

Lire  
la première partie  
de la thèse

# Chapitre 4

## Modélisation du procédé de rétreint

”Les sciences n’essaient pas d’expliquer, elles essaient à peine d’interpréter, elles font principalement des modèles. Par modèle on entend une construction mathématique qui, par l’addition de quelques interprétations verbales, décrit les phénomènes observés. La justification d’une telle construction mathématique est uniquement précisément qu’elle est censée marcher.”

JOHN VON NEUMANN

### Sommaire

---

<b>4.1</b>	<b>Introduction</b>	<b>98</b>
<b>4.2</b>	<b>Modélisation analytique : modèle de Ghaei</b>	<b>98</b>
4.2.1	Bases théoriques	98
4.2.2	Implémentation	104
<b>4.3</b>	<b>Modélisation éléments finis du procédé de rétreint</b>	<b>104</b>
4.3.1	La méthode des éléments finis	105
4.3.2	Le modèle 3D proposé	107
4.3.3	Alternative de modélisation : l’approche 2D axisymétrique	118
<b>4.4</b>	<b>Conclusion</b>	<b>123</b>

---

## 4.1 Introduction

Ce chapitre présente les travaux de thèse liés à la modélisation du procédé de rétreint. Il constitue le principal enjeu de la thèse et a été source de nombreuses difficultés. L'exploitation des modèles développés ne sera présentée que dans le chapitre 5. Elle permettra une meilleure compréhension des phénomènes mis en jeu lors du rétreint. Nous nous limiterons ici à n'exposer que les différentes stratégies de modélisation adoptées ainsi que la validation de nos modèles.

Le paragraphe 4.2 portera l'accent sur la modélisation analytique et plus particulièrement sur le modèle analytique de Ghaei [12] implémenté dans le cadre de cette étude. Par la suite la modélisation numérique du procédé par la méthode des éléments finis sera traitée au paragraphe 4.3. Après un bref rappel des bases de cette théorie, le modèle numérique proposé sera présenté dans le détail ainsi que les différentes stratégies de simulation, et la validation grâce à des essais menés sur site. Par ailleurs les difficultés rencontrées seront abordées ainsi que les solutions apportées.

## 4.2 Modélisation analytique : modèle de Ghaei

Les méthodes analytiques sont généralement employés pour prédire les efforts nécessaires à la mise en forme d'une pièce donnée. Le "upper bound method" fait partie des méthodes les plus populaires et l'approche classique consiste à choisir un champ de vitesses d'écoulement compatible avec la forme de la pièce finale, puis de calculer la puissance interne qu'il génère. Les efforts de mise en forme sont déduits de l'égalité entre les puissances extérieures et intérieures [6, 57, 20, 5]. Ghaei *et al.* [12] ont proposé une nouvelle approche basée sur le calcul direct des puissances c'est-à-dire en s'affranchissant du choix d'un champ de vitesses admissibles. C'est ce modèle que nous avons retenu dans le cadre de cette étude afin d'évaluer analytiquement les efforts de forge.

### 4.2.1 Bases théoriques

La méthode proposée et validée par Ghaei *et al.* [12] permet de prédire les efforts lors d'opérations de forgeage radial avec utilisation d'un mandrin. Elle présente l'originalité de s'affranchir du choix d'un champ de vitesse cinématiquement admissible et d'évaluer l'effort directement à partir des énergies mises en jeu lors de la mise en forme. Une représentation schématique du procédé est présentée sur la figure 4.1 où on rappelle les

différents éléments de l'assemblage ainsi que les principales notations utilisées pour le calcul de l'effort. Par ailleurs les auteurs ont mis en évidence l'existence d'un plan neutre au niveau du tube lors de la mise en forme, plan caractérisé par un écoulement de la matière uniquement dans le sens radial. Autrement dit, au moment de la frappe, les points matériels localisés dans ce plan présentent un déplacement axial nul. En toute généralité le plan neutre peut se situer n'importe où dans la zone déformée, mais dans la pratique on le localise le plus souvent dans la zone de forgeage. Le modèle de Ghaei a été construit avec l'hypothèse que le plan neutre se trouve au milieu de cette zone.

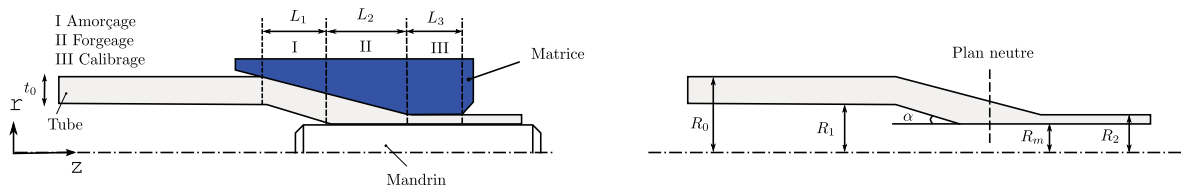


FIGURE 4.1 – Représentation schématique du procédé de forgeage radial précisant les différentes zones étudiées ainsi que les principales notations lors du calcul des efforts [12]

L'énergie totale déployée dans la zone de déformation du tube peut être interprétée comme étant la somme de l'énergie de déformation plastique, de l'énergie de cisaillement nécessaire au changement de direction d'écoulement et de l'énergie perdue par frottement. On obtient ainsi la relation suivante :

$$W_t = W_p + W_c + W_f \quad (4.1)$$

où  $W_p$  est l'énergie de déformation plastique,  $W_c$  l'énergie de cisaillement et  $W_f$  l'énergie dissipée par frottement. Considérant que la formulation des ces différentes quantités n'est pas la même à travers toute la zone de déformation du tube, la démarche classique consiste à partitionner ce domaine en trois zones. La première, appelée zone d'amorçage et notée (I) sur la figure 4.1, correspond au domaine de déformation sans contact entre la surface interne du tube le mandrin. Dans leur théorie, Ghaei *et al.* [12] font l'hypothèse que l'épaisseur du tube reste constante dans cette zone. Par contre dans la zone de forgeage, notée (II), le tube est aussi en contact avec le mandrin et la déformation du tube s'accompagne d'une diminution de son épaisseur. Enfin, dans la zone de calibrage, notée (III), le tube est essentiellement déformé élastiquement. On y relève cependant une petite déformation plastique permettant un meilleur calibrage du diamètre extérieur de la pièce.

Le calcul de l'effort s'effectue en subdivisant chacune de ces trois zones en petits éléments transversaux puis en calculant dans chaque volume élémentaire l'énergie totale nécessaire au changement de forme (équation 4.1).

#### 4.2.1.1 Energies déployées dans la zone de forgeage

On représente sur la figure 4.2 les caractéristiques géométriques des éléments utilisés de part et d'autre du plan neutre pour le calcul des énergies mises en jeu dans la zone de forgeage. Les notations ainsi utilisées sont conformes à celles des auteurs. Les grandeurs  $\Delta s$  et  $dz$  correspondent respectivement à la largeur de l'élément en fin de frappe et à l'allongement axial suite à la réduction de l'épaisseur.

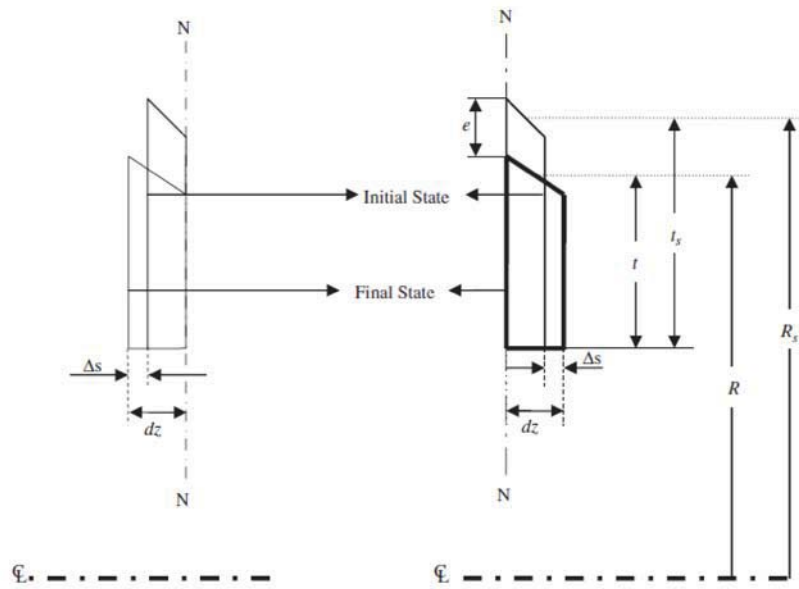


FIGURE 4.2 – Élément dans la zone de forgeage [12]

La déformation équivalente  $\bar{\varepsilon}$  s'exprime classiquement par la relation suivante :

$$\bar{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3} (\varepsilon_r^2 + \varepsilon_\theta^2 + \varepsilon_z^2)} \quad (4.2)$$

avec  $\varepsilon_r = \ln\left(\frac{t}{t_s}\right)$ ,  $\varepsilon_\theta = \ln\left(\frac{R-t/2}{R_s-t_s/2}\right)$  et  $\varepsilon_z = -(\varepsilon_r + \varepsilon_\theta)$  (voir figure 4.2 pour les notations). Avec l'hypothèse que la déformation  $\bar{\varepsilon}$  et la contrainte équivalente  $\bar{\sigma}$  restent constantes dans l'élément, l'énergie de déformation élémentaire s'écrit comme suit :

$$W_{p_2} = \bar{\sigma} \bar{\varepsilon} dV \quad (4.3)$$

Enfin, l'énergie dissipée par frottement est simplement donnée par le travail des efforts tangentiels apparaissant aux interfaces pièce-outil et pièce-mandrin. Les auteurs les forment donc ainsi :

$$W_{fm_2} = mk (2\pi R_m dz) \Delta s \quad (4.4)$$

$$W_{fd_2} = mk (A_{fric}) \frac{\Delta s}{\cos \alpha} \quad (4.5)$$

où  $W_{fm_2}$  représente l'énergie perdue par frottement entre la pièce et le mandrin,  $W_{fd_2}$  l'énergie dissipée à l'interface pièce-outil,  $m$  le coefficient de frottement,  $k$  la contrainte de cisaillement critique,  $\alpha$  l'angle d'ouverture de la matrice,  $R_m$  le rayon intérieur de l'extrémité du tube et  $A_{fric}$  la surface de contact entre l'élément considéré et la matrice.

### 4.2.1.2 Energies déployées dans la zone d'amorçage

L'énergie de déformation d'un élément de la zone d'amorçage (voir figure 4.3)  $W_{p_1}$  est calculée de façon similaire à  $W_{p_2}$  donnée par l'équation 4.3. La conservation de l'épaisseur du tube dans cette zone d'amorçage implique une déformation nulle dans la direction radiale, d'où une déformation équivalente de la forme :

$$\bar{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3} (\varepsilon_\theta^2 + \varepsilon_z^2)} = \frac{2}{\sqrt{3}} \varepsilon_z = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left( \frac{A}{A_s} \right) \quad (4.6)$$

$A$  et  $A_s$  représentent respectivement la section transversale de l'élément avant et après déformation. Par ailleurs l'énergie dissipée par frottement entre le tube et la matrice est exprimée comme suit :

$$W_{f_1} = mk \left( A_{fric} \frac{dz}{\cos \alpha} \right) \Delta s \quad (4.7)$$

avec  $\tau$  la contrainte de cisaillement développée dans le frottement,  $m$  le coefficient de frottement,  $k$  la contrainte limite de cisaillement,  $A_{fric}$  la surface de contact entre la matrice et le tube.

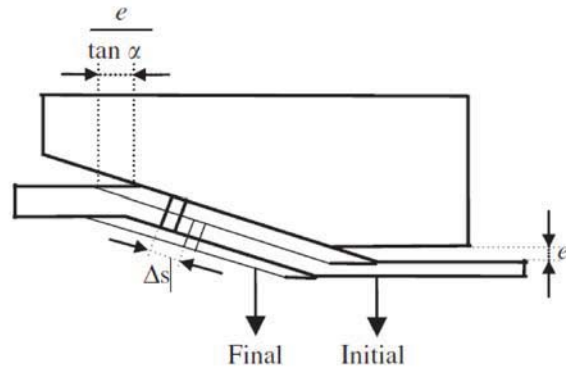


FIGURE 4.3 – Élément dans la zone d'amorçage [12]

#### 4.2.1.3 Zone de calibrage

Dans cette zone, on ne considère que la dissipation par frottement :

$$W_{fm_3} = mk (2\pi R_m L_3) \left( \Delta s + \frac{e}{\sin \alpha} - \frac{e}{\tan \alpha} \right) \quad (4.8)$$

$$W_{fd_3} = mk (A_{fric}) \left( \Delta s + \frac{e}{\sin \alpha} - \frac{e}{\tan \alpha} \right) \quad (4.9)$$

où  $W_{fm_3}$  représente l'énergie dissipée à l'interface pièce-mandrin,  $W_{fd_3}$  celle perdue à interface pièce-outil et  $L_3$  la longueur de la zone de calibrage.

#### 4.2.1.4 Energie de cisaillement

Si on considère le chemin d'écoulement illustré sur la figure 4.4, on constate que la matière change de direction d'écoulement à l'entrée et à la sortie de la zone d'amorçage. Le changement de direction d'écoulement à travers les surfaces  $A_{s_1}$  et  $A_{s_2}$  nécessite des énergies de cisaillement qui s'écrivent respectivement :

$$W_{s_1} = k \tan(\alpha) A_{s_1} \Delta s \quad (4.10)$$

$$W_{s_2} = k \tan(\alpha/2) A_{s_2} \Delta s \cos(\alpha/2) \quad (4.11)$$

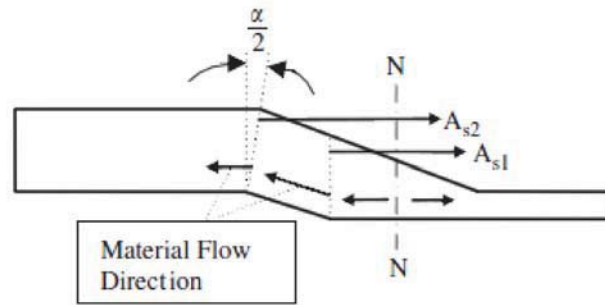


FIGURE 4.4 – Changement de direction d'écoulement à travers les surfaces  $A_{s1}$  et  $A_{s2}$  [12]

Par ailleurs l'énergie due à la flexion de la matière pénétrant dans la zone d'amorçage entre deux frappes successives (zone hachurée de la figure 4.5) est donnée par :

$$W_{s3} = k \tan(\alpha/2) \pi [R_0^2 - (2R_0 - t_0)^2] \frac{e}{\tan(\alpha)} \quad (4.12)$$

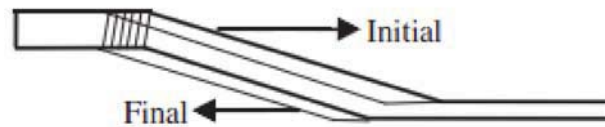


FIGURE 4.5 – Représentation schématique de la quantité de matière passant de la zone non déformée à la partie déformée [12]

#### 4.2.1.5 Calcul de l'effort de forgeage

L'effort total calculé est finalement obtenu par :

$$F_r = \frac{W_{total}}{e} + F_{amor} \quad (4.13)$$



avec  $W_{total} = (W_{p_1} + W_{p_2}) + (W_{fd_1} + W_{fm_2} + W_{fd_2} + W_{fm_3} + W_{fd_3}) + (W_{s_1} + W_{s_2} + W_{s_3})$  et  $F_{amor}$  la force développée dans la zone de calibrage et donnée par :

$$F_{amor} = 2\pi R_2 L_3 \bar{\sigma} \quad (4.14)$$

### 4.2.2 Implémentation

La théorie de Ghaei décrite ci-dessus a été implémentée suivant l'approche orientée objet qui permet de représenter des éléments du monde physique par un ensemble d'objets autonomes et capables de communiquer entre eux. Dans le langage C++ [58], utilisé pour implémenter la théorie de Ghaei, le concept d'objet se traduit dans le programme par l'utilisation des classes dans le code. Le diagramme UML représenté sur la figure 4.6 montre les différentes classes qui rentrent en jeu dans le calcul de l'effort de forgeage. La classe *UpperBoundGhaei* constitue l'élément principal du module car elle comporte les instructions reprenant la démarche proposée par les auteurs. Les données nécessaires au calcul sont par ailleurs encapsulées au sein d'autres objets, comme par exemple la classe *Outil* pour ce qui est des caractéristiques géométriques de la matrice utilisée ou encore la classe *Condition* qui reprend les conditions de mise en forme, ie le coefficient de frottement, la fréquence de frappe de la matrice ainsi que les vitesses d'avance et de rotation du tube. La géométrie de la pièce finale est modélisée par la classe *Part* tandis que la classe *Materiau* fournit les données liées au comportement mécanique de l'alliage concerné. Les résultats issus du modèle analytique seront présentés au chapitre 5.

## 4.3 Modélisation éléments finis du procédé de rétreint

La modélisation numérique du procédé de rétreint, que nous décrivons dans cette section, est basée sur la méthode des éléments finis. Dans un premier temps les bases théoriques de cette technique de résolution d'équations différentielles seront rappelées avant de détailler l'application des éléments finis à la simulation du procédé de rétreint. On rappelle que dans ce chapitre les questions liées à l'utilisation des modèles pour améliorer la compréhension du procédé ou pour répondre à des problématiques industrielles ne seront pas abordées car le chapitre 5 sera consacré à l'analyse des résultats et à l'exploitation des modèles.

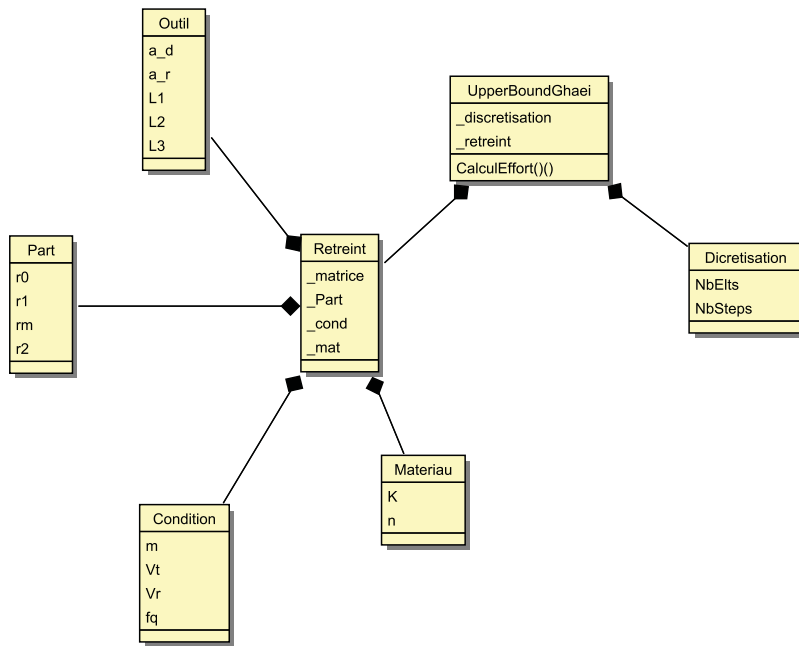


FIGURE 4.6 – Diagramme UML explicitant les différentes classes mises en jeu lors l’implémentation de la méthode de Ghaei

#### 4.3.1 La méthode des éléments finis

La méthode des éléments finis permet d’approximer numériquement la solution d’une équation différentielle. Elle consiste à discrétiser le domaine considéré en sous domaines de géométrie simple appelés éléments et à calculer la solution en un nombre fini de points du domaine appelés noeuds. Dans chaque domaine élémentaire, la solution est obtenue grâce à une interpolation utilisant des fonctions choisies à priori et les valeurs du champ calculées aux noeuds de l’élément considéré.

