

Modélisation thermomécanique de la formation de la phase blanche (White Etching Layer : WEL) associée à une Transformation Tribologique de Surface (TTS) dans le domaine ferroviaire

L. Thiercelin^{1,2,3}, L. Saint-Aimé^{1,2}, A. Saulot², F. Lebon³

¹ IRT Railenium, F-59300, Famars, France

² Univ. de Lyon, INSA-Lyon, UMR CNRS 5259 LaMCoS, F-69621, Villeurbanne, France, {loic.saint-aime, aurelien.saulot}@insa-lyon.fr

³ Aix-Marseille Univ. CNRS Centrale Marseille, LMA, F-13453, Marseille, France, {thiercelin, lebon}@lma.cnrs-mrs.fr

Résumé

La formation de la phase blanche sur les rails de train est une Transformation Tribologique de Surface (TTS) pouvant induire des fissures. Un modèle thermomécanique d'apparition de la phase blanche dans le cadre de la Thermomécanique des Processus Irréversibles est développé pour prédire la formation de cette TTS en fonction de la température, de la pression hydrostatique et du cisaillement. Une étude paramétrique ainsi que des premiers calculs par Eléments Finis avec le logiciel Abaqus permettent de rendre compte des conditions de contact conduisant à la formation de phase blanche.

Mots clefs — Phase blanche (WEL), Transformation de phase, Transformation Tribologique de Surface (TTS), Thermomécanique des Processus Irréversibles, Eléments Finis

1 Introduction

Le défaut de squat est un défaut de fatigue de contact de roulement ayant lieu à la surface des voies ferrées. Il s'agit d'un réseau de fissures pouvant entraîner la rupture du rail en fonctionnement si les fissures se propagent en profondeur [5, 19, 20]. Simon [19, 20] a montré que la formation de squat est consécutive à la formation d'une Transformation Tribologique de Surface (TTS) appelée, pour les aciers, phase blanche (WEL : White Etching Layer). La phase blanche est une phase fragile et très dure qui correspond à une transformation de phase solide-solide en extrême surface des rails (de l'ordre de 20 μm). La solution actuelle pour pallier ce problème est soit de meuler la surface des rails, soit, dans des cas extrêmes, de les remplacer totalement. Le coût de maintenance est de plus de 300 M€ par an. C'est dans ce contexte qu'un consortium entre l'IRT Railenium, trois laboratoires de recherche et les principaux acteurs du secteur ferroviaire français (RATP, SNCF et British Steel) s'est mis en place afin d'établir des modèles prédictifs d'apparition de la phase blanche.

La compréhension du mécanisme d'apparition et de la nature de la phase blanche est alors indispensable pour prévenir la formation de squat. Des études ont montré que la phase blanche a une structure martensitique [22, 26] ou « quasi martensitique » (nano grains de Fe- α saturée en atome de C) [1,13]. Malgré les progrès des méthodes d'observation, le mécanisme de formation de la phase blanche est toujours sujet à controverse. En effet, selon certains auteurs, de par sa structure martensitique la formation de cette phase est attribuée à l'apparition d'une température flash (supérieure à 700°C) générée par un échauffement dû aux frottements dans la zone de contact [26]. Cependant, plusieurs travaux ont montré que la température en roulement n'excède pas 300°C dans le contact roue/rail [3, 13, 16] ce qui remet en cause une existence purement thermique de la formation de phase blanche. C'est la raison pour laquelle plusieurs auteurs postulent un couplage thermomécanique entre une accumulation de déformation plastique liée aux contraintes sévères subies par le rail et une élévation de température modérée (<300°C) [1, 2, 13, 19, 20, 21]. Dans cette étude, nous proposons un modèle thermomécanique de condition d'apparition de la phase blanche. Ce modèle est une amélioration d'un modèle précédent [2] lui-même inspiré des modèles de plasticité TRIP [8, 23].

