

# Fonction « roulement » : Application à la détérioration des pistes de came (partie II)

par Luc Chevalier (Maître de Conférences à l'IUFM de Créteil)

Les mécanismes complexes qui se produisent en surface et au sein des matériaux en contact lors du roulement sous charge d'une pièce mécanique sont loin d'être maîtrisés et font encore actuellement l'objet de recherches. Ce travail a démarré à la suite de discussions avec le bureau d'étude Sidel (Le Havre) sur la détérioration du contact lors du roulement d'un galet sur les cames des souffleuses de bouteilles plastiques. Dans une première partie, l'auteur a présenté le contexte industriel de l'étude sur souffleuse. Un banc d'essai de roulement a été réalisé par SIDEL pour mieux comprendre les mécanismes de détérioration. Dans cette seconde partie, on présente les mécanismes de détérioration et les résultats de mesures effectuées sur les pistes de roulement. Les mesures et calculs présentés ici ont été effectués au LMT-Cachan, laboratoire de recherche de l'ENS de Cachan, par José Povéda et Sami Tliba.

Dans la première partie (voir numéro précédent) nous avons vu que la détérioration des pistes de came des souffleuses SBO Sidel, et notamment les cames d'ouverture-fermeture moule, peut apparaître par fatigue en sous couche ou par usure superficielle. En effet, suivant les conditions géométriques et de chargement il peut se produire de l'écaillage (signe de la détérioration en sous-couche) ou une détérioration en surface de la piste. C'est dans le but d'étudier l'influence des conditions technologiques (vitesse, effort, géométrie, lubrification etc...) que Sidel a mis au point un banc d'essais de piste de roulement. Dans cette seconde partie nous allons présenter et analyser les résultats de mesures effectuées sur ces pistes de roulement. Nous présentons aussi des éléments de modélisation qui permettront de justifier des résultats présentés.

## **Banc d'usure par roulement SIDEL**

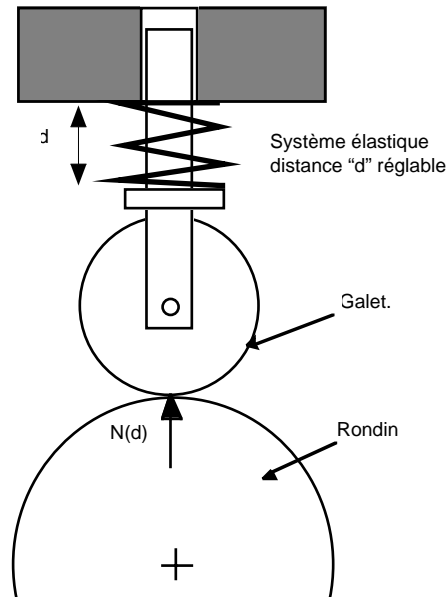
C'est dans le cadre d'un stage de troisième année d'école ingénieur qu'a été mis en place un banc d'essai reproduisant les caractéristiques des contraintes subies par la came tout en ayant un coût réduit et une meilleure connaissance des efforts effectivement subis par le matériau. Les essais sont effectués sur des rondins de 50 mm de diamètre sur lequel des galets viennent exercer des contraintes. Ces galets sont identiques à ceux utilisés sur la SBO16.



*Banc d'essai : vue générale.*

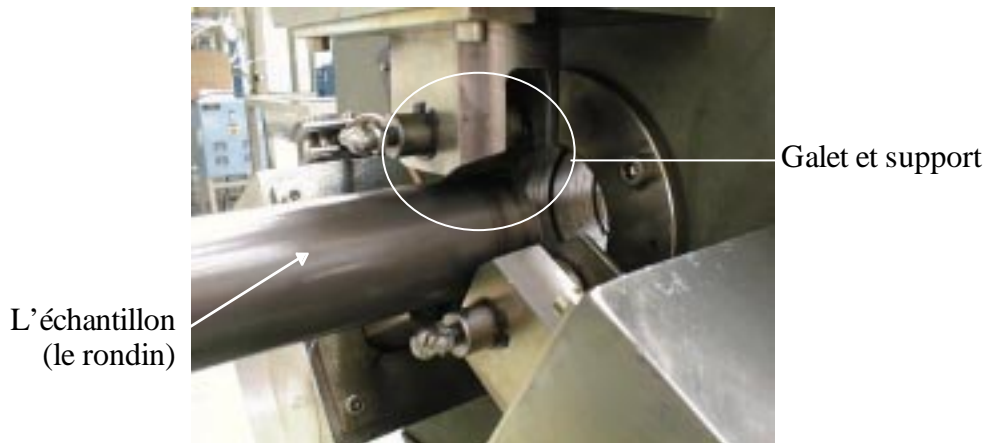
Le banc est conçu de façon à ce qu'il y ait à la fois trois galets appliquant un effort équivalent sur une même piste de roulement. Un point de cette piste subit une contrainte trois fois par tour. L'effort du galet sur le rondin est variable, il peut être réglé grâce à un système précontraignant des rondelles élastiques. Il est aussi possible

