

# Développement d'une modélisation thermomécanique du meulage pour l'estimation de l'impact sur les CR de soudage

A. Michon<sup>1,2</sup>, D. Nélias<sup>1</sup>, A. Platzer<sup>1</sup>,  
S. Hendili<sup>2</sup>, J. Delmas<sup>2</sup>,  
M. Berthaud<sup>3</sup>

<sup>1</sup> Univ Lyon, INSA Lyon, CNRS, LaMCoS, UMR5259, 69621 Villeurbanne, France, [audrey.michon@insa-lyon.fr](mailto:audrey.michon@insa-lyon.fr); [daniel.nelias@insa-lyon.fr](mailto:daniel.nelias@insa-lyon.fr); [auriane.platzer@insa-lyon.fr](mailto:auriane.platzer@insa-lyon.fr)

<sup>2</sup> Électricité de France R&D, Chatou, France, [audrey.michon@edf.fr](mailto:audrey.michon@edf.fr); [sofiane.hendili@edf.fr](mailto:sofiane.hendili@edf.fr); [josselin.delmas@edf.fr](mailto:josselin.delmas@edf.fr)

<sup>3</sup> Centre Technique Framatome, Le Creusot, France, [maxime.berthaud@framatome.com](mailto:maxime.berthaud@framatome.com)

---

## Résumé —

Cette étude aborde la modélisation numérique du meulage manuel, en se concentrant sur les contraintes résiduelles. Elle propose une méthode macroscopique basée sur des simulations thermiques et thermomécaniques sur *Code\_Aster* en 3D pour simuler le meulage. L'approche a été validée à l'aide de données expérimentales recueillies via des thermocouples placés sur une maquette en inconel 600. Bien que le modèle initial offre une approximation prometteuse des températures, une expansion du modèle pour inclure le cisaillement et des analyses de contraintes résiduelles expérimentales pourrait améliorer sa précision.

**Mots clés** — Meulage, Thermomécanique, Contraintes résiduelles.

---

## 1 Introduction

### 1.1 Contexte

Le meulage manuel est largement employé pour l'enlèvement de matière dans l'industrie dont le nucléaire (EDF). Cette opération repose sur l'utilisation d'une meuleuse équipée d'un outil combinant liants et particules abrasives. Ce procédé, intégré aux traitements de surfaces industriels, vise à régulariser l'état de surface. En raison de sa nature manuelle, le meulage présente des variations liées à l'outil et aux mouvements opératoires, avec des conséquences dépendant du savoir-faire des opérateurs, des caractéristiques de l'outil, des matériaux, et des paramètres procédés. Une exécution mal contrôlée peut engendrer des brûlures et fragiliser la pièce. Par ailleurs, le meulage modifie les contraintes résiduelles (CR) proche de la surface meulée, ce qui peut impacter la tenue en service des composants, et donc leur durée de vie. [1]

### 1.2 Définition du problème

L'état des CR est étroitement lié à l'historique thermomécanique de la pièce pendant sa préparation [2], [3], [4], [5]. L'énergie générée lors du meulage, provenant du frottement de l'interface outil-pièce et de l'enlèvement de matière, peut modifier l'état de surface, générer des CR, et, selon leur nature, influencer de manière bénéfique ou néfaste la tenue en service des structures selon Hamdi [6]. Afin de déterminer l'impact des paramètres procédés sur l'état des CR de meulage, une approche s'appuyant sur la modélisation numérique du meulage est proposée à travers un plan d'expérience numérique, validé par une démarche expérimentale. L'objectif est d'apporter des éléments de réponse et une meilleure compréhension des interactions complexes entre les paramètres de meulage et l'état résiduel final.