De multiples paramètres mécaniques peuvent être à l'origine de la formation de WEL. Les facteurs principaux qui ressortent de la littérature sont la température, la pression hydrostatique [10, 25], le cisaillement [4, 9, 24] ou encore la densité de dislocations [7, 11, 13]. D'autres auteurs ont aussi suggéré des effets dynamiques tels que la vitesse de déformation plastique [9, 12] ou encore la fréquence de sollicitation [13]. Dans un modèle proposé précédemment [2], le critère de formation de WEL est basé sur le couplage entre la température et la pression hydrostatique qui abaisse la température d'austénitisation (température de transformation). Or, dans des conditions du contact roue/rail la pression hydrostatique (de l'ordre de 1 GPa) peut abaisser de seulement 20°C la température d'austénitisation [10, 25]. De plus, des essais bi-disque [4, 24] ont montré l'influence du cisaillement sur la formation de phase blanche. Le mécanisme d'apparition de la phase blanche est alors plutôt lié au couplage entre la pression hydrostatique et le cisaillement amplifié par la température. Le nouveau modèle proposé dans notre travail met en évidence l'influence du couplage entre ces trois facteurs.

Le modèle thermomécanique utilisé [2] et en particulier la surface seuil qui traduit un critère de formation de phase blanche sont décrits dans la première partie. Ensuite, le développement d'une nouvelle surface seuil avec la prise en compte du cisaillement dans le modèle est présenté (partie 2). La troisième partie est une étude paramétrique du nouveau modèle. Enfin, des calculs par éléments finis sont présentés pour mettre en évidence les spécificités du nouveau modèle dans le cas du contact roue/rail.

2 Modèle TTS d'après Antoni [2]

Le modèle utilisé est un modèle thermodynamiquement admissible qui s'inscrit dans le cadre de la Thermodynamique des Processus Irréversibles [6]. On rencontre ce type de modèle de changement de phase lorsque des écoulements plastiques apparaissent pour des niveaux de contraintes de Von Mises inférieurs à la limite d'élasticité usuelle. On parle alors de plasticité TRIP (Transformed Induced Plasticity). Le modèle développé par Antoni [2], s'inspire des modèles de Johnson [8] et Taleb et Sidoroff [23]. Ce modèle permet de prédire la proportion de phase transformée et l'écoulement plastique induit par ce changement de phase. Le modèle prend aussi en compte la plasticité classique isochore.

2.1 Variables d'état

Les variables d'état se divisent en deux groupes : les variables observables et les variables internes liées aux processus irréversibles. Les variables d'état observables sont la température et le tenseur (total) des petites déformations. Les variables d'état internes définies dans ce modèle sont les variables liées à la plasticité classique (une variable d'écrouissage isotrope linéaire et le tenseur de déformation plastique classique isochore) et celles liées à la transformation de phase (proportion de phase blanche dans le mélange et le tenseur de déformation plastique associée à la plasticité TRIP).

2.2 Fonctions seuil

Pour décrire l'évolution des variables d'état internes au cours d'un chargement thermomécanique, il faut définir des surfaces seuil qui permettent de prédire à quelle condition thermomécanique le changement de la variable interne doit avoir lieu. L'originalité de ce modèle est d'introduire deux surfaces seuil indépendantes qui concernent la plasticité classique et celle relative à la plasticité TRIP qui est associée à un critère de formation de phase blanche nommée f^{pz} . Si la fonction seuil devient positive alors il y a évolution des variables internes. Les équations du modèle et le détail des lois d'évolution sont décrits dans l'article d'Antoni [2]. La fonction seuil qui nous

intéresse ici est celle concernant la plasticité TRIP définissant un critère thermomécanique de formation de phase blanche. L'expression de cette surface confronte séparément un terme purement thermique et un terme mécanique (lié à la pression hydrostatique). L'idée de ce modèle est de prendre en compte l'effet de la pression hydrostatique pour diminuer la température nécessaire à la transformation de phase, comme cela l'a été montré dans les travaux de Hilliard [10] et Wu [25].

$$f^{pz}(T, P) = \frac{T}{T_i^z} - \exp\left(-\frac{\langle P \rangle}{\omega}\right) \text{ où } \langle \rangle \text{ désigne la fonction partie positive} \quad (1)$$

3 Définition de la nouvelle surface seuil f^{pz}

3.1 Démarche de création de la surface seuil

Les informations de la littérature [4, 9, 19, 20, 24] révèlent l'importance du cisaillement dans la formation de la phase blanche ce qui n'est pas pris en compte dans le modèle précédent. L'objectif est alors de définir une nouvelle surface dans un cadre rigoureux en imposant plusieurs hypothèses. Contrairement au modèle précédent, on suppose que la nouvelle surface seuil doit dépendre à la fois de la température T , de la pression hydrostatique σ_N et du cisaillement τ : $f^{pz}(\sigma_N, \tau, T)$.