de faire varier la lubrification de la piste. Nous effectuons ainsi un "essai de fatigue" représentatif du chargement effectif encaissé par le matériau de la came.



*Schématization du système de réglage*

Deux séries de rondins ont été testés chez Sidel au Havre et analysés au LMT-Cachan. Une première série où le matériau employé n'a pas subi de traitement particulier, la seconde série a subi une trempe superficielle. La première série n'est pas représentative du type de matériau utilisable pour les pistes de came, elle a permis la mise en place de procédures expérimentales (microdureté notamment). Le matériau retenu est du 42 CrMo 4 traité dans la masse. Pour la seconde série, le même matériau subit un traitement superficiel supplémentaire analogue à celui qui est effectué sur les pistes de came des souffleuses Sidel.



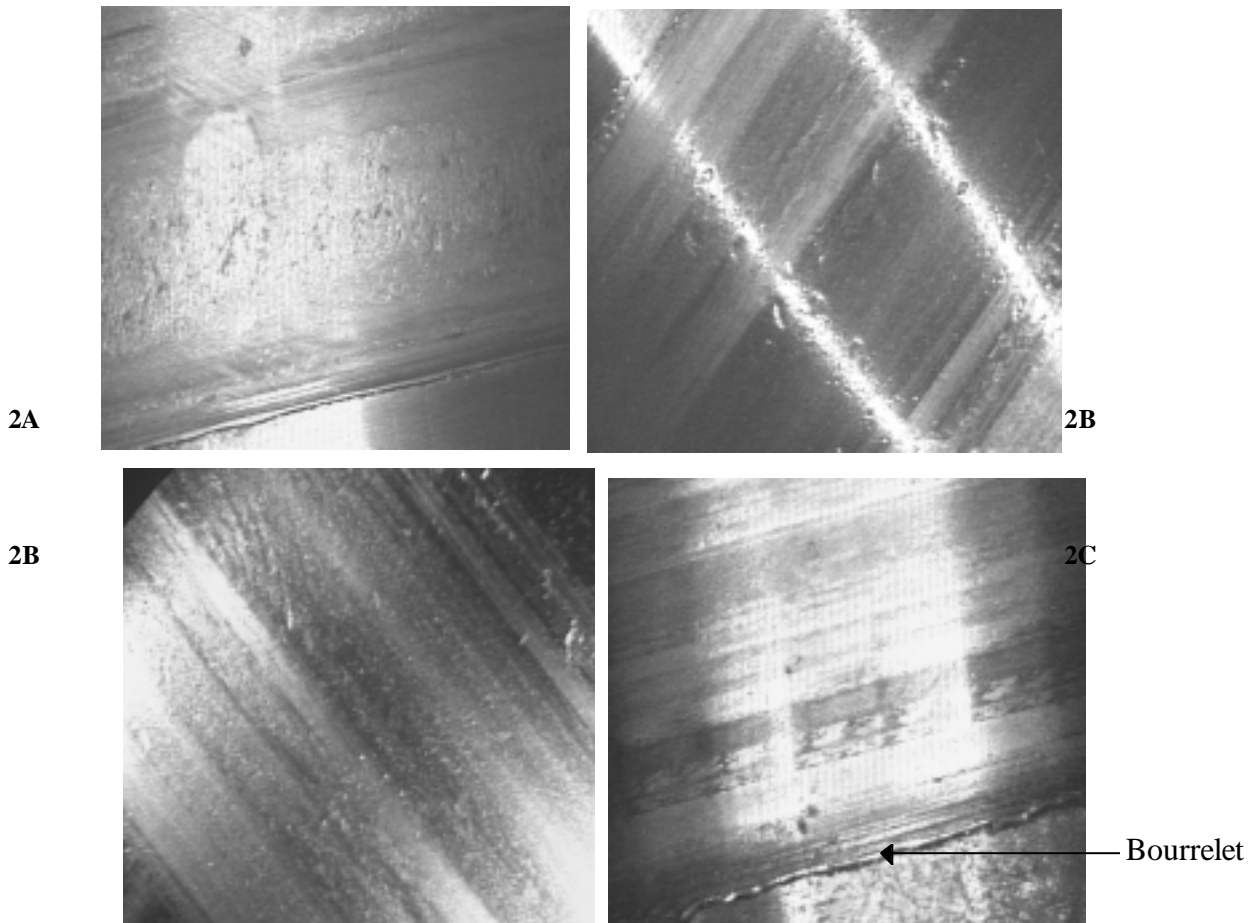
*Banc d'essai : gros plan sur les galets et leurs supports.*

