



RAPPORT DE STAGE :

ESSAIS D'EXPANSION À HAUTE TEMPÉRATURE SUR UN ACIER TREMPANT

Stage se déroulant du 23 janvier au 21 juillet 2017

Stagiaire : Adrien BOYER

Formation :

MASTER 2 PROFESSIONNEL GÉNIE MÉCANIQUE ET MATÉRIAUX

Institut de Recherche Dupuy de Lôme
UNIVERSITÉ BRETAGNE SUD
56100 LORIENT

05/07/2017

Remerciement

Ce stage de Master 2 Professionnel spécialité Génie Mécanique et Matériaux s'est déroulé à l'Institut de Recherche Dupuy de Lôme dans le cadre du projet ANR Pricecat.

Je souhaite tout d'abord à remercier Monsieur Pierre-Yves Manach, directeur de l'IRDL à Lorient pour m'avoir accueilli dans son établissement durant cette période de stage.

Je voudrais remercier Monsieur Hervé Laurent, mon encadrant durant ce stage et futur directeur de thèse, de m'avoir donné la chance de travailler sur ce sujet et de m'avoir offert l'opportunité de poursuivre en thèse à la rentrée prochaine. Je lui suis très reconnaissant pour l'aide fournie durant la période de stage et pour la constitution des dossiers pour l'obtention de financement de la thèse.

Je remercie également Monsieur Nathan Demazel, doctorant, de m'avoir permis de participer à ses travaux de thèse, pour sa disponibilité et pour son aide. J'en profite pour remercier l'équipe du PTR 3 pour leur accueil.

Je souhaite adresser mes remerciements à Monsieur Gilles Ausias, mon tuteur université. Je remercie aussi Messieurs Philippe Pilvin et Philippe Rogeon pour leurs explications sur certains points et conseils prodigués. Je remercie également l'ensemble de l'équipe pédagogique du cursus Génie Mécanique de l'Université Bretagne Sud pour l'enseignement de qualité qu'ils nous ont donné pendant ces trois dernières années.

Je remercie Messieurs Yann Guével, pour son aide dans le débogage de scripts et autres soucis informatique, Anthony Jegat, pour son aide lors des manipulations expérimentales et le dépouillement des essais.

Je remercie particulièrement Osmane Chabaat, étudiant de la promotion M2 GMM et également stagiaire à l'IRDL, pour l'aide apportée pour la relecture de ce rapport ainsi que les moments partagés lors de ces deux dernières années.

Je tiens aussi à remercier les autres stagiaires et doctorants du laboratoire Morgan, Hugo, Stephen, Guillaume, Nesrine, pour la bonne humeur durant toute la durée de ce stage et durant les parties de baby-foot du midi.

Table des matières

Remerciement	i
Table des figures	vi
Table des tableaux	vii
Introduction	1
I Étude bibliographique	2
1 Mise en forme des tôles métalliques	3
1.1 Emboutissage	3
1.2 Mode de déformation	4
1.3 Courbes limites de formage (CLF)	5
1.3.1 Historique	5
1.3.2 Conditions pour tracer une courbe limite de formage	5
1.3.3 Diagramme des déformations	6
1.3.4 Construction	7
1.3.5 Striction	8
2 Emboutissage des aciers trempants à chaud	9
2.1 Description du processus	9
2.2 Aciers trempants type Usibor	10
2.2.1 Importance des éléments d'additions	10
2.2.2 Métallurgie du 22MnB5	11
2.3 Revêtement	11
2.4 Chauffage	12
2.4.1 Chauffage par radiation thermique	13
2.4.2 Chauffage par induction	13
2.4.3 Chauffage par conduction	13
2.5 Technique de trempe	14
2.6 Conclusion	14
3 L'essai d'expansion équibiaxiale	15
3.1 Principe de l'essai d'expansion équibiaxiale	15
3.2 Les essais d'expansion en température	16
3.2.1 Chauffage par radiation	18

3.2.2	Chauffage par conduction électrique	18
3.3	Conclusion	21
4	Exploitation de l'essai d'expansion	22
4.1	Notation	22
4.2	Contraintes	23
4.3	Déformations	23
4.4	Rayon de courbure	24
4.5	Épaisseur du flan	24
4.6	Correction de l'influence de la flexion	26
4.7	Cas test sur modèle numérique	27
4.7.1	Rayon de courbure	27
4.7.2	Épaisseur du flan	28
4.7.3	Contrainte/Déformation	28
4.8	Conclusion	29
II	Étude expérimentale	30
	Introduction	31
5	Présentation du dispositif d'expansion Pricecat	32
5.1	Instrumentation	33
5.2	Matériau d'essai et géométrie	33
5.3	Formage du jonc	34
5.4	Chauffage	35
5.5	Procédure de l'essai	36
6	Essais expérimentaux	37
6.1	Essais d'expansion à température ambiante	37
6.2	Vérification de l'homogénéité de température sur le flan	38
6.3	Essais d'expansion à haute température	41
6.3.1	Aspect thermique	41
6.3.2	Aspect mécanique	41
	Conclusions et perspectives de la phase expérimentale	43
III	Étude numérique	44
	Introduction	45
7	Identification d'une loi de comportement pour l'Usibor1500P	46
8	Simulations en 2D axisymétrique	48
8.1	Description du modèle	48
8.2	Résultats	50
8.3	Conclusion	51

9 Simulations 3D de l'essai d'expansion	52
9.1 Description du modèle	52
9.1.1 Matériaux	53
9.1.2 Conditions limites	53
9.1.3 Maillage	56
9.2 Calculs effectués	56
9.3 Résultats de la simulation du chauffage en statique	58
9.4 Résultats de la simulation de l'essai d'expansion en dynamique	59
Conclusion	62
Bibliographie	66
Annexe	68
A Plan des outils	68
A.1 Matrice	69
A.2 Poinçon	72
A.3 Électrodes	74
B Démonstration	75
B.1 Rayon de courbure	75
B.2 Détermination d'un cercle avec 3 points	76
B.3 Formule analytique de déformation	78

Table des figures

1.1	Principe de l'emboutissage, source http://mediamef.utt.fr	3
1.2	Exemple de pièce emboutie, source : [Col, 2002]	4
1.3	Exemple de courbe limite de formage, source [Penin, 2013]	5
1.4	Diagramme des déformations, source [Col, 2002]	6
1.5	Essai Nakazima, source [Decultot, 2009]	7
1.6	Essai Marciniak, source [Decultot, 2009]	8
2.1	Procédure emboutissage à chaud direct et indirect, source [Karbasian et Tekkaya, 2010]	10
2.2	Propriété de la nuance 22MnB5, source [Karbasian et Tekkaya, 2010]	11
2.3	Diagramme TRC acier 22MnB5, source [Karbasian et Tekkaya, 2010]	12
2.4	Chauffage par radiation a), induction b), conduction c), source [Karbasian et Tekkaya, 2010]	12
2.5	Schéma d'outils pour l'emboutissage à chaud, source [Karbasian et Tekkaya, 2010]	14
3.1	Schéma de principe de l'essai d'expansion équibiaxiale	16
3.2	Matrice elliptique avec différent ratio, source [Abu-Farha <i>et al.</i> , 2008]	16
3.3	Modèle CAO du montage expérimental avec utilisation d'une machine Gleeble pour essai de traction biaxiale pure, source [Shao <i>et al.</i> , 2016]	17
3.4	Montage expérimental de chauffage par radiation, source [Abu-Farha et Hector, 2011]	19
3.5	Montage expérimental avec billes céramiques dans une étuve, source [Wu <i>et al.</i> , 2016]	19
3.6	Schéma de la méthode de chauffage par conduction, source [Braun <i>et al.</i> , 2016]	20
3.7	Schéma de la méthode de chauffage par conduction, étape de mise en forme, source [Braun <i>et al.</i> , 2016]	20
4.1	Schéma de l'essai d'expansion	22
4.2	Comparaison des méthodes de calcul du rayon de courbure	27
4.3	Comparaison des méthodes de l'épaisseur	28
4.4	Comparaison des méthodes contraintes	29
5.1	Différents éléments du dispositif d'expansion à haute température PRICE-CAT	32
5.2	Schéma du dispositif d'essai d'expansion développé dans le cadre du projet ANR PRICECAT	33

5.3	a) Apparition de cloques lors du formage du jonc sur un flan d'1,4 mm d'épaisseur, b) Exemple de rainures découpées dans un flan	34
5.4	Observation graphique de l'apparition des cloques	35
5.5	Rotation des paires d'électrodes lors du processus de chauffe	35
6.1	Essais d'expansion à température ambiante, flan 0.90 mm	37
6.2	Essais d'expansion à température ambiante, courbe contrainte-déformation, flan 0.90 mm	38
6.3	Flan équipé de 4 thermocouples ayant subit un essai d'expansion à 800°C après un maintien à 900°C	39
6.4	Évolution de la température et de la pression en fonction du temps, flan de 0.90 mm équipé de 4 thermocouples	39
6.5	Schéma du dispositif pour l'hypothèse de la baisse de température au centre du flan	40
6.6	Exemple d'essai d'expansion à haute température, flan 0.90 mm	41
6.7	Profil du flan obtenu avec un télémètre laser, passage concave/convexe du flan durant le début de la mise en pression, a) profil du flan concave, b) profil du flan convexe	42
7.1	Essai de traction à haute température sur machine Gleeble	46
7.2	Exemple de cycle thermique pour essai de traction sur machine Gleeble	47
7.3	Identification de la loi d'Hollomon en température à partir des essais Gleeble	47
8.1	Modèle 2D axisymétrique simulé sous Abaqus	48
8.2	Schéma des conditions limites du modèle 2D axisymétrique	49
8.3	Noeuds étudiés du modèle axisymétrique	49
8.4	Influence du déplacement du poinçon en fonction de la force de serrage appliquée pour plusieurs coefficients de frottement	50
8.5	Influence du glissement du flan en fonction de la force de serrage appliquée pour plusieurs coefficients de frottement	50
8.6	Influence de la hauteur du dôme en fonction de la force de serrage appliquée pour plusieurs coefficients de frottement	51
9.1	Vue d'ensemble du modèle	52
9.2	Schéma des conditions limites du modèle 3D	53
9.3	Vue du modèle après le formage du jonc, Isovaleurs du champ de déplacement [m] pour un déplacement de 4 mm du poinçon	54
9.4	Vue du modèle en coupe après le formage du jonc, Isovaleurs du champ de déplacement [m], formation de plis avec un déplacement de 4 mm	54
9.5	Rotation des paires d'électrodes lors du processus de chauffe	56
9.6	Maillage du flan	57
9.7	Température au centre du flan lors de la simulation du chauffage	58
9.8	Isovaleurs en température [°C], simulation numérique Abaqus	59
9.9	Simulation de l'essai d'expansion avec Abaqus	60
9.10	Courbe contrainte-déformation de la simulation de l'essai d'expansion avec Abaqus	60
B.1	Géométrie du problème	75

Liste des tableaux

4.1	Formules analytiques pour le calcul de l'épaisseur au pôle	26
7.1	Paramètres K et n de la loi de comportement identifiée	47
9.1	Propriété des matériaux utilisés	53

Introduction

Le présent document vise à résumer les recherches et lectures entreprises pour le stage de fin d'étude de Master 2 Génie Mécanique et Matériaux effectué à l'Institut de Recherche Dupuy de Lôme (IRDL) de l'Université Bretagne Sud.

Le durcissement des normes de sécurité sur la sécurité passive des véhicules ainsi que les efforts entrepris vers une réduction des émissions polluantes pour la lutte contre le réchauffement climatique entraîne de sévères restrictions imposées par les autorités de régulation à l'industrie automobile. Pour répondre à ces nouvelles contraintes, un des axes de développement privilégié par les constructeurs est une réduction de la masse des véhicules. Ainsi, une forte demande s'est développée vers les matériaux métalliques à hautes résistances mécaniques qui composent les structures de type "caisses en blanc" assurant la résistance structurelle à l'habitacle. Dans ce contexte, les processus de mise en forme à haute température tel que l'emboutissage à chaud et les matériaux à fort potentiel de trempe sont particulièrement adaptés. La nuance d'acier développée par ArcelorMittal, l'Usibor 1500P répond à ce cahier des charges en présentant une forte trempabilité et de hautes résistances élastiques et à rupture.

Ce stage s'inscrit dans le Projet ANR PRICECAT (PRocédé INdustriel Compact pour l'Emboutissage à Chaud des Aciers Trempants) dans lequel participe l'IRDL avec d'autres partenaires industriels à savoir ArcelorMittal (fabricant d'acier), SREM (fabricant de générateur électrique), SMP (fabricant d'outils d'emboutissage) et le laboratoire ICA-Albi (travaillant sur l'aspect usure des outils). Une des tâches confiées à l'IRDL vise à développer des techniques de chauffage par effet Joule pour améliorer le processus d'emboutissage à chaud pour l'industrie automobile.

L'un des objectifs de ce stage est, d'une part, de mettre au point un dispositif d'expansion équibiaxiale à haute température pour caractériser l'USIBOR 1500P dans ce trajet de déformation. Un autre objectif est de définir un moyen de post-traiter ces essais d'expansion équibiaxiale à partir des déformations principales majeures et mineures pour pouvoir obtenir les courbes limites de formage de l'USIBOR 1500P à hautes températures. Le stage vise également à réaliser un modèle numérique avec Abaqus, prenant en compte tous les couplages multi-physique apparaissant au cours de ces essais.

Le présent manuscrit est divisé en 3 parties. La première partie, divisée en quatre chapitres, est consacrée à une étude bibliographique sur l'essai d'expansion équibiaxiale. La deuxième partie, divisée en deux chapitres, est dédiée aux manipulations expérimentales menées dans le cadre du stage. Enfin, la troisième partie est dévolue aux simulations numériques.

Première partie
Étude bibliographique

Chapitre 1

Mise en forme des tôles métalliques

Le chapitre traite de la mise en forme de tôle métallique et plus particulièrement du procédé d'emboutissage conventionnel. Ce procédé industriel est très répandu dans de nombreuses applications, de l'agro-alimentaire avec la production de boîte de conserve, à la construction automobile, domaine qui nous intéresse particulièrement ici.

La source bibliographique principale pour cette partie est [Col, 2002], il s'agit d'un article issu des Techniques de l'Ingénieur qui permet une approche exhaustive du procédé de mise en forme par emboutissage.

1.1 Emboutissage

L'emboutissage de tôle métallique est une opération qui permet d'obtenir des pièces de formes complexes non développables, contrairement à des procédés plus simples tel que le pliage ou le roulage. Cette méthode de mise en forme permet de fabriquer entre autres, les pièces de carrosseries automobile.

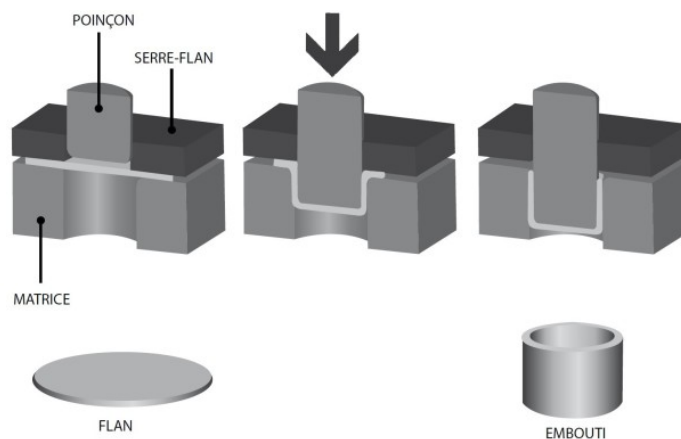


FIGURE 1.1 – Principe de l'emboutissage, source <http://mediamef.utt.fr>

De nombreux paramètres influent sur la réussite de cette opération de mise en forme. Outre les paramètres liés au process (réglage de presse, vitesse d'emboutissage, lubrification ...), les qualités de la tôle elle-même sont importante à connaître.

La capacité de celle-ci à se déformer est appelée formabilité. Déterminer la formabilité d'une tôle est essentielle pour pouvoir fabriquer des pièces sans risques de défauts.

L'opération d'emboutissage fait appel à plusieurs éléments (figure 1.1) : une tôle pré-découpée à la forme voulue appelée flan, et l'outil. L'outil se décompose en 3 éléments principaux :

- Le serre-flan, qui pince le flan avant l'opération de mise en forme qui va s'opposer à la création de plis et régularisé l'entraînement à l'intérieur de matrice.
- La matrice, élément fixe ayant la forme extérieure de la pièce désirée.
- Le poinçon, élément mobile qui oblige le flan à pénétrer dans la matrice.

1.2 Mode de déformation

Les métaux en feuille sont sensibles aux modes de déformations qu'on leur applique. Suivant le matériau, les efforts nécessaires ainsi que la capacité de déformation peuvent différer d'un mode à l'autre.

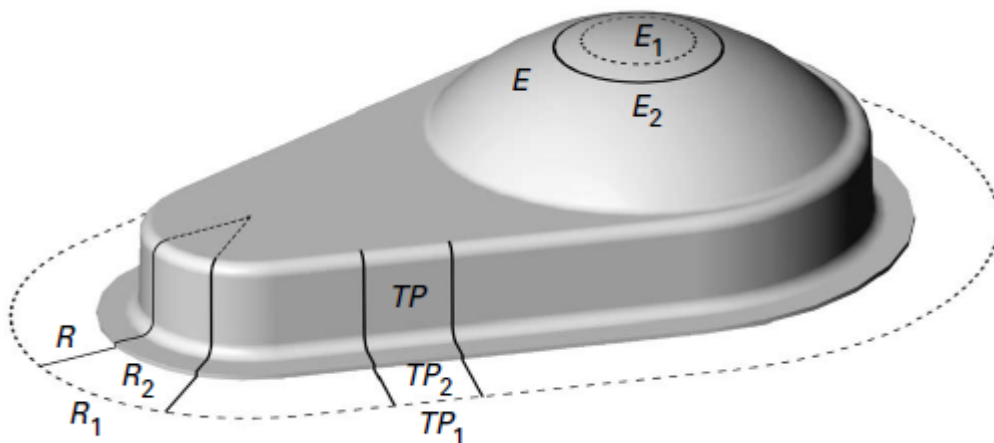


FIGURE 1.2 – Exemple de pièce emboutie, source : [Col, 2002]

L'opération d'emboutissage fait appel à 3 modes de déformations principaux visibles sur la figure 1.2 :

- le rétreint (R), résulte de l'avalement du métal à travers une partie circulaire ou semi-circulaire de la matrice qui subit une compression circonférentielle. Le segment de tôle se raccourcit.
- la traction plane (TP), résulte de l'avalement du métal à travers une partie rectiligne. Sous l'effet des efforts résistants dus à la pression du serre-flan et aux efforts de pliage et dépliage sur le rayon de matrice se produit un allongement dans la direction verticale. Il n'y a pas de modification de la largeur du segment de tôle.
- l'expansion (E), résulte de l'avalement du flan dans une zone sans matrice, le poinçon étant seul acteur sur la mise en forme. Les bords de la zone étant en expansion sont retenus par la matrice, la surface concernée a augmenté en surface au détriment de son épaisseur (conservation de volume).

1.3 Courbes limites de formage (CLF)

1.3.1 Historique

Créées à l'origine dans les années 60, les courbes limites de formages (en anglais Forming Limit Diagram (FLD) ou Forming Limit Curve (FLC)) font figurer les points limites de déformations conduisant à la rupture des flans lors des opérations d'emboutissage. Le lieu de ces points est appelé courbe limite de formage. Elle permettent de comprendre que les tôles n'ont pas la même capacité de déformation dans tout les trajets de déformation.

De nos jours, les courbes limites de formages sont définies à striction localisée (qui est une déformation locale d'épaisseur) et non à rupture. L'apparition de la striction marque le début de la ruine de la pièce, rendue inutilisable par son aspect, la dégradation du revêtement, l'affaiblissement local, le risque d'amorçage de fissure en fatigue....

1.3.2 Conditions pour tracer une courbe limite de formage

Pour tracer une CLF, trois conditions doivent être satisfaites [Decultot, 2009] :

- État de contrainte plane
- Trajectoires de déformation directe
- Absence de flexion

Cependant, les CLF ne donnent pas systématiquement des indications parfaitement pertinentes. En fait, la forme et les points limites de déformations, pour un matériau donné, dépendent grandement des conditions de leur obtention. Quatre facteurs peuvent être identifiés :

- l'épaisseur de la tôle
- les moyens utilisés pour la déformer
- les outils utilisés pour mesurer les déformations
- la méthode employée pour estimer l'apparition de la striction localisée

Pour construire une CLF, il est donc nécessaire de réaliser des essais permettant d'obtenir différents modes de déformations à partir de trajectoire directe. De plus, il est indispensable pour chaque essai de pouvoir mesurer les déformations afin de pouvoir représenter chaque essai dans le diagramme limite de formage (figure 1.3).

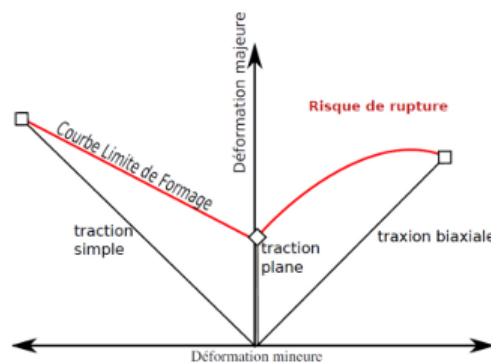


FIGURE 1.3 – Exemple de courbe limite de formage, source [Penin, 2013]

1.3.3 Diagramme des déformations

Pour mieux visualiser ces notions, on mesure les déformations locales que l'on trace sur un graphique. On prends la déformation principale ou majeure ou ε_1 qui correspond à la plus grande déformation en valeur algébrique, elle détermine la direction principale de déformation. La déformation secondaire ou mineure ou ε_2 en valeur algébrique, qui correspond à la moins grande en valeur algébrique et dans la direction orthogonale à la première direction principale.

La déformation suivant l'épaisseur du flan est notée ε_3 . On adopte la forme rationnelle des déformations logarithmiques : $\varepsilon = \ln(L/L_0)\epsilon$. Les CLF sont données dans un diagramme donnant la déformation majeure en fonction de la déformation mineure.

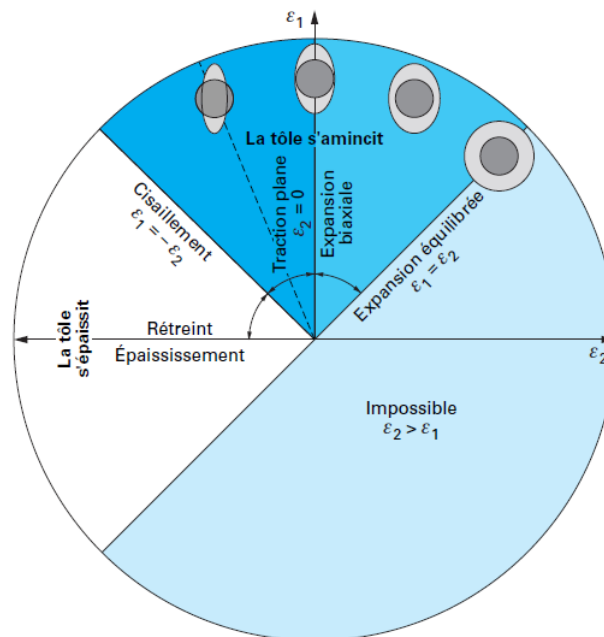


FIGURE 1.4 – Diagramme des déformations, source [Col, 2002]

Ce diagramme des déformations (figure 1.4) permet de comprendre l'état dans lequel est soumise la matière.

En prenant la convention $\varepsilon_1 \geq \varepsilon_2$, l'espace sous la première bissectrice est éliminé. On distingue plusieurs zones :

- De l'axe $\varepsilon_1 = \varepsilon_2$ à $\varepsilon_1 > 0$, $\varepsilon_2 = 0$, la tôle est dans un état d'expansion biaxiale. Par conservation de volume on a $\varepsilon_1 + \varepsilon_2 = -\varepsilon_3$.
- Sur l'axe $\varepsilon_1 > 0$, $\varepsilon_2 = 0$, la tôle est dans un état de traction plane. Dans ce cas, $\varepsilon_1 = -\varepsilon_3$
- De l'axe $\varepsilon_1 < 0$, $\varepsilon_2 > 0$, la tôle se trouve dans un état de traction uni-axiale. La pente de ces zones vérifie l'équation $-(1+r)/r$, r étant le coefficient d'anisotropie de la tôle.
- Sur la seconde bissectrice d'équation $\varepsilon_1 = -\varepsilon_2$ correspond au cisaillement plan, il n'y a pas de variation d'épaisseur du fait de la conservation de volume.
- De la seconde bissectrice $\varepsilon_1 = -\varepsilon_2$ à $\varepsilon_1 = \varepsilon_2$, la tôle est dans un état de rétreint voir d'épaississement si $\varepsilon_1 < 0$.

1.3.4 Construction

Il existe plusieurs essais qui permettent de construire ces courbes, les méthodes les plus utilisés sont les méthodes Nakazima et Marciniak [Col, 2002]. La construction des courbes est fastidieux car chaque courbe limite de formage n'est valide que pour une vitesse de déformation et une température donnée.

Méthode Nakazima

Cette méthode consiste à appliquer sur une matrice circulaire à l'aide d'un serre-flan des éprouvettes de différentes largeurs qu'on déforme avec un poinçon hémisphérique (figure 1.5). Les différents trajets de déformations sont déterminés par la forme de l'éprouvette. une éprouvette carrée permet d'effectuer une expansion équi-biaxiale. En réduisant la largeur de départ il est possible de tendre vers la traction uni-axiale en passant par tout les stades intermédiaires. La réalisation d'encoches circulaires peut être nécessaire pour effectuer certaines trajectoires.

