

# Chapitre VI. Vers la calibration du modèle numérique

---

<b>I.</b>	<b>Introduction</b>	<b>133</b>
I.1.	Objectifs	133
I.2.	Le modèle numérique	134
I.2.a.	Géométries et paramètres thermiques	134
I.2.b.	Loi de comportement et de frottement	136
I.2.c.	Outils à disposition	138
I.3.	L'essai expérimental de référence	139
<b>II.</b>	<b>Analyse thermique du procédé</b>	<b>140</b>
II.1.	Propriétés thermiques des outils et des pièces	141
II.2.	Coefficients d'échanges thermiques	142
<b>III.</b>	<b>Analyse mécanique de la phase stationnaire</b>	<b>145</b>
III.1.	Calibration de la loi de comportement	145
III.2.	Détermination de la loi de frottement	149
III.2.a.	Influence sur la force	150
III.2.b.	Influence sur l'écoulement	150
III.2.c.	Influence sur la température	151
III.2.d.	Influence sur le couple	153
<b>IV.</b>	<b>Analyse de l'écoulement en ALE</b>	<b>155</b>
IV.1.	Influence du pilotage	156
IV.1.a.	Pilotage en position	156
IV.1.b.	Pilotage en force	158
IV.2.	Influence du filetage sur l'outil	161
<b>V.</b>	<b>Sensibilité aux jeux de paramètres du procédé</b>	<b>164</b>
<b>VI.</b>	<b>Conclusion</b>	<b>168</b>

# I. Introduction

## I.1. Objectifs

Les objectifs de ce chapitre sont de calibrer le modèle numérique à partir des résultats expérimentaux, de valider les résultats de la simulation, sur un essai de référence et sur leurs sensibilités aux conditions expérimentales. En effet le cas de soudage que nous étudions est représentatif des essais décrit au chapitre V mais est différent de celui sur lequel nous avons travaillé au chapitre IV. La configuration est un soudage par recouvrement et non en bout à bout, le matériau et l'outil sont différents et l'échelle est 2 à 3 fois plus petite. Les paramètres inconnus du modèle numérique sont la loi de comportement, les coefficients d'échanges thermiques et tout particulièrement ceux régissant l'outil, creux, rempli de pâte, avec un système de refroidissement, de grandes dimensions devant la zone de soudage. Enfin l'interface outil / matière est à modéliser, c'est-à-dire qu'une loi de frottement est à calibrer pour l'outil scroll. On trouve très peu de publications sur la modélisation de ce genre d'outil (Al-Badour et al. 2013). Tous ces paramètres inconnus complexifient la détermination de la fenêtre de soudage numérique.

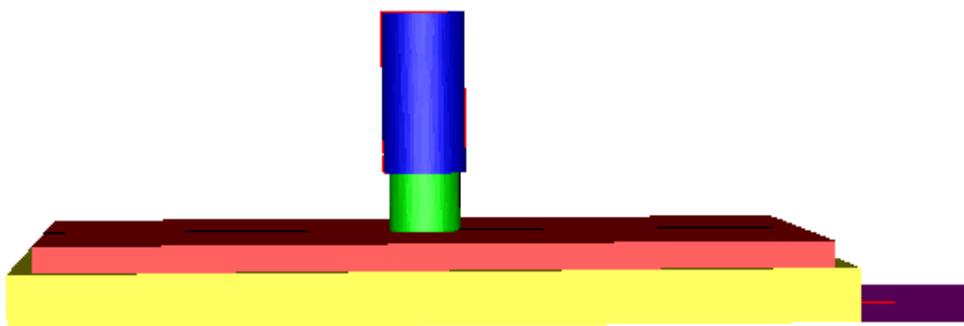
La simulation du procédé présente certaines difficultés. En effet, le soudage a un caractère instationnaire de montée en température de l'outil, et conséquemment de la matière, jusqu'à l'obtention d'un état stationnaire qui est délicat à simuler dans des temps de calcul réduits. Nous disposons pour cela de 2 approches. L'approche ALE permet de détecter des soudures froides (avec défauts), de modéliser une force de forgeage imposée et de prédire l'empreinte de contact résultante mais elle ne permet pas de simuler la formation d'un petit défaut qui se dissiperait ensuite rapidement lorsque le procédé s'approche de la phase stationnaire. L'approche eulérienne, quant à elle, ne permet pas de modéliser une force imposée, ce qui nécessite d'effectuer une hypothèse sur la profondeur d'enfoncement de l'outil et ne permet donc pas de recalculer le modèle avec précision sur les forces et les couples mesurés. De même, elle nécessite une hypothèse sur l'aire de contact. Toutefois les calculs sont plus rapides et plus robustes et permettent d'atteindre plus vite un état stationnaire. Enfin, notons que le recalage sur les seuls efforts mécaniques et la température dans la tôle est peu précis car il ne concerne que des valeurs fortement moyennées. Ainsi, pour aller plus loin et plus précisément vers une calibration du modèle, l'utilisation des mesures de température d'outil s'impose. Elle nécessite un calcul thermique multi domaines couplé dans l'outil qui soulève de nombreuses difficultés de modélisation présentées au paragraphe précédent.

La stratégie adoptée est de commencer par contourner le problème de l'apparition des défauts de soudage qui mène à l'impossibilité de poursuivre alors les calculs de manière réaliste, par une formulation eulérienne avec contact bilatéral. Ce problème est rencontré aussi longtemps que la fenêtre de soudage numérique n'a pas été trouvée. Nous commençons donc par caler les paramètres du modèle au mieux dans cette configuration eulérienne avec contact imposé, pour cela nous utilisons le code Forge-ALE-FSW. A la suite de cela, nous basculerons sur une formulation ALE pour prendre en compte l'effort de forgeage, la formation de l'empreinte de contact et l'apparition de défauts éventuels, le code Forge-ALE-new sera alors utilisé. Une fois le modèle recalé, il faudra le valider sur l'ensemble des mesures expérimentales et étudier ses sensibilités aux paramètres du procédé.

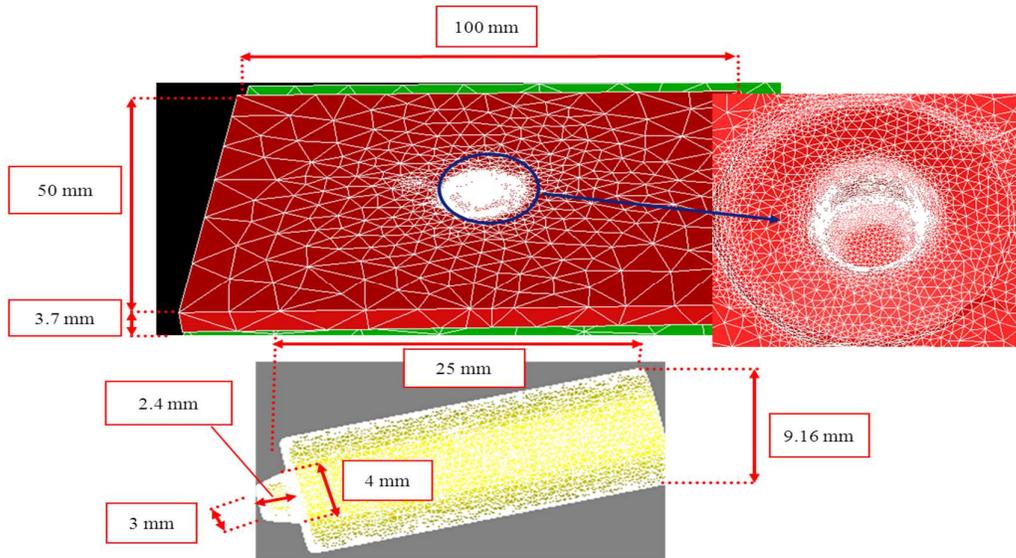
## I.2. Le modèle numérique

### I. 2. a. Géométries et paramètres thermiques

Le domaine de calcul est réduit par rapport à la géométrie réelle afin de diminuer les temps de calcul et de nous intéresser uniquement à la modélisation du soudage dans la zone proche de l'outil. Il est considéré assez large cependant afin que les échanges thermiques sur les bords n'affectent pas la zone thermomécanique de soudage. Nous avons conservé l'épaisseur des tôles des essais de 3,7 mm et nous avons réduit par 3 leur longueur et largeur. Le domaine d'étude est au moins 5 fois plus grand que le diamètre de l'outil (voir Figure VI-1). Ici encore une seule tôle représente les 2 tôles à souder. La taille de maille a été adaptée par rapport au cas du chapitre IV en fonction des dimensions de la tôle et de l'outil. Une taille de maille de 0,19 mm est imposée autour du pion et de 0,42 mm sous l'épaulement (des boîtes de déraffinement du maillage sont ensuite définies lorsqu'on s'éloigne de l'outil ; la taille de maille aux bords de la tôle est de 4 mm. Le maillage de la tôle contient au total 11 000 nœuds. La géométrie et le maillage utilisés dans ces simulations sont représentés sur la Figure VI-2. Pour la plaque support la même stratégie de maillage que pour la tôle a été adoptée. Une taille de maille de 1,25 mm est imposée sous la zone du pion et de 2,5 mm sous l'épaulement (des boîtes de déraffinement du maillage sont ensuite définies lorsqu'on s'éloigne de l'outil ; la taille de maille aux bords de la tôle est de 5 mm. Quant à l'outil FSW, nous avons défini une taille de maille de 0,3 mm au niveau du pion et de 0,6 mm au niveau de l'épaulement.



**Figure VI-1 : Assemblage global de la tôle (rouge), de l'outil FSW (vert), de la plaque support (jaune), de l'outil pilote (bleu) et du support rigide (violet).**



**Figure VI-2 : Géométrie et maillage de la tôle et de l'outil FSW.**

Les échanges thermiques sont définis par les coefficients de conduction (identiques à ceux pris dans (Guerdoux 2007)) entre les outils et la tôle, et par les coefficients de convection entre les outils ou la tôle et l'air ; ils sont regroupés dans le Tableau VI-1 et le Tableau VI-2.

(W/m <sup>2</sup> .K)	Outil pilote	Outil FSW	Plaque support
Outil FSW	$h_{\text{cond}} = 2 \cdot 10^4$		
Tôle		$h_{\text{cond}} = 5 \cdot 10^4$	$h_{\text{cond}} = 2 \cdot 10^3$

**Tableau VI-1 : Coefficients de conduction entre les outils et la tôle.**

(W/m <sup>2</sup> .K)	tôle	Outil FSW	Plaque support
air	$h_{\text{conv}} = 30$	$h_{\text{conv}} = 20$	$h_{\text{conv}} = 30$

**Tableau VI-2 : Coefficients de convection entre l'air et les outils ou la tôle.**

Nous effectuons un calcul thermique dans la plaque support et dans l'outil FSW. Ceci nécessite d'introduire (dans Forge®) un outil rigide de maintien, que nous nommerons « outil pilote », permettant de transmettre la cinétique à l'outil FSW et de fixer les conditions aux limites en température à la surface de l'outil FSW (voir Figure VI-1). De la même manière, la plaque support repose sur une « plaque rigide » qui lui impose ses conditions aux limites mécaniques et thermiques (voir Figure VI-1).

Les outils rigides (plaque rigide et outil pilote) ont une température fixe de 20°C, la température de l'outil pilote représente en fait une condition aux limites sur l'outil FSW sur une hauteur de 20 mm (voir Figure VI-1), ceci correspond au support sur lequel l'outil FSW est fixé en essai qui est à température ambiante. La température initiale de la plaque support est uniforme et de 20°C. Celle de l'outil FSW est de 50°C dans la zone de l'épaule et du pion (afin d'accélérer l'initialisation des calculs), et de 20°C dans le reste de l'outil (voir Figure VI-3). Les conditions initiales en température dans la pièce sont représentées sur la Figure VI-4, nous avons initialisé un champ de température de

300°C proche de l’outil puis dégressif à 20°C lorsqu’on s’y éloigne afin d’accélérer l’initialisation des calculs.

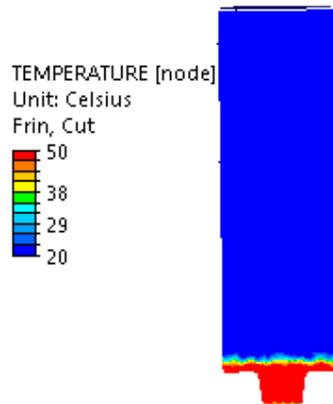


Figure VI-3 : Champs initial de température dans l’outil.

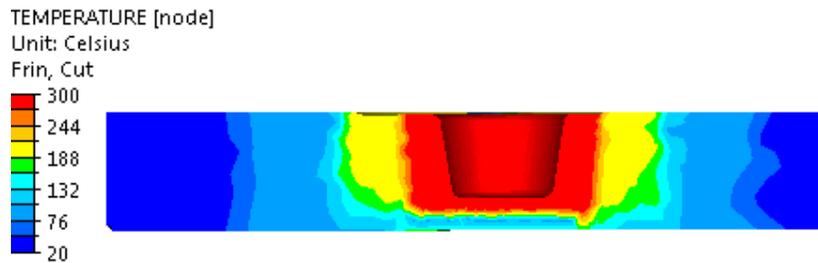


Figure VI-4 : Champs initial de température dans la tôle.

Les propriétés thermiques des matériaux des outils et de la tôle à 25°C sont répertoriées dans le Tableau VI-3. Nous faisons l’hypothèse que ces valeurs ne varient pas avec la température, elles sont considérées comme constantes dans les calculs :

	Tôle en 2024	Outil FSW en acier Z38CDV5	Plaque support en acier	Support rigide	Outil pilote
Conductivité (W/m.K)	121 000	26 000	35 500		
Capacité thermique (J/kg.K) × 10 <sup>9</sup>	0,875	0,460	0,778		
Effusivité (J/K.m <sup>2</sup> .s <sup>-0,5</sup> )	17 156	9 659	14 724	11 763	11 763

Tableau VI-3 : Propriétés thermiques des outils et de la tôle à 25°C.

### I. 2. b. Loi de comportement et de frottement

Nous rappelons les modèles utilisés pour simuler le soudage par recouvrement tôle/tôle (voir Chapitres III et IV pour plus de détails). La loi de comportement est celle de Norton Hoff dont les coefficients sont thermo-dépendants (voir équation III-6 Chapitre III.I.1). Nous rappelons que le

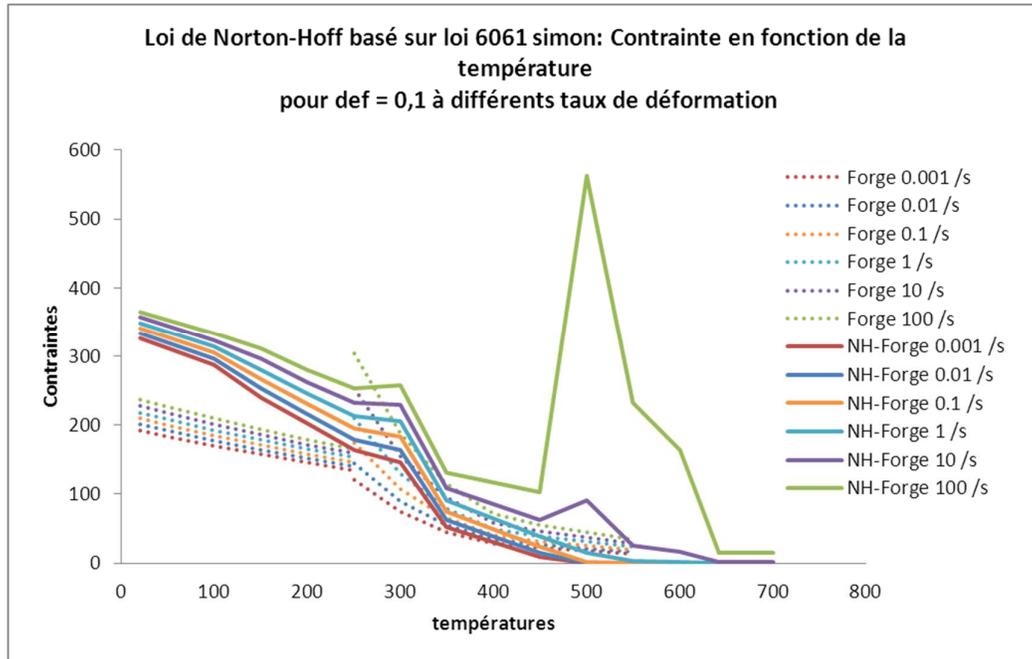
matériau atteint un état pâteux lorsqu'il est soumis à l'échauffement induit par le procédé, ce qui le rend particulièrement complexe à modéliser car le comportement de cet état n'est pas très bien connu. Il est donc d'usage d'effectuer une extrapolation des modèles établis à plus basse température et du comportement à l'état liquide ; tout un champ d'extrapolation est donc possible. Pour le matériau de cette étude, l'aluminium 2024 T3, nous avons suivi la même approche que celle utilisée pour le 6061 au chapitre III. Nous négligeons également l'écrouissage qui n'a pas ou peu de rôle dans la zone thermomécaniquement affectée ; c'est-à-dire que le coefficient d'écrouissage est considéré nul et nous fixons les déformations à 0,1 pour établir la consistance du matériau. Nous utilisons une loi rigide viscoplastique, plutôt qu'élastoviscoplastique, en négligeant les déformations élastiques qui jouent uniquement un rôle sur l'établissement des contraintes résiduelles. Ainsi, les déformations et les contraintes n'interviennent pas dans la loi de comportement ; elles peuvent donc ne pas être transportées dans la formulation ALE.

