

# Simulation thermo-mécanique du procédé de fabrication additive par dépôt fil WAAM

S. Hilal<sup>1</sup>, S. Hendili<sup>1</sup>, D. Missoum-Benziane<sup>2</sup>, P. Kerfriden<sup>2</sup>, M. Mazière<sup>2</sup>

<sup>1</sup> EDF R&D, France, {sami.hilal,sofiane.hendili}@edf.fr

<sup>2</sup> Centre des Matériaux, Mines Paris - PSL, France, {djamel.missoum-benziane, pierre.kerfriden, matthieu.maziere}@minesparis.psl.eu

**Résumé** — Un modèle thermo-mécanique mésoscopique du procédé de fabrication additive WAAM est implémenté pour la prédiction de l'état résiduel de composant, avec une nouvelle approche de la gestion de l'apport de matière. Afin de calibrer et valider le modèle mis en place, un essai expérimental est réalisé et instrumenté (thermocouples, scan 3D, etc...). Les résultats numériques sont ensuite validés par comparaison à des données expérimentales et une bonne correspondance entre les résultats numériques et les résultats expérimentaux a été établie.

**Mots clefs** — simulation éléments finis thermo-mécanique, fabrication additive, wire arc additive manufacturing, contraintes résiduelles.

## 1. Introduction

L'intérêt pour la fabrication additive s'est accru ces dernières années. Son utilisation ne se limite plus à la création de pièces de maquette ou de prototypes mais très progressivement à des pièces à visée industrielle. De nombreux types de procédés de fabrication additive ont vu progressivement le jour, et ils peuvent être classés en deux grandes familles : les procédés par fusion sur lit de poudre (« Powder Bed Fusion ») et les procédés par dépôt direct (« Direct Energy Deposition »). Parmi tous ces procédés, le WAAM (Wire Arc Additive Manufacturing) est un des procédés les plus prometteurs pour la fabrication de gros composants. Ce procédé est un procédé dérivé du soudage : le composant est fabriqué en empilant des couches successives de métal au moyen de technologie de soudage à l'arc. Le matériau d'apport, qui est sous forme de fil métallique, est fondu à l'aide d'un arc électrique.

Néanmoins, comme pour le soudage, les composants fabriqués en WAAM sont sujets à des déformations et contraintes résiduelles générées au cours du processus de dépôt du fait des cycles thermiques et des gradients de températures très importants, qui peuvent affecter l'intégrité de la pièce, sa tenue mécanique ainsi que les opérations d'usinages.

De ce fait, la modélisation du procédé de fabrication apparaît comme une alternative attrayante à ces lourdes campagnes expérimentales, permettant ainsi de prédire avec précision la distribution de température, de contraintes résiduelles et de distorsions. La mise en place d'un tel modèle permettrait, par conséquent, une meilleure compréhension et une utilisation plus répandue du procédé WAAM. Enfin, mieux connaître la relation entre les paramètres de soudage et de fabrication (stratégie de dépôt, vitesse de la torche, etc ...) et l'état résiduel de la pièce aiderait fortement au développement du procédé. La simulation numérique du WAAM s'appuie largement sur les modèles développés pour la simulation du soudage [3] par la similitude du procédé employé. Une grande attention a été portée au développement de modèles prédictifs des performances. Il existe à ce jour de nombreuses études qui portent sur la mise en place de modèles pour la fabrication additive [4]. Ces derniers se basent sur des hypothèses différentes en fonction des objectifs de modélisation.

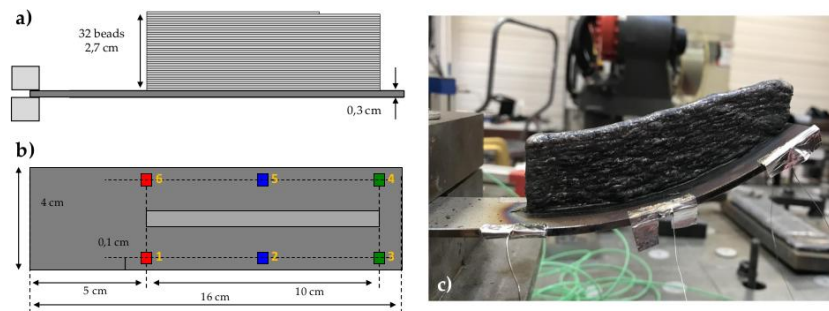
Dans ce rapport, un modèle thermomécanique du WAAM pour fabrication de pièce à l'échelle industrielle est mis en place. La méthodologie de modélisation est dans un premier temps présentée avec une approche de gestion de l'apport de matière. Un essai expérimental (en acier inoxydable

