

# Effets thermiques des oxydes au cours de la mise en forme à haute température de roues pour le ferroviaire.

## Thermal effects of oxides during high temperature forging of railway wheels.

Ivan SEREBRIAKOV<sup>1\*</sup>, Damien MERESSE<sup>1</sup>, Philippe MOREAU<sup>1</sup>, Eli Saul PUCHI-CABRERA<sup>1</sup>, Laurent DUBAR<sup>1</sup>, Jose Gregorio La BARBERA SOSA<sup>1</sup>, Stéphane SALENGRO<sup>2</sup>

<sup>1</sup>LAMIH UMR CNRS 8201, Université Polytechnique des Hauts-de-France, Le Mont-Houy, 59313 Valenciennes Cedex.

<sup>2</sup>Valdunes

Chemin Départemental 60, 59495 LEFFRINCKOUCHE

\* (auteur correspondant : [ivan.serebriakov@etu.uphf.fr](mailto:ivan.serebriakov@etu.uphf.fr))

**Résumé** –L'étude décrit les effets thermiques de la couche d'oxyde pendant le processus de forgeage à chaud de roues pour le secteur ferroviaire. Ces effets sont principalement attribués à la faible conductivité thermique, à la chaleur spécifique des oxydes de fer et la diminution de l'émissivité par rapport à l'acier. La simulation numérique du processus de forgeage industriel et les mesures des caméras thermiques sont utilisées pour analyser et confirmer l'effet « barrière thermique » des oxydes. Par la suite, ces effets permettent de maintenir des températures de billette plus élevées et induisent une force de forgeage plus faible.

**Mots-clés** : Oxyde ; Forgeage à chaud ; Barrière thermique ; Simulation numérique ; Analyse thermique.

**Abstract** –The study describes the thermal effects of the oxide layer during the industrial hot forging process of wheels for railway. These effects are mainly attributed to the low thermal conductivity, the specific heat and the decreasing of the emissivity of the iron oxides in comparison with the steel. The numerical simulation of the industrial forging process and thermal camera measurements are used to analyse and confirm the insulation effect of the oxides. Subsequently, these effects allow to maintain the higher billet temperatures and imply a lower forging force.

**Keywords**: Oxide; Hot forging; Thermal barrier; Numerical simulation; Thermal analysis.

### Nomenclature

$C_p$  capacité thermique massique, J/kg.K  
 $\varepsilon$  émissivité  
 $h$  coefficient d'échange thermique par convection, W/m<sup>2</sup>/°C  
 $h_c$  coefficient d'échange thermique de contact outil – billette, W/m<sup>2</sup>/°C  
 $h_{eq}$  coefficient d'échange thermique équivalent, W/m<sup>2</sup>/°C

$k$  conductivité thermique, W/m.K  
 $T$  température, °C

#### *Symboles grecs*

$e$  déformation plastique  
 $\dot{e}$  vitesse de déformation, s<sup>-1</sup>  
 $\rho$  masse volumique, kg/m<sup>3</sup>  
 $\sigma_0$  contrainte d'écoulement plastique, MPa

## 1. Contexte de l'étude

La fabrication de roues pour l'industrie ferroviaire à grande vitesse est réalisée à haute température en plusieurs étapes. La première étape concerne la chauffe de la billette en nuance d'acier : la billette est chauffée progressivement dans des fours à gaz pendant 4h jusqu'à une température proche de 1325°C. Elle est ensuite transportée jusqu'à sa zone de décalaminage puis acheminée vers les outils de forgeage. La mise en forme est alors réalisée en deux étapes afin d'obtenir l'ébauche et ensuite la pièce finale forgée (Fig. 1). Des opérations de perçages et laminages terminent le processus de fabrication de la roue (ces opérations ne seront pas simulées dans cette étude).