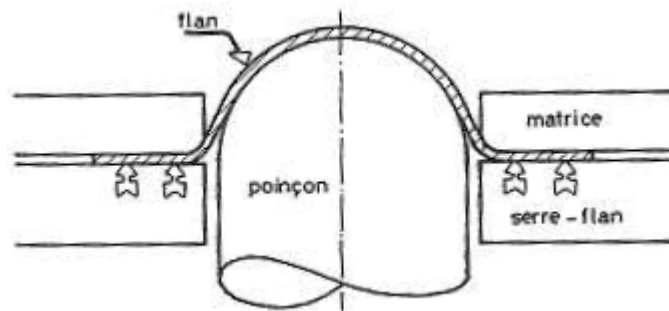


FIGURE 1.5 – Essai Nakazima, source [Decultot, 2009]

Cet essai est puissant car les outils utilisés sont simples, tout comme les géométries des flans et il permet de construire l'ensemble du spectre des CLF [Kumar *et al.*, 2016].

Méthode Marciniak

La méthode reprend le principe développé dans la méthode Nakazima mais avec un poinçon plat et permet donc de déformer sans courber l'éprouvette (figure 1.6). Une autre différence avec la méthode précédente est d'interposer un contre-flan entre le flan et le poinçon ce qui autorise une meilleure homogénéisation des déformations [Marciniak et Kuczynski, 1967] ce qui évite la rupture sur le rayon du poinçon.

Analyse

La présence de frottement dans les deux méthodes citées est un inconvénient car c'est un paramètre difficile à maîtriser. Il est aussi souhaitable d'avoir un poinçon de taille suffisante vis-à-vis de l'épaisseur du flan e ($D/e > 100$, avec D le diamètre du flan) pour éviter d'engendrer des flexions trop importante dans le cas de la méthode Nakazima. La réalisation du contre-flan de la méthode Marciniak peut-être la plus grande difficulté de la méthode [Col, 2002].

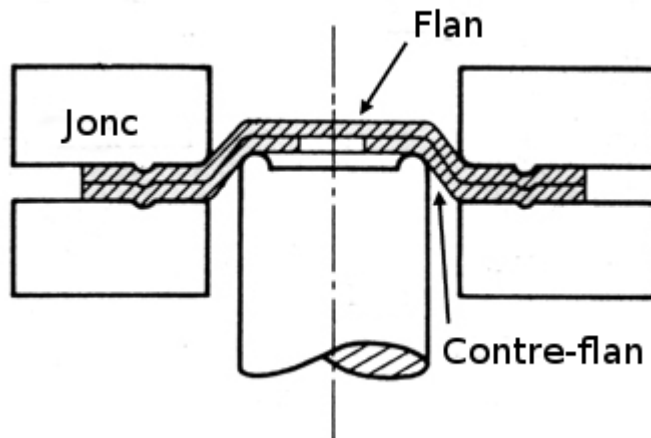


FIGURE 1.6 – Essai Marciniak, source [Decultot, 2009]

Ces méthodes sont difficilement employable pour des caractérisations à haute températures, les effets du frottements ayant tendance à provoquer des ruptures en dehors du centre du flan [Hsu *et al.*, 2008].

1.3.5 Striction

Le critère de détection de la striction détermine habituellement la limite de formabilité. L'objectif est de déterminer les déformations maximales ε_1 et ε_2 pour un trajet de déformation donné qui existe jusqu'à l'apparition de striction localisée. De nombreuses méthodes sont décrites dans l'article de [Col, 2002]. L'emploi de méthode de corrélation d'image de type ARAMIS facilite grandement la tâche.

L'emploi de méthode hybride à l'aide de modèle numérique est étudié dans [Galpin *et al.*, 2016]. L'emploi d'un modèle numérique de l'essai sans critère d'endommagement permet détecter l'apparition de la striction. En comparant le modèle numérique de l'essai expérimental effectué sur deux matériaux différents (un aluminium et un acier) dans un chargement quasi-statique, il a pu être observé une divergence entre le ratio de l'accélération force expérimentale/numérique sur la hauteur du dôme, marqueur du début de la striction.

Chapitre 2

Emboutissage des aciers trempants à chaud

La mise en forme d'emboutissage à température ambiante d'aciers à haute résistance est en général limitée à la production de géométries simples due à la formabilité limitée de ces aciers [Neugebauer *et al.*, 2006]. Les facteurs limitant du procédé sont : des efforts importants, le fort retour élastique et l'usure prématurée des outils [Akerström, 2006]. L'alternative consiste à utiliser des aciers écrouissables, formés à chaud et repris ensuite dans un outil spécial. Des distorsions excessives peuvent apparaître dans le flan et il peut être nécessaire d'effectuer une opération supplémentaire pour reprendre le flan. Ces opérations supplémentaires sont chères et économiquement non viables pour la production en grande série.

L'emboutissage à chaud des aciers trempants permet d'éviter ces écueils. L'acier est d'abord austénitisé à 900°C puis embouti et trempé dans des outils refroidis. La mise en forme à haute température permet une grande formabilité autorisant des formes géométriques complexes. La trempe donne de haute résistance élastique (jusqu'à 1100 MPa en traction) et à la rupture (jusqu'à 1500 MPa en traction). De plus, la précision de mise en forme est similaire à celle obtenue avec les aciers doux avec la méthode d'emboutissage traditionnelle.

2.1 Description du processus

Il existe deux variantes du procédé : l'emboutissage à chaud direct et indirect (figure 2.1) :

- Direct : le flan est mis dans un four et austénitisé à haute température (900°C) pendant 5 mins ce qui permet de transformer l'ensemble de sa structure cristallographique en austénite. La pièce est ensuite transférée rapidement dans l'outil, mise en forme et trempée simultanément.
- Indirect : le flan est d'abord mis en forme à froid de manière traditionnelle. Le flan formé est ensuite austénitisé dans un four. On transfère ensuite le flan dans l'outil où il est repris puis trempé dans l'outil.

Le processus direct permet de s'économiser une opération de pré formage aussi, un flan plat nécessite moins d'énergie à chauffer et autorise une liberté quant à la méthode de chauffage possible. Il reste cependant limité à des pièces de géométrie simple pour le domaine automobile.

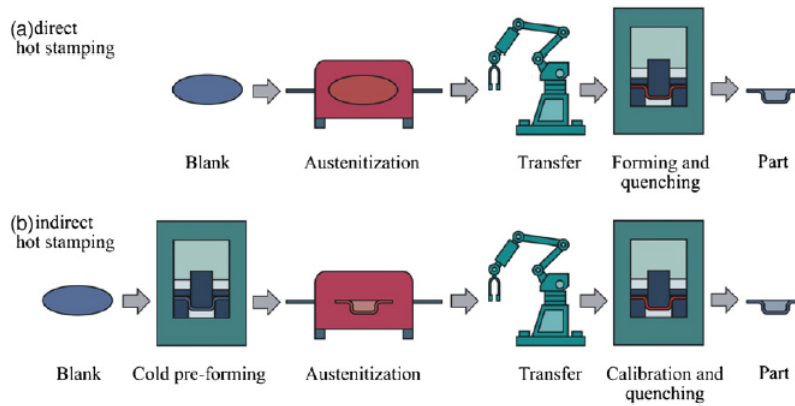


FIGURE 2.1 – Procédure emboutissage à chaud direct et indirect, source [Karbasian et Tekkaya, 2010]

Le processus indirect permet des géométries plus complexes mais est incompatible avec les aciers revêtus (type Alusi[®]), le revêtement n'étant pas particulièrement formable à froid.

2.2 Aciers trempants type Usibor

Les aciers utilisés pour l'emboutissage à chaud sont principalement des aciers faiblement alliés contenant du manganèse et du bore que l'on trouve classiquement sous le nom de "boron steels" dans la littérature. Ils s'agit le plus souvent du 22MnB5 qui contient 0,22% de carbone, 1,25% de manganèse et des traces de bore.

La nuance développée et brevetée par ArcelorMittal, partenaire du projet, se nomme Usibor[®]1500P. Produite principalement par ArcelorMittal et aussi sous licence par les groupes ThyssenKrupp Steel (TKS) et Nippon Steel & Sumikin Stainless Steel Corporation (NSSC).

2.2.1 Importance des éléments d'additions

Le procédé utilise donc des alliages d'aciers utilisant le bore et le manganèse sont ajoutés qui augmentent la capacité d'érouissage ainsi que la trempabilité.

Le manganèse est un élément gammagène (ce qui permet d'abaisser la température A_{c3}) et fortement non-carburigène (qui retarde la formation des structures ferrito-perlitique et bainitique) [Murry, 1993]. L'apport de manganèse à hauteur de 1% augmente la résistance d'un acier à 0,10% de carbone d'environ de 25%, alors que, dans le cas d'un acier à 0,50% de carbone, l'augmentation de résistance est d'environ 50% au prix de la ductilité [Berger, 2010].

Le bore améliore globalement la trempabilité [Murry, 1997] à très faible dose (0,003% maximum, soit 30 ppm). Il permet de retarder l'apparition de ferrite [Ghali *et al.*, 2012] ce qui retarde la décomposition de l'austénite. Il augmente les capacités d'érouissage des aciers faiblement alliés et n'a plus aucun effet pour les aciers contenant plus de 0,8% de carbone [Naderi, 2007].

2.2.2 Métallurgie du 22MnB5

Ces nuances avec bore et manganèse sont les seules¹ à produire une microstructure monophasée martensitique [Naderi, 2007] (figure 2.2) après emboutissage à chaud avec des outils refroidis à l'eau. La vitesse de refroidissement critique pour obtenir une phase 100% martensitique pour l'acier 22MnB5 est de 27 K/s (figure 2.3). Ces aciers ont des comportements proches des aciers à haut carbone en terme de résistance et constitue un bon compromis entre résistance et formabilité.

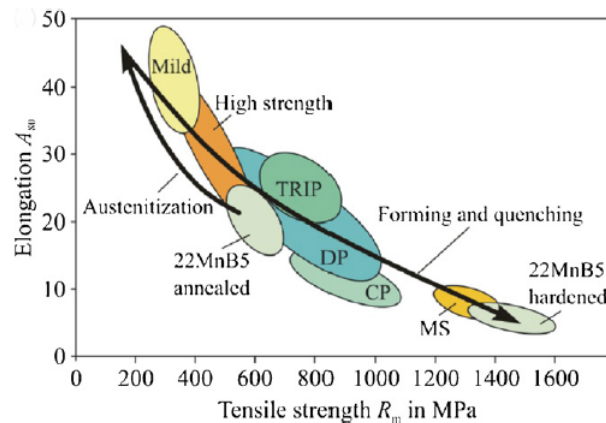


FIGURE 2.2 – Propriété de la nuance 22MnB5, source [Karbasian et Tekkaya, 2010]

Les performances du matériaux proviennent en partie du changement de microstructure qui s'opère durant la phase de trempe lors de la mise en forme sous les outils refroidis. La nuance la plus répandue pour l'emboutissage à chaud, le 22MnB5 présente une microstructure ferritique-perlitique (75% de ferrite et 25% de perlite) avec une résistance maximale de 600 MPa à température ambiante mais avec un taux d'allongement important (12% initial) qui est réduit ensuite après la mise en forme à chaud (5%) [Karbasian et Tekkaya, 2010]. Après le procédé d'emboutissage à chaud, l'acier présente une phase martensitique avec une résistance de 1500 MPa. [Karbasian et Tekkaya, 2010]. Ces caractéristiques rendent les aciers de ce type très compétitif vis-à-vis des alliages d'aluminium lorsque l'on compare les ratios résistance sur densité [Jeswiet *et al.*, 2008].

2.3 Revêtement

La phase d'austénitisation nécessaire pour la mise en forme à chaud peut être un problème lors de la phase de transfert entre le four et l'outil. En effet, des phénomènes d'oxydation et de décarburation de surface apparaissent immédiatement lorsque l'acier entre en contact avec l'air [Suehiro *et al.*, 2003]. Pour empêcher ces phénomènes, une couche protectrice est appliquée sur l'acier. Une couche d'un revêtement composé d'aluminium-silicium tel que l'Alusi[®] est répandu. Le revêtement est appliqué les deux faces de la tôle par un procédé au trempé à chaud similaire à celui utilisé pour la fabrication des tôles galvanisées traditionnelle. La proportion d'aluminium est de 90% et de 10% de silicium.

Le comportement du revêtement pendant le chauffage permet d'empêcher la dégradation de la tôle par les phénomènes précédemment évoqués. Le revêtement de type Alusi[®]

1. Parmi une sélection d'aciers DP, TRIP, MS-W et bore/manganèse

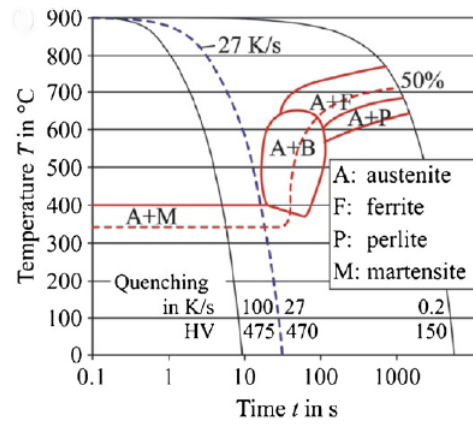


FIGURE 2.3 – Diagramme TRC acier 22MnB5, source [Karbasian et Tekkaya, 2010]

fond à environ 600°C, un alliage aluminium-fer se forme durant la phase de chauffage à l'interface avec la tôle et migre à la surface, cet alliage à une température de fusion supérieure au revêtement initial et empêche celui-ci de fondre. Pour les températures de mise en forme, environ 950°C, l'aluminium réagit avec l'oxygène pour former une couche d' Al_2O_3 stable et insoluble. Ces revêtements à base d'aluminium ne sont pas utilisables pour l'emboutissage à froid du fait de la formabilité moindre du revêtement à température ambiante.

2.4 Chauffage

Une des conditions nécessaires à l'emboutissage à chaud est d'avoir un flan austénitisé, sans quoi la trempe n'est pas réalisable et l'état martensitique ne peut être atteint. Le temps et la température d'austénitisation du même que l'épaisseur du flan ont une influence sur les caractéristiques mécaniques finales de la pièce, la durée du processus et sa rentabilité (\sim cost efficiency). Un système de chauffage doit pouvoir produire une température homogène dans la pièce et un temps de chauffage court pour satisfaire le besoin.

Trois techniques de chauffage sont classiquement utilisées : par radiation thermique dans des fours, par induction et par conduction électrique (figure 2.4).

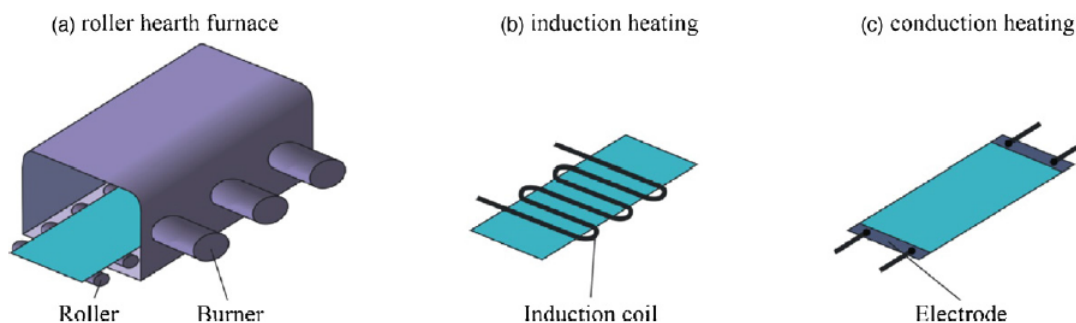


FIGURE 2.4 – Chauffage par radiation a), induction b), conduction c), source [Karbasian et Tekkaya, 2010]

2.4.1 Chauffage par radiation thermique

Le chauffage par radiation thermique (figure 2.4a) nécessite de grandes infrastructures ce qui peut rendre compliqué le transfert entre le four et l'outil d'emboutissage, le temps entre les deux installations doit être le plus court possible pour que le flan soit chaud à la mise dans l'outil et le temps de cycle général de l'opération. L'énergie utilisée pour le chauffage par radiation est le plus souvent la combustion de gaz, ce qui en fait un procédé coûteux.

2.4.2 Chauffage par induction

Le chauffage par induction (figure 2.4b) est déjà utilisé pour d'autres procédés métallurgiques. Il permet le chauffage par utilisation des champs magnétiques induit par le passage d'un courant dans l'inducteur.

La chaleur inductive fonctionne grâce à la perte du courant de Foucault qui génère du courant alternatif à basse fréquence. Le corps à chauffer baigne dans un champ électromagnétique. Ce champ électromagnétique se crée lorsqu'il y a rencontre entre un matériau conducteur (un métal par exemple) et un aimant (l'inducteur) capable de créer un champ magnétique. Cet aimant va exercer une force sur les électrons libres présents dans le matériau générant ainsi un courant électrique. L'énergie se dissipe alors à l'intérieur du corps sous forme de chaleur (effet Joule).

La forme de l'inducteur détermine la position des champs magnétiques. La distance entre l'objet à chauffer et l'inducteur a une influence sur l'efficacité de la méthode, il est nécessaire de garder une courte distance pour maximiser l'efficacité mais en gardant une marge pour ne pas court-circuiter le four.

Une autre difficulté du chauffage par induction est le passage du point de Curie du métal, un matériau ferromagnétique devient paramagnétique au dessus d'une certaine température (Point de Curie) ce qui est problématique car l'efficacité du chauffage chute drastiquement avec un seul inducteur. On passe de 93% d'efficacité à 60% d'efficacité après passage du point de Curie [Kolleck *et al.*, 2009] et cela entraîne aussi des hétérogénéités de température dans le flan. Pour contrer ces problèmes, il est recommandé d'avoir deux inducteurs à la suite avec des orientations différentes.

2.4.3 Chauffage par conduction

Le chauffage par conduction électrique (figure 2.4c) s'appuie sur le principe de l'effet Joule qui consiste à faire passer un courant électrique dans la pièce à chauffer. L'élément à chauffer est mis en contact entre deux électrodes, la gestion des contacts est à contrôler pour obtenir une répétabilité du chauffage. Pour obtenir des températures homogènes sur l'ensemble du flan, des résistances de contact électriques et thermiques homogènes sont requis [Mori *et al.*, 2005]. La forme des pièces est un facteur important. Il est désirable d'avoir une pièce d'épaisseur constante car les variations d'épaisseurs font varier la résistance locale de la pièce, qui est source d'hétérogénéités. Il s'agit cependant de la méthode la plus rapide et efficace en terme d'énergie [Mori *et al.*, 2015].

2.5 Technique de trempe

La trempe du flan s'effectue en même temps que la mise en forme par le biais des outils de la presse. Les outils utilisés pour l'emboutissage à chaud sont refroidis par des canaux de refroidissement (figure 2.5). De l'eau ou de l'azote liquide peut être utilisé pour refroidir les outils [Naderi, 2007].

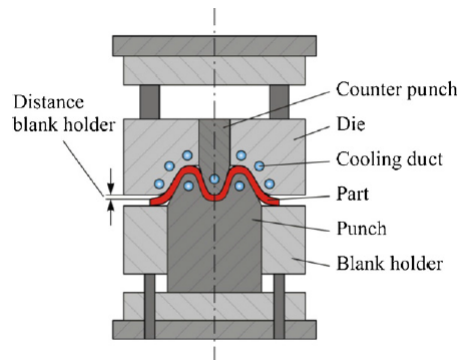


FIGURE 2.5 – Schéma d'outils pour l'emboutissage à chaud, source [Karbasian et Tekkaya, 2010]

En plus des canaux de refroidissement, il est possible d'améliorer le refroidissement en employant des outils avec de bonnes conductivités thermiques.

Des recherches sont menées pour le développement d'outils permettant des sévérités de trempe différentes dans certaines zones que ce soit en chauffant par conduction uniquement les zones utiles [Mori *et al.*, 2013] (ce qui réduit l'énergie nécessaire pour la chauffe) ou en jouant avec les conductivités thermiques des outils [Galdos *et al.*, 2014].

Ces nouvelles techniques de fabrication pourraient permettre la création de pièce sur-mesure avec des résistances mécaniques différentes dans les zones critiques désirées.

2.6 Conclusion

La mise en forme en température des aciers trempants permet de réduire la résistance [Mori *et al.*, 2015] et d'augmenter l'allongement admissible à chaud (jusqu'à 60% de déformation équivalente [Braun *et al.*, 2016]), de ce fait les efforts requis pour la mise en forme sont réduits, de 60% à 650°C et de 85% par rapport à une mise en forme à froid [Mori *et al.*, 2008], ce qui augmente la durée de vie des outils.

La transformation martensitique permet une multiplication par 3 de la résistance en traction, ~ 500 MPa avant mise en forme (état initial, microstructure ferrito-perlitique), 1500 MPa après emboutissage à chaud (microstructure martensitique) [Güler, 2013].

D'autres avantages sont aussi à considérer :

- Pas d'oxydation grâce à la mise en température rapide, le revêtement et l'absence ou de courts transferts entre lieu de chauffage et de mise en forme pour les technologies de chauffage par induction et conduction [Suehiro *et al.*, 2003].
- Absence de retour élastique grâce au maintien de la pression des outils durant la phase de trempe [Mori *et al.*, 2005, Yanagimoto *et al.*, 2005].

Chapitre 3

L'essai d'expansion équi-biaxiale

La traction uni-axiale est un essai simple, il introduit des paramètres matériaux utiles mais ne ressemble que peu à un cas industriel de mise en forme de tôle. En effet, l'essai de traction conventionnel renseigne les propriétés plastique de base (résistance élastique, résistance maximale, allongement maximal et coefficient d'anisotropie). Cependant, les déformations maximales avant striction atteint par les aciers varient entre 10% et 30%. Ces informations sont souvent insuffisantes pour la construction de modèle de simulation numérique de procédé de mise en forme de tôle qui nécessite des lois de comportement avec des déformations plus grandes. Il est donc souvent nécessaire d'extrapoler les données obtenues en effectuant des hypothèses sur la loi plastique [Lee *et al.*, 2013].

De plus, l'essai de traction ne correspond pas au mode de sollicitation classiquement rencontré lors de l'emboutissage des tôles métalliques. L'essai d'expansion correspond, par contre, mieux aux sollicitations d'un cas d'emboutissage. De plus, il permet d'atteindre des états de déformations plus larges et est donc particulièrement intéressant pour caractériser les tôles métalliques destinées à être embouties.

3.1 Principe de l'essai d'expansion équi-biaxiale

Ces essais, effectués sur des matrices circulaires, permettent de connaître le comportement du métal en sollicitation biaxiale symétrique (deux tractions orthogonales égales) (figure 3.1).

On peut distinguer deux catégories d'essais d'expansion ou de traction biaxiale, ceux qui s'effectuent avec frottement de la tôle sur un poinçon à fond arrondi qui s'enfonce dans un flan bloqué sur une matrice ouverte et eux qui s'effectuent sans frottement, par gonflement sous l'effet d'une pression appliquée par l'intermédiaire d'un fluide (de l'huile ou un gaz) sur un flan bloqué sur une matrice ouverte.

Ce mode d'essai a été imaginé par Jovignot (1930) [François, 2006]. Il utilisait une matrice de diamètre 60 mm, un flan de forme carré, de 90 mm de côté, d'épaisseur variant de 0,1 à 1,5 mm. Le test Jovignot n'est plus utilisé car il a été démontré que le rapport du diamètre D de la matrice sur l'épaisseur t initiale du flan avait une influence sur les résultats mais son principe subsiste [François, 2006]. L'essai de gonflement hydraulique ou également appelé "bulge test" est conduit avec des rapports $D/t \gg 100$ a été généralisé par Gaugh et Hankins en 1935 [Col et Colombié, 2010]. De nos jours, l'essai est régit par la norme ISO 16808 [AFNOR, 2014].

L'essai de traction équi-biaxiale permet de renseigner sur la partie droite de la courbe

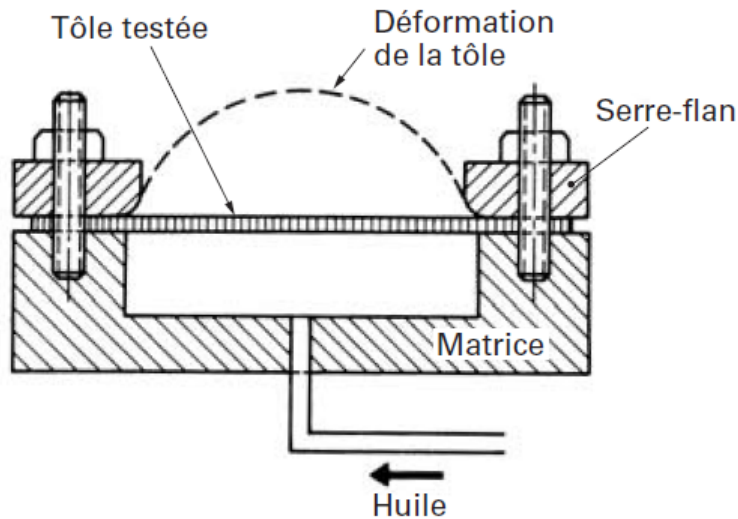


FIGURE 3.1 – Schéma de principe de l'essai d'expansion équi-biaxiale

de formage. Cette partie de la courbe est la zone d'expansion de la tôle au détriment de l'épaisseur (figure 1.4). Ces caractérisations sont utiles pour la définition de modèles de comportement numérique, les données matériaux devant être rigoureusement obtenues afin d'avoir des modèles valides.

L'usage d'une matrice circulaire permet de mener un essai équi-biaxial, il est aussi possible d'utiliser des matrices elliptiques pour effectuer des trajets de déformations différent en jouant sur le ratio de l'ellipse (figure 3.2).

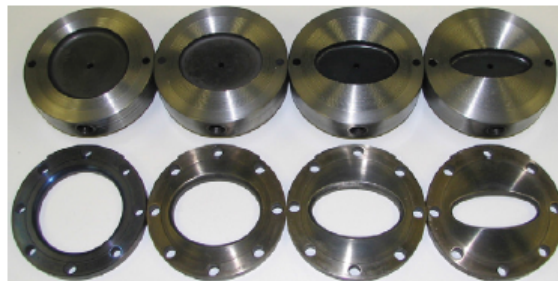


FIGURE 3.2 – Matrice elliptique avec différent ratio, source [Abu-Farha *et al.*, 2008]

Le flan est bloqué entre une matrice et un serre-flan, l'une des faces du flan est soumise à une pression appliquée par un fluide. Cette méthode permet de s'affranchir du frottement qui est un paramètre difficile à contrôler.

