
MODÉLISATION NUMÉRIQUE DU GRADIENT DE COMPORTEMENT MÉCANIQUE GÉNÉRÉ PAR LE PROCÉDÉ FSW

Le but de ce chapitre est d'identifier les paramètres d'un modèle de comportement mécanique isotrope de type Chaboche. Le choix des paramètres est justifié en comparant les résultats expérimentaux du chapitre 2 avec les résultats de simulations réalisées sur des éprouvettes 3D. Les essais biaxiaux sont ensuite simulés dans le but de valider ce modèle.

3.1 Le modèle de comportement retenu

Un modèle élasto-plastique est utilisé pour reproduire le comportement mécanique du joint soudé soumis à des chargements en traction et en cyclique [22] [98] [99] [118]. Ce modèle exprime la déformation totale $\boldsymbol{\varepsilon}$ par deux composantes, une première qui est une contribution élastique $\boldsymbol{\varepsilon}^e$ et une deuxième qui est une contribution inélastique $\boldsymbol{\varepsilon}^p$:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^e + \boldsymbol{\varepsilon}^p \quad (3.1)$$

Le domaine élastique du matériau est décrit par l'équation :

$$f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{X}, R) \leq 0 \quad (3.2)$$

La variable d'écrouissage cinématique $\mathbf{X}$ est un tenseur qui définit le centre du domaine, et la variable d'écrouissage isotrope R est un scalaire qui modifie la taille du domaine. Ce modèle est utilisé avec le critère de Von Mises, ainsi le second invariant $J(\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X})$ s'exprime :

$$J(\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X}) = \sqrt{\frac{3}{2} (\boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{X}) : (\boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{X})} \quad (3.3)$$

où $\boldsymbol{\sigma}'$ est le déviateur des contraintes.

Les équations d'évolution sont exprimées respectivement par deux variables d'état α et q :

$$\dot{\alpha} = \dot{\varepsilon}^p - D\alpha\dot{p} \quad (3.4)$$

$$\dot{q} = (1 - bq)\dot{p} \quad (3.5)$$

Ces équations permettent de retrouver les variables d'écrouissages $\mathbf{X}$ et $\mathbf{R}$:

$$\mathbf{X} = \frac{2}{3} \mathbf{C} \alpha \quad (3.6)$$

$$\mathbf{R} = b \mathbf{Q} q \quad (3.7)$$

La variable d'écrouissage cinématique non linéaire dépend des deux paramètres $\mathbf{C}$ et $\mathbf{D}$ qui sont identifiés pour chaque zone du joint soudé. Le rapport $\frac{\mathbf{C}}{\mathbf{D}}$ correspond à la valeur de saturation de l'écrouissage et $\mathbf{D}$ représente la vitesse pour atteindre ce seuil.

De la même manière, la variable d'écrouissage isotrope non linéaire est décrite par deux paramètres $\mathbf{Q}$ et $\mathbf{b}$ qui correspondent respectivement, à la valeur de saturation de l'écrouissage et à la vitesse de saturation du matériau pour atteindre ce seuil.

Le modèle utilisé dans cette étude est composé de trois écrouissages cinématiques non linéaires et de deux écrouissages isotropes non linéaires.

Sur les deux écrouissages isotropes, le premier est utilisé pour reproduire le fort et rapide adoucissement cyclique, observé dans le chapitre précédent, qui se traduit par la différence entre la forme de la courbe de traction et celle des boucles d'hystérésis en cyclique.

Le second écrouissage isotrope est utilisé pour reproduire le durcissement cyclique observé dans toutes les zones du joint soudé.

Les trois écrouissages cinématiques permettent de reproduire la forme des boucles d'hystérésis.

Enfin, les essais expérimentaux (Cf. essais de traction) ont montré que le comportement mécanique du joint ne dépend pas du temps.

3.2 Stratégie d'identification des paramètres du modèle et de leurs évolutions spatiales

À partir des courbes « déformation locale – contrainte nominale » obtenues par DIC, les paramètres mécaniques du modèle ont pu être identifiés.

L'identification des paramètres mécaniques est réalisée en parallèle sur les essais de traction et des essais cycliques.

Le modèle est identifié en comparant directement les essais expérimentaux aux simulations numériques 3D. Les courbes obtenues en moyennant les déformations locales sur une ligne (Figure 2.12) sont comparées aux courbes extraites des calculs 3D. Les déformations locales sont également moyennées sur une ligne de plusieurs nœuds.

L'intérêt d'identifier les paramètres directement sur les simulations 3D se justifie par la morphologie du joint soudé qui est en « V » dans l'épaisseur. De plus, les courbes expérimentales ont montré que le maximum des déformations se concentre au centre de l'éprouvette, ce qui induit localement de forts effets de multiaxialité.

Pour chacune des zones définies (MdB, ZAT2, ZAT1, ZATM2, ZATM1 et NS), la courbe « contrainte normale - déformation locale » de traction ainsi que les courbes pour les essais cycliques, à chaque niveau de chargement imposé, ont été comparées aux courbes issues du modèle. Les paramètres mécaniques du modèle ont été adaptés manuellement jusqu'à que l'ensemble des courbes simulées coïncide avec les courbes expérimentales.

Dans les travaux de Le Jolu [3] par exemple, l'identification des paramètres a été menée uniquement sur des essais de traction monotone. Ces essais dissimulent certains effets comme le durcissement des zones affectées thermo-mécaniquement lors de chargements cycliques. Cela simplifie fortement la modélisation des comportements mécaniques des différentes zones du joint soudé ainsi que l'identification des paramètres.

Dans notre cas, le choix a été fait de reproduire le gradient de comportement mécanique du joint soudé pour des chargements monotones et cycliques en prenant le parti de garder, si possible, un maximum de coefficients identiques par zone.

3.3 Simulations 3D par éléments finis des essais mécaniques sous sollicitation uniaxiale réalisés sur joints soudés

Les calculs numériques en 3D sont réalisés à l'aide de la suite d'outils numériques pour le calcul de structures Zset, co-développé par le Centre des Matériaux des Mines de Paris et l'Onera [123].

La géométrie d'éprouvette utilisée est celle présentée dans le chapitre 2 pour les essais de comportement mécanique (Figure 2.1). Pour réduire le temps de calcul, les essais sont simulés sur un quart de l'éprouvette et la partie de l'éprouvette prise dans les mors de la machine n'est pas représentée.

Un premier plan de symétrie PS1 est utilisé dans la direction y et est présenté sur le maillage en figure 3.1. Les déplacements des nœuds de ce plan sont nuls dans la direction y.

Un second plan de symétrie PS2 est utilisé dans la direction x, en continuant de faire l'hypothèse que les comportements mécaniques des zones du côté Advancing Side et du côté Retreating Side sont équivalents. Les déplacements des nœuds de ce plan sont nuls dans la direction x. Les résultats de simulation sont tout de même comparés aux résultats expérimentaux des deux côtés AS et RS.

Enfin, il n'y a pas de plan de symétrie suivant la direction z puisque le joint soudé a une forme en « V », comme observé sur l'analyse microstructurale du chapitre 1. Cependant, une condition limite est fixée sur le point P1, à mi-épaisseur de l'éprouvette, pour lequel le déplacement selon z est nul afin d'éviter tout mouvement de solide rigide pendant le calcul.

Une force normale $\vec{F}$ est appliquée sur la surface S3. L'ensemble des nœuds de cette surface sont liés entre eux par une condition de contrainte multipoint qui impose le même déplacement normal.

Des éléments quadratiques de type c3d15 (prismes à section triangulaire quadratique) sont utilisés pour le maillage de toute l'éprouvette. Pour réaliser un maillage sur l'éprouvette complète avec ces éléments, leur orientation est imposée par la géométrie de l'éprouvette. De

plus, dans la zone utile de l'éprouvette, on souhaite avoir un maillage droit sur la surface supérieure puisqu'il s'agit de la surface qui est comparée entre les essais expérimentaux et de simulation.

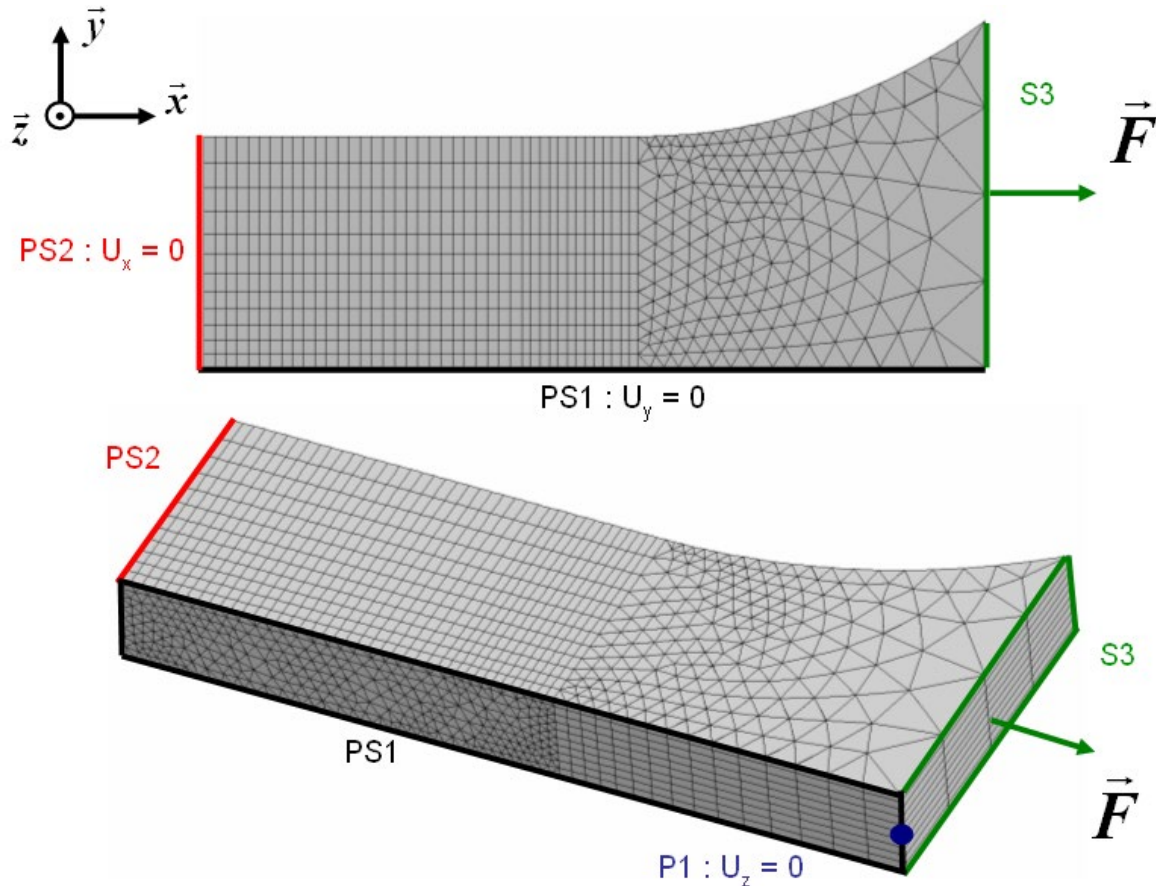


Figure 3.1 : Éprouvette numérique pour chargements uniaxiaux – éléments wedges de type c3d15 sur l'ensemble de l'éprouvette.

Dans le cas pour lequel un modèle de comportement mécanique avec un seul critère isotrope est utilisé, les différentes zones du joint soudé ne sont pas prédéfinies par la géométrie de l'éprouvette. Les paramètres de la loi de comportement sont simplement définis aux points de Gauss. Un exemple de mise en données d'un essai cyclique avec le fichier matériau associé ainsi que le fichier utilisé pour faire varier les paramètres spatialement sont présentés en annexes 2.2 à 2.7. La technique d'affectation des paramètres du modèle permet de simplifier la conception du joint en évitant la création géométrique de chaque zone. La figure 3.2 montre un exemple d'évolution de la limite d'élasticité initiale dans l'éprouvette qui permet ainsi de visualiser la géométrie donnée au joint soudé. Une étude de convergence en fonction du maillage a été réalisée et est présentée en annexe 2.1.

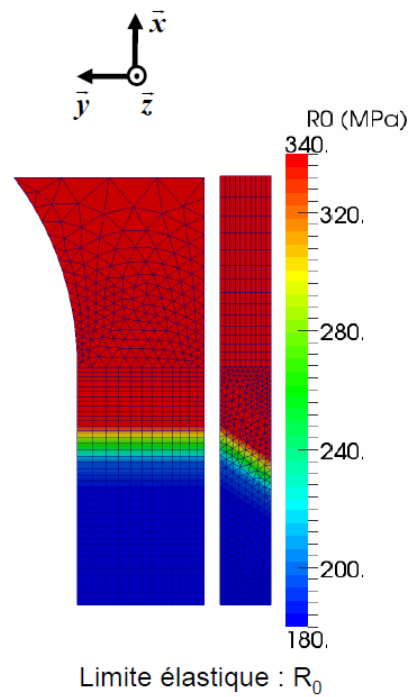


Figure 3.2 : Exemple d'évolution d'un paramètre du modèle de comportement mécanique à travers le joint soudé.

3.4 Simulation des essais sous chargement uniaxial à l'aide de modèles isotropes

3.4.1 Les paramètres du modèle identifiés et leur évolution spatiale

L'identification finale des paramètres du modèle est présentée dans le tableau 3.1.

Tableau 3.1 : Paramètres mécaniques identifiés pour un modèle élasto-plastique dans différentes zones du joint soudé par FSW.

	MdB	ZAT 2	ZAT 1	ZATM 2	ZATM 1	NS
E (MPa)	81000	81000	81000	81000	81000	81000
R_0 (MPa)	340	340	200	180	180	180
b_1	400	400	400	400	400	400
Q_1 (MPa)	-80	-80	-80	-80	-110	-120
b_2	30	30	30	30	30	30
Q_2 (MPa)	0	0	120	120	120	120
C_1 (MPa)	378000	378000	378000	378000	378000	378000
D_1	4500	4500	4500	4500	4500	4500
C_2 (MPa)	50000	50000	50000	50000	50000	50000
D_2	450	450	450	450	450	450
C_3 (MPa)	1000	1000	400	400	400	400
D_3	30	30	30	30	30	30

La première remarque sur ces résultats, c'est que les paramètres évoluent peu d'une zone à une autre. On a fait le choix de simplifier la modélisation du gradient de comportement mécanique du joint soudé tout en représentant le mieux possible les comportements mécaniques locaux dans les différentes zones. Une grande partie des écrouissages cinématiques reste constante, hormis pour C_3 qui est plus élevé dans les zones proches du métal de base que dans le joint soudé. Les paramètres de vitesse de saturation pour les écrouissages cinématiques décroissent d'environ un rapport 10 entre D_1 , D_2 et D_3 .

Les valeurs de saturation des écrouissages isotropes sont très proches de Q_1 dans chacune des zones. Leurs valeurs sont plus importantes dans les zones centrales du joint soudé car un adoucissement plus fort du matériau a été observé entre les courbes de traction et les courbes cycliques du chapitre précédent.

Le paramètre Q_2 permet le durcissement du joint soudé, cela explique pourquoi il est nul pour les zones du métal de base. En effet, les résultats des essais mécaniques ont montré que le métal de base ne durcit pas cycliquement puisque la microstructure de ces zones est déjà saturée en précipités durcissants T_1 .

Les paramètres de vitesse de saturation pour les écrouissages isotropes sont constants. Comme pour les écrouissages cinématiques, il y a un rapport d'environ 10 entre b_1 et b_2 .

L'évolution la plus marquée est pour la limite élastique qui est définie à 340 MPa pour le MdB et à 180 MPa pour le NS. Ces valeurs semblent faibles par rapport aux résultats issus des travaux de Le Jolu par exemple (Tableau 1.2). De même, dans les travaux de Morgeneyer [100], les paramètres d'une loi de comportement mécanique contenant deux écrouissages isotropes non linéaires ont été identifiés pour l'alliage d'aluminium 2198. La limite élastique déterminée pour ce matériau est de 420 MPa ce qui est très nettement supérieur à celle choisie

dans le tableau 3.1. Dans notre cas, ces limites élastiques sont compensées par un fort et rapide écrouissage cinématique $\mathbf{X}_1$ ($\mathbf{C}_1$ et $\mathbf{D}_1$) que l'on peut leur associer.

Cette différence dans l'identification est classique. En effet, le fait de considérer des chargements cycliques met en évidence un écoulement plastique pour de faibles contraintes, à un niveau où on le considérera comme négligeable dans le cadre de la simulation d'une courbe de traction monotone.

Les paramètres mécaniques de la ZAT2 sont identiques à ceux du MdB. Les essais de caractérisation en monotone et en cyclique ne permettent pas d'étudier le comportement mécanique de cette zone. En effet, la forte localisation des déformations dans les zones centrales du joint empêche un début de plastification de cette zone. Pour ce faire, il faudrait étudier cette zone séparément comme pour le MdB.

Les paramètres mécaniques pour le NS et pour les ZATM sont très proches. Seule la valeur de seuil de l'écrouissage isotrope non linéaire $\mathbf{Q}_1$ évolue. Bien que cette évolution soit faible, elle est nécessaire compte tenu des différences de comportements mécaniques observées sur les courbes de traction et cycliques entre ces trois zones.

En résumé, on a fait le choix de garder un maximum de paramètres inchangés d'une zone à une autre ce qui entraîne des différences mineures avec les résultats expérimentaux. Ces résultats pourraient être améliorés mais en ajoutant des variables supplémentaires. Le choix du nombre d'écrouissages correspond au meilleur compromis pour reproduire les bonnes formes et les bons niveaux de déformations des boucles d'hystérésis du matériau dans les différentes zones sans utiliser de trop nombreux paramètres mécaniques dans le modèle.

Les trois écrouissages cinématiques non linéaires choisis permettent de reproduire les dernières boucles d'hystérésis pour l'essai cyclique ainsi que la courbe de traction monotone.

L'apport du premier écrouissage non linéaire $\mathbf{X}_1$ est important et sa vitesse de saturation est très rapide. Ajouté à la limite élastique initiale $\mathbf{R}_0$ du matériau, il permet de reproduire le comportement mécanique pour les faibles niveaux de déformation plastique.

Les deux autres écrouissages cinématiques non linéaires $\mathbf{X}_2$ et $\mathbf{X}_3$ ont une vitesse de saturation beaucoup plus faible mais leurs apports sont très importants pour reproduire les bons niveaux de déformation simulés en traction.

L'écrouissage isotrope non linéaire $\mathbf{R}_1$ est très rapide, il est introduit pour retrouver cette forme de courbe en traction très plate. En effet, on observe expérimentalement que la plastification du matériau évolue très rapidement après le passage de sa limite d'élasticité. Ce comportement mécanique est compliqué à reproduire avec seulement trois écrouissages cinématiques non linéaires.

L'écrouissage isotrope non linéaire $\mathbf{R}_2$ permet de reproduire le durcissement cyclique observé lors du premier niveau de contrainte. La vitesse de saturation imposée n'est pas élevée et permet après 30 cycles de retrouver la bonne amplitude de déformation de la dernière boucle d'hystérésis. Cependant, la suite de l'essai expérimental montre que pour les niveaux de contrainte supérieurs, le durcissement du matériau semble se poursuivre. Or, le modèle est déjà saturé et il n'y a plus d'évolution de l'amplitude de déformation.

Les boucles d'hystérésis simulées sont tout de même très proches des boucles expérimentales pour ces niveaux de chargement.

3.4.2 Étude de la réponse globale du joint soudé

3.4.2.1 Essais de traction

La création d'un extensomètre virtuel sur les essais simulés permet de comparer les comportements mécaniques globaux du joint soudé obtenus expérimentalement et numériquement.

La figure 3.6 propose la comparaison entre le comportement mécanique global obtenu expérimentalement dans les directions L, T et D et celui déterminé numériquement avec le modèle.

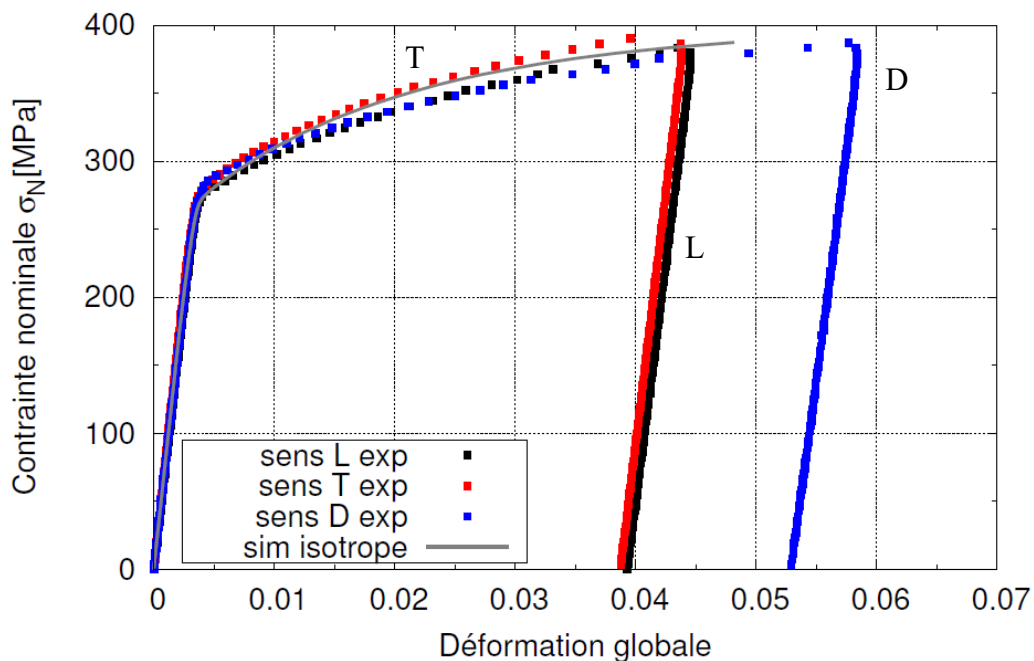


Figure 3.6 : Comparaison des comportements mécaniques globaux en traction du joint soudé expérimentaux et simulés avec le critère isotrope.

On constate que le comportement mécanique du joint mesuré avec un extensomètre est bien reproduit par la simulation 3D. L'allongement total n'est pas identique mais avec l'utilisation d'un simple critère isotrope, le comportement reproduit est un bon compromis selon les trois directions L, T et D.

3.4.2.2 Essais cycliques

Le comportement mécanique global du joint soudé sollicité cycliquement est également mesuré expérimentalement avec un extensomètre et numériquement par corrélation d'images sur l'éprouvette 3D en créant un extensomètre virtuel.

Les résultats de l'essai réalisé avec un joint soudé dans la direction du laminage de la tôle (direction T) sont proposés par la figure 3.7. L'essai est simulé avec la première approche. Le comportement mécanique global du joint soudé est bien reproduit, excepté une déformation sur la première montée en charge qui est surestimée (0,83% contre 0,74%.

expérimentalement). Cependant, le durcissement cyclique du matériau est correctement simulé par le modèle puisque le trentième cycle stabilisé du premier niveau de contrainte est représentatif du cycle stabilisé expérimental. On remarque que les niveaux de déformation expérimentaux pour les cycles du quatrième niveau de contrainte sont atteints par la simulation. On constate aussi que les amplitudes de déformations plastiques du dernier cycle stabilisé sont identiques entre les deux résultats.