On fixe les hypothèses suivantes :

1. Quelles que soient les valeurs de deux variables, il existe une valeur pour la troisième pour laquelle il y aura nécessairement transformation de phase. Autrement dit cela suggère l'existence de trois *points critiques* :
 - une température critique notée T_i^z (température d'austénitisation qui vaut 1000 K pour les aciers);
 - une pression hydrostatique critique σ_c (estimée à 30 GPa d'après [10, 25]);
 - et une contrainte de cisaillement critique τ_c (estimée arbitrairement à 1000 MPa).
2. Il existe une pression hydrostatique « pure » sans cisaillement pour laquelle il y a transformation de phase. Cette *pression hydrostatique critique « pure »* notée $\sigma_{N_{pure}}(T)$ décroît linéairement avec la température (de l'ordre de 20°C/GPa) [10, 25].
3. Le cisaillement ayant aussi une influence dans la formation de phase blanche [4, 9, 19, 20, 24], on suppose qu'il existe de même une *contrainte de cisaillement critique « pure »* sans pression hydrostatique notée $\tau_{pure}(T)$ qui est une fonction décroissante de la température.
4. Quelle que soit la température, il existe une *pression hydrostatique critique de couplage* $\sigma_{couplage}(\tau, T)$ qui est une fonction décroissante du cisaillement τ . En effet plusieurs articles ont montré cette dépendance dans le cas du Fer pur [14, 15] ou dans les essais HPT [17, 18].
5. La fonction seuil est alors définie par :

$$f^{pz}(\sigma_N, \tau, T) = \sigma_N - \sigma_{couplage}(\tau, T) \quad (2)$$

3.2 Equations du modèle

Dans le but de réaliser des calculs de structure, plusieurs hypothèses ont été faites sur les conditions aux limites et les lois d'évolution des fonctions définies dans la partie précédente :

1. On fixe des conditions aux limites pour les fonctions $\sigma_{Npure}(T)$ et $\tau_{pure}(T)$:

$$\begin{aligned}\sigma_{Npure}(T = T_i^z) &= 0 \text{ et } \sigma_{Npure}(T = T_0 = 293K) = \sigma_c \\ \tau_{pure}(T = T_i^z) &= 0 \text{ et } \tau_{pure}(T = T_0 = 293K) = \tau_c\end{aligned}\quad (3)$$

2. On fixe des conditions aux limites pour la fonction $\sigma_{couplage}(\tau, T)$:

$$\forall T, \sigma_{couplage}(\tau = 0, T) = \sigma_{Npure}(T) \text{ et } \sigma_{couplage}(\tau \geq \tau_{pure}(T), T) = 0 \quad (4)$$

3. A partir des hypothèses on suppose que les fonctions $\sigma_{Npure}(T)$, $\tau_{pure}(T)$ et $\sigma_{couplage}(\tau, T)$ suivent une loi exponentielle décroissante. Après application des conditions aux limites on obtient les relations suivantes :

$$\sigma_{Npure}(T) = \frac{\sigma_c}{1 - e^{-\frac{(T_i^z - T_0)}{\theta_1}}} (e^{-\frac{(T - T_0)}{\theta_1}} - e^{-\frac{(T_i^z - T_0)}{\theta_1}}) \quad (5)$$

$$\tau_{pure}(T) = \frac{\tau_c}{1 - e^{-\frac{(T_i^z - T_0)}{\theta_2}}} (e^{-\frac{(T - T_0)}{\theta_2}} - e^{-\frac{(T_i^z - T_0)}{\theta_2}}) \quad (6)$$

$$\sigma_{couplage}(\tau, T) = \frac{\sigma_{Npure}(T)}{1 - e^{-\frac{\tau_{pure}(T)}{\omega}}} < e^{-\frac{\tau}{\omega}} - e^{-\frac{\tau_{pure}(T)}{\omega}} > \quad (7)$$

Remarque : Pour respecter toutes les conditions aux limites et s'assurer de la positivité de la fonction $\sigma_{couplage}(\tau, T)$ on a pris la fonction partie positive du terme $e^{-\frac{\tau}{\omega}} - e^{-\frac{\tau_{pure}(T)}{\omega}}$.

