

## Chapitre IV. Validation et applications

---

I.	Description du cas de soudage	77
II.	Validation thermique	80
III.	Etude du pas de temps	82
IV.	Influence du filetage	84
V.	Résultats thermomécaniques du cas de soudage	86
VI.	Modélisation de défauts	91
VII.	Conclusion	93

L'objectif de ce chapitre est d'évaluer et de valider la nouvelle formulation ALE développée sur des applications au FSW. Comme problème de référence, nous retenons le cas de soudage étudié dans la thèse (Guerdoux 2007). Les résultats de ces calculs, basés sur la première méthode de régularisation présentée au chapitre III, ont été très largement validés par l'expérience (Guerdoux 2007), (Assidi et al. 2010) ; ils constituent donc une base de résultats pour la validation. Nous reprenons donc, dans ce chapitre, les données du procédé et les modèles thermomécaniques issus de ce précédent travail de thèse pour étudier la phase stationnaire de soudage, et nous ne nous intéresserons pas à la phase de plongée. Dans ce modèle, le pion est en rotation, l'avance est modélisée par une translation de la plaque.

## I. Description du cas de soudage

Les géométries du cas de soudage sont présentées sur la Figure IV-1. Nous représentons les deux tôles à souder par une tôle d'un seul bloc, afin de nous affranchir du contact entre les tôles qui ne joue aucun rôle sur la nature du soudage. La tôle à souder de dimension 300 mm \* 150 mm \* 9,5 mm est en alliage d'aluminium 6061. Les propriétés thermiques de la pièce sont indépendantes de la température, elles sont décrites dans le Tableau IV-1. Les caractéristiques géométriques et cinématiques de l'outil (voir Figure IV-2) sont décrites dans le Tableau IV-2. Les outils sont considérés rigides et la thermique n'y est pas calculée. Les échanges thermiques entre les outils rigides et la pièce sont définis dans le Tableau IV-3.

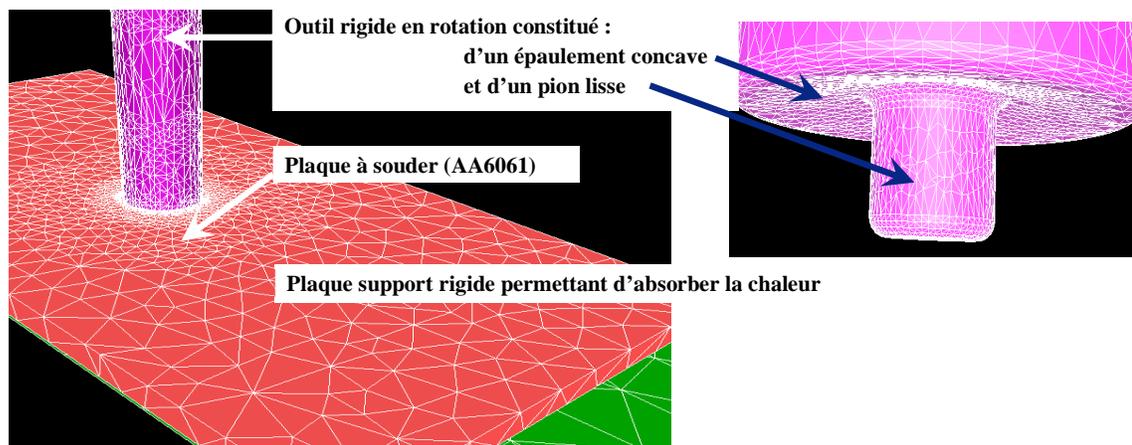


Figure IV-1 : Mise en donnée du cas de soudage.

Densité	Chaleur spécifique	Conductivité	Emissivité
2 700 $kg/m^3$	890 $J/kg \cdot ^\circ C$	167 $W/m \cdot ^\circ C$	0,05

Tableau IV-1 : Caractéristiques thermiques de la plaque en alliage 6061.

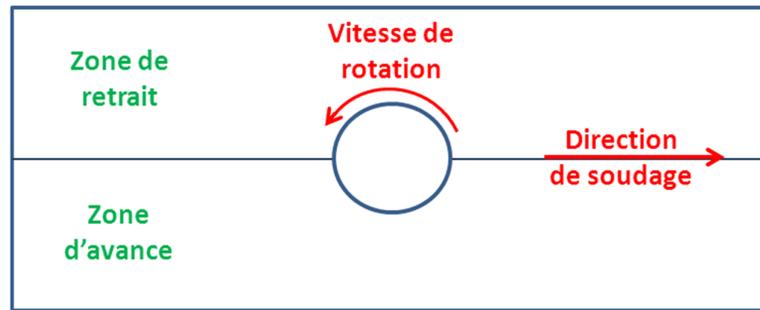


Figure IV-2 : Schéma des zones d'avance et de retrait de chaque côté du cordon de soudure.

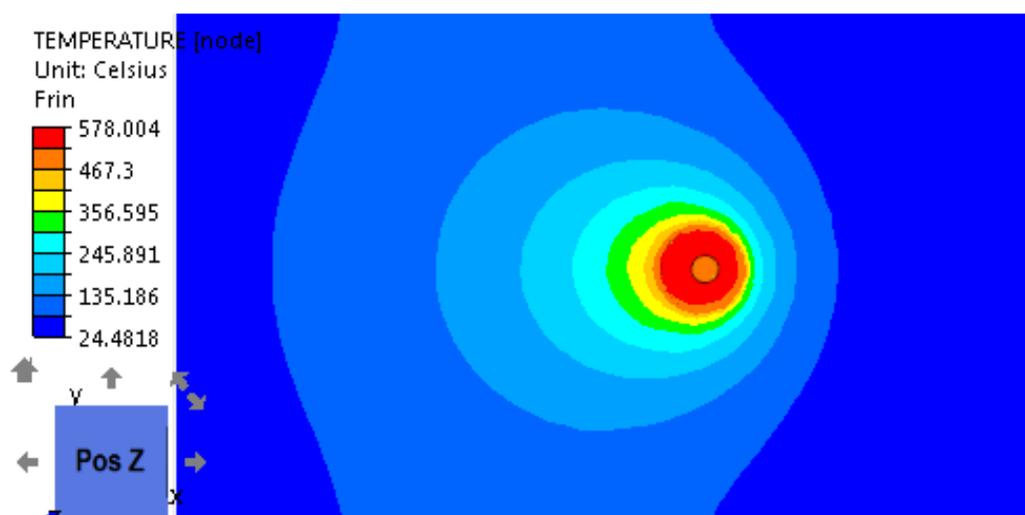
Paramètres procédé	Epaulement concave	Pion cylindrique
$\vec{\Omega} = 650 \text{ tpm}$	$\varnothing = 25 \text{ mm}$ $H = 82,5 \text{ mm}$	$\varnothing = 6 \text{ mm}$
$\vec{v} = 3,4 \text{ mm/s}$	Angle concavité = $9^\circ$	$H = 7 \text{ mm}$

Tableau IV-2 : Caractéristiques géométriques, cinématiques de l'outil.

	Outil supérieur	Plaque support
Effusivité	$9\,367 \text{ J/kg} \cdot \text{m}^3$	$9\,367 \text{ J/kg} \cdot \text{m}^3$
Plaque	$\alpha = 2\,000$	$\alpha = 5\,000$

Tableau IV-3 : Echanges thermiques entre les outils et la plaque.