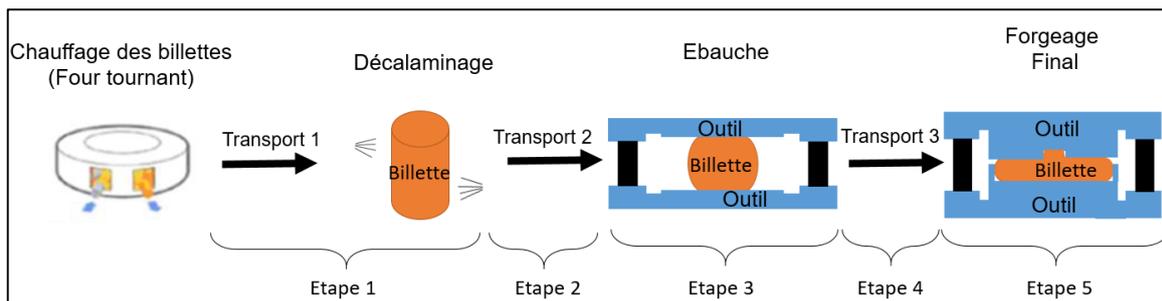


Figure 1 : Mise en forme par forgeage de la roue ferroviaire. Etapes 1 à 5 modélisées

La modélisation numérique par Eléments Finis de la mise en forme par forgeage des roues ferroviaires a pour objectif de limiter le nombre de prototypes, coûteux financièrement et en temps de fabrication. Une modélisation correcte de chaque étape nécessite de connaître non seulement les caractéristiques mécaniques et thermiques de la billette et des outils mais aussi d'identifier correctement les échanges thermiques. Au cours de la mise en forme de l'acier à haute température, la présence de trois oxydes (la wustite ( $\text{FeO}$ ), la magnétite ( $\text{Fe}_3\text{O}_4$ ) et l'hématite ( $\text{Fe}_2\text{O}_3$ )) affectent thermiquement les étapes de mise en forme par forgeage de la roue. Cette couche d'oxydes se crée très rapidement et atteint, dans notre cas, plus de 5% du volume total de la billette avant décalaminage. Avec des caractéristiques thermiques des oxydes éloignées des caractéristiques thermiques de l'acier (la conductivité thermique des oxydes est 10 à 30 fois moindres que celle de l'acier), l'impact sur la distribution de températures est important et ne peut être négligé. En effet, dans les plages de variation de température considérées, la loi de comportement de l'acier évolue de façon significative et induit des écarts importants sur les efforts de forgeage prédits. Les travaux antérieurs se sont principalement intéressés aux pouvoirs lubrifiants ou abrasifs des oxydes [1–3]; peu de travaux ont étudié les conséquences thermiques pendant la mise en forme [4]. Ces études concernent le procédé de laminage à chaud avec l'analyse du comportement rhéologique et tribologique des oxydes entre 1050°C et 1090°C [1] et l'opération de transport de pièce pendant le processus de laminage à chaud [4]. Matsumoto et al. [2] ont travaillé sur la diminution du coefficient frottement et de la force de forgeage de l'acier recouvert d'une couche d'oxyde dans les procédés de forgeage à chaud au moyen des essais de compression de l'anneau pour des températures proches de 1000°C. Zambrano et al [3] ont étudié le comportement tribologique de la couche d'oxyde formée à 950 °C au moyen des tests d'usure par glissement.

Dans cette étude, nous présentons le modèle Eléments finis de mise en forme par forgeage de la roue ferroviaire et en particulier la détermination d'un coefficient d'échange équivalent identifié par méthode inverse à partir des mesures thermiques sur site. Ce coefficient d'échange englobe les effets de convection de l'air, de rayonnement et de conduction

thermique de la couche d'oxyde lors du transfert de la billette vers la zone de décalaminage. L'analyse thermique montrera précisément l'impact thermique sur la mise en forme à haute température de la roue ferroviaire. La confrontation avec des mesures thermiques effectuées sur le site industriel de MG-Valdunes permet la validation de notre modélisation et de notre démarche.