3.3 Etude paramétrique du modèle

Il s'agit d'un modèle qui dépend de plusieurs paramètres à identifier expérimentalement. Une étude paramétrique a été menée pour rendre compte des possibilités du modèle. Il y a trois paramètres principaux qui concernent la valeur des points critiques σ_c , T_i^z et τ_c et trois autres paramètres (θ_1 , θ_2 et ω) qui traduisent la sensibilité des couplages entre les différentes variables. L'intérêt de ces trois autres paramètres est de pouvoir jouer sur la courbure de la surface seuil (Figure 1).

Il peut être noté que, pour des valeurs de paramètres de sensibilité élevées (Figure 1) les couplages entre les variables tendent vers des relations linéaires. Ceci est intéressant si la loi de couplage entre les variables n'est pas encore identifiée expérimentalement.

L'étude paramétrique a été réalisée en se plaçant dans des conditions proches du contact roue/rail. On considère une pression hydrostatique de l'ordre de 1 GPa et deux températures différentes : la température ambiante (300 K) et une température de l'ordre de 600 K qui traduit des conditions de glissement plus « extrêmes ». Seule la contrainte de cisaillement est considérée comme

variable car elle dépend des conditions de contact sur le rail. Les Figure 2 et 3 représentent l'évolution de la surface seuil en fonction de la contrainte de cisaillement τ imposée. Les variables σ_N et T étant fixées, ces graphiques permettent de déterminer quelle contrainte de cisaillement critique est nécessaire pour avoir une transformation de phase.

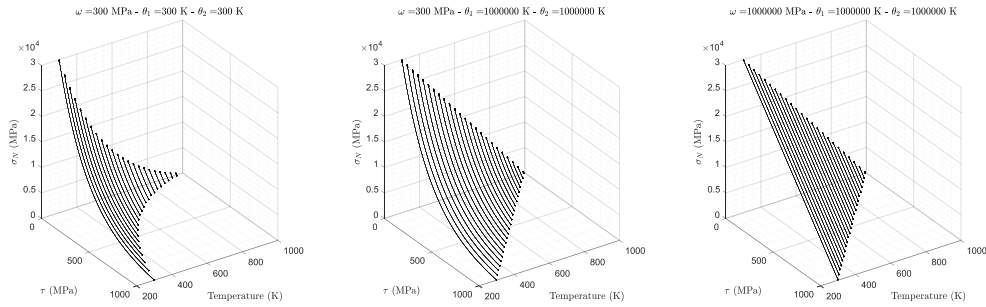


Figure 1 Effet des paramètres ω , θ_1 et θ_2 sur la courbure de la surface seuil

La Figure 2 présente l'effet du paramètre ω pour deux températures. On constate que lorsque ω tend vers 0 cela abaisse la contrainte de cisaillement critique. Par exemple, à T=300 K, la contrainte critique passe de 170 MPa pour $\omega = 50$ MPa à 600 MPa avec une valeur ω de 210 MPa. Donc ω traduit bien le couplage entre σ_N et τ qui est accentué lorsque la température augmente.

La Figure 3 présente l'effet du paramètre θ_2 à température fixée de 600 K pour deux valeurs de ω . On constate que lorsque θ_2 tend vers 0 cela abaisse la contrainte de cisaillement critique. Par exemple, à $\omega = 100$ MPa, la contrainte critique passe de 70 MPa pour une valeur de θ_2 de 110 K à 250 MPa avec une valeur de θ_2 de 910 K. Donc θ_2 traduit le couplage entre le cisaillement τ et la température qui est accentué lorsque le paramètre ω diminue.