## ANALYSE DES MECANISMES DE DETERIORATION

### Observation des pistes de roulement

Les rondins de la première série sont numérotés 2A, 2B et 2C. Les conditions de chargement, ainsi que la durée des essais sont donnés dans le tableau ci-dessous. Notons que lors de la réception des rondins on remarque que la zone de roulement est assez nettement détériorée. L'état de surface des pistes présente des dégradations très différentes. La profondeur de la trace laissée par les galets varie elle aussi beaucoup, allant de 0,027 mm sur l'éprouvette 2B après 3440 heures d'essais à 0,122 mm sur le rondin 2C après seulement 370 heures. Les photos qui suivent montrent l'état de détérioration de ces pistes.

Eprouvette	Temps(h)	Charge (N)	Usure superficielle (mm)	Pression (Hertz) (MPa)	Lubrification	N.moteur (tr/mn)
2A	25	2600	0,025	1271	?	725
2B	1400	1780	0,04	1120	2s/10mn	725
	+2040	1780	0,0270	1120	2s/10h	725
2C	286	2200	0,0028	1202	2s/1h	725
	+85	4500	0,122	1526	0.5s/12h	950



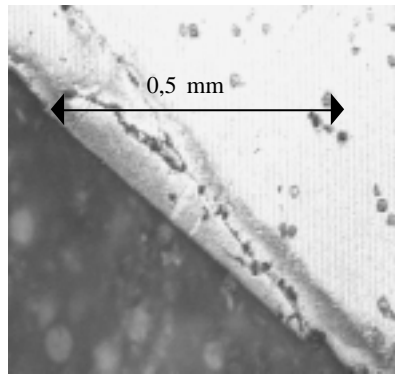
- La piste 2A présente la formation d'un petit bourrelet sur l'un de ses bords. Elle présente aussi des longues traces longitudinales près de l'autre bord et entre les deux il y a des petites cavités faisant penser à du « pitting » (écaillage dû à la propagation de fissures en sous couche).

- La piste 2B est fortement endommagée. Elle est parcourue par de nombreuses traces longitudinales et présente des cavités sur ses bords. D'un côté les cavités sont d'une très grande taille alors que de l'autre côté, les cavités sont à peine perceptible à l'oeil nu.

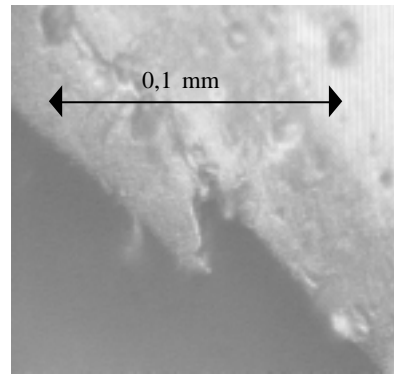
- La piste 2C présente une forte facétisation complétée par des traces longitudinales. Sur l'un de ses bords elle présente un bourrelet.

Les trois éprouvettes ont leur piste assez endommagée. En comparant la pression de Hertz calculée (>1100 Mpa) avec la limite élastique relevée sur l'éprouvette de 42 CrMo 4 traitée dans la masse (voir partie I) il est clair que les rondins 2A et 2C ont certainement plastifié. La présence des bourrelets est un bon indicateur. Par ailleurs pour 2C la forte charge a certainement marqué la piste générant un processus cyclique qui a conduit à la facétisation.

Sur certaines éprouvettes faisant partie de la zone de roulement il y a des fissures qui pourraient correspondre aux cavités observées visuellement, elles se propagent en sous-couche à 0,1-0,2 mm en profondeur. Le matériau est donc fortement endommagé en sous-couche.