## 2. Modélisation numérique du procédé de forgeage

### 2.1 Loi de comportement et conditions aux limites

La Figure 1 présente les 5 étapes du procédé de forgeage modélisées par Eléments Finis. Le comportement thermomécanique de l'acier ER7 est modélisé avec une loi de Hansel-Spittel [5] :

$$\sigma_0 = 4221 \exp(-0.00294T) e^{0.28} (1 + e)^{-0.00173T} \exp(0.457e) \dot{e}^{-0.086} \dot{e}^{0.000247} \quad (1)$$

L'évolution de la conductivité thermique  $k$  et la chaleur spécifique  $C_p$  de l'acier ER7 en fonction de la température sont données par la Figure 2. Après chauffage, à 1325°C, la conductivité thermique et la chaleur spécifique de l'acier sont respectivement de 35W/mK et 600 J/kgK. Elles varient peu dans la gamme de température rencontrée pendant les étapes de forgeage.

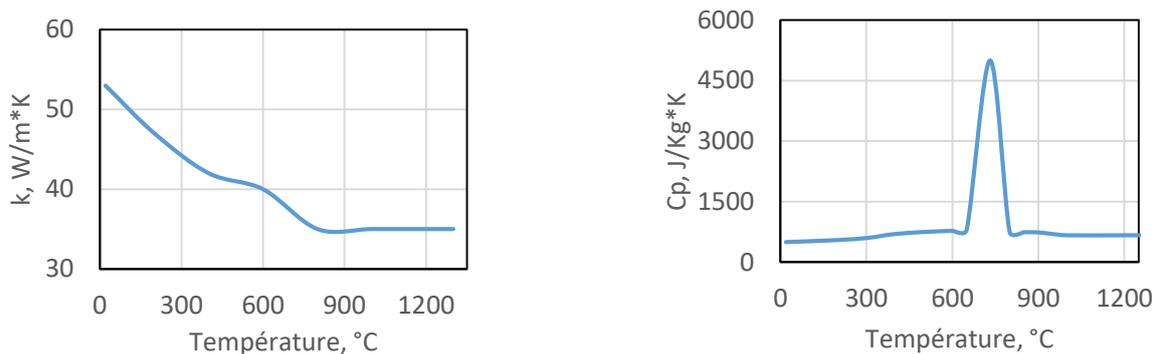


Figure 2 : Propriétés thermiques de l'acier au carbone [6]

La simulation numérique du procédé de mise en forme a été réalisée sous Forge NxT 3.0 avec les 5 étapes présentées en Fig. 1. Le forgeage est réalisé par des presses hydrauliques avec des vitesses de forgeage de 40mm/s et 14mm/s respectivement pour les phases d'ébauche et de finition. La température initiale des outils est de 200°C. Le coefficient de frottement de type Coulomb a été identifié sur la plateforme expérimentale UST du LAMIH [7] à partir d'essais avec un mélange d'eau et de savon à 20% utilisé comme lubrifiant comme sur site industriel. Le coefficient de frottement avec ces conditions lubrifiées a été déterminé à 0,35. Un coefficient d'échange thermique  $h_c$  entre les outils et la billette (Fig. 3) est fixé à 3000W/m<sup>2</sup>/°C [8] qui montre le meilleur rapport entre les températures numériques et mesurées. Les échanges thermiques convectifs et radiatifs entre la billette et l'environnement sont pris en compte. Pour la plage de température en surface de la pièce (700-1300°C), le coefficient d'échange par convection a été évalué à partir des corrélations données par Padet [9] pour la face supérieure et la face latérale d'un cylindre. Pour ces 2 surfaces, les coefficients sont faibles devant les coefficients d'échange équivalent en rayonnement : ils sont compris dans la plage 4-12 W/m<sup>2</sup>/°C. Le choix a été fait de prendre un coefficient d'échange convectif constant de 8 W/m<sup>2</sup>/°C sur les faces latérales et supérieure (en l'absence de contact).

