 288–293. 15th International Symposium on Electromagnetic Launch (EML) Technology, Royal Military Acad (RMA), Brussels, BELGIUM, MAY 17-20, 2010.
- L'Eplattenier, P., Cook, G., Ashcraft, C., Burger, M., Shapiro, A., Daehn, G. & Dehra, M. S. (2007), Introduction of an electromagnetism module in ls-dyna for coupled mechanical-thermal-electromagnetic simulations, in 'Proceedings of the 10th International LS-DYNA Users' Conference'.
- Lindholm, U. & Yeakley, L. (1968), 'High strain-rate testing: Tension and compression', *Experimental Mechanics* **8**(1), pp. 1–9.
- LMAC (2007), *MT09 - Analyse numérique élémentaire (support de cours)*, Laboratoire de Mathématiques Appliquées de Compiègne/ Université de Technologie de Compiègne.
- LS-DYNA (2012), *EM Theory Manual - Electromagnetism and linear algebra in LS-DYNA*, LSTC.
- LS-DYNA (2014), *LS-DYNA Theory Manual (r:5679)*, Livermore Software Technology Corporation.
- LS-OPT, Stander, N., Roux, W., Basudhar, A., Eggleston, T., Goel, T. & Craig, K. (2013), *LS-OPT User's Manual - A design optimization and probabilistic analysis tool for the engineering analyst - Version 5.0*, Livermore Software Technology Corporation.
- Martinez-Palmeth, L., Martinez-Donaire, A., Centeno, G., Garcia-Lomas, F. & Vallellano, C. (2013), 'Formability of automotive h240la steel sheets in stretch-bending processes', *Procedia Engineering* **63**, pp. 669–677. The Manufacturing Engineering Society International Conference, {MESIC} 2013.

- Matsuura, K., Nishiyama, T. & Koda, S. (1969), 'Portevin-Le Chatelier effect in aluminium-magnesium alloys', *Transactions of the Japan Institute of Metals* **10**(6), pp. 429–436.
- Molinari, A. & Ravichandran, G. (2005), 'Constitutive modeling of high-strain-rate deformation in metals based on the evolution of an effective microstructural length', *Mechanics of Materials* **37**, pp. 737–752.
- Morozov, M., Tian, G. Y. & Withers, P. J. (2010), 'Noncontact evaluation of the dependency of electrical conductivity on stress for various al alloys as a function of plastic deformation and annealing', *Journal of Applied Physics* **108**(2).
- Murr, L., Meyer, M., Niou, C., Chen, Y., Pappu, S. & Kennedy, C. (1997), 'Shock-induced deformation twinning in tantalum', *Acta Materialia* **45**(1), pp. 157–175.
- Niordson, F. (1965), 'A unit for testing materials at high strain rates', *Experimental Mechanics* **5**(1), pp. 29–32.
- Oosterkamp, L. D., Ivankovic, A. & Venizelos, G. (2000), 'High strain rate properties of selected aluminium alloys', *Materials Science and Engineering: A* **278**(1-2), pp. 225–235.
- Padmanabhan, M. (1997), Wrinkling and springback in electromagnetic sheet metal forming and electromagnetic ring compression, PhD thesis, Ohio State University.
- Park, Y.-B., Kim, H.-Y. & Oh, S.-I. (2005), 'Design of axial/torque joint made by electromagnetic forming', *Thin-Walled Structures* **43**(5), pp. 826–844.
- Petit, J. & Dequiedt, J. (2006), 'Constitutive relations for copper under shock wave loading: Twinning activation', *Mechanics of Materials* **38**(3), pp. 173–185.
- Pineau, A., Francois, D. & Zaoui, A. (1995), *Comportement mécanique des matériaux*, Hermes, Paris.
- Preston, D., Tonks, D. & Wallace, D. (2003), 'Model of plastic deformation for extreme loading conditions', *Journal of Applied Physics* **93**(1), pp. 211–220.
- Psyk, V., Risch, D., Kinsey, B., Tekkaya, A. & Kleiner, M. (2011), 'Electromagnetic forming - a review', *Journal of Materials Processing Technology* **211**, pp. 787–829.
- Ray, W., Hewson, C. & Metcalfe, J. (2005), High frequency effects in current measurement using Rogowski coils, in 'EPE Dresden'.
- Regazzoni, G., Kocks, U. & Follansbee, P. (1987), 'Dislocation kinetics at high strain rates', *Acta Metallurgica* **35**(12), pp. 2865–2875.
- Rohatgi, A., Stephens, E. V., Davies, R. W., Smith, M. T., Soulami, A. & Ahzi, S. (2012), 'Electro-hydraulic forming of sheet metals: Free-forming vs. conical-die forming', *Journal of Materials Processing Technology* **212**(5), pp. 1070–1079.
- Rohatgi, A., Soulami, A., Stephens, E. V., Davies, R. W. & Smith, M. T. (2014), 'An investigation of enhanced formability in aa5182-o al during high-rate free-forming at room-temperature: Quantification of deformation history', *Journal of Materials Processing Technology* **214**(3), pp. 722–732.
- Roux, E. (2011), Stratégies d'optimisation des procédés et d'identification des comportements mécaniques des matériaux, PhD thesis, MINES ParisTech.
- Rusinek, A. & Rodriguez-Martinez, J. (2009), 'Thermo-viscoplastic constitutive relation for aluminium alloys, modeling of negative strain rate sensitivity and viscous drag effects', *Materials and Design* **30**(10), pp. 4377–4390.
- Rusinek, A., Zaera, R., Klepaczko, J. & Cheriguene, R. (2005), 'Analysis of inertia and scale effects on dynamic nick formation during tension of sheet steel', *Acta Materialia* **53**, pp. 5387–5400.

- Seeger, A. (1957), The mechanism of glide and work hardening in face-centered cubic and hexagonal close-packed metals, in *Dislocations and mechanical properties of crystals*, New York John Wiley & Sons, Inc., pp. 243–328.
- Shang, J., Hatkevich, S. & Wilkerson, L. (2012), Experimental study and numerical simulation of electromagnetic tube expansion, in '5th International Conference on High Speed Forming'.
- Shi, M. & Gerdeen, J. (1991), 'Effect of strain gradient and curvature on forming limit diagrams for anisotropic sheets', *Journal of Materials Shaping Technology* **9**(4), pp. 253–268.
- Song, F., Zhang, X., Wang, Z. & Yu, L. (2004), 'A study of tube electromagnetic forming', *Journal of Materials Processing Technology* **151**, pp. 372–375. Special Volume dedicated to Professor Z.R. Wang on the occasion of his 70th Birthday.
- Spranghers, K., Lecompte, D., Sol, H. & Vantomme, J. (2011), Deformation measurements and simulations of blast loaded plates, in T. Proulx, ed., 'Dynamic Behavior of Materials - Proceedings of the 2011 Annual Conference on Experimental and Applied Mechanics', Vol. 1, Springer.
- Spranghers, K., Vasilakos, I., Lecompte, D., Sol, H. & Vantomme, J. (2013), 'Numerical simulation and experimental validation of the dynamic response of aluminum plates under free air explosions', *International Journal of Impact Engineering* **54**, pp. 83–95.
- Sprecher, A., Mannan, S. & Conrad, H. (1986), 'Overview n°49: On the mechanisms for the electroplastic effect in metals', *Acta Metallurgica* **34**(7), pp. 1145–1162.
- Steinberg, D., Cochran, S. & Guinan, M. (1980), 'A constitutive model for metals applicable at high strain rate', *Journal of Applied Physics* **51**(3), pp. 1498–1504.
- Steinberg, D. & Lund, C. (1989), 'A constitutive model for strain rates from 10^{-4} to 10^6 s⁻¹', *Journal of Applied Physics* **65**(4), pp. 1528–1533.
- Stoughton, T. B. (2000), 'A general forming limit criterion for sheet metal forming', *International Journal of Mechanical Sciences* **42**(1), pp. 1–27.
- Strand, O. T., Berzins, L. V., Goosman, D. R., Kuhlow, W. W., Sargis, P. D. & Whitworth, T. L. (2005), Velocimetry using heterodyne techniques, in '26th International Congress on High-Speed Photography and Photonics', International Society for Optics and Photonics, pp. 593–599.
- Taber, G. A., Vivek, A., Coffey, J. & Daehn, G. S. (2015), 'Openable electromagnetic actuator as a non-contact, agile tool for crimping operations', *Manufacturing Letters* **5**, pp. 21–24.
- Tanner, A. B., McGinty, R. D. & McDowell, D. L. (1999), 'Modeling temperature and strain rate history effects in OFHC Cu', *International Journal of Plasticity* **15**(6), pp. 575–603.
- Tasker, D. G., Goforth, J. H. & Oona, H. (2010), 'Design improvements to high-explosive pulsed-power isentropic-compression experiments', *IEEE Transactions on Plasma Science* **38**(8, Part 1), pp. 1828–1834.
- Thomas, J., Seth, M., Daehn, G., Bradley, J. & Triantafyllidis, N. (2007), 'Forming limits for electromagnetically expanded aluminum alloy tubes: Theory and experiment', *Acta Materialia* **55**(8), pp. 2863–2873.
- Thomas, J. & Triantafyllidis, N. (2009), 'On electromagnetic forming processes in finitely strained solids: Theory and examples', *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* **57**(8), pp. 1391–1416.
- Troitskii, O. (1977), 'Effect of the electron state of a metal on its mechanical properties and the phenomenon of electroplasticity', *Strength of Materials* **9**(1), pp. 35–45.
- Unger, J., Stiemer, M., Brosius, A., Svendsen, B., Blum, H. & Kleiner, M. (2008), 'Inverse error propagation and model identification for coupled dynamic problems with application to electromagnetic metal forming', *International Journal of Solids and Structures* **45**(2), pp. 442–459.

- Ustunygiz, E. (2015), Material characterization at high strain rates using electromagnetic tube expansion test, Master's thesis, Technische Universität Dortmund.
- van den Beukel, A. (1975), 'Theory of the effect of dynamic strain aging on mechanical properties', *Physica Status Solidi (a)* **30**(1), pp. 197–206.
- von Karman, T. & Duwez, P. (1950), 'The propagation of plastic deformation in solids', *Journal of Applied Physics* **21**(10), pp. 987–994.
- Walley, S. (2014), A history of Hopkinson bars in Europe, in 'Hopkinson Centenary Conference Cambridge, September 9-11, 2014'.
- Wang, G., Zhao, J., Zhang, H., Sun, C., Tan, F., Wang, G., Mo, J., Cai, J. & Wu, G. (2012), 'Advances in quasi-isentropic compression experiments at institute of fluid physics of caep', *European Physical Journal - Special Topics* **206**(1), pp. 163–172.
- Warnes, R., Karpp, R. & Follansbee, P. (1985), 'The freely expanding ring test - a test to determine material strength at high strain rates', *Le Journal de Physique Colloques* **46**(C5), p. 583.
- Wilson, F. (1964), *High velocity forming of metals*, American Society of Tool and Manufacturing Engineers.
- Woodward, R., Burman, N. & Baxter, B. (1994), 'An experimental and analytical study of the Taylor impact test', *International Journal of Impact Engineering* **15**(4), pp. 407–416.
- Wu, X., Wang, X., Wei, Y., Song, H. & Huang, C. (2014), 'An experimental method to measure dynamic stress-strain relationship of materials at high strain rates', *International Journal of Impact Engineering* **69**, pp. 149–156.
- Yutkin, L. (1986), 'The electrohydraulic effect and its application in industry Электрогидравлический эффект и его применение в промышленности', *Mashinostroenie, Leningrad.* (en russe).
- Zaitov, O. & Kolchuzhin, V. A. (2014), 'Bitter coil design methodology for electromagnetic pulse metal processing techniques', *Journal of Manufacturing Processes* **16**(4), pp. 551–562.
- Zerilli, F. & Armstrong, R. (1987), 'Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations', *Journal of Applied Physics* **61** (5), pp. 1816–1825.
- Zerilli, F. & Armstrong, R. (1992), 'The effect of dislocation drag on the stress-strain behavior of F.C.C. metals', *Acta Metallurgica et Materialia* **40** (8), pp. 1803–1808.
- Zerilli, F. J. & Armstrong, R. W. (1997), 'Dislocation mechanics based analysis of material dynamics behavior : Enhanced ductility, deformation twinning, shock deformation, shear instability, dynamic recovery', *Journal de Physique IV* **07**(C3), pp. 637–642.
- Zittel, G. (2010), A historical review of high speed metal forming, in '4th International Conference on High Speed Forming'.

Annexes

SOMMAIRE

Annexe A. Modélisation du comportement des métaux – Quelques compléments.....	201
A.1. Microstructure des métaux.....	201
A.2. Décomposition de la contrainte d'écoulement pour l'analyse de l'activation thermique	202
A.3. D'autres modèles phénoménologiques	204
A.4. Variantes du modèle de Johnson-Cook	205
A.5. Modèles de Zerilli-Armstrong	206
Références bibliographiques pour l'annexe A	207
Annexe B. Méthodes d'optimisation.....	209
B.1. Algorithmes d'optimisation globale	209
B.2. Algorithmes d'optimisation locale	210
B.3. Analyse de sensibilité locale.....	212
B.4. Quelques familles de métamodèles.....	214
Références bibliographiques pour l'Annexe B	214
Annexe C. Etude des procédés électromagnétiques.....	217
C.1. Electromagnétisme : Modélisation analytique et épaisseurs de peau	217
C.2. Calibration des mesures de courant	219
C.3. Modélisation électromagnétique et analyse énergétique de l'essai d'expansion de tube	221
Références bibliographiques pour l'Annexe C	223
Annexe D. Mécanique de l'essai de ligne plate.....	225
D.1. Analyse mécanique simplifiée de l'essai de ligne plate	225
D.2. Les différentes phases de l'essai de ligne plate	227
D.3. Effets de propagation d'ondes.....	229
D.4. Tenseurs de contrainte et de déformation.....	230
D.5. Synthèse.....	232
Références bibliographiques pour l'Annexe D	235
Annexe E. Convergence numérique	237
E.1. Etude de convergence du modèle axisymétrique d'expansion de tube	237
E.2. Etude de convergence du modèle 3D	244
Références bibliographiques pour l'Annexe E	245

Annexe A. Modélisation du comportement des métaux – Quelques compléments

A.1. Microstructure des métaux

Liaison métallique

Les métaux sont caractérisés par leur mode de liaison atomique : la liaison métallique (cf. Figure A-1). Celle-ci est basée sur la mise en commun des électrons de valence. Ainsi, la liaison n'est pas localisée entre deux atomes ou entre deux ions, mais répartie sur l'ensemble du réseau, et ne possède pas de direction privilégiée. Notons que l'existence de ce nuage d'électrons « libres » (parce que non liés à un atome en particulier) explique la bonne conductivité électrique de ces matériaux.

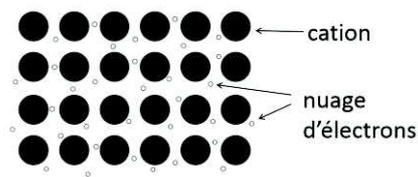
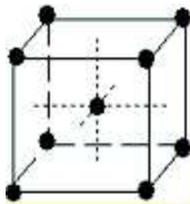


Figure A-1 : La liaison métallique

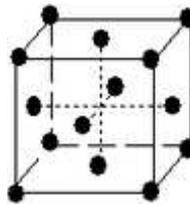
Structure cristalline

Les métaux sont en général des solides cristallins, c'est-à-dire que les atomes sont organisés selon un arrangement régulier et périodique. Parmi les quatorze structures cristallines définies par les réseaux de Bravais, trois sont rencontrées couramment chez les métaux (cf. Figure A-2) :

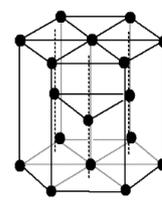
- cubique centrée (ex : fer α , tantale)
- cubique à faces centrées (ex : aluminium, cuivre, plomb)
- hexagonale compacte (ex : titane, magnésium)



C.C.



C.F.C.



H.C.

Figure A-2 : Structures cristallines : maille élémentaire de la structure cubique centrée (C.C.), de la structure cubique à faces centrées (C.F.C.), empilement hexagonal compact (H.C.)

Les propriétés mécaniques, thermiques et magnétiques sont étroitement liées à la structure cristalline. Les différents plans atomiques – désignés par les indices de Miller – ne possèdent pas les mêmes caractéristiques, notamment la densité surfacique de nœuds, la distance réticulaire (distance entre deux plans successifs). Il en résulte qu'un monocristal est nécessairement anisotrope : ses propriétés varient suivant son orientation par rapport à une sollicitation.

Polycristaux et défauts cristallins

Les métaux sont très généralement polycristallins : ils sont constitués d'un grand nombre d'unités monocristallines – les grains – dont la taille, la morphologie et l'orientation résultent des conditions d'élaboration. En outre, chaque grain est le siège de très nombreux défauts (cf. Figure A-3) :

- Ponctuels : lacunes ou atomes interstitiels (manque ou excès d'un atome sur le réseau), atomes en substitution ou en insertion (présence d'atomes d'espèce étrangère).

- Linéiques : ce sont les défauts d'empilement, ou « dislocations ». Elles sont classifiées suivant les types « coin » ou « vis » suivant que le déplacement du défaut se fait perpendiculairement ou parallèlement à la ligne de dislocation.
- Surfaiques : la frontière entre deux grains est nommée « joint de grain », et constitue une forte discontinuité du réseau. Aux joints de grain se trouve également une plus forte concentration d'éléments d'addition, rejetés par la phase solide au cours de la croissance des grains.
- Volumiques : précipités, inclusions.

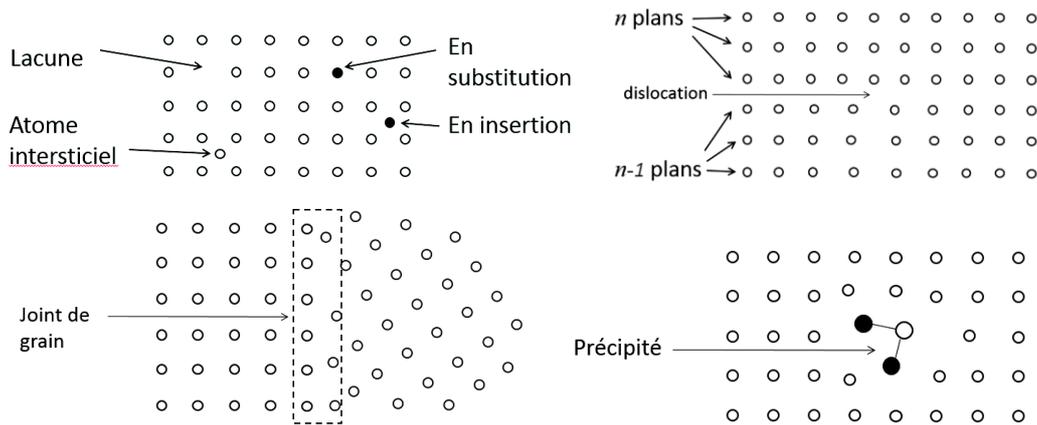


Figure A-3 : Exemples de défauts dans l'arrangement cristallin

Ces défauts sont très fortement corrélés aux propriétés plastiques des métaux. L'élaboration des alliages repose sur la maîtrise de la concentration des éléments d'addition, ainsi que des conditions de solidification et des différents traitements thermiques. C'est ainsi que peuvent être obtenues les propriétés mécaniques et physiques désirées.

A.2. Décomposition de la contrainte d'écoulement pour l'analyse de l'activation thermique

La composante athermique de la contrainte

La composante athermique de la contrainte est liée au franchissement des obstacles de longue portée. Ils sont principalement :

- les joints de grain : Plus les grains sont petits, plus les joints de grains sont nombreux et plus la distance caractéristique à ces obstacles est petite. L'expression de la contrainte est donnée par la relation de Hall-Petch (éq. A-1) (Hall 1951).

$$\tau_{ath}(d) = \frac{k}{\sqrt{d}} \quad (\text{éq. A-1})$$

où :

- o d est le diamètre de grain moyen ;
- o k est l'intensité de contrainte microstructurale, c'est un paramètre matériau.
- les précipités : leur contribution est souvent prise en compte sous la forme d'une constante : τ_0 .