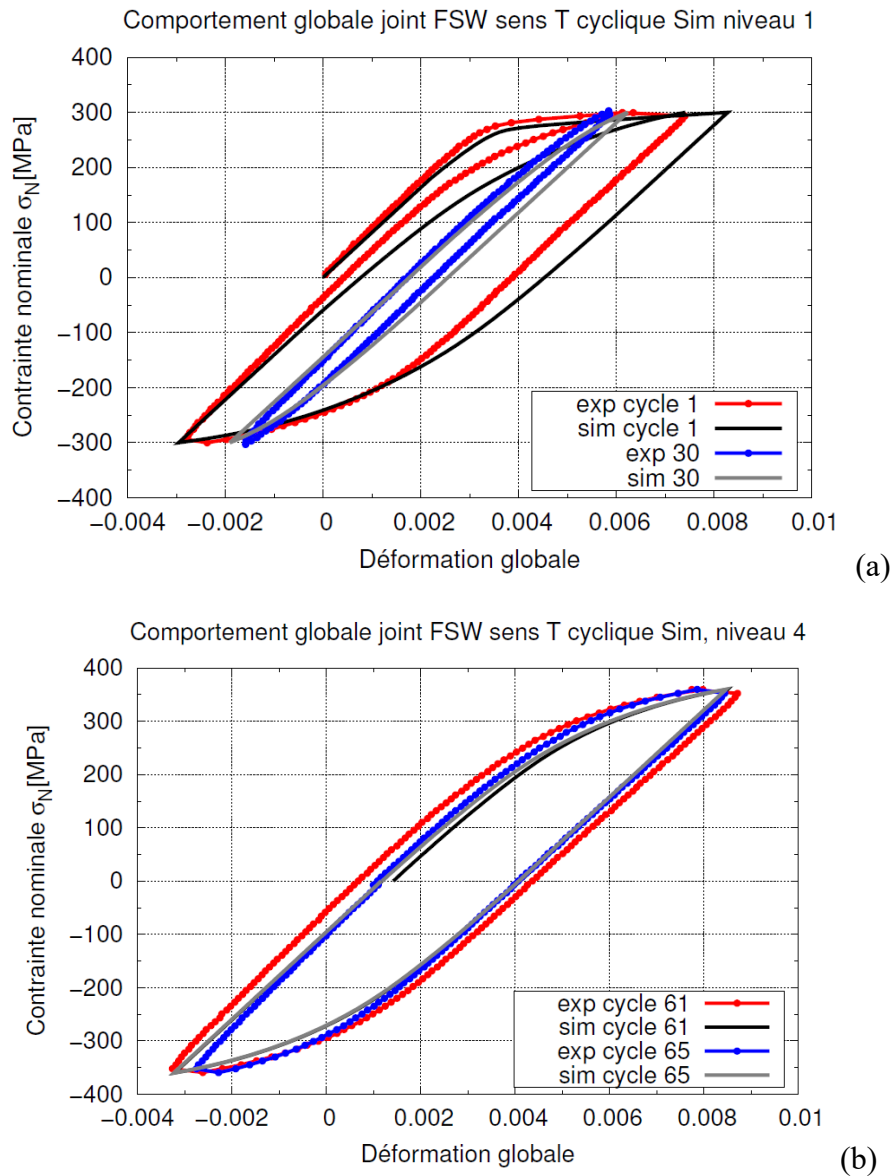


Figure 3.7 : Comparaison du comportement mécanique global cyclique du joint soudé (direction T) expérimental et simulé au premier niveau de contrainte (a) et au quatrième niveau de contrainte (b).

Les essais cycliques dans les directions L et D sont également comparés aux résultats de simulation (Figures 3.8 et 3.9). On constate que les boucles d'hystérésis sont moins bien superposées entre les essais numériques et les essais expérimentaux que pour la direction T.

Cette différence s'explique du fait de piloter les essais en force (Cf. paragraphe 2.3.1). Ce comportement du matériau très plat et les faibles variations de chargement entre chaque essai créent un fort décalage des boucles d'hystérésis qui peuvent être plus ou moins ouvertes.

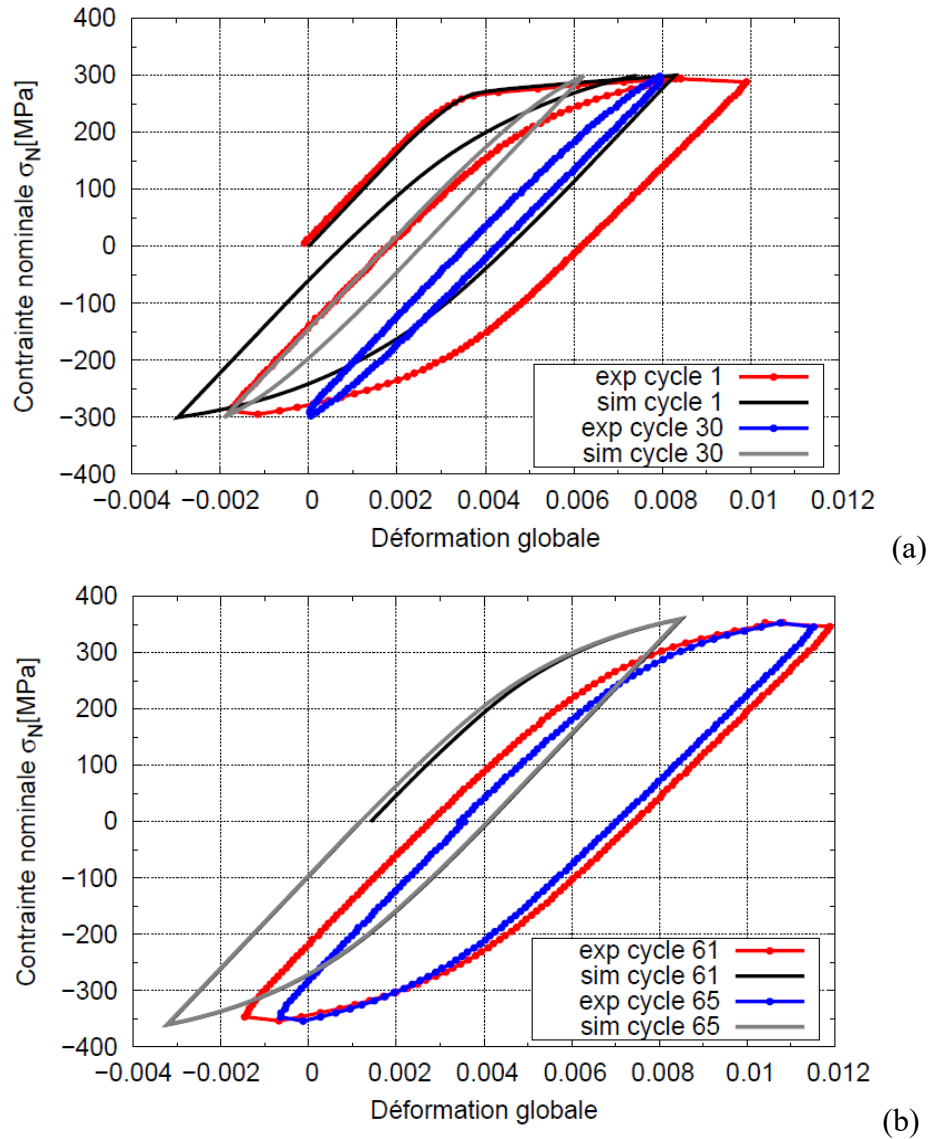


Figure 3.8 : Comparaison du comportement mécanique global cyclique du joint soudé (direction L) expérimental et simulé au premier niveau de contrainte (a) et au quatrième niveau de contrainte (b).

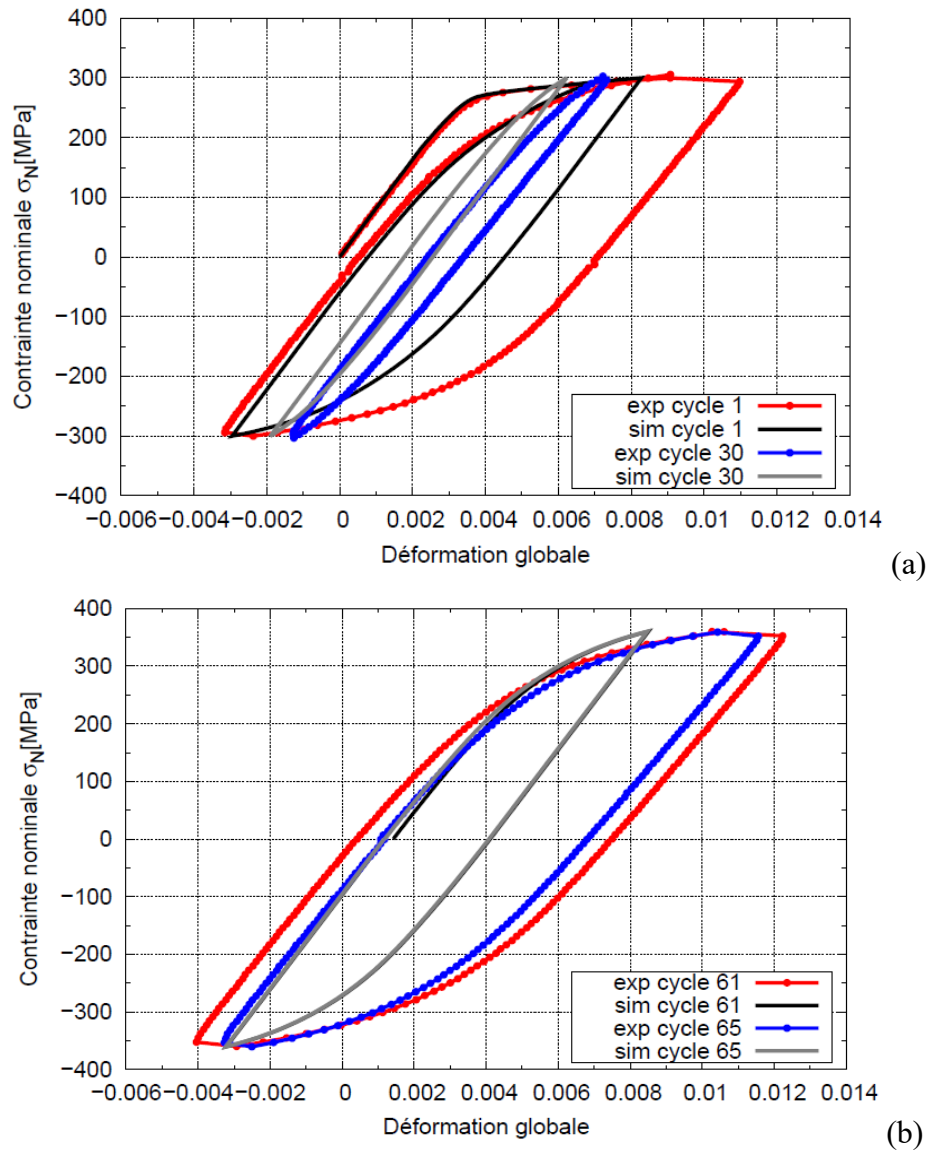


Figure 3.9 : Comparaison du comportement mécanique global cyclique du joint soudé (direction D) expérimental et simulé au premier niveau de contrainte (a) et au quatrième niveau de contrainte (b).

3.4.3 Analyse des champs de déformation locaux

Les simulations 3D sont menées sur un quart de la structure soudée (Figure 3.1). Cependant, pour comparer les résultats obtenus expérimentalement par corrélation d'images sur la surface supérieure de l'éprouvette avec les résultats numériques, toute la surface de l'éprouvette de simulation n'est pas observée. La figure 3.10 présente la surface retenue sur l'éprouvette numérique, qui correspond à la surface visible grâce à la fenêtre de la cage anti-flambage installée sur l'éprouvette expérimentale.

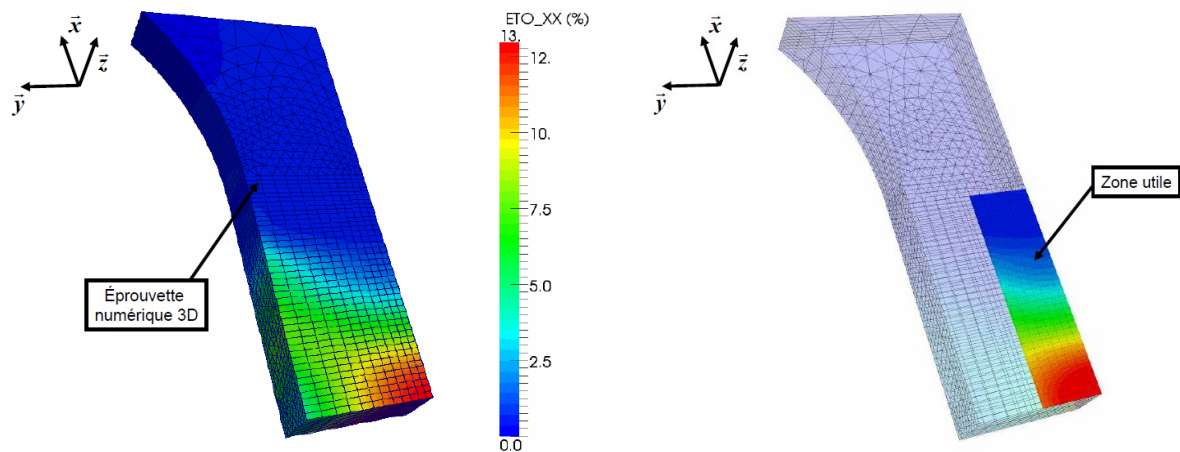


Figure 3.10 : Zone observée de l'éprouvette numérique correspondant à la zone rendue visible de l'éprouvette expérimentale par la fenêtre de la cage anti-flambage.

3.4.3.1 Essais de traction

L'utilisation d'un critère isotrope permet de ne simuler qu'un seul essai de traction dans la direction T, puisque les paramètres mécaniques ont été identifiés sur ces essais. Les résultats expérimentaux dans les directions L, T et D sont comparés aux simulations numériques.

Les résultats de la simulation obtenus avec le modèle, qui considère le comportement mécanique du joint soudé isotrope, sont présentés par les figures 3.11, 3.12 et 3.13.

Le modèle permet une bonne reproduction des champs de déformations observés à trois temps différents. À $t = 50s$, ce qui correspond à une contrainte nominale de 180 MPa, le comportement mécanique de la structure soudée reste à l'état élastique.

Pour une contrainte nominale maximale de 380 MPa, les déformations simulées au cœur du joint soudé sont de l'ordre de 13%, tandis qu'expérimentalement, elles sont de 11,5%.

Les réelles différences entre les résultats expérimentaux et les résultats numériques s'observent sur les formes du gradient de comportement mécanique à travers le joint soudé.

Des lignes d'iso-valeurs de déformation sont tracées sur chaque champ mesuré et permettent de comparer les résultats mesurés expérimentalement et simulés.

Ainsi à $t = 75s$, soit une contrainte nominale de 290 MPa, les lignes d'iso-valeurs à 1% et 1,5% de déformation sont situées à la même distance (respectivement à environ 4 mm et 1,5 mm) par rapport au centre du joint soudé.

De même, pour une contrainte nominale de 380 MPa, les lignes à 2% et 10% se situent respectivement à environ 3 mm et 8 mm du centre du joint.

Bien que les niveaux de déformation atteints au centre ne soient pas identiques, on peut considérer que le modèle de comportement utilisé est très satisfaisant pour un essai de traction jusqu'à de fortes déformations plastiques.

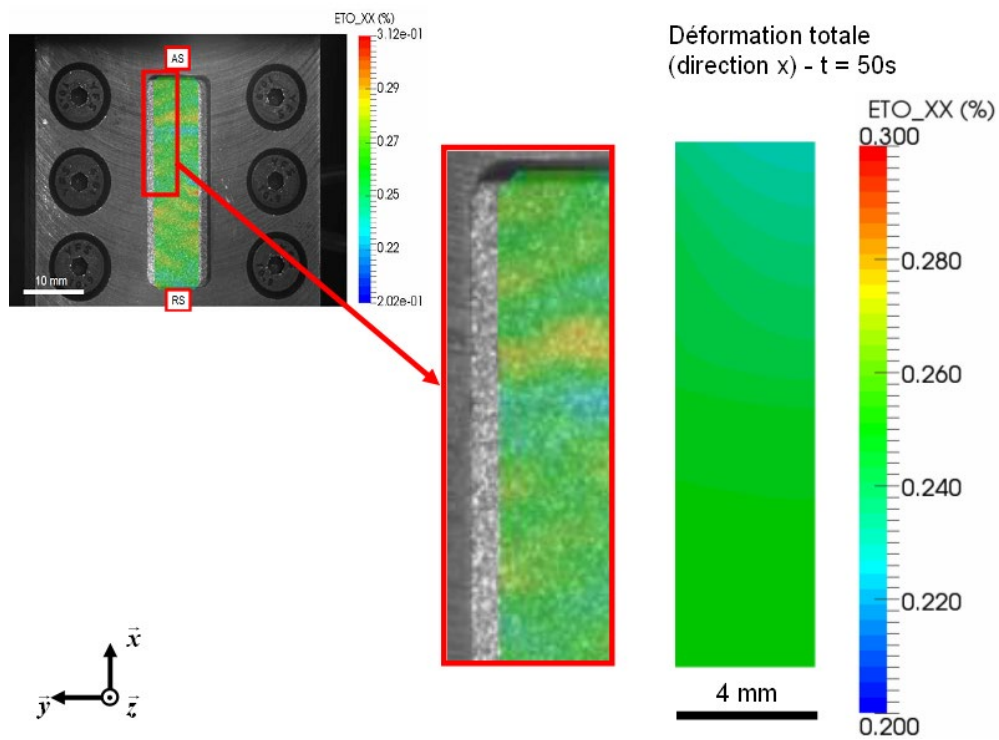


Figure 3.11 : Résultats de la simulation de l'essai de traction pour une contrainte nominale de 180 MPa (direction de laminage T).

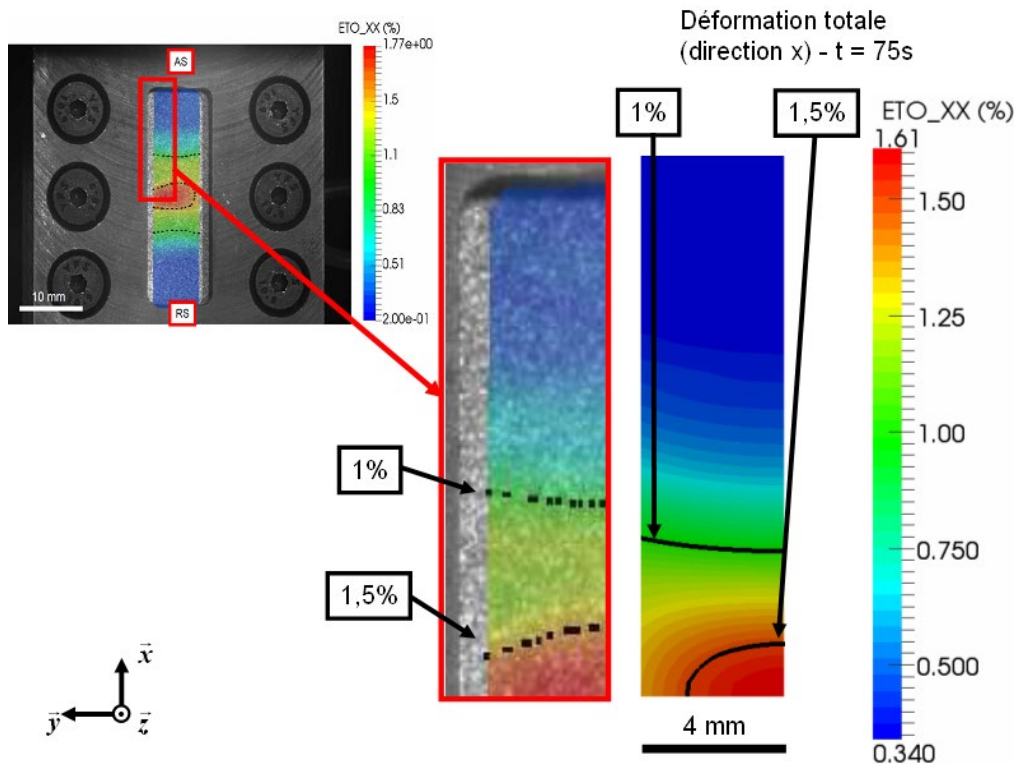


Figure 3.12 : Résultats de la simulation de l'essai de traction pour une contrainte nominale de 290 MPa (direction de laminage T).

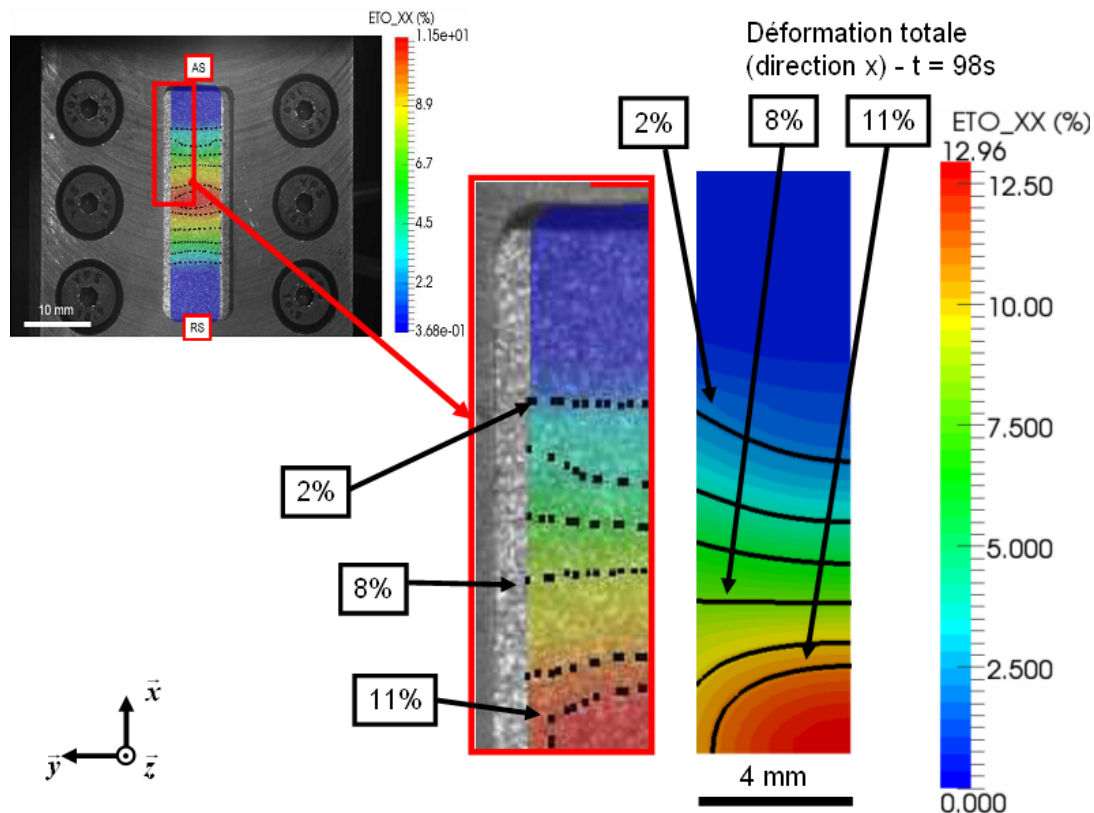


Figure 3.13 : Résultats de la simulation de l'essai de traction pour une contrainte nominale de 380 MPa (direction de laminage T).

Des essais de traction ont également été réalisés sur des tôles soudées perpendiculairement à la direction de laminage de la tôle (et sollicitée dans la direction du laminage L) et soudées à 45° par rapport à la direction de laminage de la tôle (et sollicitée dans la direction D).

Pour une contrainte nominale de 380 MPa (Figure 3.13), les niveaux de déformation atteints au centre de l'éprouvette dépassent les 11%. Ces niveaux de déformation ne sont pas recherchés pour cette étude. On comparera pour la suite les essais pour une contrainte nominale de 290 MPa (Figure 3.12), pour laquelle les déformations sont plus raisonnables et proches des niveaux de déformation rencontrés en fatigue.

Les résultats expérimentaux dans les directions L, D et T sont comparés à la simulation pour la même contrainte nominale imposée à l'ensemble de l'éprouvette (Figure 3.14).

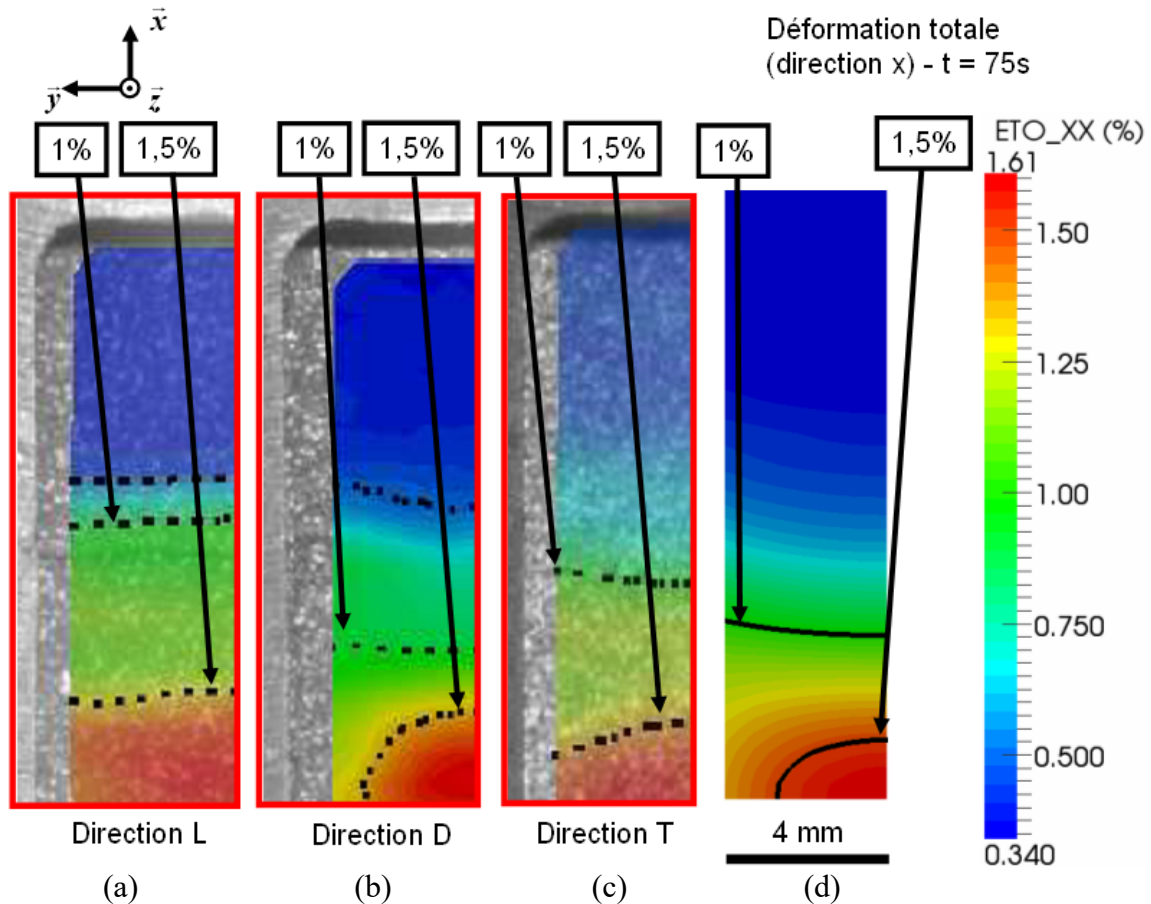


Figure 3.14 : Résultat de la simulation de l'essai de traction obtenus avec le critère isotrope comparé aux résultats expérimentaux dans les directions L, D et T (contrainte nominale de 290 MPa) – a : simulation direction L – b : simulation direction D – c : simulation direction T et d : expérience direction T.