Nous disposons de 2 bases de données sur le comportement du matériau à froid et à chaud, celle du logiciel Forge®, modélisée comme une loi de Hansel-Spittel et que nous nommons la loi *NH-Forge* et celle de Java-based Materials Properties, tabulée et nommée *NH-JmatPro*. Nous choisissons initialement la base de données de Forge® pour déterminer les coefficients  $K$  et  $m$  de la loi de Norton-Hoff en fonction de la température. Pour ce faire, nous avons repris la tabulation effectuée sur le matériau 6061 et nous l'avons ajusté au matériau 2024. Plus précisément, la plage de température est dérivée de celle du 6061 ainsi que des valeurs des solidus. Le paramètre  $m(T)$  est tabulé par analogie avec les valeurs retenues pour le 6061 et la connaissance de quelques valeurs de  $m(T)$  à chaud. Le paramètre  $K(T)$  est ensuite tabulé à partir de la loi de Hansel-Spittel à chaud, convertie en loi de Norton-Hoff. Enfin, les valeurs aux plus hautes températures sont extrapolées pour que le comportement du matériau soit cohérent avec les températures du solidus et du liquidus. Au voisinage de la température du liquidus, le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation est proche de 1 et la consistance chute à une valeur proche de 0. Nous avons ainsi obtenu les valeurs présentées dans le Tableau VI-4, les courbes de la contrainte en fonction de la température sont tracées sur la Figure VI-5.

$T$	20	100	150	200	250	300	350	450	500	550	600	641,76	670	700
$K$	200,13	180	160	140	120	115,31	50	20	5,53	1	0,544	0,05	0,05	0,05
$m$	0,01	0,013	0,0229	0,0279	0,038	0,049	0,08	0,21	0,79	0,95	1	1	1	1

**Tableau VI-4 : Table de thermo-dépendance des coefficients  $K$  et  $m$  de la loi *NH-Forge* (de comportement de Norton-Hoff).**

Un affinement de cette loi *NH-Forge* et sa comparaison avec la loi *NH-JmatPro* seront exposés au paragraphe III.1.



**Figure VI-5 : Contrainte en fonction de la température à différents taux de déformation pour la loi NH-Forge extrapolée du 2024.**

Pour commencer, la loi de frottement retenue et ses coefficients sont identiques à ceux utilisés dans le cas de référence pour le soudage bout à bout du 6061 et étudié au Chapitre IV : loi de frottement de Norton avec  $\alpha = 0,4$  et  $p = 0,125$ . Dans un premier temps, nous ne modélisons donc un filetage (de pas de 1 mm identique à celui des essais) que sur le pion. Nous étudierons plus loin l'influence du filetage de l'épaulement sur la qualité de la soudure.

### I. 2. c. Outils à disposition

Nous disposons de deux codes de simulation. Le premier est le code Forge-ALE-FSW que nous utiliserons dans sa version multi-corps afin d'effectuer le calcul thermique dans les outils. Le second est le code Forge-ALE-new, nous l'utiliserons en mono-corps en imposant une température constante dans les outils.

Nous pouvons utiliser ces 2 codes en approche eulérienne et avec un contact bilatéral ou en formulation ALE avec un contact unilatéral. En eulérien, le maillage ne s'adapte pas ; la position de l'outil est imposée et établie au mieux. En ALE, nous pouvons piloter l'outil en vitesse ou en force. Pour Forge-ALE-FSW que nous utiliserons dans sa version multi-corps, il ne sera possible de ne piloter l'outil qu'en vitesse – le pilotage en force étant inopérant. La difficulté est que nous ne connaissons pas l'enfoncement de l'outil dans la tôle, celui-ci dépend en effet de la force de forgeage et ne peut être mesuré avec précision expérimentalement. Avec un tel pilotage, la force devient une résultante et non une donnée d'entrée comme dans les essais. Elle peut varier selon les paramètres du modèle (dont l'enfoncement) et influencer alors sur les résultats obtenus, notamment sur la température. Le pilotage en force, que nous utiliserons donc avec Forge-ALE-new, est quant à lui complexe à mettre au point avec un contact unilatéral, la simulation devant reproduire les oscillations de l'asservissement en effort (qui peuvent se traduire par des pertes de contact et la formation de défauts).

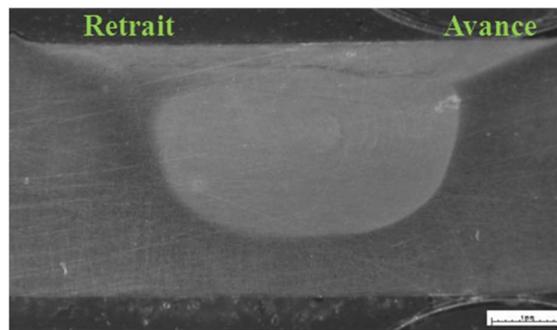
### I.3. L'essai expérimental de référence

Les résultats expérimentaux sur lesquels nous souhaitons calibrer notre modèle sont les températures dans l'outil et dans la pièce soudée ainsi que les efforts et le couple axial dans l'outil. L'essai n°29 du Chapitre V que nous prenons comme référence, produit une soudure sans défauts de type trou (voir Figure VI-6) ; il présente une bavure (voir Figure VI-7). La vitesse d'avance est de 2 mm/s, la vitesse de rotation est de 1200 tpm et la force de forgeage est de 4800 N. Les valeurs principales de calibration sont les suivantes :

- le couple  $C_z$  n'est pas complètement stabilisé, nous retenons les valeurs en fin de soudure (sur les 10 derniers mm) oscillant dans l'intervalle  $[-12,7 \text{ Nm} ; -11,4 \text{ Nm}]$ , de moyenne  $-12,2 \text{ Nm}$  et d'écart type  $0,3 \text{ Nm}$ . Nous lui retirons la valeur maximale du couple à vide (de  $1,4 \text{ Nm}$ ) soit un couple de  $-10,8 \text{ Nm} \pm 1 \text{ Nm}$ ,
- les forces transverses et longitudinales sont stabilisées ; les données retenues lors de la phase stationnaire sont les suivantes :
  - la force longitudinale  $F_x = [-705 \text{ N} ; -414 \text{ N}]$  avec une moyenne de  $-561 \text{ N}$  et un écart type de  $80 \text{ N}$ ,
  - la force transverse  $F_y = [-401 \text{ N} ; -124 \text{ N}]$  avec une moyenne de  $-311 \text{ N}$  et un écart type de  $48 \text{ N}$ ,

les valeurs de référence retenues pour la calibration sont les valeurs moyennes ( $-561 \text{ N}$  et  $-311 \text{ N}$ ) avec une incertitude de  $\pm 100 \text{ N}$ ,

- la température dans l'outil au capteur T2 est de  $363^\circ\text{C} \pm 40^\circ\text{C}$ ,
- la température dans la plaque à 11 mm de distance de la ligne de soudure vaut  $191^\circ\text{C} \pm 15^\circ\text{C}$ .



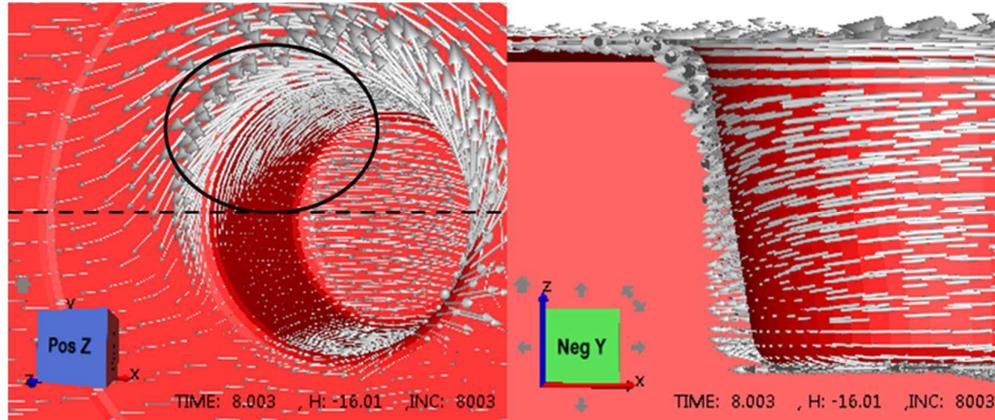
**Figure VI-6 : Coupe macrographique de l'essai n°29.**



**Figure VI-7 : Soudure avec bavure pour l'essai n°29.**

Nous précisons qu'un « écoulement correct » est caractérisé par un champ de vitesse asymétrique et en rotation, c'est-à-dire où le champ de vitesse n'est pas opposé à l'avance de l'outil en arrière de pion de

sorte que la matière se recolle correctement. Les vecteurs de la vitesse en arrière de pion doivent donc être tangents à la surface du pion, contrairement à ce que nous visualisons par exemple au bas du pion de la Figure VI-8. De même, si les vecteurs de la vitesse sont dirigés dans le sens opposé à la vitesse de l'outil sur l'épaulement, cela indique que la matière n'est pas correctement entraînée par l'outil.



**Figure VI-8 : Exemple d'écoulement considéré comme mauvais. Champs des vitesses sous l'épaulement et autour du pion (gauche) et dans le plan de coupe de la ligne de soudure à l'arrière du pion (droite).**

## II. Analyse thermique du procédé

Les mesures thermiques dans la plaque dont nous disposons présentent une incertitude liée à la précision du capteur (de +/- 1,5°C) et à l'erreur de positionnement du capteur que nous pouvons évaluer à +/- 0,5 mm. A partir des résultats du Chapitre V<sup>5</sup>, nous pouvons estimer que l'erreur qui en résulte sur la température est de +/- 15°C. Quant à la température dans l'outil, la précision du capteur est de +/-1,5°C mais cette température n'est pas complètement stabilisée et la température maximale est difficile à extrapoler. En conclusion, nous estimons que l'erreur moyenne sur la mesure de température de l'outil est de +/- 40°.

Cette étude est réalisée avec Forge-ALE-FSW selon une approche eulérienne avec un calcul thermique dans les outils. Le modèle numérique repose sur des coefficients thermiques difficiles à déterminer (coefficients d'échanges thermiques entre les outils et la pièce) ou dont la valeur n'est connue que de manière approximative ou encore qui varient avec la température (conductivité et capacité thermique). Nous cherchons à évaluer l'influence de ces coefficients sur les résultats de températures et d'efforts ; nous retiendrons les coefficients qui donneront les résultats les plus proches des résultats expérimentaux.

<sup>5</sup> Nous avons trouvé une estimation du gradient de température dans le plan perpendiculaire à la ligne de soudure pour un jeu de paramètres tels que la vitesse d'avance est de 2 mm/s, la vitesse de rotation est de 1000 tpm et la force est de 4000 N. Pour des capteurs placés à 11,94 et 12,46 mm de la ligne de soudure, le gradient de température moyen est de 15,5°C pour 0,52 mm d'écart. Nous avons également estimé ce gradient pour un jeu de paramètres tels que la vitesse d'avance est de 4 mm/s, la vitesse de rotation est de 1000 tpm et la force est de 4400 N. Pour des capteurs placés à 11,67 et 11,93 mm de la ligne de soudure, le gradient de température moyen est de 5°C pour 0,26 mm d'écart. Ce gradient bien que non linéaire semble être plus faible ce qui est peut-être dû à la vitesse d'avance doublée. Ces gradients nous donnent une estimation de la précision que l'on recherche pour la mesure thermique dans la plaque, une erreur de +/- 15°C.

## II.1. Propriétés thermiques des outils et des pièces

Dans le modèle numérique, les paramètres thermiques des matériaux sont considérés comme étant constants, or ils ne sont évidemment pas les mêmes à froid et à chaud. La conductivité et la capacité thermique du matériau augmentent respectivement de 60% et 30% entre 25°C et 500°C (Lorrain et al. 2009), ce qui correspond à une augmentation de 40% de l'effusivité du matériau (voir Tableau VI-5). Celle-ci se traduit par une baisse de la température dans l'outil d'environ 20°C (5%) (voir Figure VI-9) et une augmentation (de 30%) du couple qui passe de 5,1 Nm à 6,6 Nm.

Conductivité (W/m.K)	190000
Capacité thermique (J/kg.K) $\times 10^9$	1,108
Effusivité (J/K.m <sup>2</sup> .s <sup>-0,5</sup> )	24192

Tableau VI-5 : Coefficients thermiques de la tôle en aluminium 2024 à 500°C.

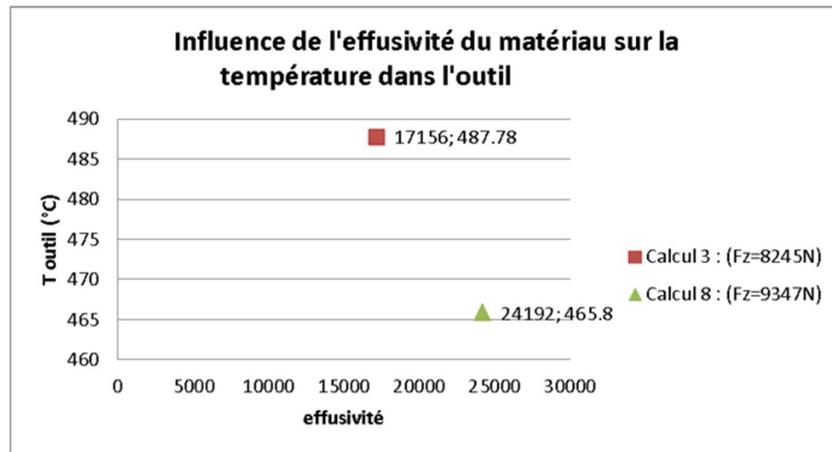
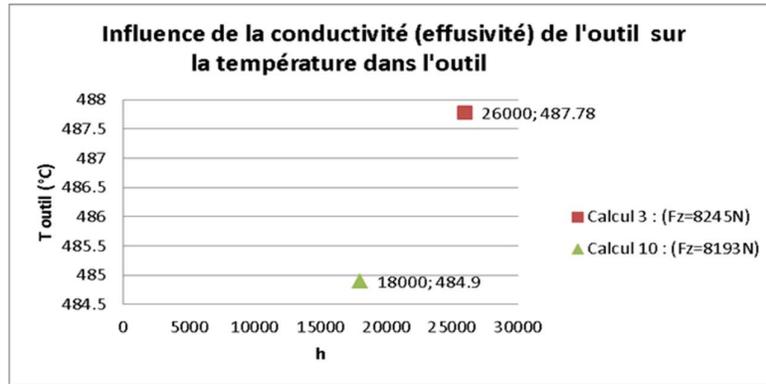


Figure VI-9 : Influence de l'effusivité du matériau 2024 sur la thermique dans l'outil.

La conductivité de la pâte permettant de fixer les thermocouples à l'intérieur de l'outil est composée d'acier inox 316. Sa conductivité est plus faible d'environ 30% (voir Tableau VI-6) que celle de l'acier de l'outil, ce qui se traduit par une diminution de 17% de l'effusivité de l'outil. Celle-ci entraîne une variation négative de la température de l'outil de 3°C seulement (voir Figure VI-10), et aucun changement notable sur la température de la plaque.

Conductivité (W/m.K)	18 000
Capacité thermique (J/kg.K) $\times 10^9$	0,460
Effusivité (J/K.m <sup>2</sup> .s <sup>-0,5</sup> )	8 036

Tableau VI-6 : Coefficients thermiques de l'outil FSW en acier Z38CDV5, conductivité modifiée.

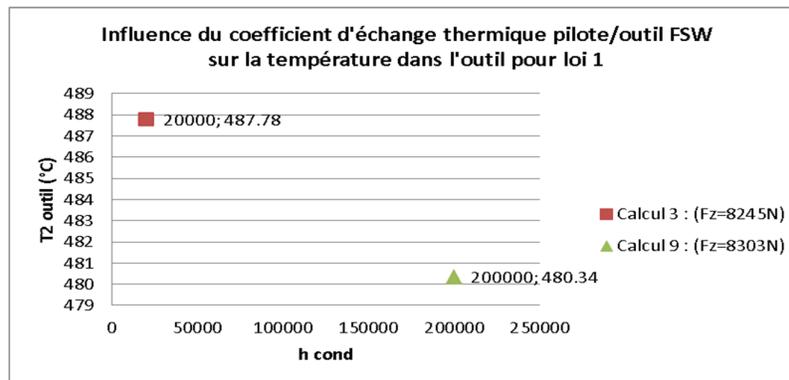


**Figure VI-10 : Influence de la conductivité sur la température dans l'outil.**

Nous constatons qu'il est préférable de choisir les bonnes valeurs correspondant à la température dans la zone d'interface. Peut-être serait-il intéressant de prendre des coefficients thermo-dépendants. A la suite de l'étude de sensibilité, nous utiliserons les coefficients thermiques de l'aluminium 2024 à 500°C (voir Tableau VI-5). Concernant les propriétés de l'outil, nous conservons les valeurs initiales car nous n'avons pas observé d'influence notable sur nos observables.

## II.2. Coefficients d'échanges thermiques

Regardons l'influence des coefficients d'échanges thermiques entre chaque outil et la tôle, et analysons l'influence de la température<sup>6</sup> imposée à l'outil pilote sur celle de l'outil FSW. En multipliant le coefficient d'échange thermique par 10, nous observons que la température du capteur T2 diminue d'environ 8°C soit moins de 2% de réduction (voir Figure VI-11). Nous n'observons pas de variations notables sur le couple et les forces. Nous en concluons que l'influence de ce paramètre est négligeable vis-à-vis de la température de l'outil.