- les autres dislocations situées en champ lointain : Pour une répartition relativement homogène des dislocations, le comportement dépend globalement de la densité de dislocations totale, selon la relation (éq. A-2) proposée par (Taylor 1934) :

$$\tau_{ath}(\rho) = \alpha \cdot \mu \cdot b \cdot \sqrt{\rho} \quad (\text{éq. A-2})$$

où :

- o α est un coefficient d'interaction des dislocations avec les systèmes de glissement, c'est un paramètre matériau ;
- o μ est le module de cisaillement du matériau ;
- o b est le module du vecteur de Burgers (caractéristique d'une dislocation : direction et amplitude du défaut d'alignement) ;
- o ρ est la densité de dislocations.

Dans un régime de glissement, le comportement plastique dépend donc en partie de la densité initiale de dislocations. Celle-ci évolue au fur et à mesure de la déformation, notamment grâce à des mécanismes de création de dislocations (par exemple, les sources de Frank-Read). La multiplication et l'empilement des dislocations sur les obstacles est une des causes du phénomène d'écroutissage, c'est-à-dire l'augmentation de la contrainte d'écoulement au fur et à mesure de la déformation plastique.

L'énergie d'activation

A la base des modèles basés sur l'activation thermique, on trouve une expression de l'énergie d'activation (éq. A-3), qui relie la contrainte, la température et la vitesse de déformation (Conrad & Wiedersich 1960).

$$\dot{\varepsilon} = A \cdot \exp\left(\frac{-G(\sigma_*)}{k \cdot T}\right) \quad (\text{éq. A-3})$$

où :

- $\dot{\varepsilon}$ est la vitesse de déformation ;
- A est une constante représentant le taux de franchissement de l'obstacle multiplié par la déformation produite par ce franchissement ;
- $G(\sigma_*)$ est l'énergie d'activation pour le franchissement de l'obstacle considéré ;
- σ_* est la composante thermiquement activée de la contrainte ;
- T est la température ;
- k est la constante de Boltzmann.

Le choix de l'expression de l'énergie d'activation est une étape déterminante dans la construction du modèle, puisqu'elle est intimement liée au type de mécanisme que l'on cherche à traduire. La construction et la justification d'une telle expression sont détaillées par exemple dans les travaux de (Seeger 1957) ou de (Gibbs 1969). Sur le principe, il s'agit d'exprimer la variation d'énergie comme étant un travail exercé par le champ de contraintes local pour franchir le volume relatif à l'obstacle considéré (éq. A-4) :

$$G(\sigma_*) = G_0 - \int_0^{\sigma_*} V^* \cdot d\sigma_* \quad (\text{éq. A-4})$$

où :

- σ_* est la contrainte locale, thermiquement activée ;
- V^* est appelé volume d'activation.

Dans l'absolu, les mécanismes athermiques sont eux aussi associés à une énergie d'activation, mais celle-ci est tellement élevée qu'elle n'est jamais atteinte : ceci explique l'indépendance de ces mécanismes à la température et à la vitesse de déformation.

A.3. D'autres modèles phénoménologiques

Présentation générale

On présente ici quelques exemples de modèles phénoménologiques simples, parmi les formulations les plus communes. Bien entendu, de nombreuses autres expressions ont été proposées, et d'autres encore peuvent être imaginées.

La plupart sont de type multiplicatif, c'est-à-dire que la contrainte d'écoulement est exprimée de la façon suivante :

$$\bar{\sigma} = f(\bar{\varepsilon}_{pl}) \cdot g(\dot{\varepsilon}_{pl}) \cdot h(T) \quad (\text{éq. A-5})$$

On rencontre différentes expressions pour la fonction décroissante $h(T)$. La forme linéaire (éq. A-6) est rarement satisfaisante. Une expression de type Arrhenius (éq. A-7) est plus adaptée, et souvent associée aux écrouissages en loi puissance.

$$h(T) = 1 - \beta \cdot \Delta T \quad (\text{éq. A-6})$$

$$h(T) = \exp(\beta/T) \quad (\text{éq. A-7})$$

Modèles en loi puissance

Historiquement, le développement de ces modèles a été amorcé par des études sur le fluage (Gary 2002). Ils peuvent prendre des formes variées, dont quelques-unes sont présentées dans le Tableau A-1.

	$f(\bar{\varepsilon}_{pl})$	$g(\dot{\varepsilon}_{pl})$
Perzyna	$k \cdot (\bar{\varepsilon}_{pl})^n$	$(\dot{\varepsilon}_{pl})^m$
Norton-Hoff	$\sigma_0 \cdot (\bar{\varepsilon}_0 + \bar{\varepsilon}_{pl})^n$	$(\dot{\varepsilon}_{pl})^m$
(Jeunechamps 2008)	$\sigma_0 \cdot \left(\frac{\bar{\varepsilon}_{pl}}{\bar{\varepsilon}_0}\right)^n$	$\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{pl}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)^m$
(Thomas et al. 2010), (Dehra 2006)	$\sigma_0 \cdot \left(1 + \frac{\bar{\varepsilon}_{pl}}{\bar{\varepsilon}_y}\right)^n$	$\left(1 + \frac{\dot{\varepsilon}_{pl}}{\dot{\varepsilon}_y}\right)^m$

Tableau A-1 : Quelques modèles en loi puissance

La formulation en loi puissance a cependant certaines limites : dans la fonction d'écrouissage, on ne pourra pas traduire un éventuel phénomène de saturation de la contrainte aux grandes déformations ; et à travers le paramètre m , il n'est pas possible de rendre compte de l'augmentation de la sensibilité à la vitesse de déformation parfois observée au-delà de 10^{3-5} s^{-1} . Des approches telles que celle de (Gavrus 1996), qui introduit une évolution du paramètre k en $k(\bar{\varepsilon}_{pl}, T)$ par exemple, permettent de donner plus de généralité au modèle. Cela induit nécessairement des paramètres supplémentaires.

Modèle de Cowper-Symonds

Ce modèle (Cowper & Symonds 1957) laisse le choix de la forme de la fonction d'écrouissage $f(\bar{\varepsilon}_{pl})$, qui peut être renseignée de façon analytique, ou linéaire par morceaux à partir d'un tableau de

valeurs. Ceci lui donne une flexibilité souvent appréciée. Le modèle a été généralisé par Alvez (Jeunechamps 2008) qui l'écrit sous une forme additive $\bar{\sigma} = f(\bar{\varepsilon}_{pl}) \cdot h(T) + g(\dot{\bar{\varepsilon}}_{pl})$ en introduisant un paramètre supplémentaire.

	$f(\bar{\varepsilon}_{pl})$	$g(\dot{\bar{\varepsilon}}_{pl})$	$h(T)$
(Cowper & Symonds 1957)	$f(\bar{\varepsilon}_{pl})$	$1 + \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}_{pl}}{C}\right)^{1/q}$	$h(T)$
Alvez	$\sigma_{stat}(\bar{\varepsilon}_{pl}, T) + \sigma_{ref} \cdot \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}_{pl}}{D}\right)^{1/p}$		

Tableau A-2 : Modèles de type Cowper-Symonds

A.4. Variantes du modèle de Johnson-Cook

Variantes conservant la forme multiplicative $\bar{\sigma} = f(\bar{\varepsilon}_{pl}) \cdot g(\dot{\bar{\varepsilon}}_{pl}) \cdot h(T)$

Un certain nombre de variantes ont été proposées, notamment pour pouvoir rendre compte de l'augmentation de la sensibilité à la vitesse de déformation pour les vitesses de déformation élevées, supérieures à 10^3 s^{-1} (Jeunechamps 2008). On peut citer par exemple les deux propositions suivantes qui reposent sur des modifications de la fonction $g(\dot{\bar{\varepsilon}}_{pl})$, et qui sont reportées dans le Tableau A-3 :

	$f(\bar{\varepsilon}_{pl})$	$g(\dot{\bar{\varepsilon}}_{pl})$	$h(T)$
(Johnson & Cook 1983)	$A + B \cdot (\bar{\varepsilon}_{pl})^n$	$1 + C \cdot \ln(\dot{\bar{\varepsilon}}^*)$	$1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0}\right)^m$
(Holmquist & Johnson 1991)	$A + B \cdot (\bar{\varepsilon}_{pl})^n$	$(\dot{\bar{\varepsilon}}^*)^c$	$1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0}\right)^m$
Kang-Huh	$A + B \cdot (\bar{\varepsilon}_{pl})^n$	$1 + C \cdot \ln(\dot{\bar{\varepsilon}}^*) + C_2 \cdot [\ln(\dot{\bar{\varepsilon}}^*)]^2$	$1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0}\right)^m$
Kang-Cho (Ahn et al. 2012)	$A + B \cdot (\bar{\varepsilon}_{pl})^n$	$1 + C \cdot [\ln(\dot{\bar{\varepsilon}}^*)]^p$	$1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0}\right)^m$
Rule-Jones	$A + B \cdot (\bar{\varepsilon}_{pl})^n$	$1 + C \cdot \ln(\dot{\bar{\varepsilon}}^*) + C_2 \cdot \left[\frac{1}{C_3 - \ln(\dot{\bar{\varepsilon}}^*)} - \frac{1}{C_3}\right]$ <i>borné par $g(\dot{\bar{\varepsilon}}_{pl}) \leq C_4$</i>	$1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0}\right)^m$

Tableau A-3 : Quelques modèles basés sur la formulation de Johnson-Cook

- (Holmquist & Johnson 1991) proposent de remplacer la fonction linéaire de $\ln(\dot{\bar{\varepsilon}}^*)$ par une fonction puissance. On se ramène alors à une formulation de type loi puissance.
- Kang-Huh : en ajoutant une forme quadratique de $\ln(\dot{\bar{\varepsilon}}^*)$.
- Kang-Cho : en ajoutant une fonction puissance.
- Rule-Jones : en ajoutant un terme inverse d'une fonction linéaire de $\ln(\dot{\bar{\varepsilon}}^*)$. Pour éviter la divergence de la contrainte pour des vitesses de déformation très élevées (sous choc notamment), une condition fixe la valeur maximale : C_4 .

La diversité de ces variantes est un signe des limites de l'approche phénoménologique. Aux grandes vitesses de déformation, la formulation originale du modèle n'est plus adaptée, car d'autres mécanismes interviennent. Cela remet en question la légitimité de la forme simplement multiplicative des fonctions de la déformation plastique, de la vitesse de déformation et de la température. La prise en compte plus explicite des évolutions microstructurales pourrait alors être bénéfique.

Autres approches

Dans un esprit différent, mais toujours pour mieux rendre compte du comportement observé aux grandes vitesses de déformation, Khan (Lin & Chen 2011) propose un modèle modifié (éq. A-8) dans lequel les effets de la déformation et de la vitesse de déformation sont couplés plus fortement. Il ne s'agit plus d'une loi multiplicative à proprement parler.

$$\bar{\sigma} = \left[A + B \cdot (\bar{\varepsilon}_{pl})^n \cdot \left(1 - \frac{\ln(\dot{\bar{\varepsilon}}_{pl})}{\ln(D_0^{pl})} \right)^{n_1} \right] \cdot (\dot{\bar{\varepsilon}}^*)^C \cdot \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m \right] \quad (\text{éq. A-8})$$

On peut citer un autre type d'approche, issu des travaux de El-Magd (2001), utilisé par (Bäker 2006). Ce modèle a été établi pour l'usinage du titane, qui voit alors des déformations et des échauffements très importants, à des vitesses de déformation jusqu'à 10^7 s^{-1} . Par rapport aux précédentes, cette variante (éq. A-9) présente l'originalité d'introduire de manière plus complexe la dépendance thermique dans la loi d'érouissage, qui est choisie en loi puissance.

$$\bar{\sigma} = k(T) \cdot (\bar{\varepsilon}_{pl})^{n(T)} \cdot [1 + C \cdot \ln(\dot{\bar{\varepsilon}}^*)]$$

avec :

$$k(T) = k \cdot \exp\left(-\left(\frac{T}{T_{MT}}\right)^\beta\right) \quad \text{et} \quad n(T) = n \cdot \exp\left(-\left(\frac{T}{T_{MT}}\right)^\beta\right) \quad (\text{éq. A-9})$$

Enfin, des travaux comme ceux de (Karpát 2010) et (Sima & Ozel 2010) (pour l'usinage du titane également), permettent de rendre compte de phénomènes d'adoucissement aux grandes déformations.

A.5. Modèles de Zerilli-Armstrong

Des observations expérimentales suggèrent aux auteurs (Zerilli & Armstrong 1987) de distinguer le comportement en fonction de la structure cristallographique. Les métaux à structure cubique centrée (CC) présentent une dépendance plus marquée que les métaux à structure cubique faces centrées (CFC) à la température et à la vitesse de déformation. Pour les métaux CC, l'activation thermique est supposée essentiellement associée au déplacement de dislocations individuelles contraintes par les forces de Peierls-Nabarro. Ainsi :

$$\sigma_{CC}^* = C_1 \cdot \exp\left(-C_3 \cdot T + C_4 \cdot T \cdot \ln(\dot{\bar{\varepsilon}}_{pl})\right) \quad (\text{éq. A-10})$$

La contribution de l'érouissage est exprimée séparément à l'aide d'une loi puissance : $C_5 \cdot (\bar{\varepsilon}_{pl})^n$

Au contraire, les phénomènes d'activation thermique chez les métaux CFC dépendent fortement de la déformation plastique, ce qui mène à l'hypothèse que le comportement résulte des interactions entre dislocations. La contrainte thermiquement activée s'écrit alors :

$$\sigma_{CFC}^* = C_2 \cdot \sqrt{\bar{\varepsilon}_{pl}} \cdot \exp\left(-C_3 \cdot T + C_4 \cdot T \cdot \ln(\dot{\bar{\varepsilon}}_{pl})\right) \quad (\text{éq. A-11})$$

Dans la composante athermique de la contrainte, on trouve, pour les deux cas CC et CFC, l'influence de la présence de solutés et de la densité de dislocations originale (σ_G) ainsi que celle de la taille de grains par la relation de Hall-Petch :

$$\Delta\sigma = k \cdot l^{-1/2} \quad (\text{éq. A-12})$$

où :

- $\Delta\sigma$ est l'augmentation de contrainte liée à la taille de grain
- l est la taille de grain moyenne
- k est un paramètre matériau

On a donc finalement :

$$\sigma_{CC} = \sigma_G + k \cdot l^{-1/2} + C_1 \cdot \exp\left(-C_3 \cdot T + C_4 \cdot T \cdot \ln(\dot{\bar{\epsilon}}_{pl})\right) + C_5 \cdot (\bar{\epsilon}_{pl})^n \quad (\text{éq. A-13})$$

$$\sigma_{CFC} = \sigma_G + k \cdot l^{-1/2} + C_2 \cdot \sqrt{\bar{\epsilon}_{pl}} \cdot \exp\left(-C_3 \cdot T + C_4 \cdot T \cdot \ln(\dot{\bar{\epsilon}}_{pl})\right) \quad (\text{éq. A-14})$$

On peut observer que dans le cas CFC, lorsque la vitesse de déformation augmente, la pente de la courbe (contrainte, déformation) est modifiée, alors qu'elle sera simplement translatée dans le cas CC. Ceci est conforme aux observations expérimentales (Voyiadjis & Almasri 2008).

La forme des modèles de Zerilli-Armstrong reste simple, impliquant un nombre raisonnable de paramètres, ce qui explique sans doute en partie son succès. Les auteurs vérifient par ailleurs que l'énergie d'activation correspondant à leur formulation est cohérente du point de vue thermodynamique.

Parce qu'il est capable de coupler plus fortement les effets de la température et de la vitesse de déformation, le modèle de Zerilli-Armstrong se montre généralement plus représentatif de l'expérience que le modèle de Johnson-Cook (Holmquist & Johnson 1991). En revanche, il peut être inadéquat aux grandes déformations (si le matériau manifeste une saturation de la contrainte), et ne peut pas traduire l'augmentation de la sensibilité à la vitesse de déformation à partir de 10^3 s^{-1} .

Pour y remédier, les mêmes auteurs ont proposé une variante (Zerilli & Armstrong 1992) intégrant une modélisation du traînage visqueux. Cependant, son application au cuivre a montré des incohérences pour les vitesses de déformations comprises entre 10^3 et 10^4 s^{-1} .

Références bibliographiques pour l'annexe A

Ahn, K., Huh, H. & Park, L. (2012), Comparison of dynamic hardening equations for metallic materials with the variation of crystalline structures, *in* '5th International Conference on High Speed Forming'.

Bäker, M. (2006), 'Finite element simulation of high-speed cutting forces', *Journal of Materials Processing Technology* **176**(1-3), pp. 117–126.

Conrad, H. & Wiedersich, H. (1960), 'Activation energy for deformation of metals at low temperatures', *Acta Metallurgica* **8**(2), pp. 128–130.

Cowper, G. & Symonds, P. (1957), Strain hardening and strain rate effect in the impact loading of cantilever beams, Technical Report 28, Brown University, Division of Applied Mathematics.

Dehra, M. (2006), High velocity formability and factors affecting it, PhD thesis, Ohio State University.

Gary, G. (2002), 'Comportement des métaux à grande vitesse de déformation : modélisation', *Techniques de l'ingénieur Génie mécanique*, Référence M3036.

- Gavrus, A. (1996), Identification automatique des paramètres rhéologiques par analyse inverse, PhD thesis, Ecole nationale supérieure des mines de Paris.
- Gibbs, G. (1969), 'Thermodynamic analysis of dislocation glide controlled by dispersed local obstacles', *Materials Science and Engineering* **4**(6), pp. 313–328.
- Hall, E. (1951), 'The deformation and ageing of mild steel: Iii discussion of results', *Proceedings of the Physical Society. Section B* **64**(9), p. 747.
- Holmquist, T. & Johnson, G. (1991), 'Determination of constants and comparison of results for various constitutive models', *Journal de Physique III* **Volume: 1 Issue: C3**, pp. 853–860.
- Jeunechamps, P. (2008), Simulation numérique, à l'aide d'algorithmes thermomécaniques implicites, de matériaux endommageables pouvant subir de grandes vitesses de déformation. Application aux structures aéronautiques soumises à impact., PhD thesis, Université de Liège.
- Johnson, G. & Cook, W. (1983), A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, in 'Proceedings of the Seventh international symposium on ballistics, Hague, Netherlands', pp. 541–547.
- Karpat, Y. (2010), 'A modified material model for the finite element simulation of machining titanium alloy Ti6-Al4-V', *Machining Science and Technology* **14**, pp. 390–410.
- Lin, Y. & Chen, X.-M. (2011), 'A critical review of experimental results and constitutive descriptions for metals and alloys in hot working', *Materials and Design* **32**, pp. 1733–1759.
- Seeger, A. (1957), The mechanism of glide and work hardening in face-centered cubic and hexagonal close-packed metals, in 'Dislocations and mechanical properties of crystals', New York John Wiley & Sons, Inc., pp. 243–328.
- Sima, M. & Ozel, T. (2010), 'Modified material constitutive models for serrated chip formation simulations and experimental validation in machining of titanium alloy Ti6-Al4-V', *International Journal of Machine Tools & Manufacture* **50**, pp. 943–960.
- Taylor, G. (1934), 'The mechanism of plastic deformation of crystals. part i. theoretical', *Proceedings of the Royal Society of London. Series A* **145**(855), pp. 362–387.
- Thomas, J. D., Triantafyllidis, N., Vivek, A., Daehn, G. S. & Bradley, J. R. (2010), 'Comparison of fully coupled modeling and experiments for electromagnetic forming processes in finitely strained solids', *International Journal of Fracture* **163**, pp. 67–83.
- Voyiadjis, G. & Almasri, A. (2008), 'A physically based constitutive model for fcc metals with applications to dynamic hardness', *Mechanics of Materials* **40**(6), pp. 549 – 563.
- Zerilli, F. & Armstrong, R. (1987), 'Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations', *Journal of Applied Physics* **61** (5), pp. 1816–1825.
- Zerilli, F. & Armstrong, R. (1992), 'The effect of dislocation drag on the stress-strain behavior of f.c.c. metals', *Acta Metallurgica et Materialia* **40** (8), pp. 1803–1808.