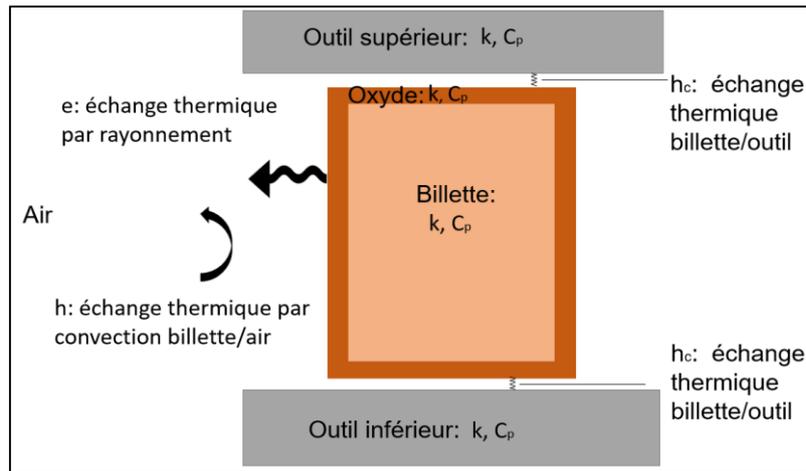


Figure 3 : Echanges thermiques billette/outil/air

## 2.2. Couche d'oxyde

La couche d'oxyde formée au cours de la période de chauffage dans le four est représentée au moyen d'un coefficient d'échange thermique équivalent  $h_{eq}$ . Pour en évaluer l'évolution en fonction de la température, la nature des oxydes présents et leurs épaisseurs respectives sont identifiées. La vitesse de refroidissement, la température de chauffage et la durée de chauffage [8, 9] déterminent la croissance, la structure et la composition chimique des différents constituants. Les travaux de Behrens et al. [6] permettent de déterminer la composition de la couche d'oxyde est fonction de la température (Fig. 4).

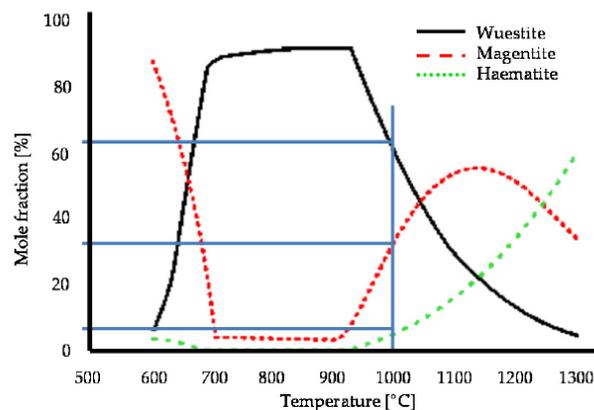


Figure 4 : Composition de la couche d'oxyde en fonction de la température maintenue [10]

Les lopins d'acier étant chauffés à une température de 1325°C, la répartition suivante a été déduite de la Figure 4 : 60% Hématite ( $Fe_2O_3$ ), 35% Magnétite ( $Fe_3O_4$ ) et 5% Wustite ( $FeO$ ). Ces épaisseurs ont pu être confirmées par des observations au microscope et une analyse par diffraction aux rayons X. Afin de simplifier le processus de modélisation, la couche d'oxyde, dont l'épaisseur est non-négligeable dans les 2 premières étapes du processus (transport et décalaminage), sera modélisée par un coefficient d'échange équivalent tenant compte de l'épaisseur et conductivité équivalente de la couche et des coefficients d'échanges convectifs et radiatifs entre surface et environnement.

La couche d'oxyde a principalement deux effets sur le transfert de chaleur lors du forgeage à chaud. Premièrement, l'émissivité est plus faible que celle de l'acier nu à cette température. Dans la littérature, elle est évaluée à 0,6 pour une surface oxydée [4] contre une valeur moyenne

de 0,85 pour l'acier non oxydé [12]. Deuxièmement, l'épaisseur de la couche d'oxyde joue un rôle de barrière thermique comme décrit par Jaklič et al [4]. Les propriétés thermiques des oxydes sont présentées dans le tableau 1.