Ces comparaisons montrent qu'une approche à l'aide d'un modèle de comportement isotrope est susceptible de fournir les bons ordres de grandeur. Néanmoins, la forme des lignes de niveau diffère d'un cas à l'autre. La simulation se rapproche du résultat expérimental en direction D dans la zone centrale du joint, alors qu'elle correspond mieux à l'expérience pour la direction T sur l'ensemble du joint.

Les observations faites sur le comportement mécanique global du joint soudé ont mis en avant d'importantes différences dans les écrouissages selon les directions L, T et D. On va maintenant extraire les déformations locales que l'on va moyenner sur une ligne et comparer aux résultats expérimentaux.

L'objectif est d'analyser les zones dont les écrouissages sont les mieux reproduits par le modèle et les zones pour lesquelles des améliorations pourraient être apportées.

Les courbes « déformations locales – contraintes nominales » sont obtenues en moyennant les déformations sur une ligne (axe y) pour chaque zone du joint soudé. La figure 3.15 présente les différentes zones observées.

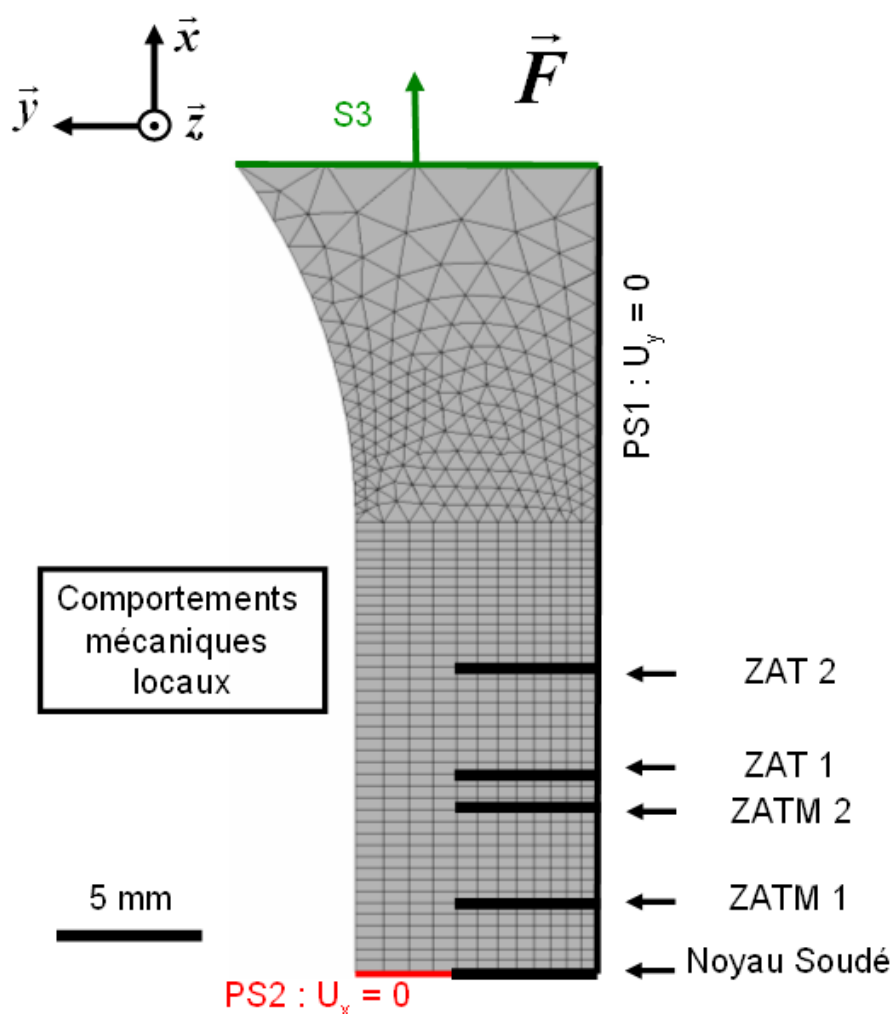


Figure 3.15 : Choix des zones du joint soudé pour comparer les comportements mécaniques locaux expérimentaux et numériques.

Les déformations selon l'axe x du chargement sont tracées en fonction de la contrainte nominale imposée à l'extrémité de l'éprouvette.

Les figures 3.16 et 3.17 présentent la comparaison de la simulation avec les résultats expérimentaux obtenus dans les directions L, T et D dans les zones du Noyau Soudé et de la ZATM1. Le critère isotrope permet de reproduire le comportement mécanique local de ces deux zones, bien que la déformation totale atteinte au maximum de la traction ne soit pas parfaite.

La figure 3.18 propose les résultats obtenus pour la ZATM2. Contrairement aux deux premières zones dont les comportements mécaniques sont isotropes, le matériau dans cette zone possède un comportement mécanique fortement anisotrope selon les directions L, T et D. La comparaison avec les résultats de simulation montre que le modèle reproduit correctement le comportement dans la direction T mais que les écrouissages définis dans le modèle ne permettent pas de reproduire ceux observés dans les directions L et D.

L'inconvénient d'utiliser un critère isotrope se retrouve également dans la ZAT1 (Figure 3.19). De nouveau, la simulation par éléments finis permet de ne reproduire que le comportement mécanique dans la direction T.

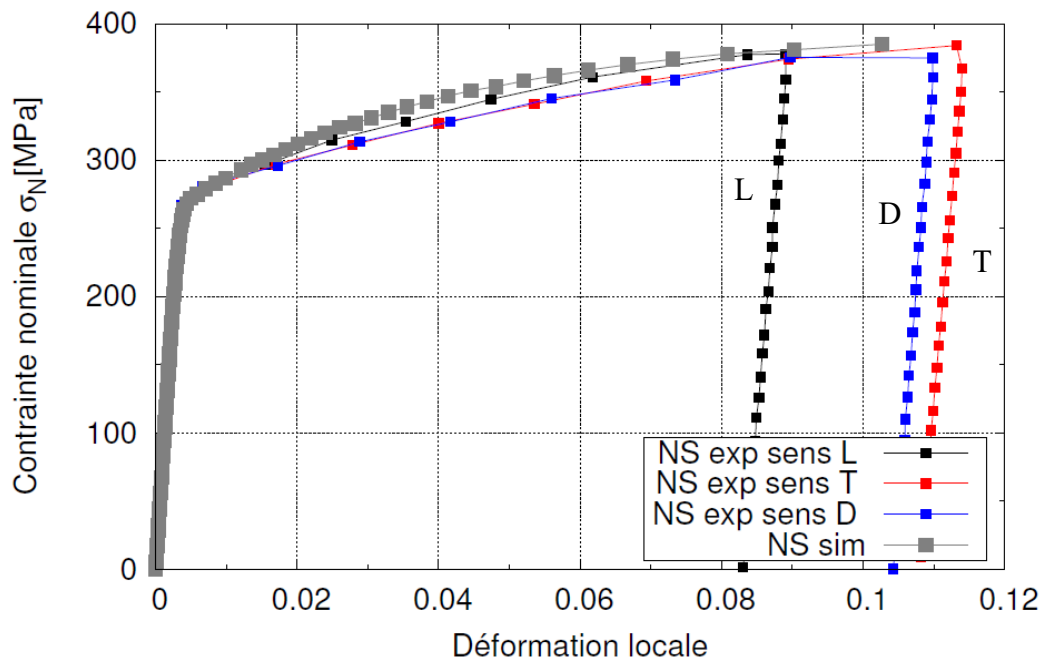


Figure 3.16 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement dans le noyau soudé.

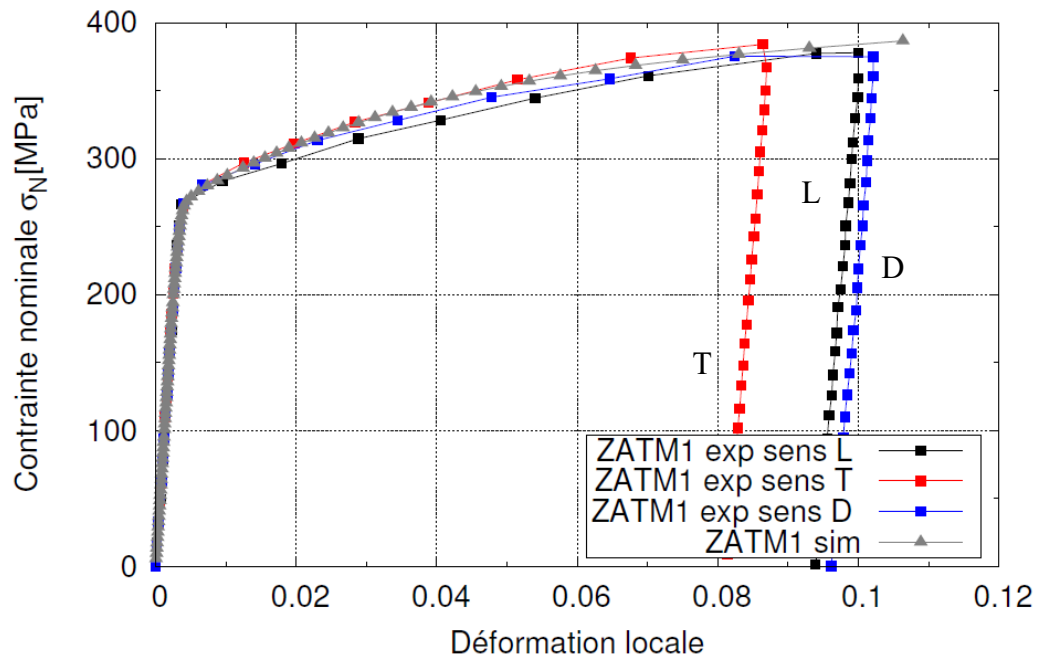


Figure 3.17 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement dans la ZATM1.

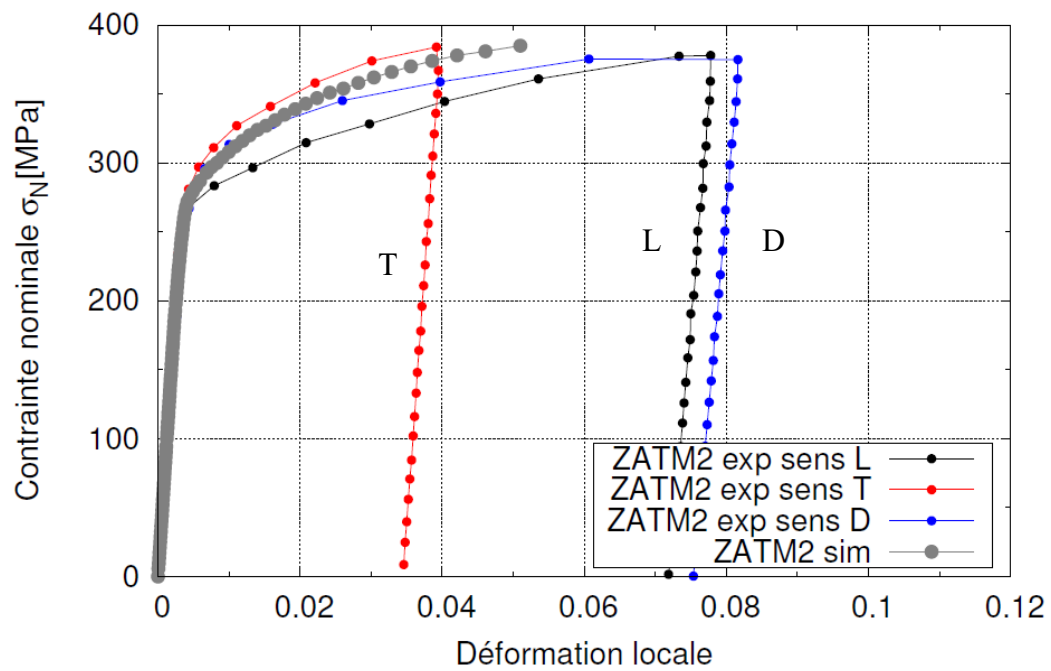


Figure 3.18 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement dans la ZATM2.

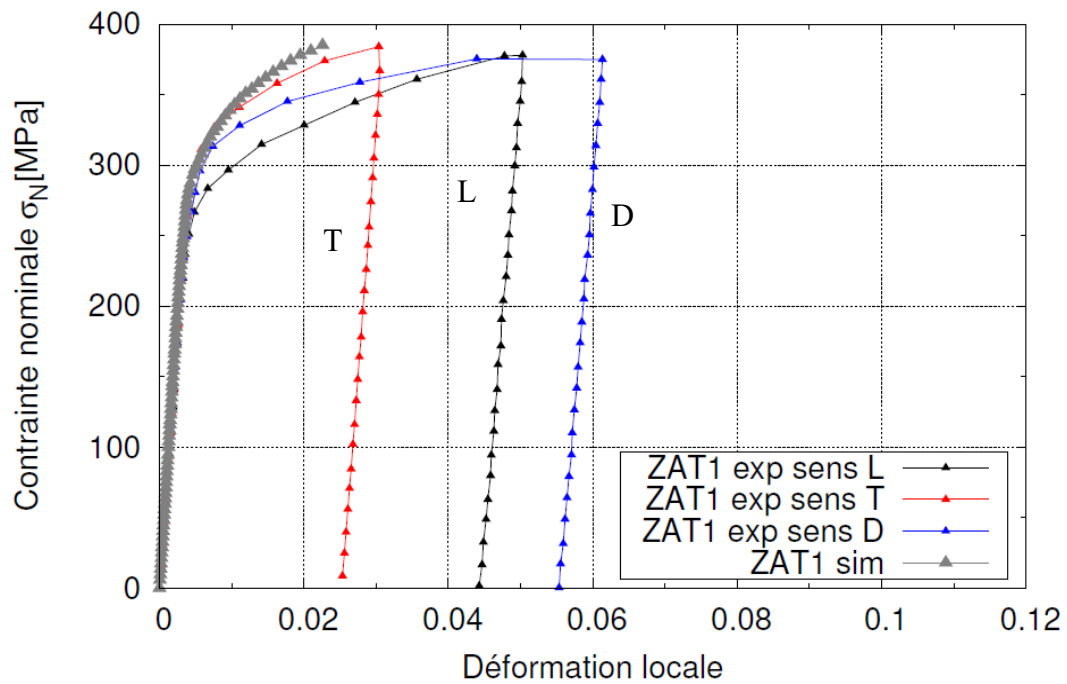


Figure 3.19 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement dans la ZAT1.

Les résultats expérimentaux, déjà analysés dans le second chapitre, montrent un comportement mécanique anisotrope pour la ZATM2 et la ZAT1 reproductible par un critère de Hill.

La figure 3.20 présente les résultats de simulation et expérimentaux pour la ZAT2. Cette zone n'est pas déformée lorsque le joint est soudé dans les directions L et T. Cependant, on remarque un comportement mécanique plus faible du joint dans la direction D qui montre un comportement mécanique proche de celui du métal de base. Ainsi, les comportements mécaniques de la ZAT2 et du MdB peuvent être reproduits par un critère anisotrope de Bron et Besson.

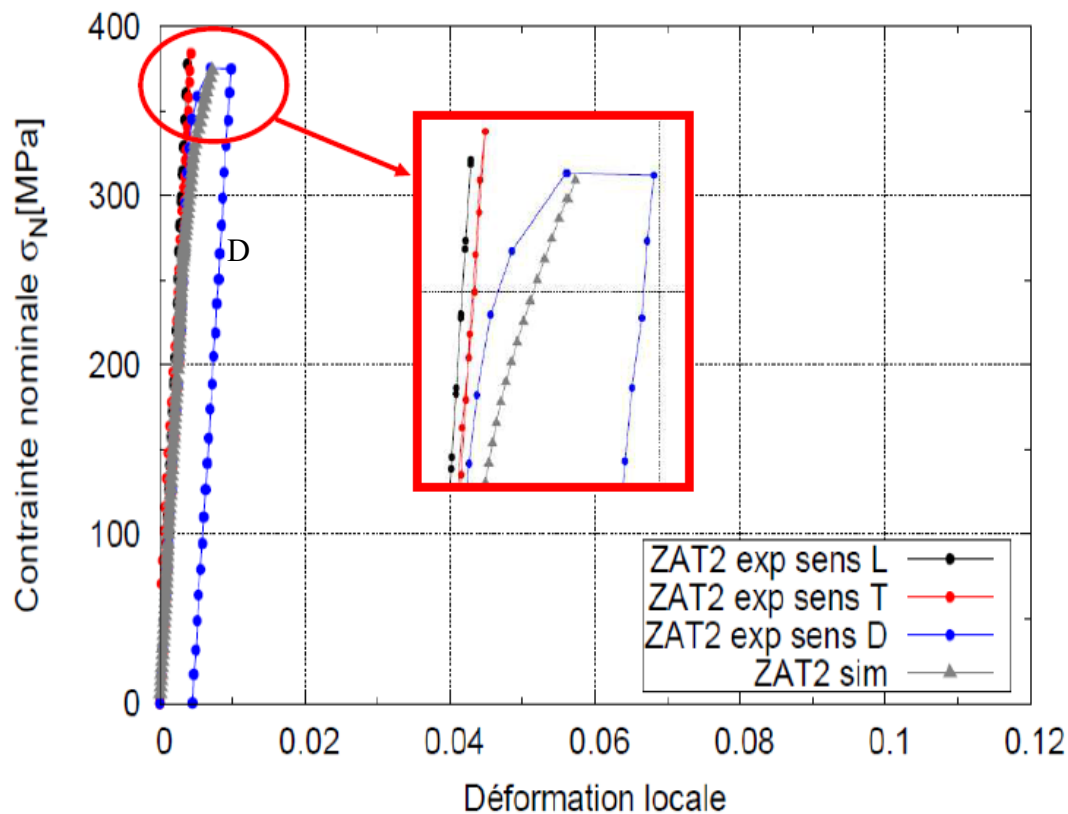


Figure 3.20 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement dans la ZAT2.

Les figures précédentes ont comparé les déformations locales obtenues dans la direction x qui correspond à la direction de chargement. Lors de ces essais de traction, l'éprouvette subit une forte striction en ses bords synonymes de contraintes importantes dans la direction perpendiculaire au chargement.

Les figures 3.21 montrent les déformations selon la direction y en fonction des contraintes nominales dans la direction x. Ces courbes permettent de comparer les niveaux de déformation atteints localement dans trois zones du joint soudé (noyau soudé, ZATM2 et ZAT1).

Concernant le noyau soudé, on constate à nouveau qu'expérimentalement on observe un matériau au comportement mécanique isotrope. Les déformations maximales atteintes

oscillent entre -3,8% pour la direction L et -4,7% pour la direction D, tandis que pour les déformations dans la direction x, on mesure 9% pour la direction L et environ 11,4% pour la direction T. Ces résultats donnent un rapport selon les deux directions identiques d'environ 0,4 pour les trois directions au sommet de la traction. Numériquement, ce rapport est d'environ 0,65, soit beaucoup plus important qu'expérimentalement et plus critique pour la structure simulée.

Pour les deux autres zones, les résultats expérimentaux présentent un comportement mécanique identique à celui observé dans la direction x. Le rapport mesuré dans la ZATM2 est d'environ 0,1 dans la direction L, de 0,3 dans la direction T et d'environ 0,4 dans la direction D. Ce rapport calculé pour la simulation s'approche de 0,45 et est comme pour le noyau soudé très élevé par rapports aux valeurs expérimentales.

Enfin pour la ZAT1, un comportement mécanique semblable à la ZATM2 est observé avec des déformations totales plus faibles puisque le maximum de déformation est concentré au centre du joint soudé. Les rapports expérimentaux sont d'environ 0,1 pour la direction L, de 0,2 pour la direction T, de 0,3 dans la direction D et numériquement d'environ 0,35.

Ces résultats confirment que la modélisation du gradient de comportement mécanique du joint avec un critère isotrope de von Mises n'est pas suffisante pour reproduire les bonnes déformations selon les différentes directions et selon le sens du laminage.

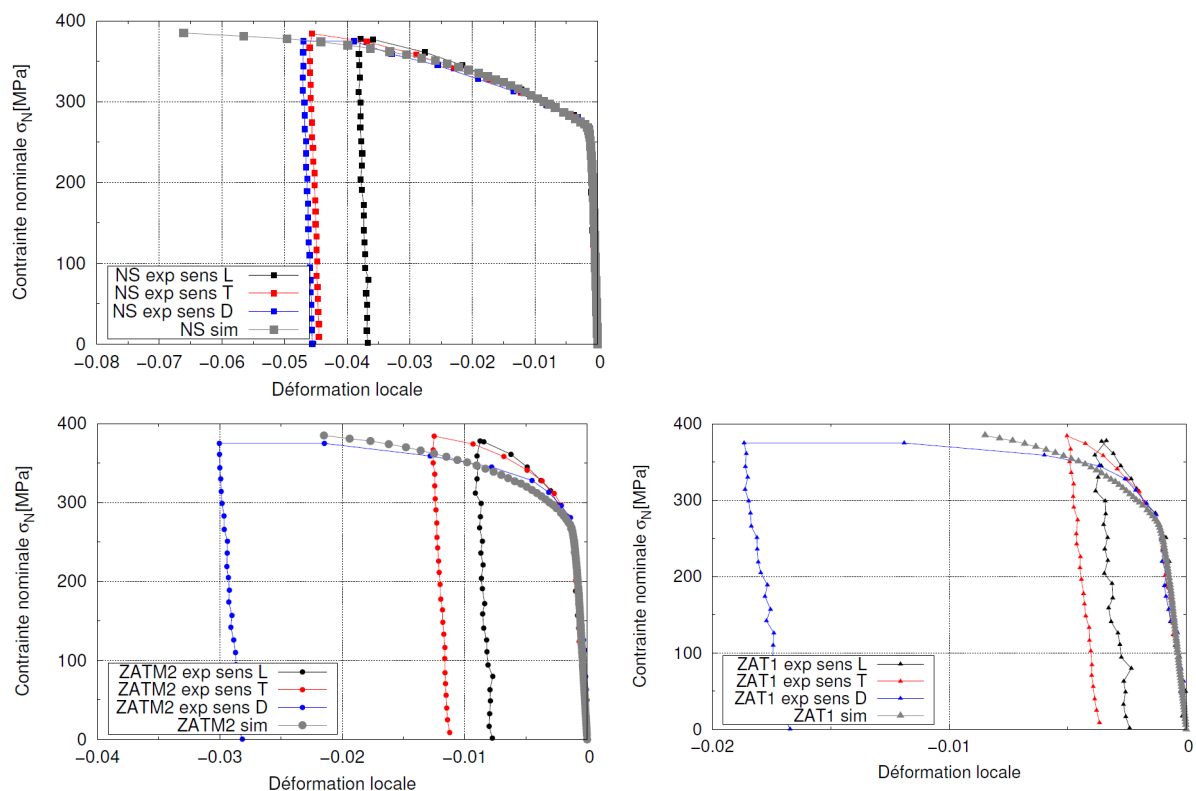


Figure 3.21 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement dans la direction y (ϵ_{yy}) perpendiculairement à l'axe de charge pour le NS, la ZATM2 et la ZAT1.

3.4.3.2 Essais cycliques

Dans le but de modéliser le gradient de comportement mécanique du joint soudé, outre des essais de traction monotone, des essais cycliques à incréments croissants de contrainte ont été réalisés pour observer l'évolution des déformations en fonction des cycles imposés. En effet, un durcissement du matériau a été observé expérimentalement sous chargement cyclique dans le chapitre précédent. La modélisation du gradient de comportement mécanique du joint tient compte de différents écrouissages.