Annexe B. Méthodes d'optimisation

B.1. Algorithmes d'optimisation globale

Les algorithmes d'ordre 0 ne requièrent pas que la fonction-coût soit différentiable. S'ils sont bien paramétrés, ils permettent également d'éviter les optima locaux au profit de l'optimum global. En revanche, ils requièrent souvent un nombre élevé de calculs du modèle direct.

Par exemple, on cite ici trois types d'algorithmes d'ordre 0 :

Les algorithmes non-linéaires basés sur le simplexe

Ils sont issus des travaux de (Nelder & Mead 1965).

Partant de N jeux de paramètres linéairement indépendants, dont découlent N estimations de la fonction-coût, le jeu de paramètres ayant fourni la valeur la plus élevée (donc, la moins bonne pour le problème de minimisation) est modifié. Par itérations successives, l'objectif est donc de faire converger les N estimations vers une valeur commune et minimale.

Les algorithmes génétiques

Ils ont été proposés par (Holland 1992).

Inspirés des théories de l'évolution et de la génétique, ils opèrent en trois phases : la *sélection* des jeux de paramètres les plus adaptés, le *croisement* de ces jeux de paramètres afin de générer les jeux de paramètres de l'itération suivante, et la *mutation* visant à introduire un caractère aléatoire dans la génération des jeux de paramètres successifs, ceci afin d'éviter les optima locaux.

Les algorithmes de recuit simulé

Ils ont été introduits notamment par (Kirkpatrick et al. 1983), et indépendamment par (Pincus 1970) et (Cerny 1985).

Ces algorithmes fonctionnent par analogie avec un système thermodynamique à plusieurs puits de potentiel. Un tel système évolue vers l'état de plus faible énergie possible. A basse température, la probabilité de franchir les barrières de potentiel est très faible, et le système risque d'évoluer vers le minimum le plus proche, qui peut être un minimum local : il atteint alors un état métastable. En métallurgie, cela s'apparente au processus de trempe. Au contraire, à haute température, la probabilité de franchir les barrières de potentiel est grande, et le système peut évoluer vers le minimum global, l'état le plus stable. C'est ce type d'évolution qui est recherché lors du processus de recuit.

Le principe général des algorithmes de recuit simulé est donc de contrôler la décroissance de la « température » associée au choix des jeux de paramètres successifs. Ceci laisse la possibilité d'explorer des configurations éloignées en début d'optimisation, et de concentrer petit à petit la recherche vers le puits le plus profond. L'algorithme suit les étapes suivantes :

1. Initialisation

- Définition de la température initiale
- Définition de l'état initial λ_0 (les paramètres), et son énergie E_0 (la fonction-coût)
- $k = 1$

2. Calcul de l'énergie associée à un point voisin

- Choix de l'état courant λ_{k^*} dans le voisinage de λ_{k-1}
- Calcul de l'énergie E_{k^*}

3. Test d'acceptation

- Si $E_{k^*} > E_{k-1}$ (la fonction-coût ne décroît pas) alors

- Acceptation du jeu de paramètres pour l'étape k avec une probabilité de $\exp\left(-\frac{E_{k^*}-E_k}{T_k}\right)$:
 $E_k = E_{k^*}$; $\lambda_k = \lambda_{k^*}$ (plus la température est élevée, plus la probabilité d'accepter un « mauvais » point est grande)
- ou retour à l'étape 2 (recherche d'un meilleur point).
- Si $E_{k^*} < E_{k-1}$ alors
 - Acceptation du jeu de paramètres pour l'étape k :
 $E_k = E_{k^*}$; $\lambda_k = \lambda_{k^*}$
- 4. Application du schéma de refroidissement
 - Calcul de la température courante T_k
- 5. Test de convergence
 - Si $E_k < critère$ alors
 - $\lambda_{opt} = \lambda_k$
 - Sinon $k = k + 1$ et retour à l'étape 2

(Ingber 1989) a proposé des modifications de l'algorithme initial, permettant d'en améliorer son efficacité notamment pour les optimisations multi-paramètres. Un premier apport consiste à choisir un schéma de refroidissement de forme exponentielle, plutôt que le schéma classique (*Bolzmman annealing*). Un second apport a été d'associer à chaque paramètre un schéma de refroidissement propre, adapté à la sensibilité de la fonction-coût vis-à-vis de ce paramètre. Par ces ajustements, la vitesse du recuit peut être notablement augmentée. Cet algorithme est appelé *Adaptive Simulated Annealing* (ASA).

B.2. Algorithmes d'optimisation locale

Algorithme de Newton-Raphson

La plupart des algorithmes basés sur le gradient de la fonction-coût sont issus de la méthode algébrique proposée par Newton, permettant d'affiner l'approximation de racines d'un polynôme. Les généralisations de Raphson et Simpson ont abouti à la formulation moderne faisant intervenir la notion de *dérivée*.

En une dimension, si le problème est de résoudre :

$$f(x) = 0 \tag{éq. B-1}$$

La résolution consiste à choisir un point de départ x_0 et à construire la suite :

$$x_{k+1} = x_k - \frac{f(x_k)}{f'(x_k)} \tag{éq. B-2}$$

Où f' est la dérivée de f par rapport à x . La fonction f doit donc être dérivable, de dérivée non-nulle sur le domaine d'intérêt. Enfin, les itérations sont interrompues grâce à un critère de convergence ou d'arrêt (nombre maximal d'itérations). Lorsque $f'(x)$ n'est pas calculé analytiquement, mais approché numériquement, l'algorithme est appelé *méthode de la sécante*.

Généralisée à un problème d'optimisation à plusieurs dimensions, dans lequel on cherche à annuler (ou plutôt à minimiser) la dérivée de la fonction-coût, la méthode de Newton se traduit par :

$$H(\lambda_{k+1}) \cdot (\lambda_{k+1} - \lambda_k) = \nabla\varphi(\lambda_k) \quad (\text{éq. B-3})$$

Où H est la matrice hessienne de φ (matrice des dérivées secondes), et $\nabla\varphi$ est le gradient de φ . Dans le domaine exploré, la fonction-coût φ doit donc être différentiable deux fois, et sa matrice hessienne doit être inversible.

Algorithmes à direction de descente

D'une manière générale, une direction de descente est définie par :

$$d_k \cdot \nabla\varphi(\lambda_k) < 0 \quad (\text{éq. B-4})$$

Pour α_k suffisamment petit, un développement de Taylor permet de déterminer une valeur de φ telle que :

$$\varphi(\lambda_k + \alpha_k \cdot d_k) < \varphi(\lambda_k) \quad (\text{éq. B-5})$$

C'est sur cette formulation que se basent les algorithmes à direction de descente, parmi lesquels la méthode de Newton présentée plus haut. Leurs différences reposent dans le choix de la détermination de la direction de descente d et du pas de descente α (cf. synthèse dans (Roux 2011)).

Ces algorithmes présentent l'avantage d'être très efficaces dans la détermination d'un minimum. En revanche, ils requièrent une certaine régularité de la dérivation, et ne peuvent converger que vers un minimum local. Si la fonction à minimiser présente plusieurs minima locaux, la solution dépendra du point de départ de l'optimisation.

Ils sont donc particulièrement sensibles au bruit, ce qui peut être préjudiciable dans le cas de simulations numériques complexes (par exemple, dynamiques, multiphysiques, fortement non-linéaires). Les résultats de ces simulations peuvent ne pas être parfaitement réguliers. Le bruit numérique peut avoir plusieurs origines : les erreurs dues à la troncature des nombres, les tolérances finies de certains algorithmes itératifs utilisés par les solveurs implicites, ou encore le bruit haute fréquence pouvant être généré par certains schémas explicites.

LFOP

Un autre type d'algorithme basé sur le gradient est le *Leapfrog optimizer for constrained minimization (LFOPC)*, proposé par (Snyman2000). Il est le prolongement de la méthode proposée vingt ans plus tôt pour les problèmes de minimisation sans contrainte (Snyman 1982) (Snyman 1983).

Son principe repose sur une analogie avec le mouvement d'un point matériel (le vecteur des paramètres) tendant à minimiser son énergie potentielle (la fonction-coût). L'auteur montre que cela revient à contrôler la trajectoire du point de telle sorte que l'incrément de vitesse soit toujours positif (l'énergie cinétique doit augmenter pour diminuer l'énergie potentielle). Le critère de convergence repose sur l'accélération, assimilée au gradient de la fonction-coût : elle est nulle au fond du puits de potentiel.

L'algorithme de base est le suivant (Snyman 1982) :

1. Initialisation

- Choix des paramètres de l'algorithme : $\Delta t, \delta, \varepsilon$
- Définition de l'état initial λ_0 (les paramètres)
- $i = 0, j = 2, k = -1$
- Calcul du vecteur de l'accélération initiale (gradient de la fonction-coût) : $a_0 = -\nabla\varphi(\lambda_0)$
- Calcul du vecteur de la vitesse initiale : $v_0 = \frac{1}{2} \cdot a_0 \cdot \Delta t$

2. Sélection du point suivant

- $k = k + 1$
 - Calcul de la distance $\|\Delta\lambda_k\| = \|v_k\| \cdot \Delta t$
 - Test d'acceptation (contrôle de la distance parcourue à ce pas) :
 - Si $\|\Delta\lambda_k\| < \delta$ alors acceptation du pas (distance parcourue)
 - Sinon $v_k = \frac{\delta \cdot v_k}{\|v_k\| \cdot \Delta t}$ et acceptation du pas
 - Calcul du point suivant : $\lambda_{k+1} = \lambda_k + v_k \cdot \Delta t$
3. Calcul des caractéristiques du point :
- Calcul du vecteur accélération : $a_{k+1} = -\nabla\varphi(\lambda_{k+1})$
 - Calcul du vecteur vitesse : $v_{k+1} = v_k + a_{k+1} \cdot \Delta t$
4. Test de convergence
- Si $a_{k+1} \leq \varepsilon$ (l'accélération est presque nulle) alors $\lambda_{opt} = \lambda_k$
 - Sinon :
 - Si $\|v_{k+1}\| > \|v_k\|$ (la vitesse augmente) alors retour à l'étape 2
 - Sinon recherche d'un point tel que $\|v_{k+1}\| > \|v_k\|$:
 - choix d'un point intermédiaire λ_{k+2} (algorithme non détaillé ici)
 - $k = k + 1$
 - retour à l'étape 3

B.3. Analyse de sensibilité locale

Les méthodes d'analyse de sensibilité présentées dans cette section sont principalement dédiées aux algorithmes de minimisation basés sur le gradient de la fonction-coût, et en particulier la méthode de Gauss-Newton spécifique aux problèmes de moindres carrés. Elles ne fournissent que des indications locales sur le comportement de la fonction-coût et sa dépendance au vecteur des paramètres à optimiser. Toutefois, ces outils peuvent fournir des éléments intéressants pour la compréhension des difficultés d'identification. Ils sont présentés plus en détail dans (Forestier 2004).

Conditions d'optimalité

Pour une fonction-coût deux fois dérivable, un minimum local est caractérisé par la condition suivante, nécessaire et suffisante :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\varphi(\lambda)}{d\lambda} = 0 \\ \frac{d^2\varphi(\lambda)}{d\lambda^2} \text{ définie positive} \end{array} \right. \quad (\text{éq. B-6})$$

Puisqu'on caractérise ainsi un minimum local, cette condition n'est pas complètement « suffisante » : en présence de plusieurs minima locaux, si l'on choisit un algorithme de type gradient, un choix judicieux des paramètres initiaux – déjà proches de la solution recherchée – est requis.

Cas des problèmes de moindres carrés

Dans le cas d'une fonction-coût définie au sens des moindres carrés, cette condition se traduit de la façon suivante :

$$\begin{cases} \frac{d\varphi(\lambda)}{d\lambda} = 2 \cdot \frac{dr(\lambda)^T}{d\lambda} \cdot [r(\lambda) - M] \\ \frac{d^2\varphi(\lambda)}{d\lambda^2} \approx 2 \cdot \frac{dr(\lambda)^T}{d\lambda} \cdot \frac{dr(\lambda)}{d\lambda} = 2 \cdot G(\lambda) \end{cases} \quad (\text{éq. B-7})$$

La matrice $G(\lambda)$ est appelée « matrice de Gauss-Newton », du nom de la méthode de résolution spécifique aux problèmes de moindres carrés :

$$G(\lambda) = \frac{dr(\lambda)^T}{d\lambda} \cdot \frac{dr(\lambda)}{d\lambda} \quad (\text{éq. B-8})$$

Identifiabilité

Pour la méthode de Gauss-Newton, il a été démontré que le jeu de paramètres λ est identifiable à partir de l'observable $r(\lambda)$ si, dans un voisinage du minimum de la fonction-coût ϕ :

$$\det(G(\lambda)) \neq 0 \quad (\text{éq. B-9})$$

Cette condition traduit le fait que la courbure de la fonction-coût ne doit pas dégénérer au voisinage de la solution.

Matrice de sensibilité

Pour les méthodes à direction de descente, la recherche de l'optimum est d'autant plus aisée que l'observable est sensible aux paramètres au voisinage de la solution. Cela est traduit par la matrice de sensibilité :

$$S = \frac{dr(\lambda)}{d\lambda} \quad (\text{éq. B-10})$$

Matrice de corrélation

La notion d'idenfiabilité peut être décomposée par couples de paramètres. Cela revient alors à calculer le produit scalaire entre les vecteurs de sensibilité correspondants :

$$\frac{dr(\lambda)^T}{d\lambda_i} \cdot \frac{dr(\lambda)}{d\lambda_j} = \left(\frac{dr(\lambda)^T}{d\lambda} \cdot \frac{dr(\lambda)}{d\lambda} \right)_{ij} = G(\lambda)_{ij} \quad (\text{éq. B-11})$$

Si l'on norme ce produit scalaire par les termes diagonaux, la corrélation entre deux paramètres peut être ramenée à une mesure d'angle entre les vecteurs de sensibilité :

$$\frac{G(\lambda)_{ij}}{\sqrt{G(\lambda)_{ii} \cdot G(\lambda)_{jj}}} = \frac{\left(\frac{dr(\lambda)^T}{d\lambda} \cdot \frac{dr(\lambda)}{d\lambda} \right)_{ij}}{\sqrt{\left(\frac{dr(\lambda)^T}{d\lambda} \cdot \frac{dr(\lambda)}{d\lambda} \right)_{ii} \cdot \left(\frac{dr(\lambda)^T}{d\lambda} \cdot \frac{dr(\lambda)}{d\lambda} \right)_{jj}}} = \cos \left(\frac{dr(\lambda)}{d\lambda_i}; \frac{dr(\lambda)}{d\lambda_j} \right) \quad (\text{éq. B-12})$$

Si ce cosinus est proche de 1 ou de -1, cela signifie que les vecteurs de sensibilité sont colinéaires, et que par conséquent il sera difficile de discriminer les effets des paramètres λ_i et λ_j sur l'observable. Cela se traduit par la présence d'une « vallée » de la fonction-coût.

La matrice de corrélation Co est donc définie par :

$$Co_{ij} = \frac{G(\lambda)_{ij}}{\sqrt{G(\lambda)_{ii} \cdot G(\lambda)_{jj}}} \quad (\text{éq. B-13})$$

B.4. Quelques familles de métamodèles

La généralisation des techniques d'optimisation s'est accompagnée du développement de nombreuses techniques de métamodélisation. Les principales sont présentées notamment par (Bonte 2007) ou (GaryWang & Shan 2007). Le logiciel d'optimisation LS-Opt propose les techniques suivantes (LS-OPT et al. 2013) :

Méthode des surfaces de réponse (RSM pour Response surface methodology)

Cette méthode est basée sur des régressions de polynômes d'ordre 1 ou 2. Elle est l'une des plus répandues, en raison de sa robustesse et de sa transparence, et peut être facilement mise en œuvre dans des procédures itératives avec réduction du domaine. En revanche, le faible degré des polynômes limite fortement la complexité des problèmes et le nombre de paramètres auxquels la méthode est appliquée.

Krigeage

Cette méthode d'interpolation suit une approche statistique, dans laquelle les fonctions d'interpolation sont (en général) des gaussiennes construites de manière à minimiser la variance autour des points de données. Très flexible et générale, cette technique est en revanche sensible au bruit des données, et sa calibration peut être coûteuse en temps de calcul.

Réseaux de neurones (FFNN pour Feedforward neural networks et RBFN pour Radial basis function networks)

Ces méthodes sont basées sur des réseaux de neurones, enchaînements de fonctions simples (pondération, combinaison, activation) dont les paramètres sont calibrés de manière à minimiser l'écart entre la sortie finale et les points à approcher. La particularité de la méthode RBFN est que la fonction de combinaison d'un neurone n'est pas une somme, mais une norme de l'écart entre les entrées. Ceci lui confère notamment une plus grande rapidité d'apprentissage. Les deux méthodes sont reconnues pour être robustes, flexibles et générales, mais ont l'inconvénient de ne pas être transparentes (ce sont des « boîtes noires »).

Régression à vecteurs de support (SVR pour Support vector regression)

Cette méthode de régression est issue de travaux récents dans le domaine de l'apprentissage et du classement statistique. La fonction de régression doit satisfaire un critère de minimisation de l'erreur, tout en minimisant sa propre complexité. Récente, cette méthode est jugée très prometteuse en termes de précision et de rapidité.

Références bibliographiques pour l'Annexe B

Bonte, M. (2007), Optimisation strategies for metal forming processes, PhD thesis, Universiteit Twente.

Cerny, V. (1985), 'Thermodynamical approach to the traveling salesman problem: An efficient simulation algorithm', *Journal of optimization theory and applications* **45**(1), pp. 41–51.

Forestier, R. (2004), Développement d'une méthode d'identification de paramètres par analyse inverse couplée avec un modèle éléments finis 3D, PhD thesis, MINES ParisTech.

GaryWang, G. & Shan, S. (2007), 'Review of metamodeling techniques in support of engineering design optimization', *Journal of Mechanical Design* **129**, pp. 370–380.

Holland, J. (1992), 'Genetic algorithms', *Scientific American* **267**(1), pp. 66–72.

Ingber, L. (1989), 'Very fast simulated re-annealing', *Mathematical and Computer Modelling* **12**(8), pp. 967–973.

- Kirkpatrick, S., Gelatt, C. & Vecchi, M. (1983), 'Optimization by simulated annealing', *Science, New Series* **220**(4598), pp. 671–680.
- LS-OPT, Stander, N., Roux, W., Basudhar, A., Eggleston, T., Goel, T. & Craig, K. (2013), *LS-OPT User's Manual - A design optimization and probabilistic analysis tool for the engineering analyst - Version 5.0*, Livermore Software Technology Corporation, www.lsoptsupport.com.
- Nelder, J. & Mead, R. (1965), 'A simplexe method for function minimization', *The Computer Journal* **7**(4), pp. 308–313.
- Pincus, M. (1970), 'A monte carlo method for the approximate solution of certain types of constrained optimization problems', *Operations Research* **18**(6), pp. 1225–1228.
- Roux, E. (2011), *Stratégies d'optimisation des procédés et d'identification des comportements mécaniques des matériaux*, PhD thesis, MINES ParisTech.
- Snyman, J. (1982), 'A new and dynamic method for unconstrained minimization', *Applied Mathematical Modelling* **6**(6), pp. 449–462.
- Snyman, J. (1983), 'An improved version of the original leap-frog dynamic method for unconstrained minimization: Lfop1(b)', *Applied Mathematical Modelling* **7**(3), pp. 216–218.
- Snyman, J. (2000), 'The lfopc leap-frog algorithm for constrained optimization', *Computers & Mathematics with Applications* **40**(8-9), pp. 1085–1096.