Fissure en sous-couche.  
au microscope x 200

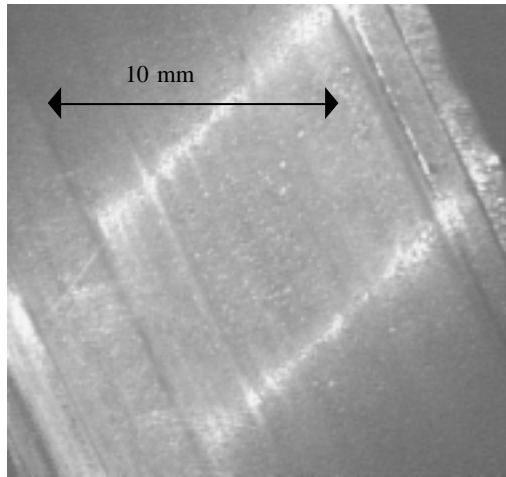


Fissure en sous couche  
Au microscope x 1000

Le deuxième lot de rondins est usiné en acier 42 CrMo 4 puis traité thermiquement par une trempe par induction sur une couche de plusieurs millimètres. Les charges et les durées sont récapitulées ci-dessous. La lubrification a été la même pour tous les échantillons 2s/2h ainsi que la vitesse de rotation 950 tr/mn.

Eprouvette.	Temps (h)	Charge (N).	Usure superficielle (mm)	Pression de Hertz (MPa)	Echantillon.
6A	47	1400	0,198	913	P1
6A	94	1400	0,085	913	P2
6C	18	2400	0,82	1150	P3
6C	12	2100	0,279	1045	P4

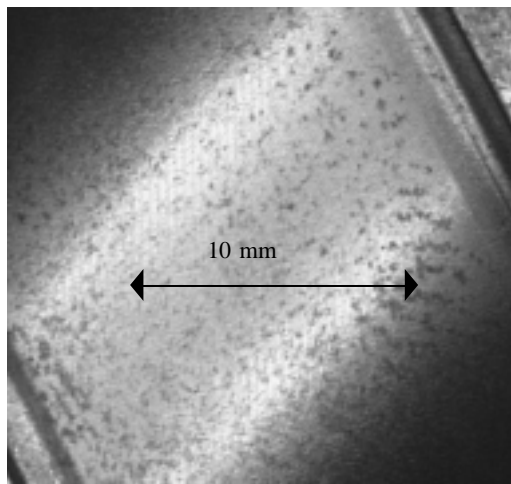
Les pistes ont été photographiées à la loupe binoculaire. L'aspect de ces quatre pistes est nettement différent de celui des pistes du premier lot. Les traces laissées par le roulement des galets sont bien marquées et de profondeurs plus importantes que pour le premier lot. Par contre, les cavités sont nettement plus petites et il n'y a pas non plus de bourrelet sur le bord ce qui semble indiquer qu'il n'y a pas de plastification du matériau.



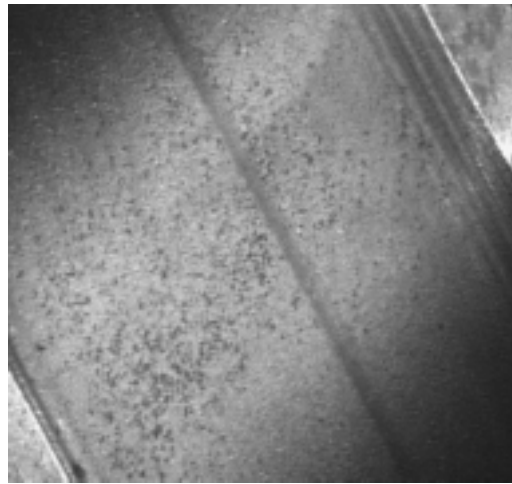
Piste 6A (P1)



Piste 6A (P2)



Piste 6C (P3)



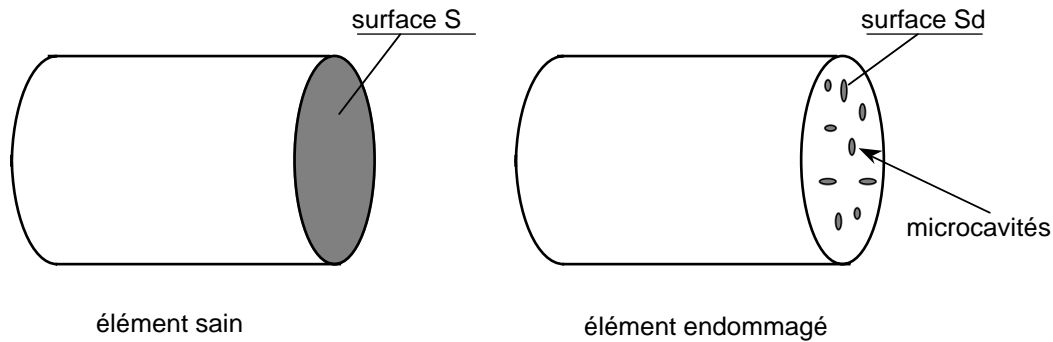
Piste 6C (P4)