Le comportement du matériau est considéré viscoplastique, il est modélisé par la loi de Norton-Hoff dont le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation  $m$  et la consistance  $K$  évoluent en fonction de la température (Guerdoux 2007). Le contact entre la plaque support et la tôle est considéré comme collant puisque la pièce est bridée. Celui entre l'outil FSW et la tôle est de type Norton (voir équation **III-17** Chapitre III.I.1) avec les coefficients  $\alpha_f = 0,4$  et  $p = 0,125$ . On s'intéresse ici à la phase d'avance de l'outil. La température de la plaque est initialisée à partir du profil résultant d'un calcul de plongée visible sur la Figure IV-3.



**Figure IV-3 : Profil de température initial dans la plaque.**

Les températures des outils sont constantes ; elles résultent du calcul de plongée et des mesures expérimentales : la plaque support est à une température uniforme de 100°C et l'outil supérieur est à une température de 578°C.

La plaque initialement percée selon l'empreinte de l'outil est maillée avec environ 24 000 nœuds, soit 72 000 ddl. L'essentiel des déformations a lieu autour du pion et sous l'épaule, un maillage plus fin est donc défini dans ces zones (voir Figure IV-4). Une taille de maille de 0,4 mm est imposée autour du pion et de 0,8 mm sous l'épaule (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 8 mm). Nous appliquons des conditions aux limites de type eulérien aux extrémités amont et aval, ainsi que sur les bords latéraux de la plaque. Nous y imposons une vitesse d'avance dans la direction de soudage et une vitesse nulle dans les 2 autres directions de manière à modéliser l'encastrement de la plaque. Dans la zone de bavure, au-dessus de la plaque, nous utilisons également une formulation eulérienne pour éviter d'avoir à modéliser ce type de défaut dans un premier temps. Nous appliquons une formulation ALE dans le reste de la tôle, notamment dans la zone proche de l'outil. Le critère de convergence de l'algorithme de Jacobi pour le calcul de la vitesse de maillage est fixé à 0,005 et le nombre maximal d'itérations est de 30. Une procédure de remaillage complet est déclenchée tous les 50 incréments. Les calculs sont réalisés en parallèle sur 4 processeurs.

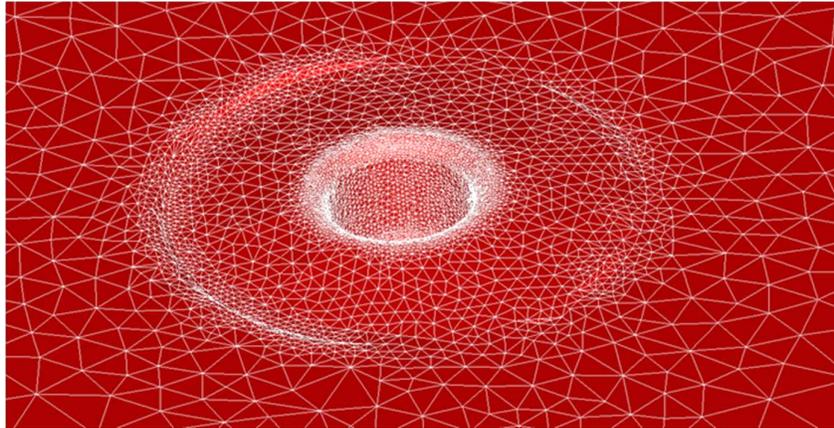


Figure IV-4 : Maillage initial de la pièce.

## II. Validation thermique

Les résultats des simulations réalisées avec Forge-ALE-new (nouvelle formulation ALE généralisée) sont comparés à ceux obtenus avec Forge-ALE-FSW (formulation dédiée au FSW ne s'appliquant pas au laminage), qui ont été validés vis-à-vis de l'expérience en utilisant la méthode PR2 pour le transport de la température. Cet opérateur est semblable à la méthode SPR (décrite dans Chapitre III.II. 3. b) pour les variables d'état mais poussé à l'ordre 2 et appliquée à un champ linéaire et continu. Les résultats obtenus avec cet opérateur PR2 sont identiques à quelques degrés près à ceux obtenus avec le transport amont (voir Chapitre III.II. 3. a) de sorte que nous utilisons cette dernière méthode avec les 2 logiciels dans la suite des calculs.

Au paragraphe Chapitre III.III. 1. a, nous n'avons validé et comparé la méthode de transport amont que sur la convection d'un profil de température sans source de chaleur. Nous étudions à présent le cas de soudage complet où une source externe (frottement de l'épaulement) et une source interne (malaxage du pion = déformation plastique) contribuent à l'évolution de température en plus de la convection dans la plaque en mouvement.

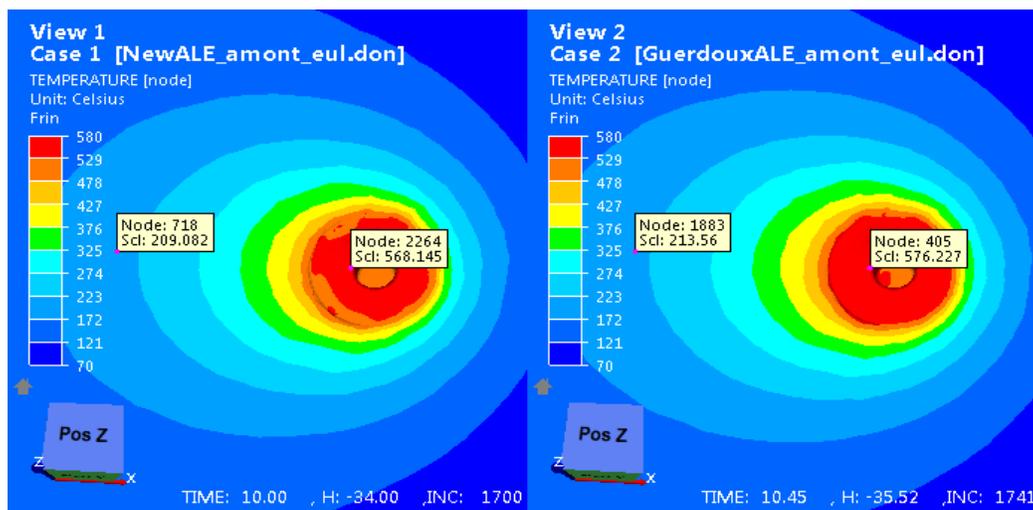
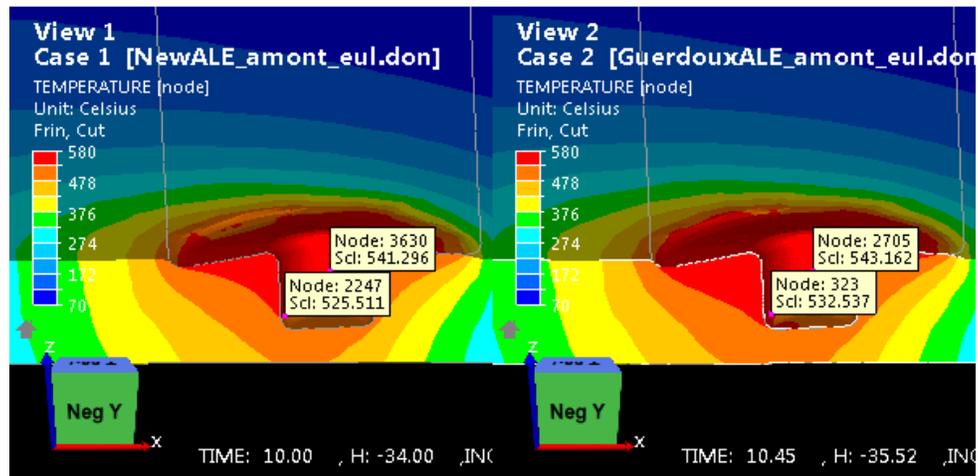
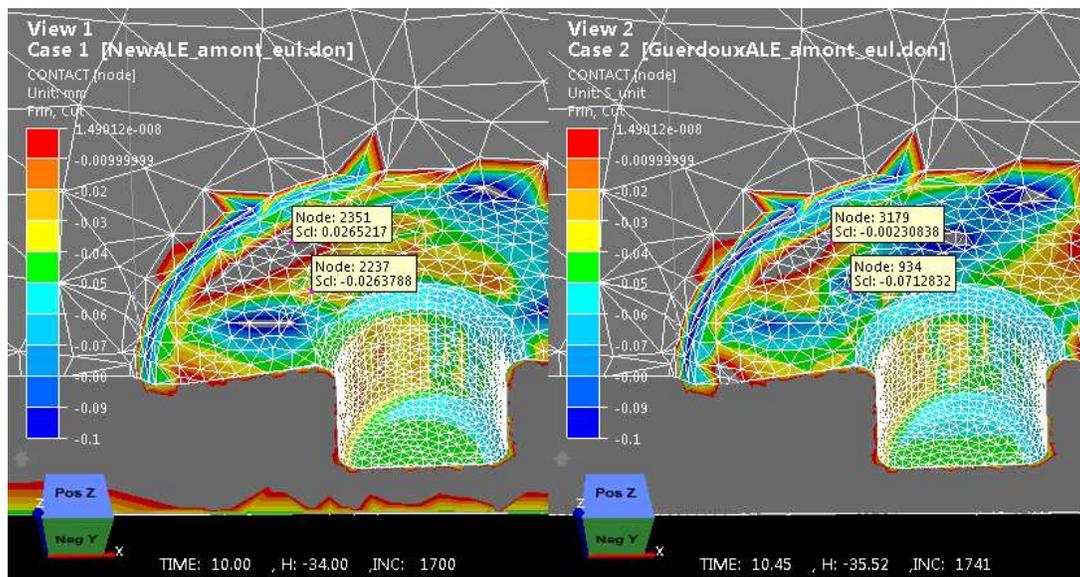