Annexe C. Etude des procédés électromagnétiques

C.1. Electromagnétisme : Modélisation analytique et épaisseurs de peau

Equations de Maxwell

On rappelle ici les équations de Maxwell :

- Maxwell-Thomson : $div(\vec{B}) = 0$ (éq. C-1)

- Maxwell-Gauss : $div(\vec{E}) = \frac{q_V}{\epsilon_0}$ (éq. C-2)

- Maxwell-Ampère : $rot(\vec{B}) = \mu_0 \cdot \vec{j} + \mu_0 \cdot \epsilon_0 \cdot \frac{\partial \vec{E}}{\partial t}$ (éq. C-3)

- Maxwell-Faraday : $rot(\vec{E}) = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t}$ (éq. C-4)

avec :

- \vec{B} la densité de flux magnétique
- \vec{E} le champ électrique
- q_V la densité totale de charge
- ϵ_0 la permittivité magnétique du vide
- μ_0 la perméabilité magnétique du vide : $\mu_0 = 4 \cdot \pi \cdot \frac{10^{-7} H}{m}$
- \vec{j} la densité de courant

En négligeant les charges fixes et les courants de déplacement (dans le cadre de l'approximation des courants de Foucault), ces équations deviennent :

- Maxwell-Thomson : $div(\vec{B}) = 0$ (éq. C-5)

- Maxwell-Gauss : $div(\vec{E}) = 0$ (éq. C-6)

- Maxwell-Ampère : $rot(\vec{B}) = \mu_0 \cdot \vec{j}$ (éq. C-7)

- Maxwell-Faraday : $rot(\vec{E}) = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t}$ (éq. C-8)

Autres relations fondamentales

- Courant : flux de \vec{j} à travers une surface S : $I = \iint_S \vec{j} \cdot d\vec{S}$ (éq. C-9)

- Loi d'Ohm locale (η est la résistivité du matériau) : $\vec{E} = \eta \cdot \vec{j}$ (éq. C-10)

- Efforts de Lorentz/Laplace : $\vec{f}_{EM} = \vec{j} \times \vec{B}$ (éq. C-11)

Diffusion magnétique et épaisseur de peau

La combinaison des équations de Maxwell avec la loi d'Ohm aboutit à l'équation de la diffusion magnétique :

$$\overrightarrow{grad}(\vec{B}) = \frac{\mu_0}{\eta} \cdot \frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \quad (\text{éq. C-12})$$

En régime dynamique, le champ magnétique n'est donc pas homogène dans les matériaux qu'il pénètre. Il en est de même des densités de courant.

Dans un problème unidimensionnel, la pénétration du champ magnétique à travers l'épaisseur d'un matériau est caractérisée par une notion simplificatrice : l'épaisseur de peau (en général notée δ).

Soient deux conducteurs en vis-à-vis, dans lesquels sont imposés des courants opposés (voir Figure C-1).

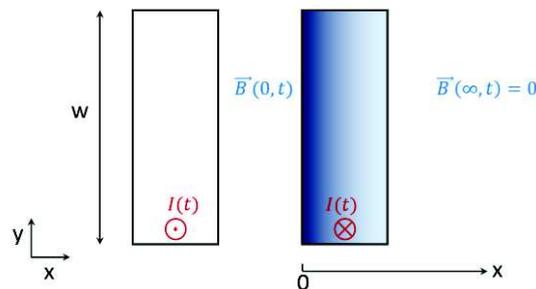


Figure C-1 : Configuration géométrique du problème de diffusion 1D (les courants sont imposés de façon globale à travers la section des conducteurs)

Épaisseur de peau harmonique

En régime harmonique 1D, on suppose le chargement sinusoïdal établi :

$$I(t) = I_{max} \cdot \sin(\omega \cdot t) \quad (\text{éq. C-13})$$

Le théorème d'Ampère fournit la valeur du champ magnétique en surface ($x = 0$) :

$$B(0, t) = \mu_0 \cdot \frac{I(t)}{w} = \mu_0 \cdot \frac{I_{max}}{w} \cdot \sin(\omega \cdot t) \quad (\text{éq. C-14})$$

Alors une solution de l'équation de la diffusion est :

$$B(x, t) = \mu_0 \cdot \frac{I_{max}}{w} \cdot \sin(\omega \cdot t) \cdot \exp\left(\frac{-x}{\delta_0}\right) \quad (\text{éq. C-15})$$

Et l'épaisseur de peau est :

$$\delta_0 = \sqrt{\frac{2 \cdot \eta}{\mu_0 \cdot \omega}} \quad (\text{éq. C-16})$$

Il s'agit dans ce cas de la profondeur moyenne de pénétration du champ magnétique.

Épaisseur de peau dynamique

En régime dynamique non établi, la définition de l'épaisseur de peau est différente. Elle représente alors la profondeur de pénétration instantanée par rapport à la valeur du champ magnétique en surface (Cuq-Lelandais 2014) :

$$\delta(t) = \frac{\int_0^{+\infty} B(x, t) \cdot dx}{B(0, t)} \quad (\text{éq. C-17})$$

Autrement dit, l'épaisseur de peau dynamique représente un volume de matériau magnétisé à une valeur constante (celle de la surface) équivalent au volume réellement magnétisé à une valeur évoluant en fonction de la profondeur (cf. Figure C-2). Ainsi, le flux magnétique total dans le matériau est conservé.

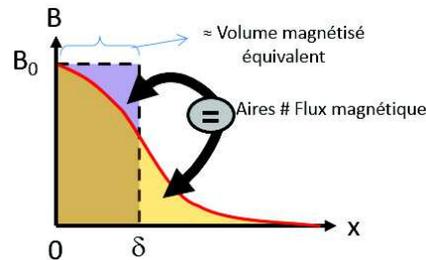


Figure C-2 : Interprétation de l'épaisseur de peau dynamique (Cuq-Lelandais 2014)

L'expression proposée par (Bavay 2002) est la suivante :

$$\delta_1(t)[mm] = 25 \cdot \sqrt{\eta[\Omega \cdot m] \cdot t[ns]} \quad (\text{éq. C-18})$$

Les analyses de (Cuq-Lelandais 2014), recalées par la simulation numérique, fournissent l'expression suivante :

$$\delta_2(t) = \sqrt{\frac{\eta \cdot 0.95}{\mu_0 \cdot \omega} \cdot \tan\left(\frac{\omega}{1.75} \cdot t\right)} \quad (\text{éq. C-19})$$

Ces deux expressions ne sont valables qu'au cours de la phase initiale de diffusion du champ magnétique, c'est-à-dire pour $t \leq 1.5 \cdot T/4$ environ ($T/4$ étant l'instant correspondant au premier pic de courant).

C.2. Calibration des mesures de courant

Calibration absolue du capteur Stangenes :

On note :

- R_{eq} est la résistance équivalente du circuit
- L_{eq} est l'inductance équivalente du circuit
- C_{eq} est la capacité équivalente du circuit
- $\alpha = \frac{R_{eq}}{2 \cdot L_{eq}}$ le coefficient d'amortissement du circuit
- $\omega_0 = \frac{1}{\sqrt{L_{eq} \cdot C_{eq}}}$ la pulsation propre du circuit

Le courant dans un circuit RLC à paramètres constants peut être modélisé selon une forme :

$$I = \frac{-C_{eq} \cdot V_0 \cdot (\omega^2 + \alpha^2)}{\omega} \cdot \exp(-\alpha \cdot t) \cdot \sin(\omega \cdot t) \quad (\text{éq. C-20})$$

où :

- V_0 est la tension de charge
- ω est la pseudo-pulsation du circuit : $\omega = \sqrt{\omega_0^2 - \alpha^2}$ en régime amorti sous-critique (ou pseudo-périodique), où $\omega_0 > \alpha$

Si k est le coefficient de mesure relatif à la chaîne de mesure (capteur Stangenes, atténuateur, charge 50Ω), le signal mesuré est de la forme :

$$S = \frac{I}{k} = \frac{-C_{eq} \cdot V_0 \cdot (\omega^2 + \alpha^2)}{k \cdot \omega} \cdot \exp(-\alpha \cdot t) \cdot \sin(\omega \cdot t) \quad (\text{éq. C-21})$$

Connaissant $C_{eq} = 14.8 \mu F$ (capacité du générateur) et la tension de charge $V_0 = 18.0 kV$, on identifie par une méthode de moindre carrés (cf. Figure C-3) :

$$\alpha = 24577 s^{-1}; \omega = 279153 s^{-1}; k = -8927 A/V \quad (\text{éq. C-22})$$

Le coefficient de la sonde Stangenes est donc, après prise en compte des coefficients de l'atténuateur et de la charge 50Ω :

$$k_{Stang} = \frac{k}{k_{Att} \cdot k_{50\Omega}} = \frac{k}{10^{\left(\frac{20.36}{20}\right)} \cdot 2} = -428 A/V \quad (\text{éq. C-23})$$

La mesure a été répétée deux fois, et est par ailleurs cohérente avec les résultats obtenus par (Deroy2014) pour des fréquences plus élevées : $k_{Stang} = 437 \pm 20 A/V$ de 60 à 100 kHz.

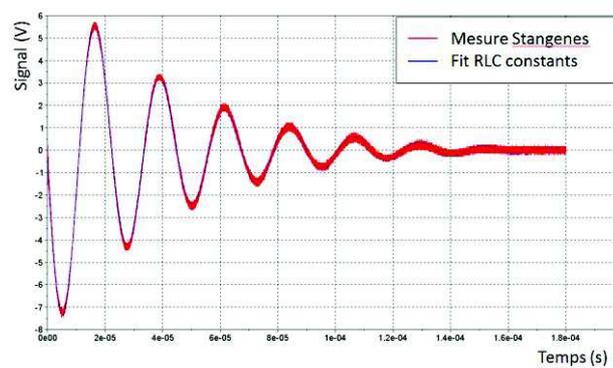


Figure C-3 : Calibration du capteur Stangenes : comparaison de la mesure avec la modélisation

Calibration relative des enroulements de Rogowski :

Le capteur Stangenes précédemment calibré est installé autour du circuit de décharge du générateur 25 kJ, à l'aide d'un montage de calibration spécifique permettant la fermeture du circuit et un positionnement centré du capteur autour de ce circuit. Après intégration des mesures issues des enroulements de Rogowski opposés, et calcul de leur demi-différence pour annuler le mode commun du bruit, le coefficient de mesure est déterminé de manière à approcher au mieux la mesure Stangenes (cf. Figure C-4). Cela aboutit au coefficient de mesure suivant :

$$k_{Rogo+50\Omega} = 3.78 \cdot 10^8 A/V \quad (\text{éq. C-24})$$

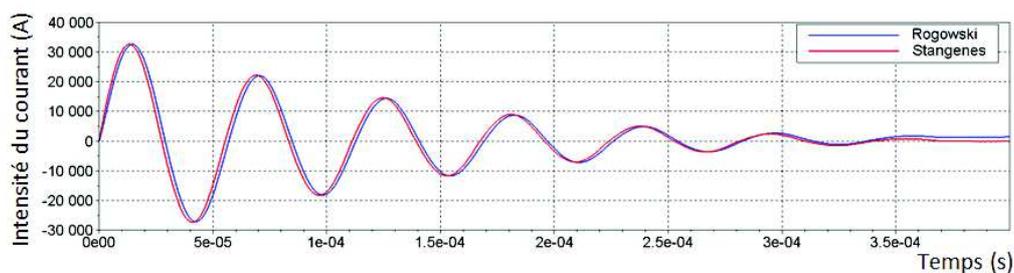


Figure C-4 : Calibration des enroulements de Rogowski: comparaison avec la mesure Stangenes

C.3. Modélisation électromagnétique et analyse énergétique de l'essai d'expansion de tube

Modélisation électrique

Une modélisation simplifiée du circuit électrique est présentée sur la Figure C-5. Cette modélisation, présentée par (Jablonski1978), permet de mieux appréhender le problème électromagnétique et la complexité de sa résolution. Sur la partie gauche se trouve le générateur connecté au circuit de décharge dans la bobine. Les différents symboles représentent, successivement :

- C_G : la capacité du générateur (directement dépendante du nombre de condensateurs connectés)
- R_B et L_B : la résistance et l'inductance globales du banc (générateur, éclateur et connectique). Ces grandeurs sont considérées constantes, ce qui néglige le fait qu'en pratique, la résistance de l'éclateur varie fortement en fonction de l'intensité du courant qui le traverse.
- R_1 et L_1 : la résistance et l'inductance de la bobine
- R_2 et L_2 : la résistance et l'inductance du tube
- M : l'inductance mutuelle issue de l'interaction des inductances L_1 et L_2

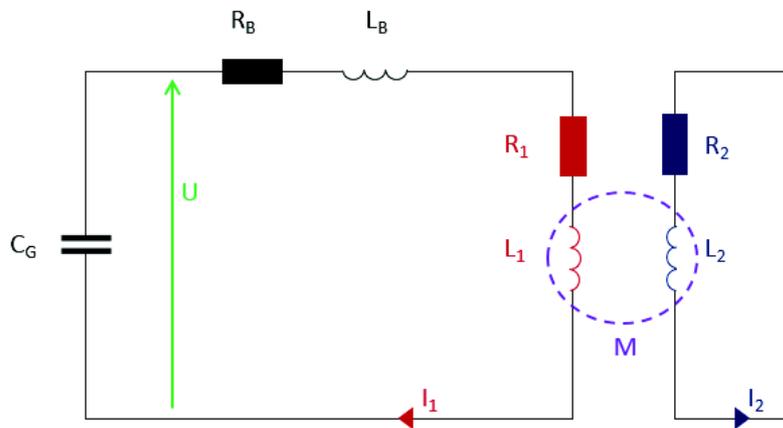


Figure C-5 : Modélisation simplifiée du circuit électrique en expansion de tube

L'équation du circuit primaire est la suivante :

$$\frac{d}{dt} [(L_B + L_1) \cdot I_1 - M \cdot I_2] + (R_B + R_1) \cdot I_1 + \frac{1}{C_G} \cdot \int_0^t I_1 \cdot dt = U_0 \quad (\text{éq. C-25})$$

dans laquelle on peut repérer la charge du générateur :

$$Q(t) = C_G \cdot U(t) = \int_0^t I_1 \cdot dt \quad (\text{éq. C-26})$$

Le circuit secondaire, quant à lui, suit l'équation suivante :

$$\frac{d}{dt} (L_2 \cdot I_2 - M \cdot I_1) + R_2 \cdot I_2 = 0 \quad (\text{éq. C-27})$$

Analyse énergétique

L'énergie stockée initialement par les condensateurs est :

$$E_0 = \frac{1}{2} \cdot C_G \cdot U_0^2 \quad (\text{éq. C-28})$$

L'énergie délivrée dans le circuit au cours du temps est donnée par l'intégrale temporelle de la puissance, et peut être décomposée – après développement des calculs – en quatre contributions :

$$E(t) = \int_0^t U(t) \cdot I(t) \cdot dt = E_{capa} + E_{magn} + E_{joule} + E_{méca} \quad (\text{éq. C-29})$$

$E_{capa}(t)$ est l'énergie emmagasinée par les condensateurs au cours du temps :

$$E_{capa}(t) = \frac{Q^2}{2 \cdot C_G} = \frac{1}{2 \cdot C_G} \cdot \left[\int_0^t I_1 \cdot dt \right]^2 \quad (\text{éq. C-30})$$

$E_{magn}(t)$ est l'énergie stockée par les inductances, au cours du temps :

$$E_{magn}(t) = \frac{L_B + L_1}{2} \cdot I_1^2 + \frac{L_2}{2} \cdot I_2^2 - M \cdot I_1 \cdot I_2 \quad (\text{éq. C-31})$$

Ces deux termes d'énergie sont conservatifs : les énergies capacitives et inductives sont alternativement emmagasinées et délivrées, sans pertes. Les deux termes suivants, en revanche, sont des énergies dissipatives.

L'énergie dissipée par les résistances, $E_{joule}(t)$, est convertie en énergie thermique :

$$E_{joule}(t) = \int_0^t [(R_B + R_1) \cdot I_1^2 + R_2 \cdot I_2^2] \cdot dt \quad (\text{éq. C-32})$$

Enfin, $E_{méca}(t)$ est associée aux variations d'inductance : ces variations sont dues à la déformation du tube, cette énergie est donc convertie en énergie mécanique :

$$E_{méca}(t) = \frac{1}{2} \cdot \int_0^t (\dot{L}_2 \cdot I_2^2 - \dot{M} \cdot I_1 \cdot I_2) \cdot dt \quad (\text{éq. C-33})$$

Cette énergie mécanique correspond à l'énergie dissipée par la déformation plastique, elle peut donc également être exprimée ainsi :

$$E_{méca}(t) = \int_{\Omega} \left(\int_0^{\varepsilon_p(t)} \sigma : d\varepsilon_p \right) \cdot dv \quad (\text{éq. C-34})$$

où $\int_{\Omega} dv$ est une intégrale volumique.

Par conséquent, pour un temps suffisamment long, toute l'énergie stockée initialement (E_0) est « consommée » et se retrouve répartie entre l'énergie de déformation du tube et l'énergie thermique liée aux échauffements dans les circuits primaire et secondaire. On peut alors réécrire le bilan énergétique de la façon suivante :

$$E_0 = E_{joule}(c_1) + E_{joule}(c_2) + E_{méca} \quad (\text{éq. C-35})$$

$$E_0 = \int_0^t (R_B + R_1) \cdot I_1^2 \cdot dt + \int_0^t R_2 \cdot I_2^2 \cdot dt + \int_{\Omega} \left(\int_0^{\varepsilon_p(t)} \sigma : d\varepsilon_p \right) \cdot dv \quad (\text{éq. C-36})$$

Remarque : Cette analyse est présentée pour la déformation d'un tube seul. Dans le cas où le tube est encadré de deux anneaux (pour uniformiser la déformation du tube), l'analyse est similaire. Les anneaux peuvent être considérés comme des prolongations du tube, et l'analyse consiste à décomposer le circuit secondaire en trois zones, correspondant au tube et aux deux anneaux.

Références bibliographiques pour l'Annexe C

Bavay, M. (2002), Compression de flux magnétique dans le régime sub-microseconde pour l'obtention de hautes pressions et de rayonnement X intense, PhD thesis, Paris 11, Orsay.

Cuq-Lelandais, J. (2014), Modèle analytique direct de diffusion électromagnétique 1D. Document interne iCube Research.

Deroy, J. (2014), Modélisation et méthodologie de caractérisation d'une décharge électrique impulsionnelle dans l'eau, PhD thesis, Ecole polytechnique.

Jablonski, J. & Winkler, R. (1978), 'Analysis of the electromagnetic forming process', *International Journal of Mechanical Sciences* **20**(5), pp. 315–325.

Annexe D. Mécanique de l'essai de ligne plate

D.1. Analyse mécanique simplifiée de l'essai de ligne plate

Description du système

On considère une ligne plate lancée à une vitesse constante v_0 , ce qui correspond aux conditions de vol de la partie centrale une fois que la décharge électrique est terminée. Ses extrémités se déforment sous la forme trapézoïdale décrite par (Golovashchenko2004), selon un mode incrémental, schématisé sur la Figure D-1 :

- Dans la partie horizontale (en rouge), les éléments ne sont soumis à aucun effort et se déplacent à la vitesse v_0 . La section initiale est S_0 .
- Dans la partie inclinée (en bleu), les éléments sont déformés, ne sont soumis à aucun effort et sont immobiles. La section finale est S .
- Seule la zone de transition entre la partie horizontale et la partie inclinée est le siège de déformations (en noir).

Cette simplification suppose donc que dans ce problème dynamique, les efforts restent concentrés autour de la zone où se produit la déformation. Cela ne peut être vrai que si la vitesse est suffisamment grande par rapport aux dimensions de l'éprouvette.

En outre, la déformation est supposée homogène à travers l'épaisseur.