Cette fois, compte tenu de la trempe superficielle, la pression de Hertz est bien inférieure à la limite élastique du matériau traité. Il est donc probable que le matériau reste sain en sous-couche. Néanmoins on observe en surface des détériorations surprenantes. L'échantillon P2 qui a subi la même charge que l'échantillon P1 (1400N) mais pendant deux fois plus longtemps est bizarrement moins usé. De plus, les galets laissent des traces d'une profondeur assez importante et d'une largeur pratiquement égale à la largeur du galet et bien supérieure aux largeurs des ellipses calculées par la théorie de Hertz.

Ces effets ne sont pas explicables par l'endommagement en sous-couche. Il apparaît une détérioration superficielle qui provient du roulement du galet. Ce roulement s'accompagne de microglissements plus ou moins importants en fonction de la mise en position du galet par rapport à la piste de roulement. Dans la suite, nous présentons le mécanisme d'endommagement en sous couche et le mécanisme de micro-glisserment.

### **Modélisation de endommagement en sous-couche**

En mécanique des milieux continus, l'évolution de la dégradation d'un matériau soumis à des sollicitations qui évoluent dans le temps peut-être représenté par une variable continue appelée endommagement. Par la suite cet endommagement est noté "d". C'est une variable qui traduit les pertes de propriétés élastiques provenant de l'augmentation du pourcentage de cavités et de microfissures dans un élément surfacique quelconque. Cette variable évolue entre  $d=0$  (matériau sain) et  $d=1$  matériau entièrement rompu.



A l'échelle macroscopique on observe une section dont la surface semble être égale à  $S$ , mais la présence de microcavités (dont l'intersection avec la section forme une surface  $S_d$ ) implique que la surface effective de matière dans la section n'est que  $(S - S_d)$ . Sachant qu'au voisinage de ces microcavités, il se forme généralement des concentrations de contrainte, on peut considérer que la surface effective de matériau qui participe à la rigidité et à la résistance ne vaut que :

$$\tilde{S} = \alpha(S - S_d) \quad \text{où : } \alpha \leq 1$$

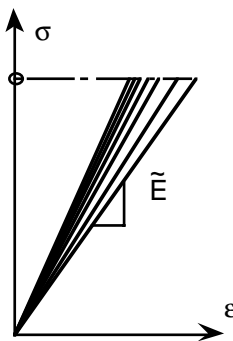
La variable d'endommagement est définie comme le rapport :

$$d = 1 - \frac{\tilde{S}}{S} \quad \text{ou encore : } \tilde{S} = (1-d) S$$

L'idée consiste alors à considérer que lors d'une sollicitation sur un matériau, un effort  $F$  sur une section  $S$  semble conduire à une contrainte  $\sigma$  (contrainte apparente), alors qu'en réalité le matériau subit une contrainte  $\tilde{\sigma}$  (contrainte effective) qui vaut :

$$\tilde{\sigma} = \frac{F}{\tilde{S}} = \frac{F}{(1-d) S} = \frac{\sigma}{1-d}$$

C'est le concept d'équivalence en contrainte. En élasticité, un matériau non endommagé présente une rigidité caractérisée par le module d'Young  $E$ , au fur et à mesure de l'évolution de l'endommagement le module d'Young semble chuter. En effet :



Dans la zone où il existe de la matière, on a une rigidité  $E$  :

$$\tilde{\sigma} = E \varepsilon$$

Mais on mesure la pente dans le diagramme  $\sigma$ - $\varepsilon$ , donc :

$$\sigma = (1-d) \tilde{\sigma} = (1-d)E \varepsilon$$

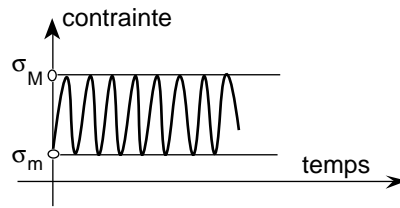
C'est ainsi que l'on définit le module d'élasticité apparent  $\tilde{E}$  qui vaut :

$$\tilde{E} = (1-d) E$$

Par un essai de fatigue sur une éprouvette de matériau donnée, on peut identifier une loi d'évolution de "d" en fonction du nombre de cycles. Un essai de fatigue est caractérisé par un état de contrainte alterné dont l'amplitude est contrôlée entre une valeur mini  $\sigma_m$  et une valeur maxi  $\sigma_M$ .