Figure IV-5 : Validation de la méthode de transport pour la température sur un cas de soudage : gauche = Forge-ALE-new ; droite = Forge-ALE-FSW.



**Figure IV-6 : Validation de la méthode de transport pour la température sur un cas de soudage : gauche = Forge-ALE-new ; droite = Forge-ALE-FSW.**

Nous observons des écarts de quelques degrés entre les 2 simulations (voir Figure IV-5 et Figure IV-6) qui s'expliquent en grande partie par la différence d'état de contact entre l'outil et la tôle dans les deux versions du logiciel, qui entraîne des différences dans le calcul des sources de chaleur. Pour vérifier cette hypothèse, on compare, sur la Figure IV-7, la distance de contact dans les 2 simulations, on peut noter que certaines zones de l'épaulement ne sont pas en contact avec Forge-ALE-new alors qu'elles le sont avec Forge-ALE-FSW. Le contact est effectivement traité selon des algorithmes légèrement différents : explicite dans Forge-ALE-new (voir Chapitre III.I.1) et implicite dans Forge-ALE-FSW (Guerdoux 2007), (Mocellin 1999). Ces différences sont mineures et le profil de température dans la zone thermiquement affectée est le même avec les 2 codes, ce qui nous autorise à valider notre calcul de température.



**Figure IV-7 : Etat de contact sous l'épaulement et autour du pion : gauche = Forge-ALE-new ; droite = Forge-ALE-FSW. Une zone en contact est colorée, le reste de la tôle est en gris.**

### III. Etude du pas de temps

Un point essentiel de la modélisation numérique du FSW est la gestion du contact car il est directement lié à l'élément moteur du soudage, le frottement, et par conséquent aux échanges de chaleur outil/matière comme nous venons de l'observer (même si cela restait faible). La formulation explicite du contact (voir Chapitre III.I.1) entraîne une dépendance plus marquée<sup>2</sup> au pas de temps, que nous souhaitons étudier. Les différentes valeurs testées sont :  $\Delta t = 5 \cdot 10^{-3}s$ ,  $10^{-3}s$ ,  $5 \cdot 10^{-4}s$ . Sur la Figure IV-8 nous observons une évolution de l'état de contact en fonction de la valeur du pas de temps et une stabilisation à partir de  $10^{-3}s$ . Pour la plus grande valeur,  $5 \cdot 10^{-3}s$ , le schéma explicite n'est pas assez précis et l'approximation de la géométrie n'est pas correcte entraînant de légères pertes de contact<sup>3</sup> en arrière du pion (voir Figure IV-8 gauche). La matière ne reste pas parfaitement en contact lors de sa rotation autour de l'outil ; un trou tend à se former. Or les conditions de soudage sont bonnes, et ne produisent pas expérimentalement de défauts. En diminuant le pas de temps, le contact reste parfaitement établi (voir Figure IV-8 milieu et droite). Le raffinement du pas de temps par 5 permet ainsi, comme on pouvait s'y attendre, d'obtenir la précision requise, et de rattraper celle du contact implicite.

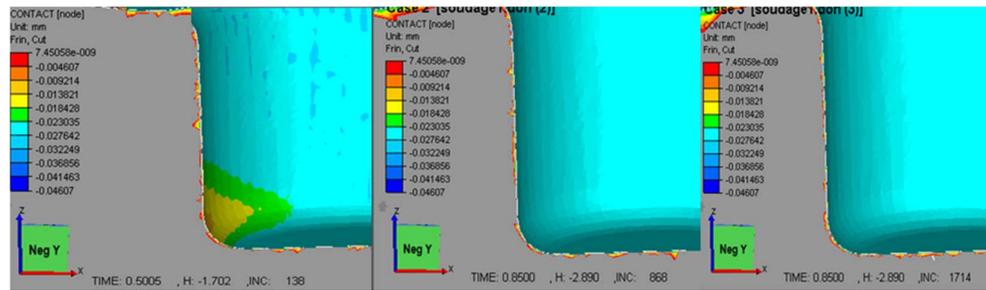


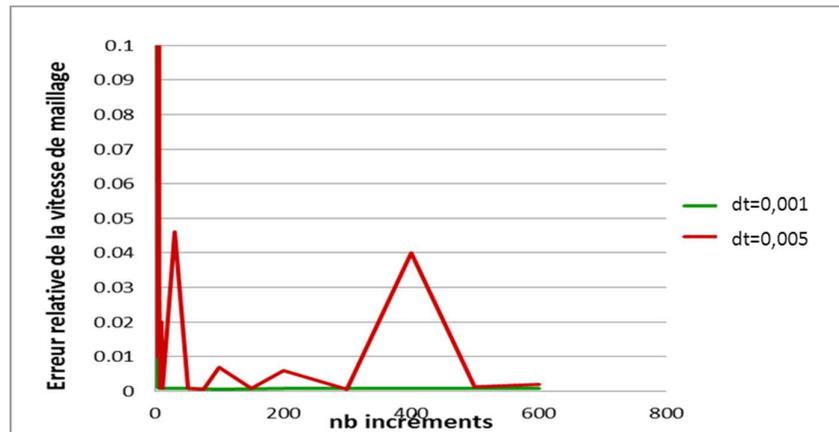
Figure IV-8 : Etat de contact à 0,5 s.

Gauche :  $\Delta t = 5 \cdot 10^{-3}s$ , milieu :  $\Delta t = 10^{-3}s$ , droite :  $\Delta t = 5 \cdot 10^{-4}s$ .