3.2 Les essais d'expansion en température

L'essai d'expansion en température se déroule de manière assez similaire à l'essai à froid sauf que cette fois la tôle est chauffée. Le processus se déroule en deux étapes : la chauffe et la mise en forme. Parmi les deux méthodes de chauffage de tôle (voir section 2.4), la plus populaire est le chauffage par radiation. Le chauffage par effet Joule est un moyen relativement récent de chauffer une tôle et donc peu répandu.

Il existe déjà des machines commerciales dédiés pour des essais de traction/compression en température de type Gleeble[®] ¹ autorisant des montées en température de 10 000°C/sec qui utilise le principe de l'effet Joule. Ces machines peuvent être une alternative au bulge test en température [Shao *et al.*, 2016]. L'emploi de telle machine pour un essai reste difficile et complexe par le montage qu'il est nécessaire de concevoir pour pouvoir construire des CLF (figure 3.3).

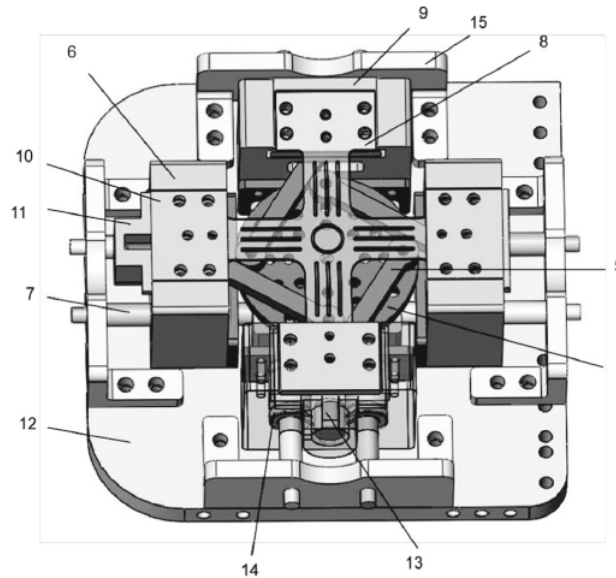


FIGURE 3.3 – Modèle CAO du montage expérimental avec utilisation d'une machine Gleeble pour essai de traction biaxiale pure, source [Shao *et al.*, 2016]

Aucun exemple d'essai d'expansion n'a pu être trouvé incluant une méthode de chauffage par induction. Le chauffage par induction semble difficilement miniaturisable pour l'emploi en laboratoire ce qui expliquerait son absence dans les recherches documentaires menées.

La température de mise en forme dépend des matériaux utilisés, pour les alliages légers (aluminium, magnésium ...), elle ne dépasse pas les 400°C tandis que pour les alliages de type acier et titane, elle peut aller jusqu'à 1000°C. [Lee *et al.*, 2013] ont ainsi effectué des essais d'expansion sur des aciers à haute limite d'élasticité à des températures moyennes de l'ordre de 100°C en chauffant l'huile de mise en pression du système d'expansion. Plusieurs études ont aussi été réalisées par [Abu-Farha *et al.*, 2008, Abu-Farha et Hector, 2011, Abu-Farha *et al.*, 2012], à des températures intermédiaires (entre 350 et 450°C) sur des alliages de magnésium AZ31 et d'aluminium AA5083 pour construire des courbes limites de formage à vitesse de déformation constante. Dans ce cas, tout le système d'essais est installé dans une étuve avec une mise en pression par un gaz d'argon. En utilisant la même technique de chauffe dans une étuve, [Kappes *et al.*, 2010] ont aussi réalisé des essais d'expansion sur des alliages de magnésium AZ31 et ZE10 jusqu'à des températures de 400°C. Toujours sur la même technique de chauffe, [Wu *et al.*, 2016] ont établi des courbes limites de formage (CLF) à partir d'essai à haute température (970°C) sur un alliage de titane Ti22Al24.5Nb0.5Mo en analysant plus particulièrement l'évolution de la microstructure de cet alliage en fonction de la température.

1. Produits Gleeble : <https://www.leeble.com>

D'autres auteurs [Vadillo *et al.*, 2009] ont aussi comparé la chauffe par induction et la chauffe par conduction électrique pour l'intégration industrielles de ces méthodes dans la mise en forme en température de tubes. Un dispositif de bulge test utilisant l'effet Joule pour le chauffage de flan rectangulaire a été utilisé sur différentes nuances d'aciers (AISI 304, AISI 409, S335, DP600 et Usibor). Les températures étudiées varient de 750 à 1000°C. Enfin, [Braun *et al.*, 2014, Braun *et al.*, 2016] ont, pour leur part, développé un dispositif de bulge test à haute température en utilisant le principe de la chauffe par conduction électrique. Mais le flan a dans cette étude, une forme rectangulaire, ce qui facilite fortement le chauffage par conduction électrique. Ils ont utilisé ce dispositif pour la construction de CLF pour un acier trempant 22MnB5 jusqu'à 800°C et pour des vitesses de déformation jusqu'à 0.5 s⁻¹.

3.2.1 Chauffage par radiation

Le chauffage par radiation chauffe indirectement l'objet à chauffer, le medium entre la production de chaleur et l'objet à chauffer est l'air ambiant d'une enceinte. Cette méthode nécessite l'emploi d'une étuve (exemple figure 3.4) qui va générer et contenir la chaleur pour mener les essais en température mais l'emploi d'une étuve empêche le contrôle local de la température.

La procédure employée pour le chauffage par radiation dans l'article de [Abu-Farha *et Hector*, 2011] est la suivante : l'étuve est premièrement mise à chauffer avec les outils pour un minimum de 30 minutes.

Le temps de chauffe est guidé par l'outillage utilisé car pour mener les essais il est nécessaire de chauffer l'ensemble des outils (matrice, serre-flan ...) et la durée nécessaire pour chauffer cet ensemble varie en fonction directement des outils considérés. Le temps de chauffe doit donc être déterminé empiriquement. [Abu-Farha *et Hector*, 2011] et [Wu *et al.*, 2016], travaillant sur des alliages de magnésium et de titane respectivement, possède des diamètres de matrice différent. Une fois que la température désirée est atteinte, l'étuve est ouverte et le flan est inséré manuellement dans les outils. L'étuve est refermée à nouveau. Une fois que la température du flan, contrôlée par un thermocouple, est atteinte, la pression de gaz est appliquée.

Il est possible d'introduire des billes en céramique dans la chambre de pression du gaz (figure 3.5), ce qui permet de réchauffer le gaz avant la mise en contact avec le flan et donc de garantir le maintien d'une température uniforme durant la mise en forme.

L'avantage de cette méthode réside dans la simplicité de mise en œuvre de l'étuve, le chauffage global de l'environnement permet de s'assurer un chauffage uniforme sur le flan. Le temps nécessaire pour réaliser un essai est en revanche un point négatif. Le temps global de chauffage est long, supérieur à 30 minutes pour la mise en température de l'étuve seule, sans compter le temps nécessaire au chauffage du flan après stabilisation de la température de l'étuve.

3.2.2 Chauffage par conduction électrique

Le chauffage par conduction électrique permet un chauffage rapide et homogène lorsque le flan est de section constante

Le chauffage par conduction électrique utilise principalement des flans rectangulaires. En effet, le chauffage par conduction électrique permet un chauffage rapide et homogène lorsque le flan est de section constante [Heurtin *et Mazoyer*, 1984]. [Braun *et al.*, 2016]

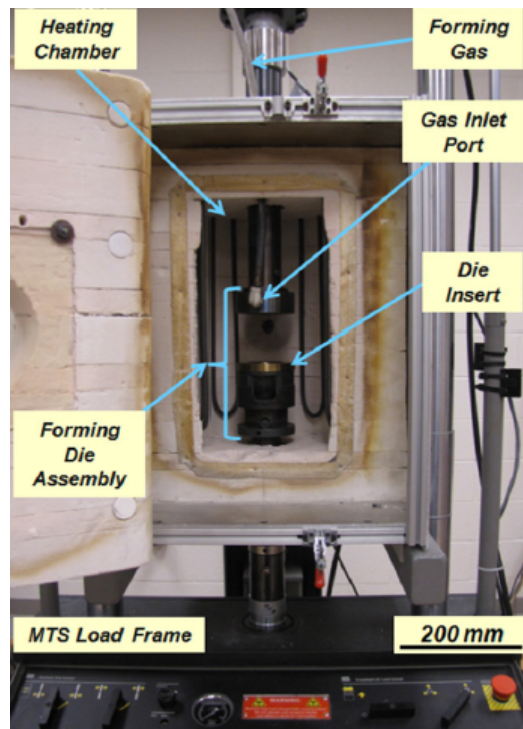


FIGURE 3.4 – Montage expérimental de chauffage par radiation, source [Abu-Farha et Hector, 2011]

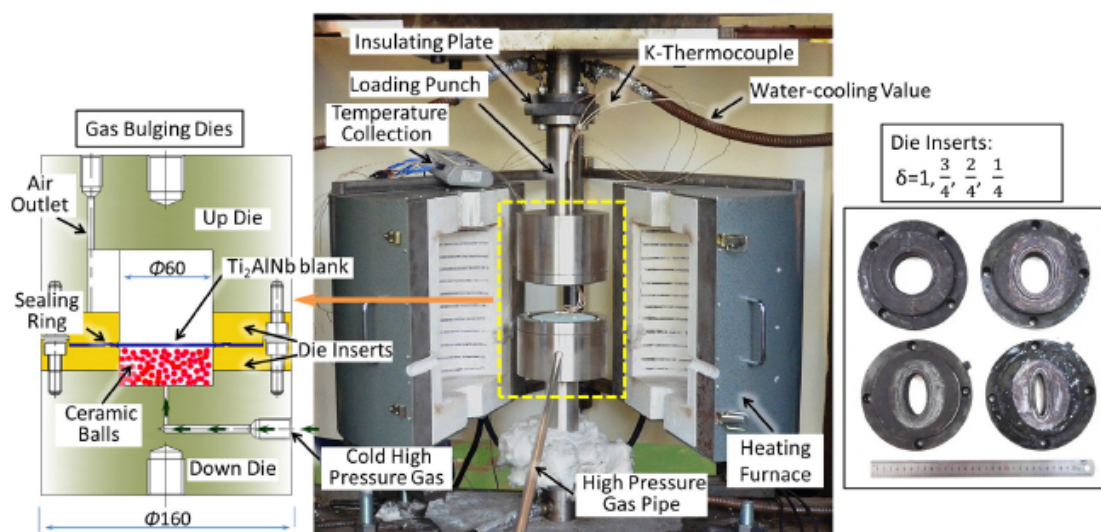


FIGURE 3.5 – Montage expérimental avec billes céramiques dans une étuve, source [Wu et al., 2016]

utilisent des flans rectangulaires de 400 mm par 200 mm, d'une épaisseur maximale de 3 mm en Usibor. [Vadillo et al., 2009] utilise des flans rectangulaires de 250 mm par 150 mm avec une épaisseur de 1.5 mm. Les deux articles étudiés traitent des aciers à des températures comprises entre 700 et 1000°C.

Dans [Braun et al., 2014, Braun et al., 2016], le chauffage par effet Joule du flan rectangulaire est réalisé à l'aide d'un dispositif présenté sur la figure 3.6. La première

étape consiste d'abord à mettre en place le flan entre les électrodes, matrice ouverte. Le flan est ensuite pris entre deux électrodes qui font passer un courant électrique alternatif. Le courant imposé dans le flan est de l'ordre de plusieurs milliers d'ampères [Vadillo *et al.*, 2009]. Le chauffage commence ensuite jusqu'à la température désirée.

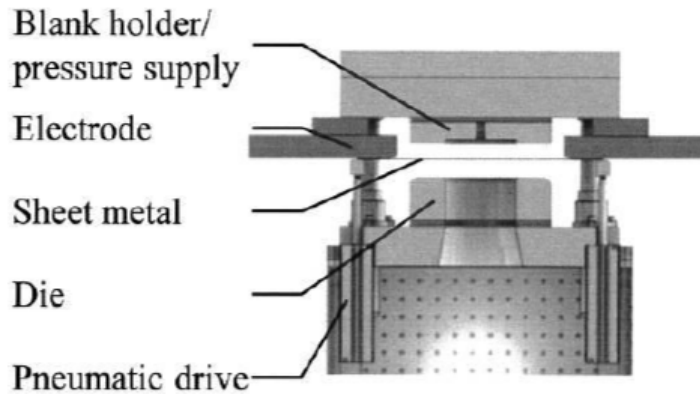


FIGURE 3.6 – Schéma de la méthode de chauffage par conduction, source [Braun *et al.*, 2016]

Le maintien du flan en position pendant la chauffe est assuré par un système pneumatique [Braun *et al.*, 2016]. Lorsque cette température est atteinte, on vient fermer l'outil. La force de fermeture de la matrice est ensuite appliquée via une machine de traction avec un effort d'une dizaine de kN. On applique enfin la pression (figure 3.7) via un gaz neutre qui est dans la plupart des cas de l'argon. Le courant électrique est maintenu ou non durant la phase de mise en forme. La pression est appliquée de manière à obtenir une vitesse de déformation constante. Le pilotage en déformation est possible lorsque la hauteur du dôme est mesurée en continue, elle peut ainsi être incluse dans une boucle d'asservissement.

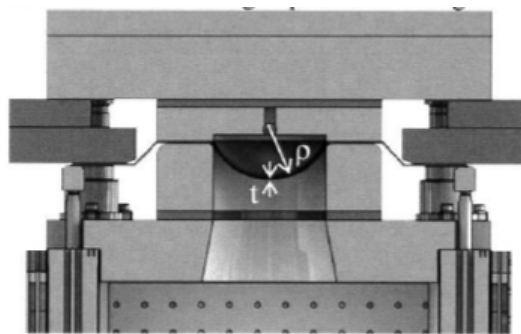


FIGURE 3.7 – Schéma de la méthode de chauffage par conduction, étape de mise en forme, source [Braun *et al.*, 2016]

L'avantage principal du chauffage par effet Joule réside dans la vitesse avec laquelle il est possible de chauffer le flan, le chauffage et la mise en forme du flan peuvent être effectués en moins de 5 minutes. En contrepartie, ce système de chauffage est relativement complexe à mettre au point, en particulier pour ce qui est de l'uniformité de température.

3.3 Conclusion

Deux techniques différentes de chauffage sont présente dans la littérature pour réaliser des essais d'expansions. Le chauffage par conduction est le moyen le plus facile à mettre en œuvre mais nécessite un temps d'essai long, ce qui peut être un problème avec les matériaux sujet au vieillissement tels que les alliages d'aluminium. Le chauffage par effet Joule évite cet écueil mais est difficile à mettre en pratique, en effet, peu de publications disponibles avec cette technologie.

Les méthodes de mesures pour la température sans contact par pyromètre et avec contact par thermocouples sont utilisés. La mesure des déformations est faite à l'aide de dispositif de corrélation d'image et d'un marquage sur le flan, le marquage doit résister au température de l'essai.

Pour éviter des problèmes d'oxydation, un gaz neutre, de l'azote ou de l'argon, est utilisé pour réaliser la mise en pression. Le gaz peut-être préalablement chauffé par des billes pour éviter une trempe. Cependant, un seul exemple d'un telle procédure est porté à la connaissance de l'auteur.

Afin de pouvoir imposer une vitesse de déformation constante, plusieurs auteurs comme [Abu-Farha *et al.*, 2008] et [Wu *et al.*, 2016], à partir des travaux de Banabic [Banabic *et al.*, 2001, Banabic *et al.*, 2005] effectue une mise en pression non-linéaire en fonction du temps.

Chapitre 4

Exploitation de l'essai d'expansion

L'objectif de ce chapitre est d'expliquer certaines méthodes utilisées pour post-traiter un essai d'expansion équi-biaxiale. On se base sur les méthodes développées pour les essais à froid dans la littérature. Une des hypothèses de ces méthodes est donc une température constante et uniforme du flan durant l'essai.

4.1 Notation

Pour mener à bien le post-traitement de l'essai d'expansion, il faut connaître précisément la géométrie de la matrice, la pression appliquée sous le flan et la hauteur du dôme (figure 4.1).

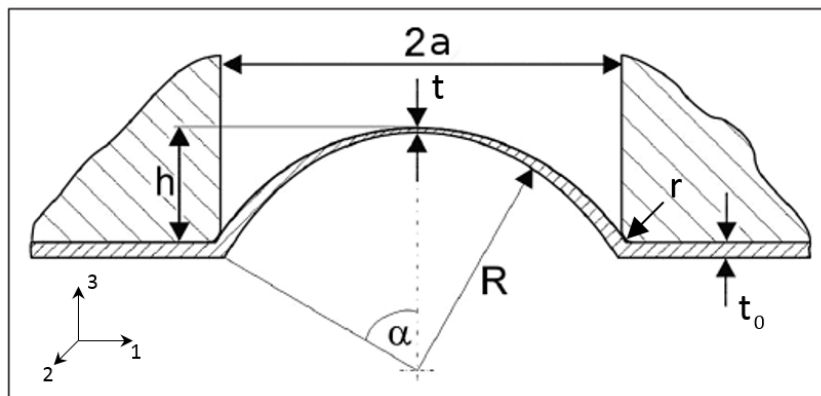


FIGURE 4.1 – Schéma de l'essai d'expansion

Dans la suite, on utilisera les notations suivantes

- a est le rayon de l'ouverture du poinçon
- r , le rayon de congé du bord de l'outils
- t_0 , l'épaisseur initiale du flan
- t , l'épaisseur au centre du flan au cours de l'essai
- h , la hauteur du centre du dôme au cours de l'essai
- R , le rayon de courbure formé par le flan au cours de l'essai
- α , l'angle formé entre l'axe vertical passant par le centre du flan et le rayon de congé de l'outils

4.2 Contraintes

La théorie des membranes est utilisée communément dans la détermination de la contrainte au pôle dans l'essai bulge test [Panknin, 1959, Gutscher *et al.*, 2004]. La théorie des membranes néglige les contraintes liées à la flexion. De ce fait, cette théorie n'est applicable que pour les cas avec des tôles minces devant le rayon de la matrice. La théorie des membranes établie une relation liant la contrainte, la géométrie et la pression :

$$\frac{\sigma_1}{R_1} + \frac{\sigma_2}{R_2} = \frac{P}{t} \quad (4.1)$$

avec σ_1 et σ_2 les contraintes dans les directions principales, R_1 et R_2 les rayons de courbures correspondant, P la pression imposée et t l'épaisseur de la tôle

Dans le cas d'une géométrie axisymétrique $R = R_1 = R_2$ et d'un matériau isotrope $\sigma_1 = \sigma_2$, on peut donc simplifier cette équation par :

$$\sigma = \frac{PR}{2t} \quad (4.2)$$

Lors d'un bulge test, la pression est appliquée sur la face interne de la tôle, la surface externe est laissée libre. La contrainte moyenne dans la direction moyenne de la tôle est :

$$\sigma_n = \frac{1}{2}(-P + 0) = -\frac{1}{2}P \quad (4.3)$$

Au sens de Tresca, la contrainte équivalente est égale à :

$$\sigma_{Tresca} = |\sigma_{max} - \sigma_{min}| \quad (4.4)$$

$$= \frac{PR}{2t} - \frac{-P}{2} \quad (4.5)$$

$$\sigma_{Tresca} = \frac{P}{2} \left(\frac{R}{t} + 1 \right) \quad (4.6)$$

Au sens de Von Mises :

$$\sigma_{VM} = \sqrt{\sigma_{max}^2 - 2\sigma_{max}\sigma_{min} + \sigma_{min}^2} \quad (4.7)$$

$$= \frac{P(R+t)}{2t} \quad (4.8)$$

$$\sigma_{VM} = \sigma_{Tresca} \quad (4.9)$$

On utilisera cette contrainte équivalente de Tresca pour la suite des analyses.

4.3 Déformations

Les déformations dans le plan sont souvent mesurées directement par un système de corrélation d'image qui reste la méthode la plus simple à mettre en œuvre. Les autres technologies de mesure de déformation compliqueraient l'emploi et le coût des essais. L'usage de jauges de déformations par exemple, serait incompatible avec les hautes températures de l'essai. L'emploi de jauge reste théorique possible pour des températures inférieures

à 400°C mais aucun exemple dans la littérature n'a été trouvé. D'autres techniques de mesure à l'aide de grilles ou réseau de cercles déposées sur le flan seraient également envisageables.

Les déformations permettent de retrouver l'épaisseur du flan à tout instant, comme vu dans la partie 1.3.3.

En utilisant la propriété de conservation du volume, on a en effet :

$$\varepsilon_3 = -(\varepsilon_1 + \varepsilon_2) \quad (4.10)$$

En considérant ε_1 et ε_2 , les déformations principales du plan du flan et ε_3 la déformation suivant l'épaisseur.

Les déformations peuvent aussi être calculées analytiquement (voir en Annexe B.3). Il reste préférable d'utiliser les déformations obtenues par le logiciel de corrélation d'image, les formules analytiques peuvent être faussées s'il y a glissement du flan au niveau du jonc.

Dans la suite, on utilisera les déformations logarithmiques.

4.4 Rayon de courbure

Il existe plusieurs moyens de calculer le rayon de courbure du flan. Il peut être calculé via ARAMIS en utilisant une fonction du second degré. Il peut aussi être déterminé analytiquement de deux manières différentes.

La première est celle donnée dans [François, 2006] qui correspond à la méthode de [Hill, 1950] qui donne le rayon de courbure suivant (démonstration en Annexe B.1) :

$$R = \frac{a^2 + h^2}{2h} \quad (4.11)$$

avec a le rayon de la matrice, h la hauteur au pôle.

La seconde correspond à la méthode de [Panknin, 1959] :

$$R = \frac{(a+r)^2}{2h} + \frac{h}{2} - r \quad (4.12)$$

avec r le rayon de congé du jonc.

Une étude menée [Koç *et al.*, 2011] a comparé les formules analytiques à des essais expérimentaux qui ont été mesurés par ARAMIS. La méthode de Panknin est la plus proche des données fournies par ARAMIS. Ces résultats ont été confirmés par [Janbakhsh *et al.*, 2013] et [Liu *et al.*, 2015].

4.5 Épaisseur du flan

À partir des déformations, on en déduit l'épaisseur t :

$$t = t_0 * \exp(\varepsilon_3) \quad (4.13)$$

De même que pour les déformations, il est possible de calculer l'épaisseur du flan durant l'essai à partir d'équations analytiques. Plusieurs méthodes ont été développés notamment par [Atkinson, 1997], ces méthodes sont comparées à des essais réels dans l'article [Slota

et Spisak, 2008]. Une des méthodes les plus proches de l'expérience étant [Kruglov *et al.*, 2002] (détaillée en Annexe B.3 à partir de l'article [Lazarescu *et al.*, 2011]).

L'épaisseur n'est pas calculable directement à moins de pouvoir instrumenter la face du flan situé dans la cavité de mise en pression. Plusieurs modèles existent :

- Modèle de Hill [Hill, 1950]

$$t = t_0 \left(\frac{1}{1 + (h/a)^2} \right)^2 \quad (4.14)$$

- Le modèle proposé par Hill a été amélioré par la prise en compte du coefficient d'érouissage du matériau. Ce paramètre influence l'évolution de la valeur de la déformation au pôle du dôme et donc, l'épaisseur, ce qui est pris en compte par le modèle de [Chakrabarty et Alexander, 1970] :

$$t = t_0 \left(\frac{1}{1 + (h/a)^2} \right)^{2-n} \quad (4.15)$$

- [Kruglov *et al.*, 2002] a proposé un modèle analytique en posant l'hypothèse que les déformations sont homogènes dans la région polaire mais que l'évolution de l'épaisseur du flan dépend de la géométrie de la matrice du bulge :

$$t = t_0 \left(\frac{\sin \alpha}{\alpha} \right)^2 \quad (4.16)$$

avec $\sin \alpha = \frac{a}{R}$

- Dans le modèle de Kruglov modifié par [Lazarescu *et al.*, 2011], c est un coefficient constant positif qui prend compte la non uniformité de la distribution de la déformation à la surface du pôle. Ce coefficient est calculé par l'équation suivante :

$$c = \frac{\ln \left(\sqrt{\frac{t_0}{t_{min}}} \right) - \ln \left(\frac{\alpha_{max}}{\sin \alpha_{max}} \right)}{\alpha_{max} \ln \left(\frac{\alpha_{max}}{\sin \alpha_{max}} \right)} \quad (4.17)$$

ou t_{min} est l'épaisseur minimum durant l'essai au moment où la pression est maximale et α_{max} est la valeur maximale de α . α_{max} est obtenu par l'équation suivante :

$$\alpha_{max} = \arcsin \left((a + R) / \left(\frac{1}{2h_{max}} (a + R)^2 + \frac{h_{max}}{2} \right) \right) \quad (4.18)$$

ou h_{max} est la hauteur maximale atteinte par le pôle avec la pression maximale.

Le modèle de Kruglov modifié s'écrit sous la forme

$$t = t_0 \left(\frac{\sin \alpha}{\alpha} \right)^{-2(1+c\alpha)} \quad (4.19)$$

D'autres modèles sont également disponibles dans la littérature :

- Modèle de Atkinson [Atkinson, 1997]

$$t = \frac{R - \sqrt{R^2 - \frac{t_0 a^2}{2h}}}{2} \quad (4.20)$$

— Modèle de Isachenkov [Slota et Spisak, 2008]

$$t = \frac{t_0}{(1 + \varepsilon_1)(1 + K\varepsilon_1)} \quad (4.21)$$

— Modèle de Constancy volume law [Slota et Spisak, 2008]

$$t = t_0 \frac{a^2}{a^2 + h^2} \quad (4.22)$$

TABLE 4.1 – Formules analytiques pour le calcul de l'épaisseur au pôle

Référence	Formule de l'épaisseur
Hill [Hill, 1950]	$t = t_0 \left(\frac{1}{1+(h/a)^2} \right)^2$
Chakrabarty [Chakrabarty et Alexander, 1970]	$t = t_0 \left(\frac{1}{1+(h/a)^2} \right)^{2-n}$
Enikeev-Kruglov [Kruglov <i>et al.</i> , 2002]	$t = t_0 \left(\frac{\sin \alpha}{\alpha} \right)^2$
Enikeev-Kruglov modified [Lazarescu <i>et al.</i> , 2011]	$t = t_0 \left(\frac{\sin \alpha}{\alpha} \right)^{-2(1+c\alpha)}$
Atkinson [Atkinson, 1997]	$t = \frac{R - \sqrt{R^2 - \frac{t_0 a^2}{2h}}}{2}$
Isachenkov [Slota et Spisak, 2008]	$t = \frac{t_0}{(1+\varepsilon_1)(1+K\varepsilon_1)}$
Constancy volume law [Slota et Spisak, 2008]	$t = t_0 \frac{a^2}{a^2+h^2}$

D'après les résultats disponible dans la littérature, le modèle le plus recommandé pour décrire l'évolution de l'épaisseur au pôle du flan pendant l'essai est le modèle de Kruglov modifié.