On note  $\bar{\sigma}$  la valeur moyenne de l'amplitude des contraintes au cours du temps, qui vaut généralement :

$$\bar{\sigma} = \frac{\sigma_M - \sigma_m}{2}$$



A partir de l'évolution du module d'élasticité au cours des cycles, on peut identifier une loi d'évolution de l'endommagement au cours des cycles N. On l'écrit généralement sous la forme :

$$\frac{\delta d}{\delta N} = \frac{\sigma_M - \sigma_I(\bar{\sigma})}{\sigma_u - \sigma_M} \cdot \left( \frac{\sigma_M - \bar{\sigma}}{B(\bar{\sigma})} \right)^\beta$$

avec :

$$\sigma_I(\bar{\sigma}) = \bar{\sigma} + \sigma_{I0}(1 - b\bar{\sigma})$$

$$B(\bar{\sigma}) = B_0(1 - b\bar{\sigma})$$

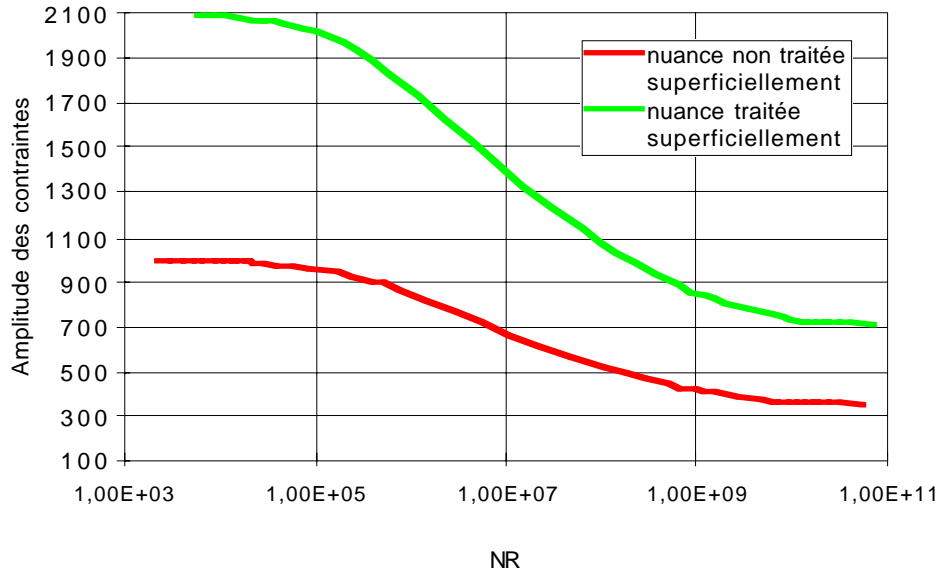
Lorsqu'on intègre cette loi entre,  $d=0$  pour  $N=0$  et  $d=1$  pour  $N=N_R$  on obtient une relation qui donne le nombre de cycles à rupture en fonction des caractéristiques du cycle de fatigue. C'est une forme analogue aux traditionnelles courbes de Wöhler.

$$N_R = \frac{\sigma_u - \sigma_M}{\sigma_M - \sigma_I(\bar{\sigma})} \cdot \left( \frac{B(\bar{\sigma})}{\sigma_M - \bar{\sigma}} \right)^\beta$$

Les caractéristiques mécaniques des matériaux ont été déterminées en effectuant des essais de traction sur des éprouvettes taillées dans un rondin de 42CrMo4 trempé dans la masse, une éprouvette dans la zone traitée et une dans la zone non traitée (voir partie I). A partir de ces résultats on peut estimer les coefficients de la loi d'endommagement.

coefficients matériau	42 CrMo 4 traité dans la masse sans traitement superficiel	42 CrMo 4 traité dans la masse avec trempé superficielle par induction
$\sigma_u$ (MPa)	1000	2100
$\sigma_{I0}$ (MPa)	350	700
b (1/MPa)	0,0039	0,0019
$B_0$	16950	35166
$\beta$	5	5

Ce qui donne, pour les deux nuances, les courbes de Wohler représentées ci-dessus. On constate que si le niveau de contrainte appliqué sur les rondins traités superficiellement ne dépasse pas 700 Mpa, le nombre de cycles à rupture est extrêmement grand (nous sommes en dessous de la limite d'endurance).