316L) instrumenté est mis en œuvre et est ainsi comparé aux résultats numériques, avant de conclure sur les interprétations et les perspectives de ce modèle. Le modèle est utilisé pour simuler l'essai expérimental, étudier plusieurs approches pour la gestion de l'apport de matière, et prédire l'état de contraintes résiduelles pour plusieurs lois de comportement. Tous les travaux de modélisation sont réalisés avec le code open-source élément fini Code\_Aster [1] développé par EDF et la plateforme Salome-meca [2].

## 2. Dispositif expérimental

### 2.1. Paramètres procédés

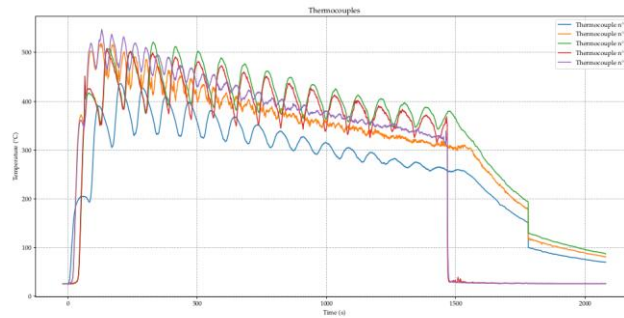
Cet essai consiste à fabriquer un mur de 32 cordons de hauteur et de 100 mm de longueur sur une plaque de base encastrée à une extrémité (Figure 1). Le mur est fabriqué en empilant successivement les 32 cordons dans un mouvement de va-et-vient, également appelé "zigzag", en continu extinction de l'arc électrique. Cet essai est réalisé avec un robot Panasonic à six axes équipé d'une torche de soudage ValkWelding TIG avec un inertage de 10 L.min<sup>-1</sup> 100% Argon. Le fil d'alimentation est en acier inoxydable austénitique 316L, d'un diamètre de 0,8 mm, et la plaque est également en acier inoxydable 316L. Les paramètres procédés utilisés sont les suivants : une tension d'arc de 10 V, intensité de 100 A, une vitesse de la torche de soudage de 2,33 mm.s<sup>-1</sup>, et une vitesse de dévidage du fil de 25 mm.s<sup>-1</sup>. L'essai est réalisé avec le mode AVC (pour "Arc Voltage Control"), qui consiste en un réglage automatique de la hauteur de la torche de soudage pour maintenir une tension d'arc constante. Bien qu'il y ait un ajustement de la hauteur, la trajectoire de la torche de soudage dans les deux autres directions reste inchangée. Cette option est un atout pour la fabrication d'une pièce présentant de fortes déformations, comme c'est le cas ici avec une plaque de base mince. C'est l'effet de cette option sur la forme du mur après fabrication qui permettra d'évaluer la méthode d'activation des éléments.



**Figure 1: a) Dimension de l'essai expérimental, b) Instrumentation par thermocouples de l'essai expérimental.**

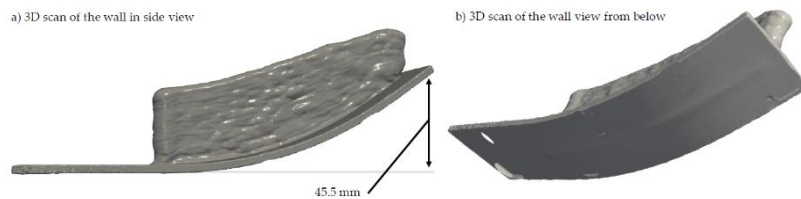
### 2.2. Instrumentation

La température est mesurée en différents points de la plaque de base à l'aide de thermocouples de type K d'un diamètre de 0,5 mm avec des gaines métalliques semi-rigides. Six thermocouples de type K sont placés sur la plaque de base comme indiqué à la Figure 1, symétriquement (3 de chaque côté pour valider les acquisitions), avec une plage de mesure continue entre 0 °C et 1100 °C et une fréquence d'échantillonnage de 50 Hz (Figure 2). Les thermocouples sont fixés à la plaque de base avec de l'adhésif en aluminium. Seuls les thermocouples n°1, 2, 3, 4 et 5, qui semblent les moins perturbés, sont conservés pour l'étude.