### 1.3 Choix de modélisation du meulage

La modélisation du meulage est complexe en raison de la diversité des phénomènes physiques impliqués à différentes échelles, allant de l'arrachement de la matière jusqu'aux interactions thermiques et

mécaniques lors du contact outil-pièce. Un aspect important de ce procédé est la conversion de l'énergie mécanique en chaleur à l'interface outil/pièce, qui influence directement la qualité du meulage et l'intégrité de la surface. La puissance mécanique  $P_m$ , influencée par les forces de meulage et la vitesse de la meule, se transforme partiellement en flux de chaleur  $q_w$  dissipé dans la pièce, selon les équations suivantes :

$$P_m = P_{th} = F_n \mu V_s \quad (1)$$

$$q_w = \delta \frac{P_{th}}{S_c} = \delta \frac{F_n \mu V_s}{S_c} \quad (2)$$

où  $F_n$  représente la force normale,  $\mu$  le coefficient de frottement,  $\delta$  est le coefficient de partage de pièce,  $V_s$  la vitesse de la meule,  $S_c$  la surface de contact, et  $q_w$  le flux thermique dans la pièce. Les grandeurs  $\mu$  et  $\delta$  sont difficiles à obtenir et dépendent des propriétés du matériau à usiner, des caractéristiques de l'outil, et des conditions de meulage. L'approche microscopique se focalise sur la compréhension de la formation des copeaux en simulant l'impact d'un grain abrasif dans un matériau ductile pour évaluer les déformations élastiques et plastiques induites par Kiocke [7]. À l'échelle macroscopique, l'approche consiste à simplifier les phénomènes locaux d'enlèvement de matière et à modéliser l'effet du meulage par des chargements thermomécaniques équivalents. L'échelle de modélisation macroscopique est considérée comme étant la plus pertinente pour EDF qui souhaite évaluer l'effet du meulage à l'échelle d'un composant.

La plupart des modèles macroscopiques développés dans la littérature reposent soit sur des approches analytiques soit sur des calculs éléments finis (EF), englobant les phénomènes thermiques, mécaniques et éventuellement métallurgiques. Ainsi, on distingue dans la littérature trois types de modélisation pour l'approche éléments finis :

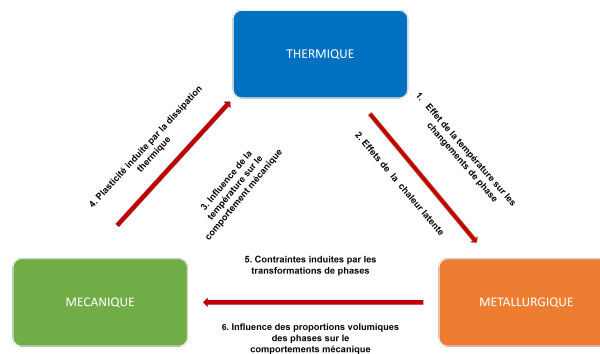


FIGURE 1 – Couplage en modélisant les effets thermiques, métallurgiques et mécaniques.

- **Modèle thermique** : Basé principalement sur la théorie de Carslaw/Jaeger [8], ce modèle prédit la distribution de la température dans la pièce à usiner. Cette approche est utilisée pour modéliser le transfert de chaleur généré dans la zone de contact au cours du meulage. Plusieurs auteurs ont démontré que le flux de chaleur peut être modélisé par un flux uniforme, triangulaire [9] ou elliptique [3].
- **Modèle mécanique** : Peu de références explorent le champ de pression issu du contact. La plupart des modèles existants ignorent les phénomènes de contact entre l'outil et la pièce. Shah [3] a élaboré un modèle de force surfacique basé sur un profil elliptique, simulant une distribution pour un contact élastique de type Hertzien.
- **Modèle thermomécanique** : En couplant deux chargements thermique et mécanique, Li [37], Barber James [10], et Xu [11] ont prédit les CR pour l'acier, montrant une prédominance de contraintes de traction près de la surface, augmentant avec le flux thermique Shah [3], Hamdi [6]. Les contraintes induites par la charge mécanique sont de compression, d'amplitude inférieure à celles provoquées par le chargement thermique [6].

Un modèle représentatif du procédé de meulage nécessiterait une approche thermo-mécanique couplée. Dans le cadre de cette étude, les effets métallurgiques ne sont pas pris en compte étant donné que le matériau étudié ne dispose pas de transformation de phase (Inconel 600). L'approche proposée dans

cette étude modélise l'effet du meulage par un chargement thermomécanique équivalent, d'une distribution surfacique elliptique en accord avec la bibliographie de Shah [3].