Nous observons également l'influence du pas de temps sur l'erreur relative de la vitesse de maillage (voir équation III-52 Chapitre III.II. 2. b), (voir Figure IV-9), pour les deux pas de temps de  $\Delta t = 5 \cdot 10^{-3}s$  (Guerdoux 2007) et  $\Delta t = 10^{-3}s$ . Pour le pas de temps de  $5 \cdot 10^{-3}s$ , l'algorithme de Jacobi ne converge pas et atteint le nombre d'itérations maximales, la vitesse de maillage n'est calculée qu'avec une précision de  $5 \cdot 10^{-2}$ . La vitesse de la matière étant calculée avec une précision relative de  $10^{-5}$ , ce n'est pas satisfaisant pour conserver un maillage de qualité et peut être la source de dégénérescences du maillage. En divisant ce pas de temps par 5, l'algorithme converge et l'erreur relative sur la vitesse de maillage se stabilise à une valeur de  $6 \cdot 10^{-4}$  ce qui est inférieur à la précision imposée en début de chapitre de  $5 \cdot 10^{-3}$ .

<sup>2</sup> Plus marquée qu'une formulation implicite

<sup>3</sup> Lorsqu'un nœud est en contact la distance de contact est négative ; elle est nulle ou positive lorsqu'il quitte le contact.

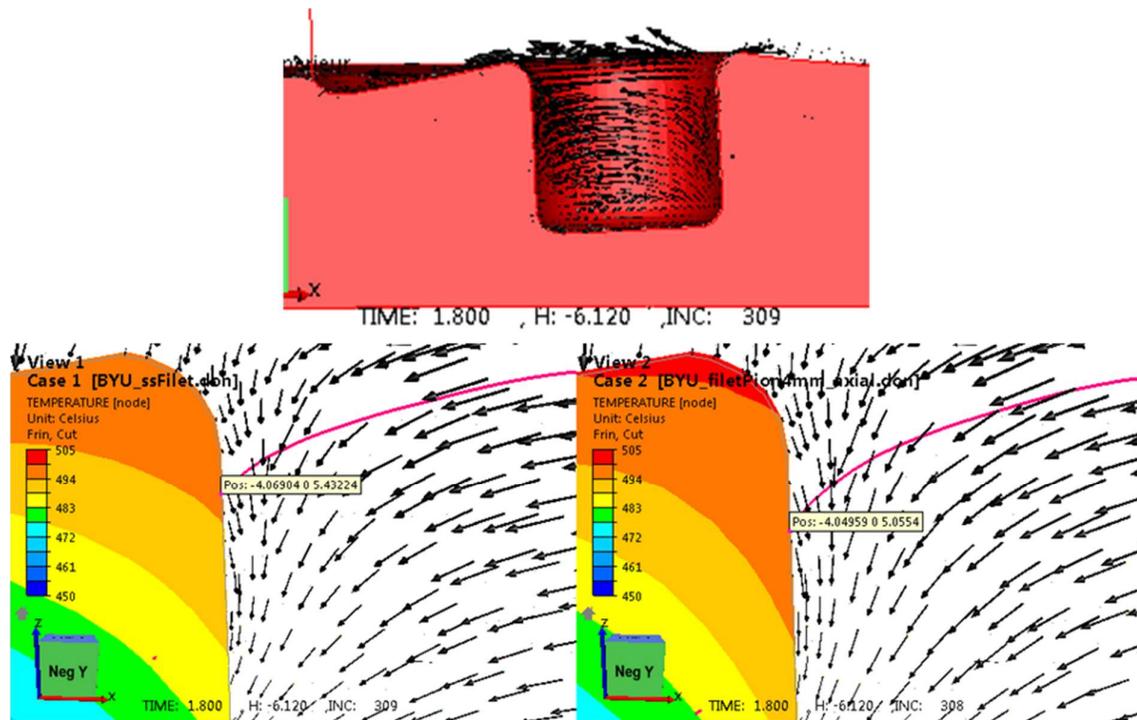


**Figure IV-9 : Erreur relative sur la vitesse de maillage en fonction de l'incrément pour  $\Delta t = 5 \cdot 10^{-3} s$  et  $\Delta t = 10^{-3} s$ .**

Le pas de temps a donc été fixé ( $\Delta t = 10^{-3} s$ ) afin d'avoir une précision numérique suffisante pour modéliser correctement l'évolution de l'écoulement. Nous pouvons maintenant regarder de plus près l'influence du filetage sur l'écoulement ainsi que sur les variables thermomécaniques.

## IV. Influence du filetage

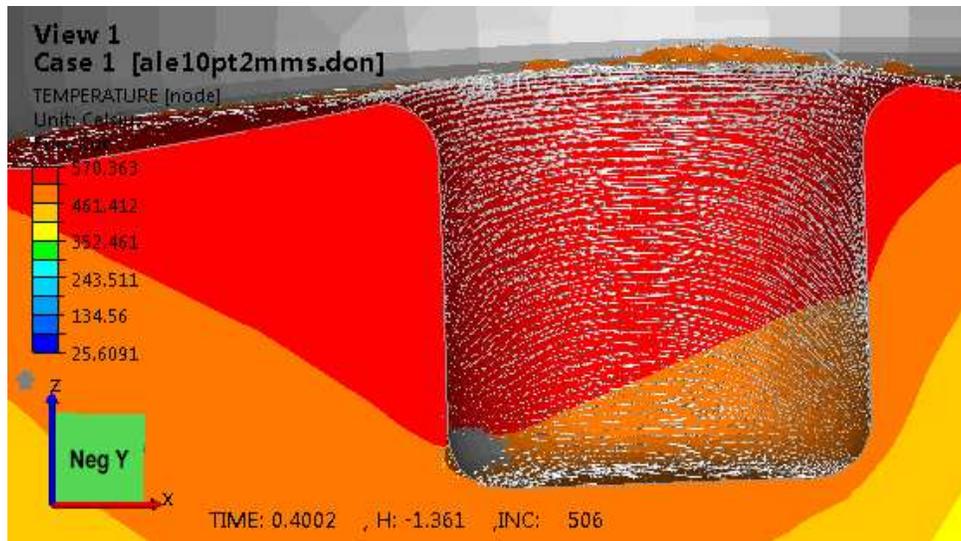
Nous allons étudier, dans ce paragraphe, l'influence de l'ajout d'un filetage sur le pion, sur l'écoulement de la matière et sur la qualité de la soudure. Cette étude est strictement numérique. Les essais correspondant n'ont pas été réalisés. Nous l'appliquons au cas de soudage présenté en début de chapitre en conservant dans un premier temps les paramètres procédés donnant une bonne soudure à savoir 3,4 mm/s d'avance et 650 tpm de rotation. Nous comparons la simulation avec un pion sans filetage avec celle où nous modélisons un filet de pas de vis de 4 mm. Les résultats sont présentés sur la Figure IV-10.