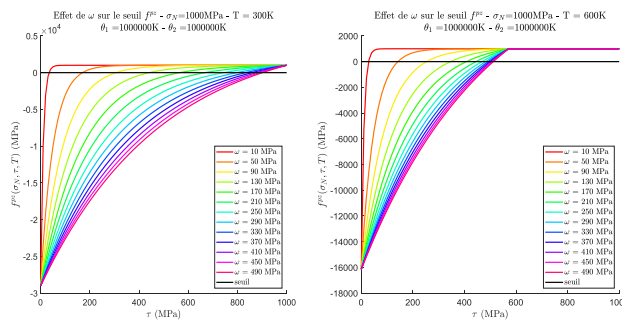


Figure 2 Effet du paramètre ω sur le seuil f^{pz} avec une contrainte σ_N de 1 GPa : T=300 K (à gauche) et T=600 K (à droite)

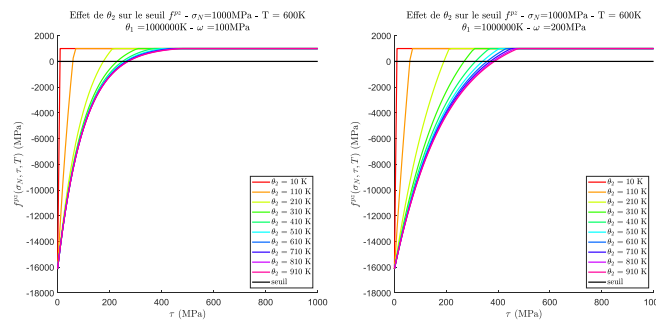


Figure 3 Effet du paramètre θ_2 sur le seuil f^{pz} avec une contrainte σ_N de 1 GPa à T=600 K : $\omega = 100$ MPa (à gauche) et $\omega = 200$ MPa (à droite)

4 Application numérique dans le cas ferroviaire

L'exemple proposé pour illustrer le nouveau modèle est la simulation d'un passage d'un train sur un rail. Il s'agit d'un calcul par éléments finis 2D résolu en quasi-statique à l'aide du logiciel Abaqus. La loi de comportement utilisée correspond à la loi du modèle précédent qui a été implémentée dans une subroutine UMAT. L'objectif de cette étude est de comparer l'ancienne surface seuil avec la nouvelle.

Pour le calcul, on définit un rectangle, modélisant un rail dans le sens de sa longueur en 2D, de 30 mm de largeur avec un maillage raffiné en surface (plus petite taille de maille : 80 μm). Deux champs d'efforts (normal et tangentiel) mobiles dans les conditions de traction se déplaçant à une vitesse V_x sont imposés à la surface du rail (Figure 4). Le champ normal, qui suit un profil de Hertz, représente le champ de pression exercée par la roue du train sur le rail. Le champ tangentiel traduit le frottement de la roue sur le rail. Pour simplifier le problème, on considère la température de tout le système comme étant uniforme (400K). La détermination des zones potentielles de phase blanche dépend alors des champs de contraintes qui définissent les surfaces seuil (Figure 5).

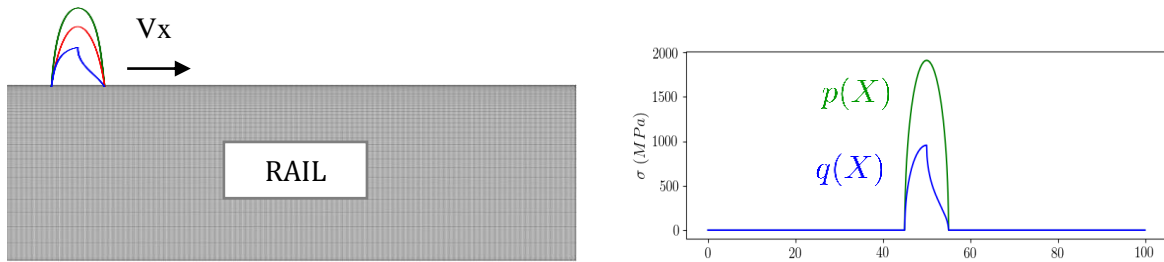


Figure 4 Maillage éléments finis et champs des efforts normaux $P(x)$, en vert, et tangentiels $q(X)$, en bleu, appliqués