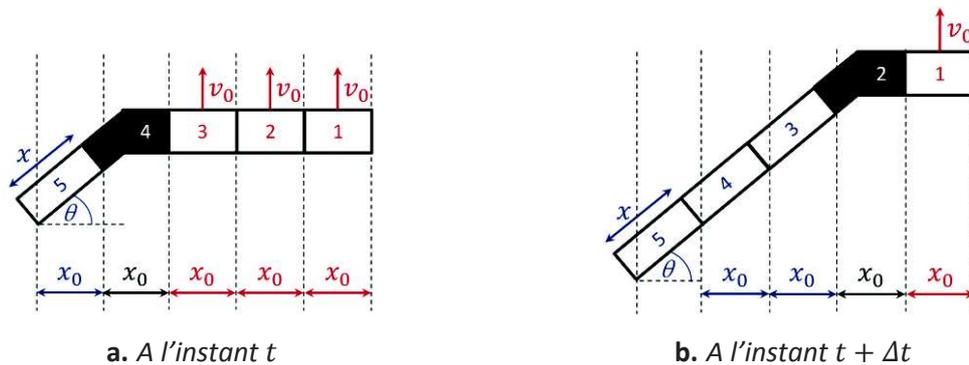


Figure D-1 : Interprétation lagrangienne simplifiée du mode de déformation de la ligne plate

Etats énergétiques

L'analyse proposée est basée sur une approche énergétique. Le système de cinq éléments présenté sur la Figure D-1 est supposé sans échanges énergétiques avec l'extérieur ou avec les éléments voisins (pas de transmission d'efforts ni de chaleur). En conséquence :

- A l'instant t , l'énergie de l'élément n°3 est entièrement cinétique :

$$E_c = x_0 \cdot S_0 \cdot \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_0^2 \quad (\text{éq. D-1})$$

- A l'instant $t + \Delta t$, l'énergie de l'élément n°3 est entièrement interne :

$$E_i = x \cdot S \cdot \int_0^{\varepsilon_f} \bar{\sigma} \cdot d\bar{\varepsilon} \quad (\text{éq. D-2})$$

Cette énergie interne est issue de la déformation plastique qui s'est produite dans la zone de transition. Avec les simplifications supplémentaires :

- dans cette zone de transition, la sollicitation peut être décrite comme étant uniaxiale (la contrainte étant orientée dans la direction longitudinale de l'éprouvette) ;
- la contrainte d'écoulement peut être considérée comme constante (ce qui est admissible si l'écroutissage est faible, ou si l'on souhaite se contenter d'une valeur moyenne de la contrainte) ;

alors l'énergie interne peut s'écrire :

$$E_i = x \cdot S \cdot \sigma_0 \cdot \varepsilon_x \quad (\text{éq. D-3})$$

avec :

- σ_0 la contrainte d'écoulement moyenne ;
- ε_x la déformation finale dans la direction longitudinale.

Par ailleurs, par conservation du volume lors de la déformation plastique, on a :

$$x \cdot S = x_0 \cdot S_0 \quad (\text{éq. D-4})$$

Conversion énergétique

Sous les hypothèses ainsi présentées, entre les instants t et $t + \Delta t$, l'énergie cinétique de l'élément n°3 a été convertie en énergie interne. On a donc :

$$\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot x_0 \cdot S_0 \cdot v_0^2 = \varepsilon_x \cdot \sigma_0 \cdot x \cdot S \quad (\text{éq. D-5})$$

$$\sigma_0 = \rho \cdot \frac{v_0^2}{2 \cdot \varepsilon_x} \quad (\text{éq. D-6})$$

En outre, si l'on suppose la déformation uniforme :

$$\varepsilon_x = \ln\left(\frac{x}{x_0}\right) \quad (\text{éq. D-7})$$

Par ailleurs, puisque l'angle θ est constant :

$$\cos(\theta) = \frac{x_0}{x} \quad (\text{éq. D-8})$$

On arrive ainsi à l'expression suivante de la contrainte :

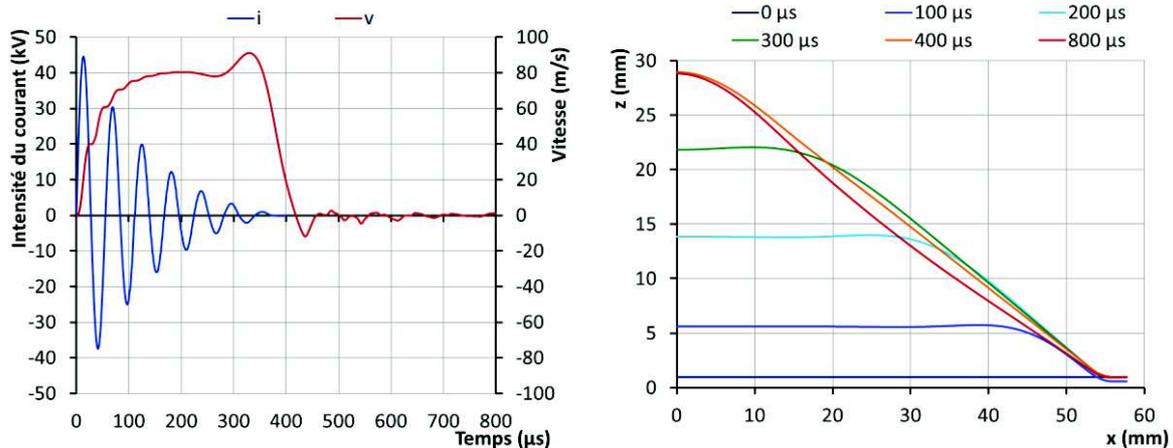
$$\sigma_0 = \rho \cdot \frac{(v_0)^2}{-2 \cdot \ln(\cos(\theta))} \quad (\text{éq. D-9})$$

D.2. Les différentes phases de l'essai de ligne plate

Conditions de simulation

La simulation dont sont issues les analyses qui vont suivre a été réalisée à l'aide d'un modèle numérique simplifié, sans solveur électromagnétique (cf. §X-4). La courbe de courant imposée correspond approximativement au courant délivré par le générateur 25 kJ pour un condensateur connecté, à une tension de charge de 14 kV. Cette courbe de courant est utilisée pour définir la pression équivalente appliquée sur les éléments de la face interne des éprouvettes, en fonction de la position de l'élément considéré (et donc du gap, cf. §X-1.1). Ainsi, le chargement n'est pas uniforme, et dépend de la déformation de l'éprouvette.

Les dimensions de la partie utile des éprouvettes sont : 1 mm x 10 mm x 100 mm. Des propriétés caractéristiques d'une nuance d'aluminium sont utilisées (cf. Tableau X-2).



a. Intensité du courant dans l'éprouvette, et vitesse du nœud milieu b. Déformée de l'éprouvette en différents instants (le graphe n'est pas orthonormé)

Figure D-2 : Observables : courant, vitesse et déformée

Mise en mouvement ($t \leq 20 \mu\text{s}$)

La phase de mise en mouvement correspond aux premières microsecondes de l'essai. La survenue des efforts de Lorentz vient mettre en vitesse l'ensemble de l'éprouvette. A cause de la présence des mors, les extrémités sont contraintes en déplacement, ce qui initie la déformation des extrémités dans un mode de flexion.

Cette phase est également caractérisée par la propagation des premiers fronts d'ondes élastiques, qui sont analysés en Annexe D.3.

Accélération et stabilisation ($20 \mu\text{s} \leq t \leq 250 \mu\text{s}$)

L'accélération de la partie centrale de la ligne plate se poursuit jusqu'à atteindre un plateau de vitesse (cf. Figure D-2-a). Seuls les cinq premiers pics de courant ont un effet notable sur la vitesse. Les pics suivants ne sont plus suffisamment intenses pour générer une accélération de l'éprouvette, qui est alors relativement éloignée de son vis-à-vis.

Au cours de cette phase, le déroulement du processus de déformation est stable. La simulation permet de vérifier que l'angle formé à partir des extrémités reste quasi-constant au fur et à mesure de la déformation (cf. Figure D-2-b). Au décalage temporel près, les vitesses de déformation (Figure D-3-a), les températures (Figure D-3-b), les niveaux de déformation (Figure D-3-c) et de contrainte (Figure D-3-d) vécus par les éléments sont assez similaires pour toutes les abscisses, à l'exception de l'abscisse 50 mm. Celle-ci subit en effet les effets de bord liés à la proximité du mors.

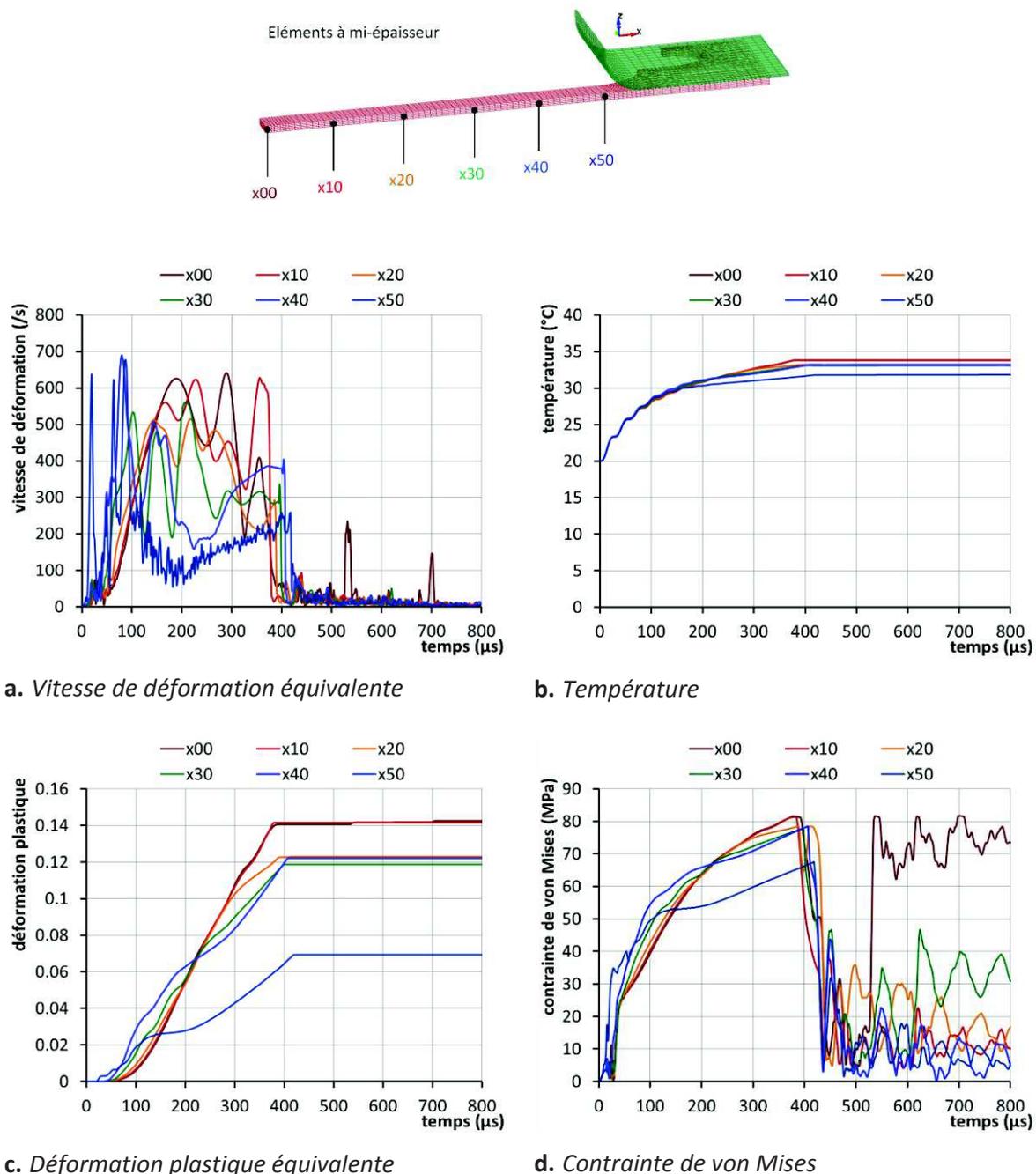


Figure D-3 : Evolution temporelle des grandeurs caractéristiques, dans les éléments à mi-épaisseur sur le plan de symétrie, en différentes abscisses

Rencontre ($250 \mu s \leq t \leq 350 \mu s$)

Les deux « fronts de déformation » évoluant indépendamment depuis les extrémités finissent par se rejoindre au milieu de l'éprouvette. La vitesse mesurée est alors impactée. Cela se manifeste tout d'abord par une légère décélération, à partir de $250 \mu s$ (Figure D-2-a), liée à la rencontre des amorces de courbure (la partie centrale se creuse très légèrement). Puis, la combinaison des deux fronts de déformation vient générer une ré-accélération autour de $300 \mu s$.

Remarque : On désigne par « fronts de déformation » les zones où la courbure est maximale, mais il convient de noter que la partie centrale de l'éprouvette subit en fait des déformations significatives avant le passage de ce front, et que cette déformation se poursuit après le passage du front.

Les effets locaux de cette rencontre sont que les niveaux de déformation plastique atteints sont plus élevés aux abscisses concernées : 0 et 10 mm (Figure D-3-c).

Décélération ($350 \mu s \leq t \leq 450 \mu s$)

A l'échelle de la structure, la conséquence de la rencontre des fronts de déformation est un arrêt brutal du processus de déformation (Figure D-3-c). La vitesse décroît rapidement (Figure D-2-a), de même que les contraintes (Figure D-3-d). Ces dernières montrent toutefois une évolution très accidentée, avec des rechargements manifestant la propagation d'ondes. Celles-ci sont issues de la rencontre des deux fronts de déformation précédents et de la modification soudaine du mode de réponse de la structure (désormais le déplacement du nœud milieu n'est plus « libre » dans la direction Z).

Amortissement ($t \geq 450 \mu s$)

Globalement, l'éprouvette n'est plus soumise à des efforts extérieurs, et la vitesse du point milieu est presque nulle (Figure D-2-a). Toutefois, des oscillations subsistent, du fait du retour élastique en régime dynamique. En outre, la propagation d'ondes « résiduelles » est encore susceptible de générer localement des plastifications, comme le montre la contrainte à l'abscisse 0 (Figure D-3-d).

Ces déformations plastiques ainsi que les frottements finissent par dissiper l'énergie restante, et la ligne plate s'immobilise.

D.3. Effets de propagation d'ondes

Célérité des ondes élastiques

Pour une nuance d'aluminium de masse volumique $\rho = 2700 \text{ kg/m}^3$, et de paramètres d'élasticité $E = 69 \text{ GPa}$ et $\nu = 0.33$, les ondes élastiques élémentaires ont les célérités suivantes :

- ondes longitudinales :

$$c_L = \sqrt{\frac{1}{\rho} \cdot \frac{E \cdot (1 - \nu)}{(1 + \nu) \cdot (1 - 2 \cdot \nu)}} = 6153 \text{ m/s} \quad (\text{éq. D-10})$$

- ondes transversales :

$$c_T = \sqrt{\frac{1}{\rho} \cdot \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)}} = 3100 \text{ m/s} \quad (\text{éq. D-11})$$

Le temps nécessaire à une onde longitudinale pour parcourir la demi-longueur de l'éprouvette (soit 50 mm) est d'environ 8 μs . Pour une onde transversale, il est d'environ 16 μs . Ces temps de propagation sont relativement faibles par rapport à la durée de l'essai. Ceci explique que l'ensemble de l'éprouvette subisse des déformations plastiques pendant la majeure partie de l'essai.

Ondes de flexion

Au cours des tout premiers instants ($t < 30 \mu s$), les résultats de simulation mettent en évidence la propagation d'ondes de type *flexion* depuis les extrémités vers le milieu de l'éprouvette (cf. Figure D-4). Celles-ci sont initiées par la déformation des extrémités contre le mors.

Leur vitesse de propagation est d'environ 1450 m/s. Cette vitesse semble cohérente avec la vitesse calculée selon (Martin 2007) pour une onde de flexion dans une poutre :

$$c_f = \sqrt[4]{\frac{E \cdot e^2}{12 \cdot \rho}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \pi}{T}} = 1290 \text{ m/s} \quad (\text{éq. D-12})$$

où e est l'épaisseur, et T est la période du signal (estimée à 5 μs dans le cas présenté).

Elle est également comparable à la vitesse obtenue selon (Lamb 1917) pour les ondes de surface de type flexion :

$$c_{Lamb} = \frac{\pi \cdot e}{\lambda_{onde}} \cdot \sqrt{\frac{1}{3 \cdot \rho} \cdot \frac{E}{(1 + \nu) \cdot (1 - \nu)}} = 1210 \text{ m/s} \quad (\text{éq. D-13})$$

où λ_{onde} est la longueur d'onde du signal (environ 8 mm dans le cas présenté).

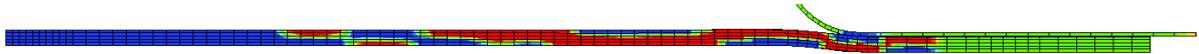


Figure D-4 : Ondes de flexion dans l'éprouvette, à $t = 24 \mu\text{s}$. Visualisation de la contrainte longitudinale (X), positive en rouge, négative en bleu.

Ces ondes de flexion restent faibles et élastiques (dans le cas présenté, l'amplitude maximale est de 3 MPa, en dehors du contact avec le mors) et perturbent donc peu l'essai. Dans certains cas, les ondulations résultantes sont visibles sur la mesure de vitesse. Dans ces conditions, la mesure de la phase d'accélération peut ne plus être une simple expression du chargement électromagnétique. En effet, les ondes sont générées par les phases initiales de plastification de l'éprouvette, et dépendent donc en partie du comportement plastique du matériau.

« Front » de déformation

La déformation de l'éprouvette, qui forme un « pli » et semble se propager depuis les extrémités vers le milieu, n'est pas vraiment une onde. La vitesse de ce « pli », dans la direction Z, est imposée par le chargement électromagnétique. Dans la direction longitudinale X, la vitesse dépend directement de la résistance du matériau. Il s'agit donc plutôt d'une réaction structurelle à une vitesse imposée, que de la propagation d'une onde.

Par ailleurs, on s'aperçoit que la courbure du front de déformation (le « pli ») a tendance à diminuer au cours du temps (cf. Figure D-2-b).

D.4. Tenseurs de contrainte et de déformation

Dans cette section, toutes les analyses sont effectuées dans les repères locaux des éléments. Les axes sont respectivement :

- X, la direction longitudinale (sens de la longueur de l'éprouvette) ;
- Y, la direction transversale (sens de la largeur) ;
- Z, la direction de l'épaisseur.

Une sollicitation et une déformation réparties

L'analyse de la vitesse de la partie centrale de la ligne plate (cf. IX-3.2) a montré que celle-ci était indépendante de la déformation se développant depuis les extrémités encastées, et que l'on pouvait assimiler son chargement à des conditions de vol libre (à vitesse imposée).

L'état de contraintes le long de la direction longitudinale est cependant loin d'être nul dans la partie centrale. Ainsi, à $t = 100 \mu\text{s}$, certaines ondes ont eu le temps de se propager sur toute la longueur

de l'éprouvette, et la contrainte σ_x est supérieure à 40 MPa, même dans les éléments d'abscisse $x \leq 30 \text{ mm}$ (cf. Figure D-5-a). Or, ces éléments sont bien dans la partie de la ligne plate non encore affectée par le « pli » (cf. Figure D-2-b), du point de vue de leur vitesse.

Il existe donc un effort longitudinal, même dans la partie centrale considérée comme *en vol libre*. Toutefois, celui-ci n'affecte pas la vitesse de cette partie centrale, car il est orthogonal au déplacement : son travail est nul.

En outre, la Figure D-5-b met en évidence que le processus de déformation n'est pas limité aux seuls éléments situés dans le « pli » : la déformation augmente avant le passage de ce pli, et se poursuit après. A $t = 200 \mu\text{s}$ par exemple, la déformation est presque homogène pour $0 \leq x \leq 50 \text{ mm}$. Pourtant, pour $0 \leq x \leq 25 \text{ mm}$, les éléments n'ont pas encore subi le passage du front de flexion.