## 2 Méthodologie

### 2.1 Modèle numérique

Le modèle de meulage en 3D est développé dans *Code\_Aster* [12], un logiciel open-source éléments finis développé par EDF. Les phénomènes physiques sont pris en compte à travers des calculs chaînés thermique et mécanique. Les modèles commencent par un calcul thermique, suivi d'un calcul mécanique utilisant un modèle approprié pour le comportement du matériau. Le choix du modèle de comportement n'est pas étudié, mais une loi disponible est utilisée, une loi élastoplastique à écrouissage isotrope non linéaire (La loi *VMIS\_ISOT\_TRAC* dans *Code\_Aster*). Les résultats incluent les champs de contraintes, de déformations, et de variables internes pour chaque point de Gauss. Pour cette étude, les propriétés des matériaux varient en fonction de la température et sont prises en compte dans les modèles thermiques et thermomécaniques.

#### 2.1.1 Modèle thermique

Dans le modèle thermique, la convection et le rayonnement déterminent les conditions limites. La température est calculée par résolution non linéaire et transitoire de l'équation de la chaleur dans *Code\_Aster*, prenant en compte les non-linéarités des propriétés matériaux pour l'inconel. La densité  $\rho$ , la chaleur spécifique  $C_p$ , la conductivité thermique  $\lambda$ , et la densité de puissance de source  $Q_w$  sont les paramètres clés.

**Conditions aux limites et initiales** Les conditions initiales fixent la température à 20°C. Les coefficients de convection et d'émissivité sont considérés constants pour simplifier, conformément à l'étude d'Akrivos [13]. La capacité thermique et la conductivité varient avec la température.

**Flux de chaleur surfacique** Dans le modèle 3D sous *Code\_Aster*, une source de chaleur elliptique se déplace à la vitesse  $V_a$  sur la pièce. Le flux maximal  $q_{max}$  est déterminé par calage inverse :

$$q(x,y) = q_{max} \sqrt{\left(1 - \frac{x^2}{a^2} - \frac{y^2}{b^2}\right)} \quad (3)$$

$$q_{max} = \frac{3}{2} \delta \frac{F_n \mu V_s}{\pi a b} \quad (4)$$

où  $\delta$  est le coefficient de partage qui doit être déterminé par des méthodes de calibration suivant les conditions de meulage,  $S_c$  la surface de contact elliptique,  $V_a$  la vitesse d'avance de la meule,  $\mu$  le coefficient de frottement pouvant être déterminé expérimentalement,  $a$  et  $b$  les demi-longueurs de l'ellipse, et  $F_n$  l'effort normal. Cette approche, bien que basée sur l'hypothèse d'un  $\mu$  constant et indépendant de la température, fournit une première approximation pour le flux de chaleur surfacique.

**Maillage** Les dimensions de la maquette simulée sont de  $60 \times 10 \times 60$  mm. Le maillage pour la pièce étudiée est conçu pour capturer les gradients de température élevés près de la zone de meulage. Le choix d'un maillage uniforme sur les 5 premiers mm est considéré avec une taille de maille  $h_{mail} = 0,5$  mm. A partir de 5 mm, la finesse du maillage décroît progressivement pour équilibrer la qualité des résultats et réduire le temps de calcul.

#### 2.1.2 Modèle mécanique

Les conditions aux limites appliquées au cours des différentes analyses mécaniques sont le blocage des déplacements dans la direction  $x$ ,  $y$ , et  $z$  sur la surface inférieure de la pièce sur la Fig. 4b.