##### 4.3.1.1 Formulation forte du problème mécanique

En mécanique des milieux continus, le problème à résoudre est associé à la conservation de la quantité de mouvement donnée par la relation 4.15 suivante :

$$\nabla \cdot \underline{\underline{\sigma}} + \rho \underline{\underline{f}} = \rho \frac{\partial^2 \underline{u}}{\partial t^2} \quad \text{dans } \Omega \quad (4.15)$$

où  $\nabla \cdot$  est l’opérateur divergence,  $\underline{\underline{\sigma}}$  représente le tenseur des contraintes de Cauchy,  $\rho$  la masse volumique du matériau,  $\underline{\underline{f}}$  la densité de force volumique et  $\underline{u}$  le vecteur déplacement. A cette relation on adjoint les conditions aux limites définies par les équations 4.16 et

4.17 pour lesquelles  $\underline{n}$  représente la normale à la frontière du domaine  $\partial\Omega = \Gamma^s \cup \Gamma^u$  avec  $\Gamma^s \cap \Gamma^u = \{\emptyset\}$ .  $\Gamma^s$  est la frontière des efforts imposés  $\underline{T}^d$  l'effort imposé et  $\Gamma^u$  la frontière des déplacements imposés  $\underline{u}^d$ .

$$\underline{\sigma} \underline{n} = \underline{T}^d \quad \text{sur } \Gamma^s \quad (4.16)$$

$$\underline{u} = \underline{u}^d \quad \text{sur } \Gamma^u \quad (4.17)$$

### 4.3.1.2 Formulation faible et discrétisation éléments finis

Dans la démarche éléments finis, l'équation différentielle à résoudre n'est pas traitée dans sa forme forte. Celle-ci est d'abord transformée en multipliant l'équation 4.15 par le champ  $\delta\underline{u}$  cinématiquement admissible puis en intégrant sur tout le domaine. La forme intégrale ainsi obtenue est appelée formulation faible du problème qui prend directement en compte la condition sur la frontière  $\Gamma^s$ . Pour un volume élémentaire  $\Omega_e$ , cette forme faible est donnée par la relation suivante :

$$\int_{\Omega_e} \rho \underline{f} \cdot \delta \underline{u}^e d\Omega_e + \int_{\Gamma_e^d} \underline{T}^d \cdot \delta \underline{u}^e dS - \int_{\Omega_e} \underline{\sigma} : \delta \underline{\varepsilon} d\Omega_e = \int_{\Omega_e} \rho \ddot{\underline{u}} \cdot \delta \underline{u}^e d\Omega_e \quad (4.18)$$

La discrétisation de l'équation 4.18 aboutit finalement au système discret suivant :

$$[M^e] \{\ddot{u}^e\} + [K^e] \{u^e\} = \{F^e\} \quad (4.19)$$

où  $[M^e]$  représente la matrice de masse élémentaire,  $[K^e]$  la matrice de rigidité élémentaire et  $\{F^e\}$  le vecteur des efforts extérieurs appliqués aux noeuds. Ces différentes quantités élémentaires sont définies par les relations suivantes :

$$[M^e] = \int_{\Omega_e} N^T N \rho d\Omega_e \quad (4.20)$$

$$[K^e] = \int_{\Omega_e} B^T D B d\Omega_e \quad (4.21)$$

$$\{F^e\} = \int_{\Omega_e} N^T \rho \underline{f} d\Omega_e + \int_{\Gamma_e^d} N^T \underline{T}^d dS_e \quad (4.22)$$

où  $N$  représente la matrice des fonctions d'interpolation,  $B$  la matrice des dérivées des fonctions de forme et  $D$  reprend le comportement du matériau.

Le système global est obtenu par assemblage des différentes matrices élémentaires et la résolution, pour des problèmes non linéaires, se fait généralement par des méthodes itératives comme celle de Newton-Raphson.

#### 4.3.2 Le modèle 3D proposé

La modélisation numérique du procédé de rétreint constitue un problème fortement non linéaire qui fait intervenir à la fois la plasticité du matériau, des phénomènes de contact et de grands déplacements. Pour réaliser nos modèles, nous avons utilisé le code commercial Abaqus [33] qui gère bien ces aspects de non linéarité. Nous présenterons le modèle 3D à travers le maillage et les conditions aux limites. Les difficultés numériques rencontrées lors du développement de ce modèle de référence seront abordées et on explicitera les solutions retenues parmi les différentes pistes explorées. La validation du modèle 3D a nécessité la réalisation d'essais sur site. Ces derniers seront présentés ainsi que la corrélation expérience/simulation. Bien que l'approche 3D soit la plus réaliste possible, elle présente l'inconvénient de requérir des temps de mise en oeuvre et de calcul excessivement élevés pour un contexte industriel. Pour ces raisons des alternatives à la modélisation 3D ont aussi été proposées et leur pertinence évaluée grâce à des comparaisons avec le modèle de référence et les essais.

Le principe physique du procédé de rétreint ne sera pas explicité ici dans la mesure où il a déjà été présenté dans le chapitre 1. En revanche les grandeurs géométriques des différents éléments de l'assemblage ainsi que les paramètres procédé seront précisés de manière à bien décrire ces données d'entrée (voir figure 4.7 et tableau 4.1). Comme présenté au chapitre 3, les paramètres matériau ont été identifiés grâce à des essais de traction et d'impact et à l'utilisation d'une procédure d'identification par analyse inverse.

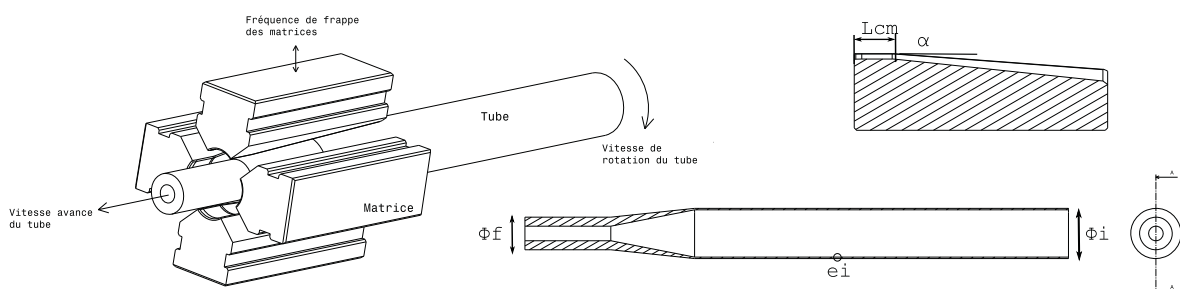


FIGURE 4.7 – Paramètres procédé et données géométriques utilisés pour la modélisation éléments finis

Notation	Désignation
$\alpha$	angle d'ouverture de la matrice
$L_{cm}$	longueur de la zone de calibrage
$\alpha_m$	angle des demi-facettes de la matrice
$e_t$	épaisseur du tube
$\phi_i$	diamètre initial du tube
$\phi_f$	diamètre final
$V_t$	vitesse de translation du tube
$V_r$	vitesse de rotation
$f_s$	fréquence de frappe des matrices
$\mu$	coefficient de frottement

TABLE 4.1 – Récapitulatif des paramètres procédé et géométriques du modèle numérique

$V_t$	$V_r$	$f_s$
<i>mm.min<sup>-1</sup></i>	<i>tr.min<sup>-1</sup></i>	<i>frappes.min<sup>-1</sup></i>
200 - 800	60	1200-1600

TABLE 4.2 – Conditions de rétreint

Les paramètres géométriques de la matrice sont l'angle d'ouverture  $\alpha$  et la longueur de la zone de calibrage  $L_{cm}$ . En réalité, la surface de la matrice en contact avec le tube n'est pas à géométrie cylindrique, elle est plutôt constituée de deux demi-facettes formant un angle un angle  $\alpha_m$ . Le diamètre initial du tube  $\phi_i$  ainsi que son épaisseur de départ  $e_i$  sont naturellement pris en compte. Le positionnement initial des matrices est calculé en fonction du diamètre final  $\phi_f$  que l'on souhaite obtenir. Enfin les paramètres procédé concernent la fréquence de frappe des matrices  $f_s$ , la vitesse d'avance et de rotation du tube, respectivement  $V_t$  et  $V_r$ . On récapitule dans le tableau 4.1 les données du modèle.

Les plages de valeurs pour les paramètres  $V_t$ ,  $V_r$  et  $f_s$  sont résumées dans le tableau 4.2.

#### 4.3.2.1 Le maillage

Le maillage associé à nos modèles éléments finis est abordé ici (figure 4.8). Une attention particulière a été portée à l'extrémité du tube où sont localisées les déformations les plus

### 4.3 Modélisation éléments finis du procédé de rétreint

importantes. Pour ne pas dégrader la précision du calcul, le maillage a donc été réalisé assez fin dans cette zone, tandis que la taille des éléments est plus importante dans la partie non déformée du tube. Par ailleurs les matrices sont représentées comme des pièces indéformables. Pour faciliter la modélisation et ne pas alourdir inutilement le modèle, nous ne modélisons que la surface des matrices en contact avec le tube, avec un maillage le plus grossier possible. Le modèle est composé de 29280 noeuds et de 21780 éléments et la taille de maille minimale est de l'ordre de  $0.5mm$ .

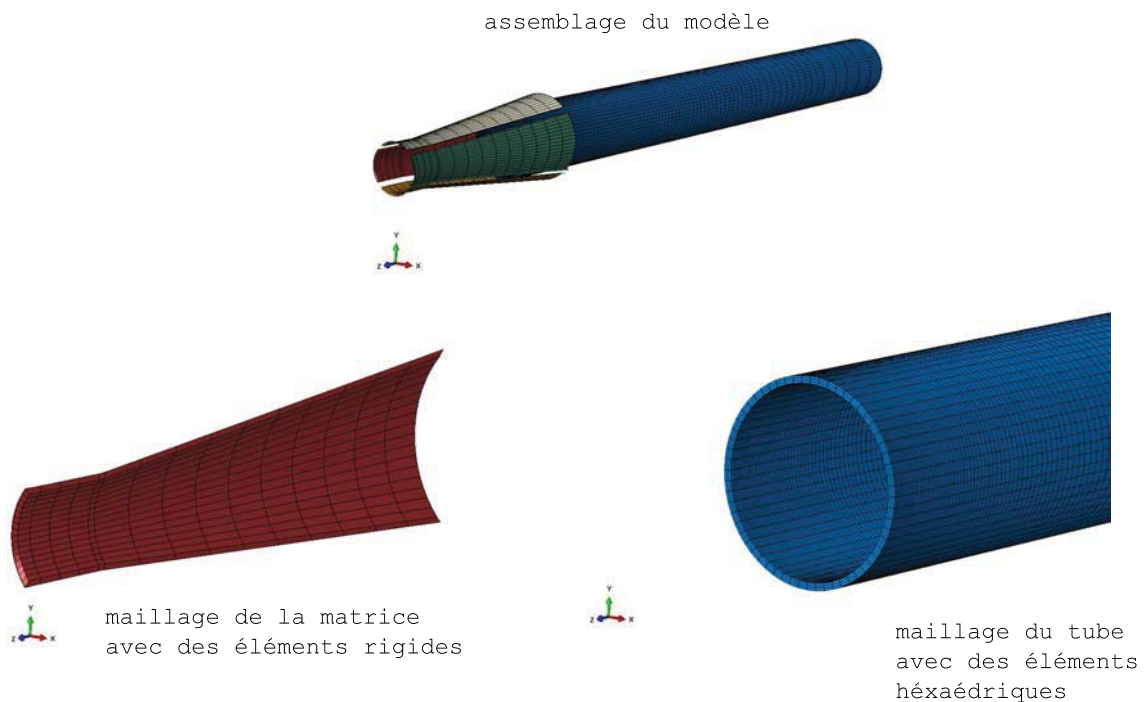


FIGURE 4.8 – Maillage proposé : éléments rigides pour la matrice et éléments hexaédriques déformables pour le tube (21780 éléments et 29280 noeuds).  $\alpha = 6^\circ$ ,  $L_{cm} = 25mm$

#### 4.3.2.2 Conditions aux limites et contact

Les conditions aux limites du système étudié sont illustrées sur la figure 4.9. Les matrices travaillent en déplacement imposé suivant un profil sinusoïdal de pulsation  $\omega = \frac{2\pi}{f_s}$  avec  $f_s$  la fréquence de frappe des matrices et d'amplitude  $A = 2mm$ . La bague de serrage utilisée pour maintenir le tube avec la bonne cinématique n'est pas représentée pour les simulations dans la mesure où le modèle de liaison utilisé consiste à piloter le tube par l'intermédiaire d'un seul point de contrôle. Le MPC (*Multi Point Constraint*) [33] ainsi

utilisé contraint les degrés de liberté des noeuds de la surface esclave à suivre ceux du point de contrôle. Dans notre cas, la surface esclave représente la surface du tube en contact avec la bague de serrage. Le contact entre le tube et la matrice est représenté via le modèle de Coulomb avec un coefficient de frottement  $\mu = 0.2$ , valeur classiquement utilisée pour la simulation du forgeage radial.

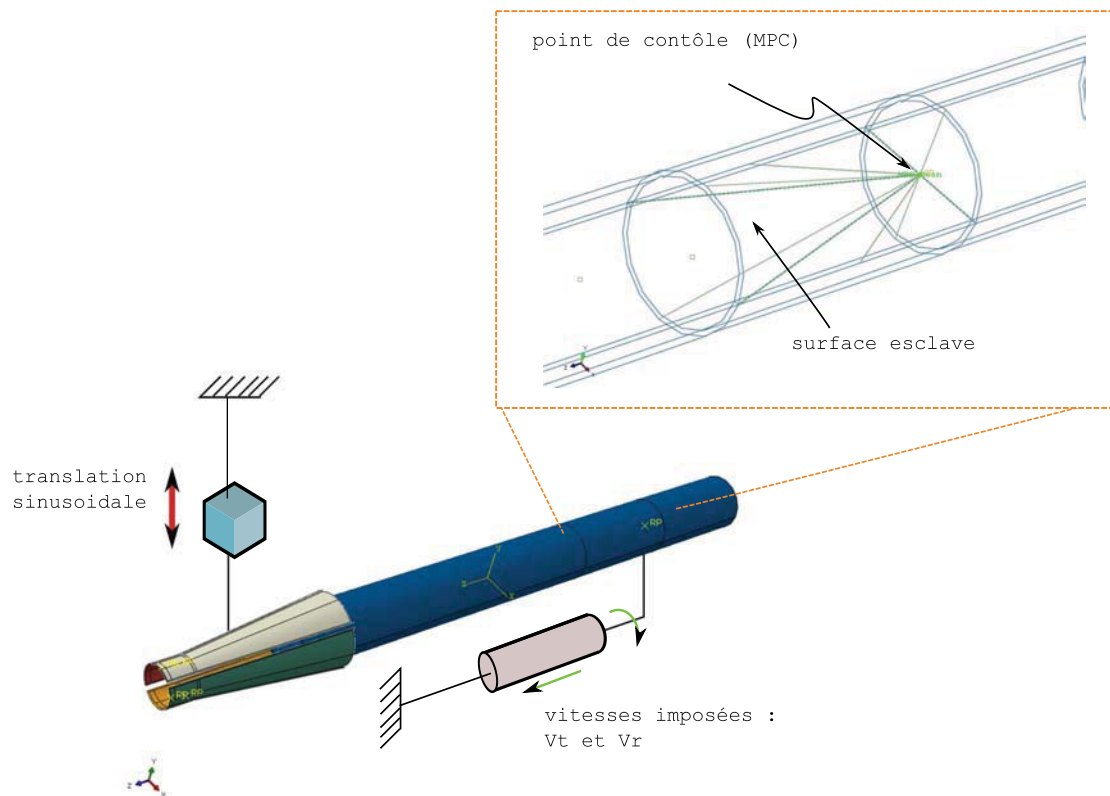


FIGURE 4.9 – Conditions aux limites pour l’assemblage étudié : les matrices sont pilotées en déplacement imposé et le tube en vitesse imposée

### 4.3.2.3 Schéma d’intégration temporelle

Les sollicitations exercées par les matrices sont de nature dynamique et la grande fréquence de frappe, de l’ordre de  $1600 \text{ frappe.min}^{-1}$ , montre qu’il s’agit en plus de phénomènes rapides. Dans le cadre de cette étude un schéma d’intégration explicite a donc été choisi pour deux raisons :

- les sollicitations sont de nature dynamique et la grande fréquence de frappe indique que nous sommes en présence de phénomènes rapides ;



– le caractère fortement non linéaire du problème étudié.

Tel qu'il est présenté dans les paragraphes précédents, le modèle numérique proposé ne présente pas de problèmes de convergence malgré la forte non-linéarité du problème. Par contre, nous sommes confrontés à deux difficultés majeures lors de sa mise en oeuvre : le *hourglassing* et le temps CPU excessif.

#### 4.3.2.4 La question du *hourglassing*

Comme indiqué plus haut, le modèle de référence en 3D est construit avec des éléments hexaédriques linéaires et la technique de sous intégration avec un unique point d'intégration est utilisée. Cela permet de diminuer le temps de calcul mais fait apparaître des modes de déformation à énergie nulle appelés modes de *hourglass* et illustrés sur la figure 4.10. Lorsque ces modes sont présents, le déplacement des noeuds est tel que la déformation calculée au niveau de l'unique point d'intégration est nulle. Il n'y a donc aucune contrainte s'opposant au déplacement des noeuds de l'élément et on constate des distorsions en forme de sablier, d'où le nom *hourglass*, n'ayant aucune réalité physique.

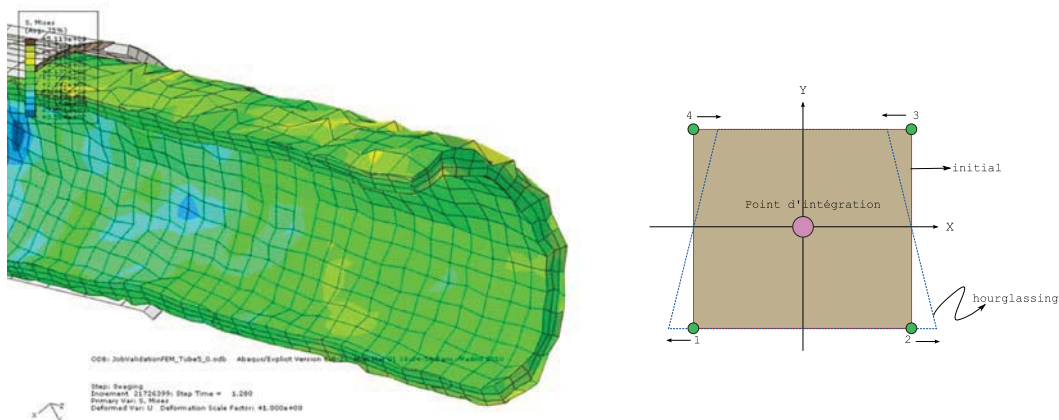


FIGURE 4.10 – Le phénomène de *hourglassing* dû à la sous-intégration numérique

Afin d'éviter l'apparition de ces modes à énergie de déformation nulle, un des moyens consiste à utiliser des éléments à intégration complète comportant 8 points de Gauss pour un élément hexaédrique. Cette approche n'a pas été retenue car elle conduit à des temps de calcul trop importants. De plus, lorsque la direction d'écoulement de la matière change à l'entrée de la matrice ou en encore à la sortie du cône, le tube est localement



sollicité en flexion et l'utilisation de l'intégration complète peut engendrer un problème de *shear locking* [59] qui conduit à une sous évaluation des déplacements. Un autre moyen de minimiser le *hourglassing* consiste à raffiner le maillage, ce qui reviendrait là encore, au vu de la faible épaisseur du tube et de la nature structurée du maillage, à considérablement augmenter le temps de calcul.

Dans le cadre de cette étude, le contrôle du *hourglassing* s'effectue en utilisant un artifice numérique que l'on va maintenant expliciter. Si on considère pour plus de facilité un élément 2D à 4 noeuds, avec un seul point d'intégration comme illustré sur la figure 4.10, l'état de déformation peut se décomposer en quatre modes distincts suivant la direction  $\vec{x}$  : corps rigide, traction-compression, cisaillement et *hourglassing*. Le champ de vitesse nodale peut alors s'écrire dans une base à quatre dimensions [60] :

$$\begin{pmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \\ \dot{x}_4 \end{pmatrix} = \dot{x}_{cr} \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \\ 1 \end{pmatrix} + \dot{x}_{tc} \begin{pmatrix} 1 \\ -1 \\ -1 \\ 1 \end{pmatrix} + \dot{x}_c \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ -1 \\ -1 \end{pmatrix} + \dot{x}_h \begin{pmatrix} 1 \\ -1 \\ 1 \\ -1 \end{pmatrix} \quad (4.23)$$

où  $\dot{x}_{cr}$ ,  $\dot{x}_{tc}$ ,  $\dot{x}_c$  et  $\dot{x}_h$  représentent respectivement la composante suivant  $\vec{x}$  de la vitesse des modes de corps rigide, traction-compression, cisaillement et *hourglassing*. On rappelle que le *hourglassing*, qui est une conséquence d'une sous-intégration, se caractérise par une déformation nulle au point de Gauss. Le contrôle de ce mode se fait ici en introduisant des raideurs nodales de façon à limiter leurs déplacements inopportuns. Cela revient à appliquer aux noeuds, des efforts nodaux  $f_h$  s'opposant au développement du mode et définis par :

$$\{f_h\} = -hk_m \{d_h\} \quad (4.24)$$

où  $h$  est un coefficient de pénalisation,  $k_m$  la raideur ajoutée aux noeuds et  $\{d_h\}$  le vecteur déplacement du mode de *hourglass*.