**Figure IV-10 : Haut : plan de coupe suivant la ligne de soudure sans filetage. Bas : zoom sur la zone intérieure de l'épaulement, sur le haut et à l'arrière du pion en bas : sans filet à gauche et avec un filet de pas 4 mm à droite. Champ de température dans le plan de coupe ; champs de vitesses dans la matière ; ligne de courant d'une particule en trait rose.**

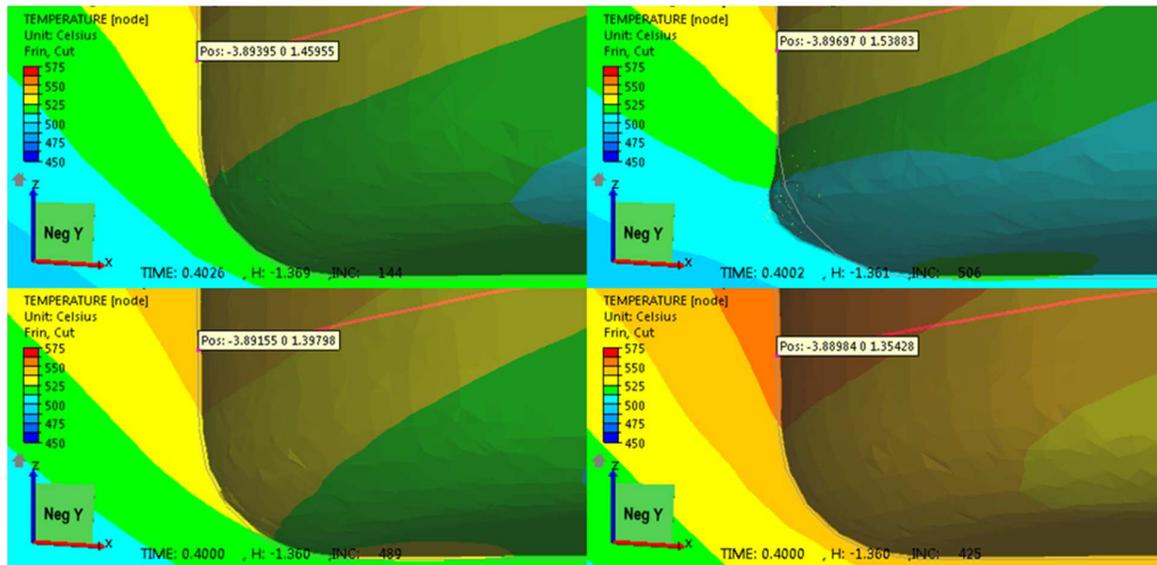
Le filetage induit une élévation de température d'environ 5 degrés (voir Figure IV-10). Il influence également l'écoulement. Le long du pion, les champs de vitesses, sont davantage orientés vers le bas. En traçant la trajectoire d'une particule, nous observons qu'elle descend plus bas le long du pion (voir Figure IV-10) : au bout de 1,8 s de soudage simulé la différence de hauteur de la particule est de 0,4 mm.

Nous allons maintenant voir si ce modèle de filetage permet de corriger des défauts. Nous dégradons volontairement les conditions de soudage en multipliant la vitesse d'avance par 3 afin de provoquer l'apparition d'un trou. Cette vitesse de 10,2 mm/s conduit à la formation d'un défaut en arrière du pion, qui est visible sur la Figure IV-11 (noter l'espace vide entre la frontière de l'outil (de couleur grise) et la matière).



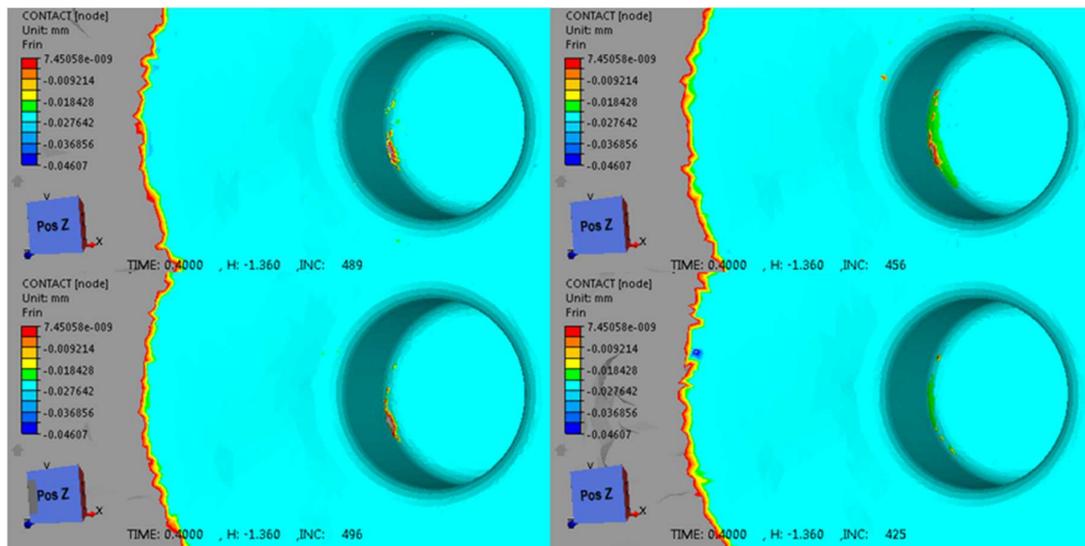
**Figure IV-11 : Formation d'un trou en arrière de pion pour une vitesse d'avance de 10.2 mm/s et une vitesse de rotation de 650 tpm. Isovaleurs de température.**

L'augmentation de la vitesse se traduit par un refroidissement de la soudure, notamment en bas du pion où le trou se forme (voir Figure IV-12 haut droit). On note que l'écoulement est moins dirigé vers le bas comme le montre le suivi de la particule. Nous comparons les résultats obtenus avec et sans modélisation du filetage. Nous rappelons que la hauteur du pion est de 7 mm. Nous avons testé différents pas de filetage : 3 mm ; 4 mm, 5 mm et 10 mm. Pour les pas de 3 mm, 4 mm et 5 mm nous avons obtenu des défauts. Ils sont de taille inférieure à celui du cas sans filetage et se mettent en place plus tardivement : au bout de 0,4 s de soudage aucun trou ne s'est encore formé mais on peut voir apparaître un décollement du côté de la zone de retrait (voir Figure IV-13).



**Figure IV-12 : Influence du rapport de soudage et du filetage sur l'écoulement. Plan de coupe dans la ligne de soudure ; température et suivi d'une particule en trait rose. Haut : pas de filetage, vitesse d'avance de 3.4 mm/s à gauche et de 10.2 mm/s à droite. Bas : vitesse d'avance de 10.2 mm/s, pas de 3 mm à gauche et de 10 mm à droite.**

Avec un pas de 10 mm, la perte de contact est annulée. L'écoulement a été amélioré. Nous pouvons voir sur la Figure IV-12 que le filetage permet de corriger le manque d'apport de matière vers le bas et d'augmenter la température.



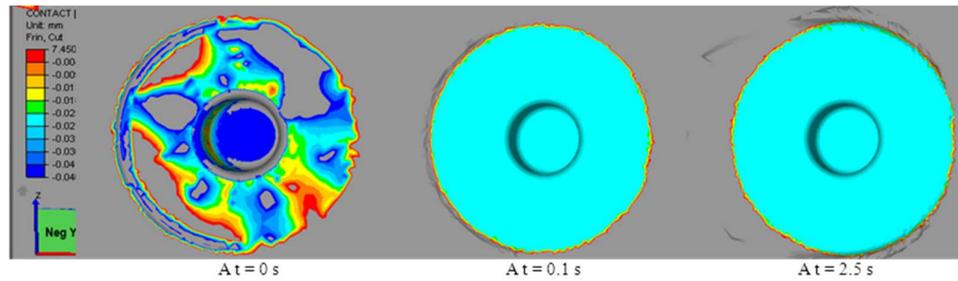
**Figure IV-13 : Influence du pas de filetage sur la formation de défauts. Les iso valeurs représentent la distance entre les nœuds et l'outil. Haut à gauche = pas de 3 mm ; haut à droite = pas de 4 mm ; bas à gauche = pas de 5 mm ; bas à droite = pas de 10 mm.**

On peut conclure quant à la validation qualitative de ce modèle de filetage sur le pion, en effet son influence sur l'écoulement, l'échauffement localisé du matériau et l'élimination des défauts de type trou tunnel est celle attendue. Il sera intéressant de le valider plus précisément sur un cas expérimental.