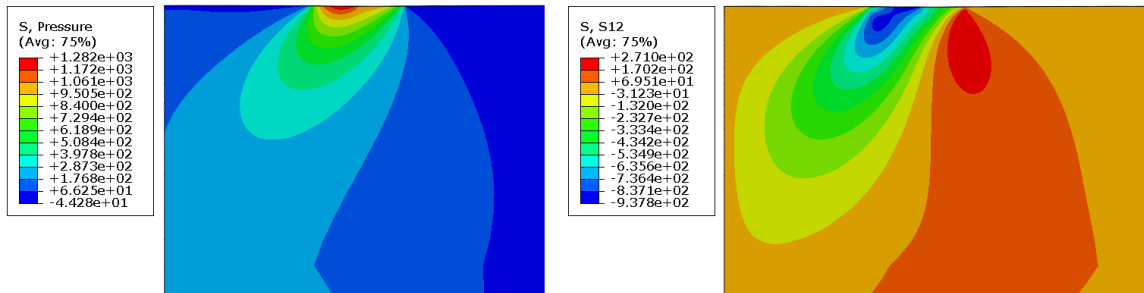


Figure 5 Champs de pression hydrostatique (à gauche) et de cisaillement τ (à droite) avec un coefficient de frottement de 0.5 (contraintes exprimées en MPa)

Plusieurs calculs sont réalisés selon différentes conditions et permettent de déterminer les zones de transformation de phase. Les Figure 6 et 7 présentent l'évaluation de la surface seuil à un instant de calcul donné pour le modèle précédent et le nouveau modèle.

La Figure 6 permet d'illustrer la capacité du nouveau modèle à reproduire une zone quasi identique au modèle précédent. Cela est possible en considérant les paramètres τ_c et ω très grands devant la contrainte de cisaillement τ (qui est de l'ordre de 1000 MPa dans notre calcul). En effet, d'après les équations (6) et (7), le terme $\tau_{pure}(T)$ tend vers l'infini quand τ_c est très grand, la fonction $\sigma_{couplage}(\tau, T)$ tend alors vers $\sigma_{Npure}(T)$. Avec un tel jeu de paramètres la nouvelle fonction seuil ne dépend alors plus que de la pression hydrostatique et de la température. Le choix du paramètre θ_2 a été considéré arbitrairement très grand (modèle linéaire). Un premier calcul avec le modèle précédent est

effectué en prenant une valeur $\omega = \omega_0$ arbitraire (Figure 6 a)). Pour se placer dans un cas équivalent au modèle précédent, il faut considérer une contrainte critique σ_c dépendant de ω_0 ($\sigma_c = \omega_0 \log (T_{iz}/T_0) = 1204$ MPa) et une valeur θ_1 de 600K. Avec ce jeu de paramètre les deux fonctions seuil sont très proches, ce qui conduit à obtenir des résultats similaires (Figure 6).

Or, avec une pression hydrostatique de 1 GPa associée à une élévation de température de 100 K il ne peut pas y avoir de transformation de phase [10, 25] ce qui rend impossible la valeur de la contrainte critique σ_c de 1204 MPa. Ceci est un argument supplémentaire pour expliquer la nécessité de rajouter une autre variable dans la surface seuil (i.e. la contrainte de cisaillement dans ce modèle).

Après la validation du nouveau modèle, la Figure 7 présente une étude de l'effet du paramètre ω sur la taille de la zone transformée. Pour cette étude, on a considéré une valeur plus réaliste de σ_c (30GPa) et supposé un couplage linéaire entre température et pression hydrostatique (θ_1 grand) et entre température et cisaillement (θ_2 grand). Une valeur de τ_c plus grande que la contrainte de cisaillement maximale calculée (Figure 5) est considérée pour mettre en évidence le couplage entre pression hydrostatique et cisaillement. Trois valeurs de ω assez faibles ont été choisies pour illustrer ce couplage. On constate que lorsque le paramètre ω tend vers 0, la zone transformée s'agrandit. En effet, on a vu précédemment que si ω tend vers 0 alors la contrainte de cisaillement nécessaire pour la transformation diminue (Figure 2). Donc la zone susceptible de se transformer sera plus grande. Grâce au paramètre ω , on est capable de jouer sur la sensibilité plus ou moins importante du couplage entre pression hydrostatique et cisaillement.