$$u_x = u_y = u_z = 0 \quad (5)$$

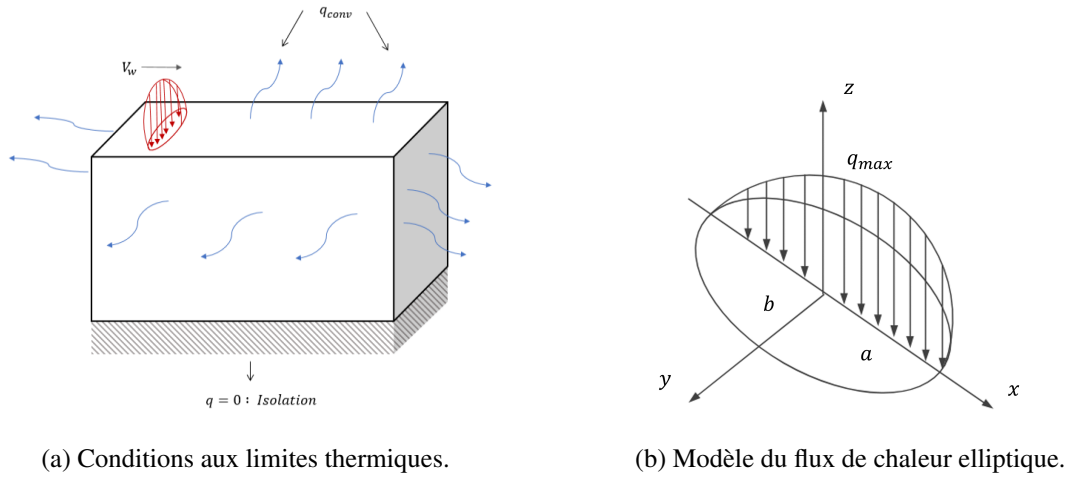


FIGURE 2 – Conditions aux limites et chargement.

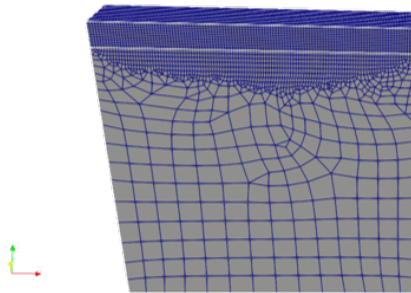


FIGURE 3 – Maillage 200 000 éléments linéaire, 57 000 noeuds.

**Pression normale surfacique** Dans cette étude, le contact entre l’outil et la pièce est simulé par un chargement mécanique équivalent en utilisant la théorie de Hertz, qui modélise la pression de contact comme une demi-ellipse :

$$p(x,y) = p_{max} \sqrt{\left(1 - \frac{x^2}{a^2} - \frac{y^2}{b^2}\right)} \quad (6)$$

$$p_{max} = \frac{3 F_n}{2 S_c} = \frac{3 F_n}{2 \pi ab} \quad (7)$$

Cette pression se déplace sur la surface de la pièce à une vitesse  $V_a$  avec l’amplitude maximale  $p_{max}$ . Le modèle se focalise actuellement sur la pression normale, omettant le cisaillement, mais nous envisageons de l’inclure dans les améliorations futures.

**Maillages** Pour une bonne convergence des calculs, un maillage fin, similaire à celui utilisé pour le modèle thermique, est adopté. Pour les analyses thermomécaniques, les éléments quadratiques sont préférés car ils permettent de mieux estimer les gradients de déformations, offrant une meilleure précision grâce à leurs degrés de liberté supplémentaires, avec un total de 331 000 nœuds.

## 2.2 Essais instrumentés

Afin de valider le modèle numérique, il faut pouvoir se baser sur des données expérimentales. Des essais de meulage sur un banc semi-automatique de Framatome sans lubrification ont été menés pour valider le modèle numérique, en utilisant une meule XA24QBF. Les dimensions initiales de la maquette en inconel 600 sont de  $60 \times 10 \times 60$  mm. Des thermocouples de type K ont été positionnés sur les bords latéraux de la pièce, en surface et à une profondeur de 5 mm pour mesurer les températures, évitant ainsi le risque d’arrachement des thermocouples qui serait plus élevé s’ils étaient placés sur la surface supérieure en cours de meulage. L’essai est présenté sur la Fig. 5. Le banc est équipé d’un