Oxydes	<b>k</b> (W/m*K)	<b>ρ</b> (kg/m <sup>3</sup> )	<b>Cp</b> (J/Kg*K)	<b>% en volume</b>
FeO	3.2	7750	725	5%
Fe <sub>3</sub> O <sub>4</sub>	1.5	5600	800	35%
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1.2	4900	980	60%

Tableau 1 : *Propriétés thermiques des oxydes* [13]

Les prélèvements sur site industriel ont montré qu'au terme du cycle de préchauffage, la perte de masse était de 2,5% sur les lopins et que cette quantité était reproductible. Une telle perte représente une épaisseur de 1,9 mm d'acier sur le rayon et sur les faces latérales (billette : Hauteur = 525 mm, Diamètre = 414 mm). Cependant, des échantillons d'oxydes prélevés sur site après décalaminage ont été mesurés à une épaisseur moyenne de 4mm. Cet écart important s'explique par une augmentation de la quantité de matière au cours du processus d'oxydation (atomes d'oxygènes provenant de l'environnement) et par des masses volumiques d'oxydes globalement inférieures à celles de l'ER7. En réalisant un bilan de masse pour une surface unitaire (1m<sup>2</sup>), on trouve que 4mm de cette surface représente une masse de 21kg en tenant compte des pourcentages d'oxydes en volume et de leurs masses volumiques respectives du tableau 1. A partir des masses molaires de Fe (55.8g/mol) et O (16g/mol), on détermine que pour ces oxydes (Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> et FeO), les ratios de masse de fer sont respectivement de 70%, 72,3% et 77,7%. D'après les masses molaires de Fe et O, on détermine à partir des ratios et des pourcentages en volume d'oxydes, que la masse de Fe dans cette surface unitaire peut être estimée à 15kg. En faisant l'hypothèse que la masse volumique du Fe est très proche de celle de l'ER7, on retrouve une épaisseur de Fer oxydé de 1,9mm par surface unitaire.

La première étape (Fig. 1) est modélisée avec et sans couche d'oxyde. Comme le décalaminage de la couche d'oxyde est difficile à reproduire numériquement, nous avons choisi de déterminer un coefficient d'échange équivalent  $h_{eq}$  par équivalence avec le flux sortant.  $h_{eq}$  prend en compte la convection de l'air, le transfert radiatif et le transfert par conductivité dans la couche d'oxyde. Pour cela nous avons modélisé l'étape de refroidissement de la billette en présence d'une couche d'oxyde de 4mm (étape 1 – Fig. 1) et enregistré les résultats en terme de températures obtenues. Puis, nous avons déterminé le  $h_{eq}$  à partir d'une modélisation sans oxyde en recalant les cartes de température de la billette modélisée avec oxydes. La Figure 5 présente les résultats des températures obtenues en surface avec une modélisation numérique sans oxydes, avec oxydes et sans couche d'oxydes avec le coefficient  $h_{eq}$ . Les évolutions de la température de surface de la modélisation avec oxydes et de la modélisation avec le coefficient d'échange équivalent  $h_{eq}$  sont similaires. On remarquera que si la couche d'oxydes n'est pas prise en compte, la différence de température en surface entre les simulations sans oxydes et avec oxydes est de 94°C. Cet écart de température important influence fortement le comportement rhéologique de la billette pendant la mise en forme. Dans les étapes suivantes, après le décalaminage, la modélisation numérique avec oxydes ne sera plus considérée et est remplacée par la modélisation avec le coefficient d'échange équivalent.

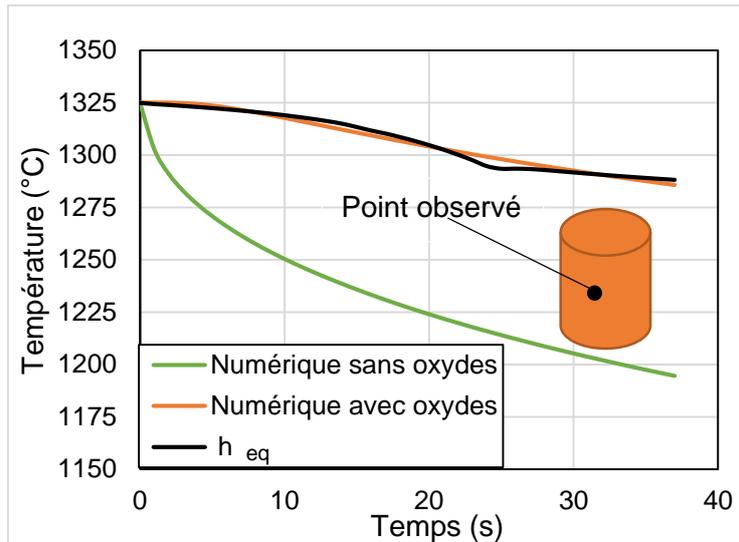


Figure 5 : Evolution de la température de surface (étape 1 – Fig. 1)