**Figure 2 Courbes de thermocouples.**

Après le processus de fabrication, la pièce est scannée pour étudier les déformations de la pièce. Le scanner 3D utilisé est un Handyscan Black Elite Edition de Creaform. Les logiciels d'acquisition et de post-traitement vxelements et vxmodel sont utilisés. Les scans sont effectués avec une précision de 0,1 mm. L'image de la pièce après fabrication, ainsi que le scan 3D de la pièce, sont présentées Figure 3.



**Figure 3: Scan 3D de la pièce après fabrication**

### 3. Modèle thermo-mécanique

#### 3.1. Génération de géométrie et du maillage

Les cordons de soudage sont modélisés avec une section de forme rectangulaire. Le volume des cordons correspond à la quantité de matière apportée pendant le processus de dépôt :

$$V_{bead} = \frac{\pi d_w^2 v_w L_{bead}}{4v_t} \#(1)$$

où  $V_{bead}$ ,  $L_{bead}$ ,  $d_w$ ,  $v_w$ ,  $v_t$  correspondent respectivement au volume du cordon ( $m^3$ ), à la longueur du cordon (m), au diamètre du fil (m), à la vitesse de soudage (m/s) et à la vitesse d'alimentation du fil (m/s). La stratégie de dépôt de matériau utilisée dans ce travail est la méthode des éléments inactifs [7].

#### 3.2. Modèle thermique

Une formulation enthalpique de l'équation de la chaleur est utilisée afin de prendre en compte les phénomènes de chaleur latente de fusion, comme suit :

$$\frac{\partial H}{\partial t} = -div(\lambda \overrightarrow{grad} T) + Q \#(2)$$

avec  $H$  l'enthalpie,  $T$  la température ( $^{\circ}\text{C}$ ),  $\lambda$  la conductivité thermique et  $Q$  le taux volumique d'apport de chaleur. Les conditions initiales peuvent être résumées comme suit : (i) Au moment  $t=0$ , la température est fixée à  $T_{\text{amb}}$  ( $^{\circ}\text{C}$ ). (ii) Au moment  $t>0$ , la température des éléments nouvellement activés est fixée à la température de fusion  $T_{\text{melt}}$  ( $^{\circ}\text{C}$ ). Les conditions aux limites sont la convection de surface et le rayonnement :

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial \vec{n}} = h(T - T_{\text{amb}}) - \varepsilon \sigma (T^4 + T_{\text{amb}}^4) \quad \#(3)$$

avec  $\vec{n}$  la normale extérieure,  $h$  le coefficient d'échange convectif,  $\sigma$  la constante de Stefan-Boltzman,  $\varepsilon$  l'émissivité du matériau,  $T_{\text{amb}}$  la température ambiante ( $^{\circ}\text{C}$ ). Dans ce modèle, les coefficients de pertes thermiques (coefficient de convection  $h$  et émissivité  $\varepsilon$ ) sont considérés comme constants et ne dépendent pas de la température. La source de chaleur utilisée dans cette étude est la source de chaleur volumique double ellipsoïde Goldak adaptative proposée par Hilal et al. [6], qui est une variante de la source Goldak [5] définie tel que :

$$x > 0 : q(x, y, z) = \frac{\eta Q f_f 6\sqrt{3}}{a_f b c \pi^{3/2}} \exp\left(\frac{-3x^2}{a_f^2} + \frac{-3y^2}{b^2} + \frac{-3z^2}{c^2}\right) \quad \#(4)$$

$$x < 0 : q(x, y, z) = \frac{\eta Q f_r 6\sqrt{3}}{a_r b c \pi^{3/2}} \exp\left(\frac{-3x^2}{a_r^2} + \frac{-3y^2}{b^2} + \frac{-3z^2}{c^2}\right) \quad \#(5)$$