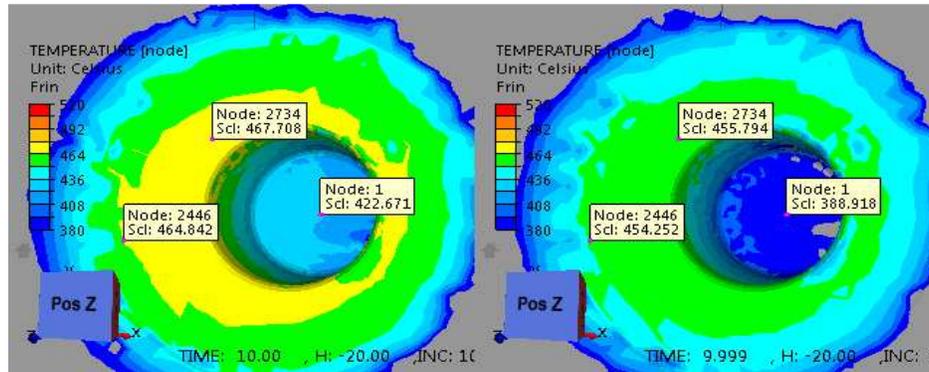


**Figure VI-11 : Influence du coefficient d'échange thermique entre l'outil pilote et l'outil FSW sur la thermique dans l'outil.**

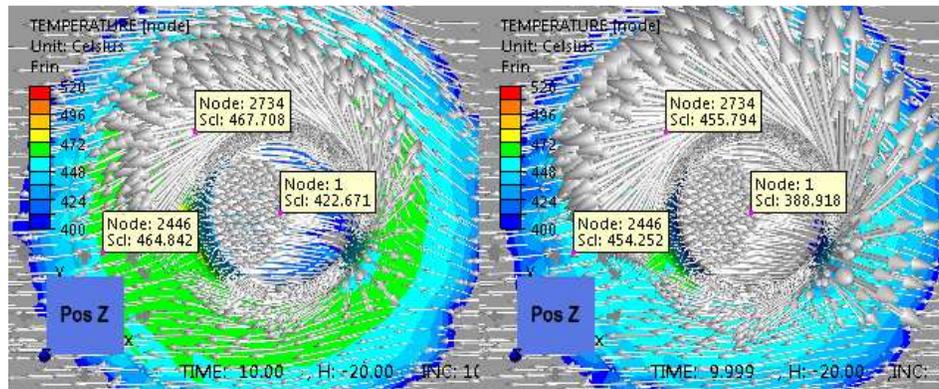
La dissipation de chaleur dans la plaque support est un phénomène important pour que la température n'augmente pas trop dans la pièce. Les échanges thermiques entre la pièce et le support ne sont pas uniformes (Guedoiri et al. 2011), l'échauffement étant très élevé dans la zone de l'outil. C'est pourquoi nous étudions si la variation du coefficient d'échange entre la tôle et la plaque support a un

<sup>6</sup> Autrement dit de la température imposée comme condition aux limites sur l'outil FSW modélisé

impact important comme cela a pu être montré dans (Yu et al. 2012). En multipliant ce coefficient par 10, pour une valeur de 20 000 W/m<sup>2</sup>.K, la température du capteur T2 augmente de 2°C (moins de 0,5% d'augmentation) et elle diminue de 7°C dans le capteur T1 (un peu plus de 1%). Cette augmentation du gradient dans l'outil va dans le sens souhaité mais le gradient calculé est encore bien inférieur au gradient mesuré dans les essais. Nous observons le même type de variation de faible amplitude dans la plaque ; elle diminue d'environ 10°C (plus de 2%) au niveau de l'épaulement et d'environ 35°C dans le bas du pion (soit 8%) (voir Figure VI-12). Le refroidissement de la tôle par le biais de la plaque support entraine une légère amélioration de l'écoulement (voir Figure VI-13) qui est plus en rotation, ce qui est nécessaire à l'obtention d'une bonne soudure. Le couple augmente de 22%, en passant de 5,15 Nm à 6,3 Nm, ce qui rapproche des résultats expérimentaux.

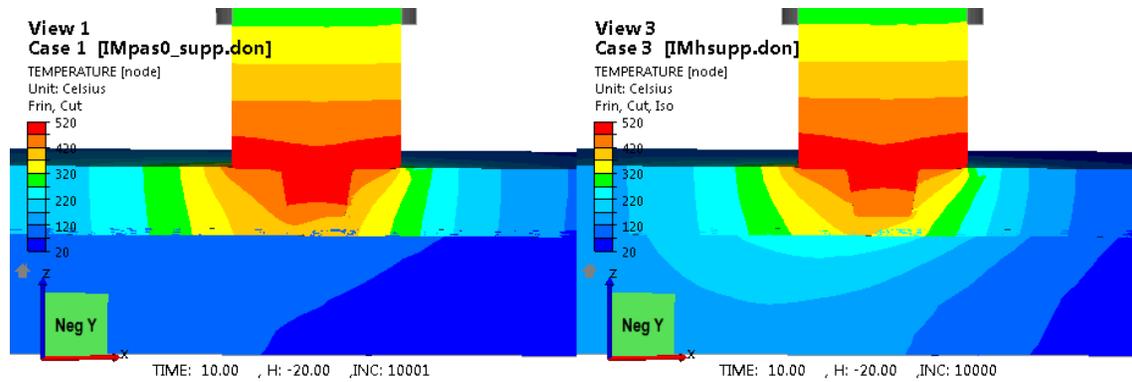


**Figure VI-12 : Champ de température dans la tôle :**  
 **$h_{\text{tôle/support}} = 2\ 000$  à gauche et  $h_{\text{tôle/support}} = 20\ 000$  à droite.**



**Figure VI-13 : Champ des vitesses matérielles dans la tôle :**  
 **$h_{\text{tôle/support}} = 2\ 000$  à gauche et  $h_{\text{tôle/support}} = 20\ 000$  à droite.**

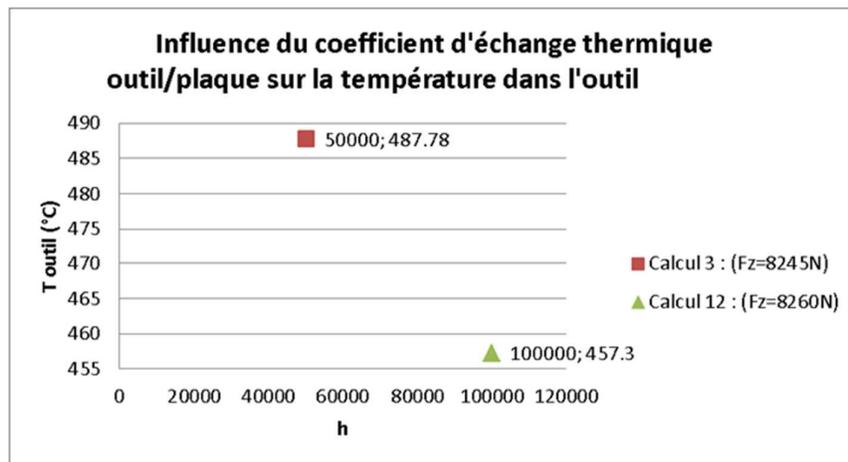
Quant à la plaque support (voir Figure VI-14), nous y observons une augmentation de température de 160°C : la température a été plus que doublée.



**Figure VI-14 : Champ de température dans la tôle et la plaque support :  
 $h_{\text{tôle/support}} = 2\,000$  à gauche et  $h_{\text{tôle/support}} = 20\,000$  à droite.**

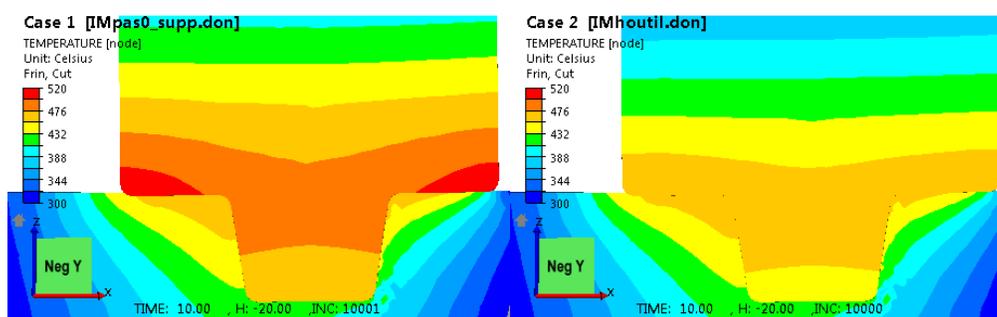
L'ajustement du coefficient d'échange entre la tôle et la plaque support ne permet donc pas de diminuer l'échauffement dans l'outil ni d'en augmenter le gradient significativement. En revanche, il permet de diminuer la température dans la plaque et ainsi d'améliorer l'écoulement tout en augmentant la valeur du couple.

Nous nous intéressons maintenant aux échanges thermiques entre l'outil FSW et la tôle. Le scroll présent sur l'épaulement et le filetage présent sur le pion augmentent la surface de l'outil en contact avec la pièce. Cette augmentation de la surface d'échange entraîne une plus grande chaleur générée par frottement et par conduction. Nous multiplions le coefficient d'échange par 2 pour modéliser la présence de ce scroll, soit une valeur de  $100\,000\text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ .



**Figure VI-15 : Influence du coefficient de conduction entre l'outil FSW et la tôle sur la thermique dans l'outil.**

La force est quasiment inchangée. La température de l'outil diminue de  $30^\circ\text{C}$  (soit 6% en valeur relative) (voir Figure VI-15) et l'erreur expérimentale est ainsi réduite de 8%. Cette diminution de température n'augmente (en valeur absolue) que faiblement le couple de  $-5.1\text{ Nm}$  à  $-5.2\text{ Nm}$  car la température dans la tôle (voir Figure VI-16) et dans le support ne change quasiment pas. Ce coefficient a donc nettement plus d'influence que le précédent sur la thermique dans l'outil.



**Figure VI-16 : Plan de coupe dans la ligne de soudure : champs de température dans l'outil et la tôle. A gauche :  $h = 50\,000\text{ W/m}^2\text{K}$ , à droite :  $h = 100\,000\text{ W/m}^2\text{K}$ .**

En conclusion, afin de diminuer la température dans l'outil, initialement supérieure de  $125^\circ\text{C}$  à la mesure expérimentale, nous retenons le coefficient d'échange thermique (entre l'outil FSW et la tôle)<sup>7</sup> de  $100\,000\text{ W/m}^2\text{K}$ . Cette valeur sera utilisée dans une simulation finale à la suite de l'étude de sensibilité complète. Nous précisons que nous ne disposons pas d'autres indications pour justifier cette nouvelle valeur.

L'analyse de sensibilité des coefficients d'échanges thermiques et des propriétés thermiques des matériaux a permis de mieux comprendre l'influence de ces paramètres, nous permettant de réduire la valeur de la température dans l'outil tout en augmentant celle du couple. Cependant, ces valeurs restent encore éloignées des valeurs expérimentales, et à ce stade l'écoulement n'est pas assez rotatif de sorte qu'un décollement se produirait certainement si nous considérions un contact unilatéral. Nous allons à présent effectuer une analyse mécanique du problème en testant l'influence des lois de comportement et de frottement.

### III. Analyse mécanique de la phase stationnaire

Cette étude est réalisée avec Forge-ALE-FSW selon une approche eulérienne. Nous rappelons que nous ne pouvons piloter l'outil ni en force ni en vitesse. Sa position qui est mal connue expérimentalement est donc imposée au mieux (enfoncement de l'outil dans la tôle de  $0,08\text{ mm}$ ). La force devient un résultat du modèle numérique. L'objectif de cette étude est de calibrer les lois de comportement et de frottement afin de retrouver les efforts et les couples expérimentaux. Nous rappelons que la précision de la mesure du couple est de  $\pm 1\text{ Nm}$ , nous espérons donc obtenir une erreur de cet ordre de grandeur. Quant aux efforts, ils oscillent autour d'une valeur moyenne de  $\pm 150\text{ N}$  dans le sens longitudinal et transversal. La précision est de  $\pm 100\text{ N}$  dans la direction verticale, expérimentalement imposée à  $4800\text{ N}$ .

#### III.1. Calibration de la loi de comportement

L'écoulement obtenu avec la première loi tabulée *NH-Forge* (voir Tableau VI-4) n'est pas caractéristique (voir Figure VI-13 gauche) d'une bonne soudure telle qu'obtenue expérimentalement, et l'ajustement des paramètres thermiques ne permet pas de le modifier significativement. Nous remettons donc en cause cette loi en nous basant sur les 2 bases de données disponibles mentionnées

<sup>7</sup> Le coefficient d'échange entre la tôle et la tôle support de  $2\,000\text{ W/m}^2\text{K}$  sera finalement conservé, celle de  $20\,000\text{ W/m}^2\text{K}$  ayant provoqué un refroidissement trop important accompagné d'un trou lors d'une simulation avec contact unilatéral lors de l'étude en ALE.

en début de chapitre. Ces 2 bases sont extrapolées en négligeant l'écroissage (et en fixant les déformations à 0,1) avec une loi de Norton-Hoff à coefficients thermo-dépendants.

Nous affinons la loi de comportement *NH-Forge* dont nous avons tabulé les coefficients  $K$  et  $m$  plus haut. En effet cette tabulation avait été ajustée en partant de la tabulation effectuée pour le matériau 6061. Or le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation varie beaucoup dans la plage de température de soudage, ce qui se traduit par des sauts sur la courbe des contraintes en fonction de la température pour de fortes vitesses de déformation (voir Figure VI-5). Nous pouvons également voir sur cette figure que la loi *NH-Forge* ne correspond pas parfaitement à la loi originale de Hansel-Spittel à chaud, la consistance étant trop élevée. La base de données de Forge® nous donne les lois de Hansel-Spittel à froid et à chaud ; elles nous permettent de calculer le couple  $(\dot{\epsilon}, \bar{\sigma})$  pour une température et des déformations fixes. Nous en déduisons le coefficient  $m(T)$  par la relation :

$$m(T) = \frac{\ln(\bar{\sigma})}{\ln(\dot{\epsilon})} \quad \text{VI-1}$$

La tabulation est ajustée avec une valeur de  $m(T)$  tendant vers 0 au voisinage de 20°C et tendant vers 1 au voisinage du liquidus de 640°C. Le coefficient  $K(T)$  est ensuite calculé à partir de la contrainte du matériau et de la valeur du coefficient  $m(T)$ , pour la température, les déformations et les taux de déformations fixés. Selon la même approche, nous tabulons les coefficients  $m(T)$  et  $K(T)$  à partir de la base de données *JmatPro*. Les valeurs obtenues sont données dans le Tableau VI-7 et le Tableau VI-8. La comparaison des courbes contraintes – températures obtenues avec ces deux modèles avec les 2 bases de données pour différents taux de déformations est présentée sur la Figure VI-17 et la Figure VI-18.

$T$	20	350	431,72	500	641,76	700
$K$	300,13	43	23	17	0,1	0,05
$m$	0,01	0,08079	0,08079	0,08079	1	1

**Tableau VI-7 : Loi de comportement *NH-Forge2* de Norton-Hoff basée sur la base de données Forge®.**

$T$	20	350	431,72	500	641,76	700
$K$	300,13	70	46	34	0,05	0,05
$m$	0,01	0,07	0,08079	0,08079	1	1

**Tableau VI-8 : Loi de comportement *NH-JmatPro* de Norton-Hoff basée sur Jmatpro.**

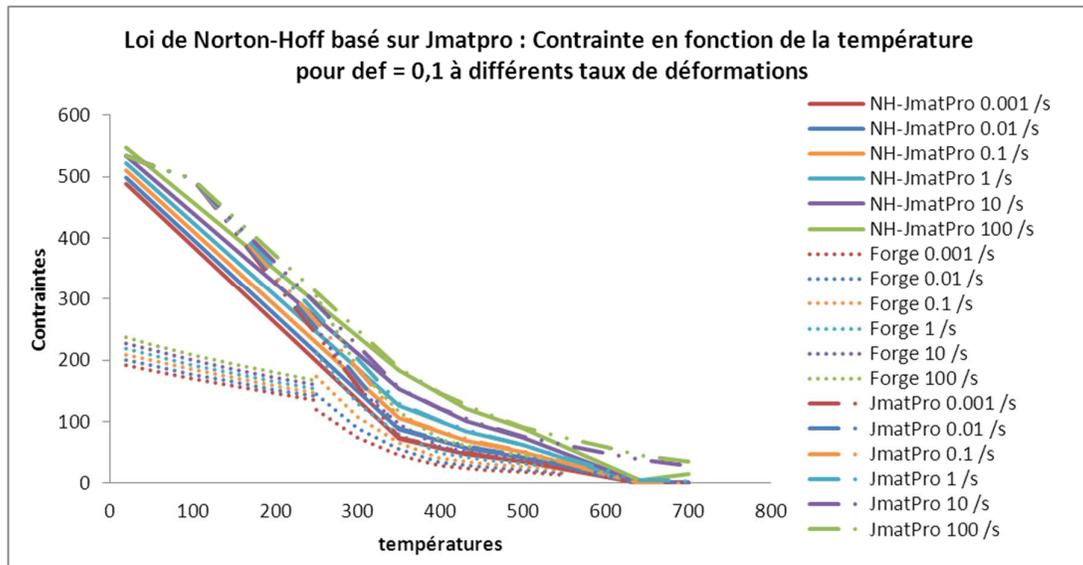


Figure VI-17 : Courbe de contraintes – température pour différents taux de déformations pour la loi *NH-JmatPro*.