À présent, ces essais cycliques, réalisés selon les trois directions L, T et D, ont été simulés sur une éprouvette 3D à l'aide du modèle de comportement mécanique identifié.

Pour comparer les champs de déformation obtenus par simulation avec les champs expérimentaux, deux instants de l'essai ont été sélectionnés (Figure 3.22). Il s'agit du sommet en traction et du sommet en compression du dernier cycle de l'essai. Ces deux instants permettent de comparer différentes caractéristiques du comportement mécanique du joint soudé. Premièrement, ils permettent de comparer les niveaux de déformation maximale obtenus en traction et en compression dans les différentes zones du joint soudé et de comparer les formes du gradient de comportement à travers le joint. Deuxièmement, ils permettent de voir si le modèle reproduit bien le durcissement du matériau après un certain nombre de cycles.

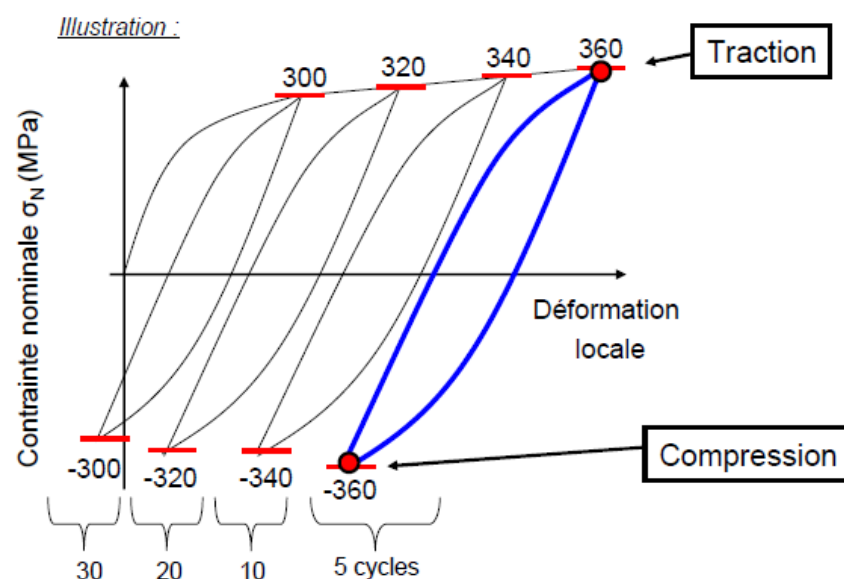


Figure 3.22 : Illustration d'un essai cyclique à incréments croissant de contrainte et des deux instants sélectionnés pour comparer les résultats expérimentaux et numériques.

L'essai cyclique dans la direction T est simulé avec le modèle de comportement, et les champs de déformation selon l'axe x sont illustrés en les figures 3.23 et 3.24.

L'utilisation d'un unique critère isotrope pour reproduire l'ensemble du gradient de comportement mécanique du joint, permet ici de bien reproduire les niveaux de déformation et les formes de celui-ci à travers le joint soudé.

En effet, le maximum et le minimum des déformations ε_{xx} atteints dans le joint et dans son voisinage sont très proches de ceux qui sont mesurés expérimentalement. Pour la partie traction, le maximum de déformation atteint 1,72% dans la simulation contre 1,85% dans l'essai.

La ligne d'iso-valeur à 1% se situe à 4,6 mm du centre du joint pour l'essai et à 4,2 mm pour la simulation.

En ce qui concerne la partie compression, le maximum de déformation atteint dans le noyau soudé est de 0,24% dans la simulation, tandis qu'il est de 0,4% dans l'essai. Bien que les niveaux ne soient pas exactement les mêmes, on constate que l'amplitude de déformation totale du dernier cycle dans le noyau soudé est de 1,45% dans l'essai et de 1,48% dans la simulation.

Le minimum de déformation atteint dans la ZAT en compression est de -0,53% dans le calcul contre -0,72% pour l'éprouvette réelle. Les champs de déformation sont très semblables dans les deux cas. On remarque même que les zones avec des déformations négatives sont quasi-identiques (largeurs de 3,5 mm numériquement et de 3,2 mm expérimentalement).

Les résultats obtenus avec ce modèle sont très corrects en termes de niveau maximal et de localisation de la déformation, sur la face supérieure de l'éprouvette, bien que les courbes expérimentales présentées précédemment soient très plates (Figures 3.16 à 3.19), et qu'une différence très légère en contrainte induise de très forts écarts en déformation.

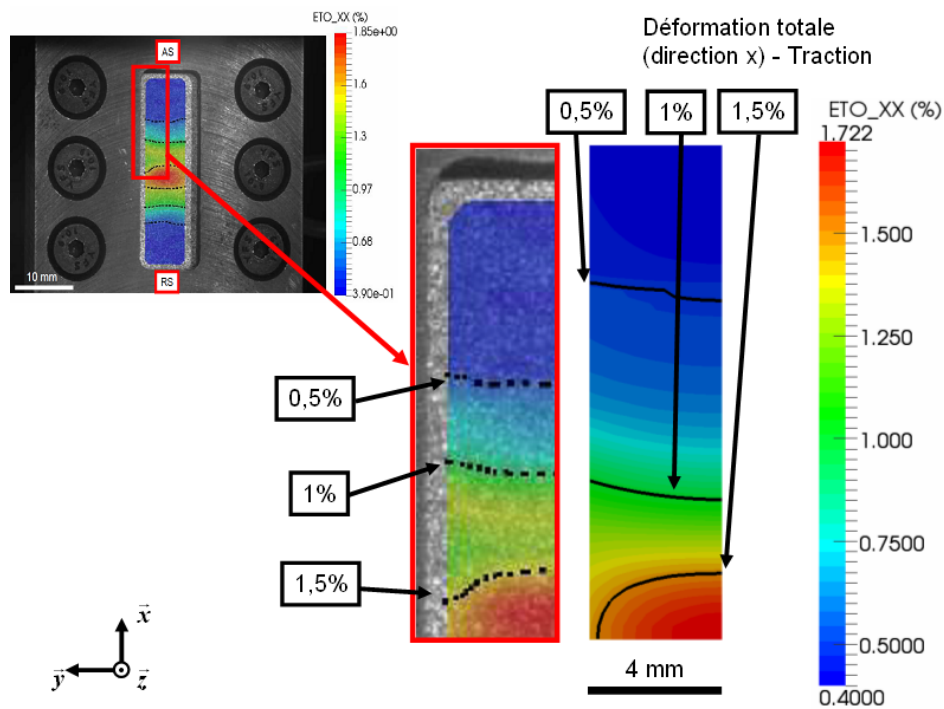


Figure 3.23 : Comparaison des champs de déformation numériques et expérimentaux selon l'axe x d'un essai cyclique au dernier cycle de l'essai : partie traction (direction T).

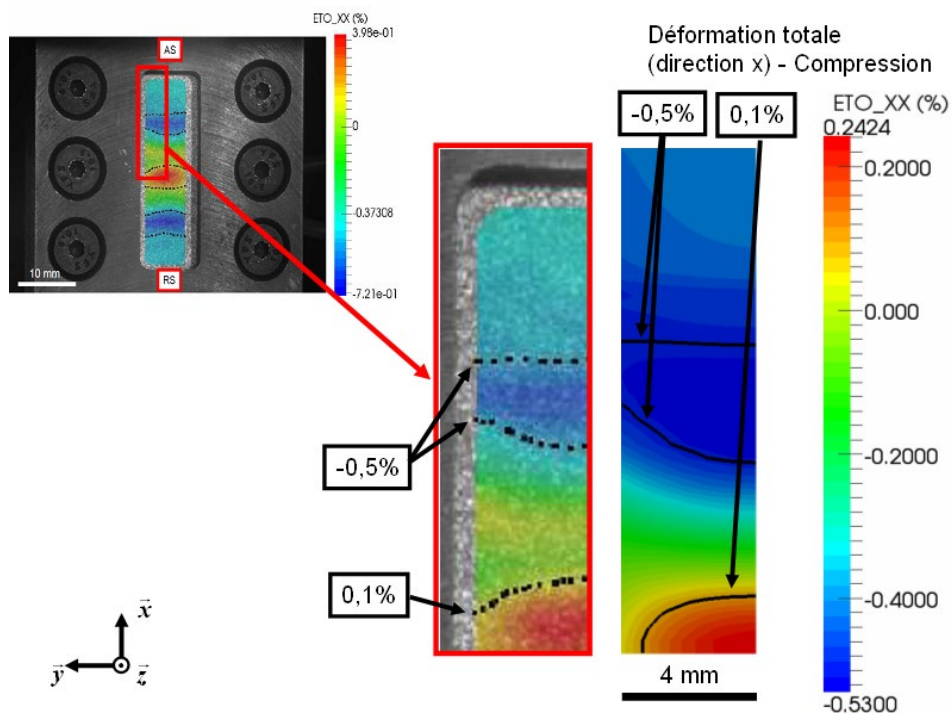


Figure 3.24 : Comparaison des champs de déformation numériques et expérimentaux selon l'axe x d'un essai cyclique au dernier cycle de l'essai : partie compression (direction T).

Les résultats expérimentaux dans les directions L, D et T sont comparés à la simulation pour la même contrainte nominale imposée à l'ensemble de l'éprouvette (Figures 3.25 et 3.26).

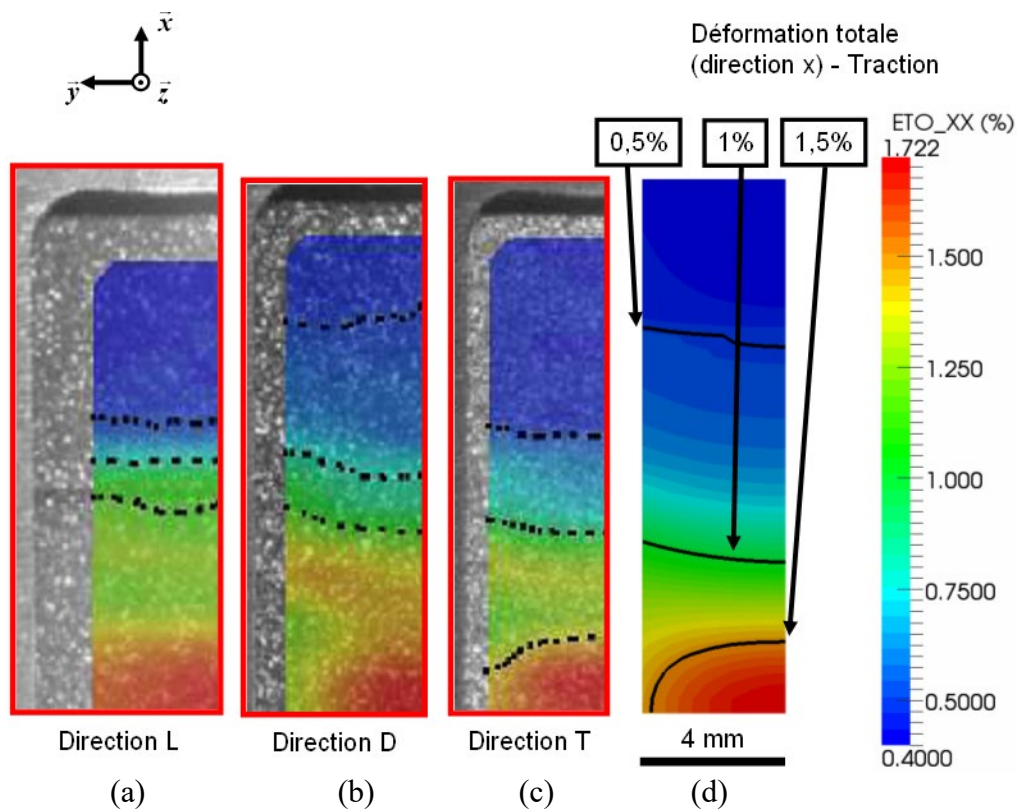


Figure 3.25 : Champs de déformation numériques selon l'axe x d'un essai cyclique au maximum de traction du dernier cycle de l'essai – a : simulation direction L – b : simulation direction D – c : simulation direction T et d : expérience direction T.

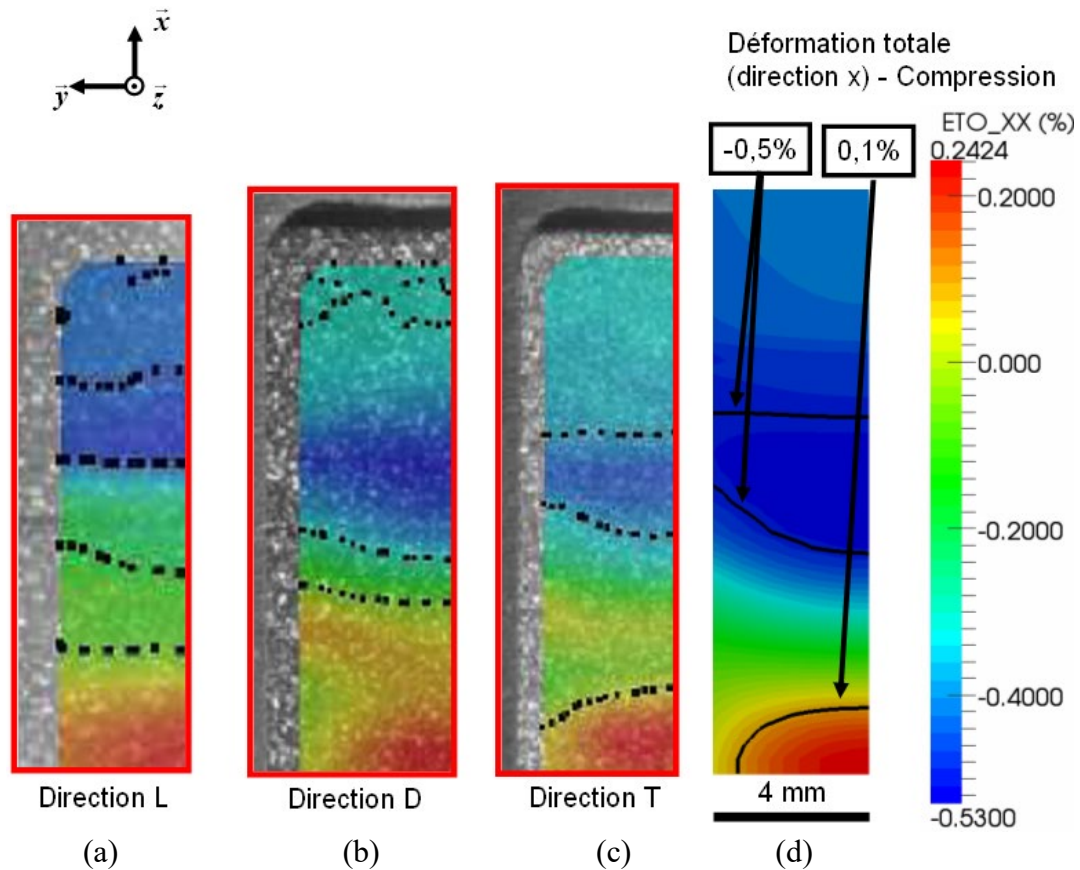


Figure 3.26 : Champs de déformation numériques selon l'axe x d'un essai cyclique au maximum de compression du dernier cycle de l'essai – a : simulation direction L – b : simulation direction D – c : simulation direction T et d : expérience direction T.

Ces résultats montrent que les niveaux de déformation sont bien reproduits par le modèle de comportement et sont un bon compromis aux trois champs de déformations proposés dans les directions L, T et D. Néanmoins, on constate également que les zones de déformations qui concentrent un maximum de déformations sont plus larges pour les directions L et D que pour la direction T.

À présent, on extrait les déformations locales moyennées sur une ligne pour différentes zones du joint soudé. Les zones du noyau soudé, de la ZATM2 et de la ZAT1 sont présentées respectivement par les figures 3.27, 3.28 et 3.29 pour la direction T. Pour chaque figure, le premier et le dernier cycle de chacun des quatre niveaux de contrainte sont tracés.

Pour le noyau soudé, on observe que le calcul 3D reproduit bien localement le comportement mécanique. Au premier niveau, la première boucle d'hystérésis n'est pas parfaitement reproduite, toujours à cause du faible écrouissage et du pilotage en force des essais. Cependant, le durcissement du matériau et la vitesse de fermeture des cycles sont respectés par le modèle. Pour les trois zones présentées, les écrouissages sont saturés après le premier niveau de contrainte, ce qui empêche le modèle de reproduire un nouveau durcissement observé expérimentalement pour les niveaux supérieurs de contrainte.

Les déformations locales lors du premier niveau de contrainte sont bien moins représentées pour la ZATM2 et la ZAT1. Néanmoins, le modèle identifié permet de rattraper ces erreurs et propose les bonnes amplitudes de déformations pour tous les autres cycles des essais.

Une dernière remarque concerne la pente des cycles de la ZAT1 qui est plus faible que dans les autres zones. Le modèle utilisé ne permet pas de reproduire une quelconque évolution du module de Young au cours des cycles. Deux hypothèses sont possibles à ce changement, soit un effet dû à la cage anti-flambage utilisée, soit un comportement du matériau différent pour cette zone du joint soudé durant les essais cycliques.

Une solution pour connaître l'origine de cet effet serait de réaliser un essai sur le matériau de cette zone précise (ZAT1) avec une micro éprouvette prélevée dans la soudure.

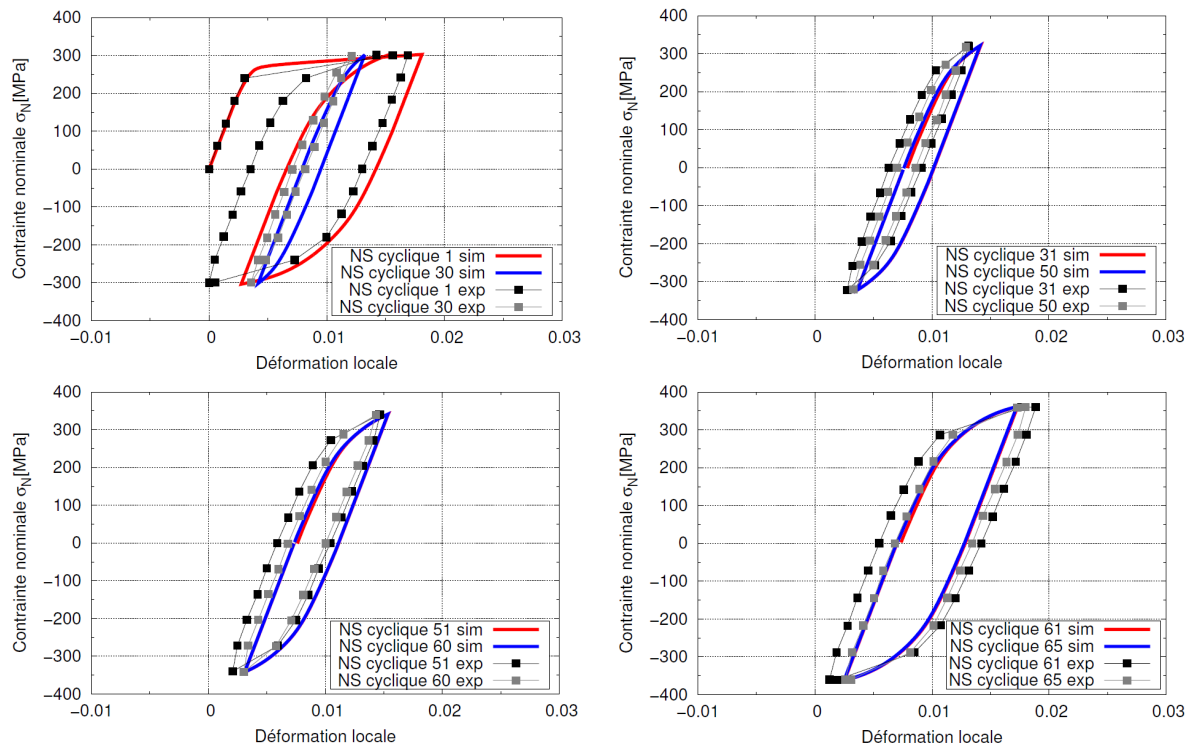


Figure 3.27 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement pour quatre niveaux de contraintes (noyau soudé) direction T.

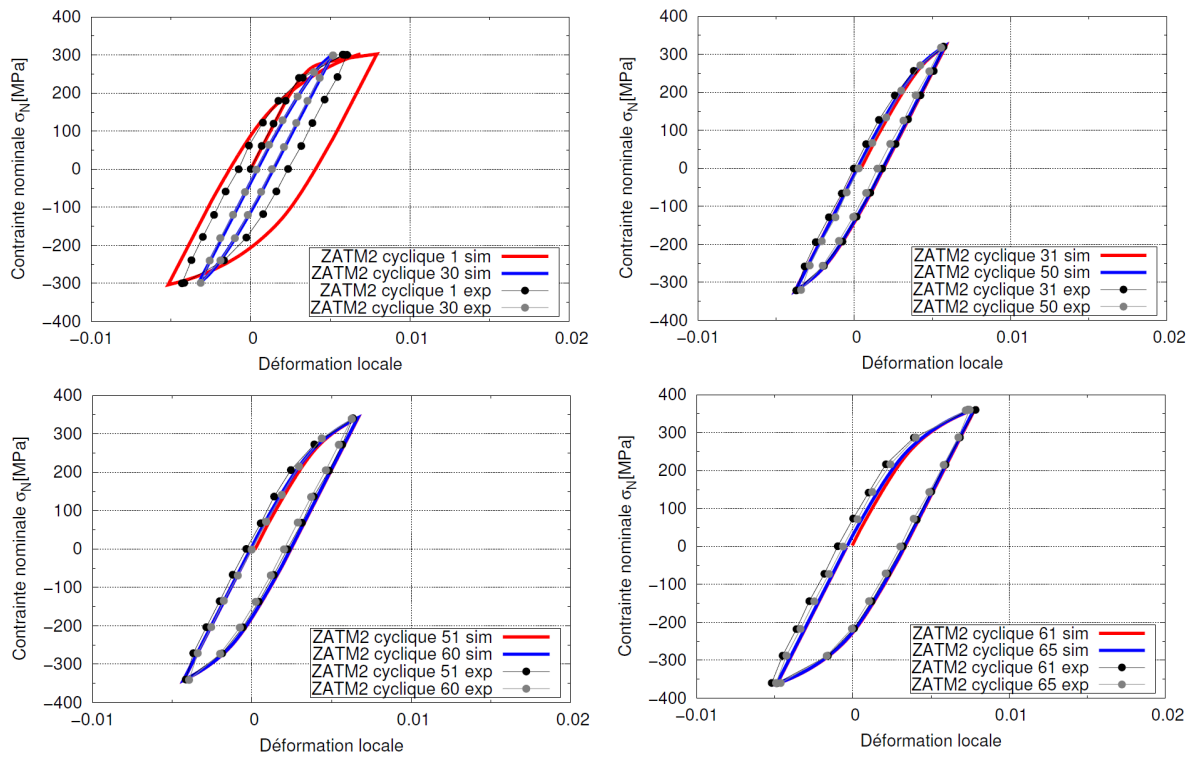


Figure 3.28 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement pour quatre niveaux de contraintes (ZATM2) direction T.

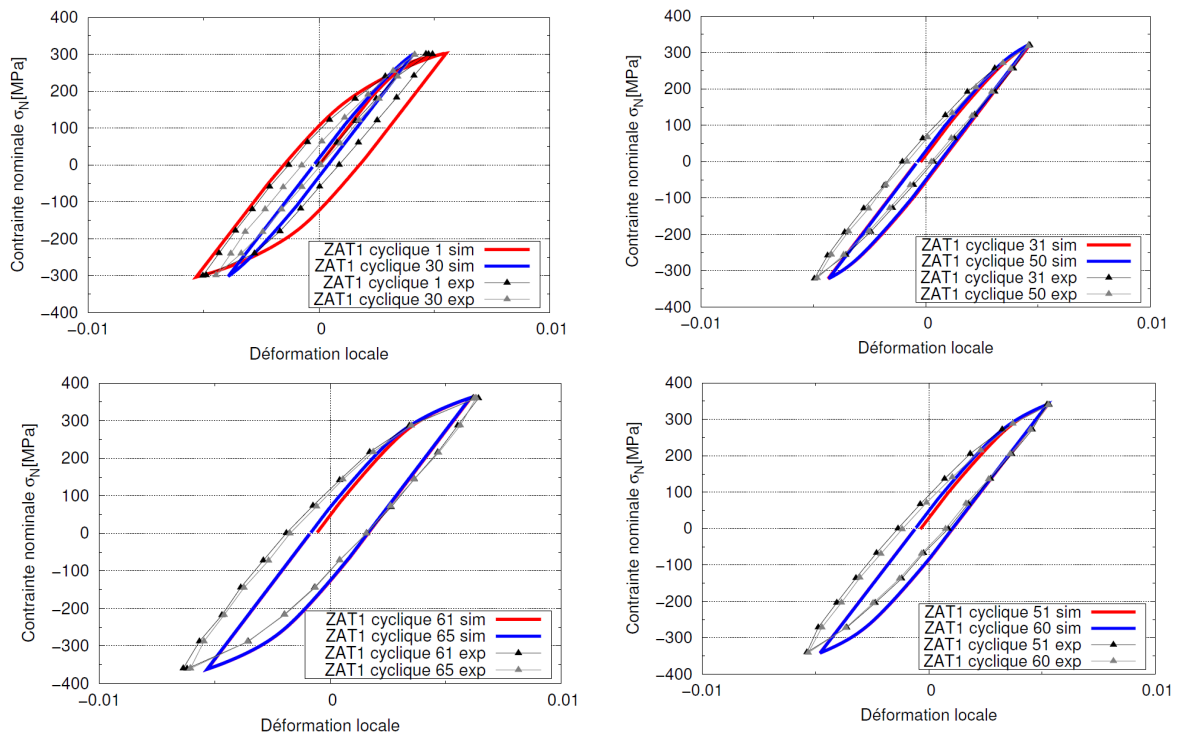


Figure 3.29 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement pour quatre niveaux de contraintes (ZAT1) direction T.