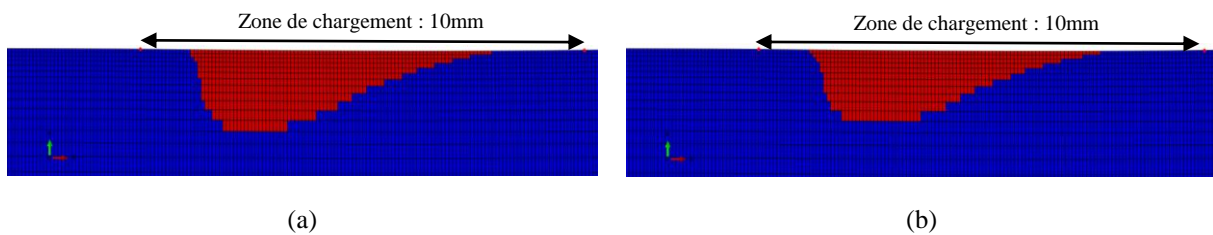


Figure 6 Equivalence des modèles en négligeant le cisaillement sur les zones de transformation de phase (en rouge) $T = 400$ K ;
 (a) modèle précédent : $\omega_0 = 1000$ MPa
 (b) Nouveau modèle avec le cisaillement négligé
 $\sigma_c = \omega_0 \log (T_{iz}/T_0) = 1204$ MPa ; $\tau_c = 10^6$ MPa ; $\theta_1 = 600$ K ; $\theta_2 = 10^6$ K et $\omega = 10^6$ MPa

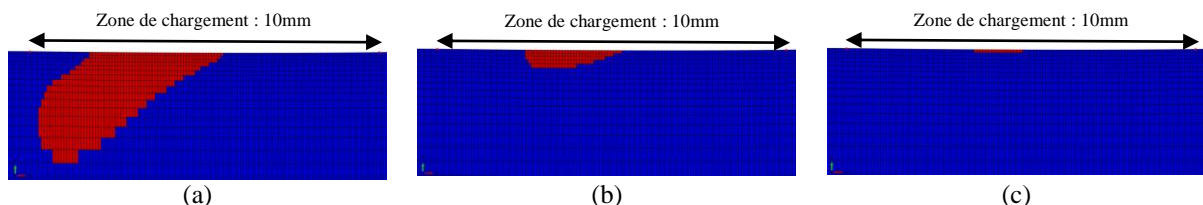


Figure 7 Effet du paramètre ω sur les zones de transformation de phase (en rouge):
 $T = 400$ K ; $\sigma_c = 30$ GPa ; $\tau_c = 2000$ MPa ; $\theta_1 = 10^6$ K ; $\theta_2 = 10^6$ K :
 (a) $\omega = 250$ MPa ; (b) $\omega = 300$ MPa ; (c) $\omega = 350$ MPa

5 Conclusion

La considération du cisaillement en tant que nouveau facteur d'influence de formation de phase blanche permet une description plus réaliste des mécanismes de transformation de phase survenant dans le cas du contact roue-rail. L'étude paramétrique de la surface seuil rend compte de la sensibilité

du couplage entre les différentes variables d'influence. Le premier calcul permet de confirmer la potentialité du modèle à prédire la transformation de phase de manière qualitative tout en ayant la possibilité de pouvoir reproduire des résultats en accord avec le modèle précédent pour des cas où l'effet du cisaillement n'est pas pris en compte.

L'identification expérimentale des paramètres du nouveau modèle sera la prochaine étape dans cette étude afin de valider les résultats numériques.

Remerciements

Nous tenons à remercier l'IRT Railenium ainsi que tous les partenaires du projet SNCF, RATP et British Steel de contribuer à la réalisation de ce projet.