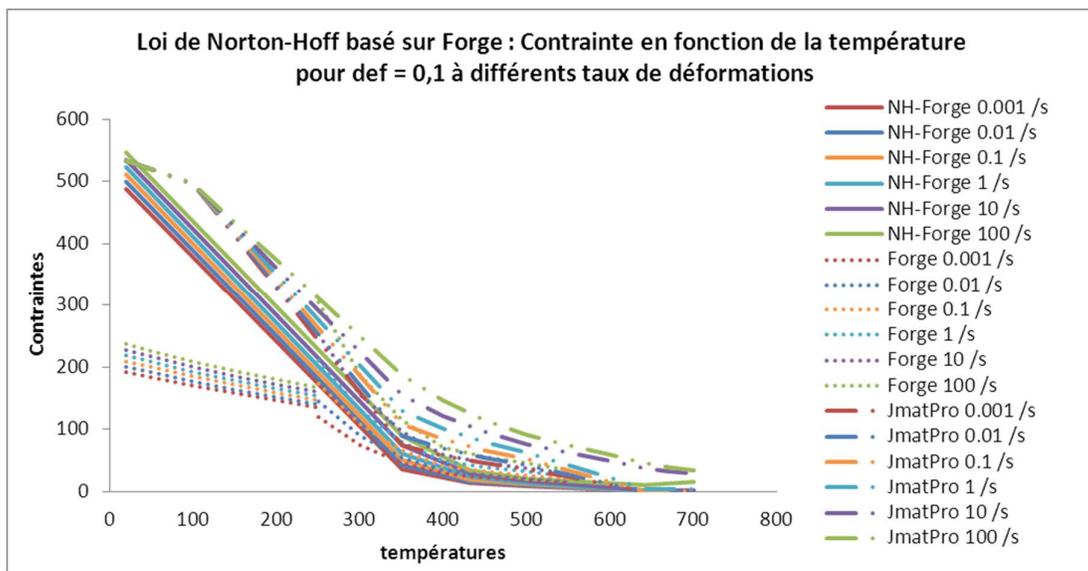


Figure VI-18 : Courbe de contraintes – température pour différents taux de déformations pour la loi *NH-Forge2*.

Nous allons maintenant comparer ces 2 lois en analysant l'écoulement résultant. Avec la nouvelle loi *NH-Forge2*, à température donnée, la consistance du matériau est plus faible qu'avec la loi *NH-JmatPro*. La matière plus fluide, est plus facilement entraînée par la rotation de l'outil : un écoulement rotationnel est nettement visible sur la Figure VI-19-droite contrairement au cas avec la loi *NH-JmatPro* où l'écoulement est essentiellement dû à l'avancée du pion (Figure VI-19-gauche). L'entraînement de la matière autour de l'outil étant une caractéristique d'une soudure sans défauts, nous en concluons que l'écoulement fourni par la loi *NH-Forge2* est le plus proche de celui qui se produit réellement.

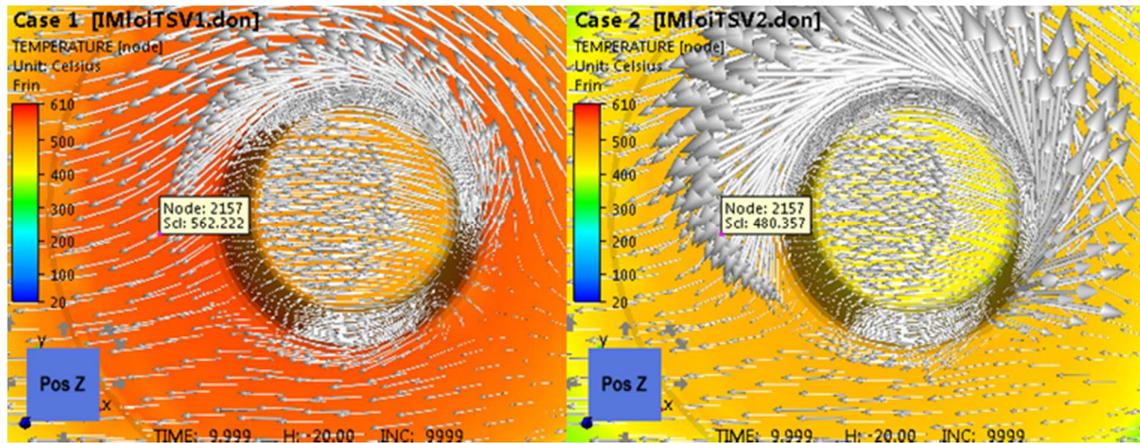


Figure VI-19 : Champs des vecteurs de la vitesse matérielle et valeur de la température pour la loi *NH-JmatPro* à gauche et la loi *NH-Forge2* à droite.

Avec la loi *NH-Forge2*, à contrainte donnée, la température du matériau est plus faible qu’avec la loi *NH-JmatPro* (voir Figure VI-19 et Figure VI-20). La température du matériau est même trop élevée avec la loi *NH-JmatPro*. Elle dépasse la valeur du solidus, alors que la température de soudage est généralement comprise entre 70% et 90 % de la température de fusion<sup>8</sup>, ce qui fait entre 352°C et 575°C pour le 2024. Par ailleurs, la température à 10,96 mm de la ligne de soudure est expérimentalement de 190°C. Le modèle avec la loi *NH-Forge2* donne une valeur de 196°C tandis qu’avec *NH-JmatPro* il donne 230°C. En effet, plus la consistance du matériau est élevée (avec *NH-JmatPro*), plus la température dans la tôle et l’outil sont élevées (voir Figure VI-21). Une augmentation de température de 90°C (20%) dans la tôle répond à une multiplication par presque deux de la consistance. Les résultats obtenus avec la loi *NH-Forge2* donnent donc une température dans l’outil plus faible qu’avec la loi *NH-JmatPro* et par conséquent plus proche des résultats expérimentaux.

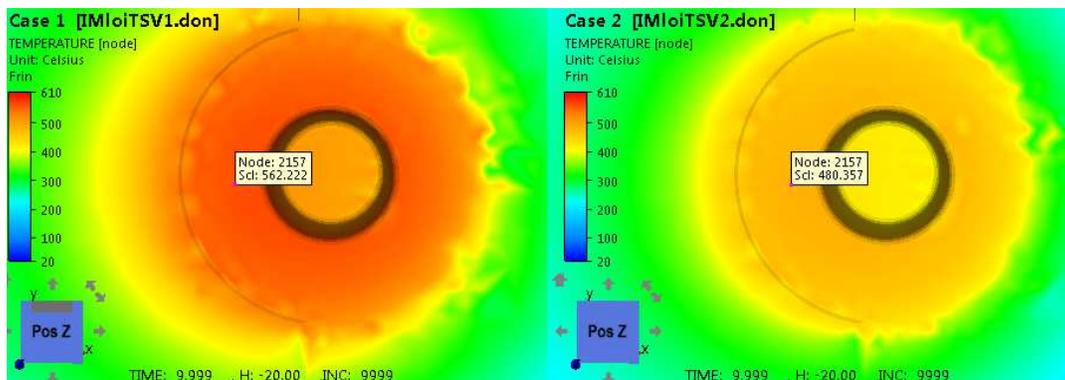


Figure VI-20 : Champs de température dans la tôle pour la loi *NH-JmatPro* à gauche et la loi *NH-Forge2* à droite.

<sup>8</sup> NB : pour le 2024, la température du solidus est égale à 502°C et celle du liquidus est égale à 638°C

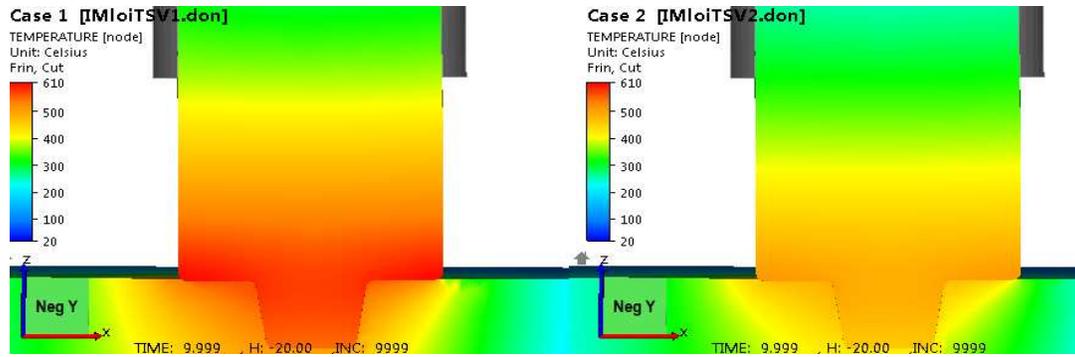


Figure VI-21 : Plan de coupe dans la ligne de soudure. Champ de température dans l'outil pour la loi *NH-JmatPro* à gauche et la loi *NH-Forge2* à droite.

La loi *NH-Forge2* permet à la fois d'améliorer l'écoulement et de réduire l'erreur sur la température dans l'outil. En revanche, son effet sur le couple est négligeable ; la valeur obtenue est semblable à celle fournie par la loi de comportement prise jusque-là (*NH-Forge*) et comme le couple augmente avec la consistance du matériau, la loi *NH-Forge2* donne un couple plus faible que la loi *NH-JmatPro* (voir Figure VI-22).

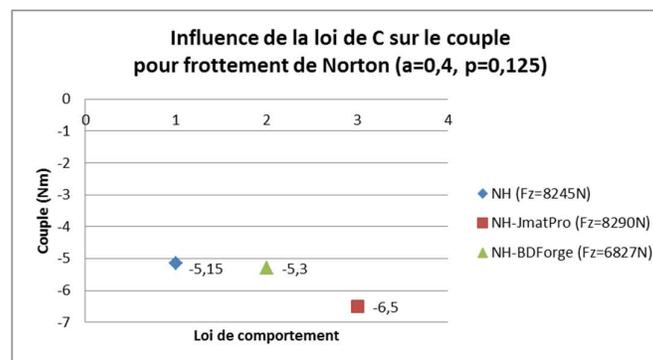


Figure VI-22 : Influence de la loi de comportement sur le couple.

Avec cette nouvelle loi de comportement (*NH-Forge2*), une effusivité du 2024 égale à  $24\,192\text{ J/K.m}^2.\text{s}^{-0,5}$  (voir Tableau VI-5) et un coefficient d'échange entre l'outil FSW et la tôle égal à  $100\,000\text{ W/m}^2.\text{K}$  (voir Figure VI-15), la température dans l'outil diminue de  $60^\circ\text{C}$  (de  $487^\circ\text{C}$  à  $424,5^\circ\text{C}$ ) soit de 13%. Ceci diminue l'erreur par rapport à l'expérimental qui passe de 34% à 17%, réduite de moitié. Le couple passe de 5,3 Nm à 6,7 Nm.

### III.2. Détermination de la loi de frottement

Le frottement est un phénomène difficile à modéliser et faisant encore l'objet de débats scientifiques, tout en étant un point très important pour le procédé. Dans notre cas la difficulté est amplifiée par l'utilisation d'un outil avec scroll dont le comportement est différent de celui d'un simple filetage. Le modèle de filetage proposé (voir équation *III-89* et *III-90* Chapitre III.III. 3. a) sera analysé par la suite ; une alternative est de modéliser un frottement moyen fort en utilisant une loi simple de Coulomb (voir équation *III-18* Chapitre III.I.1) ou de Norton (voir équation *III-17* Chapitre III.I.1). En effet, le contact outil/pièce est plus adhérent avec un outil possédant un épaulement scrollé qu'avec un épaulement lisse (Al-Badour et al. 2013) car la matière est piégée dans les canaux du scroll

et est ainsi plus cisailée. Nous rappelons que seul un filet de pas de vis d'1 mm est modélisé sur le pion comme dans les essais.

Nous avons comparé les 2 types de frottement. Le frottement de Coulomb limité par le critère de Tresca dépend de la pression de contact et de la contrainte d'écoulement. Le frottement de Norton dépend de la vitesse de glissement et de la consistance du matériau. Les coefficients de référence pris pour le frottement de Norton ( $\alpha = 0,4$  ;  $p = 0,125$ ) jusque-là sont ceux qui ont été calibrés sur la configuration du Chapitre IV pour un épaulement lisse et concave. Pour le frottement de Coulomb, nous avons testé plusieurs couples de paramètres en commençant par celui que nous retrouvons dans de nombreuses publications ( $\mu = 0,3$  ;  $\bar{m} = 0,6$ ). Nous n'exposons ici que les jeux de paramètres les plus satisfaisants notamment ceux qui donnent un écoulement le plus en rotation.

### III. 2. a. Influence sur la force

Lorsque le frottement augmente, le matériau atteint des températures plus élevées, devient plus ductile et présente moins de résistance à l'outil. Ainsi à force constante celui-ci devrait s'enfoncer davantage dans la tôle. En eulérien sa position est fixée et constante, la force résultante calculée est bien inférieure à celle d'un asservissement en effort (voir Figure VI-23). C'est pourquoi nous allons uniquement nous attarder sur la valeur du couple et des températures. Nous reviendrons sur les valeurs de forces par la suite.

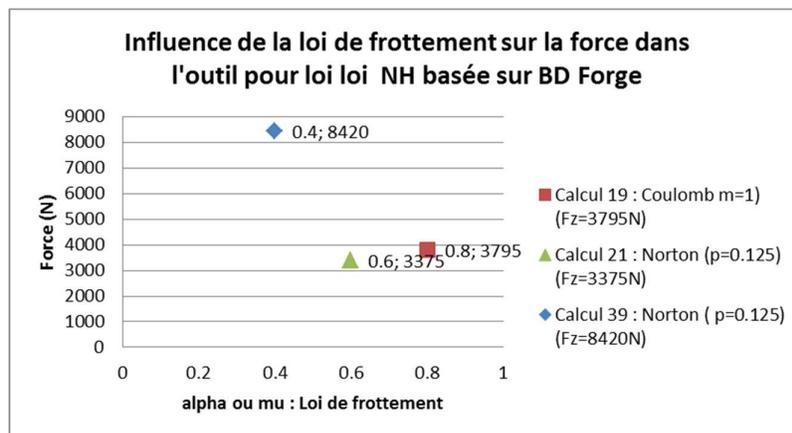


Figure VI-23 : Influence de la force en fonction du frottement avec une approche eulérienne.

### III. 2. b. Influence sur l'écoulement

Avec la loi de Norton et les coefficients calibrés sur l'ancienne configuration (chapitre IV), l'écoulement n'est pas satisfaisant (voir Figure VI-24 haut). La matière est très peu entraînée en rotation par le pion ; la vitesse d'avance est trop importante dans la zone arrière du pion par rapport à la vitesse de rotation. En augmentant la valeur du coefficient  $\alpha$  de 50% de 0,4 à 0,6, nous améliorons significativement l'écoulement qui devient plus rotatif (voir Figure VI-24 bas gauche). (Assidi et al. 2010) et de nombreux autres auteurs montrent que le frottement de Coulomb avec  $\mu = 0,3$  est plus adapté au FSW. Nous avons donc testé cette valeur ainsi que  $\mu = 0,6$ , ce qui n'a pas été satisfaisant car l'écoulement n'était pas assez en rotation. En changeant de valeur avec  $\mu = 0,8$  et  $\bar{m} = 1$ , l'écoulement devient très rotatif : l'ordre de grandeur du champ des vitesses est multiplié par 10 et la vitesse de rotation devient nettement prépondérante devant celle d'avance.

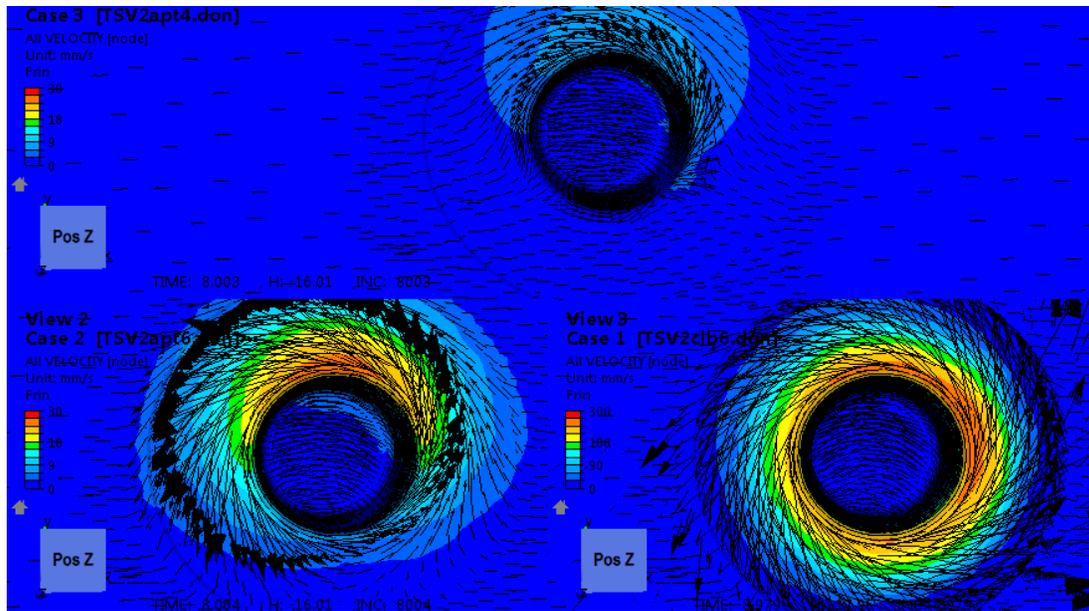


Figure VI-24 : Isovaleurs et vecteurs des vitesses. Haut : frottement de Norton avec  $\alpha = 0,4$  et  $p = 0,125$  ; bas à gauche : frottement de Norton avec  $\alpha = 0,6$  et  $p = 0,125$  ; bas à droite : frottement de Coulomb avec  $\mu = 0,8$  et  $\bar{m} = 1$ .