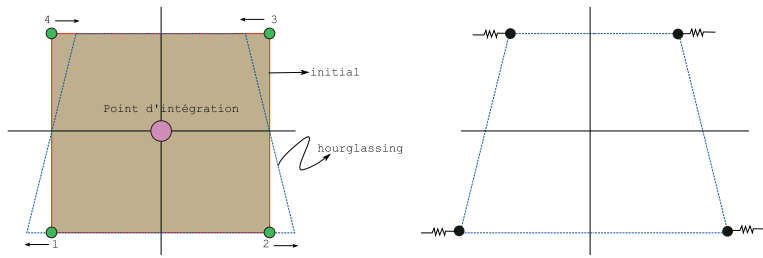


FIGURE 4.11 – Ajustement du *hourglassing* par l'intermédiaire d'efforts nodaux : ajout de raideur aux noeuds de l'élément

#### 4.3.2.5 La problématique du temps de calcul

Tel que présenté dans les sections précédentes, le modèle nécessite des temps de calcul excessivement importants. En effet, si on considère une réduction de diamètre de 40% sur un tube de  $50mm$  de diamètre extérieur,  $1.6mm$  d'épaisseur et  $500mm$  de long, le temps de simulation a été estimé à environ 300 jours sur un processeur Intel Zeon E5430 ayant une fréquence de  $2.66GHz$  et  $4Go$  de RAM. Ce qui est évidemment problématique et s'explique par la spécificité du cas étudié qui concerne un problème dynamique de déformation par chocs répétés pendant une durée relativement longue. Comme expliqué au paragraphe 4.3.2.3, la nature des sollicitations et la complexité du problème ont motivé le choix d'un schéma d'intégration explicite, très avantageux pour des problèmes fortement non-linéaires. Néanmoins, il possède l'inconvénient d'une stabilité conditionnelle qui limite grandement le pas de temps. Dans la pratique la condition de stabilité est assimilée à la condition de Courant-Friedrich-Levy (condition CFL) donnée par l'expression suivante :

$$\Delta t \leq \frac{h_{min}}{c} \quad (4.25)$$

où  $\Delta t$  représente le pas de discrétisation temporelle,  $h_{min}$  la taille de maille minimale du modèle et  $c$  la vitesse de propagation d'une onde élastique de traction-compression à travers le matériau et donnée par la relation :

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (4.26)$$

où  $E$  est le module de Young et  $\rho$  la masse volumique du matériau. La condition CFL impose un pas de temps critique qui correspond au temps que met une onde élastique pour traverser le plus petit élément du modèle. La discrétisation temporelle est donc très fine, ce qui pénalise considérablement le temps de calcul. Ainsi la condition de stabilité concernant la configuration décrite plus haut et pour alliage d'aluminium 2024 est donnée par :

$$\Delta t \leq 1.82 \times 10^{-11} s \quad (4.27)$$

A ces pas de temps très faibles, s'ajoute un temps de mise en forme relativement élevé, de l'ordre de quelques dizaines de secondes. La question de l'exploitabilité de la modélisation numérique s'est donc clairement posée et plusieurs pistes pour réduire le temps de calcul ont été explorées.

#### **a) Utilisation d'un schéma implicite**

Contrairement au schéma explicite, l'approche implicite ne souffre pas de problème de stabilité lié au pas de temps. Par conséquent la condition CFL, très limitante du point de vue du pas de discrétisation, n'est pas nécessaire. Nous avons donc souhaité tirer profit de cet avantage pour améliorer la rapidité du calcul.

Les premiers tests ont vite mis en évidence les difficultés de convergence de l'approche implicite. La forte non linéarité du problème implique en effet un très grand nombre d'itérations à chaque incrément, le temps de calcul n'est pas amélioré et il est même dégradé dans certaines configurations.

#### **b) Calcul parallèle**

Afin de réduire le temps de calcul, la deuxième option a consisté à paralléliser les simulations. Nous disposons au sein du laboratoire de stations de calcul à 4 et 8 coeurs, processeurs Intel Zeon avec une fréquence de 2.66 GHz et une RAM de 4 Go. Le tableau 4.3 donne le temps de calcul estimé en fonction du nombre de processeurs utilisés lors de la parallélisation. Par rapport au calcul non parallèle, le temps de simulation est quasiment divisé par 2 lorsque 4 processeurs sont utilisés et par 3 si on double ce nombre de processeurs. Malheureusement, nous n'avons pas pu aller plus loin dans la parallélisation, faute de ressources suffisantes au sein du laboratoire. Néanmoins les tests effectués indiquent que le temps de calcul est limité par une asymptote dont l'existence s'explique par la taille

---

### 4.3 Modélisation éléments finis du procédé de rétreint

---

du problème interfacial (reconstitution de la solution aux interfaces des domaines) qui est d'autant plus importante que le nombre de domaines est élevé. Notre modèle n'étant pas très gros (21780 éléments et 29280 noeuds), le problème interfacial devient vite important induisant un plafonnement du gain et un temps de calcul que nous pensons se stabiliser à quelques dizaines de jours, même avec une parallélisation massive.

Nombre de processeurs	Temps de calcul estimé (j)
1	300
4	154
8	100

TABLE 4.3 – Résultats des calculs parallèles en termes de temps de calcul. Caractéristiques des processeurs : Intel Zeon E5430, 2.66 GHz et 4 Go de RAM

#### c) Accélération artificielle du modèle

La parallélisation présentée dans le paragraphe précédent est limitée par les moyens dont nous disposons au sein du laboratoire et même en utilisant 8 processeurs, le temps de calcul reste trop important. Une autre approche qui consiste à accélérer artificiellement le modèle a été utilisée de manière à réduire le temps total du procédé. Les temps de calcul auxquels nous aboutissons sont reportés sur le tableau 4.4. On note une réduction très importante du temps de calcul. Cependant, le taux d'accélération doit être contrôlé afin de limiter la perturbation. Les vitesses d'avance et de rotation du tube et la fréquence de frappe des matrices utilisées dans le modèle sont 37 fois plus importantes que les données réelles, ce qui permet de réduire suffisamment le temps de calcul tout en limitant la perturbation induite par le supplément d'énergie apporté par l'accélération. Cette technique d'accélération du calcul est par la suite utilisée pour tous les calculs effectués. Le paragraphe suivant fera l'objet de la validation du modèle numérique, et donc de cette stratégie d'accélération artificielle.

Taux d'accélération	Temps de calcul estimé (j)
1	154
37.5	4-5
375	< 0.5

TABLE 4.4 – Temps de calcul en fonction du taux d'accélération. Calculs effectués sur une machine à 4 coeurs

#### 4.3.2.6 Validation du modèle 3D

La fabrication des bielles en alliage d'aluminium 2024 est relativement bien maîtrisée contrairement aux matériaux plus difficiles à déformer comme le Titane, notamment à cause du problème de dépassement de la capacité machine sur cette dernière classe de matériau. Dans la démarche adoptée, le modèle numérique a porté dans un premier temps sur les bielles en Aluminium 2024 dont la mise en forme ne pose pas de problèmes de capacité machine et se fait même sans chauffe préalable du tube. Les enseignements tirés de ce premier modèle permettront d'améliorer la compréhension du procédé et les stratégies de modélisation développées faciliteront l'étude des bielles en Titane.

Vitesse rotation du tube	Vitesse d'avance	Fréquence de frappe	Réduction
$tr.min^{-1}$	$mm.min^{-1}$	$frappes.min^{-1}$	%
60	100	1600	40

TABLE 4.5 – Paramètres procédé utilisés pour les essais de validation du modèle Al2024

Préalablement à l'étape d'analyse et d'exploitation, les modèles numériques portant sur les bielles en aluminium ont été validés grâce à des essais de rétreint réalisés sur site et pour lesquels les valeurs des paramètres procédé sont données dans le tableau 4.5. Initialement le tube a un diamètre extérieur de  $50mm$ , une épaisseur de  $1.6mm$  et une longueur de  $500mm$ . La corrélation expérience-simulation a consisté à comparer les dimensions de la pièce que l'on calcule numériquement avec les mesures effectuées après la mise en forme.

Comme illustré sur la figure 4.12, on utilise des grandeurs géométriques pour valider le modèle numérique. On considère en effet la longueur de l'extrémité, la longueur du cône de transition, la demi-longueur du tube ainsi que le diamètre final. Par ailleurs, lors de la frappe des matrices, le tube subit une torsion générant une déformation plastique dans les sens circonférentiel. On observe ainsi un vrillage permanent de la matière que l'on détermine expérimentalement en mesurant la déviation d'une ligne initialement gravée sur le lopin. Cette donnée est aussi utilisée pour évaluer le modèle numérique. Par contre, l'effort de forge n'est pas utilisé parce que d'une part il ne représente pas un élément critique de la fabrication des bielles en aluminium et que d'autre part sa valeur n'est pas accessible de façon fiable sur la machine de rétreint utilisée pour les essais.

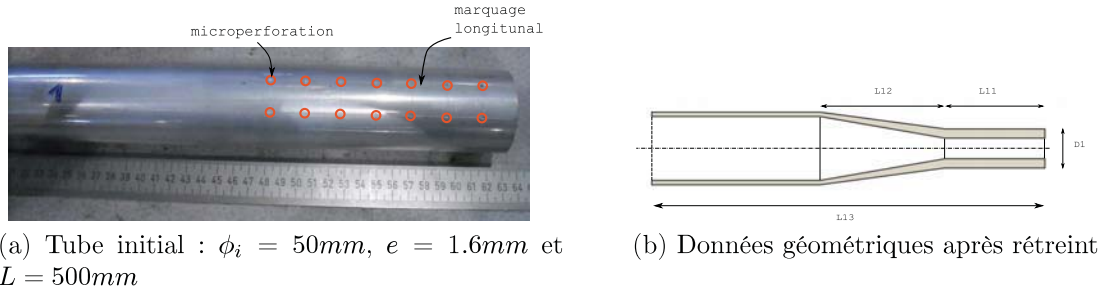


FIGURE 4.12 – Marquage du tube initial pour les essais sur site et caractéristiques géométriques après rétreint

La corrélation expérience-simulation est établie dans le tableau 4.6. On relève des écarts globalement limités avec notamment 0.1% d'écart entre la longueur du cône  $L_{12}$  calculée numériquement et celle mesurée expérimentalement. Concernant le diamètre final du tube  $D_1$ , on note un écart de 4.9% que l'on attribue au manque de précision dans l'extraction de cette donnée après calcul, sachant qu'on n'est pas assuré d'obtenir deux noeuds alignés suivant le diamètre du tube. La valeur finalement relevée ne correspond donc pas précisément au diamètre du tube. Néanmoins les écarts entre les valeurs données par le modèle et les essais restent inférieurs à 5% ce qui montre bien une bonne corrélation entre l'expérience et la simulation.

	$L_{11}$	$L_{12}$	$L_{13}$	$D_1$
	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>
Essai	64	94.5	258.7	29.96
Calcul 3D	63.13	94.4	257.37	28.47
Ecart - %	1.3	0.1	0.5	4.9

TABLE 4.6 – Corrélation expérience-simulation

Par ailleurs, le phénomène de vrillage, induit par la torsion du tube au moment des frappes, est qualitativement bien reproduit par le modèle comme le montre la figure 4.13. De plus il a été quantifié expérimentalement en mesurant la déviation à la sortie de la zone de transition. Les valeurs expérimentales et numériques sont respectivement de 7.09mm et 7.03mm, soit un écart de 0.94%.



FIGURE 4.13 – Données géométriques pour la validation du modèle numérique

### 4.3.3 Alternative de modélisation : l’approche 2D axisymétrique

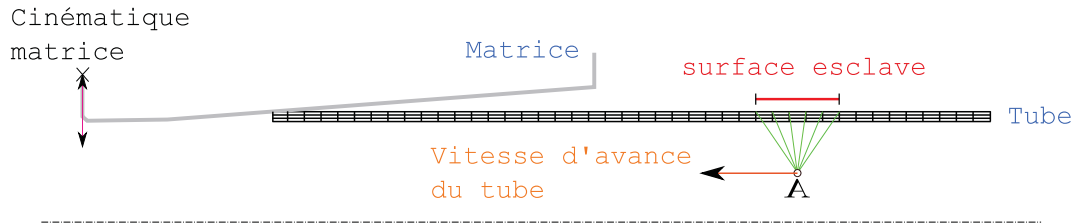
#### 4.3.3.1 Présentation du modèle 2D

La modélisation du procédé de rétreint peut être faite suivant l’approche 2D axisymétrique pour laquelle les éléments suivants ne sont pas pris en compte :

- l’espace entre les matrices
- la rotation du tube
- l’angle  $\alpha_m$  entre les deux demi-facettes des matrices

Le modèle en 2D est représenté sur la figure 4.14. Le tube est modélisé par une tranche longitudinale dont le maillage s’appuie sur des éléments quadrangulaires avec un unique point d’intégration et un contrôle du *hourglassing* basé sur l’introduction artificielle de raideur aux noeuds concernés, comme expliqué au paragraphe 4.3.2.4. La matrice est modélisée par une entité filaire indéformable et la cinématique est identique à celle du modèle 3D. La stratégie de pilotage du tube via un point de contrôle, mise au point pour le modèle 3D, est aussi employée ici.

### 4.3 Modélisation éléments finis du procédé de rétreint



A : Point de contrôle

FIGURE 4.14 – Modélisation du procédé en 2D axisymétrique

#### 4.3.3.2 Comparaison des modèles 2D et 3D

Afin de vérifier la pertinence des approximations inhérentes à l'approche axisymétrique, nous comparons dans le tableau 4.7 les dimensions finales du tube calculées avec les modèles 3D et 2D. Les écarts constatés sont relativement faibles et restent inférieurs à 5% en termes de dimensions du tube, ce qui montre bien une quasi équivalence des deux modèles. Notons toutefois que le modèle 2D, en plus de nécessiter moins de temps de calcul (quelques heures de calcul), permet de déterminer plus facilement et de façon plus précise le diamètre de l'extrémité rétreinte. La valeur ainsi relevée se rapproche sensiblement de la valeur expérimentale avec un écart de 0.46% contre pratiquement 5% pour le modèle 3D.

	$L_{11}$	$L_{12}$	$L_{13}$	$D_1$
	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>
Essai	64	94.5	258.7	29.96
3D	63.13	94.4	257.37	28.47
2D	64.09	95.27	263.87	29.82
Ecart essai-2D (%)	1.52	0.92	2.52	4.74

TABLE 4.7 – Comparaison des valeurs dimensionnelles calculées avec les modèles 3D et 2D

#### 4.3.3.3 Nouvelle validation de la stratégie d'accélération artificielle

Le sévère problème du temps de calcul nous a amené à adopter une stratégie d'accélération artificielle du modèle dans le but de réduire le temps de mise forme et de limiter ainsi



le temps de calcul. Cette approche s'est avérée très efficace et les comparaisons avec les résultats expérimentaux faites au paragraphe 4.3.2.6 ont montré une bonne concordance avec les dimensions obtenues après essais. On a aussi montré que le vrillage de la matière est bien reproduit aussi bien qualitativement que quantitativement avec une déviation calculée quasiment identique à celle mesurée.

On se propose dans cette section d'aller plus plus loin dans la validation de cette approche en comparant, grâce à l'approximation 2D, les résultats avec et sans accélération artificielle. Pour cette comparaison le tube initial utilisé à une longueur de  $297\text{mm}$ , un diamètre extérieur de  $20\text{mm}$  et un épaisseur de  $1.6\text{mm}$ . Le taux de réduction est de  $33.5\%$ , soit un diamètre final de  $13.3\text{mm}$ .

L'évolution en fonction du temps des composantes axiale  $F_a$  et radiale  $F_r$  de l'effort de forgeage est représentée sur la figure 4.15. Concernant  $F_a$ , la tendance est globalement conservée malgré l'accélération artificielle. L'effort axial oscille tout au long du procédé autour d'une valeur moyenne plus importante dans le cas accéléré. En revanche l'effort radial n'est pas perturbé par cet artifice dans la mesure où on relève les mêmes tendances et les mêmes niveaux d'efforts.

Par ailleurs, l'évolution de l'épaisseur du tube en fonction de la distance de l'extrémité est représentée sur la figure 4.16. On note là aussi les mêmes allures pour les calculs accélérés et à vitesse réelle. Cependant l'accélération du modèle engendre un léger décalage de la courbe dans la partie conique et on remarque que l'allongement du tube est globalement plus important.

Toujours dans l'optique de vérifier la validité de la stratégie qui consiste à accélérer le modèle, on compare sur la figure 4.17 les contraintes équivalentes et axiales dans le tube ainsi que la déformation, après la dernière frappe. Les répartitions de ces grandeurs calculées dans le tube restent sensiblement identiques bien que l'on observe une meilleure précision du modèle non accéléré qui localise plus précisément les zones de contrainte et de déformation maximale. Par ailleurs, le contrôle du *hourglassing* introduit pour le modèle accéléré ne supprime pas complètement les modes à énergie nulle et on remarque une légère dégradation des éléments aux alentours de la zone de contact avec la matrice. Les contraintes et déformations maximales calculées sont aussi quasiment identiques, ce qui confirme la pertinence de la stratégie adoptée.

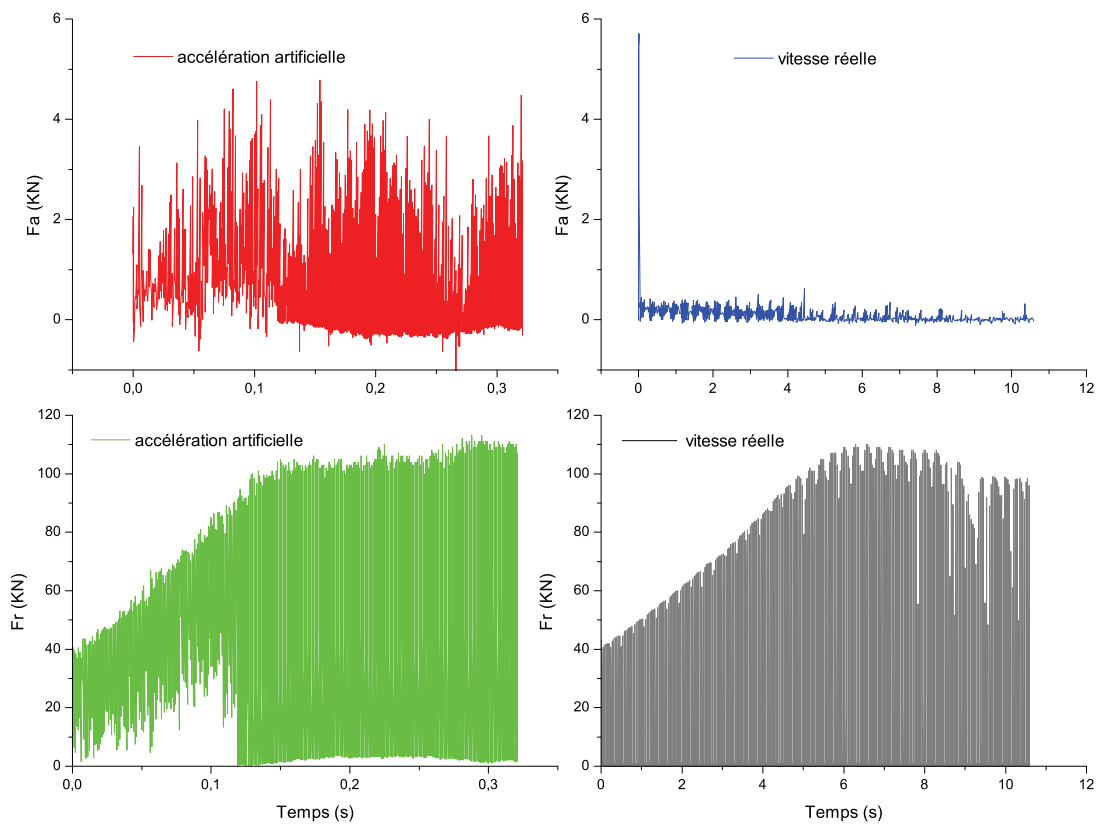


FIGURE 4.15 – Effort de forgeage en fonction du temps où  $F_a$  représente la composante axiale et  $F_r$  la composant radiale