Ces observations rendent discutables les hypothèses fortes faites dans le cadre de la modélisation analytique simplifiée du processus de déformation (cf. Annexe D.1). Le fait de considérer que les contraintes et la déformation soient concentrées dans la zone du pli n'est pas très réaliste. Cela permet malgré tout de fournir une estimation pertinente de la réponse de la ligne plate à la sollicitation (cf. §X-3.2).

Une influence assez limitée du mode de flexion

Sur la Figure D-6-a-c-e sont représentées les évolutions temporelles des contraintes dans les cinq éléments à travers l'épaisseur de l'éprouvette. On distingue le passage du « pli » par le développement d'un gradient des contraintes σ_x à travers l'épaisseur, les contraintes les plus élevées se trouvant en peau supérieure.

Par exemple à l'abscisse $x = 30 \text{ mm}$ (Figure D-6-a), on peut voir l'augmentation progressive de la contrainte σ_x pour $t \leq 120 \mu\text{s}$, puis le passage du « pli » pour $120 \mu\text{s} \leq t \leq 210 \mu\text{s}$, et la contrainte qui continue d'augmenter ensuite.

Cette flexion autour de l'axe Y (manifestée par σ_x) s'accompagne d'une flexion autour de l'axe X : la contrainte σ_y montre elle aussi le développement d'un gradient, autour de la valeur moyenne nulle.

De même que pour les contraintes, le mode de flexion se manifeste par un gradient de déformation à travers l'épaisseur (Figure D-6-b-d) Aux abscisses $x = 30 \text{ mm}$ et $x = 20 \text{ mm}$, le gradient de déformation s'annule suite au passage du front de flexion : la forme locale redevient plane. La déformation est alors homogène à travers l'épaisseur.

Au milieu de l'éprouvette en revanche (Figure D-6-f), le processus de déformation est interrompu au cours d'un mode de flexion. Un gradient important de déformation subsiste donc, et c'est celui-ci qui sera à l'origine des contraintes résiduelles.

Déchargement et contraintes résiduelles

Après la rencontre des fronts de déformation, le processus est rapidement interrompu. Les contraintes moyennes tendent à s'annuler, cependant on s'aperçoit qu'elles sont loin d'être homogènes, le long de l'abscisse (Figure D-5-a-c-e) comme à travers l'épaisseur (Figure D-6-a-c-e).

La Figure D-6 met en évidence des réponses différentes suivant la position longitudinale. Alors qu'aux abscisses $x = 30 \text{ mm}$ et $x = 20 \text{ mm}$ les contraintes résiduelles σ_x sont positives en peau inférieure et négatives en peau supérieure, la répartition se fait à l'opposé à l'abscisse $x = 0 \text{ mm}$: positives en peau supérieure et négatives en peau inférieure. Au milieu de l'éprouvette ($x = 0 \text{ mm}$), les contraintes résiduelles σ_y sont également présentes, alors qu'elles sont négligeables aux autres abscisses.

Ces différences sont liées au fait que dans la majeure partie de l'éprouvette, la flexion n'est que passagère. Au milieu en revanche, l'éprouvette ne peut retrouver une forme plane. Les contraintes résiduelles sont majoritairement issues de ce déséquilibre à travers l'épaisseur.

Il est également important de noter que, au vu du niveau important des contraintes résiduelles, le déchargement et le retour élastique sont susceptibles de plastifier à nouveau certaines parties de l'éprouvette.

D.5. Synthèse

Mode de déformation

Le mode de déformation de l'essai de ligne plate peut être considéré comme « simple » dans le sens où, avant la rencontre des deux fronts de déformation au milieu de la ligne plate, la sollicitation correspond globalement à de la traction uniaxiale, et avec un effet limité de la flexion induite par l'avancée du « pli » sur la déformation de la matière (ce phénomène a en revanche une influence importante sur les évolutions des vitesses latérales).

Le caractère dynamique de l'essai rend les analyses relativement complexes. Le déplacement de la partie centrale de la ligne plate n'est certes pas affecté par la réaction des extrémités encastées (c'est ce qui permet de disposer d'une modélisation zéro D de la mise en vitesse). Mais pendant cette phase de mise en vitesse, la déformation n'est pas nulle, et est intimement liée à la loi de comportement du matériau.

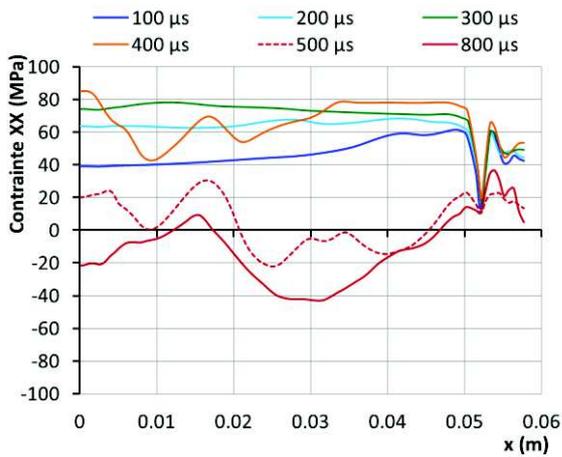
L'histoire de la déformation subie par un élément commence donc dès le début de l'essai, avant l'arrivée du front de flexion, et se poursuit après le passage de ce front de flexion, jusqu'au retour élastique. Et, malgré une certaine homogénéité (au décalage temporel près) hors des extrémités et du milieu de la ligne plate, le milieu de l'éprouvette ($x = 0 \text{ mm}$) subit un chargement substantiellement différent.

Ce qu'apporte l'observable

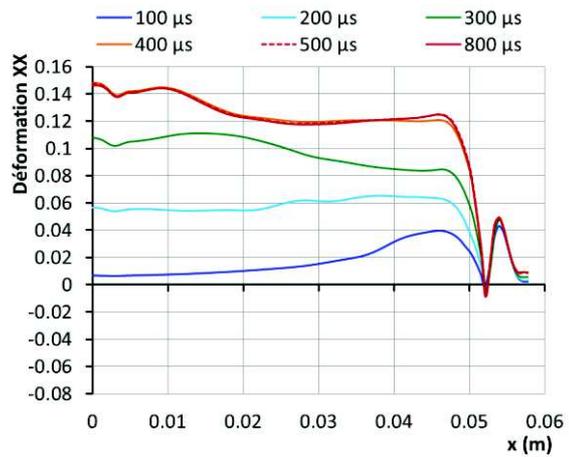
Comme il l'a été mis en évidence (§IX-3.2), la mesure de vitesse permet de déterminer le chargement électromagnétique appliqué à la partie centrale de l'éprouvette. Puisque cette mesure ne fournit des données cinématiques que dans la direction Z, la déformation qui se produit alors dans la direction longitudinale X ne peut pas être connue.

Dans la mesure de vitesse, seule la phase de décélération est dépendante de la réponse élasto-visco-plastique du matériau de l'éprouvette. Or, cette phase de décélération est particulièrement complexe, puisqu'elle résulte de l'histoire de la déformation de chacun des éléments, et elle est elle-même potentiellement l'occasion de nouvelles déformations plastiques.

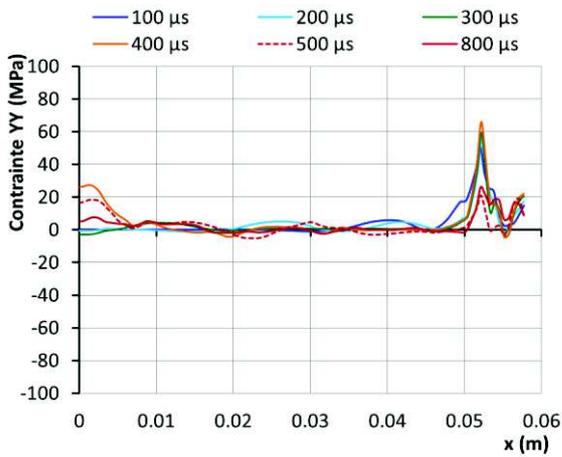
L'identification du comportement étant basée sur la seule mesure de vitesse au cours de la phase de décélération, il est essentiel que la modélisation de la globalité de l'essai soit suffisamment juste : au cours de la phase de décélération, c'est toute la structure et son histoire qui s'expriment.



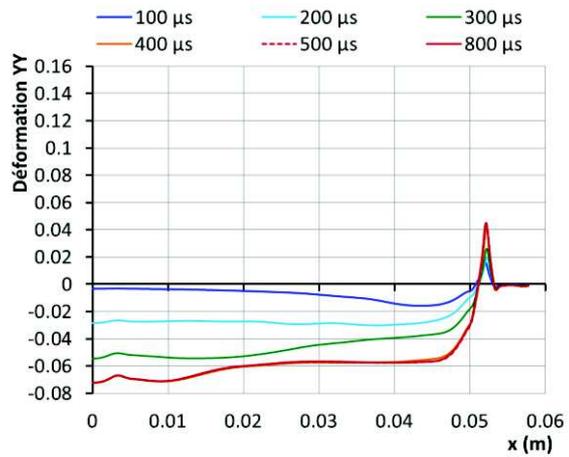
a. *Contrainte longitudinale*



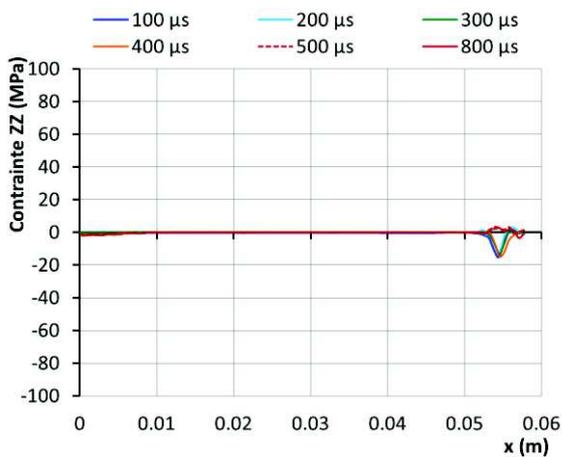
b. *Déformation longitudinale*



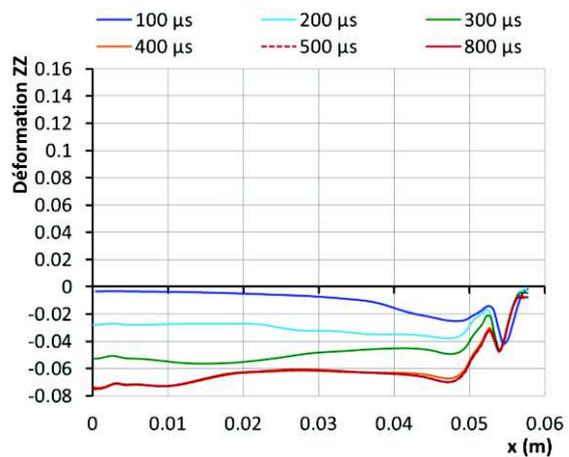
c. *Contrainte transversale*



d. *Déformation transversale*

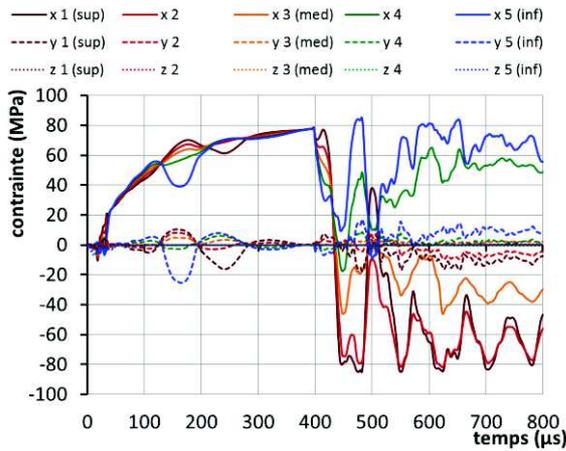


e. *Contrainte dans la direction de l'épaisseur*

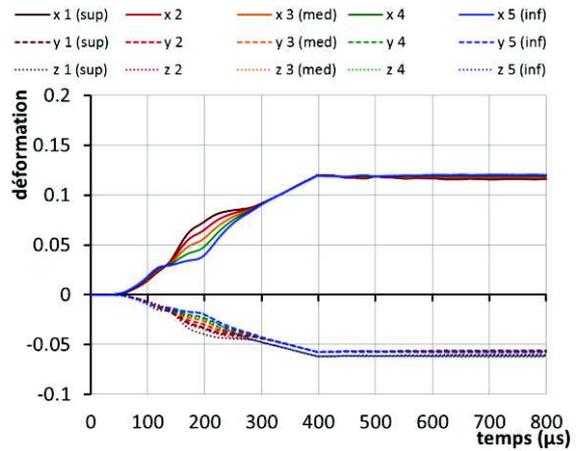


f. *Déformation dans la direction de l'épaisseur*

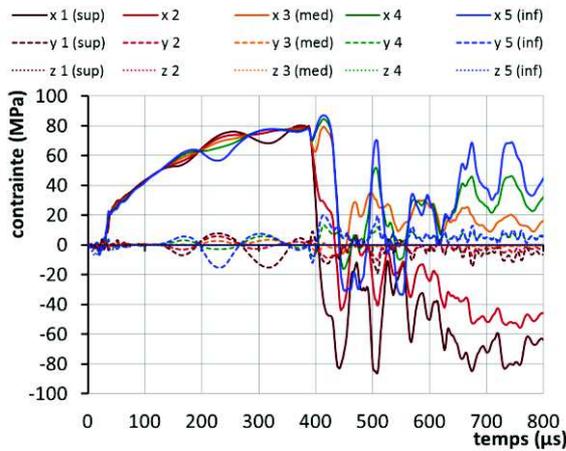
Figure D-5 : Profils des composantes principales des tenseurs de contrainte et de déformation, le long de la direction longitudinale. Les directions principales sont confondues avec les repères locaux. Les éléments sont sélectionnés au milieu de l'épaisseur, dans le plan de symétrie XOZ.



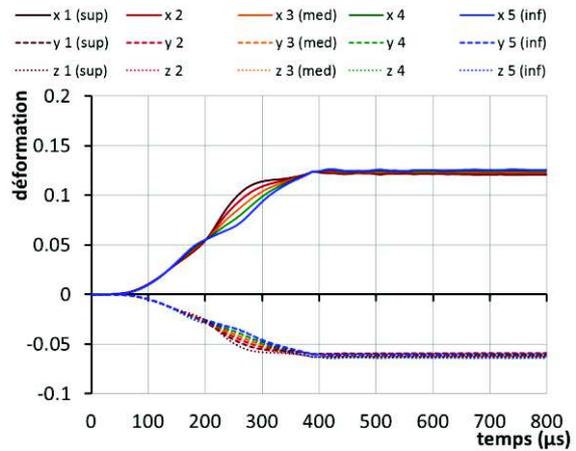
a. Contraintes à l'abscisse $x = 30$ mm



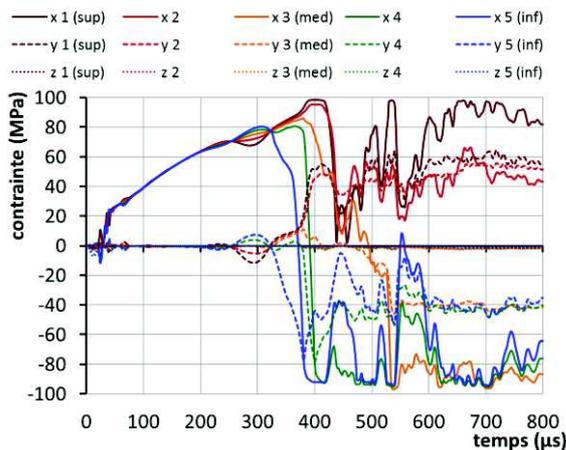
b. Déformations à l'abscisse $x = 30$ mm



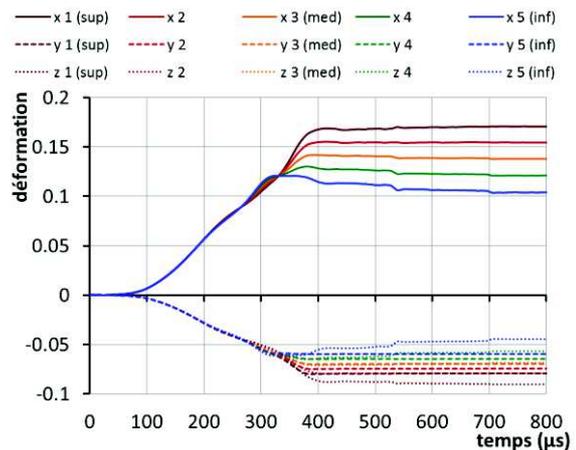
c. Contraintes à l'abscisse $x = 20$ mm



d. Déformations à l'abscisse $x = 20$ mm



e. Contraintes à l'abscisse $x = 0$ mm



f. Déformations à l'abscisse $x = 0$ mm

Figure D-6 : Evolution temporelle des composantes principales des tenseurs de contrainte et de déformation, à travers l'épaisseur (éléments numérotés de 1 (peau supérieure) à 5 (peau inférieure)), en différentes abscisses : 30 mm, 20 mm, 0 mm. Les directions principales sont confondues avec les repères locaux. Les éléments sont sélectionnés dans le plan de symétrie XOZ.

Références bibliographiques pour l'Annexe D

Golovashchenko, S. & Mamutov, V. (2004), Stress-strain curves of sheet material in high-rate forming processes, in '1st International Conference on High Speed Forming', pp. 23–32.

Lamb, H. (1917), 'On waves in an elastic plate', *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical and Physical Character* **93**(648), pp. 114–128.

Martin, V. (2007), *Éléments d'acoustique générale: de quelques lieux communs de l'acoustique à une première maîtrise des champs sonores*, PPUR presses polytechniques.

Annexe E. Convergence numérique

Cette annexe présente un exemple de validation de la convergence de la modélisation numérique dans le cas de l'expansion de tube. Cette validation a été faite du point de vue de la taille de maille, des pas de temps, des fréquences de couplage des solveurs.

La convergence vis-à-vis du type d'élément (degré d'intégration) et de la méthode de traitement de l'hourglass a été vérifiée également, mais n'est pas présentée ici. On ne présente pas non plus les études similaires qui ont été réalisées pour les modèles de ligne plate.

E.1. Etude de convergence du modèle axisymétrique d'expansion de tube

Description du modèle

Un secteur angulaire de $2 \cdot \pi/64$ est modélisé. Les 11 spires, le tube et les anneaux sont discrétisés en 4 éléments dans la direction circonférentielle, et les autres paramètres de maillage feront l'objet d'une étude de convergence.

Les conditions aux limites d'axisymétrie sont appliquées au moyen de plans de symétrie sur les faces du secteur angulaire (voir Figure E-1), ainsi que par des contraintes de type « cyclique » imposant aux nœuds de deux faces en vis-à-vis de se déplacer de la même façon dans les directions radiale et verticale.

Le courant est imposé à travers la section de chacune des spires de la bobine sous la forme d'une courbe temporelle issue d'une mesure expérimentale dans des conditions d'essai proches de celles envisagées par la suite (voir Figure E-2). Le tube et les anneaux sont définis comme des conducteurs susceptibles de faire circuler un courant induit.

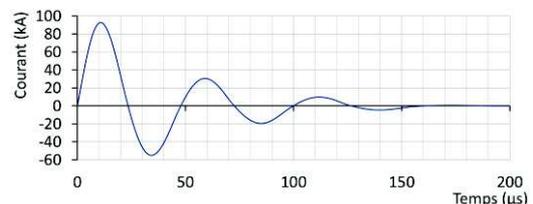
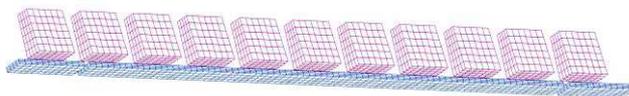


Figure E-1 : Maillage axisymétrique de la bobine, du tube et des anneaux

Figure E-2 : Courant imposé dans la bobine

Les résolutions mécanique, thermique et électromagnétique sont activées. La dépendance thermique de la conductivité électrique est négligée, le comportement élastoplastique en revanche tient compte des variations de température au moyen du modèle de Johnson-Cook. Les paramètres matériau sont identiques à ceux présentés dans le Tableau V-1.