4.6 Correction de l'influence de la flexion

Cette partie se base sur les écrits de [Friebe *et al.*, 2013]. ARAMIS mesure les déformations sur le plan extérieur du flan qui peuvent être faussées par la flexion. ARAMIS a une fonction de compensation (material thickness compensation) de l'épaisseur du matériau en déplaçant les coordonnées mesurées au plan milieu m . On obtient un nouveau champ de déformation $(\varepsilon_{1m}, \varepsilon_{2m})$. Cette fonction permet de supprimer l'influence de la flexion sur la mesure de l'épaisseur donnée par l'équation 4.13.

Une autre méthode simplifiée pour compenser les effets de la flexion est démontrée dans un article de conférence qui n'a pu être consulté¹ :

1. "Evaluation of the Hydraulic Bulge Test for Improved Material Hardening Modeling" Proceeding 5th Forming Technology Forum Zurich 2012

$$\varepsilon_{3m} = \varepsilon_3 - 2 \ln \left(1 - \frac{s_o \exp(\varepsilon_3)}{2R} \right) \quad (4.23)$$

Avec ε_{3m} , déformation suivant l'épaisseur du plan milieu du flan.

$$t_m = t_0 \exp(\varepsilon_{3m}) \quad (4.24)$$

En utilisant toujours :

$$\varepsilon_3 = -(\varepsilon_1 + \varepsilon_2) \quad (4.25)$$

4.7 Cas test sur modèle numérique

Afin de vérifier ces conclusions, on compare les deux méthodes à un bulge test simulé numériquement sous Abaqus avec un matériau connu, l'alliage d'aluminium AA5754 issu de la thèse de [Coër, 2013]. On effectue un calcul axisymétrique de l'essai en imposant une pression de 50 bars. Les géométries de La tôle et des outils (matrice et poinçon) sont reprises du dispositif expérimental d'expansion conçu pour le projet PRICECAT (voir chapitre 5).

4.7.1 Rayon de courbure

Les rayons de courbures calculés par les méthodes de Hill et Panknin sont comparées avec le rayon de courbure calculé par le modèle numérique d'Abaqus sur la figure 4.2. On utilise des formules algébriques pour obtenir le rayon à partir de 3 points échantillonnés sur la surface du flan (à 0 mm, 2,5 mm et 25 mm respectivement du pôle) pour le calcul du rayon de courbure à partir de la simulation numérique Abaqus (disponible en annexe B.2).

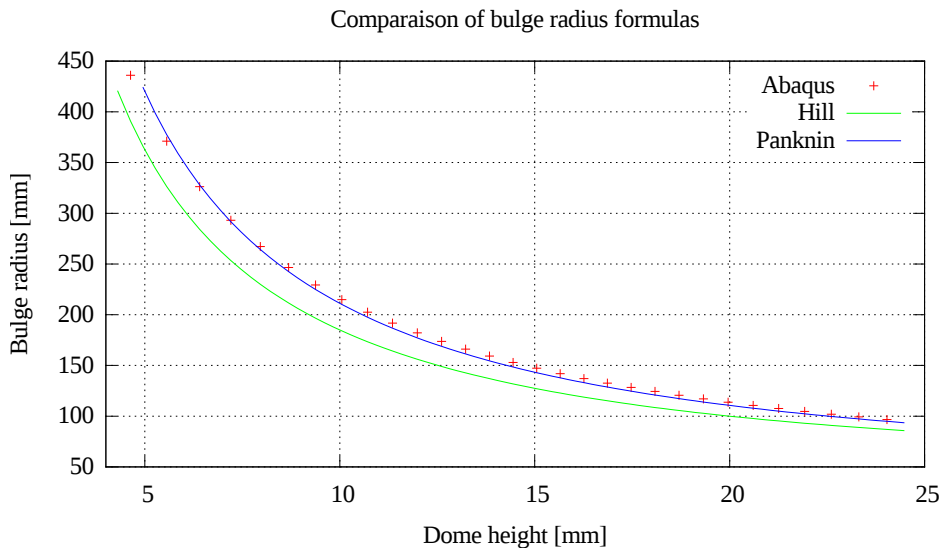


FIGURE 4.2 – Comparaison des méthodes de calcul du rayon de courbure

On constate bien que la méthode de Panknin de l'équation 4.12 est la plus proche du rayon de courbure donné par la simulation numérique. La prise en compte de la géométrie

de la matrice influence bien le rayon de courbure. On prendra désormais la méthode de Panknin pour les calculs à suivre.

4.7.2 Épaisseur du flan

Nous sommes capable de mesurer la variation d'épaisseur du pôle à l'aide des déplacements du point inférieur et supérieur $t = t_0 - (U_{bas} - U_{haut})$. On compare les différentes méthodes exposées dans le tableau 4.1.

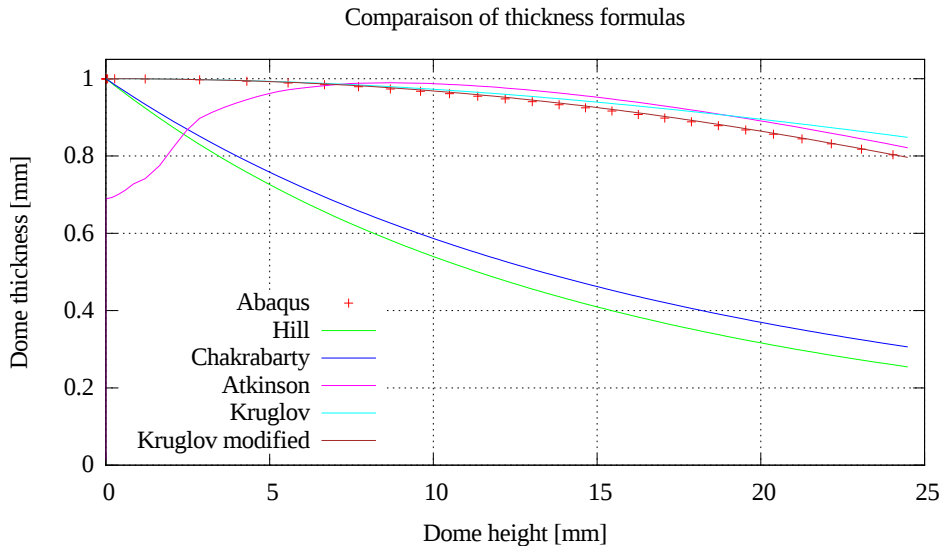


FIGURE 4.3 – Comparaison des méthodes de l'épaisseur

Les méthodes de Kruglov, Kruglov modified et Atkinson sont les plus proches de la simulation numérique. La méthode de Kruglov modified est néanmoins celle qui se rapproche le mieux de l'épaisseur de la simulation tout au long de la simulation. Cependant, la méthode d'Atkinson présente un problème de sous-estimation de l'épaisseur menant à une grosse erreur sur le début de l'essai.

4.7.3 Contrainte/Déformation

A partir des trois meilleures méthodes pour la détermination de l'épaisseur, on trace l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation (figure 4.4) en utilisant la formule 4.6.

Les trois méthodes suivent bien la courbe décrite par le modèle numérique, la méthode de Kruglov modified est la plus efficace mais nécessite de connaître l'épaisseur du flan à la fin de l'essai. Cette spécificité peut-être un obstacle pour l'exploitation des essais de part la complexité de mesure d'une telle géométrie.

Le seconde méthode est la méthode de Kruglov qui décrit de manière acceptable mais ne permet pas de décrire l'évolution de la courbe sur la fin de l'essai, en effet, comme il est possible de voir sur la figure 4.4, la courbe Kruglov en bleu décrit l'essai jusqu'à une déformation de 16%, alors la déformation finale obtenue avec la simulation numérique est supérieure à 20%. Ce défaut sous estimera donc la formabilité dans ce trajet de déformation.

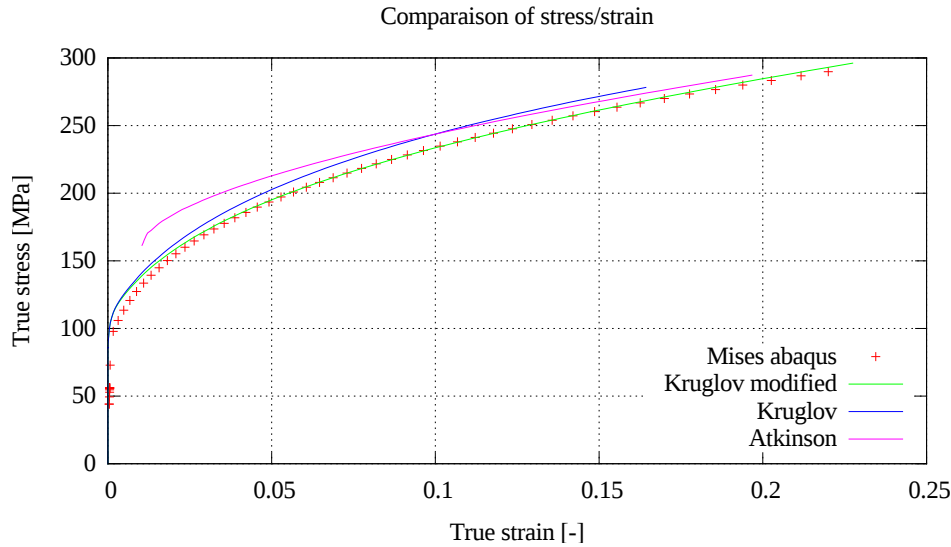


FIGURE 4.4 – Comparaison des méthodes contraintes

La troisième méthode, la méthode d'Atkinson, permet de décrire l'essai d'expansion sur un domaine plus grand que la méthode de Kruglov mais reste inférieure à la déformation réelle. De plus, cette méthode donne des résultats corrects que sur la fin de la phase plastique de la courbe contrainte-déformation.

4.8 Conclusion

Les grandeurs nécessaires pour le dépouillement d'un essai d'expansion équi-biaxiale ont été passées en revue. Le calcul de la contrainte nécessite de calculer l'épaisseur de tôle indirectement par un passage par les déformations ou par des équations analytiques via la hauteur du dôme.

L'estimation de l'épaisseur du flan reste un problème épineux avec des formules analytiques. Seule la méthode de Kruglov modified semble robuste mais nécessite un paramètre difficile à mesurer, l'épaisseur finale du flan. Pour cette raison, l'utilisation d'un système de corrélation d'image autorise la mesure directe du champ de déformation à la surface du dôme du flan reste la solution la plus fiable. Cette mesure nous permet ensuite d'en déduire la déformation sur l'épaisseur du flan.

Ces formules vont nous permettre de tracer les courbes contraintes-déformations, déformations majeures-mineures des CLF pour chacune des températures envisagées.

Deuxième partie
Étude expérimentale

Introduction

Nous avons vu dans le chapitre 3 l'utilité de l'essai d'expansion. L'objectif fixé pour le dispositif d'expansion est de pouvoir caractériser des tôles ayant subi un cycle thermique prédéfini. Pour une application au procédé d'emboutissage à chaud, il est nécessaire de connaître les propriétés du matériau dans différents trajets de déformations et à différentes températures. L'emboutissage à chaud permet une mise en forme à chaud puis une trempe dans les outils d'emboutissage afin d'obtenir une phase 100% martensitique. La chauffe peut s'effectuer par différents moyens (voir chapitre 2, section 2.4). Suivant la technique de chauffe, il peut exister un temps de transfert entre le four et l'outil de mise en forme qui résulte par un refroidissement du flan. Ce refroidissement doit être simulé afin de se rapprocher des conditions du process d'emboutissage à chaud.

Pour s'en rapprocher, le dispositif doit être capable de chauffer un acier au dessus de la température d'austénitisation puis refroidir à une température inférieure, maintenir cette température et enfin effectuer l'essai d'expansion équibiaxiale. Des essais d'expansions ont été réalisés à température ambiante et à haute température afin de mener une première mise au point du dispositif. Cette mise au point touche tous les aspects de la procédure d'essai, que ce soit les paramètres de chauffe, le système de mise en pression et l'instrumentation de l'essai.

Chapitre 5

Présentation du dispositif d'expansion Pricecat

Dans le cadre du projet ANR PRICECAT visant à développer et optimiser une méthode de chauffe de flan destinée aux opérations d'emboutissage à chaud, une machine d'essai d'expansion à haute température ($\approx 1\,000^\circ\text{C}$) a été conçue (figure 5.2) en partenariat avec l'entreprise SREM et ArcelorMittal Montataire. Ce dispositif a pour but de démontrer la validité de la méthode de chauffage (voir figure 5.1). La mise en température du flan utilise la méthode de chauffage par effet Joule (développée en partie 2.4.3 et 3.2.2). La capacité de chauffe d'un flan circulaire et la mise en forme effectuée en parallèle du chauffage constituent le caractère innovant du dispositif.

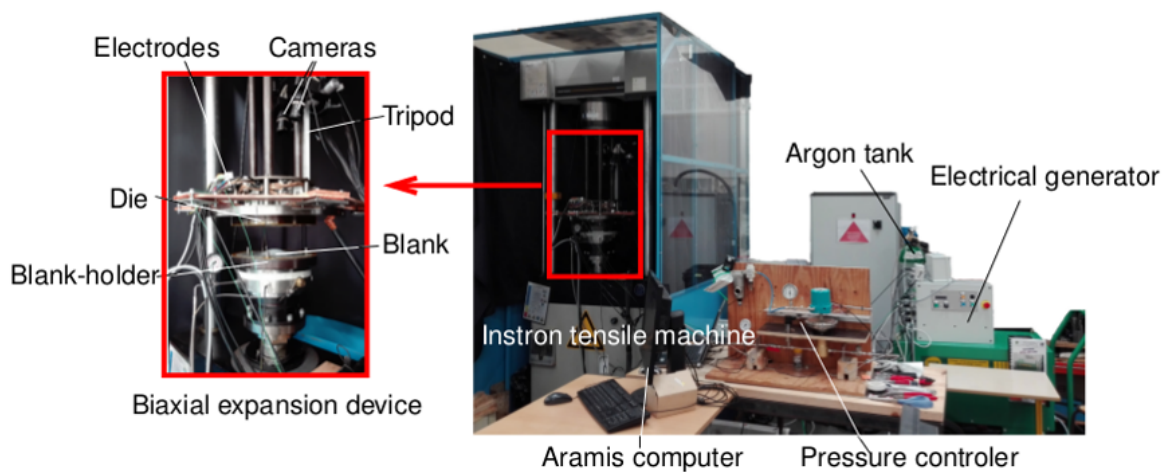


FIGURE 5.1 – Différents éléments du dispositif d'expansion à haute température PRICECAT

Le principe de ce dispositif d'expansion à haute température est présenté sur la figure 5.2. La tôle circulaire est serrée entre une matrice et un serre-flan, isolés électriquement, et un jonc en céramique, qui assure l'étanchéité du montage. Une pression d'un gaz (ici de l'argon) est appliquée sur la zone chauffée permettant la réalisation de l'essai d'expansion, tout en contrôlant la température du flan par le passage du courant électrique appliqué.

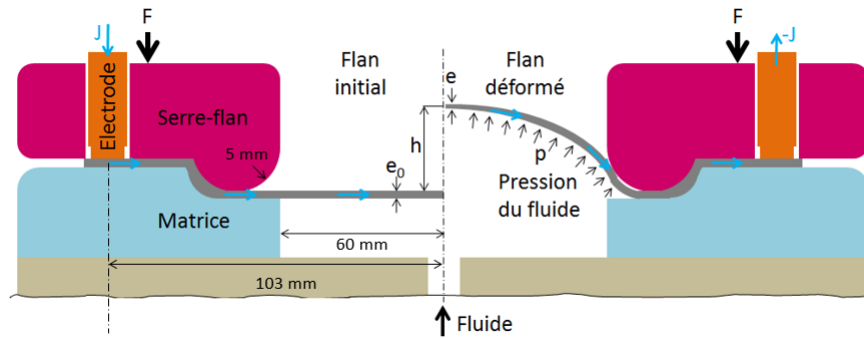


FIGURE 5.2 – Schéma du dispositif d’essai d’expansion développé dans le cadre du projet ANR PRICECAT

5.1 Instrumentation

La régulation de la température est effectuée à l’aide d’un thermocouple soudé par décharge capacitive sur la zone centrale du flan. Cette méthode, bien que précise, s’avère fragile d’utilisation. Il est donc prévu de contrôler la température à l’aide d’un pyromètre à la fin de la mise au point du dispositif.

La hauteur de dôme et les déformations sont mesurées avec le système de corrélation d’image numérique (Digital Image correlation ou DIC en anglais) ARAMIS. L’emploi d’ARAMIS requiert une préparation du flan par l’application d’un motif aléatoire bicolore qui doit résister aux hautes températures de l’essai, environ 1000°C . Il nous a été possible d’obtenir, grâce à un prêt d’ArcelorMittal, un télémètre laser (Micro-Epsilon scanControl 2700-100) permettant de visualiser un profil du flan au cours du temps. L’intégration du télémètre dans les moyens d’instrumentations de l’essai pourrait nous permettre de nous affranchir de l’emploi d’ARAMIS. La maîtrise de ce nouvel instrument reste cependant partielle et requiert une phase d’adaptation pour en comprendre le fonctionnement. Cette technique de mesure ne sera donc pas utilisée dans ce rapport.

On récupère les signaux du ou des thermocouples sur un ordinateur d’acquisition via un module d’acquisition qui permet aussi d’avoir la mesure de pression ainsi que la tension et l’intensité du courant électrique du générateur. La mesure par ARAMIS se fait sur l’ordinateur dédié à cet équipement, la mesure de pression est aussi reliée à ce poste afin de pouvoir recalibrer les données entre les deux systèmes d’acquisition. Le système de mise en pression est contrôlé par un troisième ordinateur. Le lancement de la séquence de mise en pression est manuel.

L’instrumentation requiert beaucoup d’éléments différents qui ajoutent au caractère déjà complexe du dispositif.

5.2 Matériau d’essai et géométrie

Le matériau d’étude est un acier trempant Usibor 1500P. La géométrie du flan est un disque de diamètre $\varnothing = 240\text{mm}$. L’épaisseur pouvant varier entre 0.85, 0.90 et 1.4 mm. Le flan circulaire, lorsque le jonc est formé, fait apparaître un phénomène d’instabilité

sur les bords. Ces ondulations, appelées ici "cloques", apparaissent sous les ouvertures d'électrodes, visibles sur la figure 5.3 a).

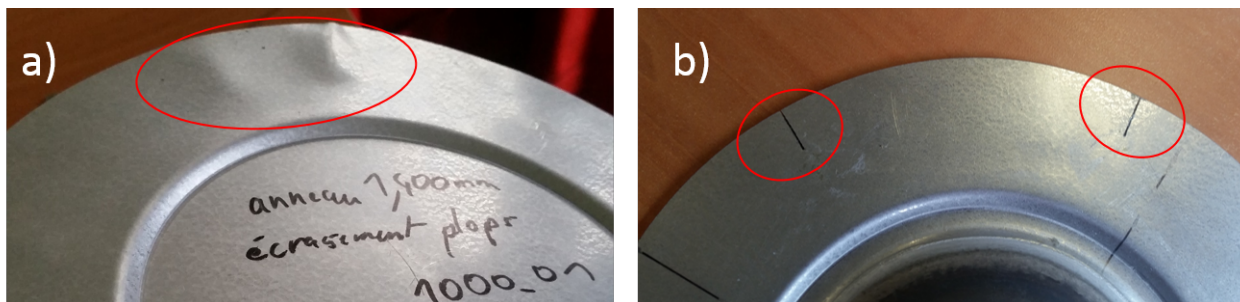


FIGURE 5.3 – a) Apparition de cloques lors du formage du jonc sur un flan d'1,4 mm d'épaisseur, b) Exemple de rainures découpées dans un flan

Ce phénomène est un problème pour la phase de chauffe, ce qui empêche d'avoir la surface complète des électrodes en contact avec le flan. Si les électrodes n'étaient pas pleinement en contact, il se formerait des concentrations de courant qui produiraient un chauffage localisé du flan. Ces hétérogénéités de température risqueraient aussi un endommagement des électrodes et une fonte du revêtement du flan dans les outils.

Nous avons pu observer la formation de ces cloques lors de la formation du jonc par le bruit qui est émis lors de l'apparition de celles-ci et en traçant l'évolution de la force de serrage de la traverse en fonction de son déplacement vertical (figure 5.4). Les pics de forces correspondent à un relâchement de la tension dans le flan qui se traduit par la formation des cloques.

Pour contrer l'apparition des cloques, des rainures de 1 mm de large et 15 mm de longueur 5.3 sont effectuées entre chaque logement d'électrode dans le flan. Les cloques disparaissent complètement avec cette méthode, cette découpe résout de manière satisfaisante le problème d'instabilité.

5.3 Formage du jonc

Le dispositif reprend les bases nécessaires pour mener un bulge test. Le flan est introduit manuellement entre un serre-flan et une matrice, isolé électriquement. L'étanchéité de la pression du gaz est assurée par le formage d'un jonc. La partie des outils en contact avec le flan dans le jonc est en oxyde d'aluminium, une céramique électriquement isolante. Le jonc est maintenu durant l'essai par l'application d'une force de maintien de 300 kN fournie par une machine de traction Instron 8803 d'une capacité de 500 kN. Le jonc est formé par un pilotage en déplacement de la traverse de la machine (à une vitesse de 1 mm/min) et on arrête le déplacement lorsque la force de compression mesurée par la cellule de force atteint 300 kN.

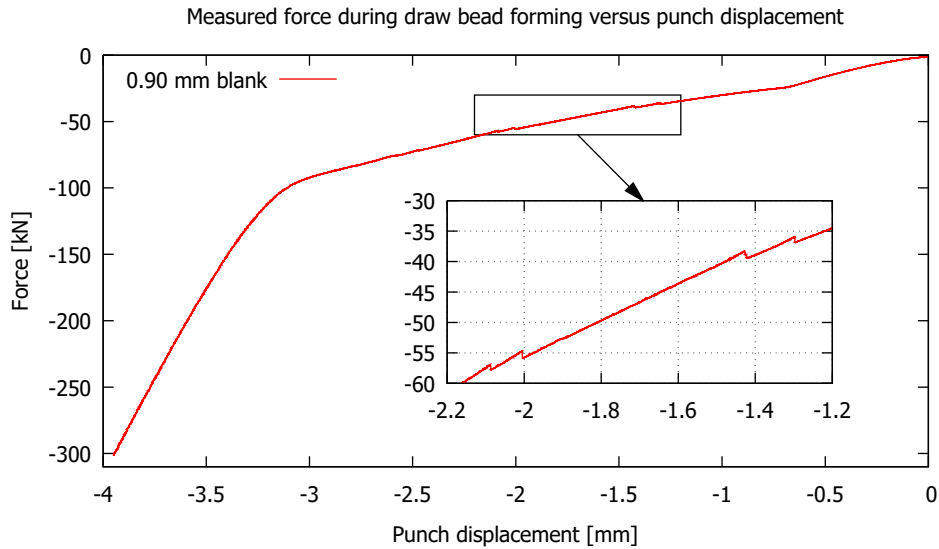


FIGURE 5.4 – Observation graphique de l'apparition des cloques

5.4 Chauffage

La méthode de chauffage autorise la chauffe d'un flan circulaire ce qui n'est pas possible avec la technique développée par [Braun *et al.*, 2014, Braun *et al.*, 2016]. Le chauffage est assuré par le biais d'un jeu de 6 électrodes, organisées en 3 paires, placées sur la circonférence du flan. Les électrodes agissent à tour de rôle (figure 5.5) et sont actionnées par des vérins pneumatiques. Ce système permet d'obtenir un chauffage homogène dans la zone centrale du flan. La pression est appliquée par un gaz neutre, de l'argon, dans la cavité sous la tôle lors de l'essai. Grâce à une isolation électrique des outils (serre-flan, matrice), le maintien de la chauffe est possible tout au long de l'essai.

Les outils, poinçon et serre-flan, absorbent l'énergie dissipée durant la chauffe du flan par conduction. La température du flan dans les outils est contenue à une température inférieure à la température de fusion du revêtement Alusi[®].

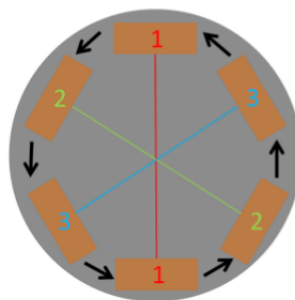


FIGURE 5.5 – Rotation des paires d'électrodes lors du processus de chauffe

Le générateur électrique, développé par la société SREM, permet de contrôler et de réguler la chauffe en modulant l'application du courant électrique. L'intensité maximale peut atteindre jusqu'à 6000A avec des tensions de 4V.

5.5 Procédure de l'essai

Les essais d'expansions avec ce dispositif expérimental se déroulent en quatre phases :

- Formage du jonc
- Chauffage du flan
- Gonflement
- Dépouillement

Le formage du jonc est une phase d'emboutissage qui permet d'assurer une étanchéité et de maintien du flan lors des phases de chauffe et d'expansion. Le jonc est formé puis maintenu avec une force de 300 kN.

Le chauffage du flan est obtenu par le système de chauffe par effet Joule développé précédemment. Le temps de chauffe varie en fonction de la température désirée, cinquante secondes sont habituellement nécessaires pour atteindre 900°C pour un flan de 0.90 mm d'épaisseur. On note que l'épaisseur influe grandement sur l'efficacité de la chauffe par effet Joule, plus le flan est épais et moins la chauffe sera efficace. La densité de courant traversant le flan est moindre avec une épaisseur plus grande, facilitant le passage du courant électrique et ainsi réduisant les pertes et donc réduisant l'efficacité du chauffage.