Les figures 3.30 et 3.31 proposent les résultats d’essais cycliques pour la zone du noyau soudé et pour les directions L et D.

Les boucles d’hystérésis simulées ne sont pas correctement superposées avec celles obtenues expérimentalement. Comme expliqué précédemment, une variation très faible du niveau de force appliqué par la machine d’essai engendre des variations de déformation importante en raison du faible taux d’érouissage.

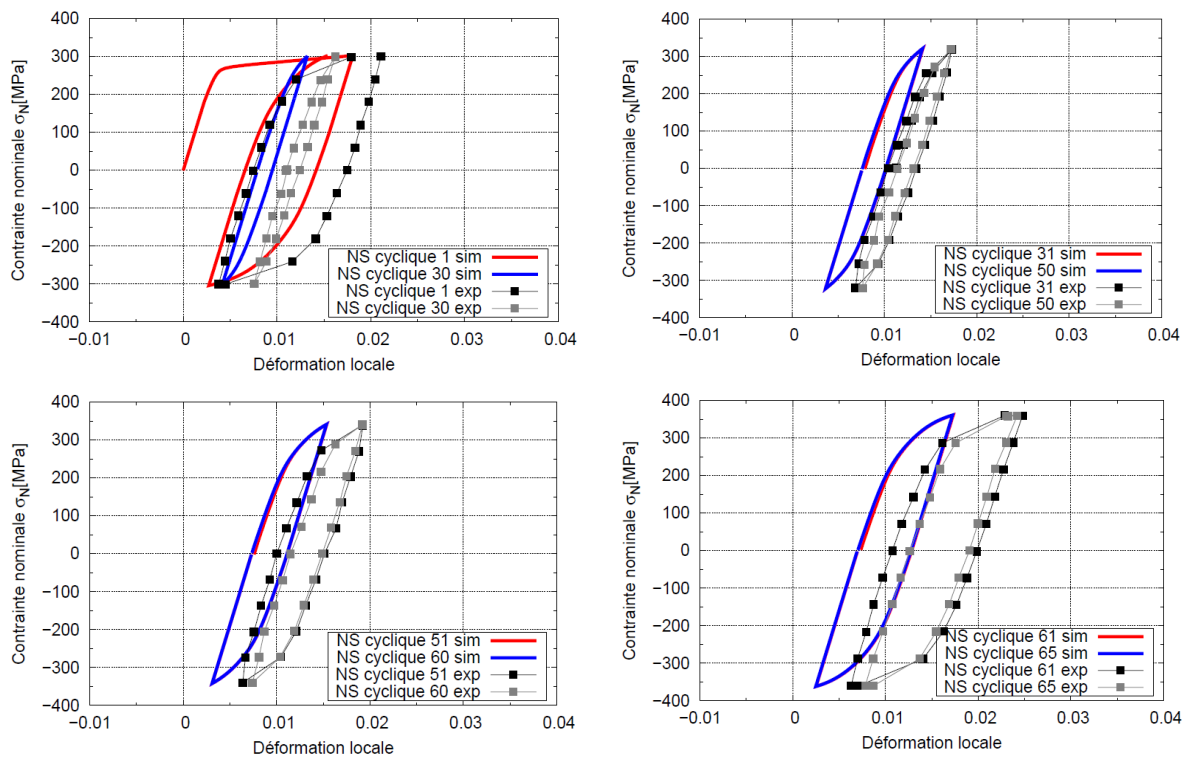


Figure 3.30 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement (NS) direction L.

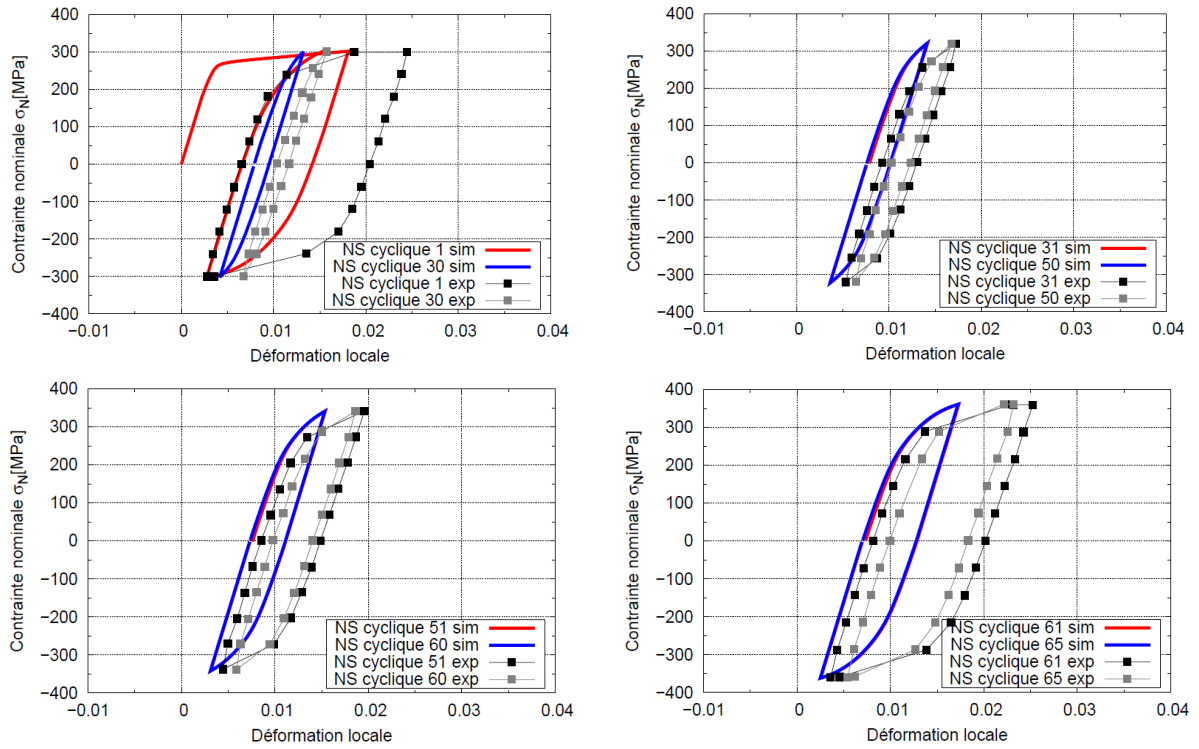


Figure 3.31 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement (NS) direction D.

3.4.4 Synthèse des résultats

Les champs de déformations obtenus par DIC pour les directions L, T et D pour des essais de traction et cycliques ont été comparés à ceux obtenus numériquement avec le modèle de comportement identifié. Les résultats présentés montrent des points positifs sur la forme des champs de déformation qui sont très bien reproduits. Les niveaux de déformation atteints localement dans les zones affectées thermo-mécaniquement selon les directions L, T et D ne sont pas parfaitement représentés.

Les effets de durcissement sont bien reproduits par le modèle, avec des largeurs de boucles d'hystérésis qui correspondent à ce qui est observé expérimentalement.

Bien que les essais soient réalisés sous chargement uniaxial, des effets de multiaxialité sont présents dans les zones à déformations localisées. Cela justifie le fait d'avoir identifié les paramètres du modèle en comparant les résultats expérimentaux aux résultats des calculs de structure 3D par éléments finis.

Le calcul d'un taux de triaxialité η est donné par l'équation 3.8 et permet de connaître le mode de sollicitation localement subi par le matériau [101].

$$\eta = \frac{1}{3} \frac{tr(\bar{\sigma})}{\sigma_{eq}} \quad (3.8)$$

Avec σ_{eq} la contrainte équivalente de von Mises.

La valeur est de $1/3$ en traction simple, de $-1/3$ en compression simple et 0 pour le cisaillement pur. Elle vaut $2/3$ en traction biaxiale, et tend vers l'infini si le mode de sollicitation est une traction triaxiale.

Le taux de triaxialité a été calculé pour l'essai sous sollicitation uniaxiale avec le joint soudé dans la direction du laminage de la tôle. Le champ obtenu sur la zone où l'on observe les déformations est illustré sur la figure 3.32 pour trois niveaux de chargement au cours de l'essai de traction. La zone considérée correspond à la zone traitée par corrélation d'images et visible de l'éprouvette grâce à l'ouverture sur la cage anti-flambage.

Les trois instants ont été choisis de telle sorte qu'à $t = 50s$, le joint soudé soit encore à l'état élastique. À $t = 75s$, pour une contrainte nominale de 290 MPa, les niveaux de déformation atteints par les zones du joint soudé correspondent aux niveaux des déformations attendues lors des essais cycliques. Enfin, à $t = 98s$, le chargement maximum (380 MPa) est appliqué et le joint soudé atteint la déformation totale la plus élevée.

À $t = 50s$, le taux de triaxialité calculé est homogène sur l'ensemble de la surface de l'éprouvette avec une valeur de 0,33, soit un mode de sollicitation de traction pure. On constate que jusqu'à $t = 75s$, c'est-à-dire lorsque le noyau soudé atteint approximativement 2% de déformation totale dans la direction x , le taux de triaxialité reste quasi-homogène avec une valeur comprise entre 0,3 et 0,4 sur la zone étudiée. Les résultats confirment que le mode de sollicitation locale est une traction et que les contraintes dans les autres directions ont peu d'effet sur le comportement mécanique local des différentes zones du joint soudé.

Cependant, au maximum du chargement, à $t = 98s$, une zone de localisation apparaît avec un taux de triaxialité compris entre 0,4 et 0,5. Dans cette zone, qui correspond à la ZATM2 et à la ZAT1, le mode de sollicitation tend à se rapprocher d'une traction biaxiale en raison de l'inhomogénéité de l'écoulement plastique.

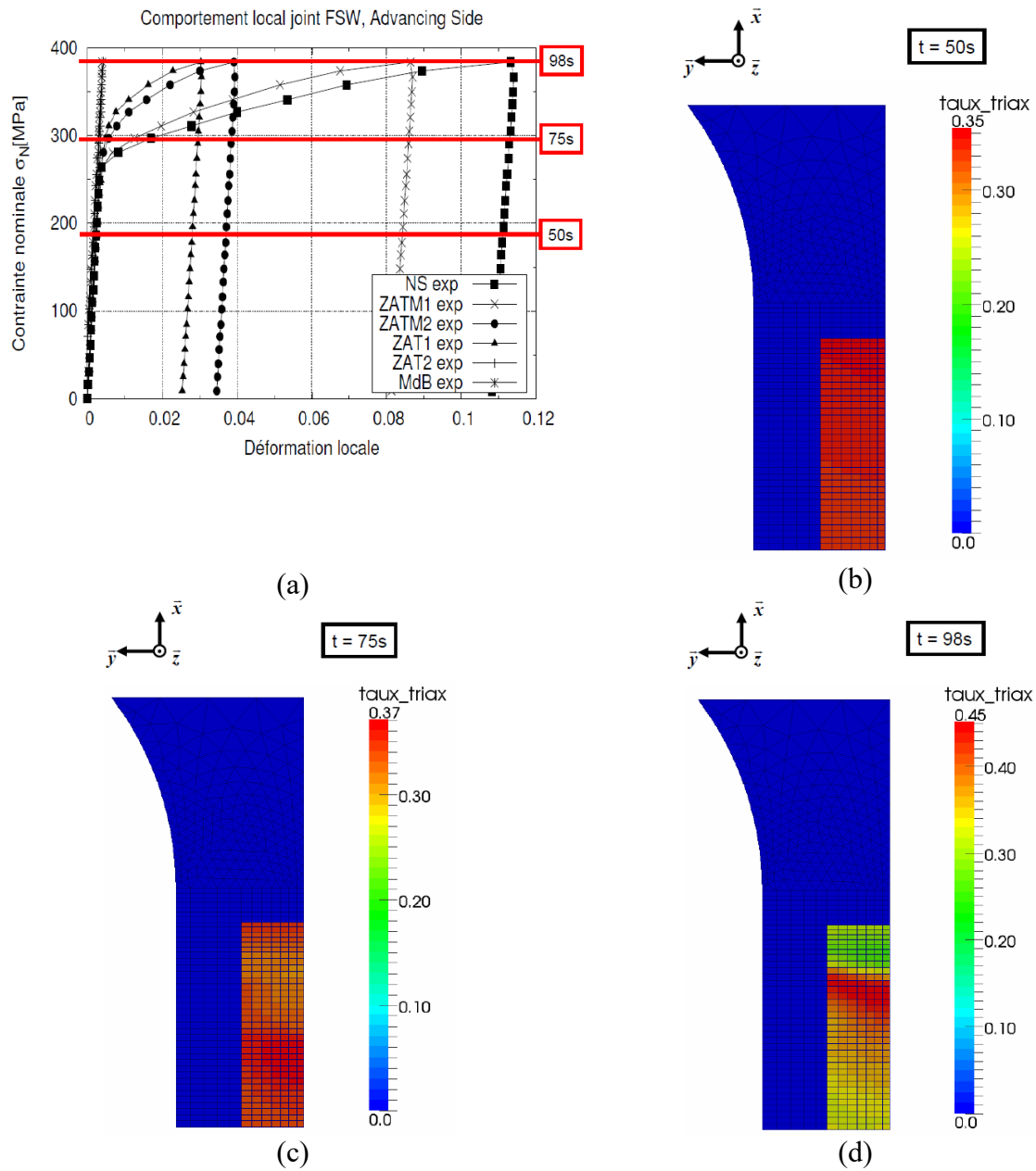


Figure 3.32 : Taux de triaxialité calculé pour la simulation d'un essai de traction et représenté uniquement sur la zone de l'éprouvette visible expérimentalement grâce à la fenêtre de la cage anti-flambage – a : instants sélectionnés sur l'essai de traction – b : $t = 50s$ – c : $t = 75s$ et d : $t = 98s$.

En conclusion, l'utilisation d'un unique critère permet d'utiliser moins de paramètres mécaniques et qui évoluent spatialement à travers le joint soudé. En contrepartie, certains effets anisotropes ont été constatés et sont, dans une démarche quantitative, trop approximativement reproduits.

Le modèle identifié va désormais être testé sur les essais biaxiaux dont les résultats expérimentaux ont été présentés dans le chapitre précédent (Cf. §2.5).

3.5 Simulations des essais réalisés sur machine biaxiale à l'aide d'un modèle isotrope

L'intérêt de solliciter une structure soudée par des chargements multiaxiaux est double. Dans un premier temps, ces essais vont servir de cas de validation pour le modèle de comportement mécanique. En effet, la même technique de corrélation d'images numériques est utilisée et donne accès aux champs de déformation du joint au cours des essais.

Dans un second temps, ces essais sont réalisés cycliquement pour tester la durée de vie en fatigue du joint soudé soumis à différents chargements multiaxiaux. Les résultats obtenus seront utilisés dans le chapitre suivant comme cas de validation du modèle d'endommagement. Ces résultats permettront de comparer les durées de vie prédites par le modèle et celles mesurées expérimentalement, ainsi que de comparer les zones d'amorçage de fissures dans le joint soudé.

3.5.1 Mises en données des calculs de structure 3D par EF et dimensionnement des éprouvettes cruciformes

Toute la difficulté du dimensionnement de l'éprouvette cruciforme réside dans le fait qu'il faut réussir à localiser un maximum de contraintes, avec un champ uniforme, au centre de la structure.

Les contraintes de dimensionnement sont nombreuses. Les essais sont réalisés à température ambiante, ce qui ne permet pas de créer une zone plus faible au centre de l'éprouvette.

De plus, la structure se présente sous forme de tôles laminées de 3,18 mm d'épaisseur. La possibilité de réduction de l'épaisseur au centre pour créer une localisation des contraintes est limitée.

Les travaux réalisés par Bonnard et al. [62] sur deux éprouvettes en alliage de titane TA6V et en alliage à base nickel INCO718DA proposent une géométrie d'éprouvette avec un rapport entre l'épaisseur dans les mors de la machine et l'épaisseur au centre de l'éprouvette d'environ 6. Dans leur cas, cette forte diminution de l'épaisseur, ajouté au chauffage du centre de l'éprouvette au cours des essais, permet effectivement de localiser un maximum de contrainte dans la partie centrale.

Les travaux de Zhang [58] conduisent à une géométrie d'éprouvette cruciforme en alliage d'aluminium 2198-T8 et soudée par FSW. Cependant, l'objectif de ces travaux est d'étudier la propagation de fissures à travers le joint soudé. Pour cela, une entaille est réalisée au centre de l'éprouvette permettant la localisation des contraintes dans la zone centrale.

Dans notre étude, le but recherché est d'étudier le comportement en fatigue d'une structure soudée par FSW jusqu'à l'amorçage d'une fissure. La solution d'une pré-fissure au centre de l'éprouvette n'est donc pas envisageable.

La géométrie d'éprouvette est présentée sur la figure 3.33.

Afin de réduire les temps de calcul, seul un quart de l'éprouvette est représenté. Comme pour l'éprouvette uniaxiale, les parties de l'éprouvette prises dans les mors de la machine ne sont pas considérées dans le modèle. Un premier plan de symétrie PS1 est utilisé dans la direction y. Les déplacements des nœuds de ce plan sont nuls dans la direction y. Cette symétrie tient compte de l'hypothèse que les comportements mécaniques des zones du côté Advancing Side et du côté Retreating Side sont équivalents. Les résultats lors des essais uniaxiaux ont montré que le choix de cette hypothèse est raisonnable. Nous vérifierons qu'elle est toujours valable pour une structure multiaxiale.

Un second plan de symétrie PS2 est utilisé dans la direction x. Enfin, il n'y a pas de plan de symétrie suivant la direction z à cause de la géométrie en « V », comme observé lors de l'analyse microstructurale du chapitre 1. Des conditions aux limites sont tout de même fixées sur les points P1 et P2, à mi-épaisseur de l'éprouvette, pour lesquels les déplacements selon z sont nuls.

Les efforts mécaniques sont appliqués sur deux surfaces S3 et S4 comme indiqués sur la figure 3.33. La force est appliquée sur la surface S3 dans la direction de l'axe x et du joint soudé. Tandis que, la force appliquée sur la surface S4 est perpendiculaire à l'axe du joint soudé. Dans chacun des cas, une « contrainte multipoint » impose le même déplacement normal à tous les nœuds de la face.

La solution retenue consiste à diminuer l'épaisseur de l'éprouvette de 3,18 mm à 0,8 mm (Figure 2.4), ce qui correspond à un rapport de 4 entre l'épaisseur initiale et l'épaisseur au centre. Diminuer le centre de l'éprouvette en dessous de cette épaisseur détruirait la morphologie du joint soudé en « V » et les effets qui en résultent.

Les simulations réalisées avec une épaisseur plus importante n'ont pas permis de localiser un champ de contraintes homogènes satisfaisant.

On ajoutera que l'analyse de microdureté réalisée par Le Jolu (Figure 1.22) à différentes épaisseurs du joint soudé a montré que le matériau de base est plus faible au cœur que sur les surfaces supérieure et inférieure de la tôle, tandis que dans le joint soudé, ces différences de dureté ont disparu au passage du FSW. Ainsi l'amincissement de la zone du joint soudé réalisé pour le dimensionnement de l'éprouvette cruciforme n'a pas d'effet sur sa dureté.

Le maillage de l'éprouvette retenue pour les essais biaxiaux est présenté sur la figure 3.33. L'éprouvette cruciforme est maillée avec des éléments prismatiques triangulaires quadratiques de type c3d15 dans sa zone utile, correspondant à la zone amincie. La deuxième partie de l'éprouvette est maillée avec des éléments tétraédriques quadratiques de type c3d10.

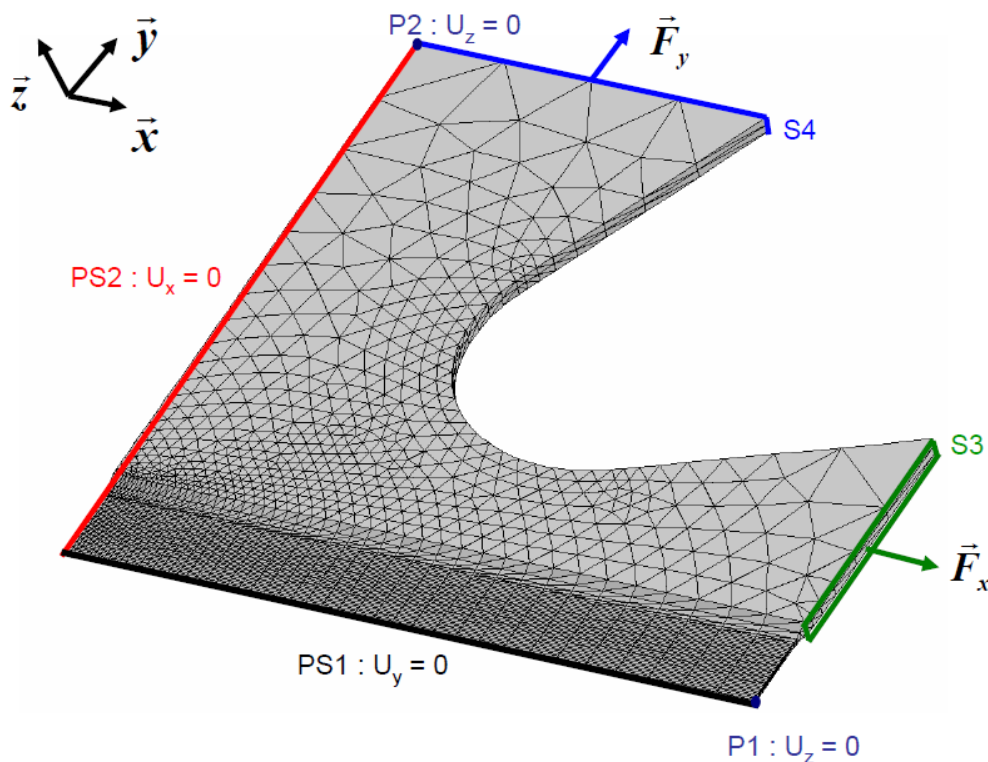


Figure 3.33 : Géométrie et maillage (éléments wedges c3d15 dans la zone utile et éléments tétraédriques c3d10 sur le reste de l'éprouvette) de l'éprouvette cruciforme retenue pour l'étude en fatigue multiaxiale.

De la même façon que pour les éprouvettes uniaxiales, les paramètres mécaniques du modèle évoluent spatialement à travers le joint et l'éprouvette cruciforme. Les zones du joint soudé n'ont pas besoin d'être définies sur l'éprouvette 3D.

Le dimensionnement complet de l'éprouvette n'est pas décrit dans ces travaux, cependant la figure 3.34 permet d'observer les résultats obtenus sur l'éprouvette avec un matériau élastique. Une contrainte nominale, dans l'axe y, de 80 MPa est imposée en sortie de mors et dans l'axe x, une contrainte nominale de 40 MPa. Le choix de ce chargement qui correspond au cas d'un réservoir sous pression, répond aux conditions recherchées par les industriels.

On constate qu'une concentration de la contrainte équivalente de von Mises est présente dans une large zone au centre de l'éprouvette.

Les résultats de la figure 2.14 ont montré que pour un niveau de contrainte de 350 MPa, la déformation plastique attendue pour le joint soudé sera approximativement de 2%, tandis que dans le congé de l'éprouvette, qui subit un maximum de contrainte de l'ordre de 220 MPa, le métal de base reste élastique.

Ce résultat valide le premier objectif qui est d'avoir une zone de concentration de contrainte uniforme dans la zone utile de l'éprouvette.