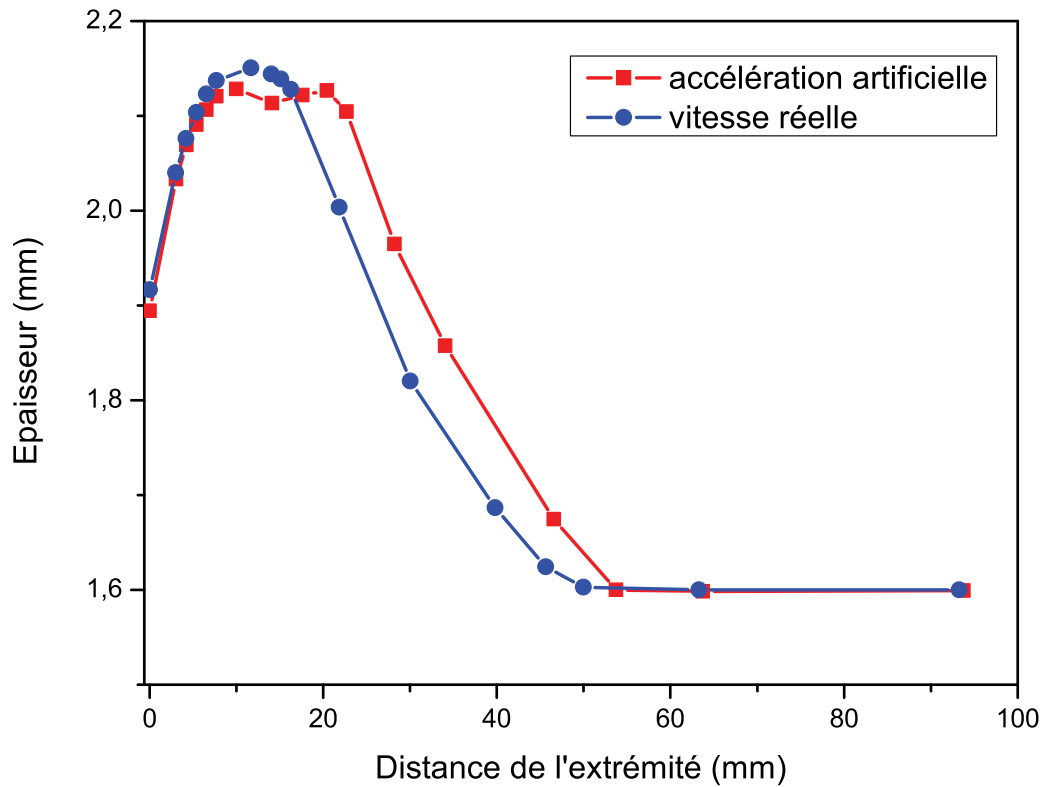


FIGURE 4.16 – Epaisseur du tube en fonction de la distance de l'extrémité

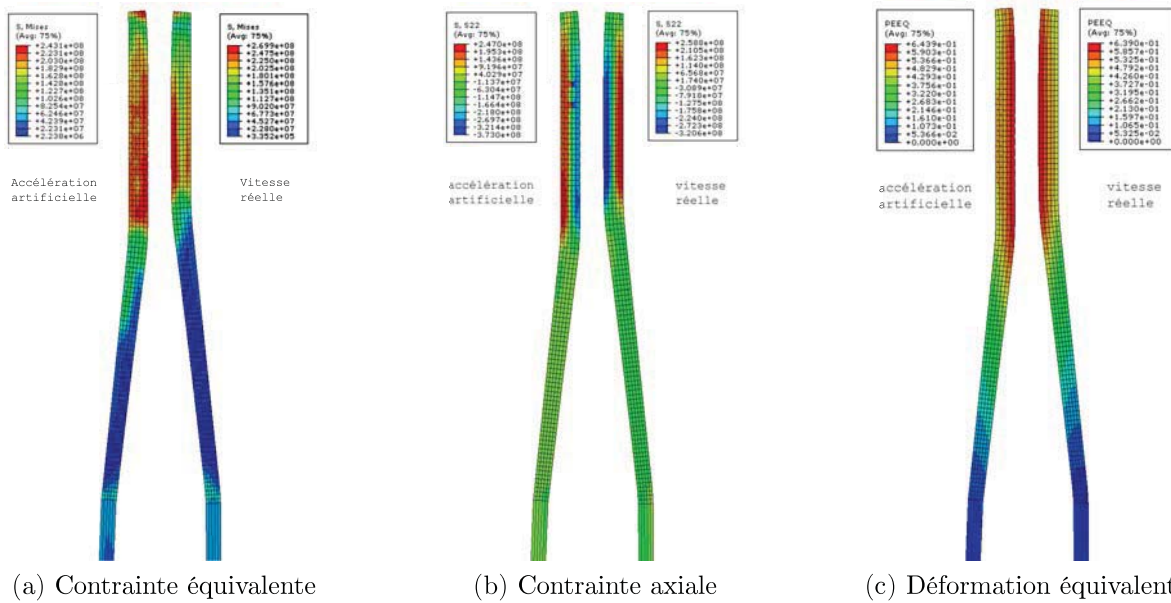


FIGURE 4.17 – Comparaison des quelques grandeurs calculées avec et sans accélération artificielle.

## 4.4 Conclusion

Ce chapitre a permis d'aborder les aspects de la thèse liés à la modélisation du procédé de rétreint. Dans la première partie, la prédiction analytique des efforts de forgeage a été abordée à travers la théorie de Ghaei. Celle-ci est une variante du "upper bound method" dans laquelle les différentes quantités énergétiques mises en jeu lors du forgeage sont évaluées tout en s'affranchissant du choix préalable d'un champ de vitesses admissibles. L'implémentation de cette nouvelle méthode a été réalisée avec le langage C++.

Ensuite, la modélisation par la méthode des éléments finis a été développée aussi bien en 3D qu'en 2D avec un schéma d'intégration temporelle explicite motivé par la nature des sollicitations et les fortes non linéarités. Une des difficultés majeures soulevées par les modèles concernait le temps CPU. En effet les premiers calculs nécessitaient environ 5 mois pour aboutir, ce qui a clairement posé la question de l'exploitabilité dans un contexte industriel. Les différentes pistes explorées dans l'optique de réduire le temps de calcul ont été présentées dans ce chapitre. La parallélisation par subdivisions en sous domaines a permis de réduire le temps de calcul, mais la taille relativement petite de notre modèle fait que le problème interfacial devenait vite important, limitant ainsi le gain apporté par l'utilisation de plusieurs processeurs. En outre, des tests de calcul en implicite ont été réalisés afin de s'affranchir de la condition de stabilité des schémas explicites qui limite fortement le pas de discrétisation temporelle. Les sévères difficultés de convergence rencontrées ont par la suite motivé l'abandon de cette piste. La solution la plus efficace finalement retenue a été d'accélérer artificiellement le modèle de manière à réduire le temps de mise en forme, et ainsi diminuer le temps de calcul. Une autre difficulté numérique s'est aussi présentée, il s'agit de l'apparition de modes de déformation à énergie nulle, appelés modes de *hourglassing*, induits par l'utilisation d'une intégration réduite et dégradant fortement la qualité des éléments. Le contrôle du *hourglassing* s'est fait en introduisant des raideurs nodales s'opposant au déploiement de ces modes.

Par ailleurs la validation du modèle, incluant la stratégie d'accélération et le contrôle du *hourglassing*, s'est faite en corrélant les caractéristiques géométriques obtenues sur site avec les résultats calculés numériquement. Un récapitulatif de ces comparaisons a été présenté, mettant en évidence une bonne concordance entre l'expérience et la simulation. Les écarts constatés sont en effet inférieurs à 5%.



# Chapitre 5

## Analyse et exploitation

”... ne condamnons pas trop vite ce qui nous choque, faute d’habitude et de réflexion suffisante!”

AUGUSTE VILLERS DE L’ISLE-ADAM

### Sommaire

---

<b>5.1</b>	<b>Introduction</b>	<b>126</b>
<b>5.2</b>	<b>Contribution à une meilleure compréhension du procédé de rétreint</b>	<b>127</b>
5.2.1	Exploitation du modèle analytique	127
5.2.2	Exploitation de la modélisation numérique	130
<b>5.3</b>	<b>Application à l’aide à l’industrialisation : réduction du nombre de prototypes</b>	<b>141</b>
5.3.1	Position du problème	141
5.3.2	Contribution numérique	142
<b>5.4</b>	<b>Présentation du progiciel RodAP</b>	<b>144</b>
5.4.1	Interface principale	144
5.4.2	Les différents modules	145
<b>5.5</b>	<b>Conclusion</b>	<b>146</b>

---

## 5.1 Introduction

Des modèles permettant de simuler numériquement le comportement de la matière lors du procédé de rétreint ont été mis en place dans le cadre de la thèse. Ces développements, entièrement nouveaux pour SKF Aerospace, ont nécessité des efforts importants allant de la caractérisation mécanique des alliages étudiés jusqu'à la validation des modèles numériques, sans oublier la modélisation à proprement parler avec toutes les difficultés qu'elle a générées et les solutions numériques qu'il a fallu apporter. Afin de compléter cette analyse numérique, un modèle analytique permettant de calculer les efforts de forge a aussi été développé. Ces différents aspects ont été détaillés dans les chapitres précédents et il convient maintenant d'en tirer profit, c'est ce qu'on se propose de faire dans le présent chapitre, dont les points abordés sont repris sur la figure 5.1. Dans la section 5.2, et en relation avec les objectifs de la thèse, une contribution importante sera apportée dans le but d'améliorer la compréhension du procédé. Dans un premier temps, le modèle analytique permettra de mettre en évidence la relation entre l'effort de forgeage et les deux principales caractéristiques géométriques de la matrice et de formuler ainsi des solutions concrètes de réduction des efforts de forge. Par la suite, des enseignements plus fins seront tirés des résultats numériques sur l'écoulement de la matière et la répartition des contraintes et de la déformation dans le tube. Toujours en relation avec les objectifs de la thèse, nous verrons à la section 5.3 comment la simulation numérique peut faciliter l'industrialisation du procédé dans un cas concret de réduction du nombre de prototypes réels lors de la mise en gamme de nouvelles références de bielles en TA6V. Enfin, un progiciel, RodAP, a été mis en place afin de mutualiser tous les développements faits durant ces travaux. Ce dernier sera présenté au paragraphe 5.4 via son interface graphique, les différents modules implémentés et les développements futurs.

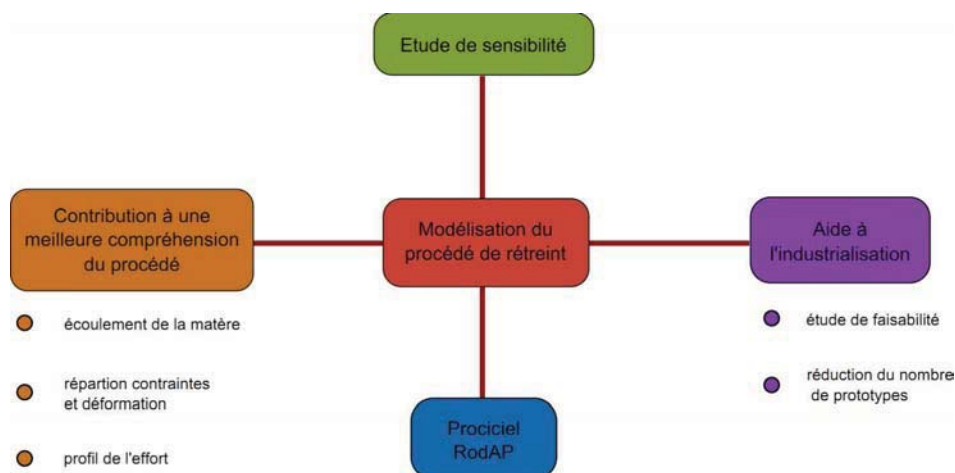


FIGURE 5.1 – Exploitation des modèles développés : meilleure compréhension du procédé et aide à l'industrialisation

## 5.2 Contribution à une meilleure compréhension du procédé de rétreint

Au fil des années, l'entreprise a pu acquérir un certain savoir faire sur le procédé lui permettant aujourd'hui de répondre à ses clients de façon plus moins efficace et maîtrisée. L'une des aspirations de ces travaux consiste à améliorer la compréhension que l'industriel peut avoir du procédé en apportant des connaissances basées sur l'exploitation des nos modèles analytiques et numériques.

### 5.2.1 Exploitation du modèle analytique

Les modèles analytiques sont généralement utilisés afin de prédire les efforts déployés lors de la mise en forme des matériaux. Comme indiqué au chapitre 1, plusieurs formulations ont été proposées dans la littérature parmi lesquelles celle mise au point par Ghaei et *al.* [12] que nous utilisons dans le cadre de ces travaux. L'approche analytique présente l'avantage de nécessiter des temps calcul très faibles, de l'ordre de la seconde. Cela permet d'effectuer assez rapidement des études de sensibilité sur lesquelles nous nous sommes appuyés pour comprendre l'influence de l'angle d'ouverture de la matrice et de la longueur de la zone de calibrage sur l'effort de forgeage (voir figure 5.2).

L'angle d'ouverture de la matrice influence fortement l'effort déployé pour la mise en forme du tube, ce dernier étant d'autant plus faible que cet angle est important. Lorsque l'angle d'ouverture de la matrice augmente, la surface de contact tube-matrice diminue au niveau du cône de transition. Par conséquent la quantité de matière qui est plastiquement déformée à chaque frappe est moins importante d'où un effort plus faible. D'autre part cette réduction de la surface de contact s'accompagne d'une certaine économie d'énergie dans la mesure où les pertes par frottement sont aussi réduites. Par ailleurs, la figure 5.2 montre aussi l'existence d'une asymptote, la réduction de l'effort de forge n'étant plus significative au-delà d'un certain angle. Enfin, l'effet de la lubrification est clairement mis en évidence. De bonnes conditions de lubrification permettent de limiter le coefficient de frottement et de réduire l'effort. Cette influence est moins importante, voire nulle, pour des matrices à grand angle d'ouverture. Il convient toutefois, dans le cas de la fabrication des bielles en aluminium, d'assurer une bonne lubrification pour des raisons de qualité de surface évoquées dans le chapitre 2.



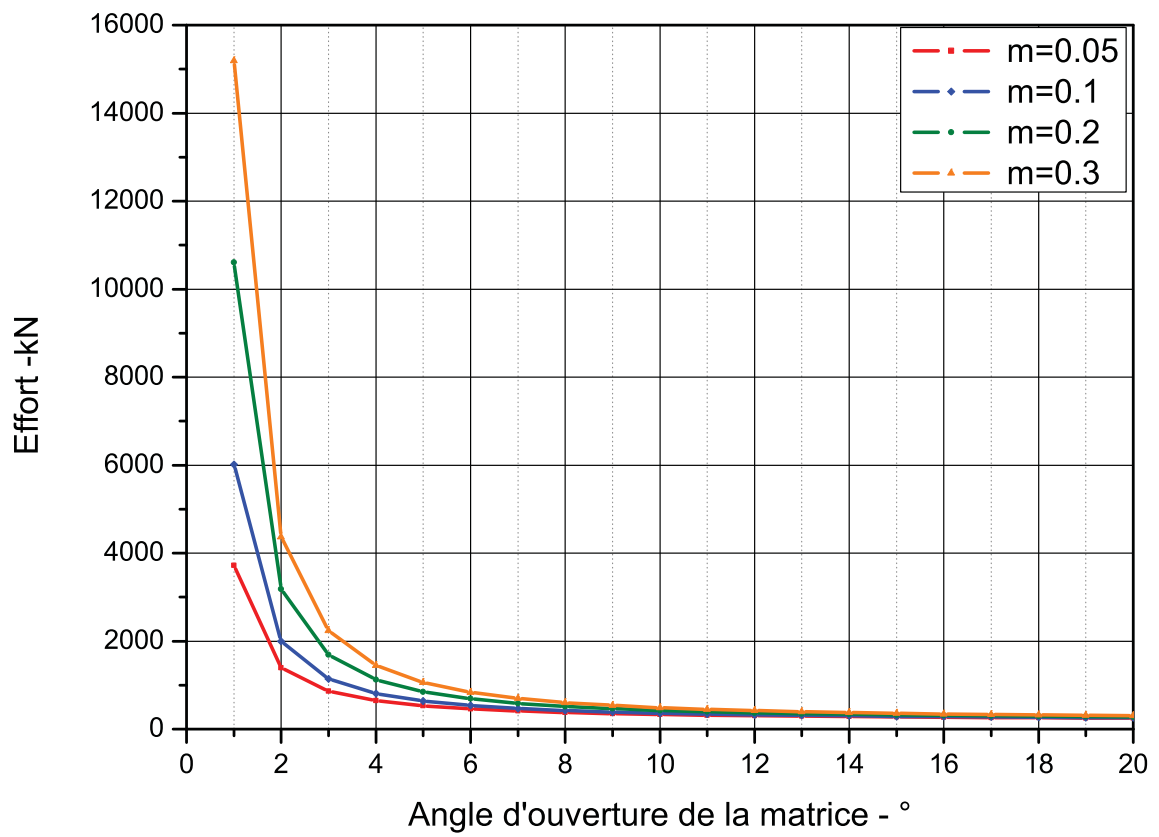


FIGURE 5.2 – Influence de l'angle d'ouverture de la matrice et du coefficient de frottement  $m$  sur l'effort de forgeage

---

## 5.2 Contribution à une meilleure compréhension du procédé de rétreint

---

Cette analyse de l'évolution de l'effort donne une solution concrète de réduction de l'énergie mise en jeu lors de la mise forme. Il suffit d'augmenter l'angle de la matrice. Nous préconisons de ne pas dépasser la valeur de  $8^\circ$  car au delà de cette limite, l'effort ne baisse quasiment plus et on augmente de surcroît les risques d'éjection du tube à cause de l'accroissement de la composante axiale de l'effort. A ce jour, les matrices de rétreint utilisées par l'entreprise présentent un angle d'ouverture de  $6^\circ$ .

Afin de compléter cette analyse centrée sur l'influence des paramètres géométriques de la matrice, on présente sur la figure 5.3 l'évolution de l'effort en fonction de la longueur de la zone de calibrage ( $L_3$ ). On note une croissance linéaire avec l'augmentation de  $L_3$  qui s'explique là encore par une augmentation de la surface de contact tube-matrice qui provoque une hausse de l'effort de calibrage et des pertes par frottement. La réduction de  $L_3$  constitue donc une autre piste pour limiter les efforts. Un compromis est toutefois à trouver par rapport à la cylindricité de l'extrémité.

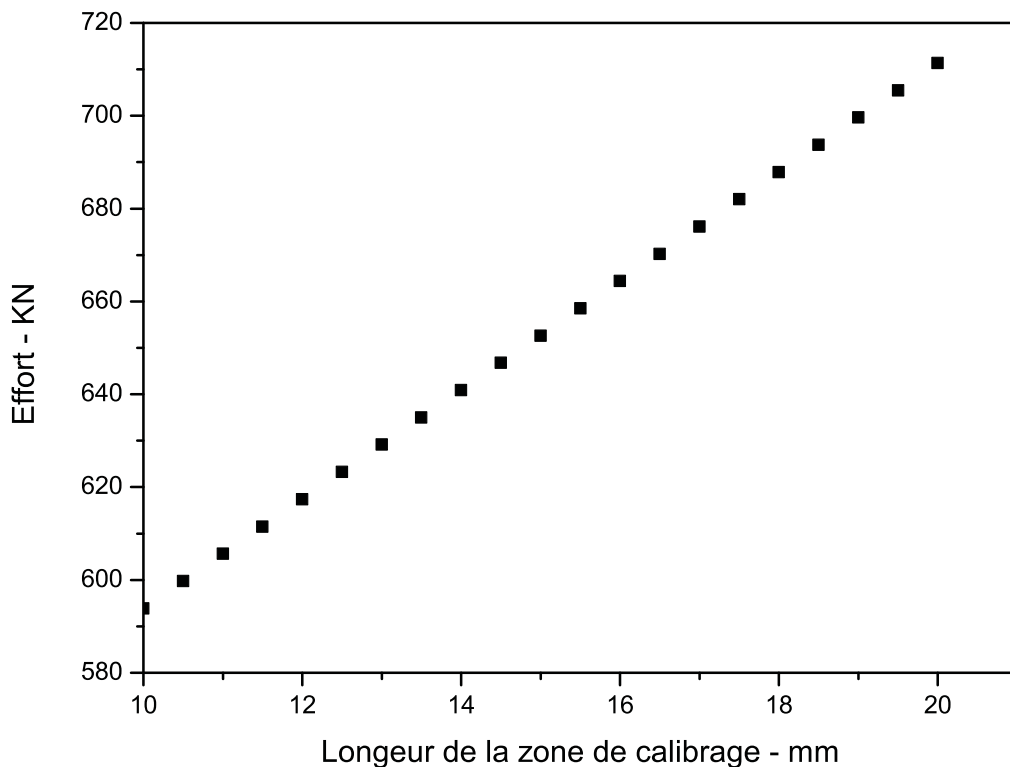


FIGURE 5.3 – Influence de la longueur de la zone de calibrage sur l'effort de forgeage

Le modèle analytique est donc très utile pour une première approche et permet de formuler des enseignements sur l'effort de forge. Il ne se limite cependant qu'à l'étude de cette grandeur globale et seule la modélisation numérique permet d'aller plus loin dans cette analyse.

## **5.2.2 Exploitation de la modélisation numérique**

La modélisation numérique constitue l'outil fondamental sur lequel s'appuie notre contribution à une meilleure compréhension du procédé. Les enseignements issus de nos calculs sont exposés dans ce paragraphe en termes d'effort de forgeage, d'écoulement de la matière et de répartition des contraintes et des déformations. L'étude de sensibilité présentée dans la partie 5.2.2.5 est complétée par une analyse de l'impact des paramètres procédé et de l'épaisseur du tube sur l'effort de forge.