## V. Résultats thermomécaniques du cas de soudage

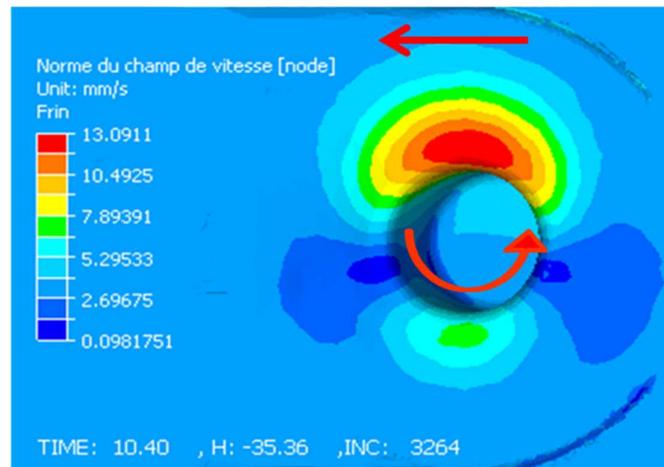
Nous allons dans ce paragraphe, présenter les résultats de simulation obtenus pour une soudure sans défauts. Les paramètres procédés sont les mêmes que ceux pris jusque-là. Pour observer la formation possible des bavures, nous avons utilisé une formulation ALE (et non plus eulérienne) dans la zone de formation des bavures, les bords sont toujours définis par une formulation eulérienne et le reste par une formulation ALE.

Nous observons que le contact s'établit parfaitement et assez rapidement, tant au niveau de l'épaulement que du pion et qu'il ne se détériore pas au cours du temps (voir Figure IV-14). Ceci montre que l'algorithme de projection intégré au calcul de la vitesse de maillage est très précis. En effet, les nœuds en contact avec le pion sont modélisés suivant un contact unilatéral ; ils peuvent décoller de l'outil (voir Figure IV-8 gauche). La matière est parfaitement recollée lorsqu'elle fait le tour du pion en passant de la zone d'avance à la zone de retrait derrière l'outil (voir Figure IV-2). L'écoulement simulé témoigne d'une soudure correcte dans le sens où elle ne présente pas de défauts macroscopiques.

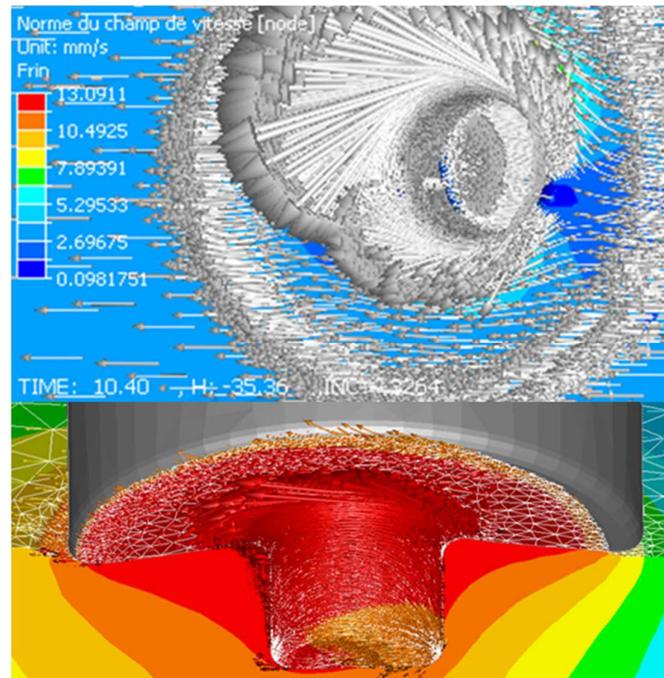


**Figure IV-14 : Etat de contact au cours de la simulation sous l'épaulement et autour du pion.**

Regardons à présent l'écoulement autour de l'outil au travers du champ des vitesses (voir Figure IV-15 et Figure IV-16).

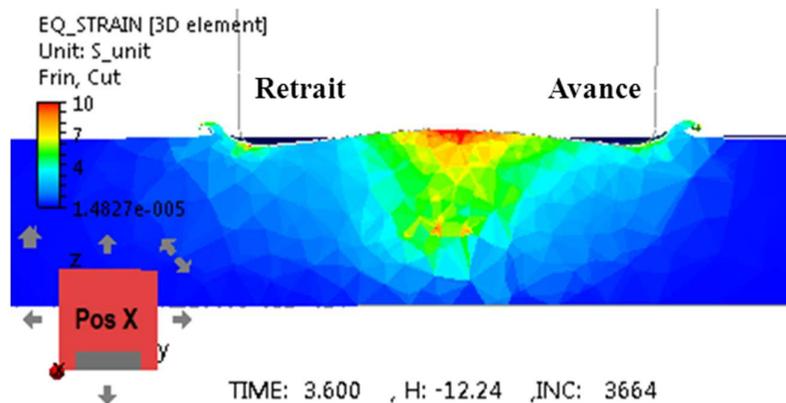


**Figure IV-15 : Champs de la norme de la vitesse matérielle sous l'outil.**



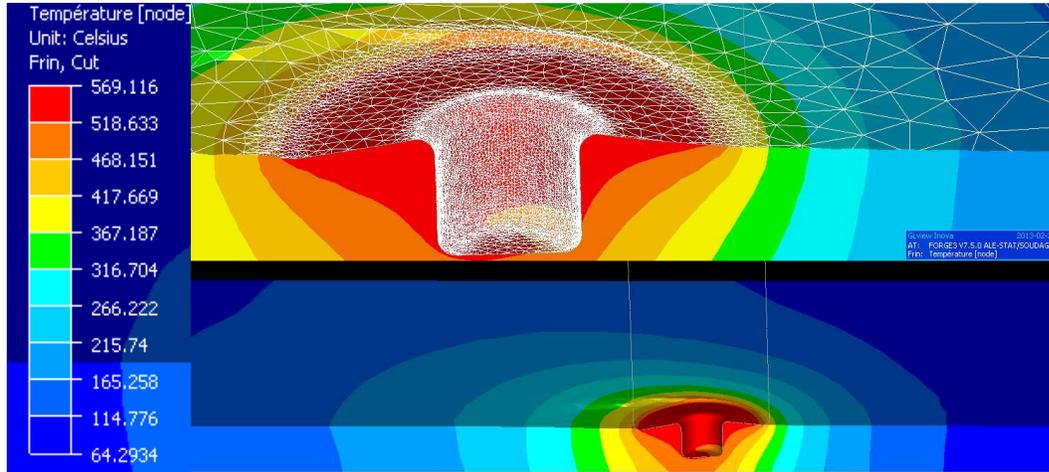
**Figure IV-16 : Champ du vecteur de la vitesse matérielle sous l’outil : vu de dessus en haut et suivant un plan de coupe (champ de température) le long de la ligne de soudure en bas.**

On remarque sur la Figure IV-15 que le champ des vitesses est plus important du côté de la zone d’avance que du côté de la zone de retrait. Ceci est conforme à la nature du procédé FSW provoquant un écoulement asymétrique par rapport à la ligne de soudure. En effet, dans la zone d’avance, les directions des vitesses d’avance et de rotation sont les mêmes alors qu’elles s’opposent dans la zone de retrait. Un écoulement symétrique signifierait qu’il n’y a pas du tout de frottement sur l’outil et que la matière n’est pas du tout entraînée en rotation ce qui engendrerait une cavité. Les valeurs des déformations équivalentes traduisent également cette asymétrie (voir Figure IV-17), en effet les déformations sont plus importantes dans la zone d’avance. Nous observons également que les déformations sont localisées autour du pion et sous l’épaule ce qui correspond à la ZATM et au noyau et que celles-ci s’atténuent en passant de la ZATM à la ZAT. Nous remarquons la formation de bavures que nous détaillerons au paragraphe suivant.