Dans cette section, un certain nombre de paramètres numériques sont étudiés afin de définir les conditions de simulation optimales (robustes et le moins coûteuses possible en temps de calcul). Sont présentées d'abord des études de convergence sur le maillage, les pas de temps et la fréquence du couplage mécanique-électromagnétique. Ensuite, l'influence du couplage thermique est analysée.

Convergence au maillage

L'épaisseur de peau évolue au cours du temps (cf. Annexe C.1) ; en particulier, elle est nulle à $t = 0$, et augmente progressivement jusqu'au quart de la pseudo-période. Pour cette raison, il a été choisi de prendre pour critère de maillage l'épaisseur de peau correspondant aux tout premiers instants de la mise en vitesse du tube, soit à $5 \mu\text{s}$ (ce qui correspond à environ 1/10 de la pseudo-période du courant imposé).

A $5 \mu\text{s}$, les épaisseurs de peau dans le tube et dans la bobine sont estimées à 0.32 mm et 0.63 mm respectivement selon l'équation (éq. C-19). Afin de modéliser correctement le chargement mécanique, il est admis que 3 éléments à travers cette épaisseur sont requis pour représenter correctement les champs électromagnétiques. Un calcul de référence est réalisé avec un maillage suivant ces recommandations.

La bobine est maillée de façon non homogène de manière à limiter le nombre d'éléments dans les zones sujettes à de faibles gradients de champ, tout en assurant une discrétisation fine des zones soumises à de forts gradients. Le tube est discrétisé en 8 éléments à travers l'épaisseur et en 80 éléments dans la hauteur. Dans la direction circonférentielle, la tranche est discrétisée en 4 éléments pour le tube et pour la bobine. Les résultats sont présentés sur la Figure E-3.

La finesse de ce modèle permet d'assurer la qualité de la modélisation, en revanche, du fait de la petite taille de maille, le temps de calcul est important : $4\text{h}40\text{min}$ sur un processeur. Dans la perspective d'une démarche d'identification par analyse inverse, cette durée est excessive, aussi les investigations suivantes visent à réduire la finesse de maillage au maximum sans altérer le calcul des grandeurs d'intérêt, en particulier la vitesse radiale.

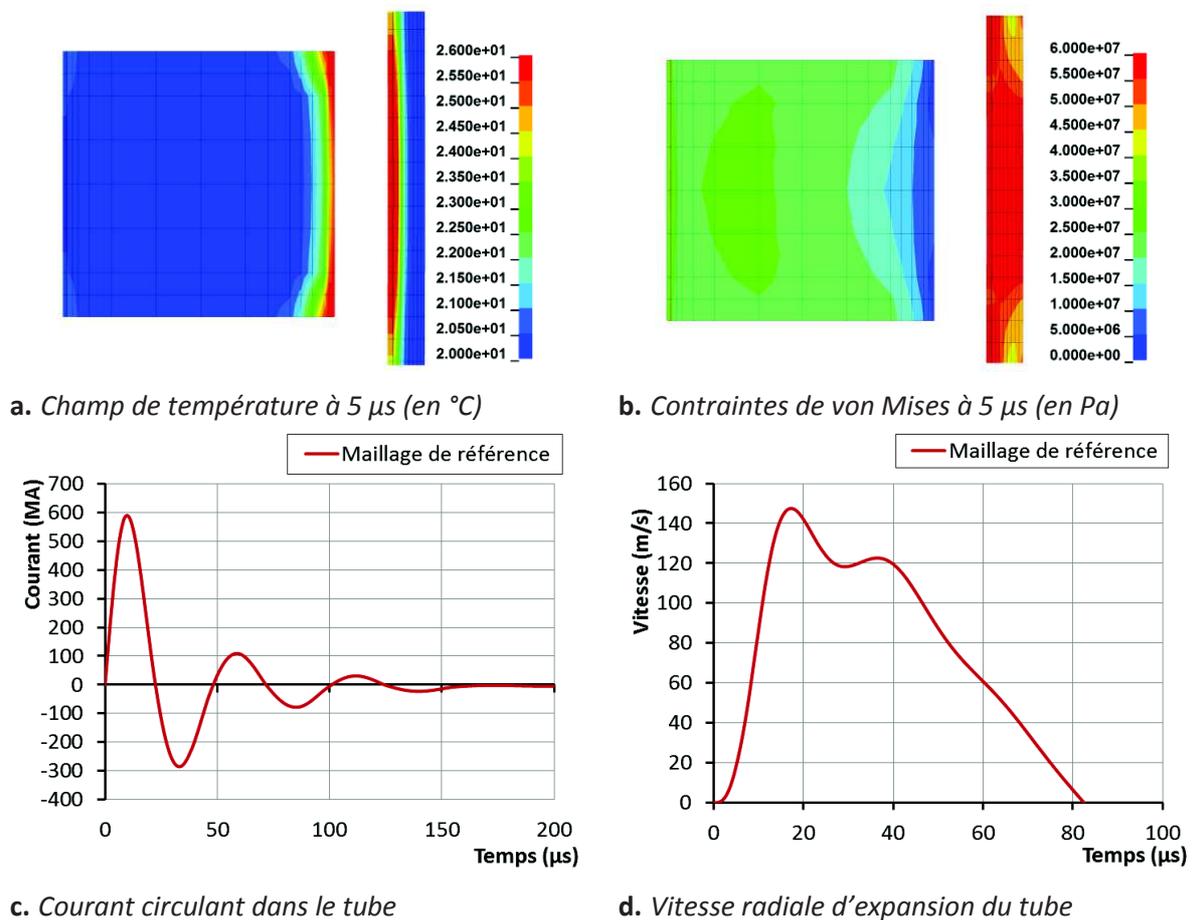


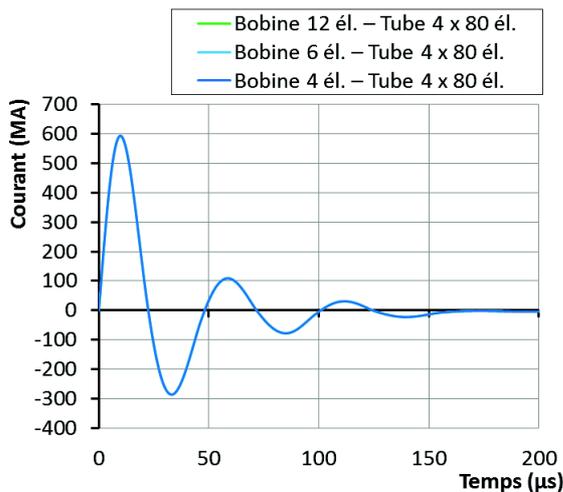
Figure E-3 : Résultats de simulation pour le maillage de référence

Différents maillages sont comparés. Les sections sont discrétisées de façon homogène, selon trois degrés de finesse dans le tube et dans la bobine. Dans la direction circonférentielle, le tube et la bobine sont toujours discrétisés en 4 éléments. La Figure E-4 présente une comparaison des courants induits et des vitesses radiales obtenus pour ces différents niveaux de discrétisation : à gauche (Figure E-4-a et c), en fonction du maillage de la bobine ; à droite (Figure E-4-b et d), en fonction du maillage du tube.

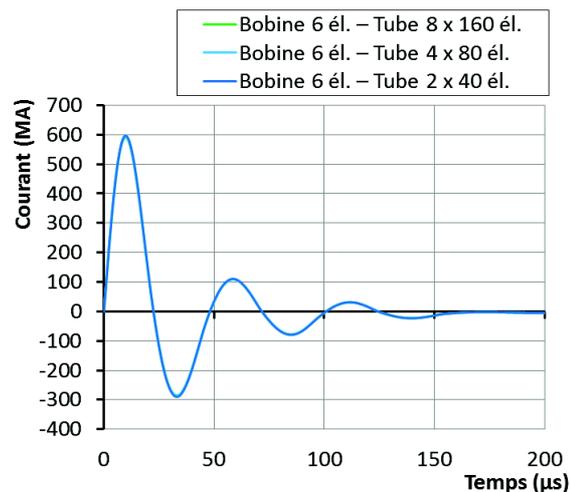
Il apparaît que le calcul du courant induit est peu sensible au maillage, même lorsque la taille de maille est trop grande pour représenter correctement le gradient de densité de courant à travers l'épaisseur du tube ou de la bobine. En effet, toutes les courbes de courant induit sont superposées. Il en découle que les maillages considérés ont également peu d'influence sur le calcul des efforts. Cela se vérifie par la comparaison des vitesses radiales : toutes sont superposées, à l'exception de la vitesse d'expansion correspondant au maillage du tube le plus grossier (2 x 40 éléments) où de légers écarts apparaissent au niveau du second pic de vitesse.

De cette étude de convergence, on tire donc qu'un maillage très raffiné n'est pas nécessaire au calcul de la vitesse d'expansion du tube. Le maillage choisi pour la suite des analyses est le suivant :

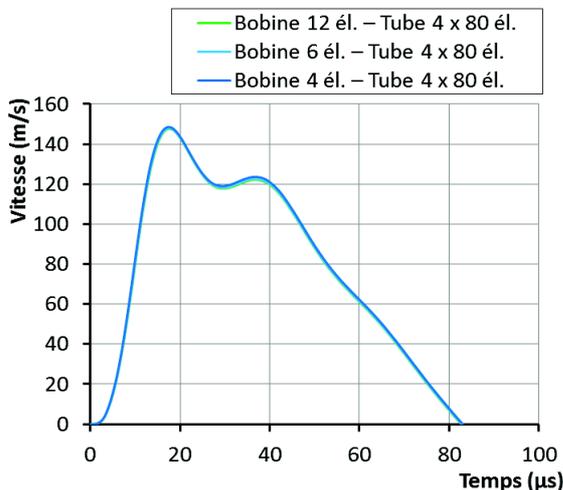
- 6 x 6 éléments dans la section de la bobine
- 4 x 80 éléments dans la section du tube.



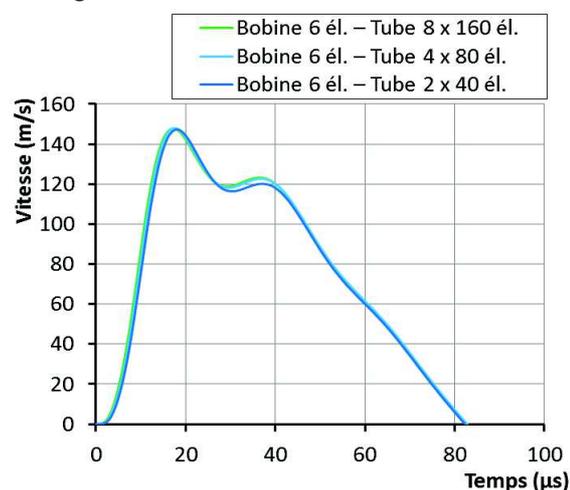
a. Courant induit dans le tube en fonction du maillage de la bobine



b. Courant induit dans le tube en fonction du maillage du tube



c. Vitesse radiale d'expansion du tube en fonction du maillage de la bobine

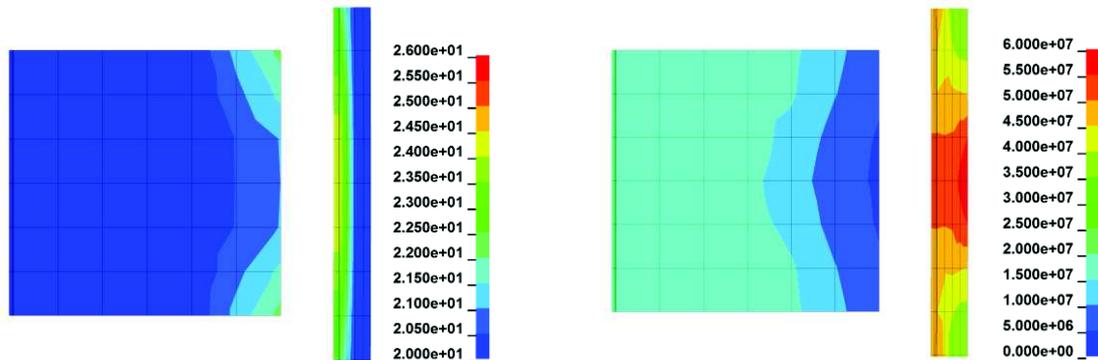


d. Vitesse radiale d'expansion du tube en fonction du maillage du tube

Figure E-4 : Courants induits et vitesses d'expansion, calculés pour différents paramètres de maillage

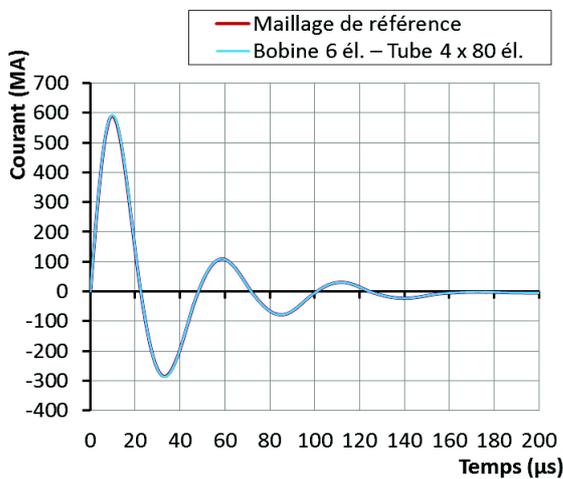
La Figure E-5-c. montre que le courant induit est identique à celui obtenu par le maillage de référence, de même que la vitesse radiale à un très léger décalage temporel près (Figure E-5-d). Pour des études plus approfondies des champs dans la bobine notamment, une discrétisation plus fine est requise, comme le suggère la comparaison des Figure E-5-a. et Figure E-5-b. avec les Figure E-3-a. et

Figure E-3-b. Il est à noter que la différence de niveaux de température et de contraintes à $5 \mu\text{s}$ est imputable au décalage temporel observé. Celui-ci, bien que très léger (il provient des différences de discrétisation temporelle), est très visible aux premiers instants de la mise en vitesse du fait de la vitesse de variation élevée des différentes grandeurs.

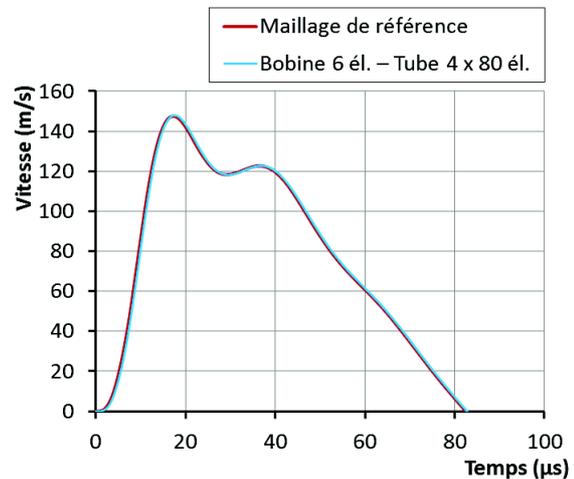


a. Champ de température ($^{\circ}\text{C}$) à $5 \mu\text{s}$ – Maillage choisi

b. Contraintes de von Mises (Pa) à $5 \mu\text{s}$ – Maillage choisi



c. Courant induit dans le tube – Maillage de référence et maillage choisi pour l'analyse



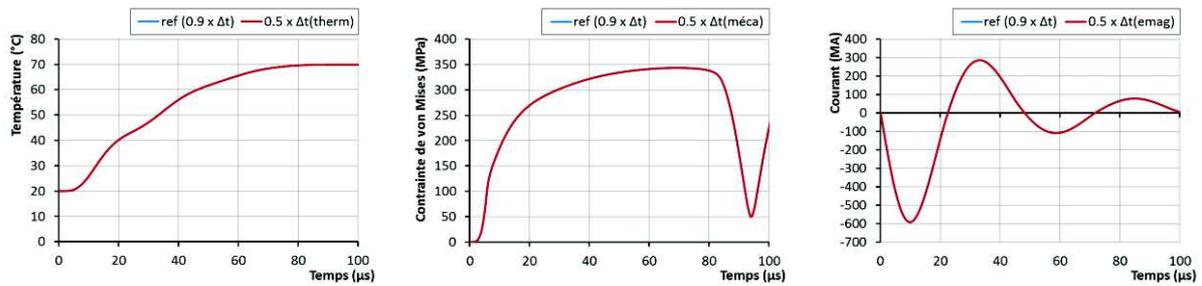
d. Vitesse d'expansion radiale du tube – Maillage de référence et maillage choisi pour l'analyse

Figure E-5 : Résultats de simulation pour le maillage choisi pour l'analyse

Convergence au pas de temps

Le pas de temps est calculé par LS-Dyna sur la base du critère de convergence des équations de la diffusion pour les solveurs implicites thermique et électromagnétique (cf. §III-4.3). Pour le solveur explicite mécanique, c'est la condition de CFL qui détermine le pas de temps. Les pas de temps déterminés par ces critères sont abattus d'un facteur 0.9. L'étude qui suit vise à réduire ce facteur à 0.5 successivement pour chacun des solveurs afin de valider la convergence des résultats.

Sur la Figure E-6, on peut observer que les évolutions de la température d'un nœud, de la contrainte de von Mises d'un élément, et du courant induit dans le tube sont superposées à la référence lorsque l'on fait varier respectivement le pas de temps thermique, mécanique et électromagnétique.



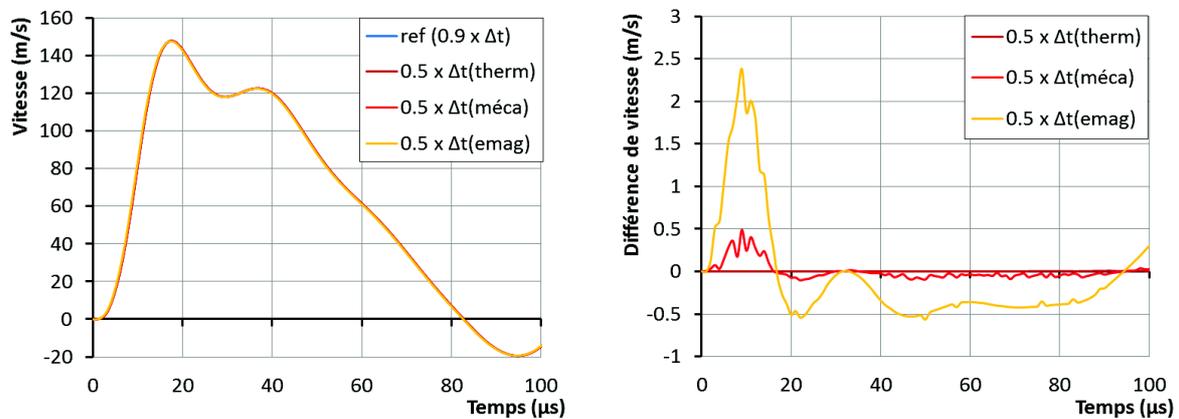
- a.** *Température en un nœud à mi-hauteur du tube avec réduction du pas de temps thermique*
- b.** *Contrainte en un élément à mi-hauteur du tube avec réduction du pas de temps mécanique*
- c.** *Courant induit dans le tube avec réduction du pas de temps électromagnétique*

Figure E-6 : Résultats des simulations pour des pas de temps réduits

En ce qui concerne la vitesse radiale (Figure E-7), aucune influence du pas de temps n'est détectée. Le calcul thermique paraît donc parfaitement convergé.

En revanche, des écarts apparaissent pour le pas de temps mécanique au moment de la mise en vitesse : le traitement de la propagation d'onde à travers l'épaisseur du tube montre une très légère évolution avec un écart maximal de 0.5 m/s à 10 μ s, qui est cependant considérée tout-à-fait négligeable. Le pas de temps mécanique est donc validé.