Le gonflement s'effectue lorsque le flan a atteint la température désirée, le déclenchement de la mise en pression est manuel, un contrôleur régule la pression en fonction d'un programme établi préalablement dans le logiciel de contrôle du contrôleur.

Le dépouillement nécessite plusieurs étapes, les fichiers issus des différents postes d'acquisitions évoqués précédemment doivent être regroupés afin d'être exploités. Il est nécessaire de procéder à une phase de post-traitement des données afin d'obtenir des données exploitables notamment avec ARAMIS. À partir des données ARAMIS, on peut calculer l'épaisseur, le rayon de courbure et enfin la contrainte au pôle.

Chapitre 6

Essais expérimentaux

6.1 Essais d'expansion à température ambiante

Afin de valider l'instrumentation et les méthodes de dépouillement, des essais à température ambiante ont été conduits. Le système de mesure par corrélation ARAMIS nous permet de recueillir le champs de déformation et le déplacement du pôle en fonction du temps. On effectue un essai d'expansion dans le dispositif à température ambiante, on applique une pression de 40 bars en 40 secondes.

L'évolution de la pression et le déplacement du dôme en fonction du temps est donnée sur la figure 6.1. Le rayon de courbure à partir du déplacement du pôle est obtenu à l'aide de l'équation 4.12.

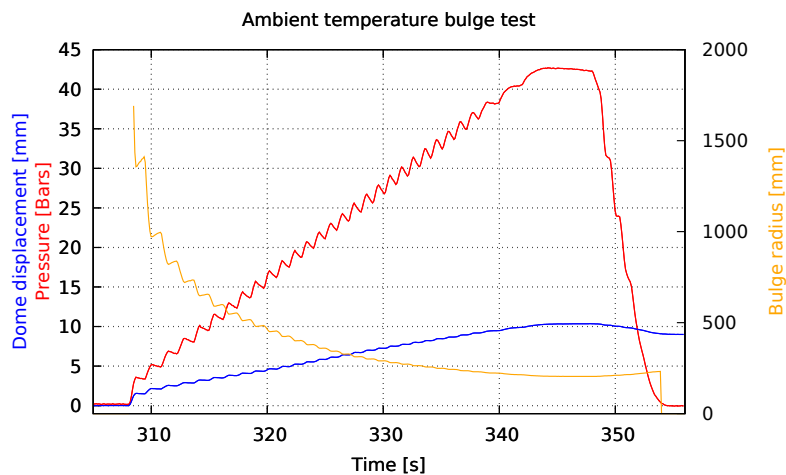


FIGURE 6.1 – Essais d'expansion à température ambiante, flan 0.90 mm

On observe une mise en pression en "dent de scie", ce phénomène est lié à l'application de la pression par le contrôleur. Une mise au point des paramètres de régulation est nécessaire pour avoir un rampe de mise en pression plus continue.

L'évolution de la contrainte au pôle avec l'équation 4.6 en fonction de la déformation sur l'épaisseur calculée à partir d'ARAMIS et des formules 4.10 et 4.13 est présentée sur la figure 6.2. On note un pic de contrainte à la mise en pression, qui est du à la première impulsion de pression. Le reste de la courbe est perturbée par la mise en pression en "dent de scie".

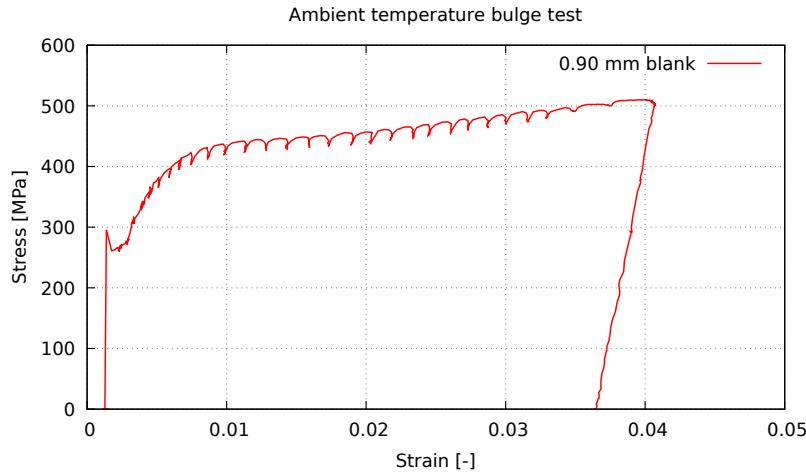


FIGURE 6.2 – Essais d’expansion à température ambiante, courbe contrainte-déformation, flan 0.90 mm

Malgré les problèmes de régulations, on constate qu’il est possible de mener à bien un essai d’expansion, la mesure des déformations semble viable avec le système de corrélation d’image ARAMIS à température ambiante.

6.2 Vérification de l’homogénéité de température sur le flan

Une des hypothèses formulées pour l’emploi des formules analytiques pour le calcul et le dépouillement des essais d’expansions est l’homogénéité de température sur l’ensemble du dôme. Afin de vérifier que cette hypothèse est validée par le dispositif, on effectue un essai de chauffe avec expansion sur un flan instrumenté avec 4 thermocouples de type K dont un au centre du flan, et les trois autres situés à 30, 40 et 45 mm du centre respectivement (figure 6.3). L’évolution de la température en fonction de temps pour ces 3 thermocouples et celui du centre ainsi que l’évolution de la pression imposée sont données sur la figure 6.4.

L’essai comprenant une chauffe à 900°C en 40 secondes suivie d’un maintien de 20 secondes puis d’un refroidissement à 800°C en 2 secondes, la température est maintenue jusqu’à la rupture du flan, la température de consigne est tracée en noir sur la figure 6.4. La mise en pression (en gris sur le graphique) est lancée lors de la phase de maintien à 800°C.

On note un premier dysfonctionnement du thermocouple situé à 45 mm du centre à 40 secondes et un second à 75 secondes. Ce thermocouple ayant été retrouvé dessoudé à la fin de l’essai, ce thermocouple sera ignoré pour les développements à venir. On observe un décrochement de la température mesurée avec la consigne vers 700°C (ellipse rouge sur le graphique). Cette difficulté de suivi peut-être attribuée à un minimum de deux facteurs :

- Le début de changement de phase métallurgique, le passage d’une phase ferrito-perlitique à une phase austénitique pour un acier débute à 700°C, température Ac1

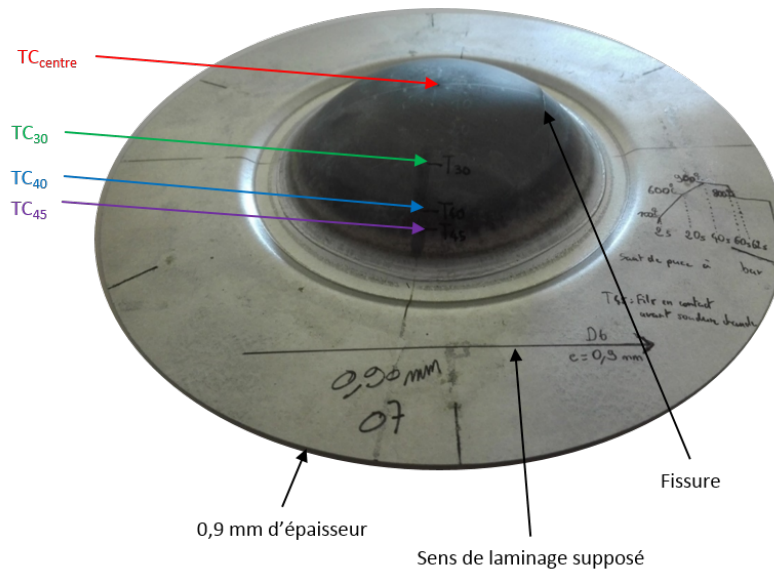


FIGURE 6.3 – Flan équipé de 4 thermocouples ayant subi un essai d'expansion à 800°C après un maintien à 900°C

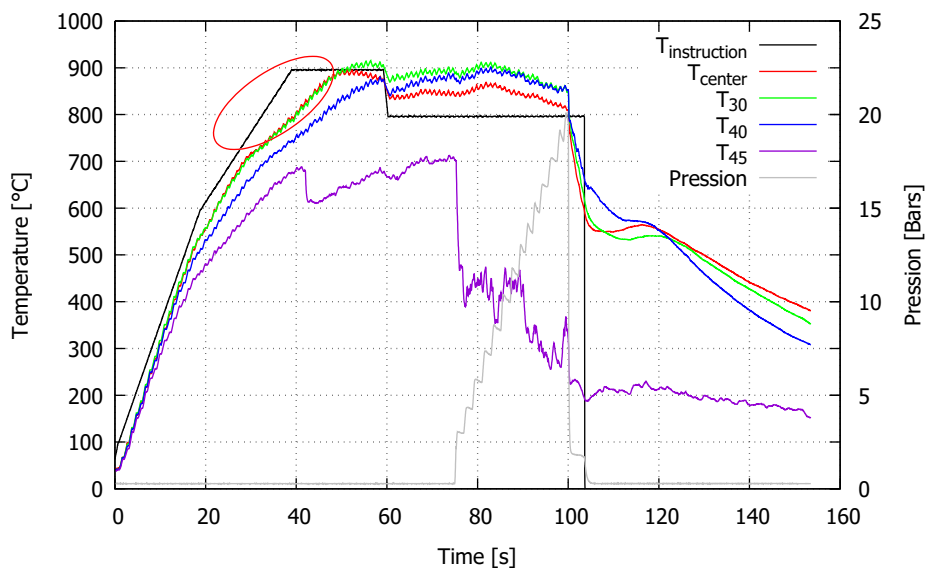


FIGURE 6.4 – Évolution de la température et de la pression en fonction du temps, flan de 0.90 mm équipé de 4 thermocouples

sur un diagramme d'équilibre fer-carbone. Ce changement allotropique est endothermique, qui nécessite de l'énergie, et contribue principalement à la dégradation du suivi.

- La fonte du revêtement Alusi® (ce revêtement est développé dans le chapitre 2, section 2.3). La fonte de ce revêtement entraîne un changement d'émissivité de la surface (l'émissivité de l'Usibor est multipliée par 4) ce qui augmente fortement les pertes par radiation.

La température est bien maintenue à 900°C avant la phase d'expansion mais ne par-

vient pas à être descendue. Ce problème de suivi peut-être à attribuer à un manque de mise au point des paramètres de régulation du générateur. On observe également la chute de la température au centre, par rapport au thermocouple situé à 30 mm, à partir de 50 secondes, cette baisse de température est peut-être liée à l'affaissement de la partie centrale du flan. Le flan se retrouverait à proximité suffisante d'une pièce métallique à l'intérieur de la cavité sous pression sous le flan, appelée noyau (agissant comme un réducteur de volume) (voir figure 6.5). Cette proximité pourrait permettre au noyau de pomper une partie de l'énergie et ainsi refroidir la partie centrale du flan.

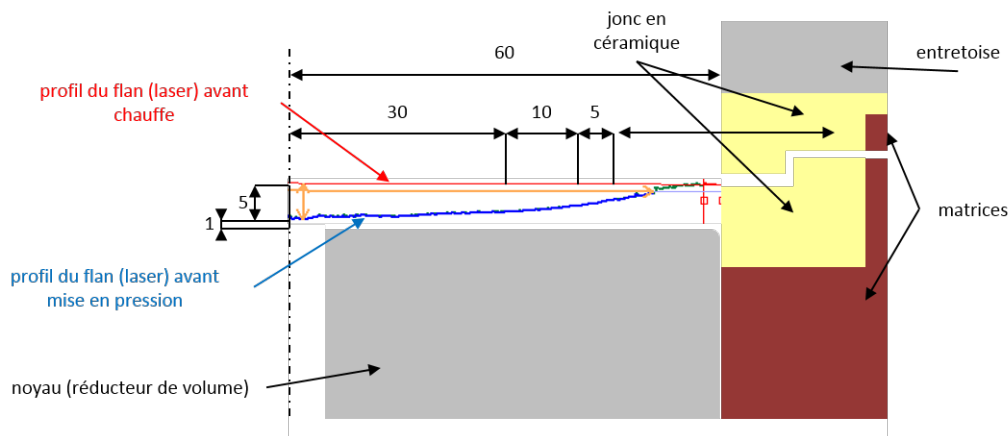


FIGURE 6.5 – Schéma du dispositif pour l'hypothèse de la baisse de température au centre du flan

On peut confirmer le changement en phase austénitique du flan lors de la fin de l'essai, les mesures des thermocouples montrent un maintien de la température entre 100 et 120 secondes. La phase austénitique se transforme à température constante, les produits de ce changement de phase ne peuvent pas être déterminés sans analyse micrographique ou essai mécanique (microdureté).

On observe que la rupture apparaît à un rayon d'environ 30 mm du centre, ce qui correspond avec la zone la plus chaude du flan et donc la plus faible. Pour obtenir une fissure au centre du flan, comme obtenu classiquement dans la température, il serait nécessaire de contrer l'affaissement du flan lors de la chauffe.

La température entre les 3 thermocouples est comprise dans un intervalle de 50°C ce qui confirme l'homogénéité de température du flan sur un diamètre de 40 mm. Des essais avec l'emploi d'une caméra thermique pourront permettre de confirmer ces premiers résultats.

6.3 Essais d'expansion à haute température

D'autres essais à haute température ont été menés afin de valider la faisabilité et d'effectuer la mise au point du dispositif. On cherche à chauffer le flan à une température supérieure à la température d'austénitisation puis à refroidir à une température inférieure et effectuer le gonflement.

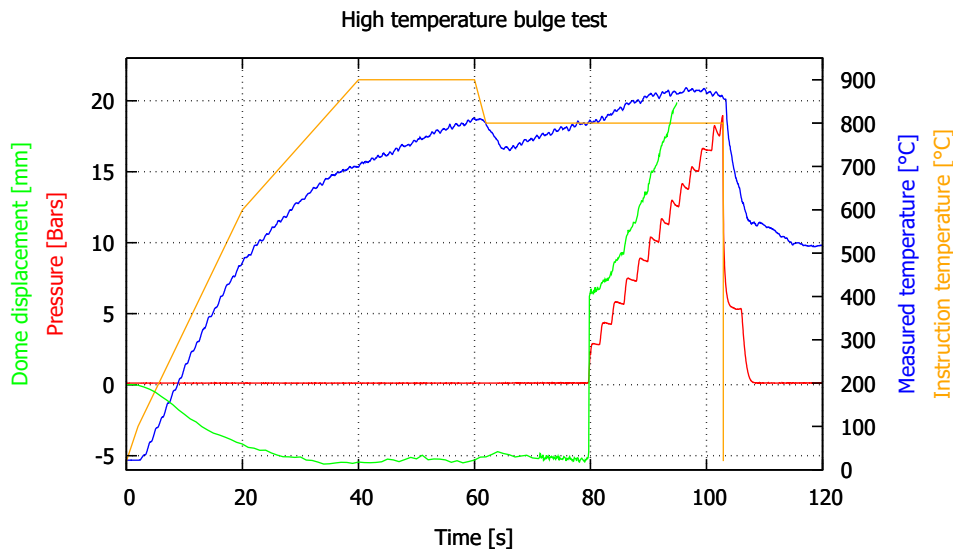


FIGURE 6.6 – Exemple d'essai d'expansion à haute température, flan 0.90 mm

6.3.1 Aspect thermique

Le programme de chauffe utilisé dans ce cas (en orange sur la figure 6.6) comprend une phase de chauffe rapide à 900°C en 40 secondes suivit d'un maintien de 20 secondes et enfin une descente à 800°C pendant laquelle se déroule le gonflement.

La température mesurée sur le flan avec un thermocouple de type K situé à 30 mm du centre (visualisée en bleu sur la figure 6.6). On constate que le suivi n'est pas optimal une fois la température de 600°C atteinte qui peut-être attribué aux raisons évoquées dans la section précédente.

La température de consigne, ensuite, n'est pas respectée à cause du retard pris lors du début de la chauffe, les 900°C attendus ne sont atteints que pendant la phase d'expansion alors que la consigne est de 800°C.

6.3.2 Aspect mécanique

La figure 6.6 permet de visualiser, en vert, le déplacement au centre du flan, on note un affaissement à partir d'une température de 200°C qui se stabilise après 30 secondes d'essai. Le changement de température modifie les propriétés mécaniques du matériau et un adoucissement se produit lorsque que la température augmente.

Un autre phénomène notable est le déplacement brusque du dôme lors de la mise en pression à 80 secondes. Le flan change de géométrie lors de la chauffe. Initialement plat, le flan passe à une forme concave lors de la chauffe et enfin, pendant le gonflement à une

forme convexe. Le passage d'une forme concave à convexe correspond à une instabilité et se fait de façon très rapide, elle produit un bruit caractéristique lors de l'essai. Ce changement de géométrie a pu être observé lors des premières utilisations d'un télémètre laser envisagé pour mesurer dans le futur la section du dôme (figure 6.7). La ligne rouge représente le profil initial du flan en début d'essai. Les deux images 6.7 a) et b) ont été prises à 0.04 secondes d'intervalle. La partie centrale de la tôle se déplace donc à une vitesse minimum de 0.275 m/s soit ≈ 1 km/h. La fréquence de 25 Hz utilisée avec le télémètre laser n'est pas suffisante pour obtenir une idée précise de la vitesse de déplacement. Une vitesse d'acquisition plus importante permettrait d'obtenir des données plus robustes.

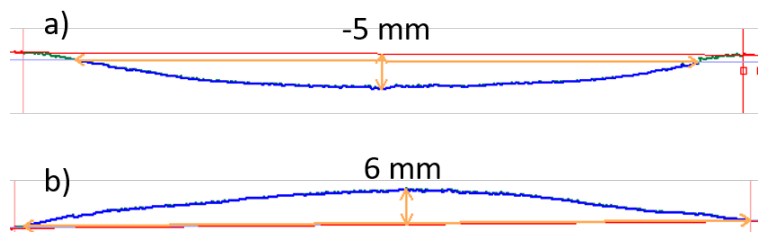


FIGURE 6.7 – Profil du flan obtenu avec un télémètre laser, passage concave/convexe du flan durant le début de la mise en pression, a) profil du flan concave, b) profil du flan convexe

Des pistes pour empêcher la création de cette instabilité sont envisagées, la plus simple serait d'envoyer une faible pression de gaz dans la cavité ce qui permettrait de supporter le flan. Le flan serait de cette manière déjà mis dans une position convexe au début du gonflement.

La mesure par corrélation d'image avec ARAMIS pose des problèmes, la mesure est perdue à partir d'une pression d'environ 12 Bars ce qui ne permet plus d'avoir l'information du déplacement du dôme ainsi que le champ de déformation sur l'ensemble de l'essai. Une mise au point des paramètres d'ARAMIS serait nécessaire du fait du grand déplacement du dôme qui influe sur la zone de netteté des caméras ainsi que sur les conditions d'éclairage du flan.

Conclusions et perspectives de la phase expérimentale

Au cours des manipulations expérimentales menées, il est possible de ressortir plusieurs éléments :

- L'essai d'expansion à haute température est un essai complexe à mettre en œuvre, de nombreux paramètres doivent être maîtrisés afin de pouvoir mener à bien un essai contrôlé. Ces conditions ne sont pas réunies pour le moment.
- Le dispositif autorise le maintien de la chauffe lors de la phase d'expansion, ce qui constitue le caractère innovant du dispositif.
- Le chauffage est homogène sur un rayon de 40 mm au centre du flan, les paramètres de régulations restent sujet à optimisation.
- La mise en pression par un gaz neutre permet de mener un essai d'expansion, que ce soit à température ambiante ou à haute température. Les paramètres de régulation de la pression restent cependant, eux aussi, sujet à optimisation.
- La mesure des déformations avec ARAMIS permet d'obtenir des résultats mais le système manque de robustesse, les conditions d'éclairage et l'application d'un mouchetis devant résister aux hautes température constituent le maillon faible du dispositif.

Le dispositif nécessite encore des campagnes d'essais pour affiner les aspects de chauffe et de mise en pression mais démontre un potentiel certain. Chaque problème rencontré a pu être expliqué et des solutions pour les résoudre sont en cours d'étude. L'ajout d'un télémètre laser permettant de mesurer un profil du flan pendant l'essai ainsi que d'un pyromètre permettront de simplifier la mise en place et la procédure de préparation des essais.

Dans l'état actuel du dispositif, les flans après chauffage refroidissent librement. Afin de se rapprocher davantage du procédé d'emboutissage à chaud, un système de refroidissement contrôlé du flan permettant la simulation d'une trempe après mise en forme serait une fonctionnalité complémentaire à prévoir.

Troisième partie
Étude numérique

Introduction

Cette partie vise à présenter les modélisations numériques effectuées pour simuler les différentes étapes apparaissant au cours des essais d'expansion biaxiale en température. Ces simulations numériques ont été réalisées avec la version standard-implicite du code de calcul par éléments finis ABAQUS.

Dans un premier temps, à partir d'essais de traction sur l'Usibor1500P réalisés sur une machine de traction Gleeble, l'identification des paramètres d'une loi de comportement de type Hollomon est présentée. Dans une deuxième étape, à l'aide d'un modèle 2D axi-symétrique, une étude de sensibilité est effectuée pour analyser l'influence de la valeur du coefficient de frottement et de la force de serrage de la tôle sur le glissement du flan. Enfin, des modélisations complètes en 3D ont été réalisées pour simuler les différentes étapes de formage du jonc, chauffe du flan et mise en pression. Ces simulations ont pour objectif de mettre au point des modèles pour une future identification de lois de comportement du matériau dans le cas d'une sollicitation biaxiale.

Chapitre 7

Identification d'une loi de comportement pour l'Usibor1500P

Afin de nourrir les modèles numériques, une identification d'une loi plastique du matériau en fonction de la température a été effectuée à partir d'essais de traction réalisés sur une machine Gleeble 3500. Ces essais ont été effectués pour une prestation pour ArcelorMittal en 2015 dans le cadre d'une caractérisation de l'Usibor1500P en traction en fonction de la température (figure 7.1).

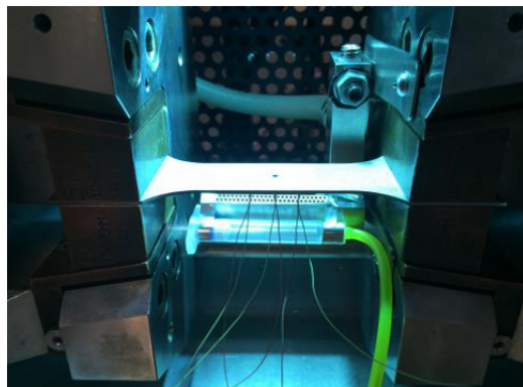


FIGURE 7.1 – Essai de traction à haute température sur machine Gleeble

Au cours de ces essais, chaque éprouvette subit un cycle thermique comprenant une phase de chauffage à température d'austénitisation, un maintien pour s'assurer de l'homogénéisation de la microstructure. On impose ensuite un refroidissement rapide qui simule le temps de transfert entre le four et les outils de mise en forme. Une fois la pièce à la température désirée, on effectue l'essai de traction. Un exemple de cycle thermique réalisé à 600°C est présenté sur la figure 7.2. La vitesse de déformation de l'essai est de $0.01s^{-1}$. L'essai est instrumenté avec ARAMIS pour la mesure des champs de déformation et par des thermocouples de type K pour la mesure de température.

A l'aide du logiciel gnuplot, une identification de l'évolution de la contrainte de Cauchy en fonction de la déformation plastique est réalisée avec une loi de type Hollomon de la forme :

$$\sigma(\varepsilon_p) = K\varepsilon_p^n \quad (7.1)$$

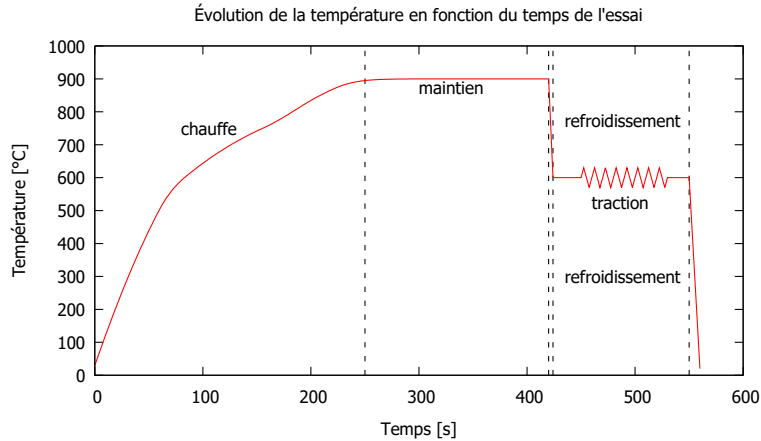


FIGURE 7.2 – Exemple de cycle thermique pour essai de traction sur machine Gleeble

Les paramètres K et n sont identifiés sur les phases de traction réalisées à 20, 600, 700, 800 et 900°C. Les résultats de l'identification sont présentés sur la figure 7.3.

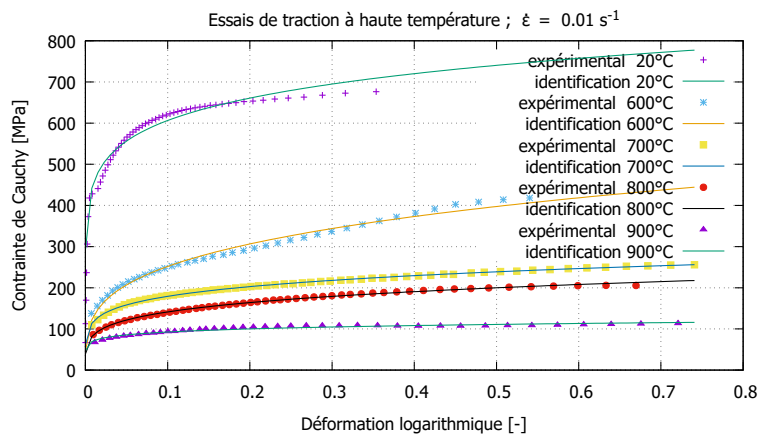


FIGURE 7.3 – Identification de la loi d'Hollomon en température à partir des essais Gleeble

Le tableau 7.1 récapitule les valeurs des coefficients obtenues.