$$f_f = \frac{2a_f}{a_f + a_r} \text{ et } f_f + f_r = 2 \quad \#(6)$$

où  $q$  correspond à la distribution de la densité de puissance,  $a_f$  et  $a_r$  les longueurs avant et arrière de la source de chaleur (m),  $b$  la demi-largeur de la source de chaleur (m),  $c$  la profondeur de la source de chaleur (m),  $U$  à la tension de l'arc (V),  $I$  au courant de l'arc (A) et  $\eta$  à l'efficacité de l'arc. En outre, à chaque pas de temps, l'intégrale de la source de chaleur adaptative est calculée et un coefficient correctif est appliqué à la distribution de la densité de puissance afin d'obtenir la bonne énergie d'entrée malgré la discrétisation du maillage.

### 3.3. Modèle mécanique

Du fait du matériau utilisé pour cet essai expérimental (acier inoxydable austénitique 316L), l'hypothèse de non-transformation métallurgique est faite. Il existe un couplage faible entre les calculs thermiques et mécaniques (simulation thermique et simulation mécanique réalisées séquentiellement). Le calcul mécanique non linéaire est effectué à chaque pas de temps en résolvant les équations d'équilibre statique à partir du champ de température transitoire obtenu par le calcul thermique. La simulation est quasi-statique, ce qui signifie que les termes d'accélération sont négligés :

$$\text{div } \bar{\sigma} + \rho \bar{f} = 0 \quad \#(7)$$

Les simulations mécaniques sont réalisées avec l'hypothèse des petites déformations (la configuration courante à l'instant  $t$  est considérée comme très proche de la configuration initiale) tel que le tenseur de déformation linéarisé  $\bar{\varepsilon}_{\text{tot}}$  est défini sur la base du déplacement  $\bar{u}$  tel que :

$$\bar{\varepsilon}_{\text{tot}} = \frac{1}{2} (\bar{\nabla} \bar{u} + \bar{\nabla}^T \bar{u}) \quad \#(8)$$

Ce tenseur peut être décomposé en différents termes de déformation comme suit :

$$\bar{\varepsilon}_{\text{tot}} = \bar{\varepsilon}_e + \bar{\varepsilon}_{th} + \bar{\varepsilon}_{p \text{ (or } vp)} \quad \#(9)$$

Avec  $\overline{\varepsilon}_e$  les déformations élastiques,  $\overline{\varepsilon}_{th}$  les déformations d'origine thermique,  $\overline{\varepsilon}_p$  les déformations plastiques et  $\overline{\varepsilon}_{vp}$  les déformations visco-plastiques. La déformation induite par la dilatation thermique est :

$$\overline{\varepsilon}_{th} = \alpha(T)(T - T_{ref})\overline{I}\#(10)$$

Avec  $\alpha(T)$  ( $K^{-1}$ ) le coefficient de dilatation thermique (dépendant de la température) et  $T_{ref}$  (K) la température de référence qui est égale à la température ambiante pour le substrat et à la température de fusion pour le matériau déposé. La déformation élastique est liée au tenseur des contraintes par la loi de Hooke :

$$\overline{\sigma} = \overline{\mathbb{C}}:\overline{\varepsilon}_e = \overline{\mathbb{C}}:(\overline{\varepsilon}_{tot} - \overline{\varepsilon}_{th} - \overline{\varepsilon}_p)\#(11)$$

avec  $\overline{\mathbb{C}}$  le tenseur de rigidité d'ordre 4. Ces équations, en plus des conditions aux limites, forment le modèle mécanique. Les conditions aux limites peuvent être divisées en Dirichlet et Neumann. Les conditions aux limites de Dirichlet peuvent être considérées comme modélisant l'encastrement de la plaque de base des pièces à simuler en contraignant les déplacements. Un des points critiques pour la partie mécanique concernent le choix de la loi de comportement. Dans le cadre de cette étude, deux lois de comportement : une loi élasto-plastique à écrouissage linéaire par morceaux (avec et sans restauration d'écrouissage à partir de 600°C) et une loi élasto-visco-plastique à écrouissage mixte non linéaire de type Chaboche. De plus, toutes les propriétés des matériaux dépendent de la température.