**Figure IV-17 : Isovaleurs des déformations équivalentes dans le plan de coupe suivant la ligne de soudage et après 3.6 s de soudage (zone d’avance à droite).**

Les résultats thermiques que nous obtenons témoignent d'un « bon échauffement » de la matière (voir Figure IV-18) le long du pion et sous l'épaulement. En effet la température ne dépasse pas la température de fusion, comprise entre celle du solidus, qui est de 582°C et celle du liquidus, qui de 651.7°C. En FSW, la température maximale est estimée entre 0,7 et 0,9 fois celle de la température de fusion (Tang et al. 1998), (Guedoiri et al. 2011), ce qui est donc le cas ici avec 569°C.

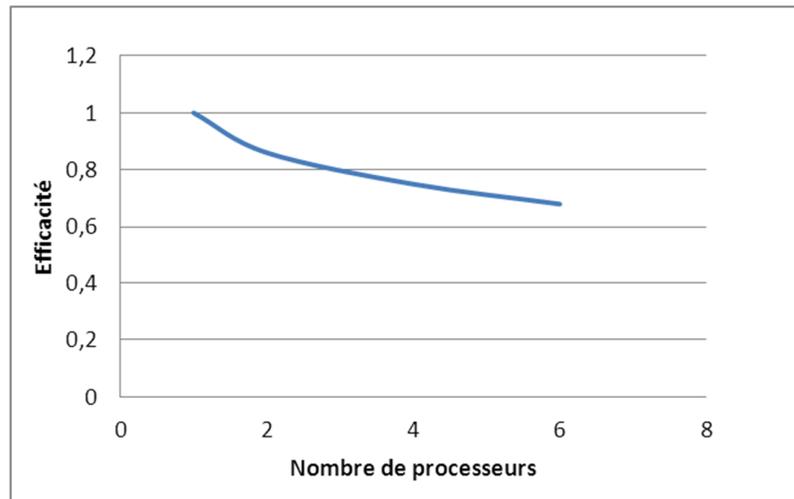


**Figure IV-18 : Champ de température au bout de 8 s (zoom autour de l'outil en haut).**

Notons que les temps de calculs pour 8 s de simulation sont de 2 jours avec 4 processeurs sur un ordinateur Dell Optiplex 7010 64 bits (processeurs Intel® Xeon®). Nous avons fait une étude d'accélération sur un cas de soudage en faisant varier le nombre de processeurs de 1 à 6. Les calculs sont réalisés avec un maillage de 20 000 nœuds et un pas de temps de 0,001s pendant 3 s de simulation. Les résultats obtenus sont regroupés dans le Tableau IV-4 ci-dessous :

Code	dt	Nb proc.	Temps simulation	Accélération	Efficacité
Forge-ALE-new	0,001	1	37h05	1	1
Forge-ALE-new	0,001	2	21h36	1,72	0,86
Forge-ALE-new	0,001	4	12h25	2,98	0,75
Forge-ALE-new	0,001	6	9h06	4,07	0,68
Forge-ALE-FSW	0,006	1	10h22		

**Tableau IV-4 : Efficacité du code en fonction du nombre de processeurs et temps de calcul en fonction du code.**



**Figure IV-19 : Efficacité de la parallélisation (pour 3 s de soudage) en fonction du nombre de processeurs.**

La chute d'efficacité entre 1 et 2 est due à un préconditionneur non strictement parallélisable et la stagnation de la courbe vers 6 processeurs peut-être due à un tout début de saturation du nombre de nœuds par processeurs. Cette formulation ALE en plus d'être générale s'avère parallélisable avec une efficacité qui est tout à fait semblable à celle observée pour le logiciel Forge dans des travaux antérieurs puisque la partie ALE est parfaitement parallélisée.

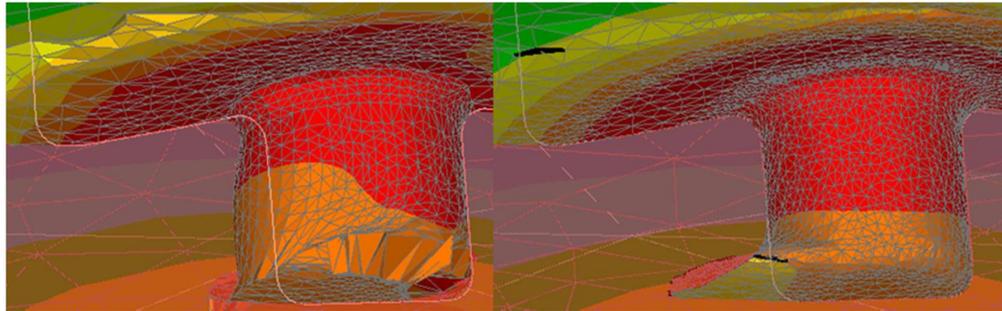
L'utilisation d'un algorithme de contact explicite dans la version actuelle du code nécessite d'utiliser un pas de temps 6 fois plus petit que dans les travaux de (Guerdoux 2007) utilisant une formulation implicite. Précisons que l'algorithme de Jacobi de la régularisation adaptative de maillage de Forge-ALE-FSW atteignait généralement le nombre maximal d'itérations tandis que nous obtenons sa convergence avec le pas de temps fixé. Nous avons la possibilité d'effectuer des calculs en parallèle ce qui permet de les accélérer par un facteur 4 comme nous l'avons vu sur 6 processeurs (voir Tableau IV-4). De plus, en comparant les résultats entre les 2 codes (pour un pas de temps 6 fois plus petit avec Forge-ALE-new par rapport à Forge-ALE-FSW), nous avons un temps de calcul sur 1 processeur avec Forge-ALE-FSW comparable à celui de Forge-ALE-new sur 4 ou 6 processeurs. Précisons que le schéma de réactualisation cylindrique introduit (Chapitre III.III.2) ne suffit pas à atteindre la même efficacité d'intégration temporelle que le contact implicite. En effet, le test de ce schéma n'a pas permis de diminuer significativement la variation de volume pour un pas de temps fixé. De même nous n'avons pas pu réduire considérablement les temps de calculs. Il sera donc important, dans les perspectives de nos travaux, d'intégrer ce contact implicite en parallèle dans Forge-ALE-new. En l'état et pour le maillage considéré, Forge-ALE-new sur 6 processeurs présente une efficacité comparable à Forge-ALE-FSW sur 1 processeur. Pour des maillages plus importants et en utilisant plus de processeurs, Forge-ALE-new devrait s'avérer bien plus efficace.

Nous avons obtenu et analysé les résultats dans le cas d'une soudure correcte à l'échelle macroscopique. Nous nous intéressons dans ce dernier paragraphe à mettre en évidence les capacités de Forge-ALE-new, et tout particulièrement en ce qui concerne la modélisation de défauts.

## VI. Modélisation de défauts

Nous allons nous intéresser dans ce paragraphe à la capacité de cette formulation ALE à simuler tout type de géométrie, aussi complexe soit-elle. Plus particulièrement les défauts, trous et bavures, créés lors du soudage FSW présentent de telles géométries.

Nous avons vu plus haut différentes circonstances dans lesquelles apparaissait un défaut de type trou tunnel, qu'il s'agisse d'une mauvaise calibration de paramètres numériques comme le pas de temps ou de paramètres procédé comme la vitesse d'avance et le type de filetage du pion. Nous effectuons ici une étude plus détaillée sur un autre exemple de sensibilité de ce défaut à un paramètre numérique, le coefficient de transfert thermique entre le support et la tôle, parfaitement représentatif de la complexité du couplage thermomécanique du procédé. L'utilisation d'un coefficient de transfert thermique trop important engendre un refroidissement relatif du matériau. La viscosité augmente ce qui provoque la perte de contact avec le pion, générant ainsi une cavité à l'arrière du pion (voir Figure IV-20). Les conditions de soudage sont celles décrites en début de chapitre.