### **5.2.2.1 Analyse du profil de l'effort de forge**

Contrairement au modèle de Ghaei qui estime l'effort maximal déployé durant l'opération de mise en forme, les calculs numériques nous donnent l'évolution de cet effort tout au long du procédé. On montre sur la figure 5.4 que ce dernier traverse d'abord une phase transitoire au cours de laquelle il croît continuellement pour ensuite se stabiliser autour d'une valeur limite. Le passage de la phase transitoire à la phase stationnaire se fait dès que la sortie des matrices est atteinte. Entre deux frappes successives, l'augmentation de l'effort dans la zone transitoire s'explique par l'avance du tube qui se traduit par un plus grand volume de matière déplacée pendant la frappe et là aussi des pertes par frottement amplifiées par l'augmentation de la surface de contact.

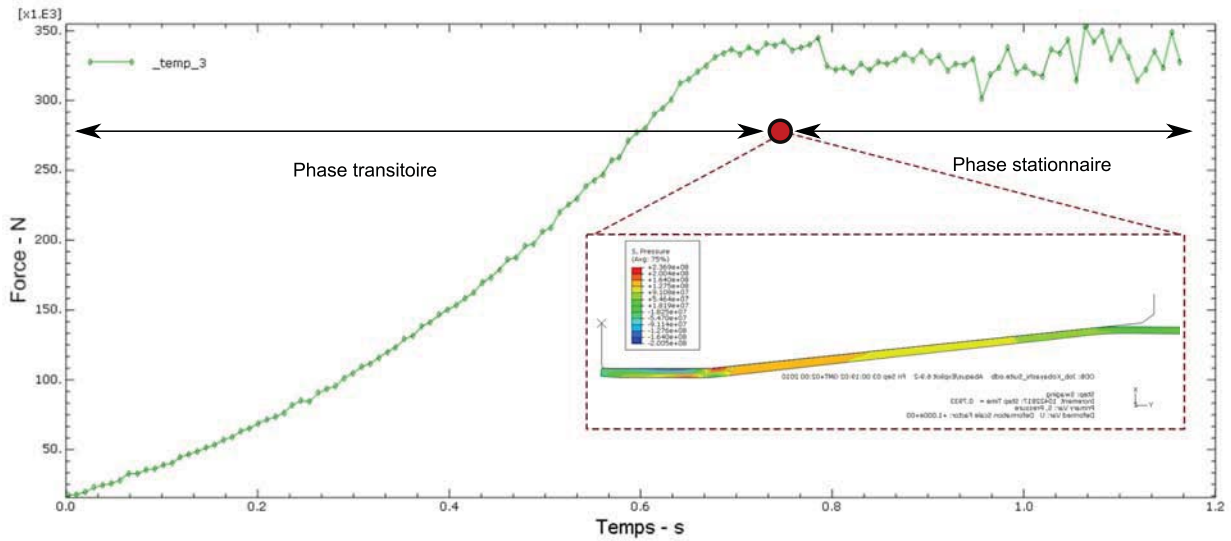


FIGURE 5.4 – Evolution de l'effort de forge en fonction du temps

Le procédé de rétreint présente ainsi une caractéristique intéressante dans la mesure où les efforts déployés ainsi que l'état final de matière sont obtenus dès lors que le tube atteint la sortie des matrices. Pour nos modèles numériques, il est donc inutile de pousser les calculs au delà de cette limite, permettant ainsi de gagner en temps de calcul, élément appréciable dans un contexte industriel. D'autre part, nous préconisons, pour les essais de faisabilité d'une pièce donnée, d'arrêter le test dès que la phase stationnaire est atteinte. Cela permet réaliser des économies d'énergie et de matière grâce à des prototypes plus courts notamment pour les alliages onéreux comme le TA6V.

### 5.2.2.2 Écoulement de la matière

On illustre sur la figure 5.5 l'état de l'écoulement dans le sens axial à différentes étapes du procédé. On constate que ce dernier s'effectue aussi bien vers l'avant que vers l'arrière du tube. Le premier n'est pas tellement surprenant eu égard au fait qu'une diminution de la section s'accompagne aussi, pour des raisons de conservation de volume, d'un allongement du tube. L'écoulement vers l'amont, moins intuitif que le premier, a pour conséquence d'accentuer la compression de toute la partie du tube située entre l'entrée de la matrice et la bague de serrage, ce qui pourrait expliquer les défauts de rectitude observés sur certaines pièces après la mise forme.

Une des conséquences de cet écoulement à double sens est l'existence d'un plan, appelé plan neutre, où l'écoulement dans le sens axial est nul comme évoqué par plusieurs auteurs et confirmé par notre étude.

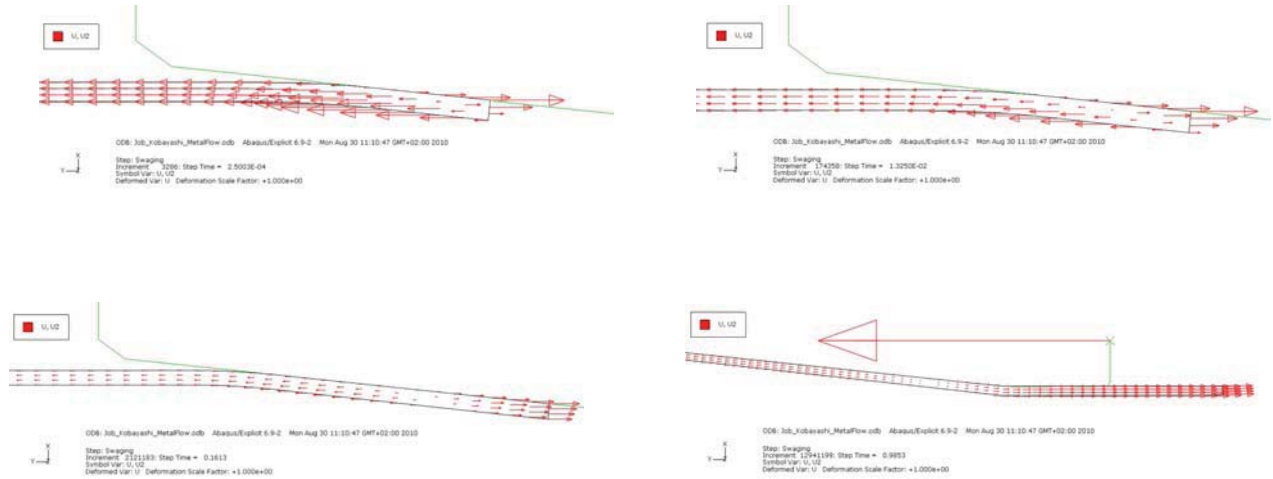


FIGURE 5.5 – Chemins d'écoulement de la matière lors de la mise en forme

L'écoulement dans le sens radial est imposé par la descente de la matrice. Au moment d'une frappe cet écoulement n'est localisé que dans le cône de transition où s'opère la réduction du diamètre. Ces résultats étant connus, il ne nous a pas semblé important de les illustrer.

### 5.2.2.3 Répartition de la déformation plastique dans le tube

La répartition de la déformation équivalente dans l'épaisseur du tube a été abordée selon deux angles. Le premier a consisté à suivre son évolution au cours du temps pour trois éléments localisés dans l'épaisseur du tube comme illustré sur la figure 5.6 où l'élément 397 est situé au niveau de la surface extérieure, l'élément 398 en coeur et l'élément 399 au niveau de la surface intérieure. La déformation plastique du tube se fait essentiellement au niveau du cône de transition où la réduction de plus en plus importante du diamètre se traduit par une accumulation progressive de la déformation plastique jusqu'à une valeur maximale atteinte à la sortie du cône. Par ailleurs, la déformation est plus importante au niveau de la surface intérieure car dans le cas du rétreint à vide, c'est-à-dire sans utilisation d'un mandrin, l'augmentation de l'épaisseur du tube se traduit par un déplacement radial de la surface intérieure qui s'ajoute au déplacement imposé par la descente de la matrice.

## 5.2 Contribution à une meilleure compréhension du procédé de rétreint

Cette inhomogénéité de la déformation est d'autant plus importante que l'on se rapproche de l'extrémité cylindrique du tube.

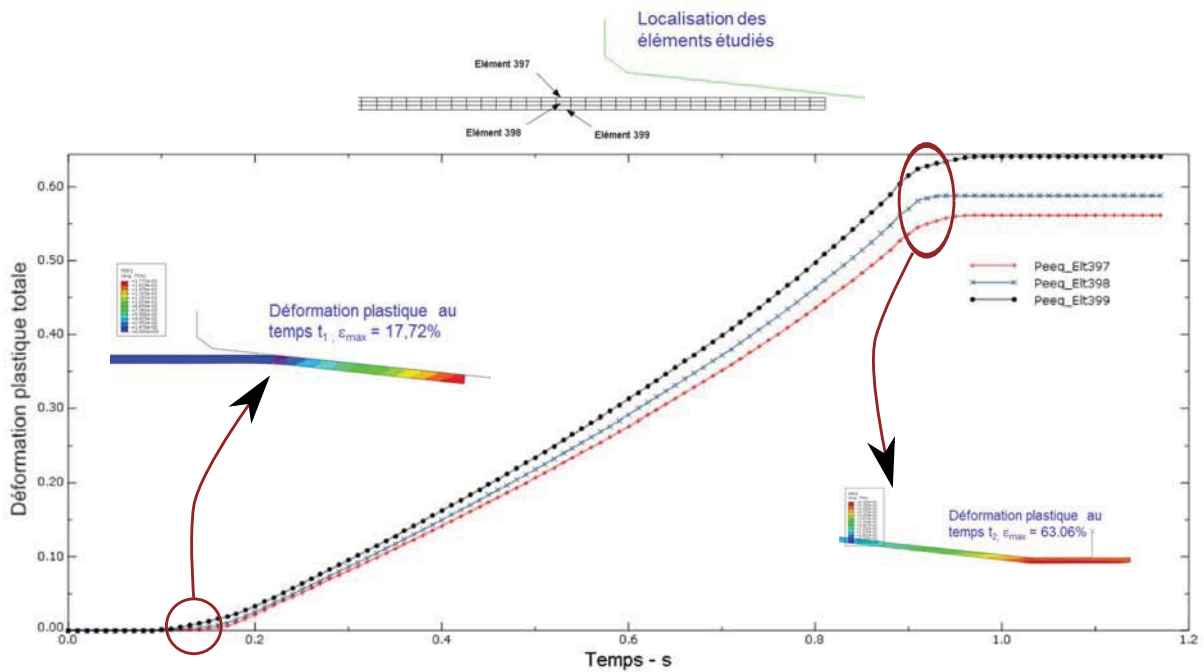


FIGURE 5.6 – Evolution de la déformation plastique au cours du temps pour trois éléments localisés dans l'épaisseur du tube

De plus, on présente sur la figure 5.7 l'état de la déformation plastique équivalente tout au long du tube à la fin du procédé. L'inhomogénéité dans l'épaisseur du tube est là encore bien représentée avec un écart plus important au niveau de l'extrémité du tube. Par ailleurs on montre aussi que la présence de la bague de serrage perturbe quelque peu l'état de la déformation dans le tube avec un pic de déformation observé à son voisinage (point 4). Des contraintes résiduelles après mise en forme subsistent donc et elles sont plus importantes au niveau de l'extrémité du tube. Dans le cas de l'aluminium 2024 un traitement thermique par trempe permet de relâcher ces contraintes et d'améliorer aussi les caractéristiques mécaniques de la bielle finale. Par contre pour les bielles en titane ces contraintes résiduelles subsistent.

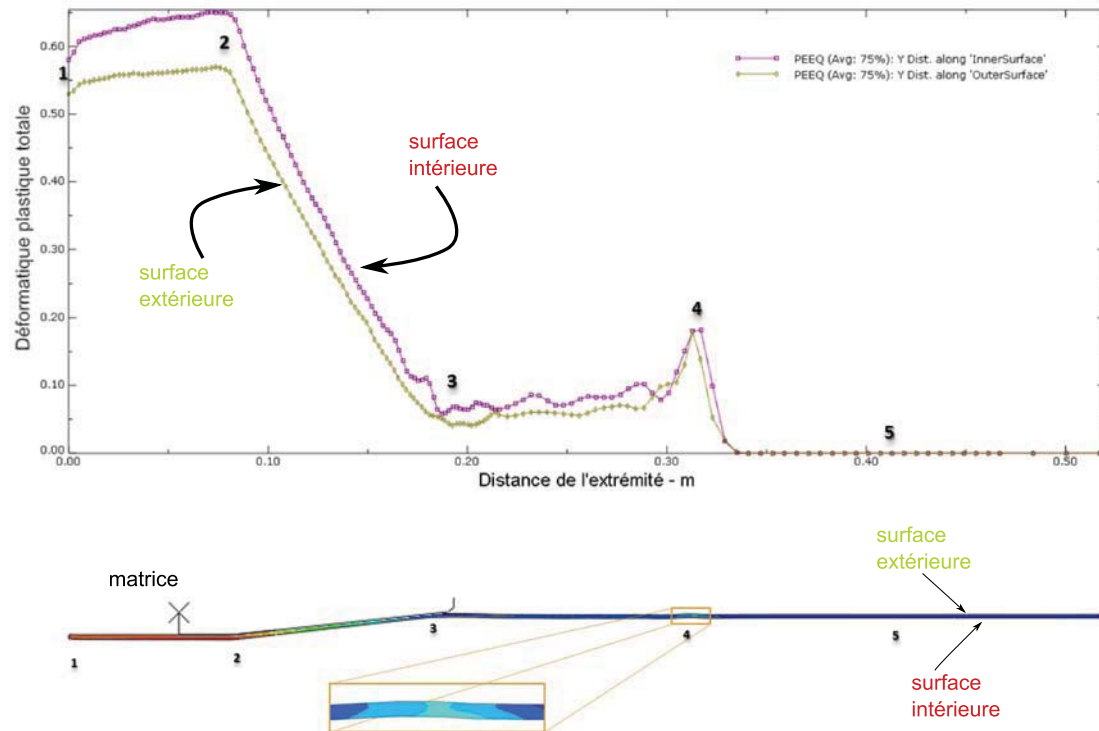


FIGURE 5.7 – Déformation équivalente après mise en forme : comparaison de la répartition entre les surfaces extérieure et intérieure

#### 5.2.2.4 Répartition des contraintes

La répartition des contraintes équivalentes de von Mises dans le tube est illustrée sur la figure 5.8 où l'on peut voir, pour trois éléments choisis dans l'épaisseur, son évolution en fonction du temps. Dans la première partie de la courbe, correspondant au cône de transition, l'écroutissage du matériau engendre une augmentation continue de la contrainte. Il s'en suit une chute de la contrainte beaucoup plus importante à l'intérieur qu'à l'extérieur du tube. Enfin, la dernière partie de la courbe caractérisée par une stabilisation de la contrainte équivalente correspond au fait que les éléments concernés sont complètement sortis de la matrice. Il n'y a plus de contact avec la matrice, donc plus de déformation plastique supplémentaire et par conséquent la contrainte n'évolue plus.

Comme pour la déformation plastique, on représente sur la figure 5.9, lors d'une frappe, la répartition de la contrainte équivalente le long des surfaces intérieures et extérieures.

## 5.2 Contribution à une meilleure compréhension du procédé de rétreint

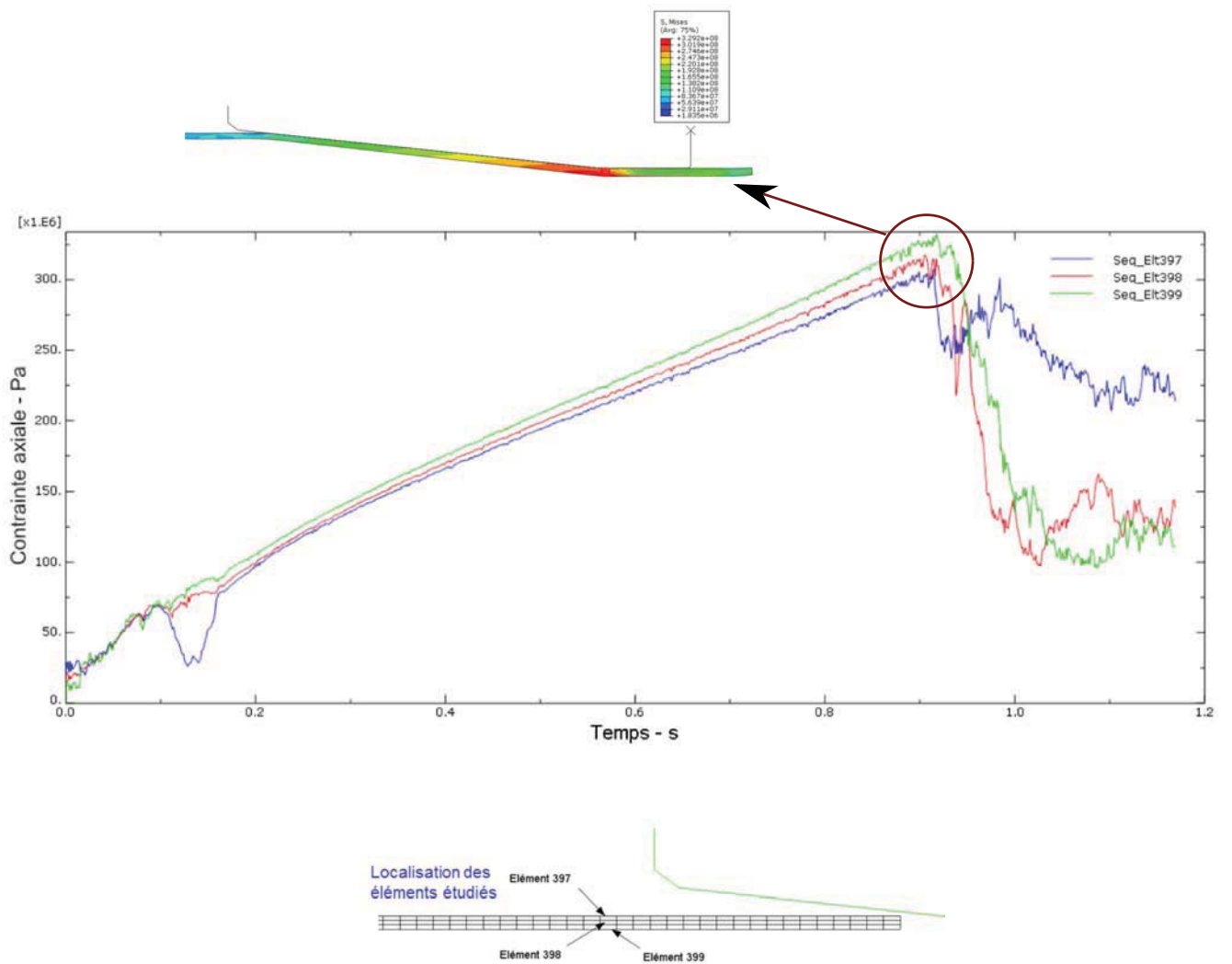


FIGURE 5.8 – Evolution de la contrainte équivalente au cours du temps pour trois éléments localisés dans l'épaisseur du tube



Bien que des écarts subsistent encore, on note une meilleure homogénéité de la contrainte dans l'épaisseur du tube.