### III. 2. c. Influence sur la température

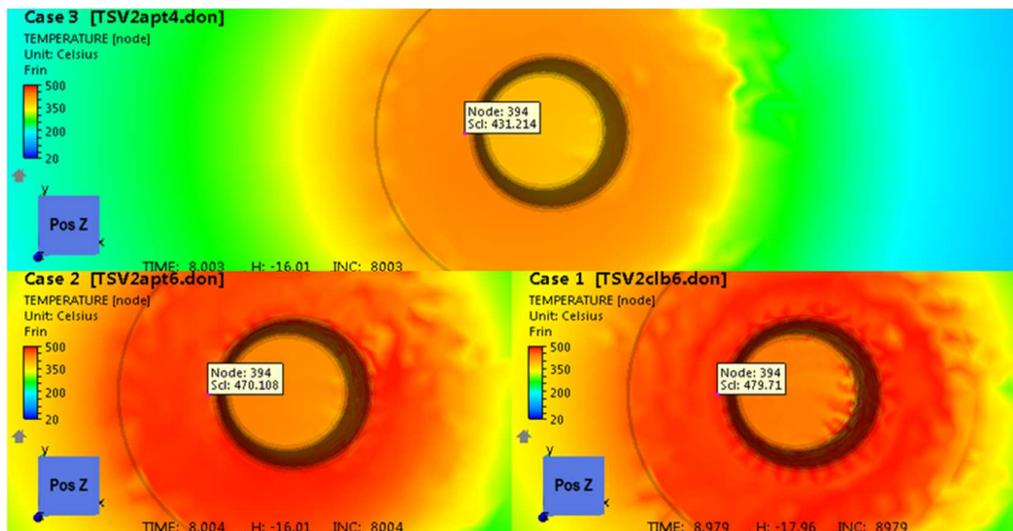
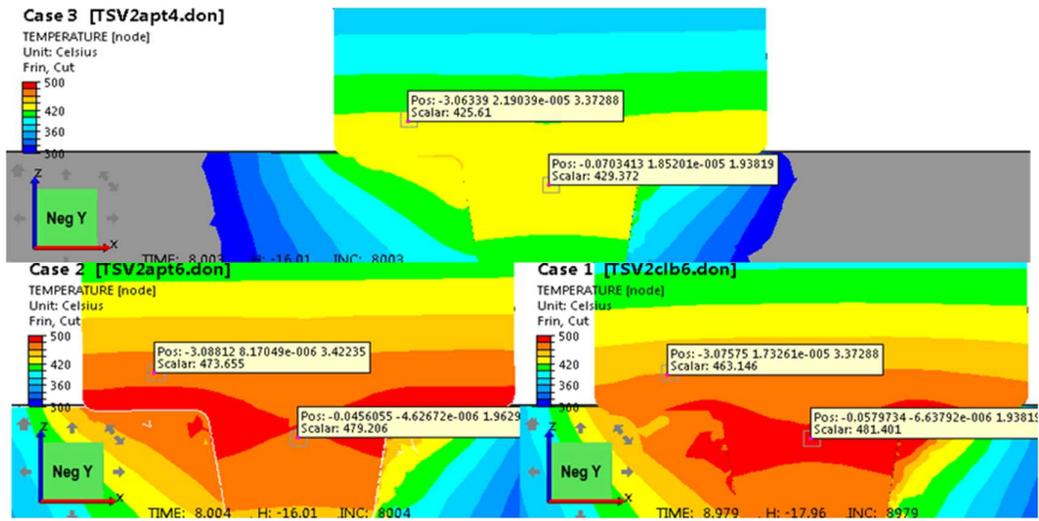


Figure VI-25 : Champs de température. Haut : frottement de Norton avec  $\alpha = 0,4$  et  $p = 0,125$  ; bas à gauche : frottement de Norton avec  $\alpha = 0,6$  et  $p = 0,125$  ; bas à droite : frottement de Coulomb avec  $\mu = 0,8$  et  $\bar{m} = 1$ .

En augmentant le coefficient de frottement de Norton  $\alpha$  à 0,6, nous notons une augmentation de la température d'environ 40°C dans la plaque (voir Figure VI-25 haut et bas gauche). Dans l'outil (voir Figure VI-26 haut et bas gauche), la température en T2 passe de 425°C à 474°C soit une augmentation d'environ 50°C qui contribue à augmenter l'écart vis-à-vis des mesures expérimentales qui passe ainsi de 60°C (17%) à 110°C (31%). En utilisant le frottement de Coulomb avec  $\mu = 0,8$  et  $\bar{m} = 1$ ,

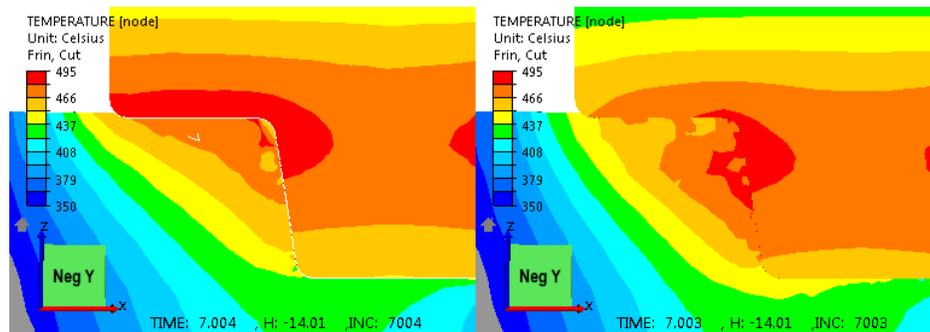
l'augmentation de température dans la plaque est un peu plus élevée avec 50°C. Pour le capteur T2, l'augmentation est un peu moins élevée avec 40°C.



**Figure VI-26 : Champs de température dans le plan de coupe suivant la ligne de soudure. Haut : frottement de Norton avec  $\alpha = 0,4$  et  $p = 0,125$  ; bas gauche : frottement de Norton,  $\alpha = 0,6$  et  $p = 0,125$  ; bas droite : frottement de Coulomb,  $\mu = 0,8$  et  $\bar{m} = 1$ .**

Nous remarquons également que le gradient de température dans l'outil est modifié par le frottement (voir Figure VI-26). Avec le frottement de Coulomb, l'échauffement est plus important le long du pion et moins sur la zone externe de l'épaulement tandis que le frottement de Norton dissipe davantage de chaleur dans la zone de l'épaulement. Même si le gradient de température entre les 2 capteurs est plus important avec Coulomb (environ 20°), pour les 2 frottements la température est plus élevée en T1 (au centre de l'outil) alors que les mesures expérimentales donnent T2 supérieur à T1 d'environ 100°C.

Par ailleurs, le frottement de Coulomb dissipe plus de chaleur à l'intérieur de la tôle. Sur la Figure VI-27 où le profil de température dans le matériau dans la zone sous l'épaulement est visible, nous remarquons que le gradient de température n'a pas la même orientation qu'avec le frottement de Norton. Nous notons aussi que le pourcentage d'échauffement dû à la dissipation par déformation plastique est plus important dans le cas du frottement de Coulomb, c'est-à-dire que le contact est davantage collant que glissant (voir dans la suite le Tableau VI-9).



**Figure VI-27 : Champs de température dans le plan de coupe de la tôle et de l'outil. Gauche : frottement de Norton avec  $\alpha = 0,6$  et  $p = 0,125$  ; Droite : frottement de Coulomb avec  $\mu = 0,8$  et  $\bar{m} = 1$ .**

Avec le frottement de Coulomb, le champ des vitesses de rotation est donc multiplié par un facteur 10 par rapport au cas de Norton mais la température n'est pas beaucoup plus élevée, seulement d'une dizaine de degrés dans la plaque sous l'épaulement. Nous voyons là un argument pour utiliser le frottement de Coulomb dans le sens où il nous permet d'avoir un très bon écoulement sans échauffement significatif du matériau.

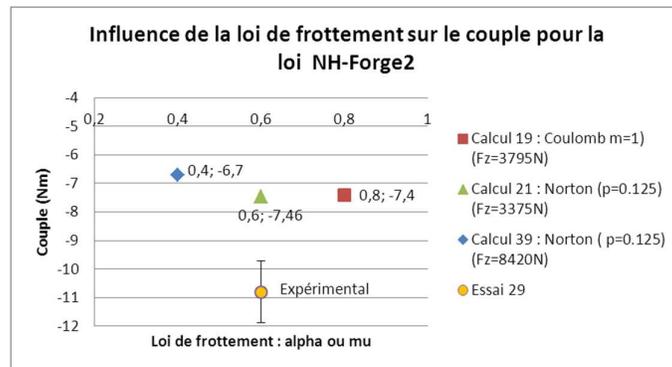
### III. 2. d. Influence sur le couple

La nature du contact à l'interface entre l'outil FSW et les tôles à souder influence directement la puissance totale délivrée qui est définie par l'équation suivante :

$$P = \omega \times C_z + v \times F_x, \quad \text{VI-2}$$

où  $\omega \times C_z$  est la puissance du couple et  $v \times F_x$  celle de la force qui est négligeable devant celle du couple.

En passant de  $\alpha = 0,4$  à  $\alpha = 0,6$  pour le frottement de Norton, nous constatons une augmentation du couple de 0,8 Nm (de 6,7 Nm à 7,5 Nm) soit une variation de 11% (voir Figure VI-28). Ceci nous rapproche de la valeur du couple expérimental qui vaut 10,8 Nm, en réduisant l'erreur de 38% à 30%. Avec le frottement de Coulomb le couple est de 7,4 Nm, ce qui est légèrement inférieur.



**Figure VI-28 : Influence du frottement sur le couple selon une approche eulérienne.**

Nous affinons cette étude sur la sensibilité du couple au frottement (voir Tableau VI-9) pour essayer de calibrer le frottement sur le couple, dans un premier temps, mais également sur la température.

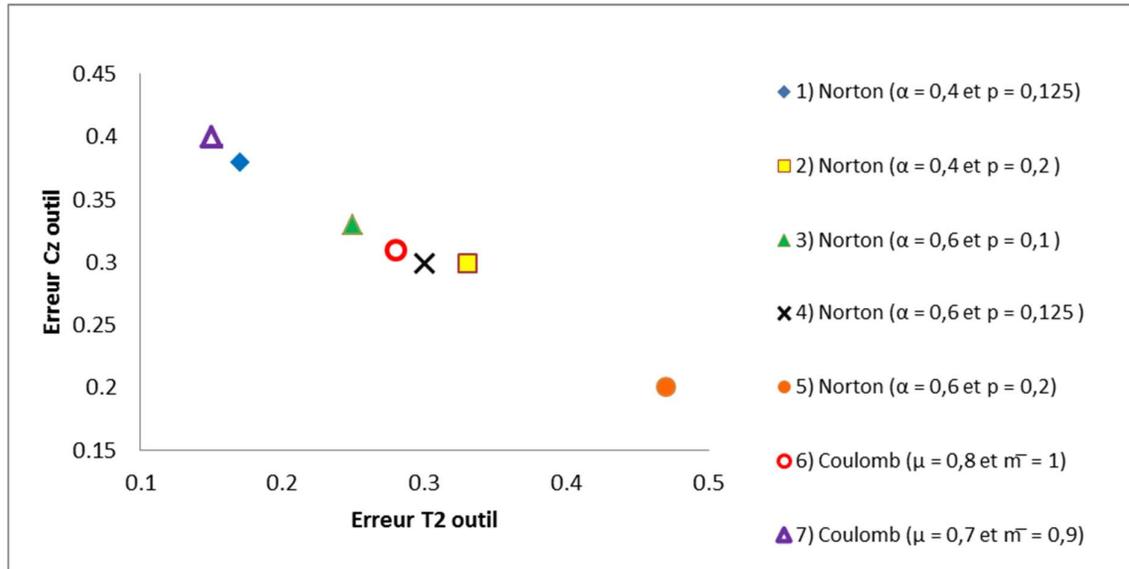
	Cz (Nm)	P (kW)	P <sub>fr</sub> (kW)	%P <sub>fr</sub>	P <sub>pl</sub> (kW)	%P <sub>pl</sub>	T2 (°C)
Essai 29	10,8 +/- 1	1.36					363 +/- 35
1) N : $\alpha = 0,4$ p=0,125	-6,7	0,871	0,864	99,2	0,007	0,8	425,6
2) N : $\alpha = 0,4$ p=0,2	-7,5	0,987	0,967	97,97	0,020	2,03	481,3
3) N : $\alpha = 0,6$ p=0,1	-7,2	0,925	0,915	98,92	0,01	1,08	453,3
4) N : $\alpha = 0,6$ p=0,125	-7,5	0,974	0,957	98,2	0,017	1,8	473,6
5) N : $\alpha = 0,6$ p=0,2	-8,6	1,124	0,984	87,55	0,140	12,45	533,2
6) C : $\mu=0,8$ $\bar{m}=1$	-7,4	0,981	0,783	79,8	0,198	20,2	463,1
7) C : $\mu=0,7$ $\bar{m}=0,9$	-6,5	0,858	0,846	98,6	0,012	1,4	416,4

**Tableau VI-9 : Influence du frottement sur le couple et la température en T2.**

Dans ce tableau, Cz est le couple axial, P est la puissance totale dissipée, P<sub>fr</sub> est celle dissipée par frottement et %P<sub>fr</sub> son pourcentage, P<sub>pl</sub> est celle dissipée par déformation plastique et %P<sub>pl</sub> son pourcentage, T<sub>pl</sub> est la température de plaque sur l'épaulement en arrière du pion et T2 est la température de ce capteur.

En augmentant le frottement, la puissance dissipée par frottement augmente mais aussi la puissance dissipée par déformation plastique et encore la température et le couple. La nature du contact change également ; il devient plus collant. La proportion de la déformation plastique par rapport à celle due au frottement augmente alors. Lorsque l'énergie totale dissipée est quasiment identique (cas 2, 4 et 7 ou cas 2 et 8), le pourcentage d'énergie dissipée par déformation plastique est plus important avec le frottement de Coulomb qu'avec celui de Norton, ce qui signifie que la déformation du matériau se produit plus à l'intérieur de la matière qu'en surface. Ceci est à relier au profil thermique observé dans l'outil (Figure VI-27). Toutefois, les pourcentages obtenus avec le frottement de Norton sont en accord avec ceux calculés dans la configuration en bout à bout du chapitre IV et pour laquelle une bonne corrélation aux essais avait été obtenue (Guerdoux 2007). Dans le cas n°1, l'écoulement n'est pas correct. En arrière du pion, le champ de vitesses est dirigé selon la normale au pion, ce qui est le signe de l'apparition d'un décollement.

Il est finalement difficile de calibrer le frottement à partir du couple sans perdre en précision sur la thermique. Ceci nous amène à utiliser un diagramme de Pareto (voir Figure VI-29) qui montre bien comment le calibrage vis-à-vis de la température est antagoniste de celui sur le couple. En effet pour le cas 8 par exemple, nous obtenons une erreur minimale sur la température mais elle est alors maximale pour le couple. Nous retenons les 2 jeux de coefficients de frottement qui donnent un écoulement satisfaisant (voir Figure VI-24 bas) et les plus faibles erreurs à la fois sur le couple et la température : le frottement de Norton avec  $\alpha = 0,6$  et  $p = 0,125$  et celui de Coulomb avec  $\mu = 0,8$  et  $\bar{m} = 1$ .



**Figure VI-29 : Diagramme de Pareto, erreur relative sur le couple en fonction de l'erreur relative sur la température dans l'outil pour différents jeux de frottement.**

La difficulté à calibrer les mesures mécaniques et thermiques de manière conjointe semble indiquer que notre modèle n'est pas parfaitement satisfaisant. L'hypothèse la plus discutable dans une formulation eulérienne porte sur le contact qui doit être fixé sans s'adapter à la nature de l'écoulement et qui rend la calibration sur les efforts impossible. L'autre hypothèse importante concerne la modélisation du scroll par un frottement moyenné.

Ce modèle eulérien (rapide pour les calculs) ne permet donc pas de calibrer avec précision les coefficients du modèle, en revanche, il nous donne des informations précieuses sur ses sensibilités et sur celles du soudage FSW en général.

## IV. Analyse de l'écoulement en ALE

L'étude qui suit repose sur l'utilisation de la formulation ALE avec contact unilatéral. Elle est menée avec les codes Forge-ALE-FSW et Forge-ALE-new. Il nous faut préciser les caractéristiques spécifiques du modèle utilisé avec Forge-ALE-new qui ne permet pas de calcul thermique dans les outils mais où il est cependant possible d'imposer des températures non uniformes sur leur surface, ce qui est particulièrement intéressant pour la plaque support dont la température est significativement plus élevée au centre et sous l'outil (proche de  $100^\circ$ ) alors qu'elle reste à l'ambiante loin de l'outil. Nous utiliserons ainsi les résultats des calculs couplés pour définir les conditions aux limites thermiques de Forge-ALE-new. Dans les 2 codes, l'absence de calcul thermique dans les outils rend possible le pilotage de l'outil en force, ce qui nous rapproche ainsi davantage des conditions expérimentales. Nous utilisons un contact unilatéral pour modéliser la formation de l'empreinte et celle de défauts éventuels et ainsi pour observer la qualité de la soudure. Enfin, nous étudions la modélisation du filetage sur le pion et l'épaulement.