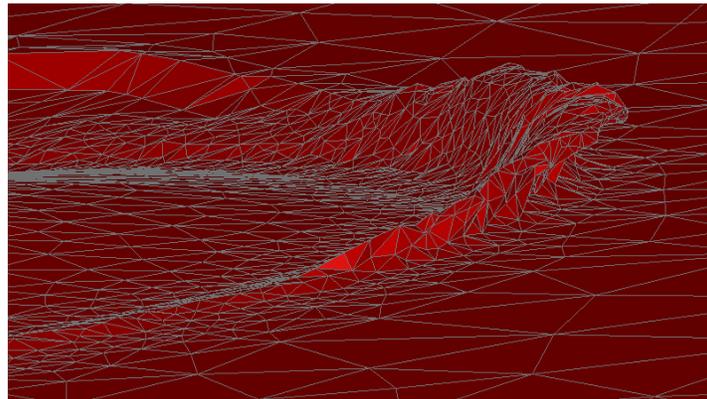
**Figure IV-20 : Plan de coupe parallèle suivant la ligne de soudure : trou tunnel en arrière de pion, sans (gauche) et avec (droite) raffinement de maillage après 2 s de soudage.**

Le raffinement de maillage s'avère nécessaire pour modéliser avec précision la formation de trous et éviter de simuler des trous qui n'en seraient pas. Comme nous pouvons le voir sur la Figure IV-20, la géométrie du trou est bien plus précise et surtout le décollement à l'arrière du pion ne se produit plus sur toute sa hauteur (voir Figure IV-20 gauche) mais uniquement en son bas (voir Figure IV-20 droite) comme cela est observé expérimentalement. En raffinant le maillage (et le pas de temps) la géométrie converge alors vers celle d'une cavité complexe dont la forme est parfaitement rendue par le logiciel.

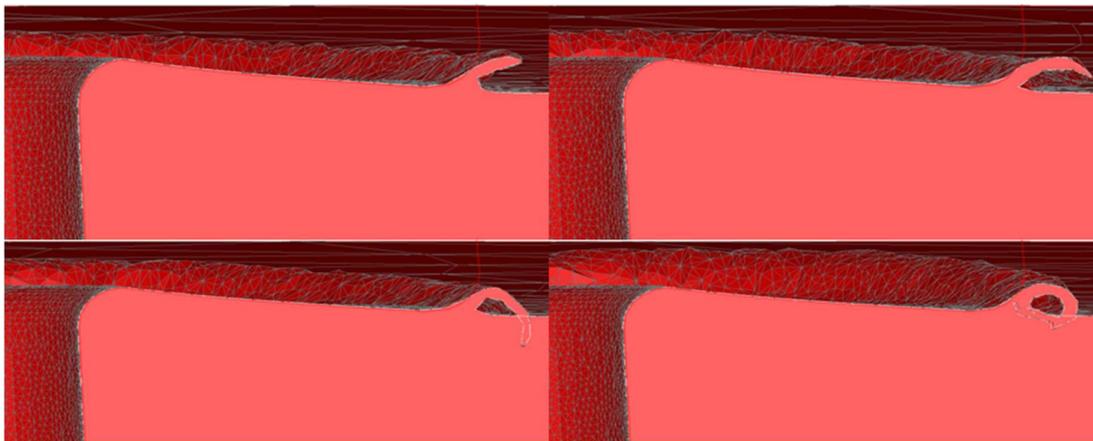
Cette capacité à simuler des défauts géométriques de soudage en fonction de la valeur des paramètres numériques (pas de temps, coefficient de transfert thermique, ...) ou du procédé (vitesse d'avance, filetage, ...) de manière parfaitement réaliste et en accord avec les observations montre à la fois la robustesse du logiciel et son caractère prédictif.

D'autres types de défauts présents lors du soudage peuvent être également modélisés grâce à la méthode de régularisation de maillage développée dans (Philippe et al. 2008), (Fourment et al. 2013) et intégrée à notre modèle numérique dans laquelle les coins et les arêtes sont détectés automatiquement. Il s'agit de la création de bavures (Figure IV-21) ou du bourrelet en avant de l'épaulement (voir Figure IV-22) créés lors du passage de l'outil. En effet si la profondeur de pénétration de l'épaulement est trop élevée, une partie de la matière est rejetée sur les bords de l'outil ce qui crée les bavures. La simulation des bavures dans toute leur complexité et leur finesse (voir Figure IV-21) montre la précision du calcul des normales votées ainsi que la robustesse de la détection

de singularités qui se forment dynamiquement. Les modéliser, augmente davantage les temps de calculs.



**Figure IV-21 : Bavures au passage de l'outil.**



**Figure IV-22 : Bourrelet en avant de l'épaulement.**

L'ensemble des paramètres du modèle de ce chapitre sont issus de résultats calibré vis-à-vis de l'expérience. Nous pouvons alors conclure que le logiciel présente les capacités pour prédire la formation de ces défauts. Nous avons ainsi obtenu une soudure correcte lorsque tel était le cas expérimentalement et nous avons modélisé la formation d'un défaut en augmentant la vitesse d'avance.

## VII. Conclusion

Au travers des différents résultats montrés, nous avons pu mettre en évidence que cette nouvelle formulation ALE développée pour la simulation du laminage de tôles s'avère tout à fait efficace pour simuler le procédé FSW. Notons que cela ne nécessite aucun ajustement des algorithmes de contact ou de remaillage. Cette formulation repose donc sur un algorithme robuste de calcul de la vitesse de maillage grâce au lissage de la surface lagrangienne réactualisée par la méthode de Nagata, grâce à la régularisation du maillage et à la projection des nœuds sur cette surface. Les seuls paramètres numériques que nous avons dû ajuster pour simuler le FSW sont le pas de temps, le raffinement de maillage et le critère de convergence de la vitesse de maillage.

Lorsque les paramètres de soudage sont ceux d'une soudure sans défauts, les calculs convergent, la matière fait bien le tour du pion sans décoller et la soudure obtenue est correcte. Les résultats numériques sont donc cohérents avec l'expérience. L'algorithme de régularisation de calcul de la vitesse de maillage associé à la méthode de lissage de Nagata est suffisamment précis pour prendre en compte la finesse de l'écoulement autour du pion. En effet aussitôt qu'une zone initialement en contact décolle, il n'y a plus de frottement, la matière refroidit, la soudure devient localement plus froide et le trou se développe. Cette capacité à prédire avec précision l'état de contact entre l'outil et la plaque donner un caractère également prédictif pour l'apparition de divers défauts tels que les trous tunnels et les bavures ; cela constitue un atout considérable pour mettre au point le procédé et obtenir une soudure de qualité par la simulation.

Dans cette nouvelle formulation, la modélisation du frottement a été enrichie afin de prendre en compte le filetage de l'outil dont le rôle est d'atténuer la formation de cavités dans le procédé réel. L'actualisation cylindrique a également été introduite. Elle a été validée sur des cas simples dans le chapitre précédent sans qu'elle ne nous ait permis de réduire le pas de temps, ce que nous espérions, il semble prioritaire, préalablement, d'utiliser un contact implicite, ce qui est laissé en perspectives. Par ailleurs, la méthode de transport amont des champs continus (température) a été affinée pour les termes de surface et donne d'excellents résultats.

Il est maintenant nécessaire d'appliquer cette formulation ALE au cas industriel faisant l'objet de cette étude. Pour cela des essais ont été réalisés et sont présentés au chapitre suivant.