### 3.4. Gestion de l'apport de matière

Lors de l'activation de nouveaux éléments, une adaptation du champ de température à l'instant  $t_{i-1}$  doit être faite pour être utilisée comme champ de température initial à l'instant  $t_i$ . Le champ thermique obtenu au pas de temps précédent est appliqué comme condition initiale des éléments existants et les nouveaux éléments sont activés à la température de fusion (environ 1400°C pour l'acier inoxydable 316L) afin de représenter au mieux le fait que le matériau est amené à l'état liquide.

Dans le cadre d'un calcul mécanique, les champs à adapter sont les déplacements, les contraintes et les variables internes. Comme indiqué précédemment, lors de l'ajout d'éléments au modèle thermique, les éléments sont activés à la température de fusion du matériau étudié afin de représenter le fait que le matériau est amené à l'état liquide. Cela signifie que le matériau est mécaniquement "vierge". Les éléments nouvellement activés sont donc exempts de contraintes. De la même manière que pour les contraintes, il n'y a pas de durcissement du matériau à l'état liquide. Par conséquent, les variables internes associées sont initialisées à 0. Pour les déplacements, la définition de l'état initial est plus compliquée. Si les éléments sont activés dans leur configuration de référence, on observe des déformations irréalistes dues à la non-prise en compte de la déformation des éléments adjacents. L'approche proposée dans le cadre de cette étude est de, lors de l'ajout d'éléments, réaliser un calcul élastique linéaire sur le nouveau domaine en appliquant le champ de déplacement au pas de temps précédent sur tous les nœuds déjà présents comme conditions aux limites. Le calcul est effectué avec un coefficient de Poisson  $\nu$  très proche de 0,5 pour être dans l'état de quasi-incompressibilité, et ainsi respecter la conservation du volume du matériau déposé.

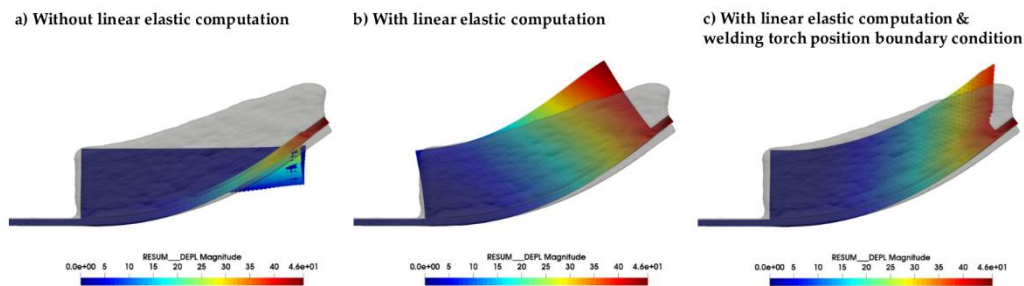
## 4. Résultats et discussions

En tenant compte des paramètres procédés et du scan 3D, la hauteur et la largeur des cordons sont évaluées respectivement à 1 mm et 4 mm. Le maillage généré est constitué d'environ 7000 éléments hexaédriques quadratiques, qui sont préférés pour les simulations thermomécaniques (environ 36000 nœuds). Les courbes de thermocouples sont utilisées pour calibrer les paramètres du

modèle thermique (source thermique équivalente, rendement, convection forcée au niveau de l'encastrement) en utilisant la méthodologie décrite dans les travaux de Hilal et al. [6].

#### 4.1. Approches d'apport de matière

Dans la première configuration, aucune manipulation n'est effectuée sur le matériau d'entrée. Le champ de déplacement utilisé comme état initial est seulement étendu à zéro sur les éléments non activés. Comme le montre la Figure 4-a, en effectuant la simulation avec cette approche, le mur a un profil très peu physique. Néanmoins, ce résultat était prévisible puisque la plaque de base se déforme de manière significative, mais chaque déplacement du matériau d'entrée est initialisé à zéro. Cependant, il est essentiel de souligner que le résultat numérique trouvé pour le déplacement de la plaque de base est satisfaisant, avec une déflexion prédite de 46 mm, alors que la déflexion observée expérimentalement est de 45,5 mm.