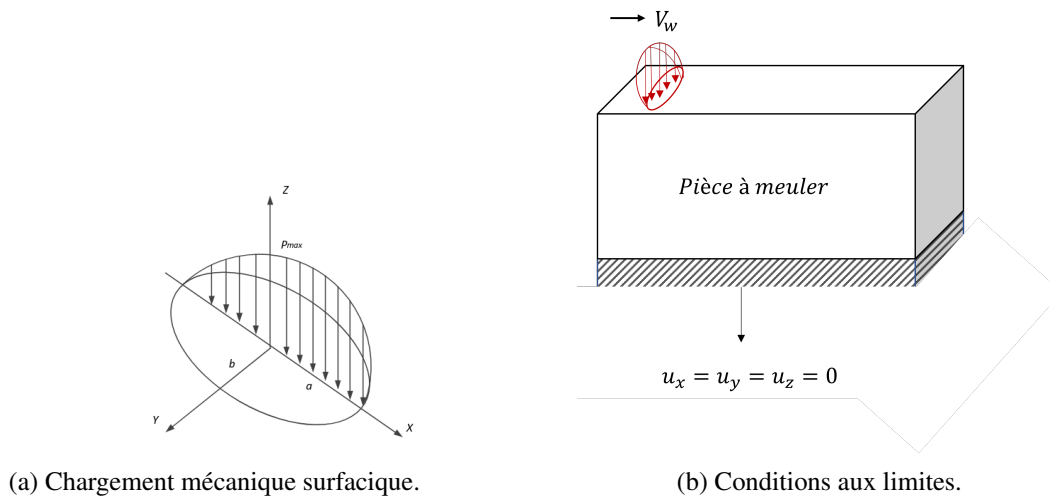


FIGURE 4 – Conditions aux limites et chargement mécanique.

capteur Kistler pour mesurer les forces normales  $F_y$ , longitudinales  $F_z$  et transverses  $F_x$ . Les paramètres expérimentaux comprenaient l'effort normal statique  $F_n$ , la vitesse d'avance  $V_a$  et l'angle d'inclinaison de l'outil  $A$ , reproduisant les conditions de meulage manuel industriel. Un jeu de paramètres représentatif d'un procédé de meulage manuel a été sélectionné, comme présenté dans le Tab. 1.

Test	$A(^{\circ})$	$F_n(N)$	$V_a(mm/s)$
1	28	60	50

TABLE 1 – Jeu de paramètres sélectionné pour l'essai instrumenté thermiquement.

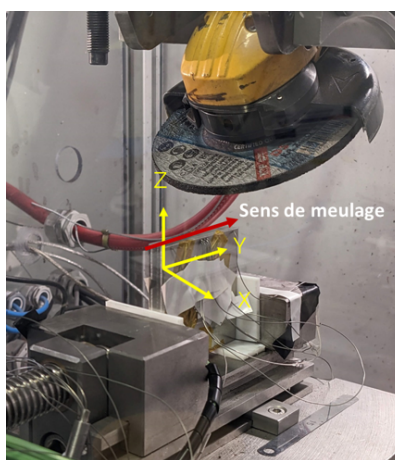


FIGURE 5 – Maquette montée sur le banc de meulage au centre Technique de Framatome, équipé de thermocouples sur la surface latérale de la pièce.

### 3 Résultats et discussion

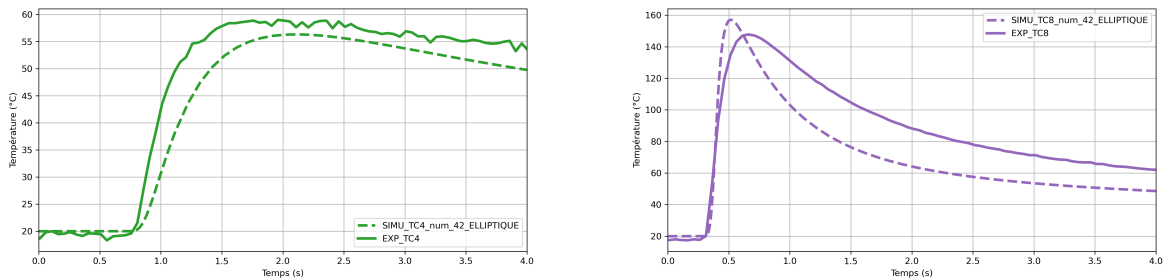
Pour cette étude, une série de 50 simulations thermiques a été lancée sur un cluster, avec une variation des paramètres  $\mu$ ,  $a$ ,  $b$  et  $\delta$ . Les paramètres suivant dans la simulation ont été fixés :  $V_a = 50mm/s$  et  $F_n = 60N$ . Une attention particulière a été portée aux paramètres  $\mu$  et  $\delta$ , respectivement le coefficient de frottement et le coefficient de partage, explorant des valeurs comprises entre 0 et 1, représentatif de la physique selon une méthode de tirage aléatoire de Monte Carlo. L'objectif était de réaliser une estimation préliminaire des profils de température en fonction du temps pour les comparer aux données expérimentales. Cette comparaison s'est concentrée sur la sélection d'un ensemble de paramètres  $\mu$ ,  $a$ ,  $b$  et  $\delta$  réduisant au minimum l'écart absolu entre les profils de température expérimentaux et numériques