Des considérations thermodynamiques permettent d'introduire une contrainte équivalente au sens de l'endommagement notée  $\sigma^*$ . Cette contrainte joue le même rôle que la contrainte de traction dans un essai uniaxial et peut être utilisée dans le diagramme de Wohler. C'est l'analogie de la contrainte équivalente de Tresca ou Misès que l'on compare avec la limite élastique. Cette contrainte est définie par la relation suivante :

$$\sigma^* = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot (1+\nu) \cdot \sigma_{eq}^2 + 3(1-2\nu) \langle \sigma_H \rangle^2}$$

Où  $\sigma_H$  est la contrainte hydrostatique, et  $\sigma_{eq}$  la contrainte équivalente de Von Mises. La contrainte hydrostatique de compression referme les microcavités et ralentit l'évolution de la coalescence des défauts. La notation  $\langle \sigma_H \rangle$  indique que l'on ne considère que la partie positive de  $\sigma_H$ , c'est-à-dire :

$$\langle \sigma_H \rangle = \begin{cases} \sigma_H & \text{si } \sigma_H \geq 0 \\ 0 & \text{si } \sigma_H \leq 0 \end{cases}$$

On peut faire apparaître plus clairement cette dépendance en introduisant le coefficient de triaxialité des contraintes  $R_\nu$  défini par :

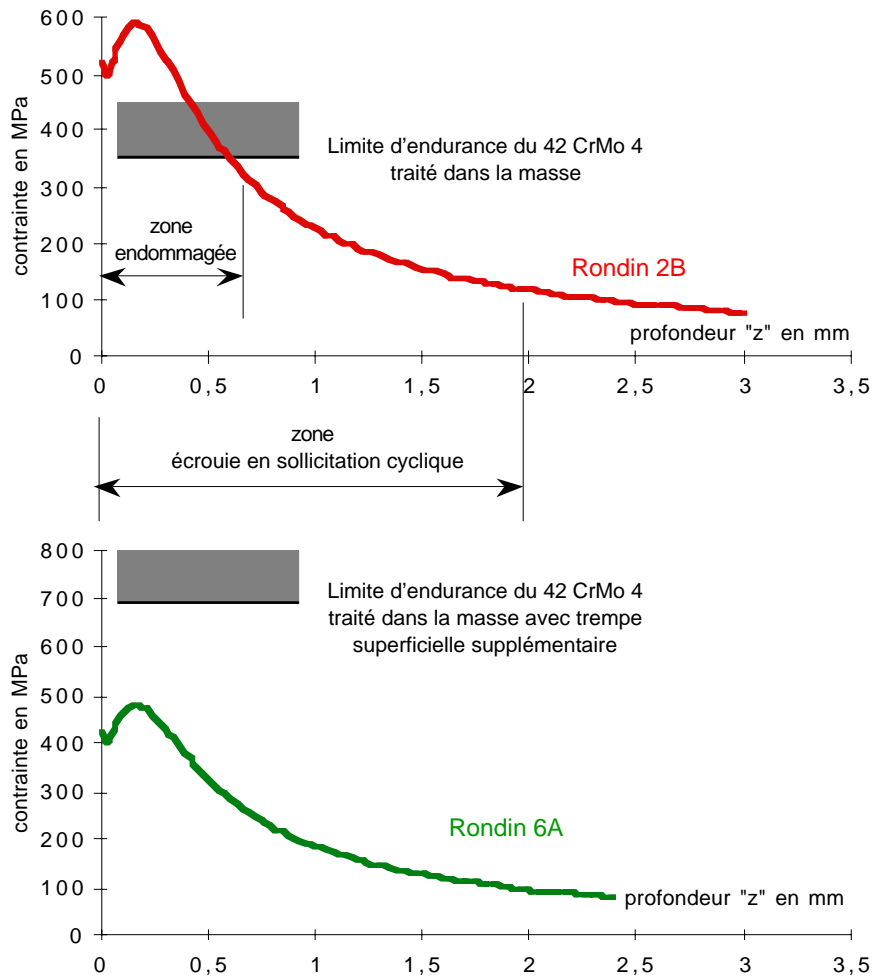
$$R_\nu = \frac{2}{3} (1+\nu) + 3(1-2\nu) \left( \frac{\langle \sigma_H \rangle}{\sigma_{eq}} \right)^2$$