Les lois de frottement et de comportement sont les suivantes : la loi *NH-Forge2* et le frottement de Norton avec  $\alpha=0,6$  et  $p=0,125$  - frottement et coefficients retenus dans le paragraphe précédent avec la loi de Norton qui permet d'utiliser un modèle de filetage. Un filetage de 1 mm sur le pion est utilisé comme dans les paragraphes précédents.

## IV.1. Influence du pilotage

### IV. 1. a. Pilotage en position

Avant de passer à un pilotage en effort, qui nécessite d'abandonner tout calcul thermique couplé dans les outils (avec la version des codes dont nous disposons), nous souhaitons aller le plus loin possible avec un pilotage en position (ou en vitesse) qui permet ces calculs thermiques, en remettant en question une hypothèse importante des résultats précédents, la profondeur de pénétration. La formulation ALE avec contact unilatéral nous permet de rechercher une position de l'outil qui donnerait des efforts plus proches des valeurs expérimentales imposées (4 800N), alors que les valeurs calculées précédemment pour ces efforts variaient entre 3 000 N et 8 000 N suivant les paramètres du modèle.

Utilisant un contact unilatéral, nous devons simuler l'initialisation des contacts entre l'outil et la matière qui ne se produit pas au tout début du soudage lorsque le matériau n'a pas encore atteint la température requise. Nous observons donc localement de petits décollements de matière qui entraînent l'arrêt des calculs, ceux-ci ne permettant pas de modéliser la fermeture des cavités ainsi produites. L'approche retenue consiste à imposer la vitesse de soudage en 2 temps. Nous commençons par imposer une vitesse de rotation sans aucune vitesse d'avance, ainsi qu'une très faible vitesse de descente jusqu'à atteindre la force souhaitée correspondant à la profondeur de soudage recherchée. Dans un second temps, nous annulons la vitesse de descente et nous introduisons la vitesse d'avance. Cette approche s'avère difficile à mettre en œuvre car la température du matériau augmente fortement dès que l'outil se met à avancer, de sorte que les efforts sont fortement modifiés. Or nous ne connaissons pas la force axiale appliquée sur l'outil durant la phase de descente et le premier centimètre d'avance puisque lors des essais celui-ci est piloté en position. Il a donc fallu trouver, par des essais et erreurs, une estimation de la valeur de la force à atteindre à la fin de la descente qui permet d'obtenir la valeur de la force voulue lors de l'avance.

Nous avons réalisé cette simulation avec Forge-ALE-FSW, un calcul thermique dans les outils, sans vitesse d'avance et avec une vitesse de descente de 0,1 mm/s. La température initiale de la plaque est celle qui a été calculée avec la formulation eulérienne précédemment. Lors de cette phase de pseudo plongée, l'outil s'enfonce de 0,016 mm depuis la position imposée jusqu'à présent (pour tous les calculs eulériens). La force augmente progressivement jusqu'à atteindre la valeur de 4 400 N (que nous avons retenue comme valeur maximale à atteindre). En annulant alors cette vitesse de descente et en appliquant la vitesse d'avance de 2 mm/s, la force augmente jusqu'à atteindre des valeurs entre 5000 N - 5200 N. Au bout de 2 s de simulation, le couple est stabilisé à -6,8 Nm et la température en T2 est de 465°C. Rappelons qu'avec le modèle eulérien précédent, la température était de 473°C et le couple de -7,5 Nm. Les différences résultent de l'aire de contact qui est plus grande (voir Figure VI-31) et de la force de forgeage qui est plus proche de la valeur expérimentale (4800 N +/- 400). Par ailleurs, l'écoulement est plus rotatif que dans le cas eulérien (voir Figure VI-31), notamment dans le bas du pion où la matière est davantage dirigée vers le bas et où sa vitesse est davantage tangente au pion. En revanche, avec cette formulation ALE et contact unilatéral, on note qu'il se forme un petit trou en bas du pion dans la zone de retrait (voir Figure VI-30) ; cela a pour effet de diminuer légèrement le couple et de refroidir un peu le matériau. Cet écoulement reste donc encore insatisfaisant car il ne permet pas d'obtenir une soudure sans défauts.

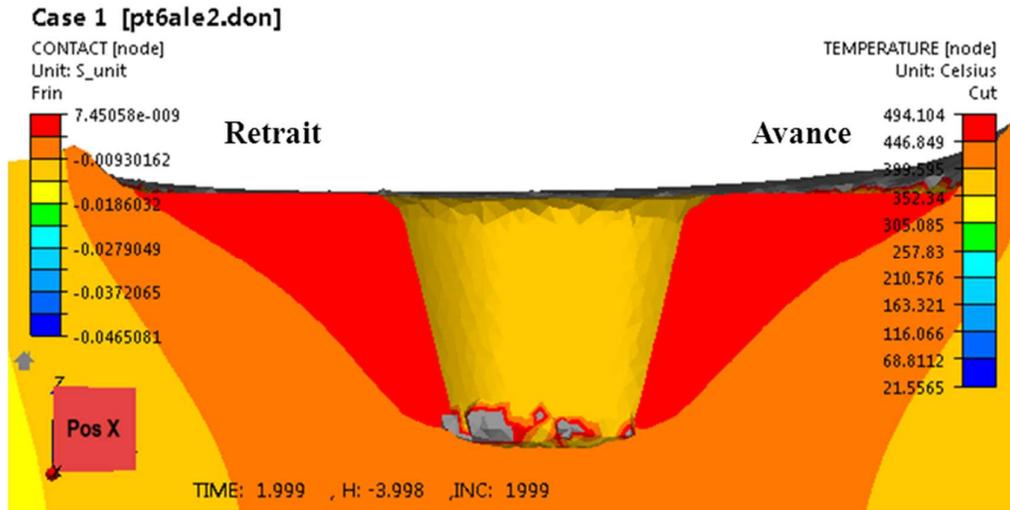


Figure VI-30 : Coupe dans le plan perpendiculaire à la ligne de soudure. Isovaleurs de température et de la distance de contact en surface (en jaune sauf au niveau du trou en bas du pion dans la zone de retrait).

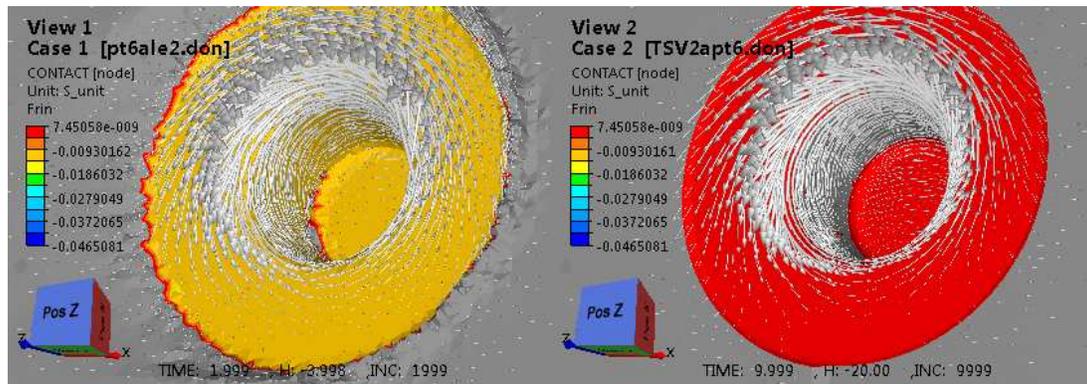


Figure VI-31 : Vecteurs vitesses et valeur du contact. A gauche : ALE ; à droite : EUL.

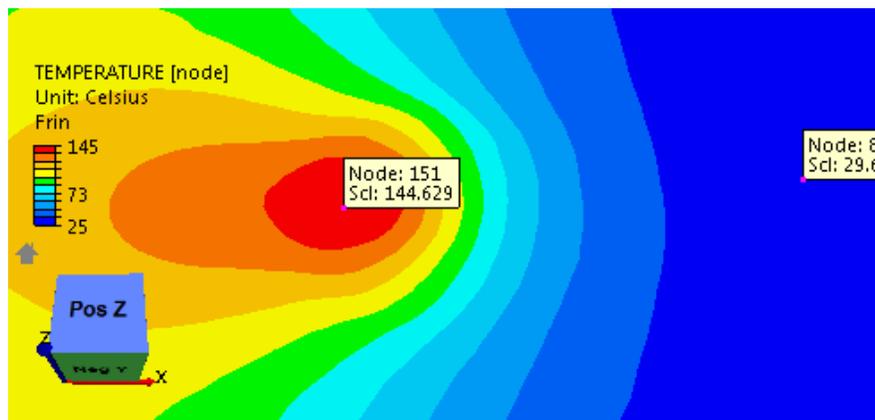
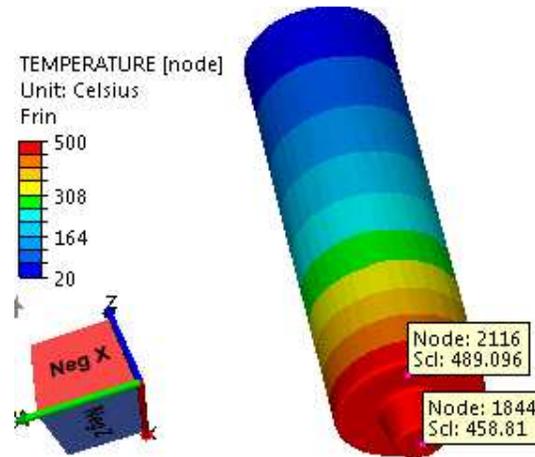
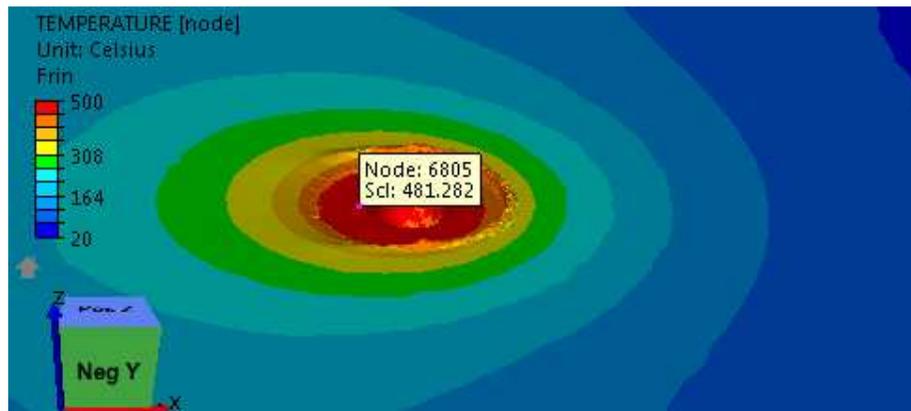


Figure VI-32 : Champs final de température dans la plaque support avec un pilotage en vitesse avec Forge-ALE-FSW.



**Figure VI-33 : Champs final de température dans l’outil avec un pilotage en vitesse avec Forge-ALE-FSW.**



**Figure VI-34 : Champs final de température dans la tôle avec un pilotage en vitesse avec Forge-ALE-FSW.**

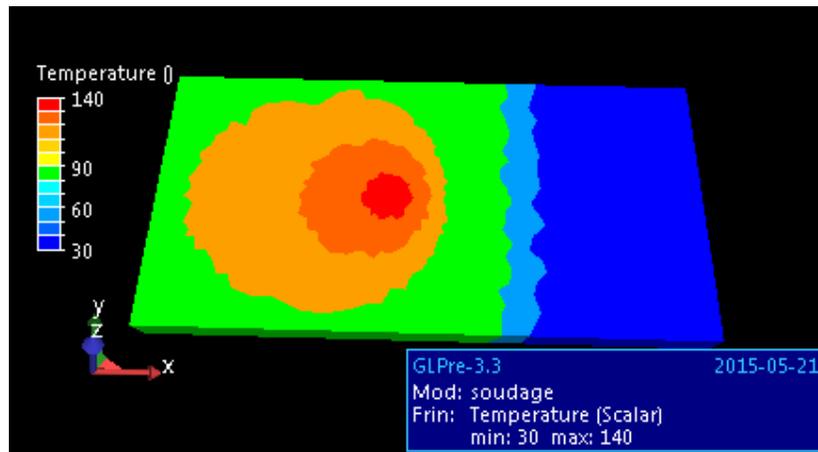
Ces résultats sont les meilleurs que nous parvenons à obtenir avec un pilotage en position et des calculs thermiques dans les outils. Pour aller plus loin, il nous faut introduire un pilotage en effort et par conséquent abandonner les calculs thermiques couplés. Dans la suite, les températures de l’outil et de la plaque support seront donc constantes avec des valeurs de conditions aux limites tirées des résultats que nous venons d’obtenir (voir Figure VI-32, Figure VI-33 et Figure VI-34).

#### IV. 1. b. Pilotage en force

Sur la base du code Forge-ALE-new, nous reprenons le cas précédent en pilotant l’outil en force imposée à une valeur de 4 800 N qui correspond à la force de soudage expérimentale.

Nous prenons pour l’outil une température uniforme de 460°C. Elle correspond à la température minimale calculée au contact de la tôle (sous le pion) (voir Figure VI-33), alors que la valeur maximale obtenue sous l’épaule est de 490°C (voir Figure VI-33). De même pour la plaque support, nous imposons au mieux le profil de température obtenu en fin de calcul (voir Figure

VI-32 et Figure VI-35). Pour ce premier calcul avec force imposée, nous modélisons toujours un filetage de 1 mm sur le pion, l'influence de celui sur l'épaulement sera étudiée plus précisément dans le paragraphe suivant.



**Figure VI-35 : Champ de température défini dans la plaque support avec un pilotage en force avec Forge-ALE-new.**

Ce calcul donne une température du matériau un peu moins élevée (voir Figure VI-36 bas) que dans le cas précédent (voir Figure VI-36 haut) alors que l'écoulement est similaire (voir Figure V-37) si ce n'est que le trou formé en bas de pion est plus important avec la force imposée de 4 800 N. Cette baisse de température et conséquemment cette augmentation de la taille du défaut sont dues à la force de forgeage qui est inférieure à celle effectivement imposée lors du pilotage en vitesse. Les résultats obtenus sont cependant comparables. Le couple atteint une valeur -6,9 Nm.  $F_x$  varie entre -1300 N et -1100 N, et  $F_y$  varie entre -220 N et -170 N.

Nous nous orientons donc vers une étude du filetage, qui est expérimentalement nécessaire pour éliminer le défaut créé.

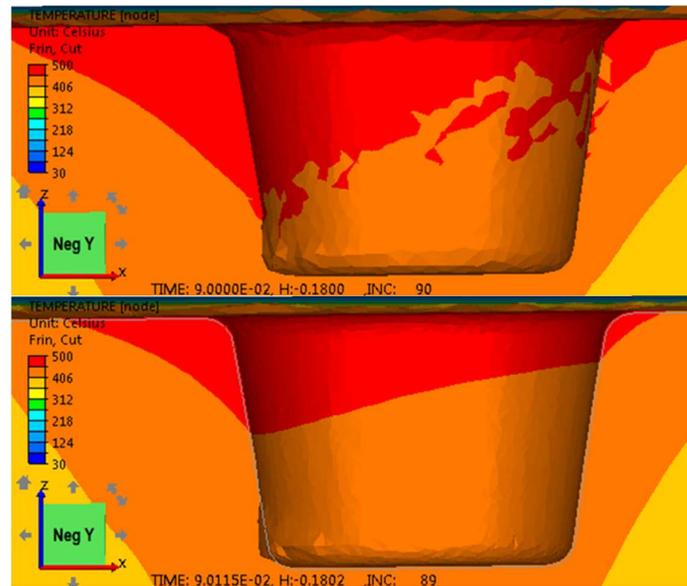


Figure VI-36 : Plan de coupe perpendiculaire à la ligne de soudure. Champ de température dans la tôle pour un pilotage en vitesse en haut (force de 5 200 N atteinte) et un pilotage en force de 4 800 N en bas. Trou en bas de pion du côté de la zone de retrait.