présenté dans l'équation 8. Sur 18 thermocouples installés, 6 ont été identifiés comme étant les plus pertinents. En effet, des difficultés instrumentales ont été rencontrées lors de cet essai : plusieurs thermocouples se sont détachés ou ont subi une coupure de leurs fils. Il a été observé que l'ensemble des paramètres réduisant au mieux la différence entre les résultats des simulations thermiques numériques et les données expérimentales est répertorié dans le tableau suivant, Tab. 2.

TABLE 2 – Paramètres numériques les plus proches des données expérimentales.

$a$	$b$	$\mu$	$\delta$
1,73	3,21	0,408	0,29

Il convient de souligner que le nombre de simulations réalisées, bien qu'important, ne permet pas d'identifier le jeu de paramètres le plus proche du modèle, notamment par la minimisation de l'écart entre les deux courbes observées. Cependant, les résultats obtenus offrent une approximation satisfaisante du champ de température, comme illustré sur la Fig. 6.



(a) Thermocouple en surface situé à 1.3 mm de hauteur au passage de la meule.

(b) Thermocouple à 5 mm de profondeur situé à 1.3 mm de hauteur au passage de la meule.

FIGURE 6 – Comparaison entre la courbe numérique "calibrée" en pointillés et la courbe expérimentale en trait pleins.

$$\text{Erreur minimale} = \frac{\min \left( \sum_{i=1}^n \left| T_{\text{expérimental}}^i - T_{\text{numérique}}^i \right| \right)}{\text{Erreur totale}} \quad (8)$$

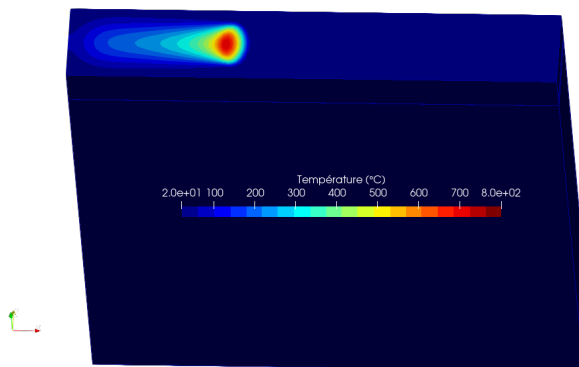


FIGURE 7 – Champ de température se rapprochant le plus des données de température expérimentaux.

Les simulations thermiques fournissent les données requises pour procéder à un calcul thermomécanique. En se basant sur le jeu de paramètres identifié dans le Tab. 2 lors de l'étude paramétrique thermique, le calcul thermomécanique peut être entrepris en considérant un comportement élastoplastique avec écrouissage isotrope non linéaire. Comme il a été précisé précédemment, la modélisation détaillée

du comportement du matériau n'est pas l'objet de cette étude. Les CR apparaissent après que la sollicitation a cessé et que la pièce retourne à la température ambiante. La Fig. 9 illustre ainsi les profils de CR aux nœuds sur les 5 premiers millimètres de la pièce de la surface meulée. On note que, pour une vitesse de déplacement de  $50 \text{ mm/s}$  et une force appliquée de  $60 \text{ N}$ , les profils de CR longitudinales (direction d'avance) sont en traction en surface ce qui est cohérent avec les tendances rapportées dans la littérature [11], [6] et [3].

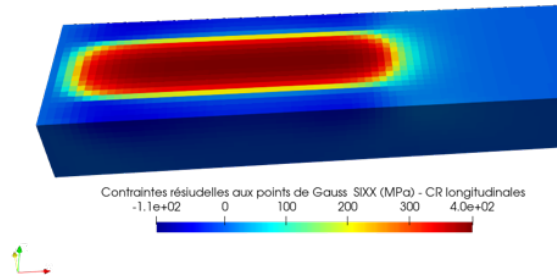


FIGURE 8 – Champ de CR longitudinale au point de Gauss (MPa).