La convergence des résultats avec le pas de temps électromagnétique semble donc le point le plus critique. Les écarts restent faibles avec un maximum de 2.5 m/s dans le front de montée. On note par ailleurs que les écarts s'annulent au niveau des extrema, les pics sont donc bien estimés. Le facteur 0.9 sur le critère de pas de temps électromagnétique est ainsi validé dans un premier temps, mais la convergence de la résolution électromagnétique fera l'objet d'une attention particulière dans la suite des travaux.



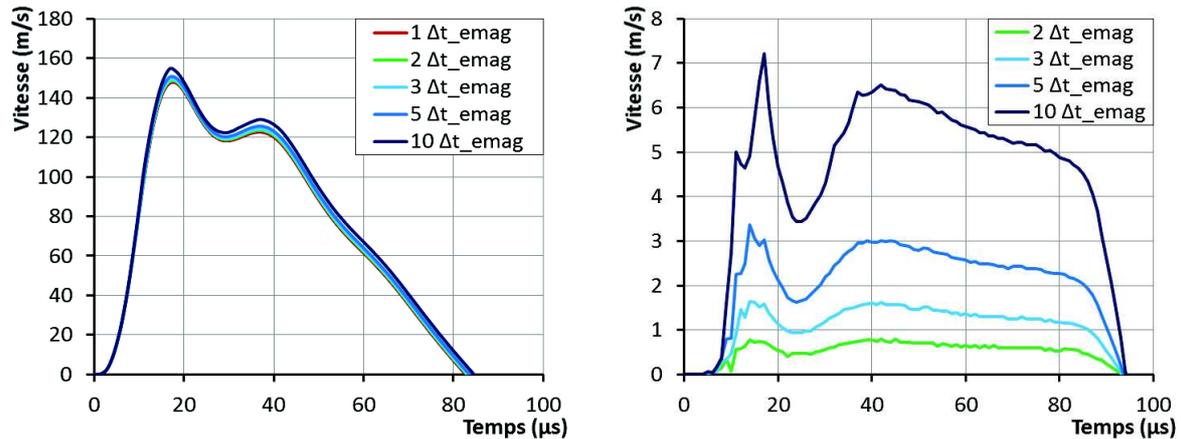
- a.** *Vitesses radiales d'expansion avec réduction des pas de temps*
- b.** *Ecarts par rapport à la vitesse du modèle de référence*

Figure E-7 : Effet du pas de temps sur le calcul de la vitesse radiale

Fréquence du couplage électromagnétique

La fréquence du couplage (cf. §III-4.1) de la résolution électromagnétique avec le solveur mécanique est un paramètre de forte influence sur la qualité du calcul. En raison de la forte dynamique du problème, mettant en jeu notamment des vitesses de déplacement élevées, la mise à jour des positions est primordiale pour un calcul correct des grandeurs électromagnétiques et des efforts qui en résultent.

La fréquence du couplage peut être réglée par l'utilisateur. Dans tous les calculs qui précèdent, le couplage a été opéré à chaque pas de temps électromagnétique. Cela est coûteux en temps de calcul, mais la présente étude montre qu'une telle fréquence est nécessaire. Lorsque le couplage n'est réalisé que tous les 2 pas de temps électromagnétiques (cf. Figure E-8), la conséquence est une surestimation de la vitesse radiale de 0.7 m/s en moyenne. Cette surestimation augmente presque linéairement lorsqu'on diminue la fréquence jusqu'à ne coupler les solveurs que tous les 10 pas de temps électromagnétiques. En effet, réduire la fréquence de couplage revient à sous-estimer la distance entre les conducteurs, ce qui mène à une surestimation des efforts et des vitesses.



a. Vitesses radiales d'expansion avec réduction de la fréquence de couplage

b. Écarts par rapport à la vitesse du modèle de référence

Figure E-8 : Effet de la fréquence de couplage électromagnétique (indiquée en nombre de pas de temps électromagnétiques) sur le calcul de la vitesse radiale

En conséquence, on perçoit ici une limite du couplage fort : les résultats dépendent de la fréquence de couplage, qui est gouvernée par le pas de temps électromagnétique. Cela porte à penser également que les légères variations de résultats avec le pas de temps électromagnétique présentées dans la section précédente proviennent, au moins en partie, des variations de la fréquence de couplage qui y sont associées.

Prise en compte des couplages thermiques

Les données des calculs mécanique et électromagnétique sont essentielles au calcul thermique, puisque la déformation plastique ainsi que l'effet Joule sont les seules sources de chaleur du modèle. Pour cette raison, le couplage du solveur thermique avec les autres solveurs est au moins unilatéral.

La rétroaction du champ de température sur la résolution mécanique sera discutée plus loin, puisque la sensibilité de la contrainte d'écoulement à la température est intégrée dans le modèle de Johnson-Cook. Les conséquences de ce couplage sur le calcul de la vitesse y seront détaillées.

On s'intéresse ici à la nécessité d'un couplage bilatéral des solveurs thermique et électromagnétique. La diminution de la conductivité électrique avec l'échauffement peut être intégrée à la modélisation par l'utilisation d'une équation d'état plutôt qu'une valeur constante. LS-Dyna propose notamment le modèle de Burgess qui donne une expression de la résistivité électrique en loi puissance de la température.

Afin de juger de l'effet de ce couplage sur la modélisation de l'expansion d'un tube d'aluminium, les résultats obtenus avec une conductivité constante sont comparés à ceux obtenus en utilisant le modèle de Burgess. Les paramètres utilisés sont présentés dans le Tableau E-1, et sont issus de (LS-DYNA 2015) ; les valeurs fournies correspondent à un alliage d'aluminium 2024. La forme obtenue est ajustée de manière à correspondre à la conductivité de l'aluminium 1050 à 20 °C, selon l'expression (éq. E-1).

V_0 (m ³ /kg)	$0.37 \cdot 10^{-3}$	C_1 (Ω.m)	$-5.35 \cdot 10^{-10}$
γ_0	2.13	C_2	0.233
$\theta_{m,0}$ (eV ; K)	0.0804 ; 660	C_3	1.21

Tableau E-1 : Paramètres du modèle de Burgess utilisés pour l'aluminium 1050

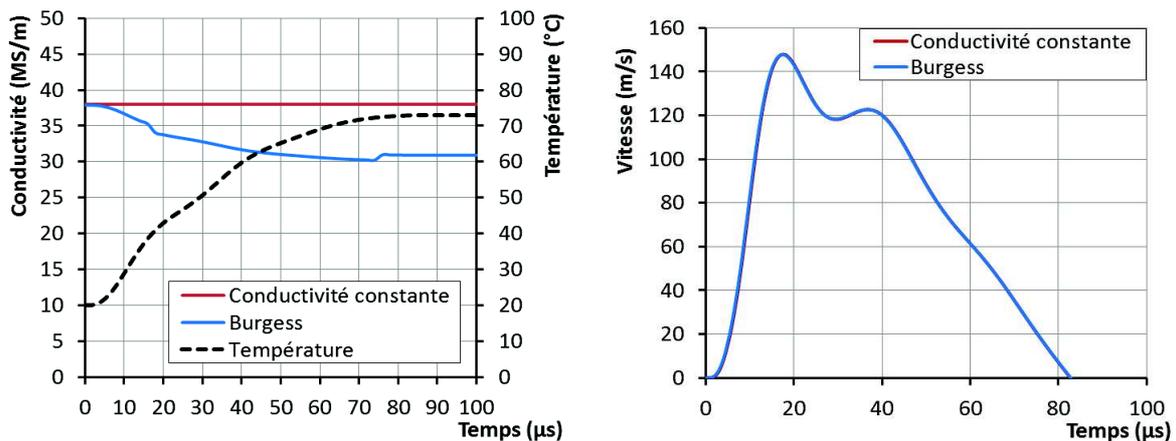
$$\sigma_{Al\ 1050}(\theta) = \sigma_{Al\ 2024}(\theta) \cdot \frac{\sigma_{Al\ 1050}(293\ K)}{\sigma_{Al\ 2024}(293\ K)} \quad (\text{éq. E-1})$$

avec $\sigma_{Al\ 1050}(293\ K) = 38 \cdot 10^6\ \text{S/m}$

Les évolutions calculées de la température, de la conductivité électrique et de la vitesse radiale sont extraites des simulations, et comparées pour ces deux modélisations de la conductivité (voir Figure E-9). Avec le modèle de Burgess, pour une élévation de température de 55 °C, une chute de conductivité de 7 MS/m est observée. Toutefois, cette chute significative ne génère aucun écart notable sur la vitesse d'expansion du tube.

Remarque : A 75 μs, la conductivité remonte légèrement, alors que la température est stabilisée. Cela est lié au fait que le modèle de Burgess incorpore une dépendance aux variations de volume, qui peuvent survenir dans le cadre de déformations dans le domaine élastique.

Pour la suite des analyses, et dans la mesure où les échauffements resteront modérés (< 100 °C), la dépendance de la conductivité électrique à la température sera donc négligée. Cela a pour avantage notamment de réduire les temps de calcul par la suppression d'un couplage.



a. Evolution de la conductivité électrique et de la température au cours de l'expansion b. Vitesse d'expansion du tube

Figure E-9 : Effet de la variation de conductivité électrique avec la température

Synthèse : Conditions de calcul assurant la convergence du modèle 2D axisymétrique

On résume ici les conditions de convergence identifiées pour la résolution numérique du problème d'expansion électromagnétique de tube, pour une bobine à 11 spires en acier S235 et un tube en aluminium 1050.

Maillage, pour un secteur angulaire de $2 \cdot \pi/64$ discrétisé en 4 couches d'éléments dans la direction circonférentielle :

- 6 x 6 éléments dans la section de la bobine
- 4 x 80 éléments dans la section du tube.

Pas de temps :

- Mécanique : 0.9 x valeur calculée par la condition de CFL

- Thermique : 0.9 x valeur calculée pour le critère de diffusion
- Electromagnétique : de l'ordre de 0.2 μs (cf. §E.2)

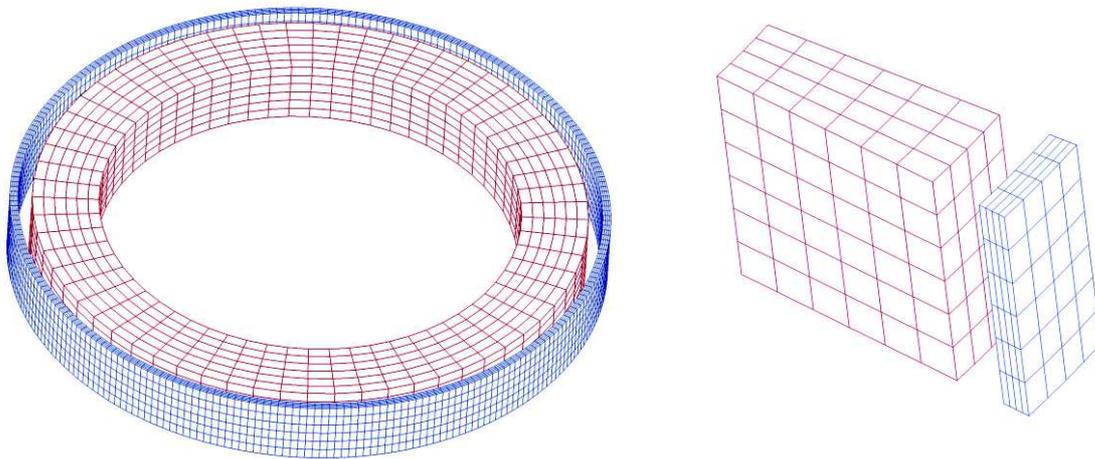
Fréquence du couplage mécanique-électromagnétique : à chaque pas de temps électromagnétique.

La thermo-dépendance de la conductivité électrique (équation de Burgess) peut être négligée pour les niveaux d'échauffement envisagés.

E.2. Etude de convergence du modèle 3D

Convergence du modèle 3D (1 spire)

Cette étude de convergence préliminaire a pour but de vérifier l'équivalence des résolutions 3D et axisymétrique dans un cas idéal (parfaitement axisymétrique). Pour cette étude, une spire unique de la bobine, fermée sur elle-même, est représentée, en vis-à-vis de laquelle est placée une section de tube de même hauteur (voir Figure E-10). Le courant est alors imposé à travers une section de la spire (sans définition d'une entrée et d'une sortie). Les autres conditions de modélisation suivent les recommandations synthétisées en fin de §E.1.



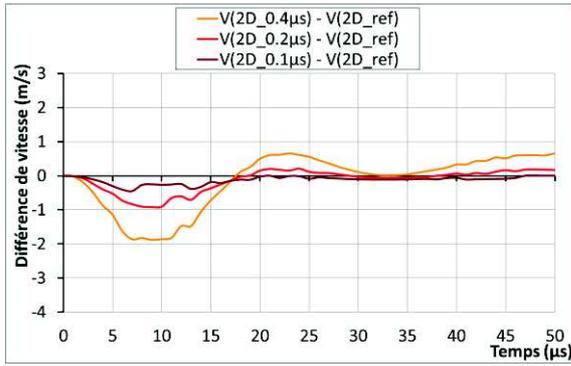
a. Maillage du modèle 3D

b. Maillage du modèle axisymétrique

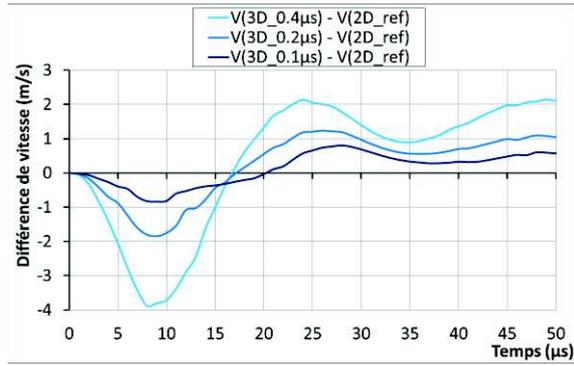
Figure E-10 : Maillages des modèles à une spire

Une simulation axisymétrique au pas de temps électromagnétique de 0.05 μs est utilisée comme référence. La vitesse radiale d'expansion du tube est calculée, en 3D et en axisymétrique, pour des pas de temps électromagnétiques de 0.4 μs à 0.1 μs . L'écart par rapport à la vitesse issue de la simulation de référence est présenté sur les Figure E-11-a. et Figure E-11-b.

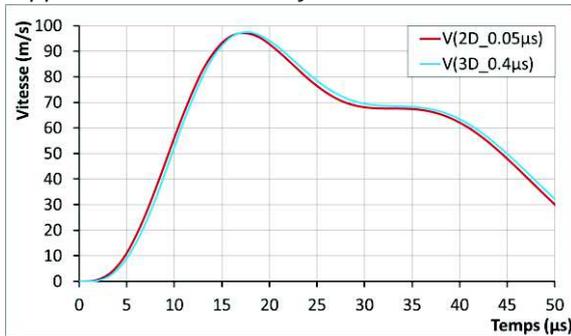
La convergence du calcul de vitesse avec le pas de temps électromagnétique est confirmée dans le cas axisymétrique. Les écarts par rapport à la simulation de référence sont tout-à-fait acceptables pour un pas de temps de 0.2 μs ou moins. Dans le cas des simulations 3D, la convergence n'est pas aussi rapide, et un pas de temps maximal de 0.1 μs est conseillé (Figure E-11-d). En 3D, pour des pas de temps supérieurs à 0.2 μs , un retard notable sur la mise en vitesse est observé, accompagné d'une tendance à surestimer la vitesse maximale (Figure E-11-c).



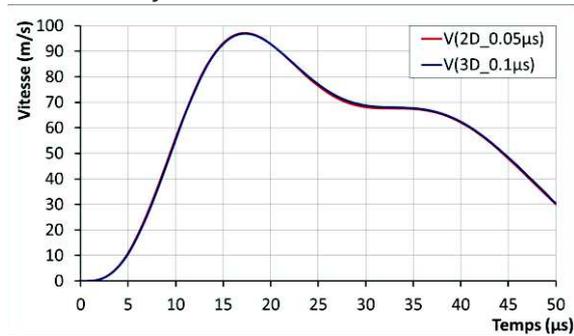
a. Ecart des simulations axisymétriques par rapport à la vitesse de référence



b. Ecart des simulations 3D par rapport à la vitesse de référence



c. Vitesse de référence (2D) et pour un pas de temps trop élevé (3D)



d. Vitesse de référence (2D) et pour le pas de temps recommandé (3D)

Figure E-11 : Convergence des calculs 3D et axisymétriques avec le pas de temps électromagnétique

Références bibliographiques pour l'Annexe E

LS-DYNA (2015), *LS-DYNA Keyword user's manual, vol III, Multi-physics solvers (rev. 6294)*, Livermore Software Technology Corporation, www.lstc.com.

Résumé

Les procédés de formage à grande vitesse comme le magnétoformage et le formage électrohydraulique se développent actuellement à l'échelle industrielle. La conception de ces procédés fortement dynamiques et multiphysiques nécessite le recours à la simulation numérique. Pour garantir la précision de ces simulations, il est essentiel de disposer de données pertinentes capables de décrire le comportement dynamique des matériaux déformés.

Ce travail de thèse se propose de développer des essais mécaniques basés sur le procédé de magnétoformage afin de caractériser le comportement en écrouissage dynamique de métaux sous forme de tubes ou de tôles. Les conditions d'essai sont ainsi au plus proche des conditions de déformation visées.

Le premier essai mis en place chez I-Cube Research est un essai d'expansion électromagnétique de tube instrumenté. La procédure d'identification par analyse inverse est mise en place, et sa capacité à identifier les paramètres du modèle de comportement est étudiée. La sensibilité de l'essai aux paramètres du modèle, et leurs corrélations, sont également analysées.

Cette procédure a ensuite été adaptée à un essai dédié à des éprouvettes issues de tôles. Cet essai, associé à une démarche de réduction de modèle, a permis de réduire de façon significative la sensibilité de la caractérisation aux incertitudes expérimentales par rapport à l'essai d'expansion de tube.

Les deux essais ont été appliqués à l'aluminium 1050 à l'état recuit, et ont permis de mettre en évidence une sensibilité marquée à la vitesse de déformation.

Les conditions dynamiques du formage peuvent apporter des gains importants en termes d'allongement. La problématique de la caractérisation de limites de formage dynamiques, qui doit faire l'objet de développements ultérieurs, est introduite en dernière partie.

Mots Clés

Magnétoformage, haute vitesse de déformation, identification, loi de comportement.

Abstract

High speed forming processes such as magnetic pulse forming and electrohydraulic forming are currently developing at the industrial scale. Design of these highly dynamic and multiphysics processes requires numerical simulation. To ensure the representativeness of the simulations, there is an important need for relevant data describing the material dynamic behavior.

In this study, mechanical tests based on magnetic pulse forming have been developed in order to characterize the dynamic strain hardening of metals in the form of tubes or sheets. The testing conditions are then very similar to the real industrial forming conditions.

The first test developed at iCube Research is an electromagnetic tube expansion test. Design of the inductor, optimization of the numerical model, and test sensitivity to the experimental uncertainties are discussed. The inverse analysis identification procedure is established, and its ability to identify the constitutive model parameters is examined. The sensitivity of the test to the model parameters, and their correlations, are analyzed as well.

This procedure is then adapted to a test dedicated to plane samples, cut from sheets. The loading mode and the deformation mode induced by this test enables a significant reduction of the characterization sensitivity relative to experimental uncertainties, as compared to tube expansion testing. A model reduction approach makes it possible to use this test in an iterative parameter identification procedure.

Both tests are applied to annealed aluminium 1050, and they reveal a significant strain-rate sensitivity, with a stronger strain-hardening than that measured by quasi-static tensile tests.

The dynamic forming conditions are likely to offer great improvements in formability. The problem of dynamic forming limits characterization, which will be the subject of further developments, is introduced as a last chapter.

Keywords

Magnetic pulse forming, high strain-rate, identification, constitutive behavior.