**Figure 4: Différentes approches de gestion de l'apport de matière**

Une deuxième méthode est mise en œuvre. Un calcul élastique est effectué à chaque ajout de nouveaux éléments. Au cours de ce calcul élastique intermédiaire, le champ de déplacement précédent est appliqué comme condition limite de Dirichlet, de sorte que les nœuds sans déplacement s'adaptent en conséquence. En outre, pour conserver le volume des éléments apportés et éviter toute contraction des éléments, un coefficient de Poisson de 0,5 (ou très proche de 0,5, par exemple 0,499) est utilisé. Le résultat présenté est illustré à la Figure 4-b. Une première constatation est que la géométrie du mur a évolué et s'est progressivement adaptée à la déformation de la plaque de base. De plus, l'estimation de la déformation de la plaque de base est toujours très satisfaisante, avec une prédiction de 46 mm, comme pour la première stratégie de dépôt considérée.

Enfin, pour la troisième configuration, un calcul élastique est effectué à chaque ajout de nouveaux éléments comme pour le cas présenté précédemment. De plus, une condition limite supplémentaire de Dirichlet est considérée sur les nœuds nouvellement activés pour bloquer la composante de leur position sur la direction de soudage à la position de la torche de soudage. La forme du mur est très satisfaisante et très proche de la forme observée expérimentalement (Figure 4-c). En effet, l'effondrement du coin droit du mur, qui est causé par le mode AVC de la torche de soudage, est bien observé. L'approche avec le calcul élastique et la condition limite supplémentaire de Dirichlet sur les nœuds en fonction de la trajectoire de la torche de soudage, semble bien représenter le processus. Cependant, un effondrement plus prononcé peut être observé sur le scan 3D. Cela est probablement dû à l'accumulation de chaleur sur le bord, qui agrandit le bain de fusion et accentue l'écoulement du métal en fusion. Comme pour les deux approches précédentes, le déplacement de la flèche de la plaque de base est toujours très satisfaisant, avec une prédiction de 46 mm.

La troisième configuration est ainsi la plus fidèle à la morphologie finale de la pièce. De plus, cette étape n'est pas très chronophage puisqu'il n'y a pas de différences significatives dans le temps de calcul total de la simulation. Néanmoins, il est intéressant de souligner que la stratégie de dépôt n'a pas d'influence "notable" sur le champ de déplacement de la plaque de base. Par conséquent, il est

essentiel d'utiliser la troisième stratégie de dépôt sur des configurations susceptibles d'être fortement déformées si la géométrie finale du composant doit être prédite. La figure 5.7 montre également que l'extrémité droite du mur est extrêmement affaissée. Cet effondrement est causé par l'écoulement du bain de fusion sous l'influence de la gravité et de l'accumulation de chaleur aux extrémités en raison du modèle de dépôt en "zigzag".

## 4.2. Lois de comportement

Comme indiqué précédemment, les simulations utilisées pour l'étude de la stratégie de dépôt de matière sont réalisées avec une loi de comportement élasto-plastique avec écrouissage linéaire par morceaux, avec restauration d'écrouissage. Bien que ce modèle donne une estimation raisonnable de la déformation finale de la pièce, ou plus précisément de la déflexion de la plaque de base, il est intéressant d'avoir son estimation pour différent type de loi de comportement et l'influence sur les champs de contraintes résiduelles. La Figure 5 présente les résultats avec une loi élasto-plastique à écrouissage isotrope linéaire par morceaux sans restauration d'écrouissage, avec une loi élasto-plastique à écrouissage isotrope linéaire par morceaux avec restauration d'écrouissage à partir de 600°C et avec une loi élasto-visco-plastique à écrouissage mixte de type Chaboche.

Qualitativement, ils fournissent des résultats satisfaisants sur l'estimation de la déflexion de la plaque de base, entre 41 mm et 47 mm. Pour ce qui est des champs de contraintes, on peut observer l'influence de la restauration d'écrouissage sur les contraintes longitudinales (niveau de contraintes plus faibles). De plus, avec la restauration d'écrouissage, un déplacement plus important est observé, proche des valeurs observées expérimentalement. Ceci peut être dû au fait que la structure est moins écrouie, ce qui lui permet de se déformer davantage. Quant au comportement élasto-viscoplastique, un champ encore plus faible est observé dans l'ensemble. Il y a deux raisons à cela. Les modèles de Chaboche sont en général plus adaptés aux chargements cycliques, alors que les modèles à écrouissage isotrope peuvent les surestimer. La deuxième raison est la prise en compte de la viscosité : en effet, lors du processus de fabrication, la température moyenne de la pièce monte, induisant des effets visqueux de plus en plus importants. Afin d'approfondir cette étude sur les comportements mécaniques, il serait intéressant d'étudier les profils de contraintes résiduelles et de disposer de mesures expérimentales des contraintes.