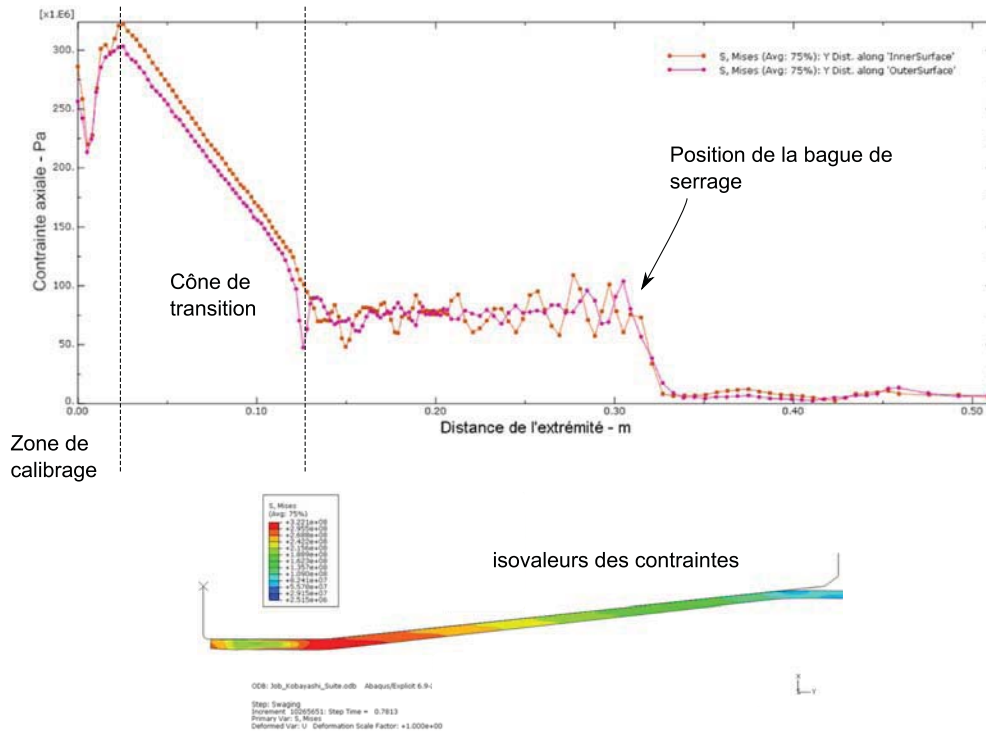


FIGURE 5.9 – Comparaison de la répartition de la contrainte équivalente entre les surfaces extérieures et intérieures

Par ailleurs il est intéressant d'analyser la répartition des contraintes axiales au niveau du tube. Comme illustré sur la figure 5.10, le changement de direction d'écoulement à l'entrée et à la sortie du cône fait apparaître des zones de traction et de compression au niveau des surfaces intérieure et extérieure. A l'entrée du cône par exemple, la surface extérieure est sollicitée en traction alors que ce même phénomène est constaté au niveau de la surface intérieure à la sortie du cône. La traction étant un facteur aggravant voire provoquant la propagation des fissures, cette analyse de la répartition des contraintes axiales nous a permis d'identifier tout le domaine de transition entre le cône et l'extrémité d'une part et entre le cône et la partie centrale du tube d'autre part, comme étant des zones à risque.

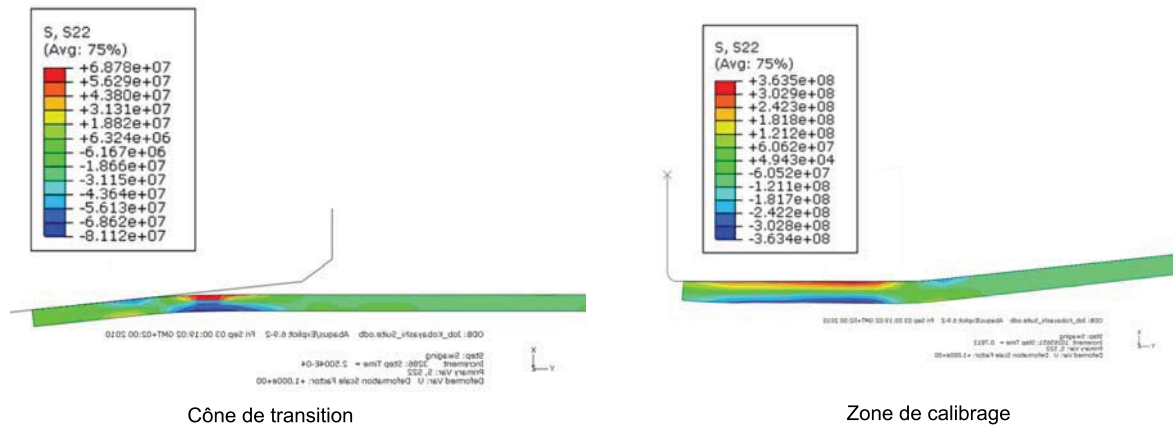


FIGURE 5.10 – Contraintes axiales : mise en évidence des zones de traction et compression au niveau des surfaces intérieures et extérieures

### 5.2.2.5 Influence des paramètres procédés sur l'effort

L'impact des paramètres géométriques de la matrice sur l'effort de forge ayant été établi grâce au modèle analytique, nous présentons dans ce qui suit l'influence d'un certain nombre d'autres paramètres afin de compléter cette analyse de sensibilité.

#### a) Épaisseur initiale du tube

La figure 5.11 montre l'évolution de l'effort de forge calculé numériquement pour trois épaisseurs initiales de tube et un diamètre extérieur identique. Par ailleurs, les paramètres procédés restent les mêmes. Ces trois courbes présentent la même tendance, caractéristique de notre procédé, avec une phase transitoire qui précède une étape stationnaire atteinte à la sortie de la matrice. La durée de la phase transitoire ne varie pas avec l'épaisseur initiale, par contre l'effort maximal calculé est d'autant plus important que l'épaisseur du tube de départ est grande et ce de manière quasiment proportionnelle.

#### b) Taux d'avance du tube

Ce paramètre représente l'avance du tube entre deux frappes successives, il est donc donné par le rapport entre la vitesse d'avance du tube et la fréquence de frappe des matrices. On illustre sur la figure 5.12 l'évolution de l'effort de forge pour deux taux d'avance du tube,  $0.125\text{mm/frappe}$  et  $5\text{mm/frappe}$ . L'effort maximal augmente avec le taux d'avance. En

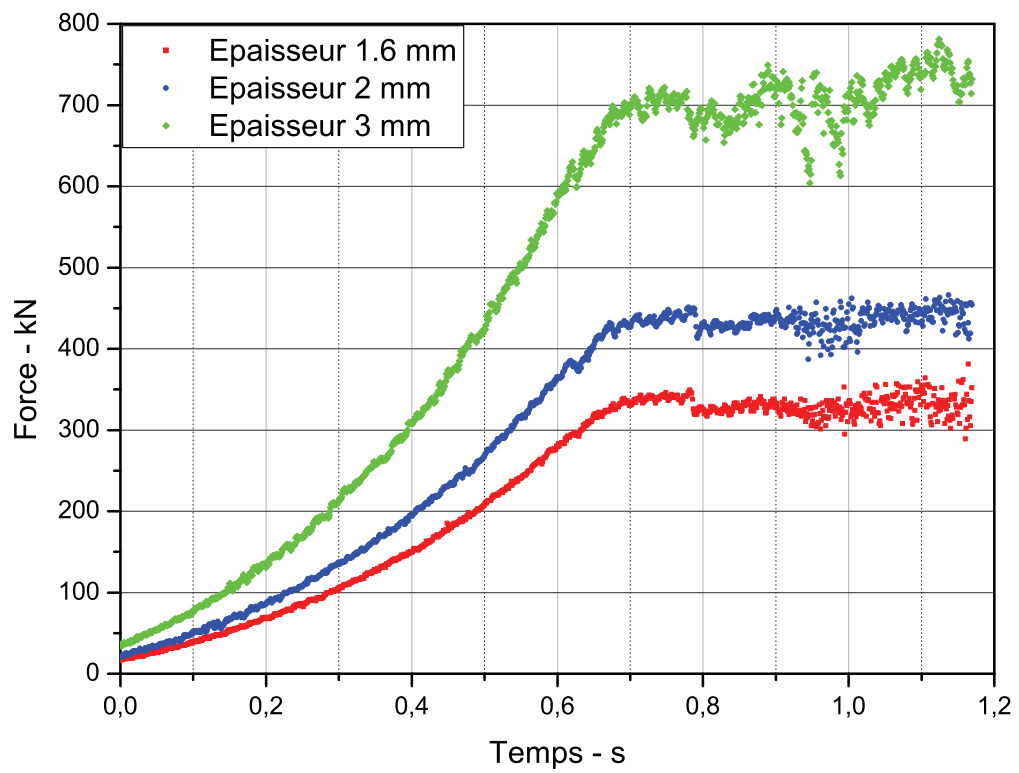


FIGURE 5.11 – Influence de l'épaisseur initiale du tube sur l'effort de forgeage

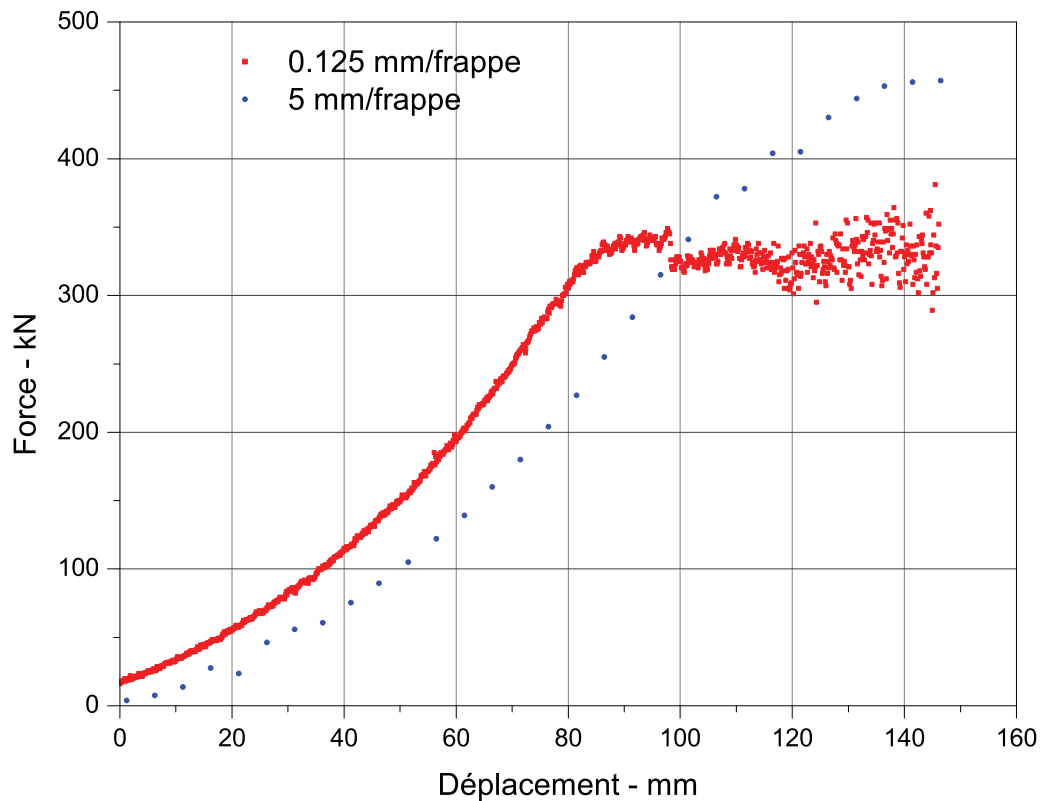


FIGURE 5.12 – Influence du taux d'avance du tube sur l'effort de forgeage

effet lorsqu'on augmente ce taux d'avance, la quantité de matière traversant l'entrée de matrice entre deux frappes successives est plus importante. Il en résulte que la quantité de matière déformée est plus importante, d'où un effort de forge plus élevé.

### c) Pourcentage de réduction du diamètre

L'évolution de l'effort de forge, toujours calculé numériquement, pour différents pourcentages de réduction du diamètre est représentée sur la figure 5.13. Pour un même tube initial, une augmentation du taux de réduction a pour conséquence un allongement de la phase transitoire, d'où un effort de forge au final plus important. Il apparaît à travers cette étude, que le nombre de passes pour la fabrication d'une certaine référence sans dépasser la limite machine peut être calculé en déterminant successivement les pourcentages de réduction garantissant des efforts en deçà de la limite de la machine.

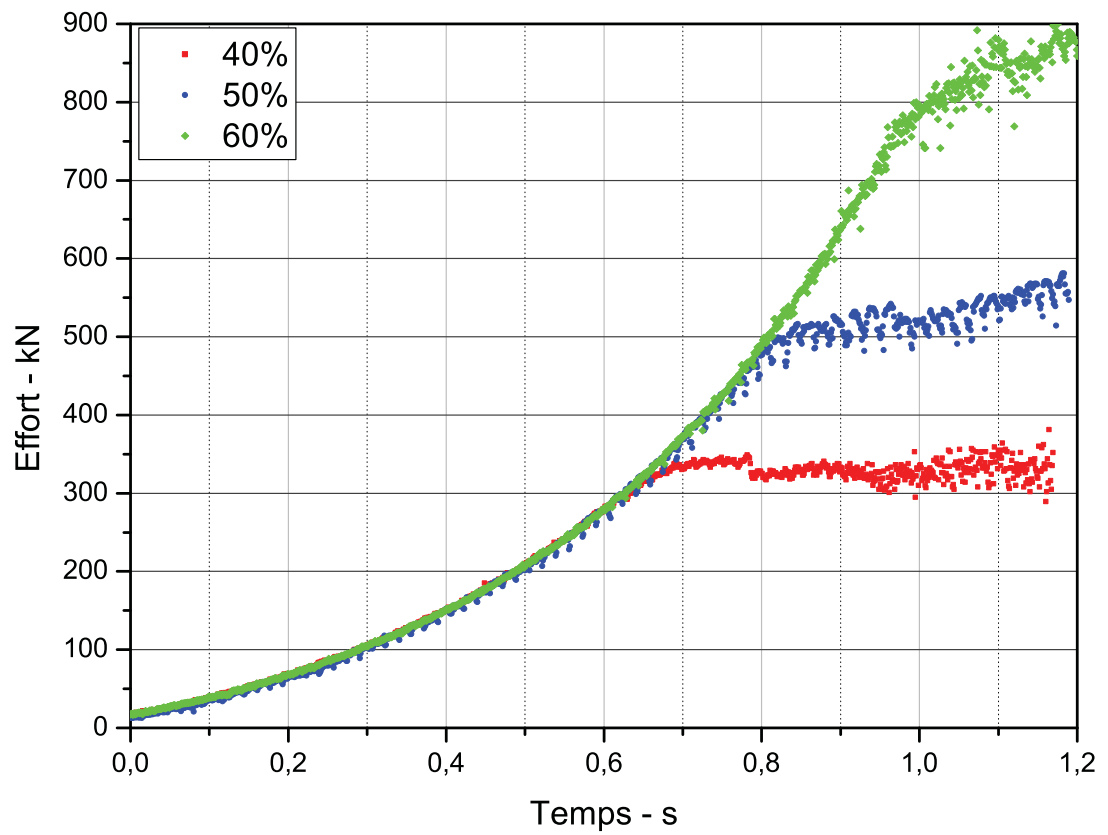


FIGURE 5.13 – Influence du pourcentage de réduction du diamètre sur l'effort de forgeage

## 5.3 Application à l'aide à l'industrialisation : réduction du nombre de prototypes

Dans les paragraphes précédents, les résultats numériques ont été analysés dans le but de mieux décrire la physique du procédé. Un certain nombre d'enseignements ont donc été tirés de ces études, contribuant ainsi à l'amélioration de la compréhension de l'entreprise vis à vis du rétreint. On se propose maintenant de présenter la modélisation numérique comme support concret à l'industrialisation.

### 5.3.1 Position du problème

Comme indiqué dans le chapitre 1, SKF Aerospace propose une large gamme de bielles pouvant être utilisées pour des applications diverses au niveau de l'appareil. Elle dispose donc d'un parc de machine de rétreint lui permettant de mettre en forme les corps des bielles. Lors de la mise en gamme d'une nouvelle référence, notamment pour les bielles de grosses dimensions en TA6V, l'entreprise ne sait pas a priori si elle dispose des capacités machine suffisantes pour mettre en oeuvre la fabrication de la dite référence. La démarche jusqu'ici utilisée est basée sur l'approche essai-erreur dont le principe est illustré sur la figure 5.14. On réalise en effet un essai sur un prototype ne représentant, pour des raisons d'économie de matière, que l'extrémité de la référence que l'on souhaite mettre en place. Par la suite on regarde pendant l'essai s'il y a eu dépassement de capacité machine ou pas. Dans le cas défavorable, le prototype est modifié pour un autre essai. Ces actions sont répétées jusqu'à ce que la bonne configuration soit trouvée. Cette démarche est coûteuse pour l'entreprise : coût matière, dépenses d'énergie, engagement de ressources humaines et matérielles. Par ailleurs, outre le fait qu'elle est longue, cette démarche ne donne aucune garantie sur la possibilité de tomber sur la bonne configuration.

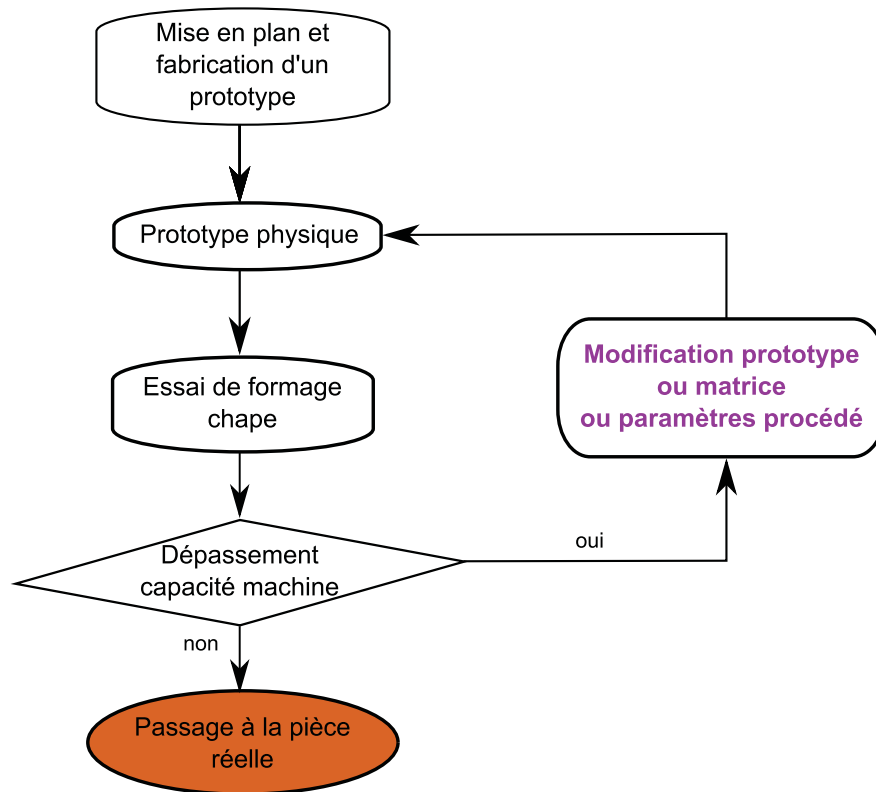


FIGURE 5.14 – Problématique de la mise au point de nouvelles références de bielles en TA6V

L'utilisation de la modélisation numérique peut faciliter cette mise en gamme en minimisant le nombre de prototypes réellement engagés lors de la recherche de la configuration permettant de ne pas dépasser les limites de la machine.

### 5.3.2 Contribution numérique

L'idée consiste à remplacer les essais réels par des simulations numériques de façon à prédire les efforts nécessaires et vérifier ainsi la faisabilité sans engager des coûts matière et machine. Pour les bielles en titane de grosses dimensions, la phase critique est généralement celle du formage chape. D'un point de vue numérique, le formage chape est plus facile à mettre en oeuvre que le rétreint, dans la mesure où le tube n'est pas mis en rotation pendant la mise en forme. On présente sur la figure 5.15 le modèle de formage chape montrant la géométrie du prototype et des matrices de l'axe 1 permettant la déformation de la pièce de manière à former le méplat. Les matrices de l'axe 2 ne sont pas représentées pour des raisons de visibilité d'une part, et d'autre part parce qu'elles ne participent

### 5.3 Application à l'aide à l'industrialisation : réduction du nombre de prototypes

pas réellement aux frappes. Ces matrices sont de forme plate et permettent de contrôler l'écoulement de la matière suivant la direction de l'axe 2.

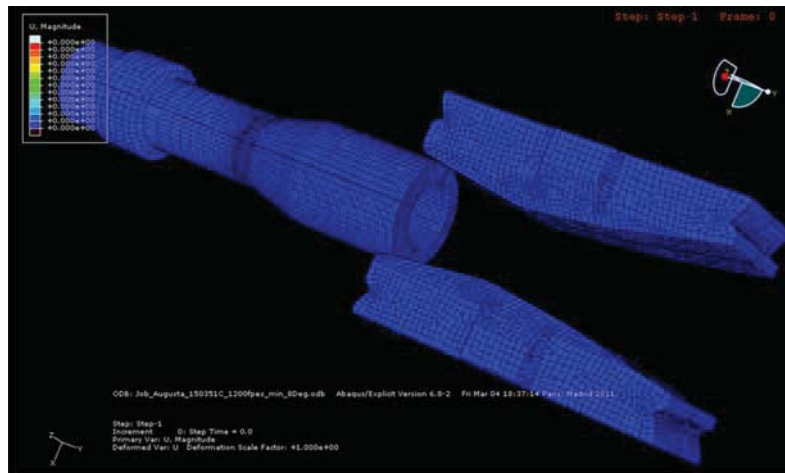


FIGURE 5.15 – Modèle de formage chape

Le formage chape a donc été réalisé numériquement et on représente sur la figure 5.16 la géométrie du prototype avant et après opération. On montre dans le tableau 5.1 que l'outil ainsi mis en place permet de prédire assez précisément l'effort déployé, surtout au niveau l'axe 1 qui nous intéresse ici car c'est suivant cet axe que l'on a les efforts critiques. Ainsi, sans faire aucun essai, la faisabilité de la fabrication d'une nouvelle référence peut être vérifiée assez rapidement. De plus, dans le cas où les efforts calculés sont supérieurs à la limite machine, de nouvelles configurations peuvent être numériquement testées en nous appuyant notamment sur les connaissances tirées de l'analyse des résultats numériques.