Références

- [1] Al-Juboori, A., Wexler, D., Li, H., Zhu, H., Lu, C., McCusker, A., McLeod, J., Pannil, S., and Wang, Z. (2017). Squat formation and the occurrence of two distinct classes of white etching layer on the surface of rail steel. *International Journal of Fatigue* 104, 52–60.
- [2] Antoni, G., Désoyer, T., and Lebon, F. (2012). A combined thermo-mechanical model for Tribological Surface Transformations. *Mechanics of Materials* 49, 92–99.
- [3] Baumann, G., Fecht, H.J., and Liebelt, S. (1996). Formation of white-etching layers on rail treads. *Wear* 191, 133–140.
- [4] Bertrand, J.B., Galtier, A., Guelton, N., Juckum, C., Scott, C., and Seux, M. (1997). Phase blanche dans les rails.
- [5] Daniel, W.J. (2013). Final Report on the Rail Squat Project R3-105 (Australia: CRC for rail innovation).
- [6] Garrigues, J. (2007). *Fondements de la mécanique des milieux continus* (France: Hermès Sciences Publication).
- [7] Gavriljuk, V. (2003). Decomposition of cementite in pearlitic steel due to plastic deformation. *Materials Science and Engineering: A* 345, 81–89.
- [8] Greenwood, G.W., and Johnson, R.H. (1965). The Deformation of Metals Under Small Stresses During Phase Transformations. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences* 283, 403–422.
- [9] Habak, M. (2006). Etude de l'influence de la microstructure et des paramètres de coupe sur le comportement en tournage dur de l'acier à roulement 100Cr6. Thèse.
- [10] Hilliard J., E. (1963). Iron-carbon phase diagram isobaric sections of the eutectoid region at 35, 50 and 65 kilobars. *Trans Metall Soc AIME* 227, 429–438.
- [11] Lojkowski, W., Djahanbakhsh, M., Bürkle, G., Gierlotka, S., Zielinski, W., and Fecht, H.-J. (2001). Nanostructure formation on the surface of railway tracks. *Materials Science and Engineering: A* 303, 197–208.
- [12] Nakkalil, R., Hornaday, J.R., and Nabil Bassim, M. (1991). Characterization of the compression properties of rail steels at high temperatures and strain rates. *Materials Science and Engineering: A* 141, 247–260.
- [13] Newcomb, S. B., S.B., and Stobbs, W. M., W.M. (1984). A Transmission Electron Microscopy Study of the White-etching Layer on a Rail Head. *Materials Science and Engineering* 66, 195–204.
- [14] Rittel, D., Ravichandran, G., and Venkert, A. (2006). The mechanical response of pure iron at high strain rates under dominant shear. *Materials Science and Engineering: A* 432, 191–201.
- [15] Sadjadpour, A., Rittel, D., Ravichandran, G., and Bhattacharya, K. (2015). A model coupling plasticity and phase transformation with application to dynamic shear deformation of iron. *Mechanics of Materials* 80, 255–263.
- [16] Saulot, A. (2005). Analyse tribologique du contact roue-rail Modélisation et expérimentations – Cas de l'usure ondulatoire –. Thèse.
- [17] Sauvage, X., and Ivanisenko, Y. (2007). The role of carbon segregation on nanocrystallisation of pearlitic steels processed by severe plastic deformation. *Journal of Materials Science* 42, 1615–1621.
- [18] Sauvage, X., Copreaux, J., Danoix, F., and Blavette, D. (2000). Atomic-scale observation and modelling of cementite dissolution in heavily deformed pearlitic steels. *Philosophical Magazine A* 80, 781–796.
- [19] Simon, S. (2014). De la dynamique ferroviaire à l'accommodation microstructurale du rail - Contribution des TTS à la réponse tribologique des aciers - Cas du défaut de squat. Thèse.
- [20] Simon, S., Saulot, A., Dayot, C., Quost, X., and Berthier, Y. (2013). Tribological characterization of rail squat defects. *Wear* 297, 926–942.
- [21] Steenbergen, M., and Dollevoet, R. (2013). On the mechanism of squat formation on train rails – Part I: Origination. *International Journal of Fatigue* 47, 361–372.
- [22] Takahashi, J., Kawakami, K., and Ueda, M. (2010). Atom probe tomography analysis of the white etching layer in a rail track surface. *Acta Materialia* 58, 3602–3612.
- [23] Taleb, L., and Sidoroff, F. (2003). A micromechanical modeling of the Greenwood–Johnson mechanism in transformation induced plasticity. *International Journal of Plasticity* 19, 1821–1842.
- [24] Vargolici, O., Merino, P., Saulot, A., Cavoret, J., Simon, S., Ville, F., and Berthier, Y. (2016). Influence of the initial surface state of bodies in contact on the formation of white etching layers under dry sliding conditions. *Wear* 366–367, 209–216.
- [25] Wu, J., Petrov, R.H., Naeimi, M., Li, Z., Dollevoet, R., and Sietsma, J. (2016). Laboratory simulation of martensite formation of white etching layer in rail steel. *International Journal of Fatigue* 91, 11–20.
- [26] Wu, J., Petrov, R., Kölling, S., Koenraad, P., Malet, L., Godet, S., and Sietsma, J. (2018). Micro and Nanoscale Characterization of Complex Multilayer-Structured White Etching Layer in Rails. *Metals* 8, 749.