### 3 Résultats concernant les températures modélisées et leur comparaison avec des mesures sur site industriel

Les résultats de la simulation ont été comparés avec des mesures thermographiques sur site industriel. La caméra thermique utilisée est une FLIR SC2500. Les données ont été corrigées lors du post-traitement, en attribuant à la zone décalaminée quelques secondes plus tôt, l'émissivité trouvée dans la littérature pour l'acier ( $\epsilon = 0.85$ ). La figure 6 montre la zone sélectionnée pour obtenir la température moyenne à la surface de la billette (6 dernières secondes de l'étape 2 du process). On peut voir sur l'image qu'il reste une couche d'oxyde sur une partie de la surface adjacente, montrant un décalaminage partiel. Sur la partie droite de la figure 6, sont comparées les données thermographiques post-traitées aux résultats de simulation numérique de l'étape 2. On observe lors de cette étape, que la modélisation de la couche d'oxyde se traduit par un écart de température de l'ordre de 5-10°C avec les mesures. Sans la prise en compte de la couche d'oxydes, l'écart entre simulation et mesure est alors de l'ordre de 25-30°C à la fin de l'étape 2 du process.

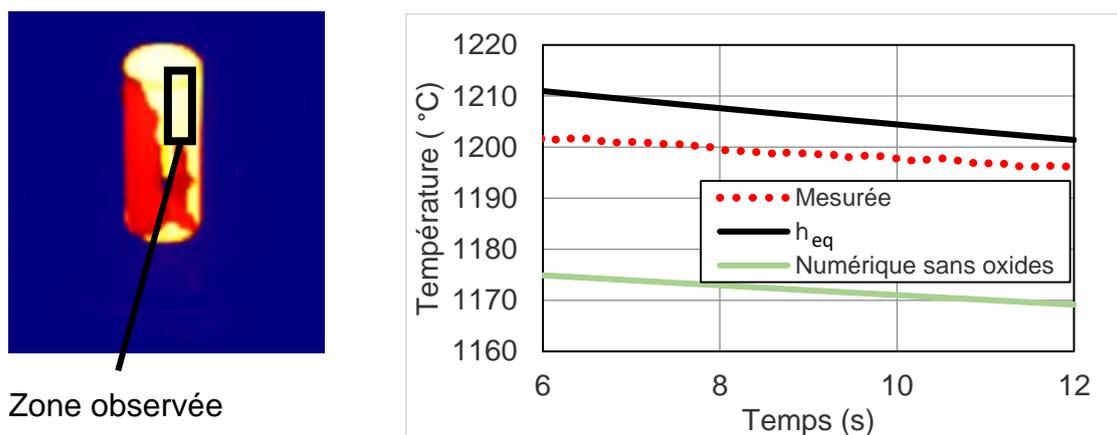
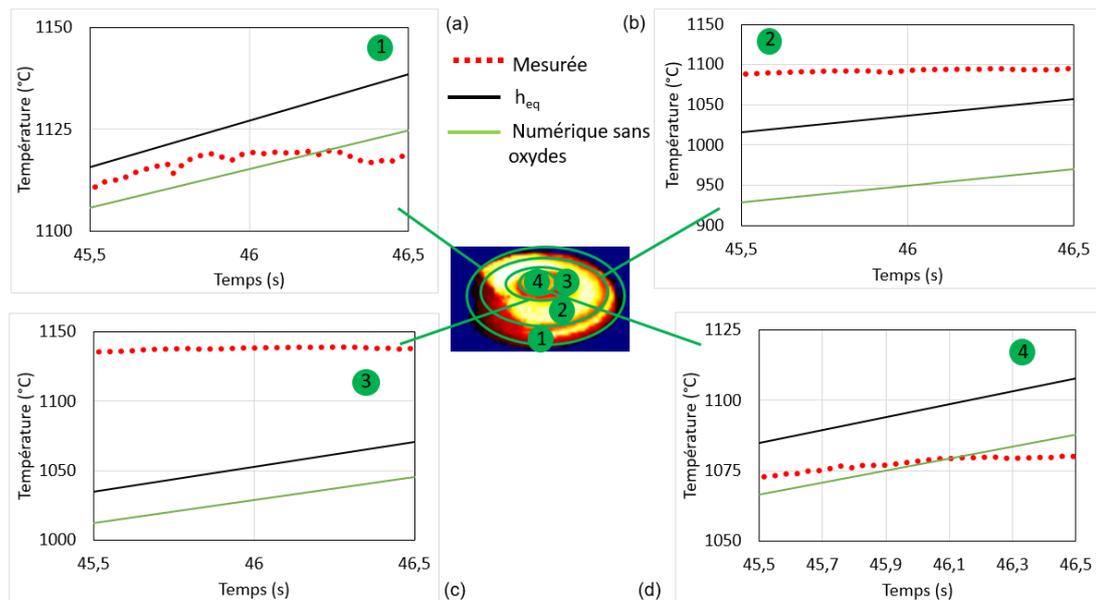