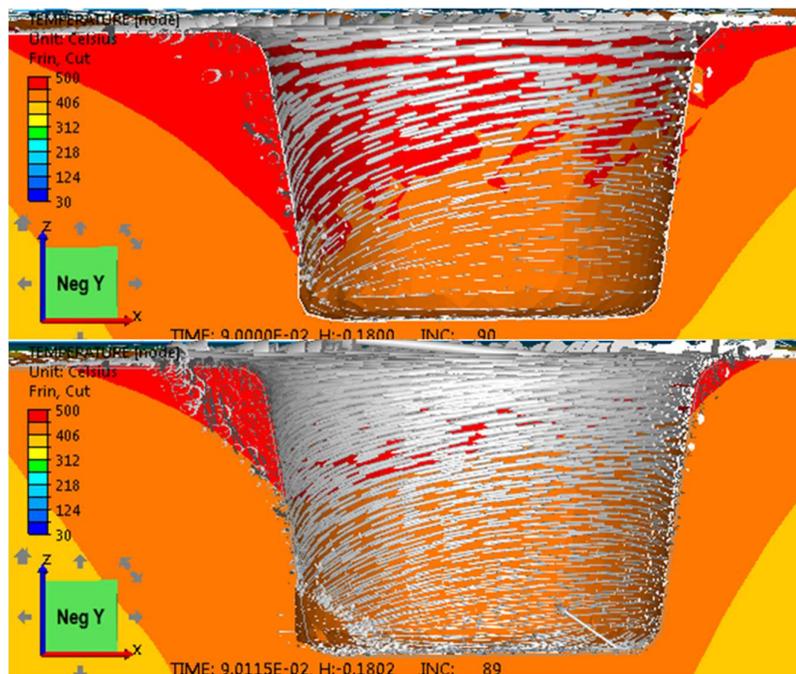
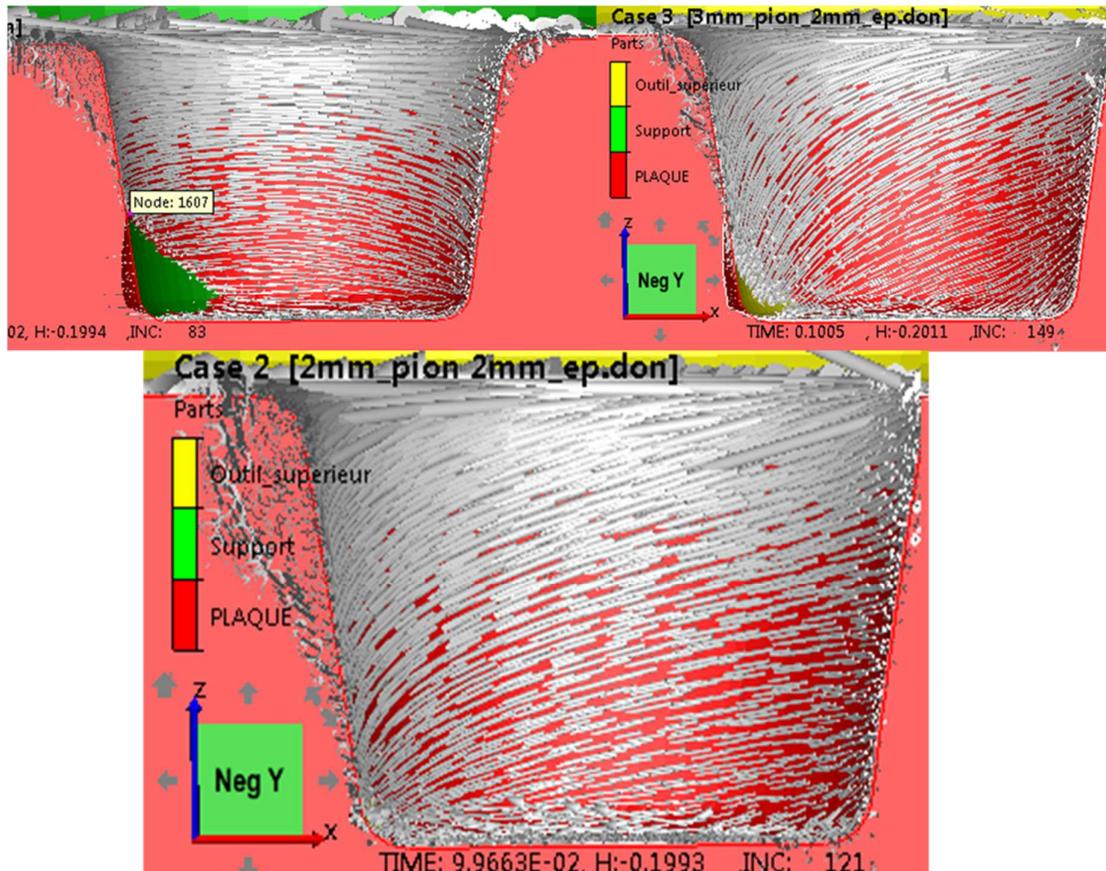


Figure VI-37 : Plan de coupe perpendiculaire à la ligne de soudure. Champ de température et champ des vecteurs vitesses dans la tôle pour un pilotage en vitesse en haut (force de 5 200 N atteinte) et un pilotage en force de 4 800 N en bas. Trou en bas de pion du côté de la zone de retrait.

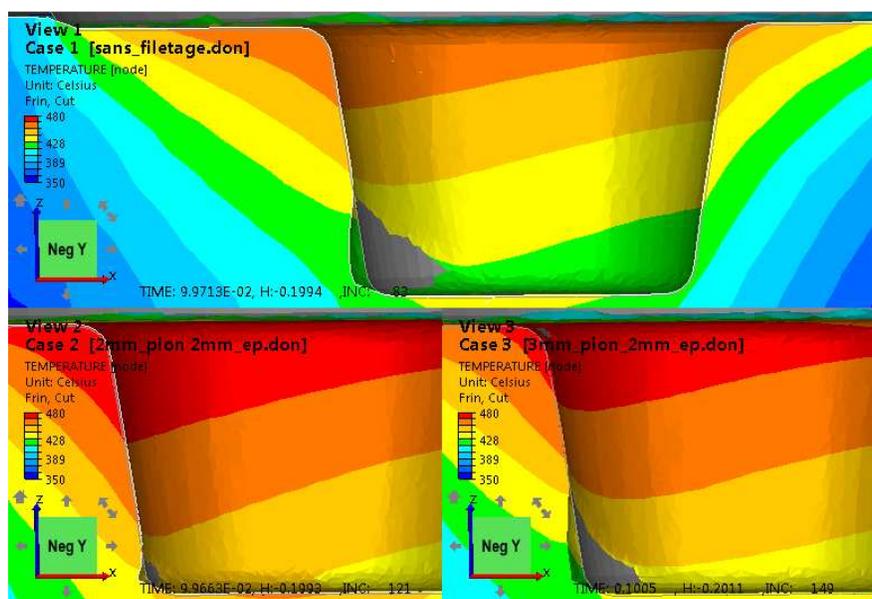
## IV.2. Influence du filetage sur l'outil

Nous conservons la force imposée de 4 800 N et testons l'influence du filetage en comparant des simulations sans filetage (ni sur le pion ni sur l'épaulement) à des simulations avec différentes valeurs du pas de vis. Particulièrement, nous souhaitons évaluer la modélisation du filetage sur l'épaulement pour représenter le scroll sur l'outil. L'utilisation d'un filetage sur l'épaulement permet de diriger la matière vers le centre de l'outil alors que le filetage sur le pion permet de l'orienter vers le bas du pion (voir Figure VI-38).



**Figure VI-38 : Plan de coupe dans la ligne de soudure. Champs des vecteurs vitesses dans la tôle : haut gauche = sans filetage ; haut droit = filetage de 3 mm sur le pion et de 2 mm sur l'épaulement ; bas = filetage de 2 mm sur le pion et l'épaulement.**

Avec des filetages numériques de 2 mm sur le pion et l'épaulement (nb : dans l'expérience, le filetage du pion est de 1 mm), la taille du trou (initialement égale à environ 1 mm, sans filetage) est réduite à 0,2 mm (voir Figure VI-39). En conservant le même pas sur l'épaulement et en utilisant un pas de 3 mm sur le pion, la taille du défaut augmente.



**Figure VI-39 : Plan de coupe dans la ligne de soudure. Champs de température dans la tôle : haut = sans filetage ; bas gauche = filetage de 2 mm sur le pion et l'épaulement ; bas droit = filetage de 3 mm sur le pion et de 2 mm sur l'épaulement.**

Sans filetage, le couple est de  $-6,9$  Nm. Avec un pas de 2 mm sur le pion et l'épaulement, le couple diminue jusqu'à une valeur de  $-5,9$  Nm. En augmentant la longueur du filet sur le pion seulement, le couple augmente légèrement à  $-6$  Nm. Le filetage sur le pion augmente donc faiblement la valeur du couple tandis que celui sur l'épaulement la diminue. Expérimentalement, l'utilisation d'un outil scrollé (ou fileté) a plutôt tendance à entraîner une augmentation du couple (Al-Badour et al. 2013) mais notre modèle actuel n'est pas parfaitement représentatif étant donné que la température d'outil y est constante, ce qui ne permet pas de modéliser tous les couplages thermomécaniques dus à l'outil.

Le modèle numérique du filetage sur l'épaulement ne donne donc pas des résultats parfaitement satisfaisants. La soudure est même meilleure, et plus proche de l'expérience, lorsqu'il n'y a pas du tout de filetage sur l'épaulement. Nous en déduisons qu'il est préférable de modéliser le comportement du scroll à l'aide d'un modèle de frottement moyenné, de type Norton, mais de forte intensité. Pour cela, nous augmentons la sensibilité à la vitesse de glissement  $p$ , depuis la valeur de  $p = 0,125$  à la valeur  $p = 0,15$ . Pour le pion, nous conservons le filetage de pas de 3 mm.

Avec ce nouveau modèle de frottement, nous obtenons le champ de température et l'écoulement des Figure VI-40 et Figure VI-41. Le point le plus important est que la soudure est maintenant sans défauts, ce qui est très positif, en effet les champs de vitesse sont le signe qu'une quantité de matière suffisante est amenée en bas de pion (Figure VI-41 haut gauche) et que celle-ci contourne bien le pion (voir Figure VI-41 haut droite et bas). La force longitudinale oscille entre  $-670$  N et  $-580$  N, dans l'intervalle des valeurs expérimentales  $[-705$  N ;  $-414$  N]. La force transverse est comprise entre  $-170$  N et  $-130$  N ; elle est donc également contenue dans l'intervalle expérimental  $[-401$  N ;  $-124$  N]. Le couple atteint la valeur de  $-8,3$  Nm, une des plus élevée de tous les calculs que nous avons effectué et donc la plus proche de la valeur expérimentale de  $10,8$  Nm ; l'erreur n'est plus que de 23%. La température à  $10,96$  mm de la ligne de soudure est de  $220$  °C, soit  $30$ °C plus élevée que la valeur expérimentale de  $191$ °C, ce qui est tout à fait acceptable compte-tenu de la précision de nos mesures.

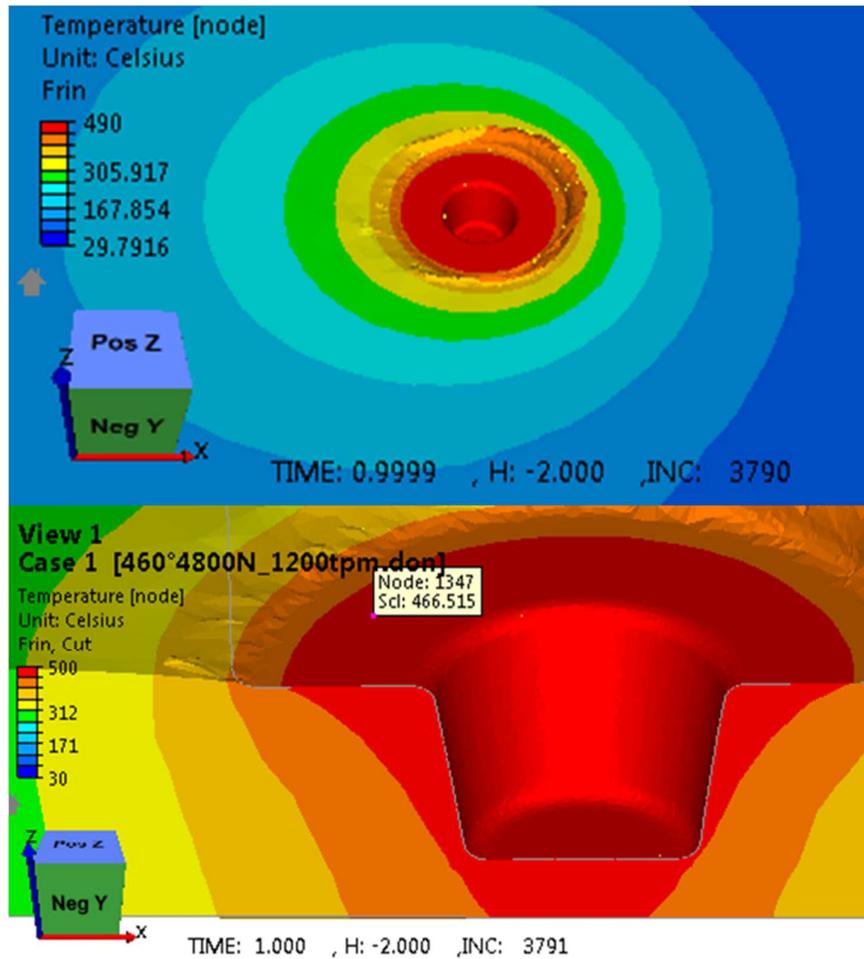
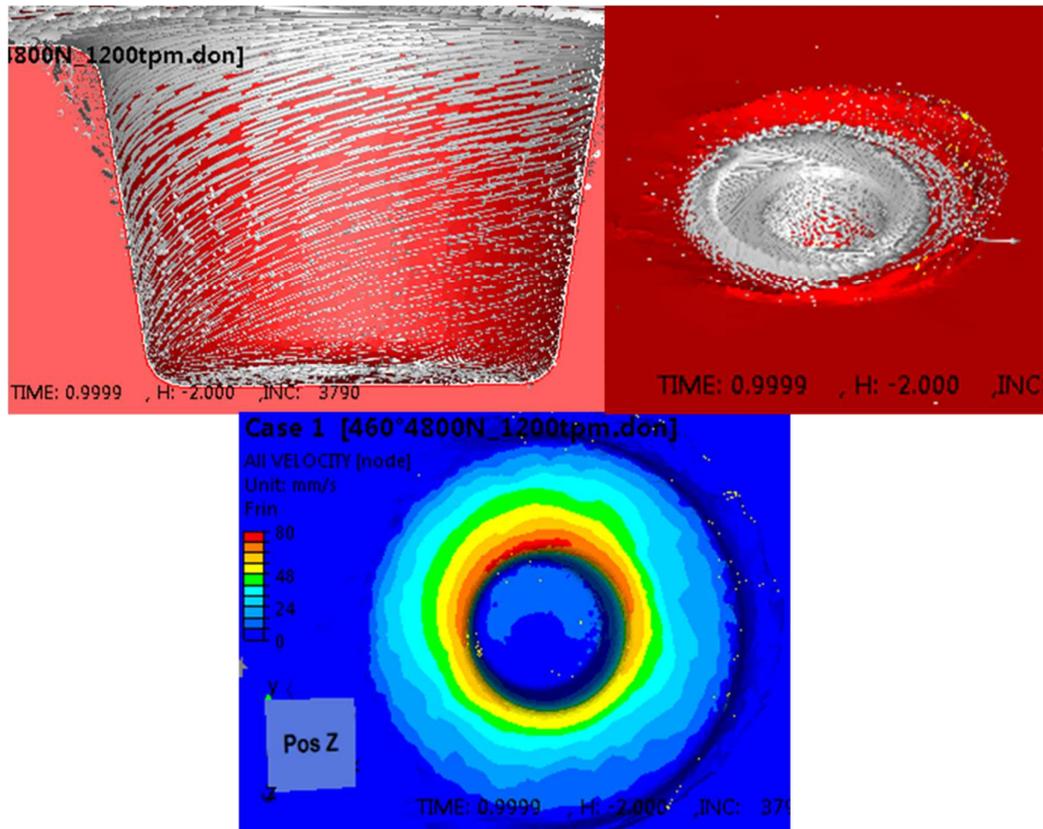


Figure VI-40 : Champ de température pour une valeur du coefficient de frottement  $p = 0,15$  et un filetage de pas de vis de 3 mm sur le pion. Vue de dessus (en haut) et zoom dans le plan de coupe dans la ligne de soudure (en bas).



**Figure VI-41 : Coefficient de frottement  $p = 0,15$  et filetage de pas de vis de 3 mm sur le pion. Champ des vecteurs vitesses, dans le plan de coupe dans la ligne de soudure (à gauche) et vue de dessus (à droite) ; norme du champ des vitesses (en bas).**

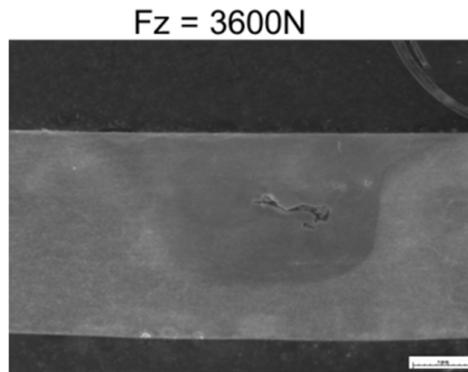
La simulation d'une soudure sans défauts avec des efforts et température de plaque en accord avec les mesures expérimentale nécessite donc d'imposer un pilotage en effort au plus proche de l'expérience et d'ajuster les paramètres de frottement de l'épaulement et du pion. Avec les versions de logiciels dont nous disposons, cela a nécessité d'abandonner les calculs couplés dans l'outil de soudage et donc le recalage sur la température, qui nous a toutefois servi et guidé dans la calibration des autres paramètres du procédé. Cette étude montre l'extraordinaire complexité des couplages dans le procédé FSW.