Température [°C]	Paramètre de la loi puissance	
	K [MPa]	n [–]
20	807	0.124
600	484	0.283
700	270	0.174
800	232	0.216
900	120	0.113

TABLE 7.1 – Paramètres K et n de la loi de comportement identifiée

Chapitre 8

Simulations en 2D axisymétrique

Le coefficient de frottement est un paramètre important dans un processus de mise en forme. La détermination de ce coefficient reste cependant difficile à évaluer. Ainsi, la sensibilité de ce paramètre est étudiée pour voir l'influence de ce paramètre. Premièrement, sur le déplacement vertical du poinçon lors de la phase de formage du jonc, deuxièmement, le déplacement vertical du dôme lors d'une phase d'expansion et enfin sur le glissement du flan lors de la phase d'expansion. On fait également varier la force de serrage du poinçon lors du formage du jonc.

8.1 Description du modèle

On utilise un modèle 2D axisymétrique qui reprend la forme des outils du dispositif d'expansion (figure 8.1). S'agissant de calculs purement mécaniques, le modèle axisymétrique est construit en millimètres. Le calcul se déroule en deux étapes : le formage du jonc et la phase d'expansion, la partie chauffage n'est pas modélisée dans ce cas. Les outils (poinçon et matrice) sont considérés indéformables et sont modélisés en "analytical rigid".

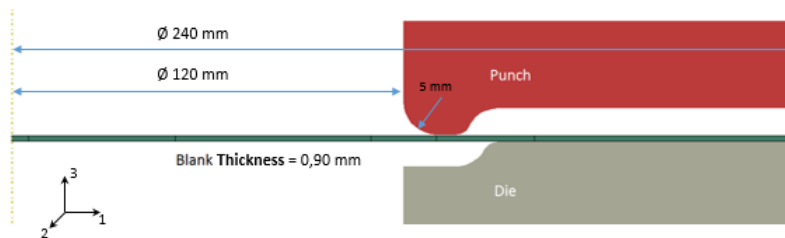


FIGURE 8.1 – Modèle 2D axisymétrique simulé sous Abaqus

La matrice (en gris sur la figure 8.2) est encastrée tout au long du calcul. Lors du formage du jonc, le poinçon est piloté en force par une force de serrage F (en bleu sur la figure 8.2). Le poinçon est ensuite bloqué en position dans la phase d'expansion. La force de serrage F varie de 100 à 500 kN par incrément de 50 kN .

Un coefficient de frottement aux interfaces entre le flan et les outils est introduit, il varie entre 0.12 et 0.60 par incrément de 0.10.

Au cours de la phase d'expansion, le flan subit une pression de 3 MPa (30 Bars) sur la surface inférieure dans la zone intérieure de la matrice (en jaune sur la figure 8.2). Tous les calculs sont effectués à une température de 20°C.

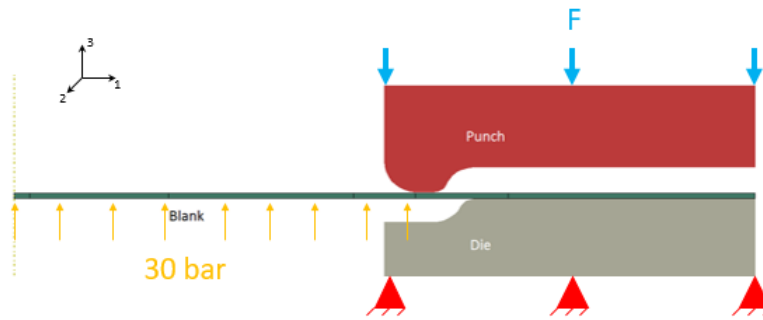


FIGURE 8.2 – Schéma des conditions limites du modèle 2D axisymétrique

Le matériau utilisé pour ces analyses est l'Usibor. On utilise la loi identifiée dans la partie 7 à température ambiante.

Le maillage est constitué de 1275 éléments quadrangles axisymétriques CAX4 composés de 4 nœuds à interpolation linéaire. Le maillage est découpé en 3 zones distinctes sur l'axe $\vec{1}$:

- $0 > r > 55$ mm : 110 éléments
- $55 > r > 80$ mm : 125 éléments
- $80 > r > 120$ mm : 20 éléments

Le maillage est ainsi raffiné dans la zone de formage du jonc afin de s'assurer que la zone de contact entre le flan et les outils est correctement décrite lors de la mise en forme. L'épaisseur du flan (axe $\vec{2}$) est maillée avec 5 éléments.

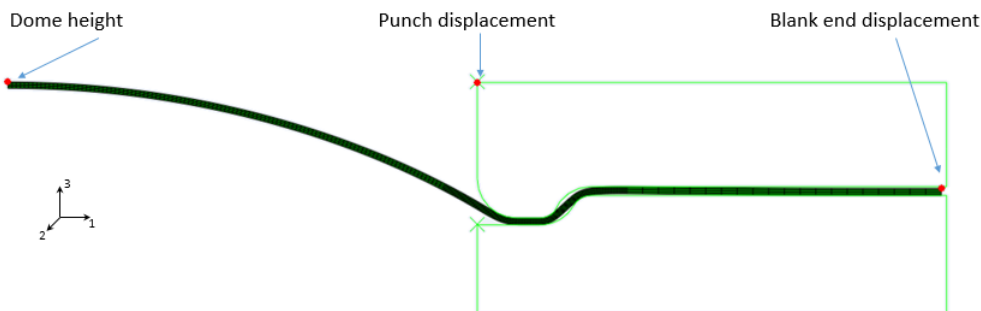


FIGURE 8.3 – Nœuds étudiés du modèle axysymétrique

Pour étudier l'influence de l'effort de serrage, on étudie le déplacement du poinçon lors du formage du jonc en analysant le déplacement du point de référence du poinçon (figure 8.3 "Punch displacement"). On cherche à étudier l'influence du frottement sur le glissement du flan dans les outils lors de l'essai. Pour étudier ce paramètre, on regarde le déplacement suivant l'axe $\vec{1}$ du nœud situé sur la surface supérieure à l'extrémité extérieure ($r = 120$ mm) du flan à la fin de la phase d'expansion ("Blank end displacement"). Enfin, on étudie l'influence de ces paramètres variables sur le déplacement vertical au niveau du centre du dôme ($r = 0$ mm) du flan ("Dome height").

8.2 Résultats

L'évolution du déplacement du poinçon en fonction de la force de serrage est donnée sur la figure 8.4. Logiquement, la force de serrage influe directement sur le déplacement du poinçon, plus la force est grande et plus le déplacement est important. On observe également que le frottement influe sur ce paramètre, plus le coefficient de frottement est élevé et moins le déplacement est important. Il est à noter que les variations restent cependant faibles globalement pour chacune des variables. Ce comportement s'explique par le fait que le flan soit bien en contact avec la matrice et le poinçon dans le jonc. Le flan est donc en compression entre deux outils indéformables, entraînant une augmentation rapide de la force pour un déplacement de poinçon très faible.

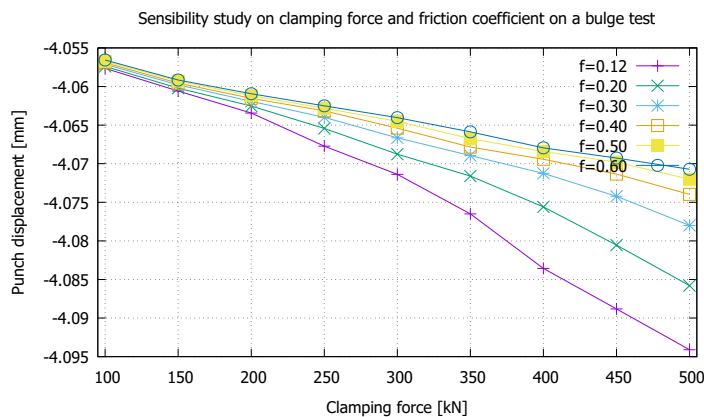


FIGURE 8.4 – Influence du déplacement du poinçon en fonction de la force de serrage appliquée pour plusieurs coefficients de frottement

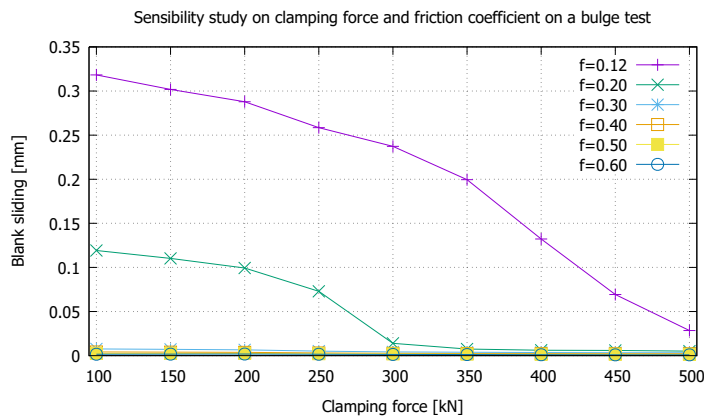


FIGURE 8.5 – Influence du glissement du flan en fonction de la force de serrage appliquée pour plusieurs coefficients de frottement

L'évolution du glissement en fonction de la force de serrage est présentée sur la figure 8.5. On note que le glissement diminue à mesure que la force augmente. Ce comportement est particulièrement notable pour $f = 0.12$ et $f = 0.20$. Il semble que pour un frottement

supérieur à $f = 0.20$, le glissement dans les outils devient marginal et ce même pour une force de 100 kN . Le glissement converge vers 0 avec l'augmentation de la force pour l'ensemble des valeurs de frottement. Le pincement du flan dans le jonc empêche le glissement et est accentué par le coefficient de frottement. Pour une force de 300 kN et un coefficient de frottement de $f = 0.2$, le glissement est stoppé ce qui semble conforter la valeur de la force de serrage appliquée lors des essais expérimentaux (partie II).

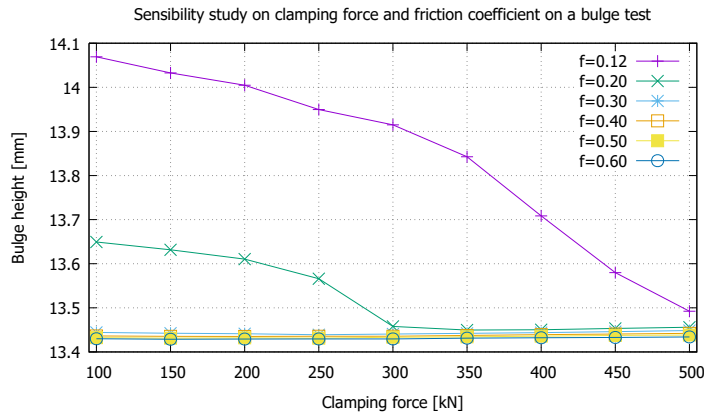


FIGURE 8.6 – Influence de la hauteur du dôme en fonction de la force de serrage appliquée pour plusieurs coefficients de frottement

L'évolution de la hauteur du dôme en fonction de la force de serrage est présentée sur la figure 8.6. On note que la hauteur diminue à mesure que la force augmente. On retrouve le même comportement qu'avec l'évolution du glissement pour $f = 0.12$ et 0.20 . La force de serrage a une forte influence sur la réponse du flan à la pression imposée. La variation de la hauteur est limitée pour le reste des valeurs de frottement : l'ensemble des valeurs converge vers une hauteur de 13.4 mm .

Le glissement influe donc directement sur la hauteur du dôme, la matière "aspirée" par la phase d'expansion permet de donner du "mou". A contrario, lorsque le glissement est quasi-nul, seul la déformation de la matière sous la charge permet un accroissement de la hauteur du dôme.

8.3 Conclusion

L'influence du frottement et de la force de serrage a été étudiée. Les résultats obtenus sont cohérents avec ce qu'on pourrait conclure avec une approche intuitive du problème. La force de serrage influe sur le déplacement du poinçon, le glissement du flan et le déplacement du dôme. Le frottement agit en catalyseur, il influe plus efficacement dans le cas du glissement et du déplacement du dôme malgré un déplacement du poinçon plus faible (et donc un flan moins pincé).

Chapitre 9

Simulations 3D de l'essai d'expansion

9.1 Description du modèle

Les simulations des trois étapes, le formage du jonc, le chauffage par effet Joule et la phase d'expansion, ont été réalisées avec des modèles en 3D (l'utilisation de symétrie étant impossible) avec une prise en compte des couplages forts électro-thermo-mécanique. Afin de simuler les transferts thermiques entre le flan et les outils, les outils sont maillés et ont des propriétés élastiques.

La géométrie des outils (poinçon, matrice, jonc, électrode) reprend celle du dispositif expérimental et on se base sur les dessins de définitions (plans en annexe A). Le modèle prenant en compte plusieurs physiques, le modèle est construit suivant les unités du système SI (Mètre, Kilogramme, Seconde, Ampère) ce qui évite d'effectuer des conversions d'unités.

Le modèle est constitué d'un assemblage de plusieurs pièces (figure 9.1) :

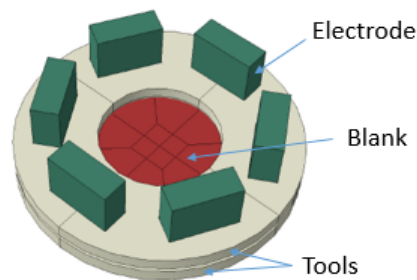


FIGURE 9.1 – Vue d'ensemble du modèle

- le flan, en Usibor1500P d'épaisseur 0.90 mm, est déformable et on ne modélise pas les rainures utilisées expérimentalement (évoqué dans le paragraphe 5.2) pour simplifier le calcul.
- la matrice, en acier, regroupe en une seule pièce la matrice inférieure et le support de matrice. Cet assemblage de pièce est fixe.
- le poinçon, en acier, regroupe le support de poinçon et le poinçon. Cet assemblage est mobile.
- Les électrodes, en cuivre, au nombre de six. Les électrodes sont mobiles lors du chauffage.

9.1.1 Matériaux

On distingue 3 matériaux différents : l'acier, le cuivre et l'Usibor1500P (Table 9.1). La loi de comportement de l'Usibor1500P préalablement identifiée dans la section 7 est utilisée ici en supposant une évolution linéaire des coefficients entre chaque température. Les autres propriétés de l'Usibor1500P sont fournies par ArcelorMittal. Elles sont confidentielles et ne seront donc pas développées dans ce rapport. Les propriétés de l'Usibor sont toutes thermo-dépendantes et indépendantes de la vitesse de déformation.

Les outils sont constitués chacun d'un support en acier et d'une pièce en oxyde d'alumine, une céramique isolante électrique. L'acier des outils et la céramique des outils ont des propriétés similaires et pour simplifier le modèle, on considère que les outils sont constitués d'un seul matériau, l'acier.

Propriétés	Cuivre	Acier
Conductivité thermique [W/m/K]	400	40
Conductivité électrique [MS/m]	60	4
Chaleur spécifique [J/kg/K]	385	400
Module d'Young [GPa]	124	210
Coefficient de Poisson [-]	0.33	0.3
Coefficient de dilatation [1/K]	1.66×10^{-5}	1.19×10^{-5}
Densité [kg/m ³]	8700	7800

TABLE 9.1 – Propriété des matériaux utilisés

9.1.2 Conditions limites

Une partie des conditions aux limites utilisées au cours des calculs sont présentés sur la figure 9.2. La matrice est maintenue encastrée sur l'ensemble du calcul. Lors du formage du jonc, tous les degrés de liberté en translation et rotation du poinçon sont bloqués sauf la translation suivant $\vec{3}$. Ensuite, afin de former le jonc, on applique un déplacement du poinçon suivant $\vec{3}$ de 3,6 mm sur la surface supérieure du poinçon via un point de référence.

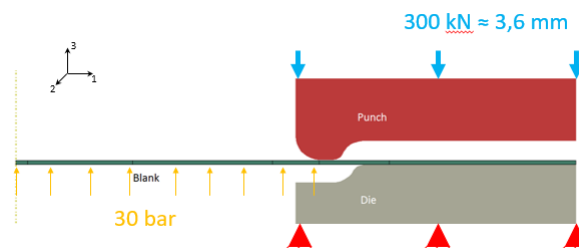


FIGURE 9.2 – Schéma des conditions limites du modèle 3D

Il est à noter que lors des essais expérimentaux, le jonc est formé à l'aide d'une force de 300 kN. Dans les simulations, un pilotage en force affecte la stabilité de calcul et il n'a

pas été possible de faire ce pilotage en force pour former le jonc.

Lors de la phase de construction du modèle, des essais ont été menés en remplaçant la force par un déplacement de 4 mm, semblable aux déplacements obtenus lors de l'étude de sensibilité (voir section 8). Or, avec un déplacement de 4 mm, il apparaît, sous les ouvertures d'électrodes, sur le flan des plis (voir figure 9.3 et 9.4) dus au pincement de la matière entre le poinçon et la matrice dans la zone sous les électrodes.

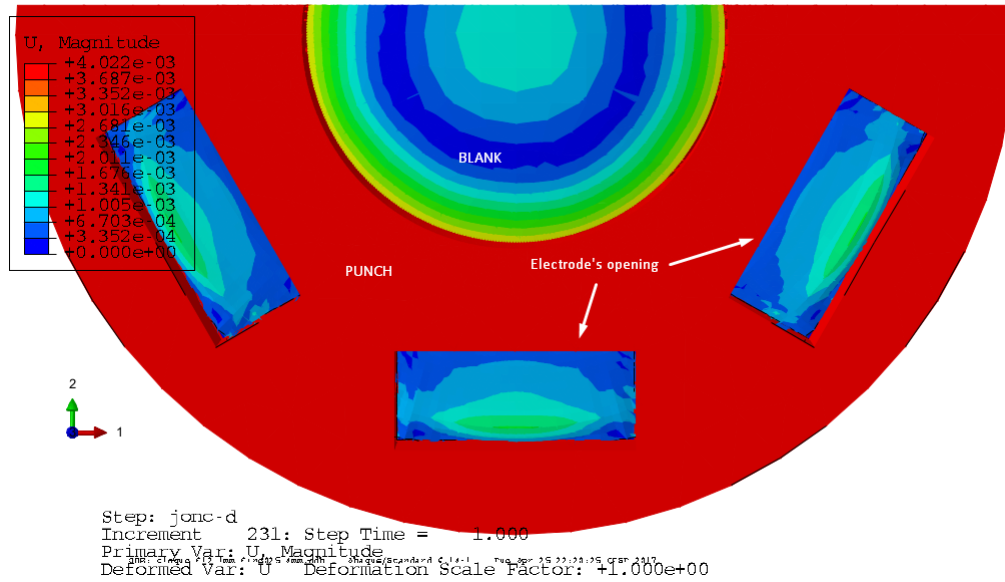


FIGURE 9.3 – Vue du modèle après le formage du jonc, Isovaleurs du champ de déplacement [m] pour un déplacement de 4 mm du poinçon

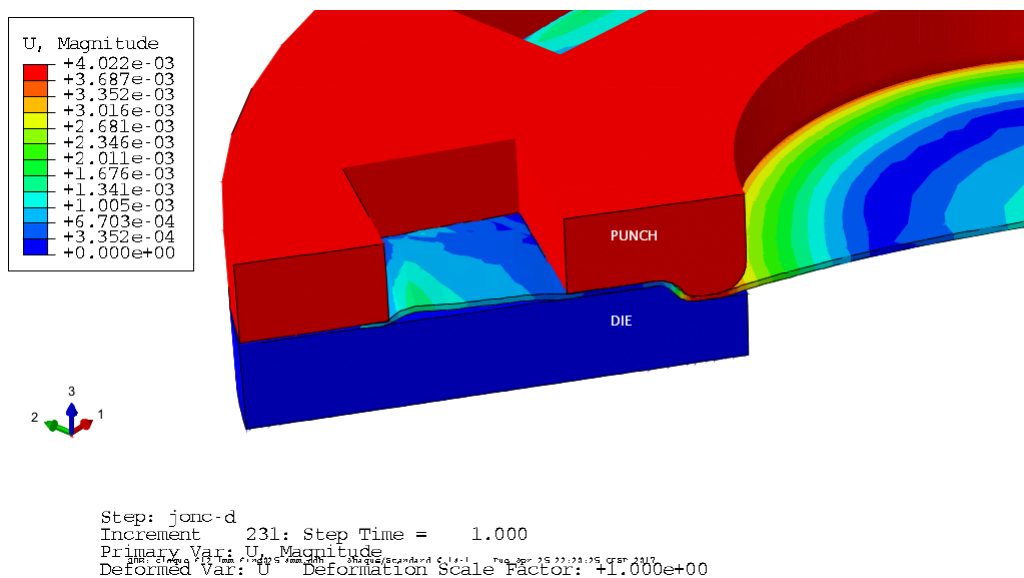


FIGURE 9.4 – Vue du modèle en coupe après le formage du jonc, Isovaleurs du champ de déplacement [m], formation de plis avec un déplacement de 4 mm

Les ouvertures dans la matrice permettent de libérer les efforts dans le flan par l'appa-

rition de ces plis. Les plis "numériques" sont différents des "cloques" obtenues expérimentalement. Dans la simulation numérique, nous sommes en présence de "bulles" se formant tangentiellement au rayon tandis que les "cloques" expérimentales se propageaient dans le sens radial du flan.

L'apparition de ce problème va venir compromettre la phase de chauffe à venir car ces ondulations empêchent un contact plan sur plan entre la surface des électrodes et la surface du flan. Ce contact plan sur plan devient donc ponctuel qui affecte la stabilité du calcul lors des phases de descentes des électrodes. De plus, ce contact incomplet produirait des concentrations de courant qui seraient problématiques en terme d'homogénéité du champ de température dans la zone sous les outils.

Pour contourner cette difficulté, on effectue une simplification du modèle sur le déplacement du poinçon. On applique un déplacement de 3.6 mm qui est suffisant pour former un jonc "étanche", le flan est pincé dans la zone de formation du jonc. On fait l'hypothèse que ce déplacement imposé est suffisant pour bloquer le flan lors de la phase d'expansion sans provoquer les plis néfastes à la phase de chauffe. On applique un déplacement de -3.6 mm sur le jonc en bleu sur la figure 9.2.

Pour les conditions aux limites sur le flan, on impose que le nœud central du flan soit bloqué en translation et rotation suivant les axes $\vec{1}$ et $\vec{2}$ ainsi que la rotation suivant $\vec{3}$, seule la translation suivant l'axe $\vec{3}$ est laissée libre. Le flan est soumis à la gravité, celle-ci se traduit par une accélération de -9.81 m/s^2 suivant $\vec{3}$ lors de l'ensemble de l'analyse. Lors de la phase d'expansion, la surface de normale $\vec{3}_-$ pour $0 > r > 65 \text{ mm}$ du flan, est soumise à une pression de 3 MPa, soit (30 Bars), appliqué sous la forme d'une rampe linéaire.

Les électrodes sont fixes durant la formation du jonc, elles n'interviennent pas durant cette phase. Durant la phase de chauffe, les électrodes montent et descendent par paire à tour de rôle (figure 9.5) à l'aide du mot clef "Amplitude". Le temps de rotation est fixé à 0.7 secondes. Durant cet intervalle de temps, la paire vient se mettre en contact avec la surface du flan, un courant électrique d'une intensité de +4500 A est alors appliqué sur la surface de normale $\vec{3}_+$ de la première électrode de la paire et de -4500 A à la seconde l'électrode. Le courant traverse une électrode de la paire, puis par le flan et enfin l'électrode situé en face de la première. Le courant est appliqué via une "surface current" dans Abaqus, la magnitude du courant de surface est calculée en divisant l'intensité du courant par la surface sur laquelle le courant est appliquée. Cette paire d'électrode remonte ensuite en attente du cycle suivant. A la fin de la phase de chauffe, les électrodes sont remontées et n'agissent plus lors de la phase d'expansion.

Le flan est soumis à un frottement $f=0.12$ avec la matrice et le poinçon et on considère que le frottement entre la surface du flan et les électrodes est nul.

Les surfaces du flan sont également soumises à un flux d'échange convectif de 5 W/m/K avec une température ambiante de 20°C . Pour simuler les échanges radiatifs, on considère l'émissivité de l'Usibor constante à 0.8 afin de simplifier le modèle.

On modélise les échanges thermiques de contact (résistance de contact thermique) par des interactions sous forme de rampe dans Abaqus. La diffusivité thermique avec les outils est de $333 \text{ m}^2/\text{s}$ à 0 mm de distance et nulle à 1 mm : on prend en compte la couche d'isolant (Miglasil) se situant à l'interface entre le flan et les outils dans le dispositif. La diffusivité thermique entre le flan et les électrodes est de $1667 \text{ m}^2/\text{s}$ à 0 mm de distance

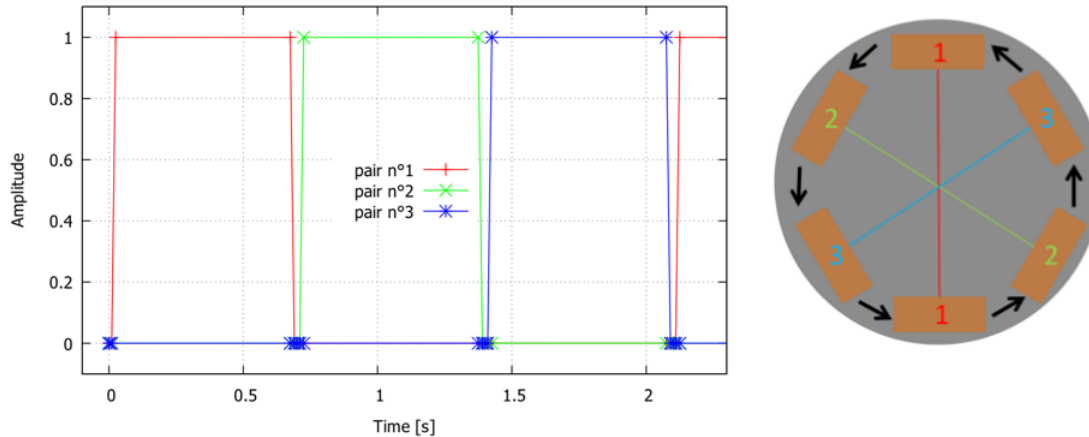


FIGURE 9.5 – Rotation des paires d'électrodes lors du processus de chauffe

et nulle à 1 mm. On modélise aussi la conductance entre le flan et les électrodes. Cette interaction simule la résistance de contact électrique, cette conductance est estimée à 25 MS/m à 0 mm et nulle à 1 mm. Ces résistances de contact électrique et thermique ont été estimées auparavant sur des expériences réalisées sur un prototype de la SREM mais elles restent des valeurs à optimiser car elles sont très dépendantes des conditions réelles d'essais et évoluent également dans le temps.