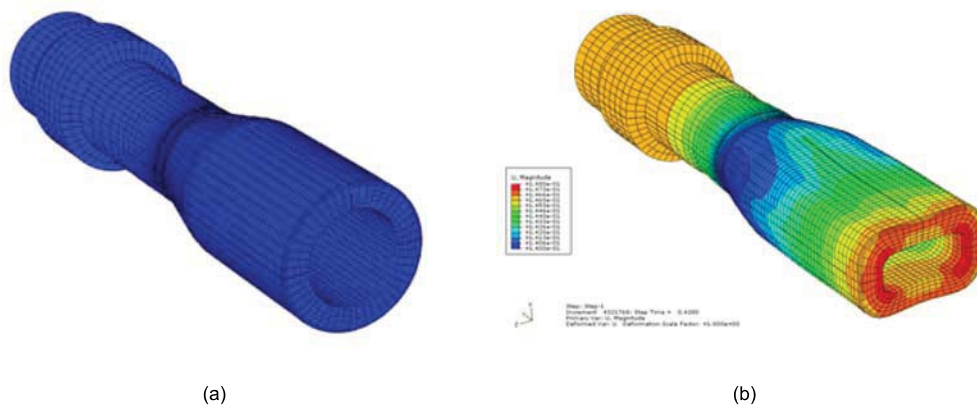


FIGURE 5.16 – Prototype virtuel (a) avant et (b) après formage chape



---

	Effort - kN	
	Expérience	Simulation
Axe 1	1311	1304
Axe 2	989	885

TABLE 5.1 – Effort déployé lors du formage chape : corrélation expérience-calcul

## 5.4 Présentation du progiciel Rod*AP*

Dans le cadre de la thèse, le progiciel Rod*AP* a été développé afin de mutualiser tous les développements effectués sous une seule plateforme qui pourra être utilisée dans un contexte industriel. On se propose ici de présenter ce progiciel, entièrement codé en C++, via son interface principale et les deux principaux modules qui y sont complètement ou en partie intégrés.

### 5.4.1 Interface principale

L'interface principale de Rod*AP* est illustrée sur la figure 5.17. Il s'agit d'une interface intégrant les contrôles classiques de Windows, via l'utilisation de la bibliothèque MFC (Microsoft Foundation Class), de manière à faciliter son utilisation et rendre l'outil le plus intuitif possible. Le calcul analytique de l'effort de forge, grâce à la théorie de Ghaei présentée au chapitre 4, se fait directement à partir de cette fenêtre principale. En effet l'utilisateur renseigne les différents champs de la fenêtre en se référant au petit schéma qui précise la signification des différents paramètres. Le calcul est déclenché par simple clic sur le bouton "OK" et le résultat est affiché dans la zone de texte située sur la partie inférieure de la fenêtre. Des outils pratiques permettent à l'utilisateur de sauvegarder sa mise en données pour une future réutilisation ou alors de sauvegarder son calcul sous forme de rapport incorporant aussi bien les données d'entrée que le résultat obtenu.

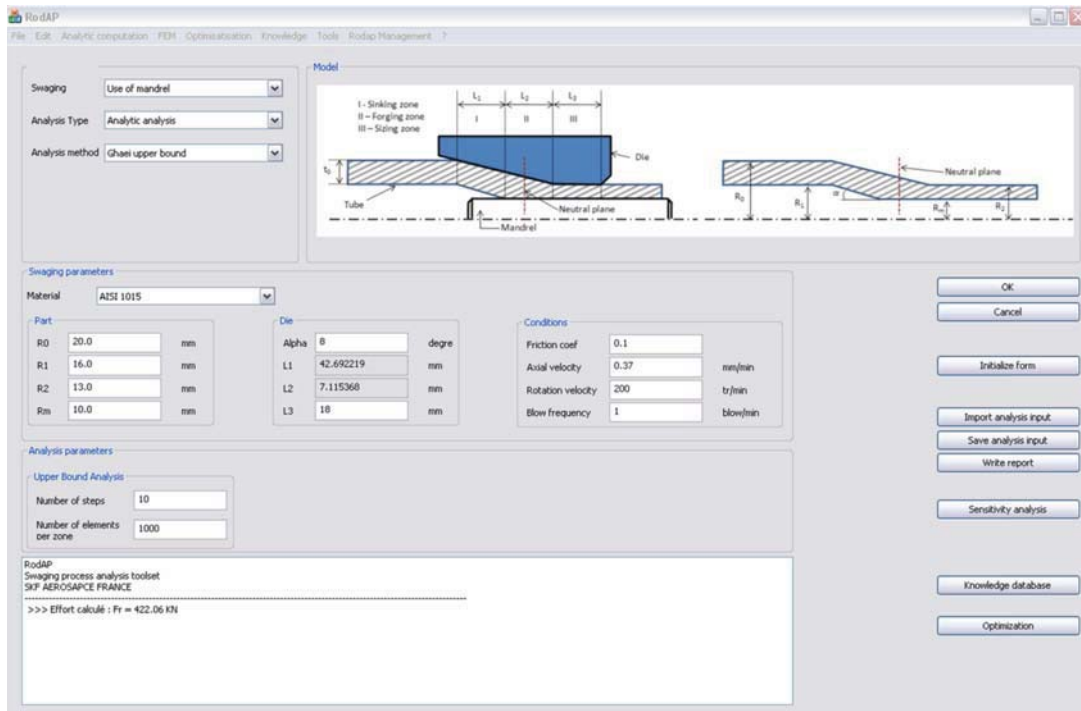


FIGURE 5.17 – Interface principale de RodAP

### 5.4.2 Les différents modules

Autour de cette interface principale où est greffée la fonction principale de calcul de l'effort, il existe deux autres modules supplémentaires dédiés aux études de sensibilité et à l'optimisation. La figure 5.18 présente l'interface gérant les études de sensibilité. On peut très facilement obtenir l'évolution de l'effort de forgeage en fonction de n'importe quel paramètre géométrique de la pièce ou de la matrice ou n'importe quel paramètre procédé. Le résultat est disponible sous forme de tableau directement affiché au sein même de l'interface, mais la possibilité est offerte à l'utilisateur d'exporter les résultats sous forme de fichier texte, réutilisable dans des outils de traitement de données comme Excel.

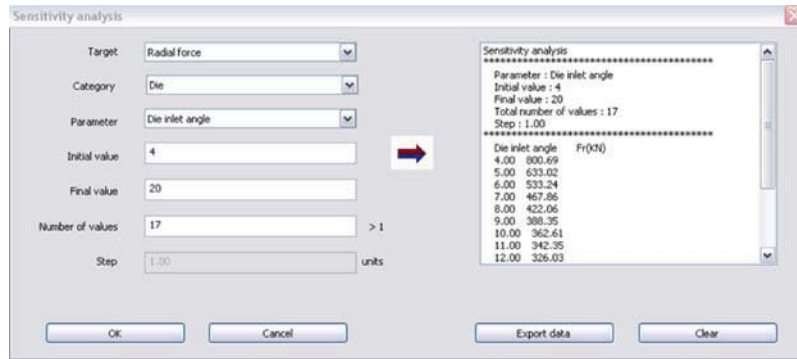


FIGURE 5.18 – Etude de sensibilité automatisée via RodAP

Le module d'optimisation, qui n'est pas encore finalisé à ce jour, est présenté sur la figure 5.19. L'idée est ici de trouver la configuration permettant de minimiser l'effort de forgeage en utilisant une approche combinée plan d'expérience et surface de réponse.

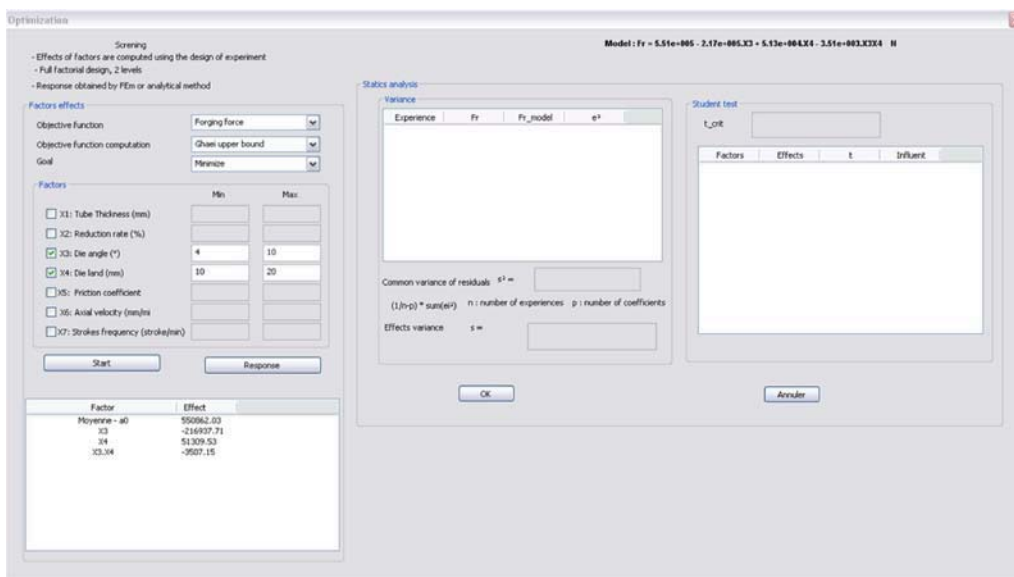


FIGURE 5.19 – Interface pilotant le module d'optimisation RodAP

## 5.5 Conclusion

Dans ce chapitre, les résultats des modèles développés ont été analysés et exploités suivant deux axes. Le premier concerne l'apport de connaissances supplémentaires pour une

meilleure compréhension du procédé de rétreint. Les premières analyses de sensibilité s'appuyant sur le modèle analytique de Ghaei ont permis de comprendre comment réduire les efforts de forgeage en modifiant des paramètres géométriques de la matrice. Puis le modèle numérique a permis de calculer l'évolution de l'effort tout au long du procédé, ce qui a permis de mettre en évidence l'existence d'une phase transitoire précédant une étape stationnaire. De plus, le modèle numérique a permis de mettre en évidence les chemins d'écoulement de la matière. Nous avons ainsi pu montrer que l'écoulement se fait aussi bien vers l'avant que vers l'arrière de la pièce. La transition entre ces deux directions d'écoulement étant matérialisée par le plan neutre où l'écoulement dans le sens axial est nul. Par ailleurs l'étude de la répartition des contraintes et de la déformation a aussi permis d'apporter des connaissances supplémentaires. On a pu par exemple constater la non homogénéité de la déformation à travers l'épaisseur du tube ou encore l'existence de zones de traction et de compression au niveau des surfaces intérieures et extérieures du tube.

Le second volet est axé sur l'aide à l'industrialisation. Nous avons montré comment réduire le nombre de prototypes réels grâce à la simulation numérique qui permet de tester la faisabilité d'une opération de mise en forme, en termes de capacité machine à ne pas dépasser. De plus, dans le cas où l'on est hors capacités machine, de nouvelles configurations, choisies minutieusement grâce notamment aux enseignements tirés de l'analyse des résultats numériques, peuvent être testées. Enfin le progiciel *RodAP* mutualisant les différents développements a aussi été présenté.



# Chapitre 6

## Conclusion générale

Le but de cette thèse était de développer des modèles de simulation du procédé de rétreint afin d'améliorer la compréhension que l'entreprise pouvait en avoir mais aussi d'apporter un support à l'industrialisation du procédé.

Dans le chapitre 1, le procédé de rétreint a été présenté dans le détail et dans le cadre de la fabrication des bielles métalliques, nous avons vu que le choix du rétreint se justifiait notamment par le fait qu'il permet de minimiser les pertes matière et que le fribrage de la matière est conservée, ce qui améliore aussi les propriétés mécaniques. Par ailleurs, l'analyse des phénomènes sous-jacents à l'interface pièce-outil a permis de décrire la nature des interactions entre les matrices et le tube. Par la suite un état de l'art sur le procédé a permis d'effectuer la synthèse des travaux réalisés sur le procédé aussi bien d'un point de vue expérimental que numérique.

Le chapitre 2 a été consacré aux études expérimentales. Dans un premier temps, les études sur la microstructure de l'alliage d'aluminium 2024 et du TA6V ont été présentées. Pour l'aluminium 2024, les trois états métallurgiques rencontrés sur site, à savoir l'état brut de livraison, l'état T351 et l'état T42, ont été étudiés. Nous avons vu que la composition de la microstructure est homogène avec une base en aluminium composant la phase  $\alpha$  et une phase durcissante  $\theta$  qui est en fait un précité intermétallique. Concernant le TA6V, la structure est biphasée :  $\alpha$  et  $\beta_t$  contenant la phase  $\alpha$  sous forme lamellaire. Nous avons aussi mis en évidence une proportion de  $\beta$  d'autant plus importante que l'on se rapproche des zones affectées par la chauffe précédant la mise en forme. En outre la question de la lubrification a été traitée dans ce chapitre. Il s'agit de proposer à SKF un produit répondant à de nouvelles exigences, notamment par rapport à la mise en forme à chaud. La recherche d'un nouveau produit a été effectuée en suivant une approche rationnelle dont les différentes étapes ont été détaillées. La présélection de trois produits, à savoir le

Cindolube, le Renoform et le MecaGreen, a été réalisée sur la base d'un cahier des charges d'un certain nombre de contraintes liées à la sécurité par rapport à l'environnement de la machine (opérateur et équipement). Des essais de mandrinage sur site ainsi que des tests tribologiques de laboratoire nous ont permis de quantifier les performances de ces trois produits. Le classement final que nous avons établi a placé le Cindolube en tête et ce dernier est aujourd'hui intégré dans une partie des lignes de production de l'entreprise.

La caractérisation des paramètres rhéologiques des deux alliages étudiés a été exposée dans le chapitre 3. La loi de Johnson-Cook, classiquement utilisée pour représenter le comportement des matériaux sujets à de grandes transformations thermomécaniques rapides, a été présentée. Cette loi présente cinq paramètres qu'il a fallu identifier grâce à des essais réalisés au laboratoire. Dans un premier temps des essais de traction ont été réalisés dans le but de déterminer les trois premiers paramètres concernant l'écroutissage du matériau. Différentes approches ont été utilisées pour extraire ces données à partir des courbes de traction. Nous avons vu que l'approche directe, qui consiste à écrire la relation contrainte-déformation plastique sous forme logarithmique reste efficace à condition d'intégrer l'intégralité du domaine plastique dans le calcul. L'identification se poursuit en utilisant l'analyse inverse dont l'algorithme de minimisation de l'écart expérience-simulation est basée sur une approche combinée Monte-Carlo et algorithme de Levenberg-Marquardt. Les données expérimentales servant à l'évaluation de la fonction coût ont été obtenues via des essais d'impact de Taylor. Ces essais ainsi que le lanceur à gaz utilisé pour leur réalisation ont été présentés avec l'intégralité des résultats de l'identification.

La modélisation du procédé de rétreint, qui constitue une partie importante de ces travaux, a été présentée dans le chapitre 4. Dans un premier temps nous avons présenté le modèle de Ghaei choisi pour le calcul analytique des efforts de forgeage. Ce dernier est en fait une version simplifiée de la très répandue méthode de la limite supérieure pour laquelle les énergies déployées lors de la mise en forme sont directement calculées, en s'affranchissant notamment du choix préalable d'un champ de vitesses admissibles. L'énergie totale est ainsi divisée en trois parties : une première utilisée pour le changement de forme du matériau, une deuxième qui représente l'énergie perdue par frottement et une dernière consommée lorsque la direction d'écoulement de la matière change. Nous avons détaillé les bases théoriques de cette méthode et montré comment chaque contribution énergétique était calculée. L'implémentation de cette méthode a été réalisée en C++ et nous avons présenté la classe gérant ce calcul par l'intermédiaire de son diagramme UML. Par la suite la modélisation numérique utilisant le code commercial Abaqus a été présentée. Dans un premier temps le modèle 3D a été présenté de même que le maillage de l'assemblage et les conditions aux limites. Le modèle de liaison entre le tube et la bague de serrage a consisté à utiliser un MPC (Multi Point Constraint) permettant de piloter les déplacements des

---

noeuds situés sur la surface de contact tube-bague de serrage par un unique point de contrôle. Nous avons vu que cette stratégie permettait de s'affranchir de la modélisation de la bague de serrage et d'alléger ainsi le modèle. Par ailleurs les difficultés numériques liées à l'apparition des modes de déformation à énergie nulle et au temps de calcul excessif ont été explicitées. Les modes de *hourglassing* ont été supprimés en rajoutant des raideurs artificielles aux éléments tandis que le temps de calcul a été considérablement diminué en accélérant, là aussi artificiellement, le procédé de façon à diminuer le temps de mise en forme. Le modèle numérique a été validé en comparant la géométrie finale du tube obtenue expérimentalement avec celle calculée numériquement. Par ailleurs, nous avons montré que le vrillage de la matière dû à la torsion du tube au moment de l'impact est bien représenté numériquement. Enfin le modèle 2D a été présenté. Il a notamment permis de confirmer la validité de l'approche qui consiste à accélérer artificiellement le procédé. En effet nous avons constaté des écarts faibles entre les résultats du modèle non accéléré et ceux du modèle accéléré.

Dans le dernier chapitre, nous avons présenté les résultats issus de l'exploitation des modèles développés tout au long de la thèse, notre objectif ayant été d'apporter des connaissances supplémentaires à l'entreprise et d'utiliser la modélisation comme aide à l'industrialisation du procédé. Dans un premier temps, une étude de sensibilité a permis de déterminer l'influence de l'angle d'ouverture de la matrice et de la longueur de la zone de calibrage sur l'effort de forgeage. Ces tendances ont montré que l'effort diminue avec l'augmentation de l'angle de la matrice, mais augmente quand la zone de calibrage augmente. Par la suite des détails plus fins ont été tirés de la modélisation numérique. L'analyse du profil de l'effort en fonction du temps a par exemple permis de mettre en évidence que le procédé présente une phase transitoire au cours de laquelle toutes les grandeurs mécaniques évoluent avant de se stabiliser à la sortie de la zone de calibrage. Par ailleurs, la répartition des contraintes et des déformations dans le tube a été analysée ainsi que les chemins d'écoulement de la matière lors de la mise en forme. Nous avons mis en évidence l'existence d'un plan neutre dans lequel l'écoulement axial est nul. De part et d'autre de ce plan l'écoulement se fait vers l'avant et vers l'arrière du tube. En outre nous avons montré comment la simulation numérique, appliquée au formage chape, permet de réduire le nombre de prototypes lors de la mise en place de nouvelles gammes en prédisant les efforts de forge, déterminant ainsi si l'on est hors capacité machine ou pas. Enfin le progiciel RodAP qui mutualise l'intégralité des développements sous forme d'une application, interfacée avec l'utilisateur, a été présenté.





# Bibliographie

- [1] Bielles métalliques et composites, fascicule skf aerospace.
- [2] O. Barrau, Etude du frottement et de l'usure d'acier à outils de travail à chaud., Ph.D. thesis, Institut National Polytechnique de Toulouse, Sciences et Génie des Matériaux (2004).
- [3] S.-J. Lim, H.-J. Choi, C.-H. Lee, Forming characteristics of tubular product through the rotary swaging process, *Journal of Materials Processing Technology* 209 (1) (2009) 283 – 288.
- [4] G.-Y. Tzou, H.-H. Hsu, Y.-H. Hsiao, Investigation of a slab method analysis and fem simulation on rotating compression forming of ring, *Journal of Materials Processing Technology* 177 (1-3) (2006) 150 – 153, proceedings of the 11th International Conference on Metal Forming 2006.
- [5] D. Zhang, H. Yang, Z. Sun, Analysis of local loading forming for titanium-alloy t-shaped components using slab method, *Journal of Materials Processing Technology* 210 (2) (2010) 258 – 266.
- [6] S. Choi, K. H. Na, J. H. Kim, Upper-bound analysis of the rotary forging of a cylindrical billet, *Journal of Materials Processing Technology* 67 (1997) 78–82.
- [7] A. Piela, Studies on the applicability of the finite element method to the analysis of swaging process, *Archives of Metallurgy* 37 (1992) 425–443.
- [8] J. P. Domblesky, R. Shivpuri, B. Painter, Application of the finite-element method to the radial forging of large diameter tubes, *Journal of Materials Processing Technology* 49 (1995) 57–74.
- [9] Y. D. Jang, J. H. Liou, Study of stress development in axi-symmetric products processed by radial forging using a 3d non-linear finite-element method, *Journal of Materials Processing Technology* 74 (1998) 74–82.
- [10] G. Batit, P. Ravassard, La lubrification des opérations de forgeage à chaud et à mi-chaud, 1st Edition, CETIM, 1992.