Le taux de triaxialité a été calculé dans la zone utile de l'éprouvette cruciforme. Ce taux est en moyenne de 0,55 et démontre que pour un chargement biaxial en sorties de mors, le centre de l'éprouvette n'est pas sollicité biaxialement. Néanmoins, avec cette géométrie d'éprouvette, il est tout de même possible d'obtenir cette condition de sollicitation au centre. En effet, la

figure 3.35 montre le champ de contrainte de von Mises pour l'éprouvette avec des chargements de 80 MPa sur l'axe y et de 120 MPa sur l'axe x. Dans ce cas de figure, le taux de triaxialité calculé est d'environ 0,66 et est uniforme dans la zone utile, ce qui correspond à une sollicitation biaxiale pour cette partie de l'éprouvette. Le danger de solliciter plus fortement dans l'axe du joint soudé est de créer de fortes concentrations de contraintes dans le rayon de l'éprouvette. Cependant, les contraintes maximales et les amplitudes de contrainte de von Mises calculées dans le rayon pour cet essai ne sont pas suffisantes pour déformer plastiquement le métal de base. En l'absence d'une soudure et donc d'une zone faible au cœur de l'éprouvette, cette zone de contrainte uniforme au centre ne pourrait pas exister avec cette géométrie d'éprouvette.

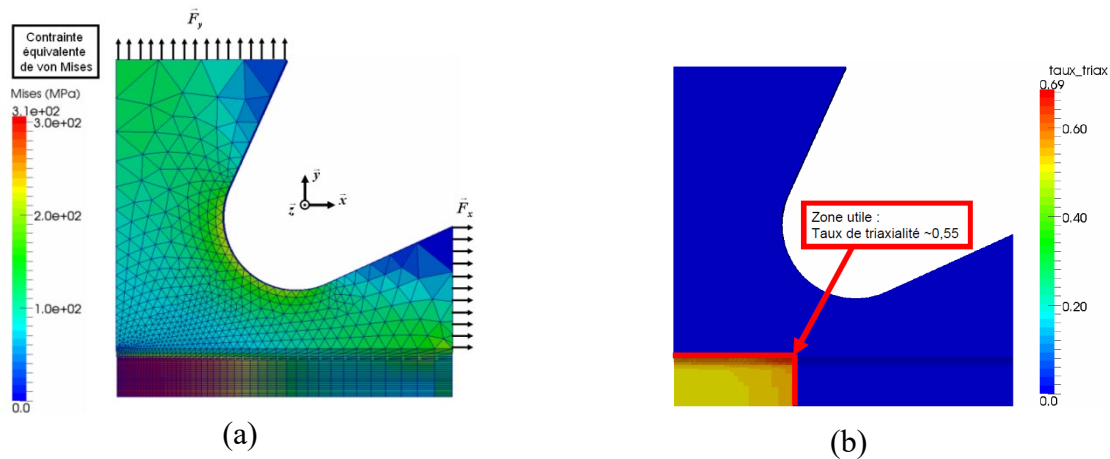


Figure 3.34 : a : Contraintes équivalentes de von Mises pour une simulation avec un matériau élastique et des efforts mécaniques $F_y = 17808 \text{ N}$ (80 MPa) et $F_x = 12720 \text{ N}$ (80 MPa) – b : Taux de triaxialité calculé dans la zone utile de l'éprouvette.

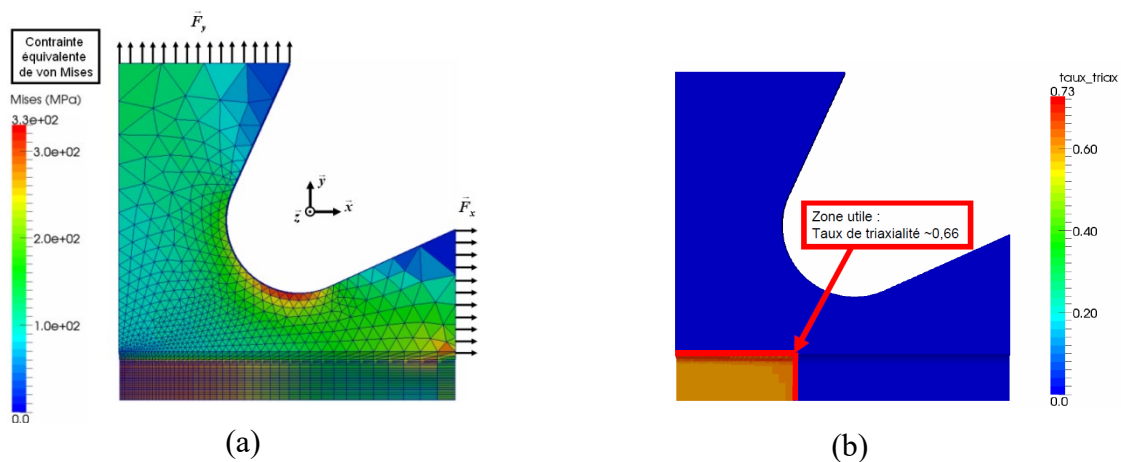


Figure 3.35 : a : Contraintes équivalentes de von Mises pour une simulation avec un matériau élastique et des efforts mécaniques $F_y = 17808 \text{ N}$ (80 MPa) et $F_x = 19080 \text{ N}$ (120 MPa) – b : Taux de triaxialité calculé dans la zone utile de l'éprouvette.

3.5.2 Comparaison des résultats issus de la simulation numérique avec les résultats expérimentaux

Les quatre essais multiaxiaux n°4, n°5 et n°6 présentés dans la partie expérimentale ont été simulés.

Les résultats expérimentaux sont comparés aux résultats de simulations de différentes façons. Les premières comparaisons sont faites à l'aide des champs de déformation obtenus par DIC à plusieurs instants choisis en post-traitement des essais.

Ensuite, les déformations sont extraites des résultats de corrélation d'images et les courbes « déformations locales – contraintes nominales » sont visualisées en trois points P1, P2 et P3 situés dans différentes zones du joint (Figure 3.36).

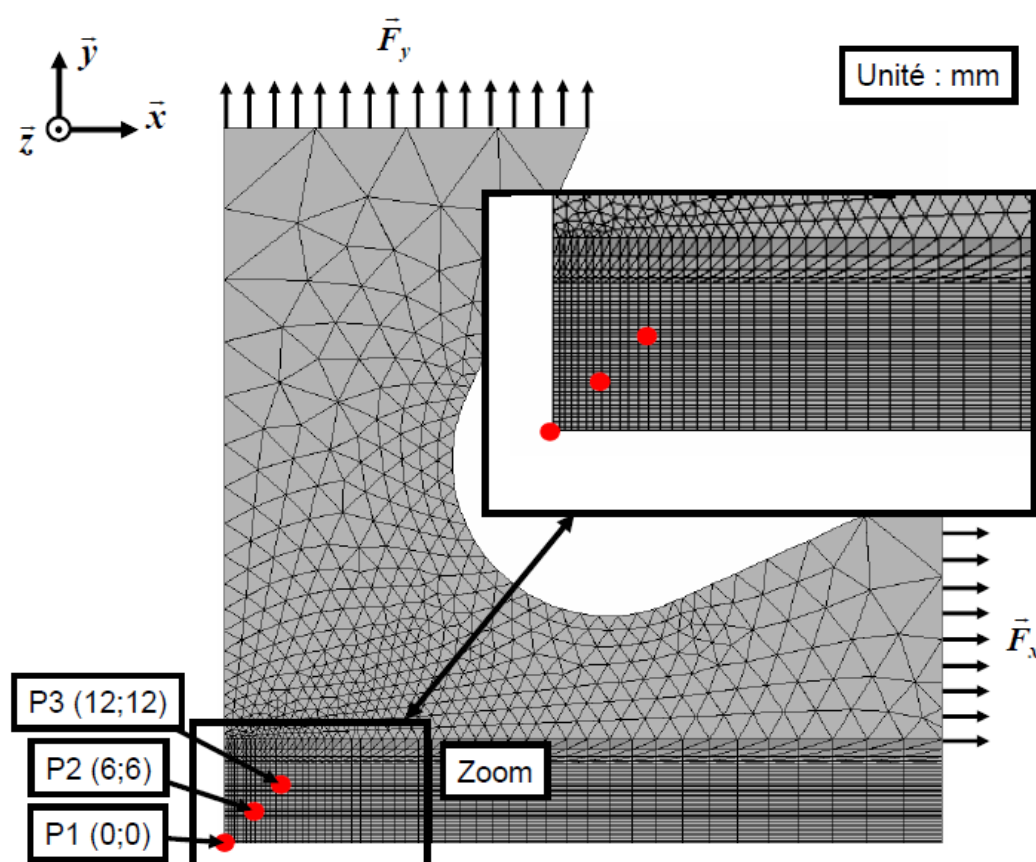


Figure 3.36 : Observations des déformations selon les axes x et y sur trois points P1, P2 et P3 situés dans différentes zones du joint.

Essai n°4 (Chargement figure 2.6)

Cet essai biaxial est simulé en utilisant le modèle de comportement mécanique identifié dans le chapitre 2. Les figures 3.37 montrent les champs de déformations selon l'axe y aux deux instants sélectionnés. Premièrement, les niveaux de déformations totales mesurés sont de l'ordre de 1,3% dans le noyau soudé au maximum du chargement. Les déformations

simulées sont donc identiques à celles mesurées par corrélation d'images en traction. Mais pour le minimum de contraintes imposées on constate que les déformations prédites par le calcul de structure 3D sont beaucoup plus faibles que celles obtenues expérimentalement. Le calcul prévoit une déformation d'environ 0,8% dans le noyau soudé contre 1,2% pour la valeur mesurée.

Les lignes d'iso-valeurs permettent tout de même de valider le comportement mécanique global du joint soudé. En effet, la ligne à 0,5% de déformation suit les mêmes contours dans les deux cas avec des largeurs et des longueurs semblables.

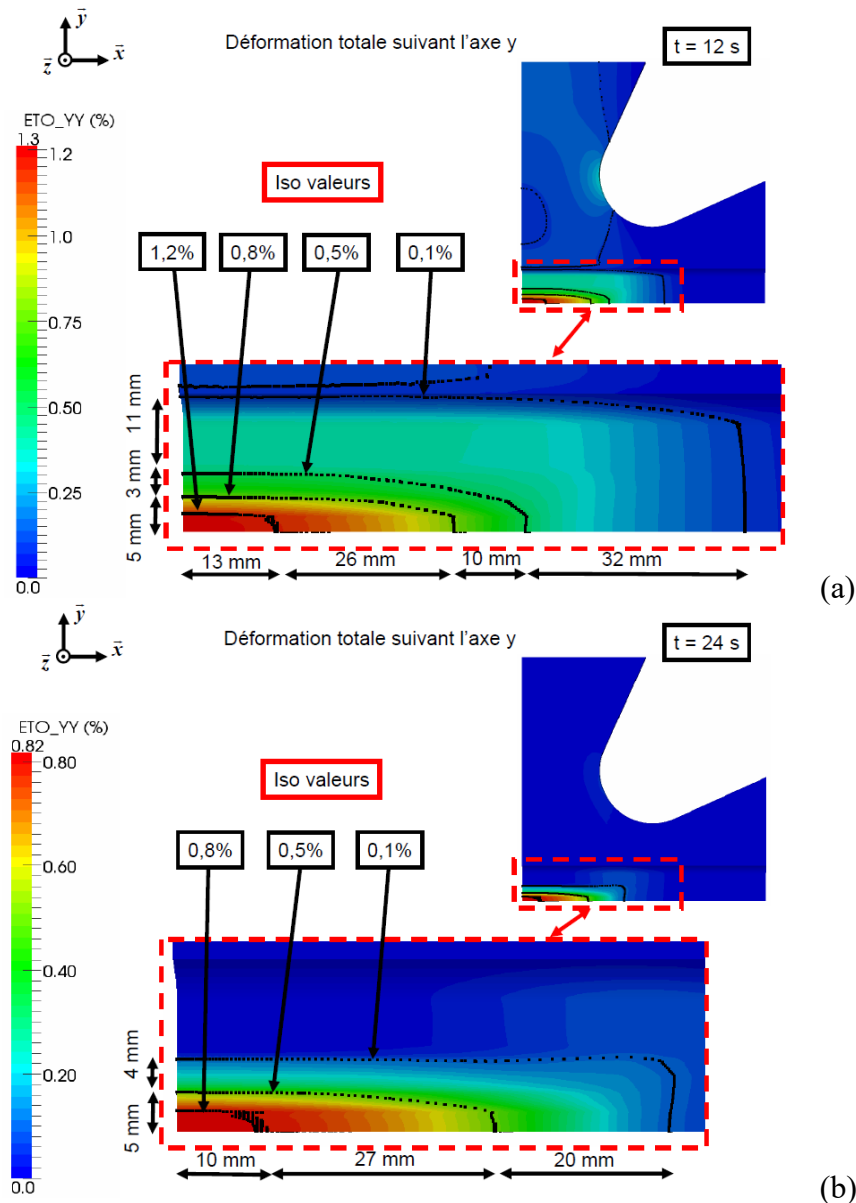


Figure 3.37 : Champs de déformation selon l'axe y (axe 2) simulé et observé pour deux instants de l'essai n°4 (a : $t = 12\text{ s}$ et b : $t = 24\text{ s}$).

Les figures 3.38 montrent les déformations locales selon les directions x et y, obtenues pour les points P1, P2 et P3 lors du premier cycle de l'essai. Ces résultats locaux confirment que le

modèle utilisé permet une bonne reproduction des déformations, lors de la première montée en charge, dans les différentes zones du joint soudé. Néanmoins, ces résultats doivent être modérés dans le sens où le maximum des efforts a été imposé dans l'axe perpendiculaire à la soudure, rapprochant cet essai biaxial d'un essai uniaxial.

Les déformations selon l'axe x sont également extraites et se révèlent être très faibles pour cet essai.

Les prochains essais proposés ont pour objectif d'imposer des efforts plus importants dans l'axe du joint soudé.

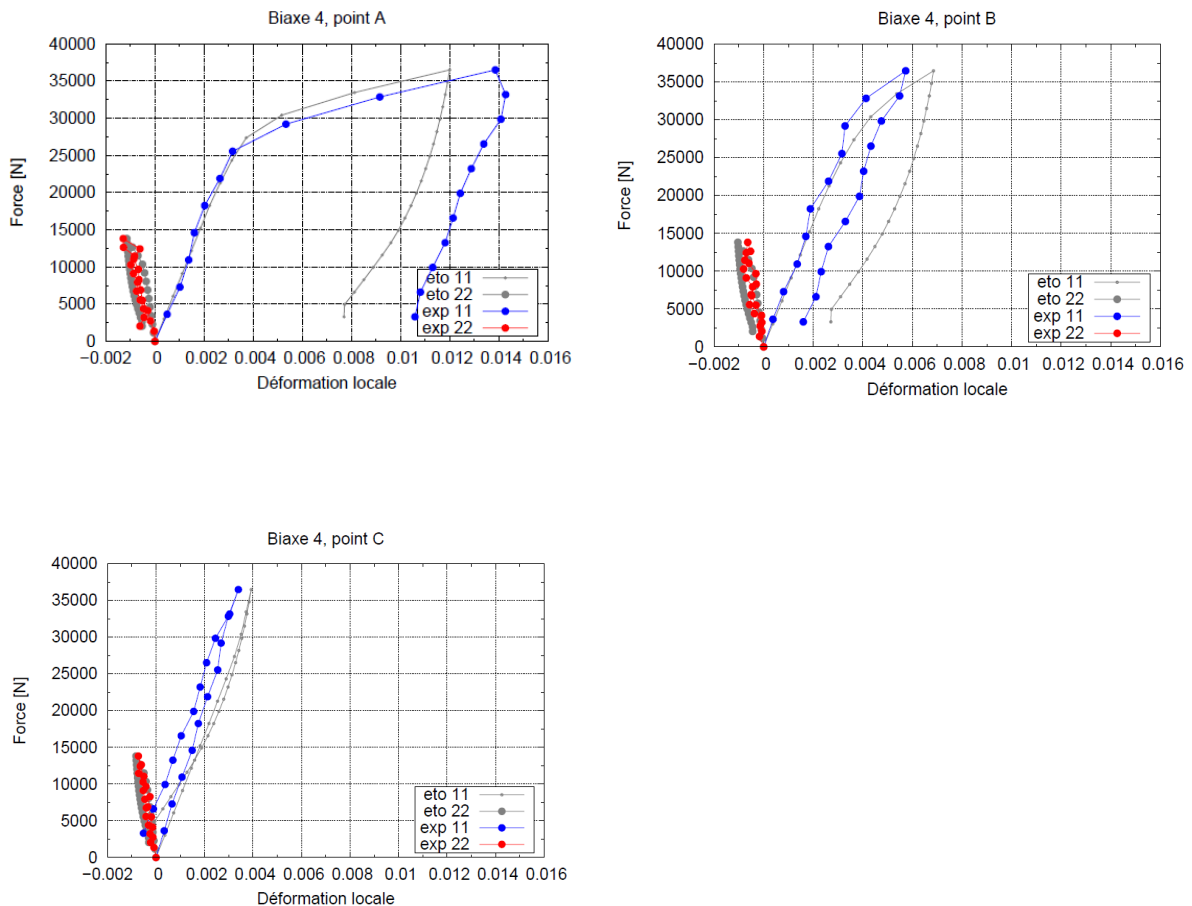


Figure 3.38 : Comparaison des résultats expérimentaux (ϵ_{xx} et ϵ_{yy}) de l'essai n°4 obtenus par corrélation d'images numériques aux points P1 (A), P2 (B) et P3 (C) avec les résultats obtenus numériquement.

Essai n°5 (Chargements figure 2.6)

L'essai n°5 est simulé et les champs de déformation selon l'axe y sont présentés aux deux instants $t = 44s$ et $t = 51s$ en figure 3.39.

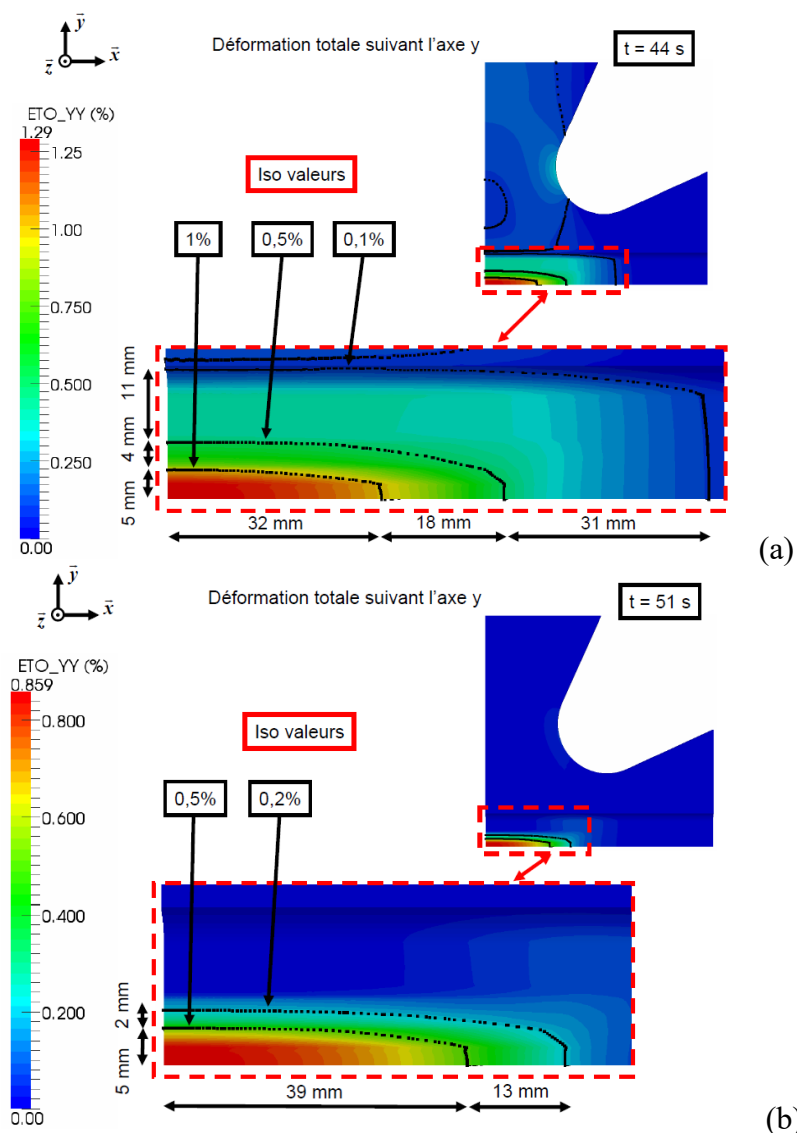


Figure 3.39 : Champs de déformation selon l'axe y (axe 2) simulé et observé pour deux instants de l'essai n°5 (a : $t = 44 \text{ s}$ et b : $t = 51 \text{ s}$).

On constate que les champs de déformation sont très proches de ceux qui ont été obtenus pour la simulation de l'essai n°4, alors que la position de la soudure par rapport au sens de laminage des tôles est différente. La simulation propose des niveaux de déformation, au centre de l'éprouvette, deux fois plus élevés que ceux qui sont mesurés expérimentalement. Ces résultats démontrent que le fait de ne pas prendre en compte dans le modèle les effets d'anisotropie des ZATM et ZAT, voire du MdB, ne permet pas de reproduire le gradient du comportement mécanique d'un joint sollicité pour tous types de chargements multiaxiaux.

Essai n°6 (Chargements figure 2.7)

Les résultats du calcul de structure par éléments finis sont donnés par les figures 3.40. Le modèle prédit des déformations moins importantes dans chacune des zones par rapport aux résultats de l'essai n°4. Les efforts imposés sur l'axe x jouent le même rôle qu'observé

expérimentalement, en empêchant l'ouverture du joint soudé, ce qui conduit à un niveau de déformation plus faible.

Bien que les effets observés sur les résultats expérimentaux et le calcul numérique soient les mêmes, les niveaux de déformation atteints dans les deux cas ne correspondent pas. Le noyau soudé subi des déformations totales d'environ 1% au maximum du chargement pour la simulation alors que l'on mesure pour l'expérience une déformation d'environ 0,45%. De même à $t = 24s$, le niveau de déformation au centre redescend à environ 0,64% pour la simulation tandis qu'il est d'environ 0,15% expérimentalement.

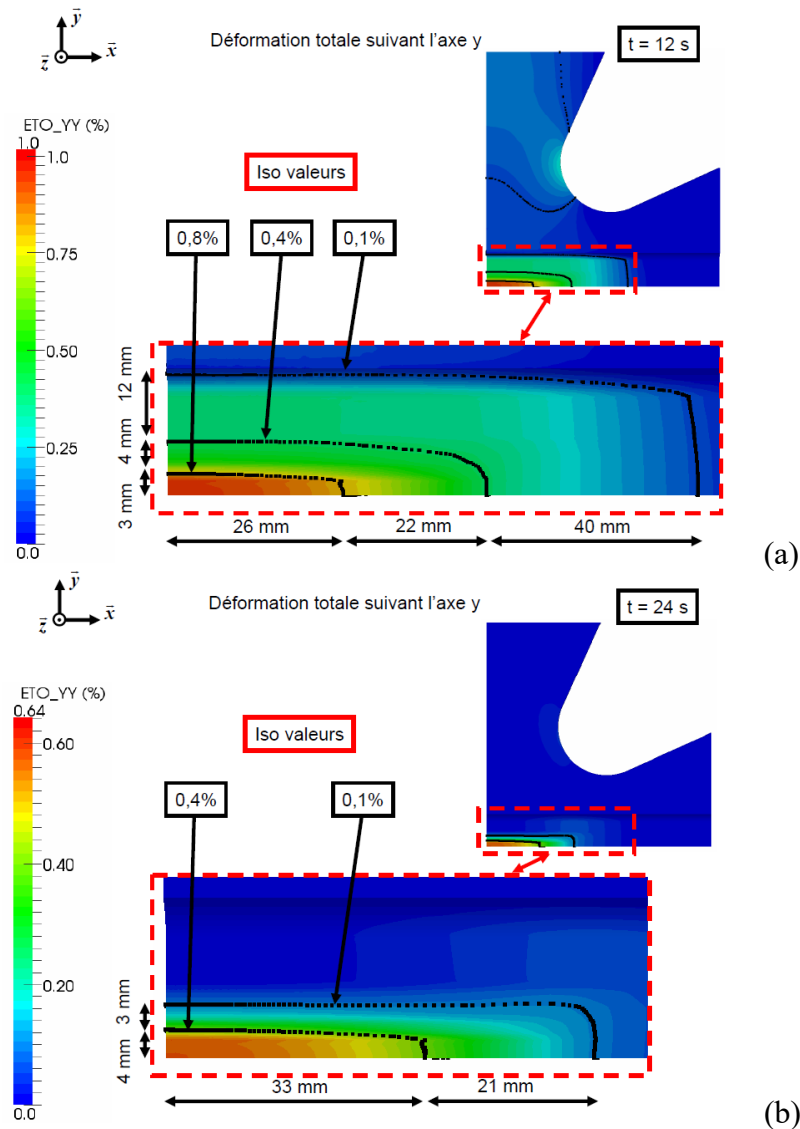


Figure 3.40 : Champs de déformation selon l'axe y (axe 2) simulé et observé pour deux instants de l'essai n°6 (a : $t = 12s$ et b : $t = 24s$).