Figure 6 : Evolution de la température de surface avant l'étape d'ébauche (6 dernières secondes de l'étape 2 – Fig. 1)

Une deuxième comparaison des simulations aux données mesurées est réalisée durant l'étape 4, la surface de la billette déformée n'est pas accessible durant la phase d'ébauche (étape 3).

Après la phase d'ébauche, il n'y a plus d'oxydes ou en très faible quantité. Quatre zones de la billette ont été analysées (Fig.7). Pour les zones 1 et 4, le profil de température se trouve entre les résultats numériques oxydes / sans oxydes. Les écarts de températures entre simulations et relevé sont de l'ordre de 5°C. Pour les zones 2 et 3, les simulations sous-estiment la valeur de température par rapport à la mesure. Pour ces deux zones, la simulation tenant compte de la couche d'oxyde donne une évolution de température plus proche de la valeur mesurée, notamment pour la zone 2 où l'écart de température est de l'ordre 50°C contre 130°C en moyenne sans oxydes. Des investigations supplémentaires sont en cours pour identifier les causes de cet écart. Cependant les résultats obtenus sur les étapes 1 et 2 montrent que la stratégie de modélisation de la couche d'oxyde permet une meilleure corrélation avec les mesures dans les premières étapes du process, avant déformation.



## 4 Conclusions

Cette étude visait à modéliser le transfert de chaleur entre une billette à haute température et son environnement pendant le procédé de mise en forme à chaud décrit dans la figure 1. L'outil de simulation ne permettant pas de prendre en compte les éléments représentant la couche d'oxyde durant la phase de décalaminage, cette épaisseur a été modélisée au moyen d'un coefficient d'échange équivalent. Ce coefficient d'échange englobe les effets de convection de l'air, de rayonnement et de conduction thermique de la couche d'oxyde lors du transfert de la billette vers la zone de décalaminage. En comparant les résultats de simulation avec des données thermographiques obtenues sur site industriel, nous avons pu mettre en avant que la condition limite imposée à la surface de la billette permettait d'obtenir un écart de température acceptable avec les conditions réelles. L'effet de barrière thermique dans la modélisation thermomécanique est non-négligeable sur la prédiction de l'effort de forgeage durant l'étape d'ébauche (étape3). On peut voir sur la figure 8, un écart sur l'effort en fin d'ébauche de 500 tonnes, soit environ 18% de moins par rapport à la simulation où la couche d'oxyde n'est pas modélisée. La valeur des efforts obtenues par la modélisation en présence d'oxydes est conforme à celle rencontrée expérimentalement lors du forgeage industriel des

roues TGV. Ce comportement s'explique par une variation de la ductilité consécutive de l'acier dans la plage de température 1100-1200°C.