- 
- [11] I. Nistor, O. Pantalé, S. Caperra, C. Sattouf, Identification of a dynamic viscoplastic flow law using a combined levenberg-marquardt and monte-carlo algorithm, In CIMNE editor, VII International Conference on Computational Plasticity, COMPLAS 4.
- [12] A. Ghaei, A. K. Taheri, M. Movahhedy, A new upper bound solution for analysis of the radial forging process, *International Journal of Mechanical Sciences* 48 (11) (2006) 1264 – 1272.
- [13] R. B. C. Cayless, Alloy and temper designation system for aluminium alloy and aluminium alloy, *ASM Handbook 2* (2004) 39–117.
- [14] Y. Robert, Simulation numérique du soudage du at6v par laser yag impulsif : caractérisation expérimentale et modélisation des aspects thermomécanique associées à ce procédé, Ph.D. thesis, Ecole des Mines de Paris (2007).
- [15] Fascicule hmp, "le rétreint rotatif", <http://www.hmp.de>.
- [16] E. Felder, Lubrification en mise en forme : principes généraux et choix., *Techniques de l'ingénieur BM 7 530*.
- [17] A. Taherizadeh, A. Najafizadeh, R. Shateri, J. Jonas, Comparison of mechanical and metallurgical properties of hollow and solid forged products, *Journal of Materials Processing Technology* 178 (1-3) (2006) 181 – 187.
- [18] A. Sahoo, M. Tiwari, A. Mileham, Six sigma based approach to optimize radial forging operation variables, *Journal of Materials Processing Technology* 202 (1-3) (2008) 125 – 136.
- [19] W. F. Hosford, R. M. Caddell, *Metal forming : mechanics and metallurgy.*, 3rd Edition, 2007.
- [20] M. Sanjari, A. K. Taheri, A. Ghaei, Prediction of neutral plane and effects of the process parameters in radial forging using an upper bound solution, *Journal of Materials Processing Technology* 186 (1-3) (2007) 147 – 153.
- [21] A. Piela, Conditions of thermomechanical simulation of metal flow at swaging : fundamentals of computer-aided processing design, *Archives of Metallurgy* 38 (1993) 101–121.
- [22] A. Piela, Simulation primary swaging process for bars circle square sizing scheme, *Archives of Metallurgy* 39 (1994) 295–317.
- [23] A. Piela, Verification of results of swaging process simulation, *Archives of Metallurgy* 44 (1999) 453–464.
- [24] F. Grosman, A. Piela, Metal flow in the deformation gap at primary swaging, *Journal of Materials Processing Technology* 56 (1-4) (1996) 404 – 411, international Conference on Advances in Material and Processing Technologies.
-

- 
- [25] Forge2, centre de mise en forme des matériaux, école nationale supérieure des mines de paris, rue claudes daunesse, 06560 valbonne sophia antipolis.
- [26] Deform, scientific forming technologies corporation, columbus, Oh.
- [27] J. P. Domblesky, R. Shivpuri, Development and validation of a finite-element model for multiplepass radial forging, *Journal of Materials Processing Technology* 55 (1995) 432–441.
- [28] A. Ameli, M. R. Movahhedy, A parametric study on residual stresses and forging load in cold radial forging process, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 33 (2007) 7–17.
- [29] A. Ghaei, M. R. Movahhedy, Die design for the radial forging process using 3d fem, *Journal of Materials Processing Technology* 182 (2007) 534–539.
- [30] A. Habraken, C. Bouffieux, M. Carton, J. Lecomte-Beckers, Study of a 2024 aluminium rod produced by rotary forging, *Journal of Materials Processing Technology* 184 (1-3) (2007) 19 – 26.
- [31] X. C. Wang, A. M. Habraken, S. Cescotto, Two and three dimensional finite element modelling of tube forging process, *Simulation of Materials Processing : theory, methods and applications*, Shen & Dawson (eds), Rotterdam (1995) 899–905.
- [32] X. C. Wang, A. M. Habraken, An elastic-visco-plastic damage model : from theory to application, *Journal de Physique IV, Volume 6 Colloque C6, supplément au Journal de Physique III* (October 1996) 549–558.
- [33] Simulia, Rising Sun mills, 166 Valley street, Providence, Abaqus analysis user manual.
- [34] M. Warmuzek, Metallographic techniques for aluminum and its alloys, *ASM Handbook Metallography and Microstructures* 9 (2004) 711–751.
- [35] M. Lovell, C. Higgs, P. Deshmukh, A. Mobley, Increasing formability in sheet metal stamping operations using environmentally friendly lubricants, *Journal of Materials Processing Technology* 177 (1-3) (2006) 87 – 90, proceedings of the 11th International Conference on Metal Forming 2006.
- [36] E. Felder, Lubrification en mise en forme : régime de lubrification mixte., *Techniques de l'ingénieur BM 7 533*.
- [37] E. Felder, Lubrification en mise en forme : régime de lubrification par film épais., *Techniques de l'ingénieur BM 7 532*.
- [38] A. Garvus, , E. Massoni, , J. L. Chenot, An inverse analysis using a finite element model for identification of rheological parameters, *Journal of Materials Processing Technology* 60 (1996) 447–454.
-

- 
- [39] B. Langrand, P. Geoffroy, J. L. Petitniot, J. Fabis, E. Markiewicz, P. Drazetic, Identification technique of constitutive model parameters for crashworthiness modelling, *Aerospace Science and Technology* 3 (4) (1999) 215 – 227.
- [40] G. I. Taylor, The use of flat-ended projectiles for determining dynamic yield stress, i. theoretical considerations, *Proceedings of the Royal Society A* 194 (1948) 289–299.
- [41] M. Brüning, L. Driemeier, Numerical simulation of taylor impact tests, *International Journal of Plasticity* 23 (12) (2007) 1979 – 2003.
- [42] D. Eakins, N. Thadhani, Analysis of dynamic mechanical behavior in reverse taylor anvil-on-rod impact tests, *International Journal of Impact Engineering* 34 (11) (2007) 1821 – 1834.
- [43] B. Hopkinson, A method of measuring the pressure in the deformation of high explosive or by the impact of bullets, *Philosophical Transactions of the Royal Society A* 213 (1914) 437–456.
- [44] G. Gary, H. Zhao, Dépouillement de l’essai aux bares de hopkinson par une technique de calcul inverse, *Journal de PhysiqueIV*, Colloque C8, supplément au *Journal de Physique III* 4.
- [45] Y. Lu, Q. Li, Dynamic behavior of polymers at high strain-rates based on split hopkinson pressure bar tests, *International Journal of Impact Engineering* 38 (1) (2011) 41 – 50.
- [46] H. Abichou, O. Pantalé, O. Dalverny, S. Caperra, Identification of metallic material behaviors under high-velocity impact : a new tensile test, in : 15 th Technical Meeting DYMAT, Metz, Metz June 1-2, 2004.
- [47] A. Milani, W. Dabboussi, J. Nemes, R. Abeyaratne, An improved multi-objective identification of johnson-cook material parameters, *International Journal of Impact Engineering* 36 (2) (2009) 294 – 302.
- [48] G. R. Johnson, W. H. Cook, A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, 7th International Symposium on Ballistics (1983) 541–547.
- [49] T. J. Holmquist, G. R. Johnson, Determination of constants and comparison of results for various constitutive models, *Journal de Physique* 1 (1991) 853–860.
- [50] W. K. Rule, S. E. Jones, A revised form for the johnson cook strength model, *International Journal of Impact Engineering* 21 (1998) 609–624.
- [51] I. Nistor, Identification expérimentale et simulation numérique de l’endommagement en dynamique rapide : application aux structures aéronautiques, Ph.D. thesis, Institut National polytechnique de Toulouse (2005).
-

- [52] I. Nistor, O. Pantalé, S. Caperra, C. Sattouf, A new dynamic test for the identification of high speed friction law using a gas-gun device, *J. phys. IV France* 110.
- [53] K. Levenberg, A method for the solution of certain nonlinear problems in least squares, *Quart. Applied Mathematics* 2 (1944) 164-168.
- [54] O. Pantalé, Manuel utilisateur du logiciel imageAnalyser v. 1.0., Laboratoire LGP ENI Tarbes, 47 av d'Azérix - 65016 Tarbes (2002).
- [55] D. R. Leuser, Experimental investigations of material models for ti-6al-4v titanium and 2024-t3 aluminium, Tech. rep., U. S. Departement of Transportation (2000).
- [56] G. Kay, Failure modeling of titanium 6al-4v and aluminum 2024-t3 with the johnson-cook material model, Tech. rep., U. S. Department of transportation (2003).
- [57] J. M. Pitt-Francis, A. N. Bramley, A simple 3d formulation for modeling forging using the upper bound method, *Analysis of the CIRP* 45/1.
- [58] B.-A. Guérin, *Le langage C++*, 2005.
- [59] O. C. Zienkiewicz, R. L. Taylor, *The finite element method*, 5th Edition, Butterworth-Heinemann, 2000.
- [60] A. Maurel-Pantel, *Etude expérimentale et modélisation par éléments finis du procédé de fraisage : applications à l'identification paramétrique des lois de comportement*, Ph.D. thesis, Université de Franche-Comté (2009).



# Annexes





# Annexe 1 : rôle des additifs dans la formulation d'un lubrifiant

Ce sont des composés chimiques ajoutés aux composés de base pour améliorer certaines propriétés physico-chimiques du lubrifiant. Ils sont de différentes natures :

- Les agents dispersants (stabilisateurs) : permettent d'accroître la viscosité du liquide et d'empêcher ainsi la décantation des particules de graphite ce qui est particulièrement important pour les graphites à forte granulométrie. Ils évitent aussi la floculation et l'agglomération des particules fines. Les agents dispersants peuvent être ajoutés à la solution dans des proportions de quelques %.
- Les agents de protection bactériologique : les composés phénoliques ou les sels d'ammonium (ammoniaque) limitent la prolifération bactérienne dans les fluides aqueux. Les dérivés de triazine et d'imidazoline sont aussi souvent utilisés.
- Les émulsifiants : les sulfonates, esters d'acides gras ou d'alcools favorisent la formation et la conservation de l'émulsion. Ils facilitent aussi le mélange produit concentré et liquide de dilution.
- Les agents mouillants : il s'agit de substances actives, comme par exemple, l'ammoniaque ou des composés d'acides gras qui, mélangées à un liquide, améliorent sa propriété de s'étendre à une surface
- Les liants : les substances telles que les sels inorganiques (silicates, phosphates, borates et stéarates) améliorent la tenue du film lubrifiant grâce à des liaisons chimiques qui se forment à température élevée .
- Les additifs haute-pression : des composants au soufre ou au phosphore, par exemple, forment une couche de bonne résistance thermique par réaction chimique avec les matrices.

- Les agents propulseurs : les hydrocarbures, comme les polyéthylène-glycols ou les polyalcools, sont des substances qui forment des gaz qui facilitent le décollement de la pièce par rapport à la matrice. Ils ne doivent cependant pas former de gaz lors de leur application mais seulement lors du forgeage proprement dit.
- Les produits anti-corrosion : ces produits (ammoniaque par exemple) doivent empêcher la corrosion de la machine et des outils.

## Annexe 2 : Définition des fonctions et objectifs pour un choix rationnel d'un lubrifiant

Le système de lubrification est défini à partir des fonctions (ou actions, ou alors besoins) que devra assurer le lubrifiant :

- Frottement : faciliter l'écoulement de la matière pendant la déformation plastique (réduction des efforts de forge);
- Adhésion/Rupture : isoler au mieux la pièce de l'outil afin d'éviter tout grippage;
- Thermique (à chaud) : minimiser le flux de chaleur vers l'outil.

Par ailleurs, les objectifs de la lubrification sont définis comme suit :

- Adhérer à la pièce avec des liaisons de surface plus résistantes que les sollicitations auxquelles elles sont soumises afin d'éviter toute rupture pendant le processus de forgeage
- Conserver ses propriétés lubrifiantes dans les conditions de température, de pression et de vitesse d'écoulement propre au procédé
- Contribuer à l'obtention d'un excellent état de surface de la pièce forgée
- Diminuer ou au moins maintenir les charges de forgeage et les exigences en énergie
- Ne pas être source de variabilité du procédé
- Améliorer la durée de vie des matrices ou la productivité



## Annexe 3 : Essai quatre billes : calcul du coefficient de friction en fonction l'effort tangentiel et de la charge

Nous nous proposons dans cette partie de détailler le calcul du coefficient de friction au niveau du contact entre les billes.

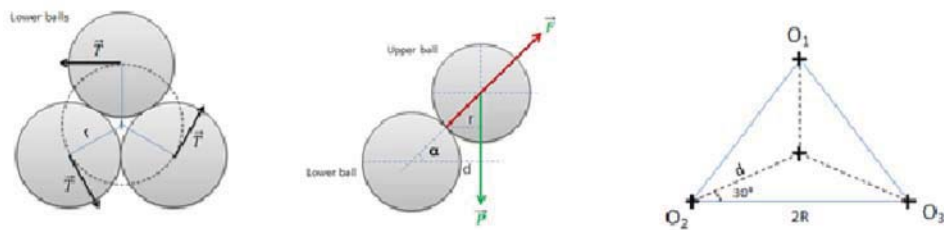


Figure 6.1: Bilan des efforts au niveau des billes :  $\vec{T}$  effort tangentiel au niveau du contact,  $\vec{F}$  réaction normale au niveau du contact et  $\vec{P}$  charge appliquée sur la bille supérieure

Au niveau du contact, le coefficient de frottement  $\mu$  peut s'écrire :

$$\mu = \frac{T}{F} \quad (6.1)$$

En appliquant le principe fondamental de la statique sur bille, puis en projetant sur l'axe vertical, on obtient la relation suivante :

$$F = \frac{P}{3\sin\alpha} \quad (6.2)$$

L'angle  $\alpha$  (voir figure 6.1) est calculé en exploitant les relations géométriques qui existent dans la pyramide formée par les quatre billes :

$$\cos\alpha = \frac{d}{2R} = \frac{1}{\sqrt{3}} \quad (6.3)$$

En remplaçant la valeur de l'angle dans la formule 6.2 on obtient finalement :

$$F = 0.408P \quad (6.4)$$

Enfin, cette relation est intégrée dans l'équation 6.1, ce qui donne :

$$\mu = 2.45 \frac{T}{P} \quad (6.5)$$

# Annexe 4 : Simulation de l'essai d'impact de Taylor

On se propose de monter ici un exemple de modélisation numérique de l'essai impact en utilisant un matériau dont les paramètres de la loi de Johnson Cook sont disponibles dans la littérature, en l'occurrence le Cuivre OHFC. On effectue une simulation numérique avec ces données matériau. L'échantillon est un cylindre de 3.2 mm de rayon et 32.4 mm de hauteur. Seul le quart de la géométrie est modélisé en tenant compte des symétries du problème. La cible est représentée par un plan rigide. Une vue d'ensemble du modèle est présentée sur la figure 6.2. La vitesse initiale du projectile est  $V = 227 \text{ m.s}^{-1}$  et la température initiale  $T = 25 \text{ °C}$ .

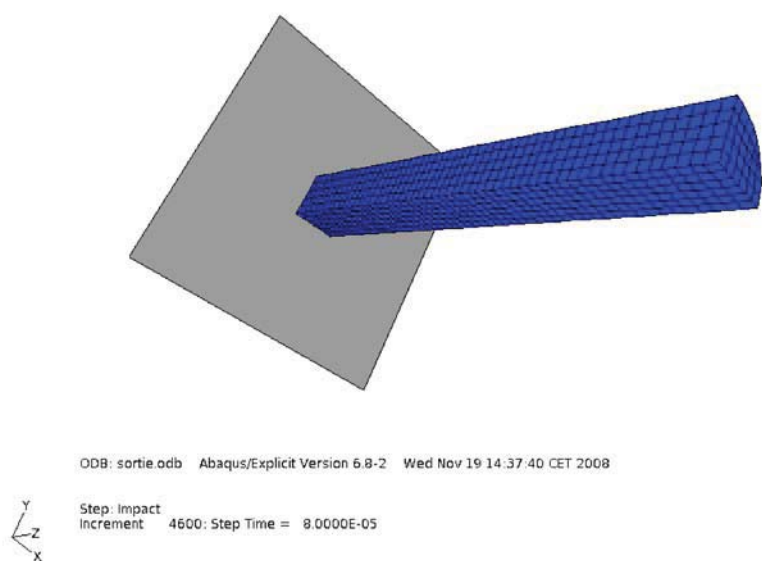


Figure 6.2: Modèle numérique d'impact



La figure 6.3 montre la répartition des déformations plastiques équivalentes dans le lopin à la fin du calcul. On note la présence d'une zone de déformation nulle et où l'on peut envisager un maillage grossier. On remarque aussi une certaine hétérogénéité des déformations dans la partie en contact avec la cible. En effet, la déformation plastique équivalente aux nœuds proches de la périphérie est de l'ordre de 1.42 tandis que ceux qui se situent dans la partie centrale affichent une valeur de 2.44, qui est le maximum observé. Cela nous oriente vers un maillage progressif, avec une finesse plus marquée au cœur que vers la périphérie du projectile.

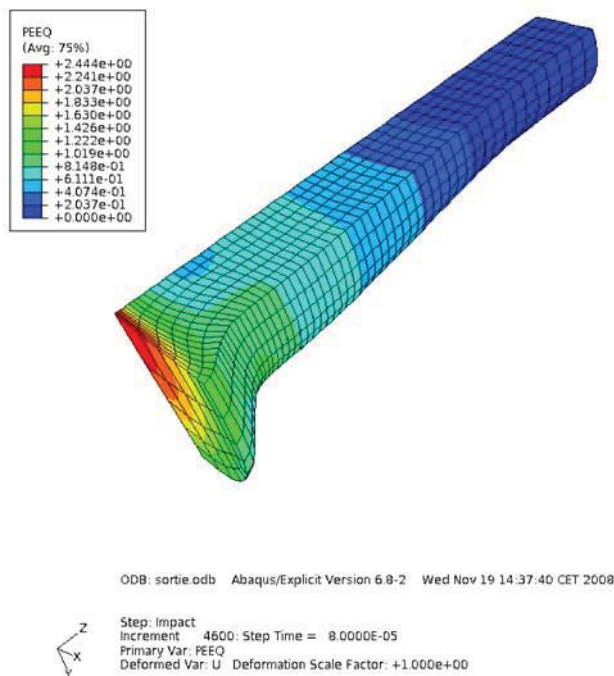


Figure 6.3: Déformation équivalente en fin de calcul

## Annexe 5 : Exemple de code RodAP

Définition de la classe gérant l'analyse de sensibilité :

```
#pragma once #include "afxwin.h"
#include "UpperBoundGhaei.h"
#include <vector>
#include <conio.h>
#include <stdio.h>
#include <string.h>
#include <io.h>
#include <errno.h>
// Boîte de dialogue CSensitivityDlg
class CSensitivityDlg : public CDialog {
    DECLARE_DYNAMIC(CSensitivityDlg)
public:
    CSensitivityDlg(CWnd* pParent = NULL);
    // constructeur standard          virtual ~CSensitivityDlg();
    void initComboTarget();
    void initComboCategory();
    void initComboParameter();
    void UpdateComboParameter();
    UpperBoundGhaei* m_ubg;
    void UpdateUbg(UpperBoundGhaei* newUbg);
    std::vector< std::vector< float > > SensiData;
    unsigned int s_(CString str, char* cmp[]);
    void SensiForceUBG(int a, float b);
    // Données de boîte de dialogue
    enum { IDD = IDD_DIALOG_SENSITIVITY };
protected:
    virtual void DoDataExchange(CDataExchange* pDX);
    // Prise en charge de DDX/DDV
    DECLARE_MESSAGE_MAP() public:
```

---

```
        CComboBox m_ComboTarget;
public:        CComboBox m_ComboParameter;
public:        CString m_target;
public:        CString m_parameter;
public:        CString m_initialValue;
public:        CString m_finalValue;
public:        CString m_nbValues;
public:        CString m_step;
public:        CButton m_OK;
public:        CButton m_cancel;
public:        afx_msg void OnBnClickedOk();
public:        virtual BOOL OnInitDialog();
protected:   virtual void OnOK();
public:        CListBox m_ListBoxSensitivity;
public:        CComboBox m_ComboCategory;
public:        CString m_category;
public:        afx_msg
void OnCbnSelchangeCombocategory();
public:        afx_msg void OnCbnEditchangeCombocategory();
public:        afx_msg void OnEnChangeEditnbval();
        CStatic m_StatText;
public:
afx_msg void OnCbnSelchangeComboparameter();
public:        CButton m_ExportData; public:
        afx_msg void OnBnClickedButtonExportdata(); };
```