Les courbes « déformations locales – forces imposées » présentées par les figures 3.41 montrent plus précisément ces incertitudes sur les déformations pour les points P1 dans le noyau soudé et P2 dans la ZATM2. Pour la ZAT (point P3), les faibles niveaux de déformations subis sont bien reproduits par le modèle de comportement.

Finalement, le comportement mécanique des zones annexes au noyau soudé et le sens de laminage des tôles influent sur le niveau de déformation observé par cette zone centrale du joint. Les essais uniaxiaux expérimentaux ont montré dans le chapitre précédent que pour de très grandes déformations, il existe de fortes différences sur la déformation totale atteinte dans les directions L, T et D. Cependant, pour de si faibles déformations, il est presque impossible de différencier le comportement mécanique selon ces trois directions. Il est donc délicat de trouver une piste pour mieux reproduire le comportement mécanique du noyau soudé en modifiant les paramètres du modèle de comportement. La solution possible et étudiée au cours de ces travaux consiste à tenir compte des comportements mécaniques anisotropes des ZAT et du MdB pour espérer reproduire au mieux le gradient de comportement mécanique du joint soudé sollicité par des chargements multiaxiaux.

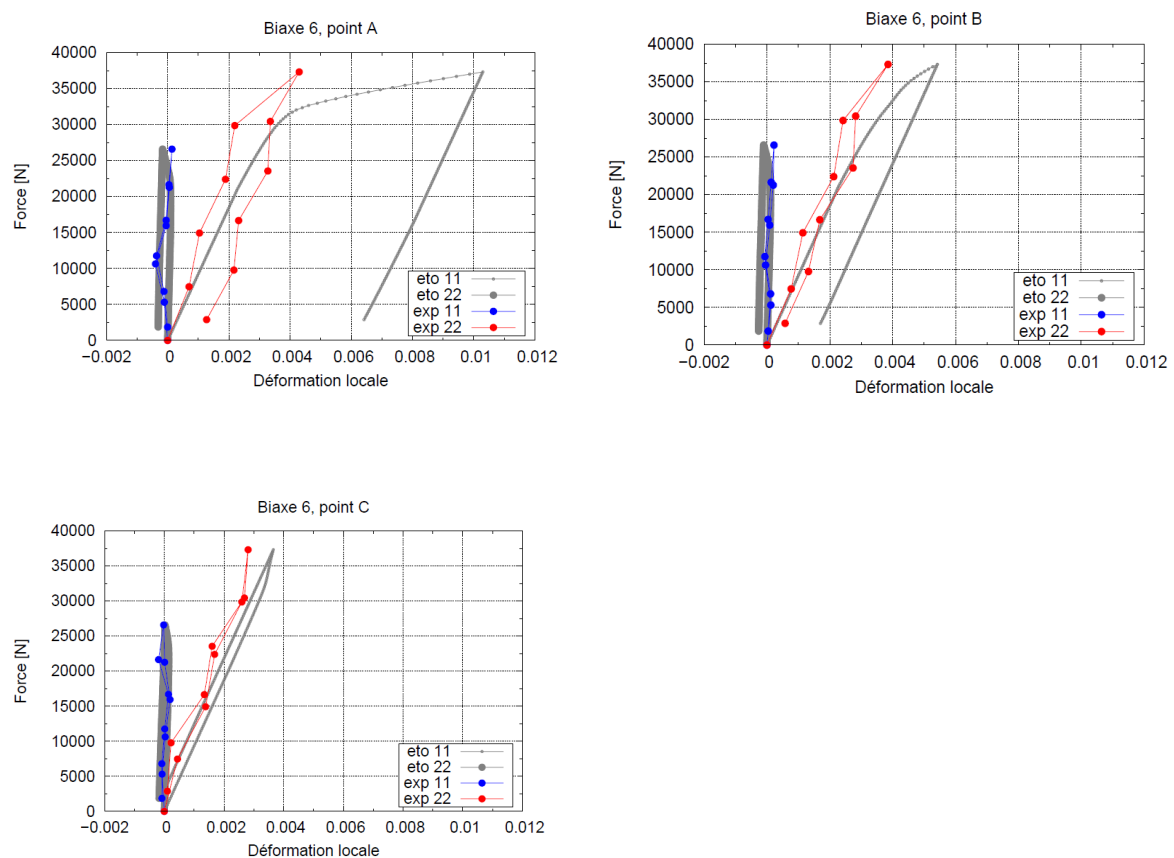


Figure 3.41 : Comparaison des résultats expérimentaux (ϵ_{xx} et ϵ_{yy}) de l'essai n°6 obtenus par corrélation d'images numériques aux points P1(A), P2 (B) et P3 (C) avec les résultats obtenus numériquement.

3.6 Simulations des essais mécaniques à l'aide de modèles prenant en compte l'anisotropie

3.6.1 Modélisation du comportement mécanique du joint soudé par FSW

Une deuxième approche est présentée dans cette étude. En effet, de fortes hypothèses sont posées en utilisant la première approche. Dans le cas où les résultats de simulations des comportements mécanique et d'endommagement obtenus avec ce simple critère isotrope ne sont pas satisfaisant, un axe d'amélioration de cette étude doit être proposé. Les effets anisotropes observés expérimentalement doivent être pris en compte.

Cette deuxième approche considère toujours un comportement mécanique isotrope pour le noyau soudé et la ZATM1. Par contre, un critère de plasticité anisotrope est utilisé pour le métal de base et la ZAT2. Pour les zones intermédiaires (ZATM2 et ZAT1), les résultats expérimentaux ont montré un comportement fortement anisotrope et différent, selon les sens de laminage, de celui du métal de base. Ainsi, le comportement mécanique anisotrope de ces zones ne peut pas être reproduit avec le critère utilisé pour le MdB.

Métal de base et ZAT2

Les travaux de Chen [20], précédemment présentés, proposent l'identification des paramètres matériaux pour le critère de Bron et Besson, capable de reproduire le comportement anisotrope spécifique de l'alliage d'aluminium 2198-T8.

Les paramètres identifiés sont rappelés au premier chapitre dans le tableau 1.3. La figure 3.42 présente la comparaison entre les résultats expérimentaux obtenus lors des essais de traction sur le métal de base et les courbes simulées sur un élément de volume avec les paramètres matériaux optimisés par Chen sur des essais de traction.

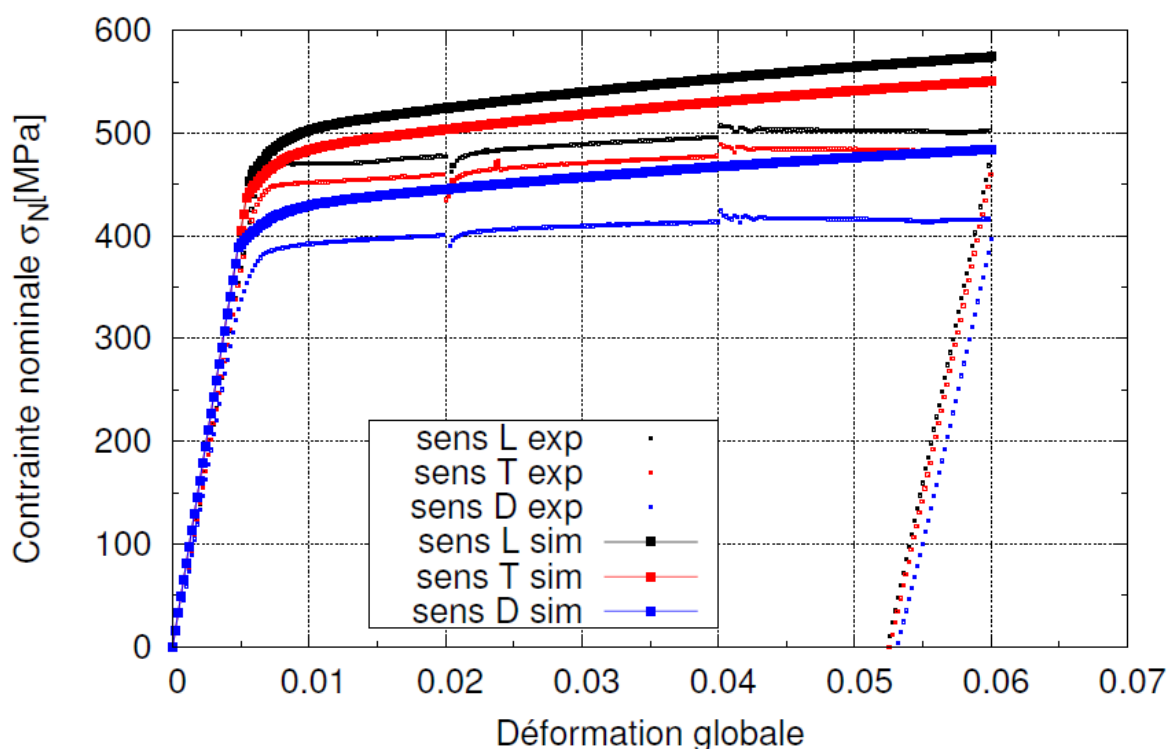


Figure 3.42 : Comparaison expérience et simulation d'un essai de traction sur le métal de base prélevé dans les directions L, T et D – paramètres matériaux issus des travaux de Chen [20].

Finalement, les paramètres matériaux sont réajustés pour mieux reproduire les comportements mécaniques du métal de base dans les trois directions de laminage (tableau 3.2).

Tableau 3.2 : Paramètres matériaux d'un critère anisotrope de Bron et Besson identifiés et optimisés dans ces travaux pour l'alliage d'aluminium 2198-T8 à partir des premiers résultats de Chen [20].

Matériau	E (GPa)		ν		R0 (MPa)	K0	K1	k1	K2	k2
2198-T8	74		0,3		465	0	0,043	655	0,172	16,5
Matériau	a	α	b ₁	b ₂	c_1^1	c_1^2	c_1^3	c_1^4	c_1^5	c_1^6
					c_2^1	c_2^2	c_2^3	c_2^4	c_2^5	c_2^6
2198-T8	16,9	0,7	16,9	16,9	1,216	1,195	0,638	1,249	1	1
					0,683	0,798	1,512	1,281	1	1

La figure 3.43 montre les nouvelles courbes simulées obtenues avec les modifications apportées sur la limite élastique du matériau et sur les valeurs des seuils des écrouissages isotropes non linéaires.

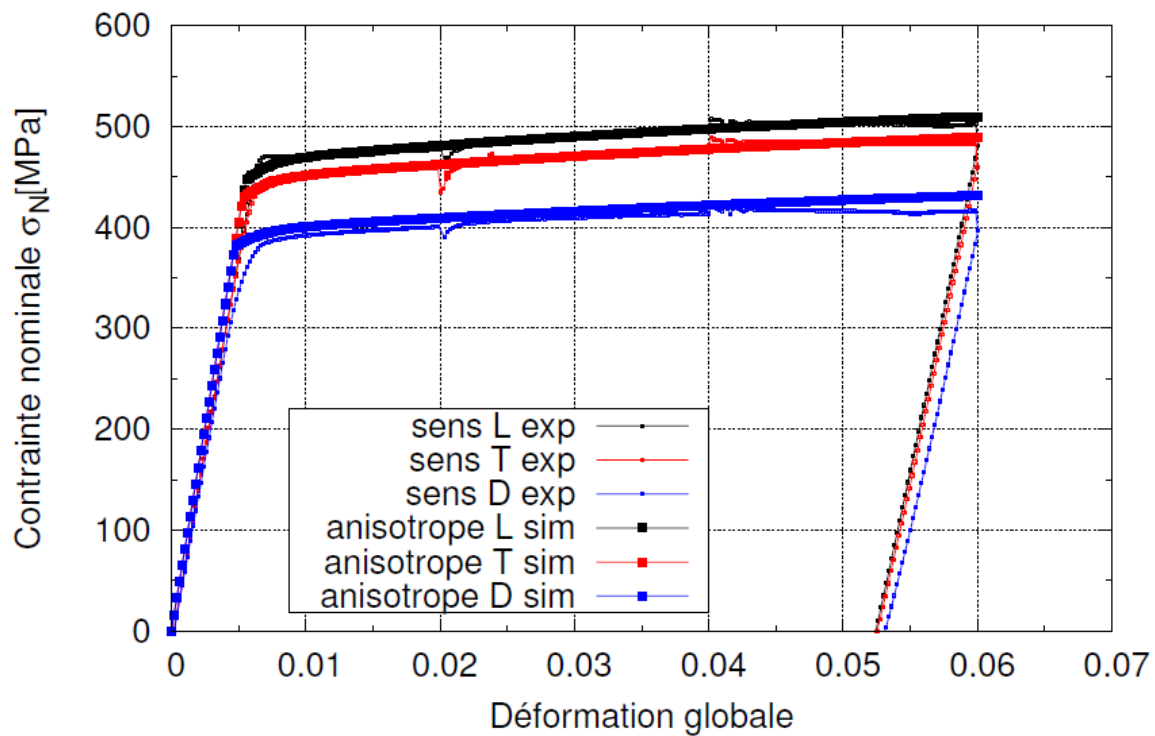


Figure 3.43 : Comparaison expérience et simulation d'un essai de traction sur le métal de base prélevé dans les directions L, T et D – paramètres matériaux optimisés dans ces travaux.

Le principal inconvénient de la version du modèle de Bron et Besson que nous avons utilisée est de ne pas intégrer les écrouissages cinématiques dans sa forme programmée dans le logiciel Zset. L'absence de ces écrouissages empêche de reproduire fidèlement les formes des boucles d'hystérésis du métal de base sollicité en cyclique. Cependant, dans la mesure où le matériau reste quasi-élastique au cours des essais, la modélisation de la montée en charge est considérée suffisante.

Zones intermédiaires (ZATM2 + ZAT1)

Le modèle de comportement mécanique utilisé est caractérisé par un critère anisotrope de Hill [21].

Les paramètres mécaniques de ces deux zones ont été réajustés. Les valeurs des paramètres sont regroupées dans le tableau 3.3.

La limite élastique de ces deux zones est identique et prise égale à 180 MPa.

La valeur du seuil Q_1 pour la ZATM2 est modifiée pour atteindre -115 MPa au lieu de -80 MPa. Enfin, les coefficients matériaux h_i ont été identifiés et optimisés afin de reproduire au mieux les comportements mécaniques anisotropes de ces zones.

Par rapport au modèle de Bron et Besson, il est possible d'intégrer les écrouissages cinématiques non linéaires dans le critère de Hill. Ainsi, les paramètres des écrouissages cinématiques identifiés pour le critère isotrope sont conservés pour la ZAT1 et la ZATM2.

Les relations entre les paramètres $\mathbf{h}_i$ et les paramètres de Hill sont données par les équations suivantes :

$$\begin{aligned} F_H &= -\frac{h_1}{6} + \frac{h_2}{3} + \frac{h_3}{3}, & G_H &= \frac{h_1}{3} - \frac{h_2}{6} + \frac{h_3}{3}, & H_H &= \frac{h_1}{3} + \frac{h_2}{3} - \frac{h_3}{6}, \\ N_H &= \frac{3}{2} h_4 \end{aligned} \quad (3.9)$$

Tableau 3.3 : Paramètres mécaniques identifiés pour un critère anisotrope de Hill pour les zones ZATM2 et ZAT1 du joint soudé par FSW.

	ZAT 1	ZATM 2
E (MPa)	81000	81000
R ₀ (MPa)	180	180
b1	400	400
Q1 (MPa)	-80	-115
b2	30	30
Q2 (MPa)	120	120
C1 (MPa)	378000	378000
D1	4500	4500
C2 (MPa)	50000	50000
D2	450	450
C3 (MPa)	400	400
D3	30	30
h1	2,9	2,2
h2	1,2	0,7
h3	1	1
h4	2,2	1,9
h5	1	1
h6	1	1

La figure 3.44 montre les comparaisons des courbes de traction expérimentales et simulées en utilisant le critère de Hill et les coefficients matériaux présentés dans le tableau 3.3 pour la ZATM2.

Ce critère permet de mieux reproduire les comportements mécaniques dans les directions L et D. Néanmoins, il y a une légère détérioration du comportement mécanique dans la direction T pour des contraintes supérieures à 325 MPa, bien que le début de plastification soit correctement reproduit par le modèle.

La figure 3.45 présente la modélisation du comportement mécanique pour la ZAT1 dans les directions L, T et D. Pour cette zone, le modèle permet de recréer les différences de comportement observées expérimentalement selon les trois directions de laminage.

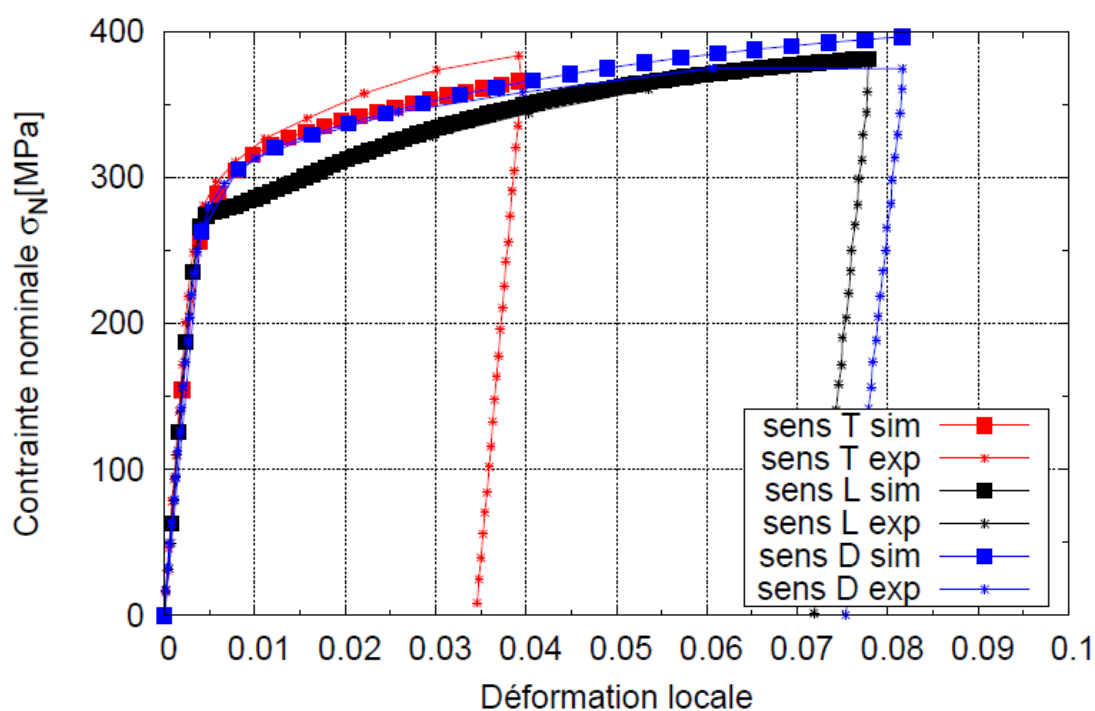


Figure 3.44 : Comparaison expérience et simulation d'un essai de traction monotone sur le joint soudé prélevé dans les directions L, T et D pour la ZATM2 – paramètres matériaux optimisés pour un critère anisotrope de Hill.

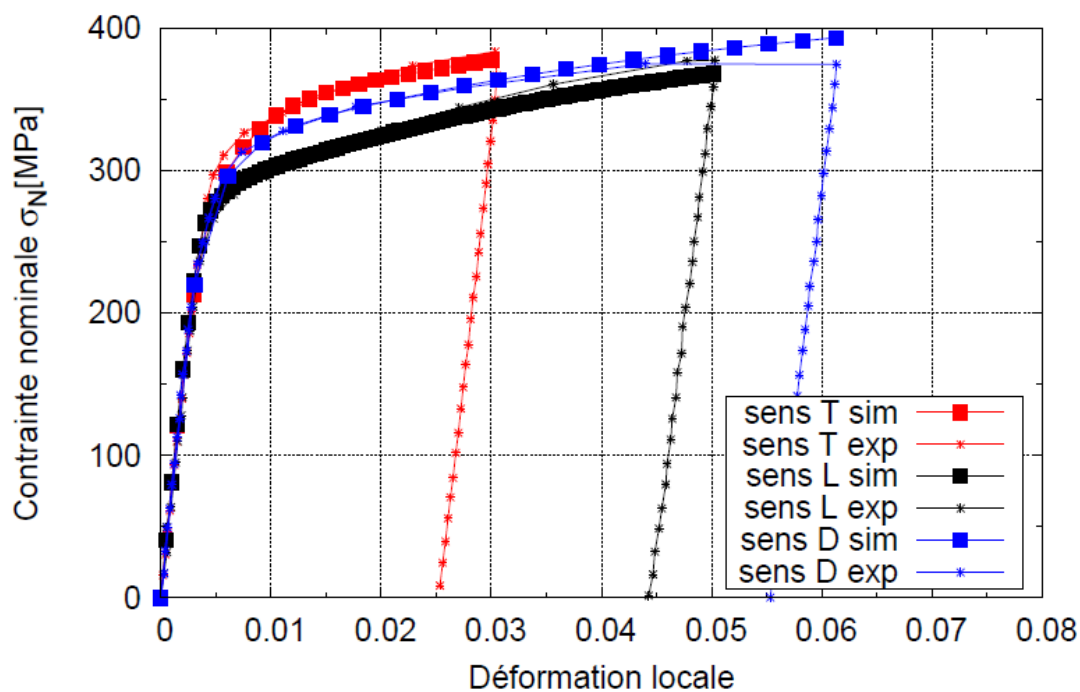


Figure 3.45 : Comparaison expérience et simulation d'un essai de traction monotone sur le joint soudé prélevé dans les directions L, T et D pour la ZAT1 – paramètres matériaux optimisés pour un critère anisotrope de Hill.

Joint soudé (NS + ZATM1)

Les comportements mécaniques de ces zones sont reproduits à l'aide du critère isotrope de von Mises utilisé dans la première approche.

Une modification a été apportée sur le seul paramètre mécanique qui variait entre ces deux zones. Afin de simplifier un maximum la modélisation du comportement mécanique, la même valeur de seuil de l'écrouissage isotrope non linéaire Q_1 est prise entre les deux zones NS et ZATM1, avec une valeur de -115 MPa, rendant ainsi ces deux zones identiques.

Le tableau 3.4 montre les paramètres mécaniques identifiés finaux pour le Noyau Soudé et la ZATM1. Ces deux zones sont considérées comme une seule et même zone à présent dans cette seconde approche.

Tableau 3.4 : Paramètres mécaniques identifiés pour un critère isotrope de von Mises pour les zones NS et ZATM1 du joint soudé par FSW.

NS et ZATM 1	
E (MPa)	81000
R ₀ (MPa)	180
b1	400
Q1 (MPa)	-115
b2	30
Q2 (MPa)	120
C1 (MPa)	378000
D1	4500
C2 (MPa)	50000
D2	450
C3 (MPa)	400
D3	30

Les figures 3.46 et 3.47 proposent la comparaison des courbes de traction « contrainte nominale – déformation locale » expérimentales et simulées avec les anciens paramètres et les nouveaux. Les résultats expérimentaux affichés selon les trois directions de laminage L, T et D montrent en effet que le comportement mécanique de ces deux zones est identique lors de la montée en charge et lors du début de plastification du matériau. Cependant, une nette différence entre les allongements en déformation est observée.

L'augmentation du seuil de l'écrouissage isotrope pour le NS et une diminution de celui-ci pour la ZATM1, afin de rendre ces deux zones identiques, ne change rien sur l'erreur observée sur l'allongement. Les précédents paramètres utilisés ne permettaient pas de reproduire ces différences d'allongement selon les directions L, T et D. La nouvelle valeur de Q_1 imposée permet, dans le cas du NS et de la ZATM1, de simuler un allongement compris entre les allongements minimum et maximum observés expérimentalement.

La faiblesse de l'écrouissage dans ces deux zones justifie de leur appliquer les mêmes paramètres mécaniques.