9.1.3 Maillage

Le flan est maillé avec 16 800 éléments Q3D8, ces éléments ont 5 degrés de liberté, les déplacements ainsi que le potentiel électrique et la température et permettent donc la modélisation des effets de couplage entre l'électricité, la thermique et la mécanique. Ces éléments hexaédriques ont 8 nœuds et sont à interpolation linéaire. Le maillage est raffiné dans la zone de formation du jonc et dans la zone centrale. Cinq éléments sont utilisés dans l'épaisseur du flan. Chaque électrode est maillée par 1 élément Q3D8 similaire à ceux employés pour le flan.

L'isolation électrique des outils se fait en partie par l'utilisation d'éléments thermo-mécaniques sans prendre en compte l'électricité. Le poinçon est ainsi maillé à l'aide de 84 688 éléments tétraédriques C3D4T, éléments à 4 nœuds avec les degrés de liberté en déplacement et en température. La matrice est maillée à l'aide de 11 700 éléments hexaédriques C3D8T, éléments à 8 nœuds avec des degrés de liberté en déplacement et en température.

9.2 Calculs effectués

Les simulations menées sont fortement non-linéaires par l'usage du frottement, de problématiques de contact entre le flan et les outils ainsi que de la plasticité utilisée dans la loi de comportement du flan. L'analyse se déroule en deux calculs distincts. On réalise d'abord les étapes du formage du jonc et de chauffage dans un calcul statique (avec des steps de type couplage thermique-électrique-mécanique tran-

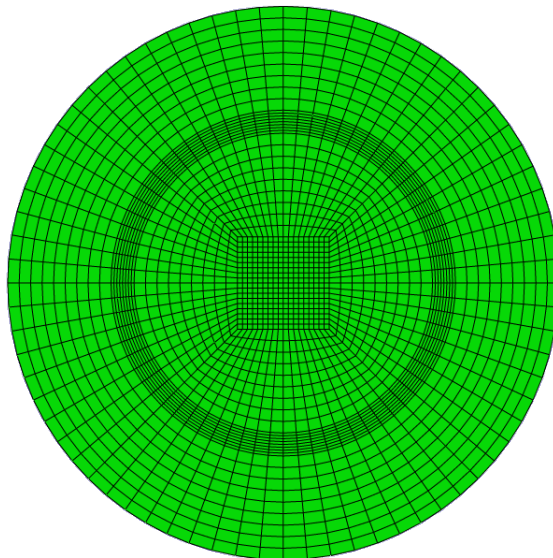


FIGURE 9.6 – Maillage du flan

sitoire). La phase d'expansion posant des problèmes de convergence avec une analyse de type statique, on effectue cette étape avec un calcul utilisant de la dynamique implicite.

Ce type d'analyse convient à la résolution d'un problème non-linéaire :

*"Les analyses en dynamique non-linéaire utilisent une intégration temporelle implicite pour calculer la réponse transitoire d'un système. [...] En revanche, les non-linéarités sont habituellement plus facilement prises en compte avec un calcul dynamique qu'avec un calcul statique grâce aux termes d'inertie apportant une stabilité mathématique au système. Ainsi, la méthode est fructueuse dans la plupart des cas non-extrêmes"*¹

Une série de cas tests, non développés dans ce rapport, ont été menés avec des modèles axisymétriques et tridimensionnels pour confirmer que les méthodes statiques et dynamiques concordent.

L'analyse en dynamique repart de la géométrie initiale, il est donc nécessaire de reformer le jonc. On applique ensuite le champ de température du calcul précédant dans la nouvelle procédure. Le champ de température est appliqué via une rampe linéaire au long du step, cette application non-instantanée permet de prendre en compte l'évolution de la dilatation thermique en fonction de la chauffe.

1. Documentation Abaqus : Abaqus Analysis User's Manual, 6.3.2 "Implicit dynamic analysis using direct integration"

9.3 Résultats de la simulation du chauffage en statique

Le chauffage par effet Joule a été modélisé après l'étape du formage du jonc. Le temps de calcul nécessaire pour atteindre une température de 900°C est inférieur à 15 secondes ce qui ne correspond pas à l'expérience (figure 9.7).

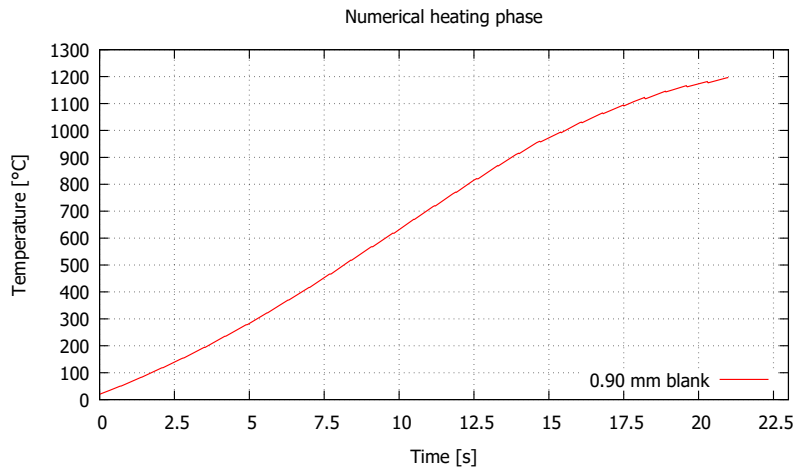


FIGURE 9.7 – Température au centre du flan lors de la simulation du chauffage

Plusieurs facteurs peuvent expliquer cette discordance :

- le noyau n'étant pas modélisé, il ne peut pas absorber de l'énergie et donc ralentir le processus de chauffe.
- le flux d'échange convectif est fixé sur l'ensemble des surfaces du flan à 5 W/m/K , on peut supposer que cette valeur ne représente pas ce que le flan subit réellement lors d'un essai. De plus, les échanges convectifs sont probablement différents entre la face située dans la cavité de mise en pression et la face située à l'air libre.
- le flux d'échange radiatif et plus particulièrement l'émissivité sont supposés constants. Ce paramètre varie fortement lors de l'essai mais il est difficile de pouvoir le faire varier dans Abaqus.
- les résistances de contact thermique et électrique peuvent aussi expliquer les différences. Dans le cas des résistances de contact thermique, on peut supposer que la rampe utilisée pour la simulation est trop faible, amoindrissant le pompage de l'énergie du flan dans les outils. Dans le cas des résistances de contact électrique, un chauffage trop rapide peut s'expliquer par une conductance trop faible. Une augmentation de la conductance permettrait une baisse des pertes par effet Joule aux interfaces.

L'observation du champs de température de la figure 9.8 montre une forte homogénéité de température, supérieure à celle observée expérimentalement. On ne retrouve pas le gradient thermique observé expérimentalement à la frontière du jonc. Une autre différence est notable, la température du flan dans les outils est supérieure à la température de fusion du revêtement, ce qui n'est pas le cas expérimentalement. Ces deux observations tendent

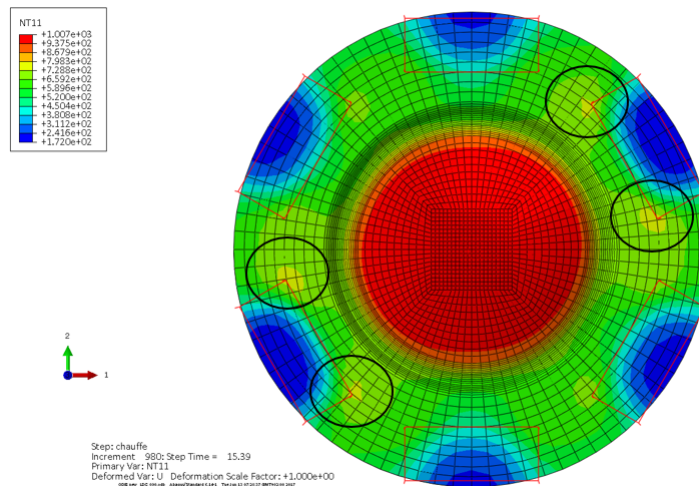


FIGURE 9.8 – Isovaleurs en température [°C], simulation numérique Abaqus

à penser que les résistances de contact thermique sont trop grandes, trop peu d'énergie est transmise aux outils.

Un fort gradient est observable au niveau des zones d'application des électrodes (sur la figure 9.8 les rectangles rouges représentent les zones de contact des électrodes). Ces zones froides ne sont pas sur le trajet du courant électrique et subissent un pompage de la chaleur par les électrodes, elles ne sont chauffées que par la conduction thermique dans le flan. On retrouve aussi des zones de concentration de chaleur au niveau des coins électrodes (cercles noirs sur la figure 9.8).

9.4 Résultats de la simulation de l'essai d'expansion en dynamique

Dans ce calcul, on récupère le champ de température lorsque la zone centrale du flan atteint une température de 900°C, proche de la température obtenue expérimentalement. Le champ de température est appliqué linéairement (courbe orange sur la figure 9.9) en 5 secondes. On applique ensuite la mise en pression de 30 bars en 3 secondes. Les temps d'applications sont réduits par rapport à l'expérience mais ils permettent de réduire les temps de calcul. De plus, les matériaux utilisés dans la simulation n'ont pas de paramètres visqueux et ne devraient donc pas influencer la solution.

Nous sommes capables de reproduire les phénomènes observés durant les essais expérimentaux. On remarque l'affaissement du flan débutant à une température plus haute, 500°C, qu'expérimentalement. Cette flèche, due à la dilatation thermique, atteint cependant une valeur proche (-4.5 mm numériquement contre -5 mm pour l'expérimental).

Ce décalage en température de l'affaissement pourrait s'expliquer par un module d'Young trop élevé avec l'évolution de la température, l'affaissement débutant instantanément avec la montée en température lors de l'essai (voir figure 6.6).

On retrouve aussi l'instabilité du passage concave/convexe observée, le déplacement est néanmoins plus faible, 9 mm d'envergure en simulation contre 11 mm pendant l'essai. On ne retrouve pas, par contre, le même déplacement atteint lors des essais. On peut de ce fait exprimer des doutes sur la validité des données matériaux utilisées pour la simulation.

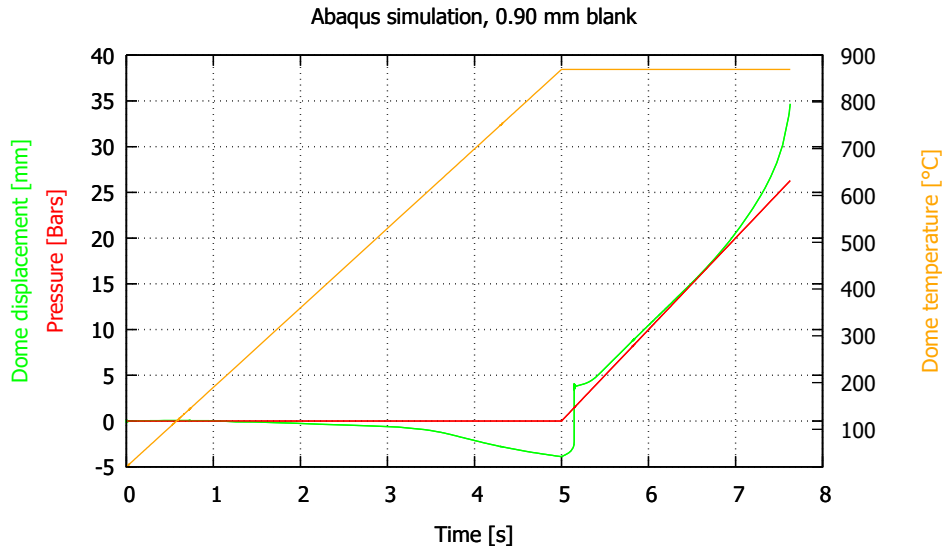


FIGURE 9.9 – Simulation de l’essai d’expansion avec Abaqus

L’évolution de la contrainte en fonction de la déformation au pôle en utilisant les formules utilisées (équations 4.6 et 4.12, on calcule l’épaisseur de la même manière que lors du paragraphe 4.7) pour le dépouillement des essais qui sont présentés sur la figure 9.10.

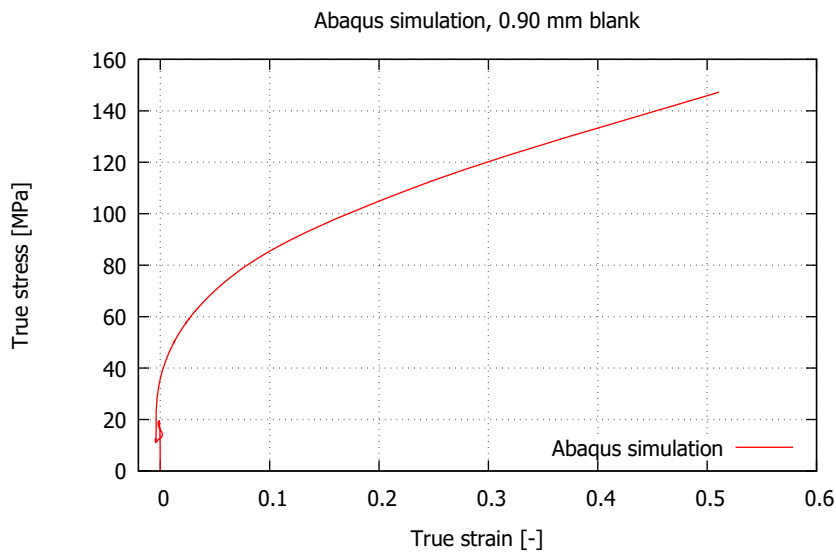


FIGURE 9.10 – Courbe contrainte-déformation de la simulation de l’essai d’expansion avec Abaqus

On note que le passage concave/convexe entraine une perturbation et un passage en déformation négative qui se traduit par un épaissement ponctuel de la tôle. On ne peut pas comparer cette courbe avec les essais expérimentaux à cause de l’absence de données, la mesure avec ARAMIS étant actuellement encore fortement perturbée par le passage concave/convexe.

Conclusion

Les simulations permettent de reproduire l'essai via deux simulations distinctes mais ne reproduisent pas fidèlement l'essai. Divers paramètres nécessitent des ajustements pour l'aspect thermique, en particulier, les résistances de contact thermique et électrique. La variation de l'émissivité est un problème qui pourrait être résolu par l'utilisation d'une subroutine Abaqus qui pourrait linéariser les échanges convectifs et radiatifs.

L'affaissement et l'instabilité concave/convexe ont pu être reproduits numériquement. Ces phénomènes résultent principalement de l'adoucissement de l'acier avec la température, l'affaissement reste néanmoins moins prononcé dans la simulation numérique que lors des essais. Une question se pose quant aux lois de comportement utilisées lors des essais tant pour les lois fournies par ArcelorMittal que celles identifiées.

On peut aussi remarquer que ces calculs sont très gourmands en temps de calculs, une centaine d'heures est nécessaire pour mener une simulation de chauffe avec six cœurs de calculs et 36 heures pour un calcul d'expansion. La gestion des 3 physiques dans le calcul est un point délicat en terme de stabilité pour la simulation.

Conclusion

L'emboutissage à chaud présente des perspectives intéressantes pour la production automobile. L'amélioration des propriétés mécaniques apportée par le process rend les aciers faiblement alliés à base de bore compétitifs par rapport à des alliages d'aluminiums qui, comparativement sont plus chers à produire. Ce process a un intérêt important dans la réduction des émissions de gaz polluants pour le domaine automobile.

Les recherches menées montrent qu'une véritable dynamique de recherche est en marche autour de l'emboutissage à chaud. Cette méthode de mise en forme fait appel à de nombreux domaines scientifiques qui s'interconnectent. Nombres de publications ont été publiées depuis moins de 10 ans, preuve que la recherche dans le domaine est dynamique.

L'essai d'expansion est un essai important dans la gamme des essais nécessaires pour l'identification du comportement d'un matériau. La caractérisation en température est aussi importante pour le cas des procédés de mise en forme et particulièrement pour l'emboutissage à chaud. Le dispositif présenté dans ce rapport est complexe et innovant mais la phase de mise au point n'est pas terminée. Les essais expérimentaux ont permis de mettre en évidence des problèmes non prévus lors de la conception de la machine, ces problèmes sont en cours de résolution.

Il a été possible de reproduire les différentes phases de l'essai en simulation numérique. Les couplages multi-physique rendent les calculs difficiles en terme de stabilité et de temps de calcul. Différents modes d'analyses ont été essayés (statique/dynamique implicite) avec des résultats variables. La simulation numérique permet de reproduire une partie des problèmes entrevus lors des essais (affaissement lors du chauffage, instabilité concave/convexe) mais ne permet pas de décrire précisément les essais menés expérimentalement. Des inconnues demeurent sur les lois de comportement utilisées.

Ces travaux restent à poursuivre et feront l'objet de publications notamment pour le Congrès Français de Mécanique (CFM) 2017. Ils ouvrent sur une thèse en partenariat entre l'IRDL Lorient et le CEMMPRE de l'université de Coimbra, au Portugal. Cette thèse aura pour objectif de finir la mise au point du dispositif et de mener des identifications de lois de comportement en utilisant l'essai d'expansion sur plusieurs types de matériaux. Ces identifications donneront lieu à l'utilisation d'outils numériques pour la simulation de la mise en forme en température avec DD3IMP, logiciel développé au CEMMPRE et Abaqus.

Bibliographie

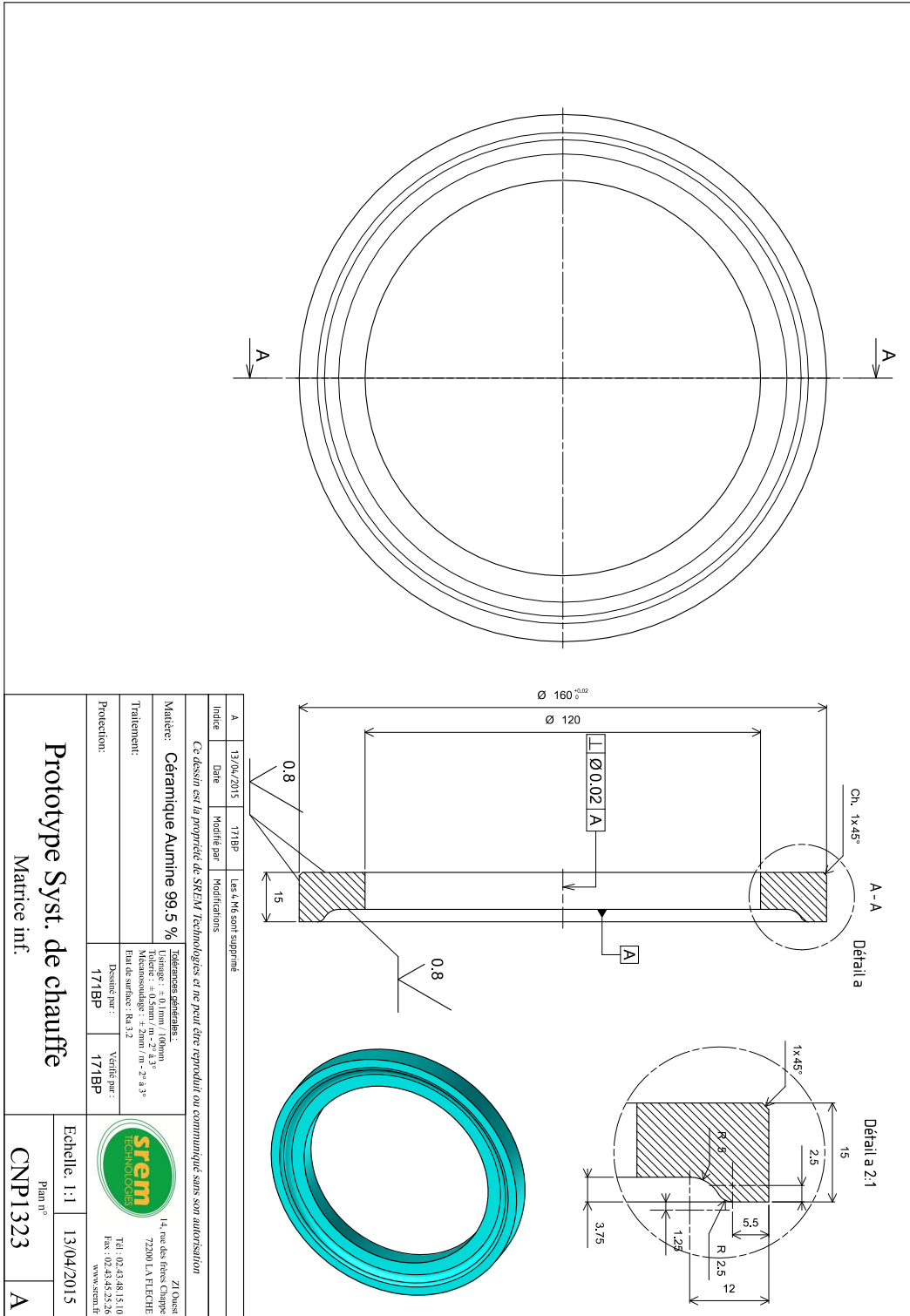
- [Abu-Farha et Hector, 2011] ABU-FARHA, F. et HECTOR, L. G. (2011). Sheet orientation effects on the hot formability limits of lightweight alloys. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 133(6):061005.
- [Abu-Farha et al., 2008] ABU-FARHA, F., SHUAIB, N., KHRAISHEH, M. et WEINMANN, K. (2008). Limiting strains of sheet metals obtained by pneumatic stretching at elevated temperatures. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57(1):275–278.
- [Abu-Farha et al., 2012] ABU-FARHA, F., VERMA, R. et HECTOR, L. (2012). High temperature composite forming limit diagrams of four magnesium AZ31b sheets obtained by pneumatic stretching. *Journal of Materials Processing Technology*, 212(6):1414–1429.
- [AFNOR, 2014] AFNOR (2014). NF EN ISO 16808 : Matériaux métallique - Tôle et bandes - Détermination de la courbe contrainte-déformation biaxiale au moyen de l'essai de gonflement hydraulique avec systèmes de mesure optique.
- [Akerström, 2006] AKERSTRÖM, P. (2006). *Modelling and simulation of hot stamping*. Thèse de doctorat, Luleå tekniska universitet.
- [Atkinson, 1997] ATKINSON, M. (1997). Accurate determination of biaxial stress-strain relationships from hydraulic bulging tests of sheet metals. *International Journal of Mechanical Sciences*.
- [Banabic et al., 2001] BANABIC, D., BALAN, T. et COMSA, D. (2001). Closed-form solution for bulging through elliptical dies. *Journal of Materials Processing Technology*, 115:83–86.
- [Banabic et al., 2005] BANABIC, D., VULCAN, M. et SIEGERT, K. (2005). Bulge testing under constant and variable strain rates of superplastic aluminium alloys. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 54(1):205–208.
- [Berger, 2010] BERGER, P. (2010). Influence des éléments d'addition; philippe.berger2.free.fr/productique/ressources/metallurgie.
- [Braun et al., 2014] BRAUN, A., STORZ, J., BAMBACH, M. et HIRT, G. (2014). Development of a Pneumatic Bulge Test for High Temperatures and Controlled Strain Rates. *Advanced Materials Research*, 1018:245–252.
- [Braun et al., 2016] BRAUN, A., WAERDER, M. et HIRT, G. (2016). Forming limit and flow curve determination of hot stamping steels using a hot-gas-bulge test. *Forming Technology Forum 2016, Technische Universität München, Allemagne*.
- [Chakrabarty et Alexander, 1970] CHAKRABARTY, J. et ALEXANDER, J. M. (1970). Hydrostatic bulging of circular diaphragms. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 5(3):155–161.
- [Col, 2002] COL, A. (2002). *Emboutissage des tôles - TI*. Ed. Techniques Ingénieur.