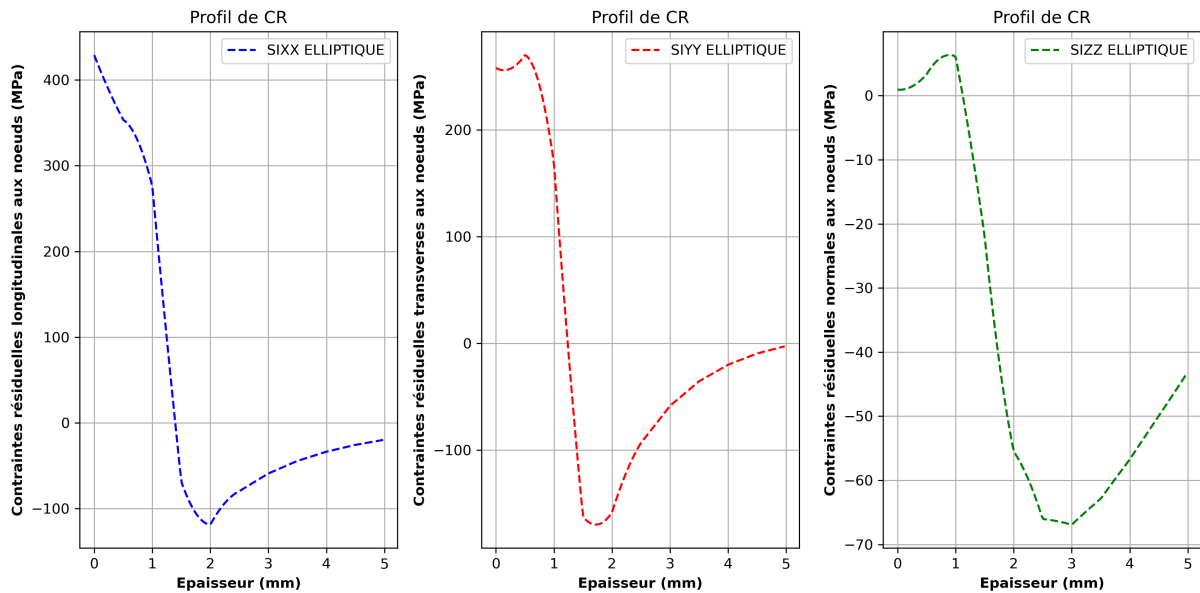


FIGURE 9 – Profil de CR au noeuds en fonction de l'épaisseur.

Pour approfondir cette étude, il serait pertinent d'étendre le modèle numérique à des séquences de meulage comprenant plusieurs passes et d'intégrer l'effet du cisaillement généré par le meulage, afin d'évaluer son impact potentiel sur les CR. De plus, en se basant sur le jeu de paramètres sélectionné, il serait bénéfique de réaliser un nombre accru de simulations pour affiner davantage la correspondance avec la tendance observée.

## 4 Conclusion

Cette étude a souligné l'utilité d'une méthode intégrée combinant modélisation numérique et expérimental pour analyser les effets induits du meulage. Les simulations thermiques initiales, utilisant une source de chaleur elliptique, ont révélé des profils de température qui correspondent bien aux données expérimentales, suggérant que ce modèle de source est une base prometteuse pour de telles études. Cependant, ce modèle présente certaines limitations, notamment l'omission de l'angle d'inclinaison de l'outil, qui pourrait influencer la distribution de la chaleur générée par le meulage. Pour pallier cette limitation, l'exploration d'une distribution de source de chaleur basée sur un code semi-analytique de contact qui intègre l'angle d'inclinaison pourrait constituer une avancée significative pour les futures recherches. L'expansion du modèle numérique pour inclure de multiples passes de meulage et l'effet du

cisaillement indiquent la direction vers une simulation plus représentative de la réalité industrielle. En parallèle, l'augmentation du nombre de simulations basée sur le jeu de paramètres sélectionné permettrait d'affiner la concordance avec les tendances observées expérimentalement. La validation ultérieure du modèle thermomécanique, en prenant en compte les CR, se ferait idéalement par des mesures directes sur maquette physique, renforçant ainsi la fiabilité des prédictions du modèle pour une application dans un contexte industriel.