## V. Sensibilité aux jeux de paramètres du procédé

Dans ce paragraphe, nous analysons la sensibilité du modèle numérique aux paramètres du procédé (vitesse de rotation et force axiale) avec Forge-ALE-new en formulation ALE. Nous prenons comme référence le modèle que nous venons de calibrer (fin du paragraphe IV.2 ci-dessus) et nommé « calcul 1 » dans la suite. Nous diminuons la vitesse de rotation de 1200 tpm à 800 tpm et réduisons également la force axiale de 4800N à 4400 N, ce qui correspond à l'essai expérimental 27 (voir paragraphe III.3 du chapitre V) et est nommé « calcul 2 ». Dans un second temps, nous abaissons encore la force à 3600 N ce qui correspond à l'essai 30 (voir chapitre III.3) et est nommé « calcul 3 » (voir Tableau VI-10). Lors des essais, cette diminution de la vitesse de rotation engendre une augmentation du couple de plus de 3,7 Nm pour la force de 4400 N et de 2,2 Nm pour la force de 3600 N (voir Tableau VI-10).

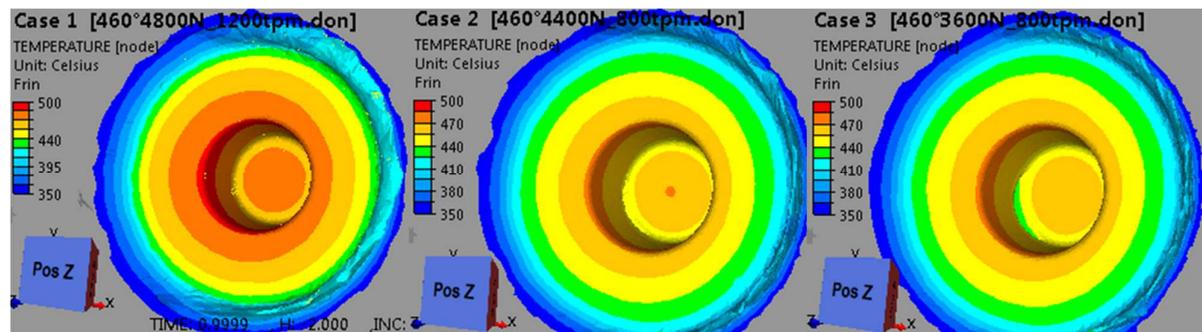
	<b>Cz (Nm)</b>	<b>Trou</b>
<b>Essai 29 : 1200 tpm/4800 N</b>	10,8	Non
<b>Essai 27 : 800 tpm/4400 N</b>	14,5	Non
<b>Essai 30 : 800 tpm/3600 N</b>	13	Oui (voir Figure VI-42)
<b>Calcul 1 : 1200 tpm/4800 N</b>	8,3	Non
<b>Calcul 2 : 800 tpm/4400 N</b>	8,5	Oui mais très faible
<b>Calcul 3 : 800 tpm/3600 N</b>	8,4	Oui

**Tableau VI-10 : Sensibilité du couple et de la qualité de la soudure aux paramètres procédés de force et de vitesse de rotation.**



**Figure VI-42 : Trou obtenu lors de l'essai 30.**

En passant du *calcul 1* au *calcul 2*, nous observons une diminution de température de 15°C. En revanche, la variation de température due à la variation de la force (en passant du *calcul 2* au *calcul 3*) est très faible (voir Figure VI-43 et Figure VI-45). Les valeurs du champ des vitesses (voir Figure VI-44) se trouvent diminuées par la réduction de la vitesse de rotation, et dans une moindre mesure par celle de la force axiale. L'amplitude de ces variations est plus faible que celle que nous devrions observer car la température d'outil reste la même dans nos calculs, ce qui n'est pas la réalité. Réduire la température de l'outil (en suivant les variations mesurées lors des essais) aurait pour effet de diminuer la température dans la tôle et donc d'augmenter la valeur du couple. Nous notons en effet que l'impact sur la valeur du couple est très faible. Il est quasiment identique pour les 3 calculs. Toutefois, la variation observée suit la hiérarchie des essais.



**Figure VI-43 : Champs de température pour le calcul 1 ( $\omega = 1200$  tpm et  $F = 4800$  N) (à gauche) ; pour le calcul 2 ( $\omega = 800$  tpm et  $F = 4400$  N) (au centre) ; pour le calcul 3 ( $\omega = 800$  tpm et  $F = 3600$  N) (à droite).**

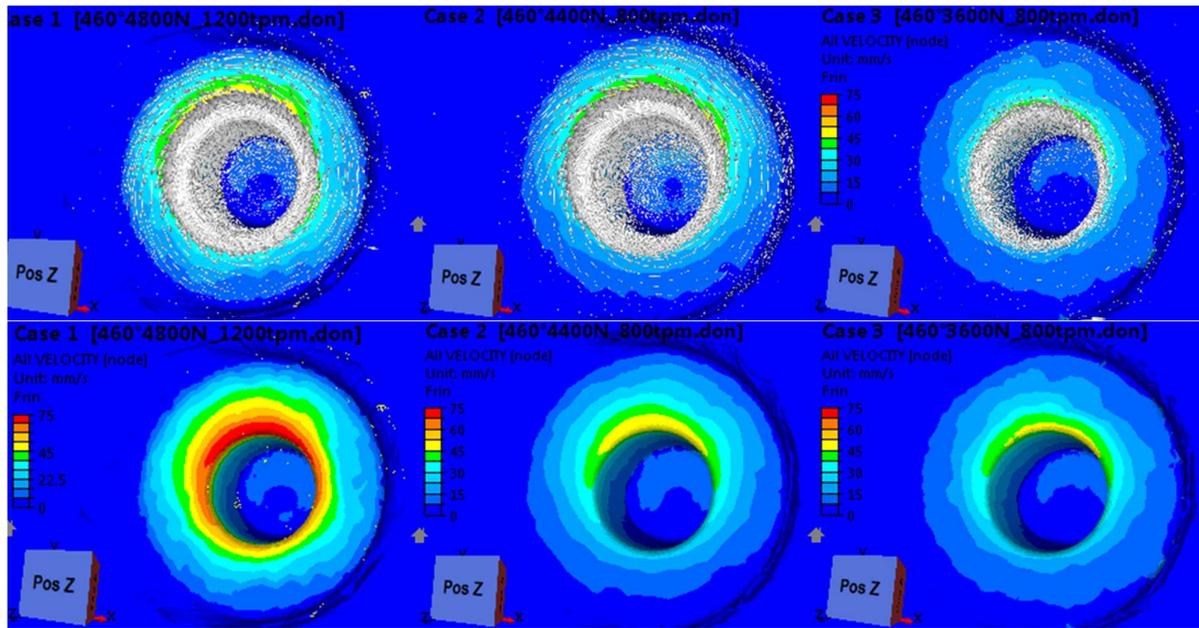


Figure VI-44 : Vecteurs vitesse (haut) et champ des vitesses (bas) pour *le calcul 1* (à gauche) ; pour *le calcul 2* (au centre) ; pour *le calcul 3* (à droite).

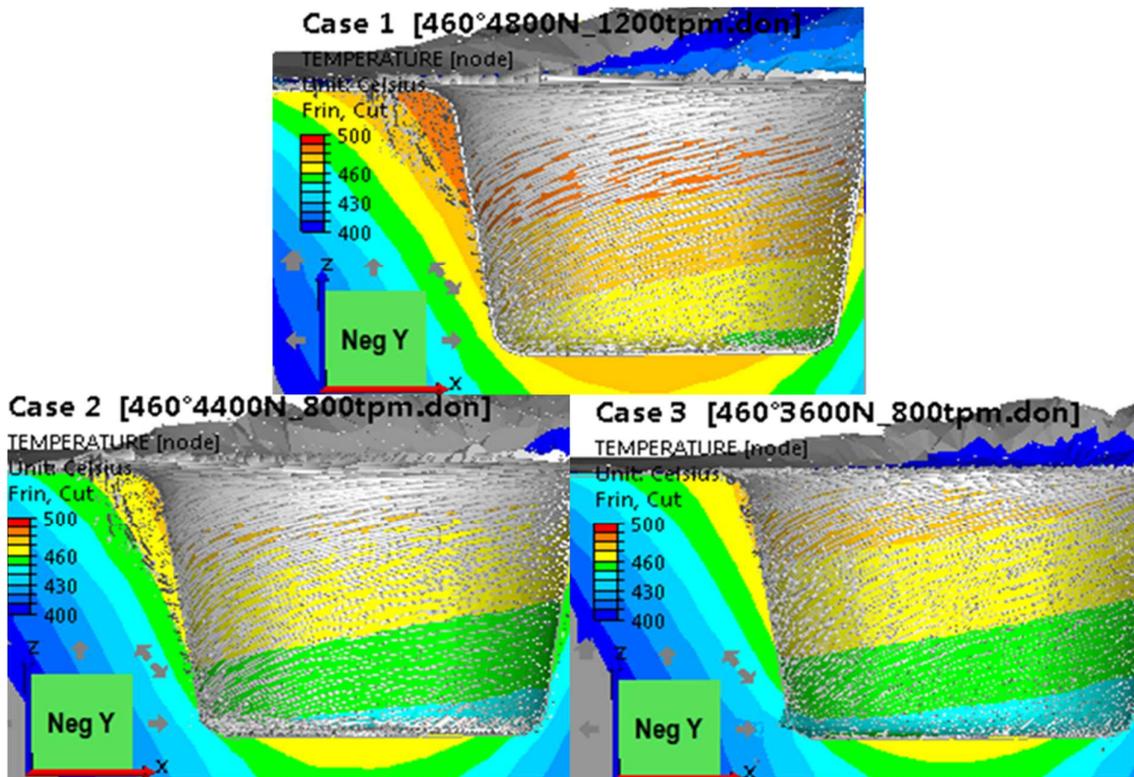
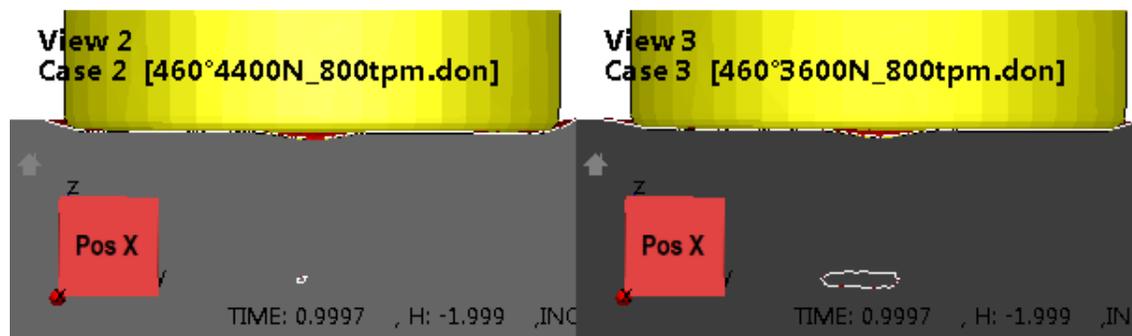


Figure VI-45 : Plan de coupe dans la ligne de soudure. Vecteurs vitesses et champ de température pour *le calcul 1* (en haut) ; pour *le calcul 2* (en bas à gauche) ; pour *le calcul 3* (en bas à droite).

Pour les 3 calculs, l'écoulement est parfaitement en rotation sous l'épaulement (voir Figure VI-44) et autour du pion (voir Figure VI-45). Nous obtenons cependant des défauts pour les *calculs* 2 et 3 (voir Figure VI-45 et Figure VI-46 : le défaut est tout petit pour le *calcul* 2 et nettement visible pour le *calcul* 3). Le *calcul* 2 présente un très faible défaut qui n'apparaissait pas sur l'essai 27, dont la soudure était considérée comme de qualité. En revanche, avec les mêmes paramètres procédés, l'essai 28 présentait des porosités de surface en fin de soudure, signe d'une instabilité de l'écoulement. Avec le *calcul* 3, le défaut est bien plus marqué, ce qui est cohérent avec les observations de l'essai 30. La sensibilité aux paramètres du procédé est ainsi proche de celle des essais quant à la formation de défauts. Cependant elle mérite d'être affinée en prenant en compte la variation de la température d'interface outil / tôle qui joue un rôle sur le champ des températures et donc sur le couple.



**Figure VI-46 : Plan de coupe perpendiculaire à la ligne de soudure. Taille des défauts modélisés pour le *calcul* 2 (à gauche), pour le *calcul* 3 (à droite)**

Pour cela, nous effectuons cette même analyse de sensibilité à la vitesse de rotation en effectuant des calculs couplés (avec Forge-ALE-FSW) à position imposée et avec une formulation eulérienne. Nous prenons pour point de départ et référence le cas n°4 du paragraphe III.2, qui nous donnait l'erreur la plus faible sur le couple et la thermique dans l'outil. La vitesse d'avance reste établie à 2 mm/s et celle de rotation vaut 1200 tpm pour le « calcul couplé 1 ». Le frottement de Norton est utilisé avec  $\alpha = 0,6$  et  $p = 0,125$  (au lieu de 0,15 précédemment), un filetage de pas de 1 mm est modélisé sur le pion et aucun filetage n'est modélisé sur l'épaulement conformément à l'approche du paragraphe III.2. Dans le « calcul couplé 2 », la vitesse de rotation est réduite à 800 tpm. Le couple augmente alors à la valeur de 9,5 Nm, soit 2 Nm de plus qu'à 1200 tpm, et la température diminue de 56°C (voir Tableau VI-11). La force axiale passe de 3400 N à 5900 N, une augmentation de la valeur est cohérente avec une position d'outil fixe et une diminution de température. Dans les essais, le refroidissement est de 15°C avec la force de 4400 N, et de 46°C avec la force de 3600 N. L'augmentation du couple est de 3,7 Nm avec la force de 4400 N, et de 2,2 Nm avec la force de 3600 N. En se basant sur la variation de la force numérique de plus de 2000 N, la comparaison avec les résultats de la force expérimentale de 3600 N (variation de 1200 N) est plus adéquate et ceux-ci sont plus en accord avec les résultats numériques.

Les variations du couple et de la température s'effectuent donc dans le même sens et avec des valeurs très proches de celles mesurées expérimentalement, l'accord sur ces variations étant bien meilleur que sur les valeurs des couples et températures.

	Essai 29 1200 tpm 4800 N	Essai 27 800 tpm 4400 N	Essai 30 800 tpm 3600 N	<i>Calcul couplé 1</i> 1200 tpm	<i>Calcul couplé 2</i> 800 tpm
Cz (Nm)	10,8	14,5	13	7,5	9,5
T2 (°C)	363	348	317	474	418
Trou	non	non	Oui (voir Figure VI-42)		
% Cz				31 %	34 % ou 27 %
% T2				31 %	20 % ou 32 %

**Tableau VI-11 : Calibration en eulérien sur le couple et la température dans l'outil pour 800 tpm et 1200 tpm.**

## VI. Conclusion

Lors du calibrage du modèle numérique en formulation eulérienne avec calculs de température couplés et pilotage en position, nous avons divisé l'erreur expérimentale sur la température dans l'outil par un facteur 2, la faisant passer de 34% à 17% (diminution de la température de l'outil de 488°C à 425°C), en augmentant le coefficient d'échange thermique outil/tôle (100 000 W/m<sup>2</sup>.K) ainsi que l'effusivité du matériau (en prenant la valeur correspondant au comportement à chaud : 24 192 J/K.m<sup>2</sup>.s<sup>-0,5</sup>) et en améliorant la loi de comportement (*NH-Forge2*) (notamment en abaissant la valeur de la consistance dans les extrapolations à hautes températures). La valeur du couple est passée de 5,5 Nm à 6,7 Nm correspondant à une erreur expérimentale de 38%. L'écoulement a ainsi été nettement amélioré sans pour autant parfaitement correspondre à celui d'une soudure sans défauts ; un décollement restait susceptible d'avoir lieu sur la face arrière du pion. Les valeurs du coefficient  $\alpha$  de frottement de Norton ont alors été augmentées de 0,4 à 0,6 afin de mieux représenter un épaulement scrollé (contact très frottant), ce qui a amélioré la rotation de l'écoulement et a augmenté la valeur du couple de 6,7 Nm à 7,5 Nm, réduisant ainsi l'erreur expérimentale de 38% à 30% mais augmentant aussi la valeur de la température de 425°C à 474°C et donc l'erreur expérimentale de 17% à 31%, ce qui montre les limites de ce calibrage en formulation eulérienne à position imposée.

Avec la formulation ALE, nous avons dû fixer les températures d'outil et de plaque support à des valeurs constantes précédemment calculées. Elle nous a permis de montrer qu'un pilotage en force de l'outil, associé à la modélisation d'un filetage numérique sur le pion de 3 mm, et à une augmentation du coefficient de frottement  $p$  de Norton à la valeur 0,15 pour mieux modéliser le scroll, donnent une soudure sans défauts. Le couple obtenu est de 8,3 Nm, soit une erreur expérimentale réduite à 23%. La température dans la plaque est de 30°C supérieure aux mesures ; l'erreur expérimentale est seulement de 15%.

L'analyse de sensibilité aux paramètres procédés que sont la vitesse de rotation et la force de forgeage sur la formation de défauts de soudage et sur la température dans l'outil a montré d'excellentes tendances et même une précision plus grande que sur les valeurs de référence.

L'ensemble de ce travail montre qu'il est primordial de modéliser avec précision l'ensemble des couplages thermomécaniques présents dans le procédé, c'est-à-dire d'effectuer des calculs

thermiques couplés dans les outils avec un pilotage en effort, ce que les logiciels dont nous disposons ne nous permettaient pas.

De plus la modélisation du scroll à l'aide d'un frottement moyenné ou d'un filetage sur l'épaulement n'est pas satisfaisante, il est difficile de calibrer à la fois la mécanique et la thermique.