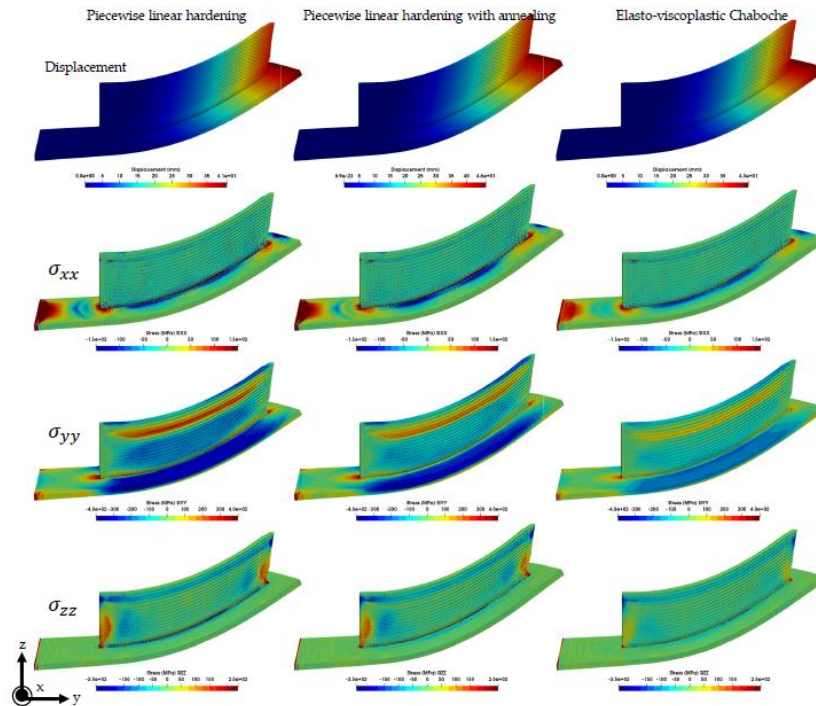


Figure 5: Résultats pour différentes loi de comportement

## 5. Conclusion

Un modèle de simulation thermo-mécanique du procédé WAAM est mis en place pour la prédiction de l'état résiduel d'un composant. Une approche d'activation des éléments et de leur état initial est proposée. Un essai expérimental instrumenté est mis en place pour calibrer et valider le modèle. Les champs de déplacement obtenus sont très satisfaisants et montrent une grande correspondance avec les mesures expérimentales. Par ailleurs, des simulations ont été réalisées pour différents type de comportement matériau. Ce travail s'inscrit dans le cadre du consortium de fabrication additive francilien "Additive Factory Hub" (AFH) impliquant des industriels et laboratoires académiques.

## Références

- [1] Electricité de France, Finite element code-aster : Analyse des Structures et Thermomécanique pour les Etudes et la Recherche, Open source sur [www.code-aster.org](http://www.code-aster.org), 1989-2023.
- [2] J. Delmas And A. Assire, Salome-Meca : une plate-forme au service de la simulation mécanique, 10e colloque national en calcul des structures, Giens, France, May 2011, url : <https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-0059274>.
- [3] L. Depradeux. Simulation numérique du soudage, acier 316L, validation sur cas tests de complexité croissante, 2004.
- [4] J. Ding. Thermo-mechanical analysis of wire and arc additive manufacturing process. 2012.
- [5] J. Goldak, A. Chakravarti and M. Bibby, A new finite element model for welding heat sources, Metallurgical transactions B, vol. 15, pp. 299-305, 1984.
- [6] S. Hilal, Thermo-mechanical modelling of the Wire Arc Additive Manufacturing process (WAAM), Université Paris sciences et lettres, 2022.
- [7] P. Michaleris, Modeling metal deposition in heat transfer analyses of additive manufacturing processes, Finite Elements in Analysis and Design, vol. 86, pp. 51-60, 2014.