**Remerciements** Les auteurs tiennent à remercier chaleureusement le laboratoire commun "Soudage & Réparation", fruit d'une collaboration entre Électricité de France (EDF), Framatome et l'INSA Lyon.

## Références

- [1] A. BROSSE, "Modélisation Expérimentale Et Numérique Des Effets Induits Par La Rectification. Application À La Rectification Haute Productivité", thèse de doct., Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne, 2009.
- [2] S. YOUSSEF, "Etude des effets du meulage sur l'intégrité des surfaces des alliages à base de nickel: approche expérimentale et numérique", thèse de doct., Ecole nationale d'ingénieurs (Saint-Etienne), 2012. adresse : <https://theses.fr/2012ENISE014>.
- [3] S. M. SHAH, D. NÉLIAS, M. ZAIN-UL-ABDEIN et M. CORET, "Numerical simulation of grinding induced phase transformation and residual stresses in AISI-52100 steel", 2012. DOI : [10.1016/J.FINEL.2012.05.010](https://doi.org/10.1016/J.FINEL.2012.05.010).
- [4] "An investigation on surface burn during grinding of Inconel 718", *Journal of Manufacturing Processes*, t. 21, p. 124-133, 2016. DOI : [10.1016/j.jmapro.2015.12.004](https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2015.12.004).
- [5] J. BLAIZOT, T. CHAISE, D. NÉLIAS, M. PEREZ, S. CAZOTTES et P. CHAUDET, "Constitutive model for nickel alloy 690 (Inconel 690) at various strain rates and temperatures", *International Journal of Plasticity*, t. 80, p. 139-153, 2016. DOI : [10.1016/j.ijplas.2015.08.010](https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2015.08.010).
- [6] H. HAMDI, H. ZAHOUANI et J.-M. BERGHEAU, "Residual Stresses Computation in a Grinding Process", *Journal of Materials Processing Technology*, t. 147, n° 3, p. 277-285, 2004. DOI : [10.1016/S0924-0136\(03\)00578-8](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(03)00578-8).
- [7] S. EBBRELL, "Process requirements for precision grinding", doctoral, Liverpool John Moores University, 1<sup>er</sup> jan. 2003. DOI : [10.24377/LJMU.t.00005633](https://doi.org/10.24377/LJMU.t.00005633). adresse : <http://researchonline.ljmu.ac.uk/id/eprint/5633/>.
- [8] H. S. CARSLAW et J. C. JAEGER, *Conduction of heat in solids*. 1947. adresse : <https://ui.adsabs.harvard.edu/abs/1947chs..book....C>.
- [9] D. ANDERSON, A. WARKENTIN et R. BAUER, "Experimental Validation of Numerical Thermal Models for Dry Grinding", *Journal of Materials Processing Technology*, t. 204, n° 1, p. 269-278, 2008. DOI : [10.1016/j.jmatprotec.2007.11.080](https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.11.080).
- [10] J. BARBER, "Thermoelastic Displacements and Stresses Due to a Heat Source Moving Over the Surface of a Half Plane", *Journal of Applied Mechanics-transactions of The Asme - J APPL MECH*, t. 51, 1984. DOI : [10.1115/1.3167685](https://doi.org/10.1115/1.3167685).
- [11] W. DING, L. ZHANG, Z. LI, Y. ZHU, H. SU et J. XU, "Review on Grinding-Induced Residual Stresses in Metallic Materials", *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, t. 88, 2017. DOI : [10.1007/s00170-016-8998-1](https://doi.org/10.1007/s00170-016-8998-1).
- [12] J. DELMAS et A. ASSIRE, "Salome-Meca: une plate-forme au service de la simulation mécanique", in *9e Colloque National En Calcul Des Structures*, CSMA, Giens, France, 2009.
- [13] A. VASILEIOS, "Accurate Constitutive Behaviour for the Prediction of Weld Residual Stresses in Nickel-Based Alloy 600/82 Weldments Validated by Characterization Studies", thèse de doct., University of Manchester, 2017.