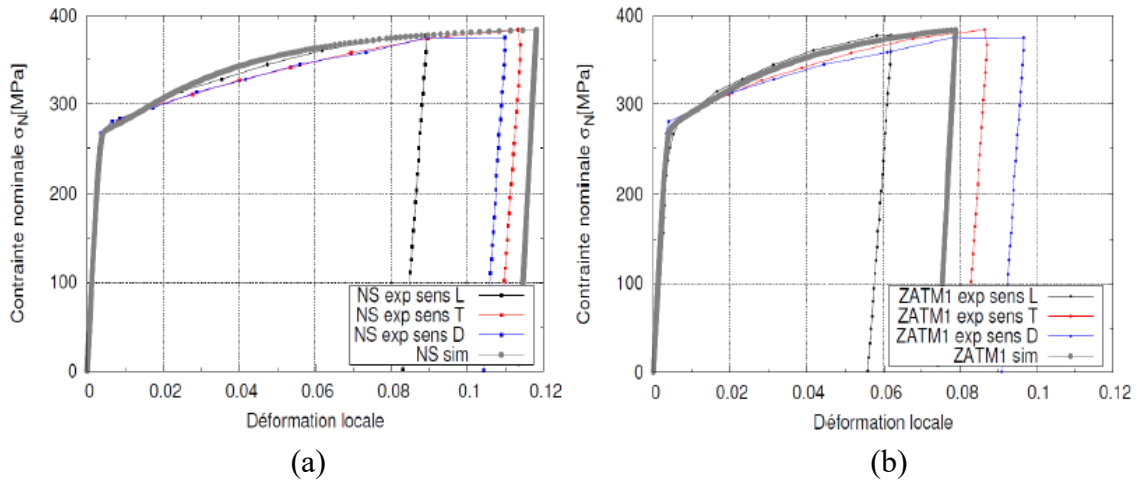


Figure 3.46 : Comparaison des courbes de traction expérimentales dans les directions L , T et D et simulées avec un modèle « isotrope » et avec les anciennes valeurs d'écrouissage isotrope $\mathbf{Q}_1$ pour le NS (a : $\mathbf{Q}_1 = -120\text{MPa}$) et la ZATM1 (b : $\mathbf{Q}_1 = -110\text{MPa}$).

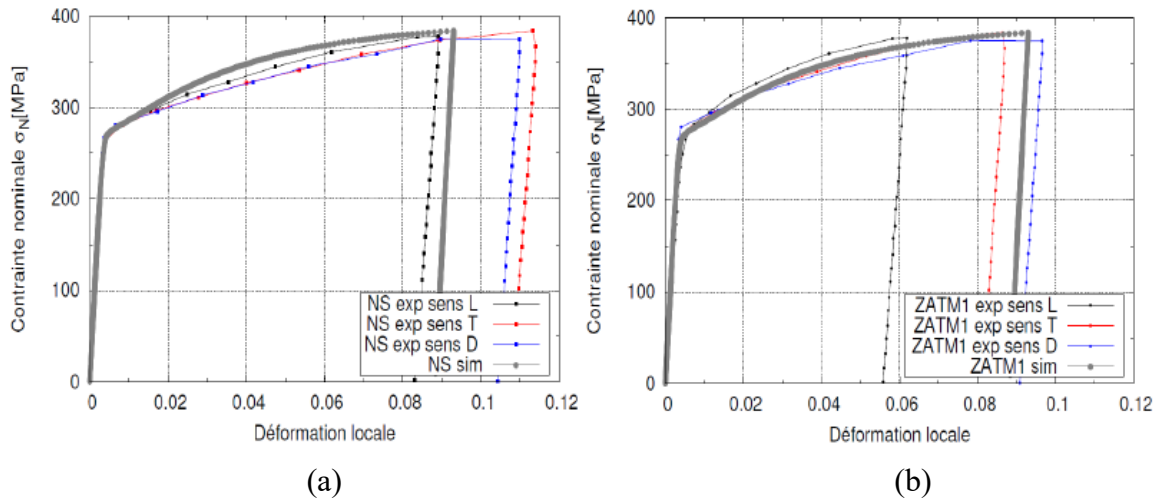


Figure 3.47 : Comparaison des courbes de traction expérimentales dans les directions L , T et D et simulées avec un modèle « isotrope » et avec la nouvelle valeur d'écrouissage isotrope $\mathbf{Q}_1 = -115\text{MPa}$ (a : NS et b : ZATM1).

3.6.2 Mises en données des calculs 3D par EF

On présente ici la méthodologie qui pourrait être utilisée pour prendre en compte des modèles de comportement anisotrope dans certaines zones de l'éprouvette. Cette fois-ci, le maillage des différentes zones est explicite, ce qui rend la définition du matériau plus facile. Les calculs n'ont pas été réalisés par manque de temps.

Les fichiers définissant les matériaux et leur variations spatiale sont donnés dans les annexes 2.4 à 2.7 pour les directions L et D .

Les résultats des essais de traction et de leur simulation, dans les directions L et D, sont présentés respectivement par les figures 3.48 et 3.49.

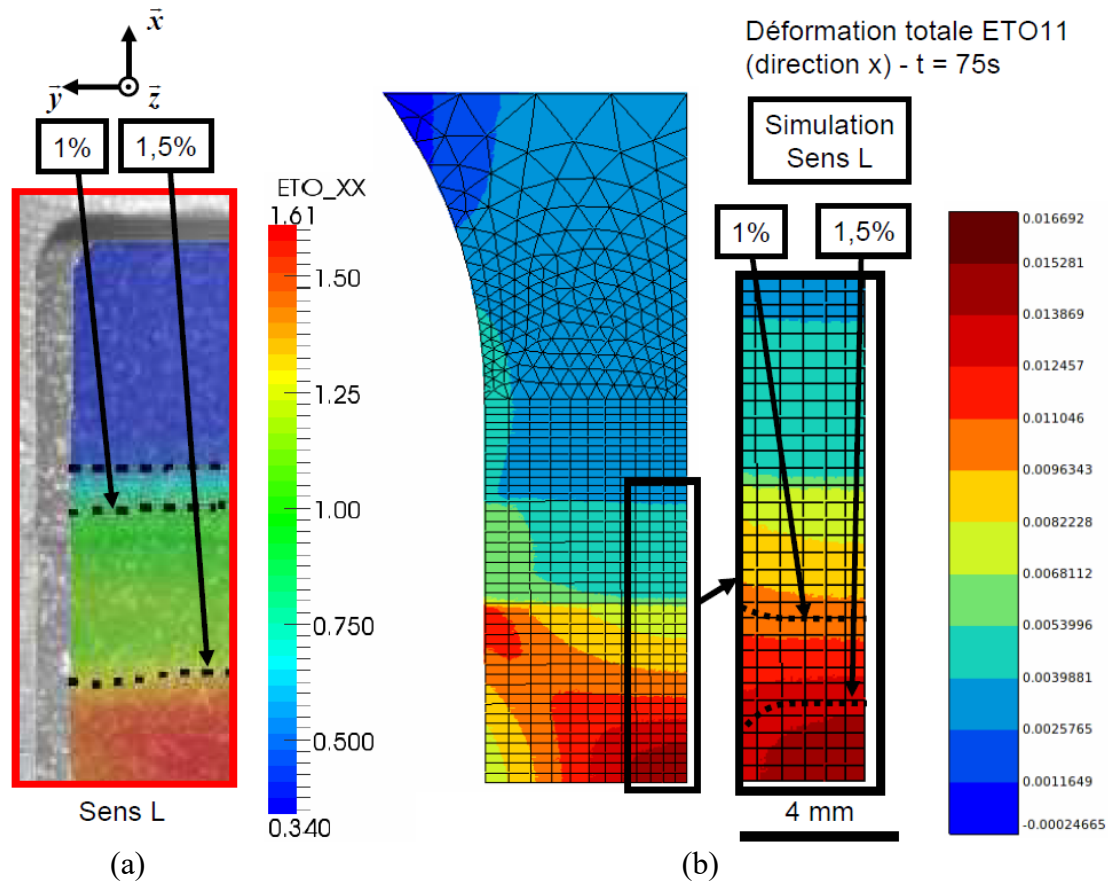


Figure 3.48 : Champ de déformation simulé selon l'axe x pour un essai de traction monotone dans la direction L (contrainte nominale de 290 MPa) – a : expérience et b : calcul.

Ces deux figures montrent que cette seconde approche reproduit des champs de déformation semblables à ceux qui sont obtenus expérimentalement dans les directions L et D. Les effets de multiaxialité sont bien pris en compte et le gradient de comportement mécanique du joint soudé pour des soudures orientées différemment selon le sens de laminage des tôles est bien reproduit.

En ce qui concerne les niveaux de déformation mesurés, on constate que le maximum de déformation sur l'axe x , pour la direction L, est d'environ 1,6% au centre de l'éprouvette et le minimum atteint en compression est d'environ -0,3%. Et pour la direction D, le maximum de déformation atteint en traction est d'environ 1,5% et le minimum en compression est d'environ -0,55%.

Ces valeurs ne sont pas parfaites mais diminuent la différence entre les résultats simulés et expérimentaux par rapport à la première approche.

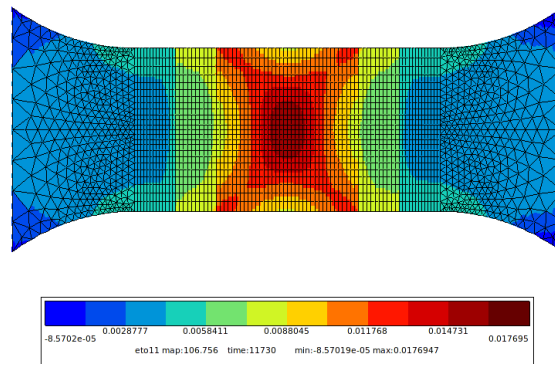


Figure 3.49 : Champ de déformation simulé selon l'axe x pour un essai de traction monotone dans la direction D (contrainte nominale de 290 MPa).

Dans le cas de la deuxième approche, l'éprouvette cruciforme est découpée en trois zones distinctes. La figure 3.50 présente ces trois zones et les modèles qui y seront appliqués.

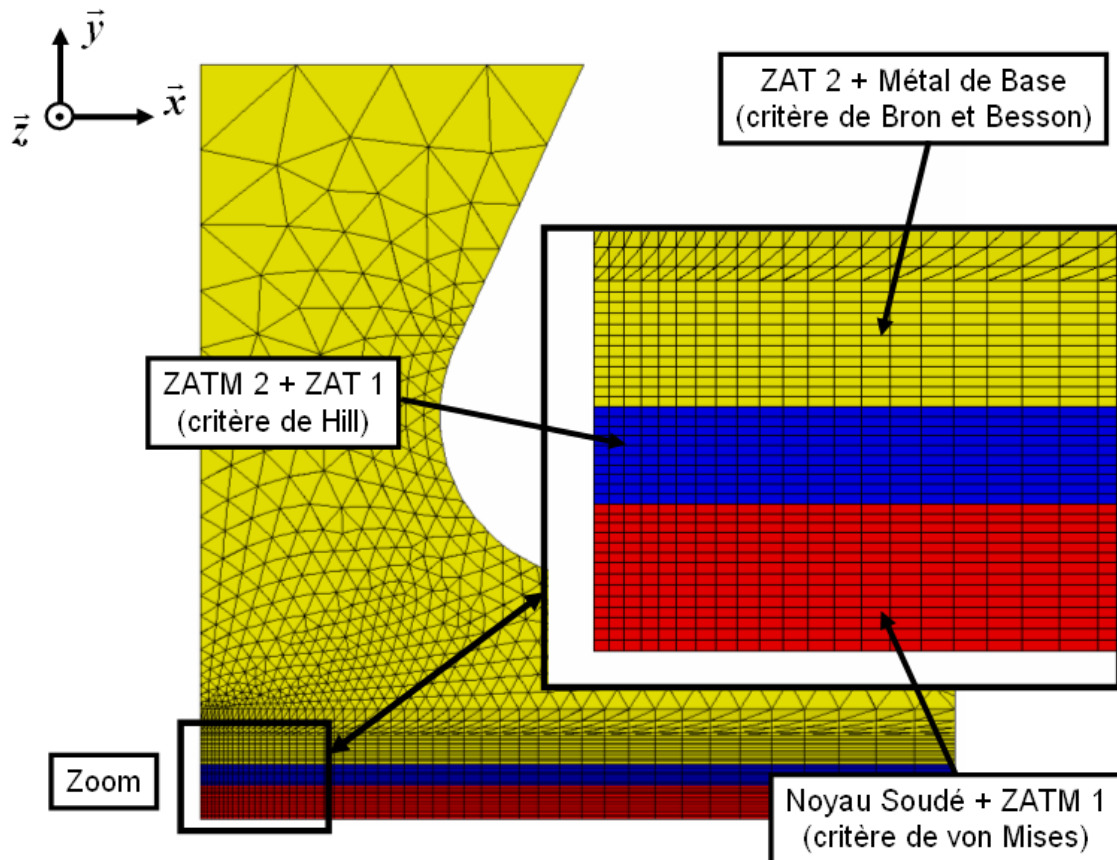


Figure 3.50 : Découpage de l'éprouvette cruciforme en trois zones aux critères de comportements mécaniques différents.

Enfin, pour valider définitivement un modèle qui permettra de reproduire le gradient de comportement mécanique du joint soudé pour tous types et niveaux de chargement

mécanique, un nouvel essai uniaxial a été réalisé. Le joint soudé est positionné à 45° par rapport à l'axe de chargement.

La figure 3.51 présente à trois instants différents au cours de l'essai les champs de déformation selon l'axe y . On constate qu'une localisation des déformations a lieu sur les bords de l'éprouvette aux limites de l'épaulement de l'outil de soudage FSW. Le joint est soumis, au cours de cet essai, à des effets de cisaillement. Les déformations, au maximum de la traction (contrainte nominale d'environ 345 MPa), atteignent approximativement 14% dans les ZAT tandis que dans le noyau soudé (qui était la zone la plus sollicitée lors des essais avec le joint perpendiculaire à l'axe de chargement), elles ne dépassent pas les 7,5% de déformation totale. Pour un même niveau de contrainte nominale appliqué aux essais uniaxiaux du chapitre 2, les résultats de la figure 2.24 ont montré que les déformations locales atteintes dans le noyau soudé sont d'environ 7%, ce qui est cohérent avec les résultats obtenus sur cette éprouvette. Cependant, les déformations locales pour les ZAT oscillent entre 0,5% et 1,5%, soit des valeurs très en dessous de celles qui sont obtenues sur le joint positionné à 45° sur l'éprouvette.

Pour les essais uniaxiaux avec le joint soudé perpendiculairement à l'axe de chargement, on a constaté que le maximum des déformations est concentré au cœur de la soudure, ce qui empêche les zones voisines de se déformer (ZAT et MdB). On a identifié les paramètres du modèle à l'aide des champs de déformations obtenus par corrélation d'images sur ces essais.

On constate avec ces nouveaux résultats que les comportements mécaniques des zones voisines sont importants à prendre en compte dès lors que des chargements multiaxiaux apparaissent.

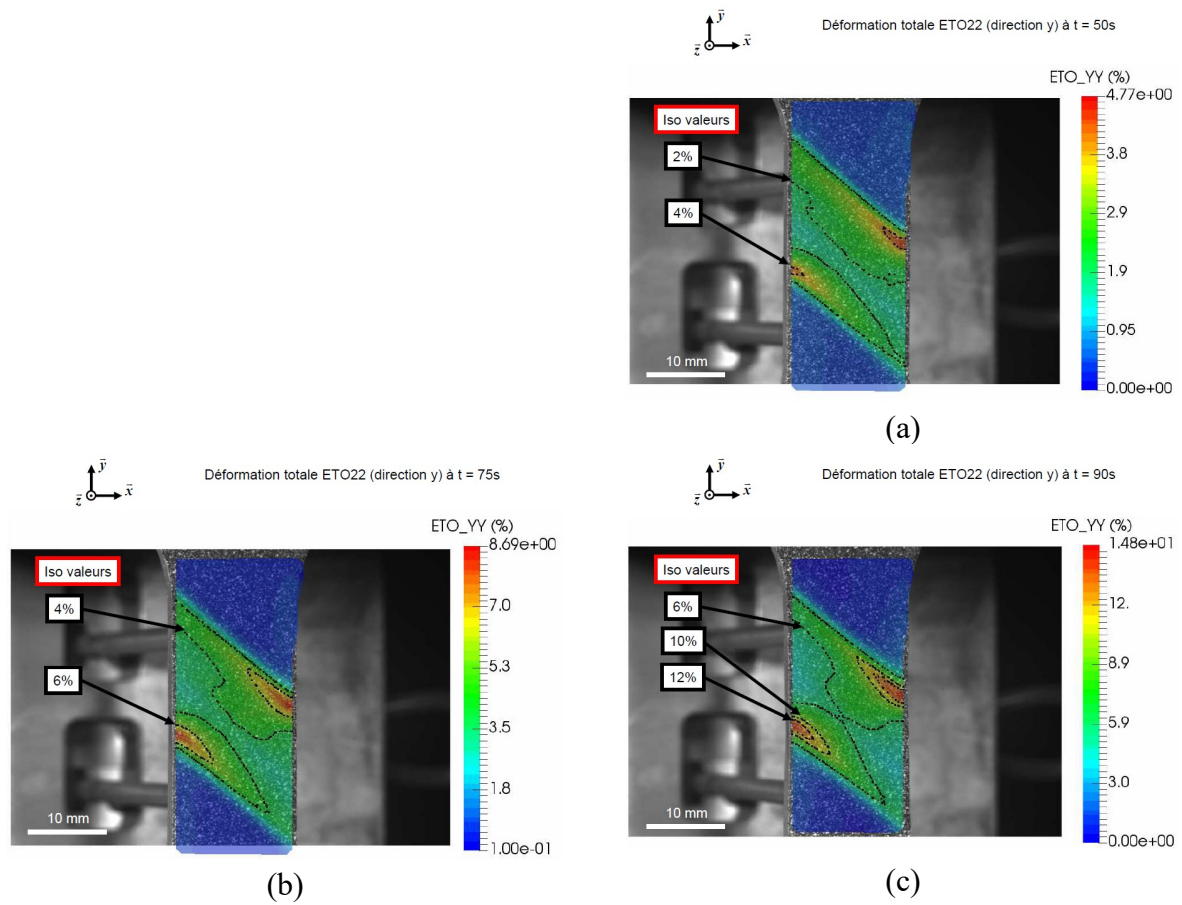


Figure 3.51 : Champs de déformation expérimentaux (selon l'axe y) à trois instants d'un essai de traction monotone sur une éprouvette avec un joint à 45° par rapport à l'axe de chargement (direction de laminage D) – a : $t = 50s$ – b : $t = 75s$ et c : $t = 90s$.

Cet essai constitue donc un challenge intéressant pour la simulation. Le maillage qui devrait être utilisé est montré en figure 3.52.

Comme pour l'éprouvette cruciforme, l'éprouvette numérique est découpée en trois zones distinctes.

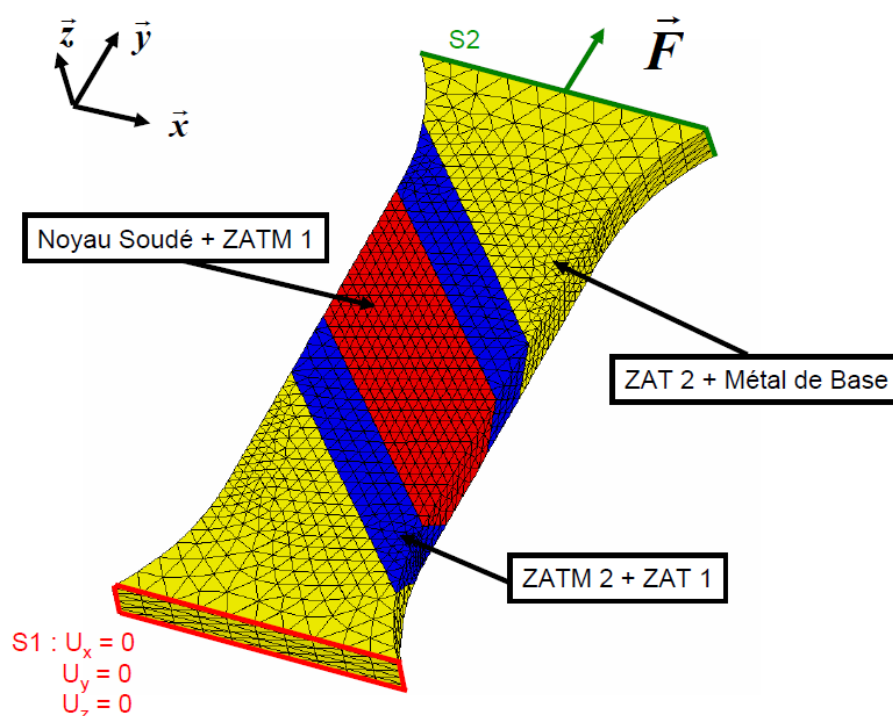


Figure 3.52 : Maillage d'une éprouvette uniaxiale comportant un joint soudé à 45° par rapport à l'axe de chargement – éléments tétraédriques quadratiques c3d10.

3.6.3 Principales améliorations obtenues sur la modélisation du comportement mécanique des essais uniaxiaux et biaxiaux

La première approche retenue dans cette étude se doit d'être la plus simple en terme de paramètres mécaniques à manipuler et de simplicité à mettre en place pour simuler le comportement mécanique de structures soudées en 3D par des calculs par éléments finis. La deuxième est présentée pour tenter de reproduire au mieux les comportements mécaniques locaux observés expérimentalement dans les différentes zones du joint soudé. Une meilleure reproduction des effets d'anisotropie de certaines zones ajoute de nombreux paramètres supplémentaires et rend plus complexe la mise en données des calculs de structure.

L'intérêt de la seconde approche est d'essayer de mieux reproduire le comportement mécanique du joint soudé lorsqu'il est sollicité par des chargements multiaxiaux.

Les paramètres des critères anisotropes ont été identifiés et permettent localement de reproduire les différences observées entre les trois directions de laminage L, T et D. Néanmoins, à l'avenir, pour être capable de reproduire parfaitement le gradient de comportement mécanique du joint soudé, il sera nécessaire de diviser le joint en plus que trois zones pour affiner les résultats.

3.7 Synthèse des résultats

L'objectif initial de ce chapitre a été de simuler l'ensemble des essais menés expérimentalement, avec un modèle de comportement mécanique constitué d'un critère

isotrope de von Mises. Les essais uniaxiaux ont été simulés et différentes façons de comparer les résultats expérimentaux et numériques ont été réalisées. La création d'un extensomètre virtuel a permis de comparer les comportements mécaniques globaux des joints soudés. L'utilisation de la corrélation d'images numériques a quant à elle permis d'analyser les champs de déformation observés sur la surface supérieure des éprouvettes. Et enfin, par l'exploitation de ces données de corrélation d'images, des courbes « contraintes nominales – déformations locales » ont pu être extraites puis être utilisées pour comparer les comportements mécaniques locaux de plusieurs zones du joint soudé.

Globalement, le modèle permet de reproduire les bonnes formes des champs de déformation observés par corrélation d'images sur le joint soudé, que ce soit pour des chargements cycliques uniaxiaux ou multiaxiaux.

De plus, lorsque le joint est soudé dans le sens du laminage des tôles et que le chargement est imposé perpendiculairement au laminage, les niveaux de déformation sont identiques aux résultats expérimentaux. Ces résultats sont attendus, puisque les paramètres mécaniques du modèle ont été identifiés sur cette configuration de soudage dans le chapitre précédent.

Les autres résultats d'essais présentés dans ce chapitre montrent que l'utilisation d'un unique critère de von Mises pour reproduire la globalité du gradient de comportement mécanique du joint soudé n'est pas suffisante.

Dès lors que des effets multiaxiaux apparaissent, que ce soit pour l'essai uniaxial avec le joint à 45° ou les essais à chargements multiaxiaux, le modèle utilisé ne permet pas d'obtenir les bons niveaux de déformation pour les directions L et D. De même, les effets de durcissement de certaines zones lors des essais cycliques ne sont pas correctement reproduits pour ces deux sens de laminage. Les premiers résultats de simulation en uniaxial ont montré ces approximations, puis les essais de validation n'ont fait que confirmer les faiblesses de cette première approche. À la suite de ces résultats et compte tenu des observations expérimentales faites sur les comportements mécaniques des différentes zones du joint soudé, une solution alternative a été étudiée. Celle-ci ne considère plus les hypothèses d'un joint qui, parce qu'il localise une grande majorité des déformations dans le noyau soudé et que cette zone a un comportement mécanique isotrope, doit avoir son comportement modélisé avec un critère isotrope. Cette nouvelle solution prend pour hypothèse que les effets anisotropes des ZAT et du MdB doivent être pris en compte et ont un rôle important sur le gradient de comportement mécanique du joint soudé.

Cette approche a été présentée dans ce chapitre. Des paramètres mécaniques ont été identifiés selon les trois directions de laminage L, T et D. Les différentes éprouvettes 3D qui seront utilisées pour réaliser des calculs de structure par éléments finis ont été présentées.

Des essais de traction simulés ont montré que cette seconde approche permet de reproduire des champs de déformation proches de ceux observés expérimentalement dans les directions L et D. Ces résultats tendent à améliorer le gradient de comportement mécanique du joint soudé lors d'effets de multiaxialité.

Néanmoins, ces résultats montrent aussi que les niveaux de déformations atteints dans les différentes zones du joint soudé ne sont pas toujours parfaitement représentatifs des niveaux mesurés expérimentalement.

Pour la suite de cette étude, le modèle avec un critère isotrope est conservé. Le prochain chapitre consiste à étudier l'endommagement en fatigue d'une structure soudée.