- [Col et Colombié, 2010] COL, A. et COLOMBIÉ, M. (2010). *L'emboutissage des aciers*. Dunod, Paris. OCLC : 758907306.
- [Coër, 2013] COËR, J. (2013). *Mise en forme par emboutissage en température d'un alliage d'aluminium AA5754-O*. Thèse de doctorat, Université de Bretagne Sud.
- [Decultot, 2009] DECULTOT, N. (2009). *Formage incrémental de tôle d'aluminium : étude du procédé à l'aide de la mesure de champs et identification de modèles de comportement*. Thèse de doctorat, Université de Toulouse, Université Toulouse III-Paul Sabatier.
- [François, 2006] FRANÇOIS, D. (2006). *TI - Essais d'aptitude à la mise en forme*. Ed. Techniques Ingénieur.
- [Friebe *et al.*, 2013] FRIEBE, H., KLEIN, M., HEINLE, I. et LIPP, A. (2013). Optimized Yield Curve Determination Using Bulge Test Combined with Optical Measurement and Material Thickness Compensation. *Key Engineering Materials*, 549:389–396.
- [Galdos *et al.*, 2014] GALDOS, L., de ARGANDOÑA, E. S., HERRERO, N., SUKIA, A., ORTUBAY, R., AGIRRETXE, X. et INTXAURBE, J. (2014). Influence of Tooling Material and Temperature on the Final Properties of Tailor Tempered Boron Steels. *Key Engineering Materials*, 611-612:1102–1109.
- [Galpin *et al.*, 2016] GALPIN, B., GROLLEAU, V., PENIN, A. et RIO, G. (2016). A hybrid method for detecting the onset of local necking by monitoring the bulge forming load. *International Journal of Material Forming*, 9(2):161–173.
- [Ghali *et al.*, 2012] GHALI, S. N., EL-FARAMAWY, H. S. et EISSA, M. M. (2012). Influence of boron additions on mechanical properties of carbon steel. *Journal of Minerals and Materials Characterization and Engineering*, 11(10):995.
- [Güler, 2013] GÜLER, H. (2013). Investigation of Usibor 1500 Formability in a Hot Forming Operation. *Materials Science*, 19(2).
- [Gutscher *et al.*, 2004] GUTSCHER, G., WU, H.-C., NGAILE, G. et ALTAN, T. (2004). Determination of flow stress for sheet metal forming using the viscous pressure bulge (VPB) test. *Journal of Materials Processing Technology*, 146(1):1–7.
- [Heurtin et Mazoyer, 1984] HEURTIN, J. et MAZOYER, J.-L. (1984). *Chauffage par effet joule*. Technique de l'ingénieur édition.
- [Hill, 1950] HILL, R. (1950). A theory of the plastic bulging of a metal diaphragm by lateral pressure. *The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science*, 41(322):1133–1142.
- [Hsu *et al.*, 2008] HSU, E., CARSLEY, J. E. et VERMA, R. (2008). Development of Forming Limit Diagrams of Aluminum and Magnesium Sheet Alloys at Elevated Temperatures. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 17(3):288–296.
- [Janbakhsh *et al.*, 2013] JANBAKHSH, M., DJAVANROODI, F. et RIAHI, M. (2013). Utilization of bulge and uniaxial tensile tests for determination of flow stress curves of selected anisotropic alloys. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L : Journal of Materials : Design and Applications*, 227(1):38–51.
- [Jeswiet *et al.*, 2008] JESWIET, J., GEIGER, M., ENGEL, U., KLEINER, M., SCHIKORRA, M., DUFLOU, J., NEUGEBAUER, R., BARIANI, P. et BRUSCHI, S. (2008). Metal forming progress since 2000. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 1(1):2–17.
- [Kappes *et al.*, 2010] KAPPES, J., WAGNER, S. et SCHATZ, M. (2010). Superplastic sheet metal forming with focus on the warm bulge test and its in-process monitoring. *International Journal of Material Forming*, 3(1):1135–1138.

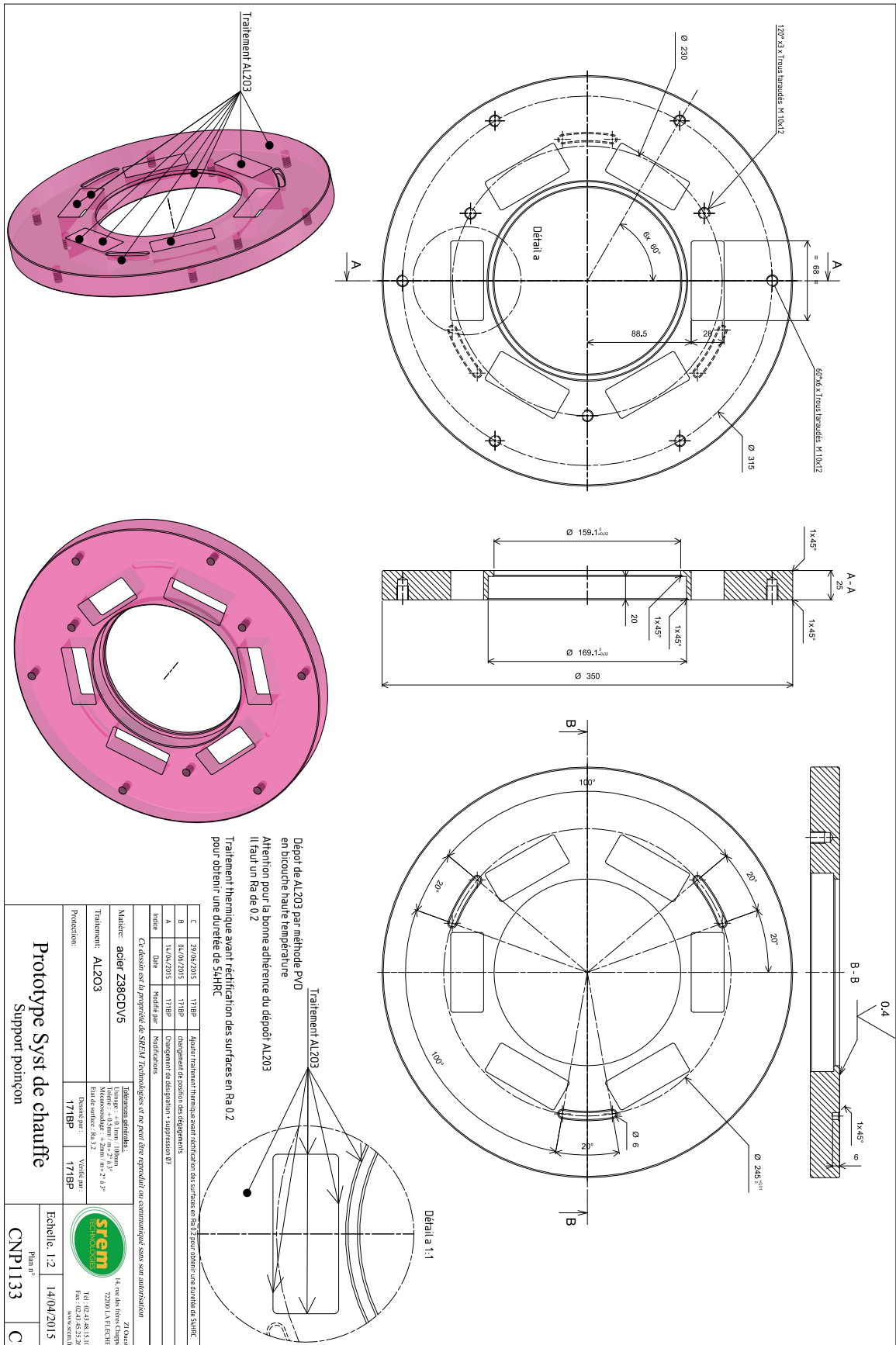
- [Karbasian et Tekkaya, 2010] KARBASIAN, H. et TEKKAYA, A. (2010). A review on hot stamping. *Journal of Materials Processing Technology*.
- [Koç et al., 2011] KOÇ, M., BILLUR, E. et CORA, m. N. (2011). An experimental study on the comparative assessment of hydraulic bulge test analysis methods. *Materials & Design*, 32(1):272–281.
- [Kolleck et al., 2009] KOLLECK, R., VEIT, R., MERKLEIN, M., LECHLER, J. et GEIGER, M. (2009). Investigation on induction heating for hot stamping of boron alloyed steels. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 58(1):275–278.
- [Kruglov et al., 2002] KRUGLOV, A. A., ENIKEEV, F. U. et LUTFULLIN, R. Y. (2002). Superplastic forming of a spherical shell out a welded envelope. *Materials Science and Engineering : A*, 323(1):416–426.
- [Kumar et al., 2016] KUMAR, S. D., AMJITH, T. et ANJANEYULU, C. (2016). Forming Limit Diagram Generation of Aluminum Alloy AA2014 Using Nakazima Test Simulation Tool. *Procedia Technology*, 24:386–393.
- [Lazarescu et al., 2011] LAZARESCU, L., COMSA, D. S. et BANABIC, D. (2011). Analytical and Experimental Evaluation of the Stress-Strain Curves of Sheet Metals by Hydraulic Bulge Tests. *Key Engineering Materials*, 473:352–359.
- [Lee et al., 2013] LEE, J.-Y., XU, L., BARLAT, F., WAGONER, R. H. et LEE, M.-G. (2013). Balanced Biaxial Testing of Advanced High Strength Steels in Warm Conditions. *Experimental Mechanics*, 53(9):1681–1692.
- [Liu et al., 2015] LIU, K., LANG, L., CAI, G., YANG, X., GUO, C. et LIU, B. (2015). A novel approach to determine plastic hardening curves of AA7075 sheet utilizing hydraulic bulging test at elevated temperature. *International Journal of Mechanical Sciences*, 100:328–338.
- [Marciniak et Kuczynski, 1967] MARCINIAK, Z. et KUCZYNSKI, K. (1967). Limit strains in the processes of stretch-forming sheet metal. *International journal of mechanical sciences*, 9(9):609IN1613–612IN2620.
- [Mori et al., 2013] MORI, K., MAENO, T. et MONGKOLKAJI, K. (2013). Tailored die quenching of steel parts having strength distribution using bypass resistance heating in hot stamping. *Journal of Materials Processing Technology*, 213(3):508–514.
- [Mori et al., 2015] MORI, K., MAENO, T., YAMADA, H. et MATSUMOTO, H. (2015). 1-Shot hot stamping of ultra-high strength steel parts consisting of resistance heating, forming, shearing and die quenching. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 89:124–131.
- [Mori et al., 2005] MORI, K., MAKI, S. et TANAKA, Y. (2005). Warm and hot stamping of ultra high tensile strength steel sheets using resistance heating. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 54(1):209–212.
- [Mori et al., 2008] MORI, K., SAITO, S. et MAKI, S. (2008). Warm and hot punching of ultra high strength steel sheet. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57(1):321–324.
- [Murry, 1993] MURRY, G. (1993). *Aciers. Généralités*, volume 300. Ed. Techniques Ingénieur.
- [Murry, 1997] MURRY, G. (1997). *Aciers pour traitements thermiques Propriétés et guide de choix*. Ed. Techniques Ingénieur.

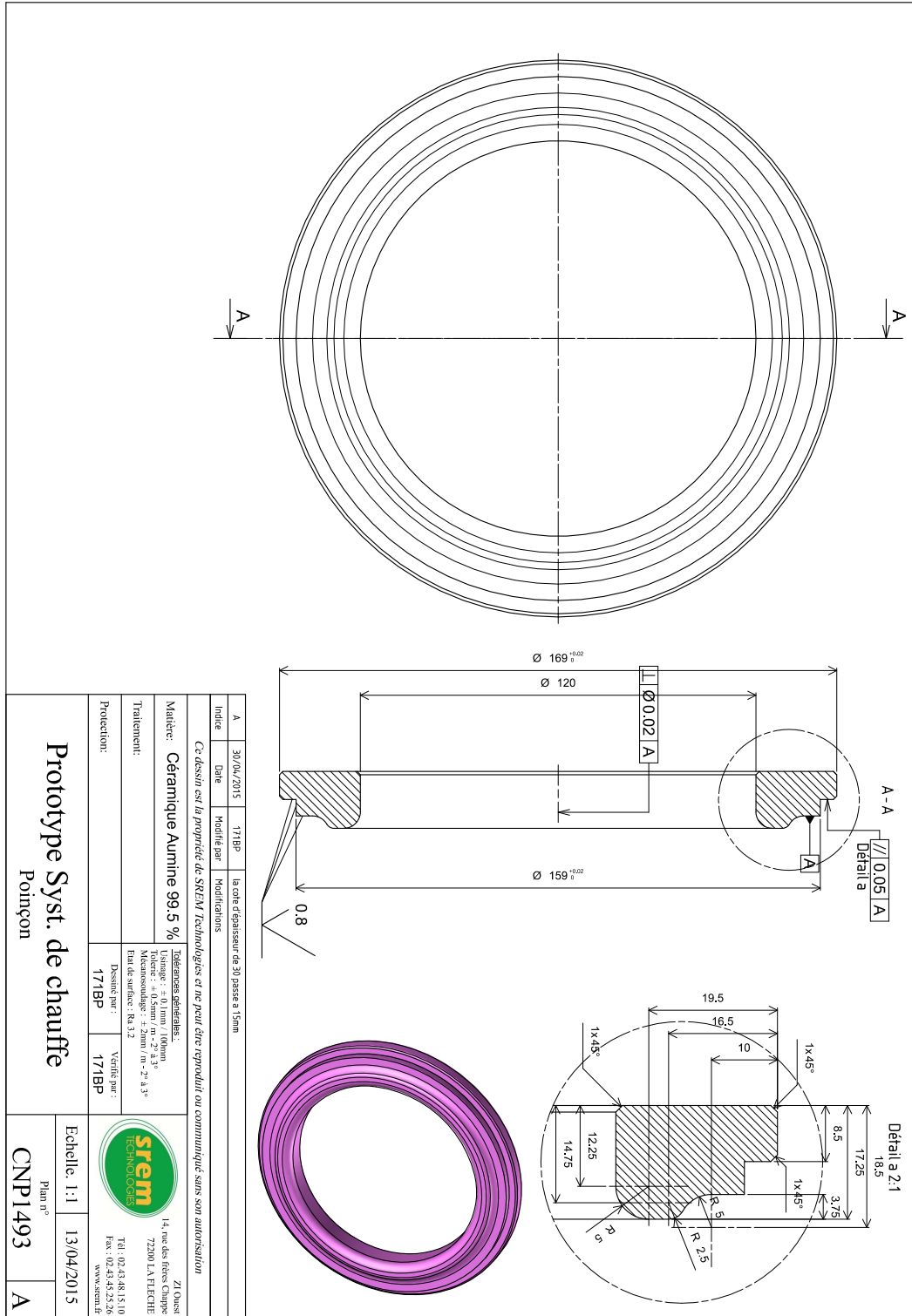
- [Naderi, 2007] NADERI, M. (2007). *Hot Stamping of Ultra High Strength Steels*. Thèse de doctorat, Amirkabir University of Technology - Tehran Polytechnic.
- [Neugebauer *et al.*, 2006] NEUGEBAUER, R., ALTAN, T., GEIGER, M., KLEINER, M. et STERZING, A. (2006). Sheet metal forming at elevated temperatures. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 55(2):793–816.
- [Panknin, 1959] PANKNIN, W. (1959). *Der hydraulische Tiefungsversuch und die Ermittlung von Fließkurven (The hydraulic bulge test and the determination of the flow stress curves)*. Thèse de doctorat, University of Stuttgart, Germany.
- [Penin, 2013] PENIN, A. (2013). Exemple de courbe limite de formage, <http://matand-sim.fr/>.
- [Shao *et al.*, 2016] SHAO, Z., LI, N., LIN, J. et DEAN, T. A. (2016). Development of a New Biaxial Testing System for Generating Forming Limit Diagrams for Sheet Metals Under Hot Stamping Conditions. *Experimental Mechanics*, 56(9):1489–1500.
- [Slota et Spisak, 2008] SLOTA, J. et SPISAK, E. (2008). Determination of flow stress by the hydraulic bulge test. *Metallurgija*, 47(1).
- [Suehiro *et al.*, 2003] SUEHIRO, M., KUSUMI, K., MIYAKOSHI, T., MAKI, J. et OHGAMI, M. (2003). Properties of Aluminum-coated Steels for Hot-forming. *Nippon Steel Technical Report*, 88.
- [Vadillo *et al.*, 2009] VADILLO, L., CRELGO, I., SANCHEZ, R., UTHAISANGSUK, V., BOLT, P. et ARGENTERO, P. (2009). Plasticity at high temperature for forming applications in the automotive industry - TUTEMP. Rapport technique, Off. for Official Publ. of the European Communities, Luxembourg. OCLC : 837658950.
- [Wu *et al.*, 2016] WU, Y., LIU, G., LIU, Z. et WANG, B. (2016). Formability and microstructure of Ti22al24.5nb0.5mo rolled sheet within hot gas bulging tests at constant equivalent strain rate. *Materials & Design*, 108:298–307.
- [Yanagimoto *et al.*, 2005] YANAGIMOTO, J., OYAMADA, K. et NAKAGAWA, T. (2005). Springback of high-strength steel after hot and warm sheet formings. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 54(1):213–216.

Annexe

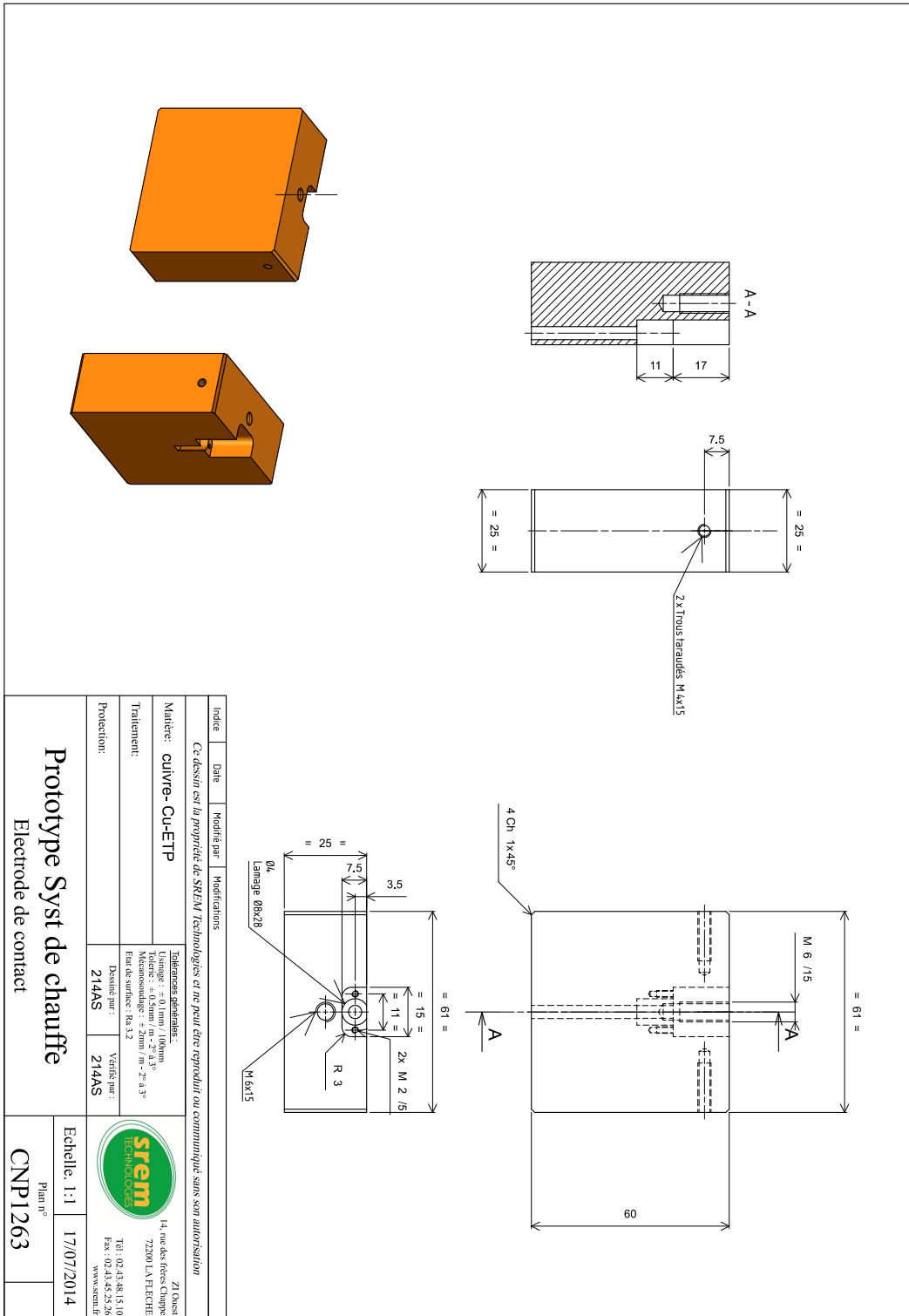


A.2 Poinçon





A.3 Électrodes



Annexe B

Démonstration

B.1 Rayon de courbure

Soit ABC un triangle, inscrit dans un cercle de centre A et de rayon R , isocèle en A, de grand côté R (figure B.1). On connaît h et a , on cherche R .

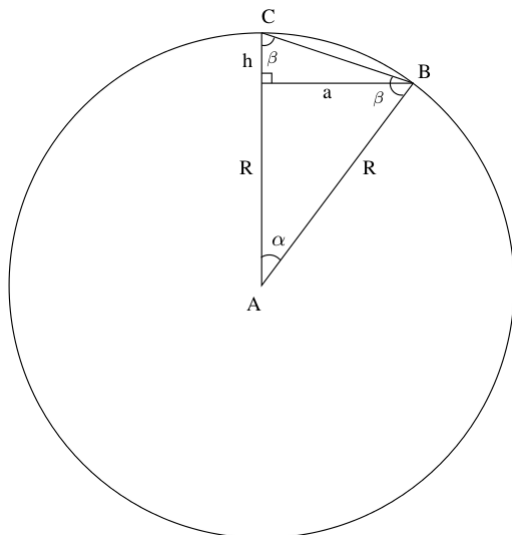


FIGURE B.1 – Géométrie du problème

On exprime le cosinus et le sinus de α :

$$\sin(\alpha) = \frac{a}{R} \quad (\text{B.1})$$

$$\cos(\alpha) = \frac{R - h}{R} \quad (\text{B.2})$$

On assemble cosinus et sinus :

$$\sin^2(\alpha) + \cos^2(\alpha) = 1 \quad (\text{B.3})$$

On remplace par les valeurs algébriques :

$$\left(\frac{a}{R}\right)^2 + \left(\frac{R - h}{R}\right)^2 = 1 \quad (\text{B.4})$$

$$\frac{a^2 + (R^2 - 2Rh + h^2)}{R^2} = 1 \quad (\text{B.5})$$

On simplifie par R^2 :

$$a^2 - 2Rh + h^2 = 0 \quad (\text{B.6})$$

Ainsi :

$$R = \frac{a^2 + h^2}{2h} \quad (\text{B.7})$$

B.2 Détermination d'un cercle avec 3 points

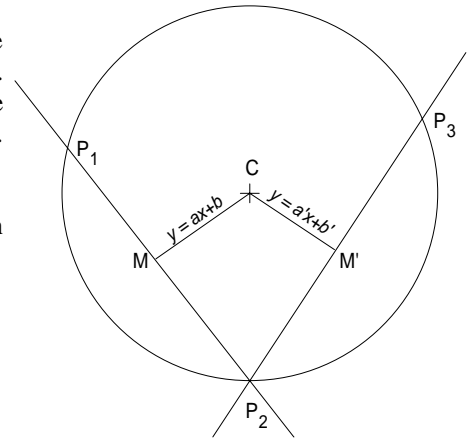
Source : https://cral.univ-lyon1.fr/labo/fc/Ateliers_archives/ateliers_2005-06/cercle_3pts.pdf

Centre et rayon d'un cercle passant par trois points donnés

(Phm 2006/02/05)

Quand on traite des images du Soleil ou de la Lune, il est souvent nécessaire de mesurer sur ces images (numériques ou non), la position du centre et les diamètres. Le Soleil et la Lune étant assimilés à des cercles, la mesure de trois points permet de définir ces valeurs par un calcul algébrique à partir de formules assez élémentaires. Ceci revient à rechercher les éléments d'un cercle circonscrit à un triangle.

L'utilisation de ces formules algébriques dans un tableur permet de traiter un plus grand nombre de données sans avoir à refaire les calculs à chaque fois.



I - Formules algébriques

Soit trois points non alignés :

$$P_1(x_1, y_1) ; P_2(x_2, y_2) ; P_3(x_3, y_3)$$

Le centre du cercle est à l'intersection des médiatrices de segments P_1P_2 et P_2P_3

On calcule les pentes et les ordonnées à l'origine des deux médiatrices
 a et b médiatrices du segment P_1P_2 et a' et b' pour P_2P_3

Le centre du cercle est à l'intersection des deux droites

$$y = ax + b \text{ et } y = a'x + b'$$

de coordonnées :

$$x_c = \frac{b - b'}{a' - a}$$

$$y_c = ax_c + b$$

Le rayon du cercle vaut

$$R_c = \sqrt{(x_1 - x_c)^2 + (y_1 - y_c)^2}$$

Calcul des coefficients des droites médiatrices

Pour P_1P_2 la droite médiatrice passe par le point milieu du segment de coordonnées

$$\frac{x_2 + x_1}{2} \text{ et } \frac{y_2 + y_1}{2}$$

sa pente vaut l'inverse changé de signe de la droite passant par les deux points : $a = -\frac{x_2 - x_1}{y_2 - y_1}$

et son ordonnée à l'origine : $b = \frac{(x_2 - x_1)(x_2 + x_1)}{2(y_2 - y_1)} + \frac{y_2 + y_1}{2} = \frac{x_2^2 - x_1^2 + y_2^2 - y_1^2}{2(y_2 - y_1)}$

Il en est de même pour la médiatrice de P_2P_3 : $a' = -\frac{x_3 - x_2}{y_3 - y_2}$

et son ordonnée à l'origine : $b' = \frac{(x_3 - x_2)(x_3 + x_2)}{2(y_3 - y_2)} + \frac{y_3 + y_2}{2} = \frac{x_3^2 - x_2^2 + y_3^2 - y_2^2}{2(y_3 - y_2)}$

On a donc les expressions des coordonnées du centre du cercle en fonction des coordonnées des points :

$$x_c = \frac{\frac{x_3^2 - x_2^2 + y_3^2 - y_2^2}{2(y_3 - y_2)} - \frac{x_2^2 - x_1^2 + y_2^2 - y_1^2}{2(y_2 - y_1)}}{\frac{x_2 - x_1}{y_2 - y_1} - \frac{x_3 - x_2}{y_3 - y_2}} \text{ et } y_c = -\frac{x_2 - x_1}{y_2 - y_1} x_c + \frac{x_2^2 - x_1^2 + y_2^2 - y_1^2}{2(y_2 - y_1)}$$

B.3 Formule analytique de déformation

Source : [Lazarescu *et al.*, 2011]

On pose :

$$\sin(\alpha) = \frac{a + r}{\frac{1}{2h}(a + r)^2 + \frac{h}{2}} \quad (\text{B.8})$$

$$\alpha = \arcsin\left(\frac{a + r}{\frac{1}{2h}(a + r)^2 + \frac{h}{2}}\right) \quad (\text{B.9})$$

Avec a , le rayon de la matrice, r le rayon de congé du jonc et h , la hauteur du dôme.

Déformations du plan :

$$\varepsilon_p = \ln\left(\frac{\alpha}{\sin(\alpha)}\right) \quad (\text{B.10})$$

Déformations de l'épaisseur :

$$\varepsilon_e = 2 \ln\left(\frac{\alpha}{\sin(\alpha)}\right) \quad (\text{B.11})$$

Épaisseur :

$$t = t_0 \exp(-\varepsilon_p) = t_0 \left(\frac{\alpha}{\sin(\alpha)}\right)^{-2} \quad (\text{B.12})$$