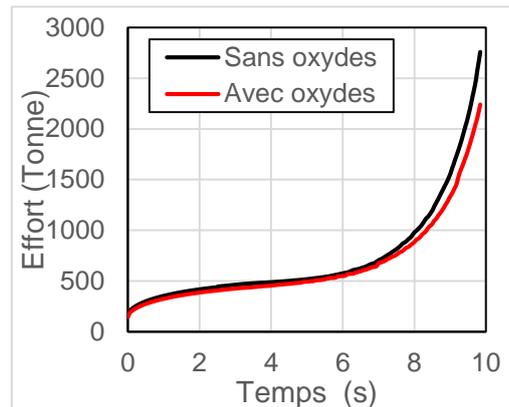


Figure 8 : Evolution de l'effort pendant l'ébauche (étape 3 – Fig.1)

## Références

- [1] Cheng X, Jiang Z, Wei D, Hao L, Zhao J, Jiang L. Oxide scale characterization of ferritic stainless steel and its deformation and friction in hot rolling. *Tribology International* 2015;84:61–70. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2014.11.026>.
- [2] Matsumoto R, Osumi Y, Utsunomiya H. Reduction of friction of steel covered with oxide scale in hot forging. *Journal of Materials Processing Technology* 2014;214:651–9. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2013.10.011>.
- [3] Zambrano OA, Gallardo KF, Polania DM, Rodríguez SA, Coronado JJ. The Role of the Counterbody's Oxide on the Wear Behavior of HSS and Hi-Cr. *Tribology Letters* 2018;66. <https://doi.org/10.1007/s11249-017-0954-1>.
- [4] Jaklič A, Glogovac B, Kolenko T, Zupančič B, Težak B. A simulation of heat transfer during billet transport. *Applied Thermal Engineering* 2002;22:873–83. [https://doi.org/10.1016/S1359-4311\(02\)00022-4](https://doi.org/10.1016/S1359-4311(02)00022-4).
- [5] Chadha K, Shahriari D, Jahazi M. An Approach to Develop Hansel–Spittel Constitutive Equation during Ingot Breakdown Operation of Low Alloy Steels. In: Muruganant M, Chirazi A, Raj B, editors. *Frontiers in Materials Processing, Applications, Research and Technology*, Singapore: Springer Singapore; 2018, p. 239–46. [https://doi.org/10.1007/978-981-10-4819-7\\_20](https://doi.org/10.1007/978-981-10-4819-7_20).
- [6] Gardner L, Ng KT. Temperature development in structural stainless steel sections exposed to fire. *Fire Safety Journal* 2006;41:185–203. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2005.11.009>.
- [7] Dubois A, Dubar M, Dubar L. Warm and Hot Upsetting Sliding Test: Tribology of Metal Processes at High Temperature. *Procedia Engineering* 2014;81:1964–9. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2014.10.265>.
- [8] FORGE®. FORGE NxT V 3.0 Reference Documentation, Transvalor, Sophia Antipolis, Cedex 2019.
- [9] Padet J. Convection thermique et massique – Nombre de Nusselt : partie 1. *Techniques de l'Ingénieur. Techniques de l'ingénieur Transferts Thermiques* 2005.
- [10] Behrens B-A, Chugreev A, Awiszus B, Graf M, Kawalla R, Ullmann M, et al. Sensitivity Analysis of Oxide Scale Influence on General Carbon Steels during Hot Forging. *Metals* 2018;8:140. <https://doi.org/10.3390/met8020140>.
- [11] Zambrano OA, Coronado JJ, Rodríguez SA. Mechanical properties and phases determination of low carbon steel oxide scales formed at 1200°C in air. *Surface and Coatings Technology* 2015;282:155–62. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2015.10.028>.
- [12] Modest MF. *Radiative heat transfer*, third edition. Kidlington, Oxford, U.K.: Academic Press; 2013.
- [13] Angelo JD, Bennecer A, Kaczmarczyk S, Picton P. Modelling of thermal behaviour of iron oxide layers on boiler tubes. *Journal of Physics: Conference Series* 2016;721:012002. <https://doi.org/10.1088/1742-6596/721/1/012002>.