On constate alors que cette contrainte équivalente suit la même évolution que la contrainte de Von Misès à un facteur près  $R_\nu$ . Ce facteur dépend du rapport entre la contrainte hydrostatique et celle de Von Misès. La contrainte équivalente au sens de l'endommagement s'écrit :

$$\sigma^* = \sigma_{eq} \sqrt{R_\nu}$$

Elle a été calculée, pour les rondins 2B et 6A en fonction de la profondeur « z » au droit du centre du contact. Les graphiques de la contrainte équivalente au sens de l'endommagement sont très voisins des graphiques de  $\sigma_{eq}$  de Von Mises. Ils ne diffèrent que du facteur de triaxialité qui est constant dans le cas de la compression.





Dans le cas du rondin 2B, il faut s'attendre à observer une couche assez fortement endommagée jusqu'à 1 mm de profondeur. Par contre, compte tenu de la limite d'endurance beaucoup plus élevée du rondin 6A il est probable qu'il n'y ait pas d'endommagement observable en sous couche. Par ailleurs, compte tenu de la faible limite élastique du rondin 2B et du haut niveau de contrainte appliquée, il est fort probable que le matériau plastifie en sous-couche. Il faut s'attendre à un durcissement du matériau sur la profondeur plastifiée dû à l'écrouissage.

## Mesures de micro-dureté en sous couche

Des études réalisées au LMT-Cachan<sup>1</sup> ont établi que la dureté permet de caractériser l'endommagement du matériau. En effet, la microporosité évolue au sein d'un matériau endommagé et on observe alors une chute de la dureté. Cette diminution de dureté est liée à la variable d'endommagement par la relation suivante :

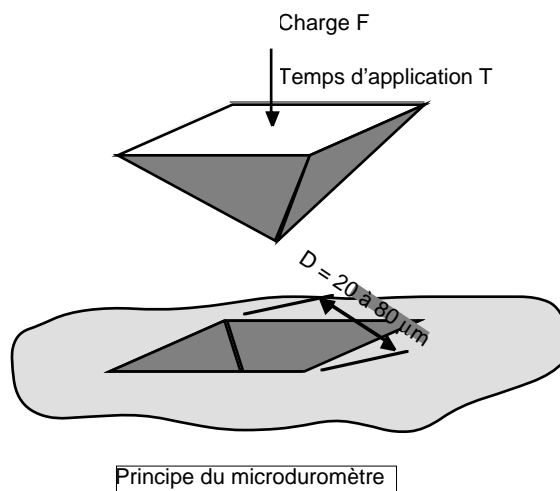
$$d = 1 - \frac{H_v}{H_{v_0}}$$

$H_v$  : dureté après endommagement

$H_{v_0}$  : dureté de référence

Il faut noter que suivant la manière dont le matériau s'endommage, la dureté de référence prend des valeurs assez différentes. Dans le cas de la fatigue à grand nombre de cycles, si on est assuré que le matériau ne plastifie jamais, alors la dureté de référence est la dureté du matériau vierge (rondin 6A par exemple). Par contre, si le matériau plastifie (rondin 2B), l'écrasement induit une augmentation de la dureté jusqu'au seuil d'endommagement. Alors seulement la dureté décroît, la plus grande valeur de dureté atteinte sert de référence  $H_{v_0}$ .

Pour avoir une information locale de l'endommagement on effectue une mesure locale de la dureté. C'est la microdureté : elle se mesure classiquement en imposant une indentation concentrée à l'aide d'un poinçon, puis en mesurant l'empreinte laissée par ce dernier. Plus le poinçon s'enfonce dans le matériau, plus ce dernier est « mou » : plus sa limite d'élasticité est basse. Si le matériau est localement écroui alors sa limite élastique augmente ainsi que sa dureté.



La dureté Vickers  $H_v$  est définie comme le rapport de F par la surface totale de l'empreinte avec « F » en gramme force et « D » en μm. On calcule la dureté Vickers par :

$$H_v = 18544 \frac{F}{D^2}$$

Les mesures sont effectuées sur un micro duromètre de type Vickers. Cet instrument est composé d'un microscope, équipé d'un système permettant de mesurer la taille des objets que l'on observe au plus fort grossissement, couplé à un mécanisme effectuant des indentations. Il est possible de faire varier la masse appliquée ainsi que le temps d'indentation. Ce système permet de mesurer la dureté d'une manière très locale, une indentation fait entre 20 et 80 μm. On peut donc effectuer des mesures à moins de 100 μm les unes des

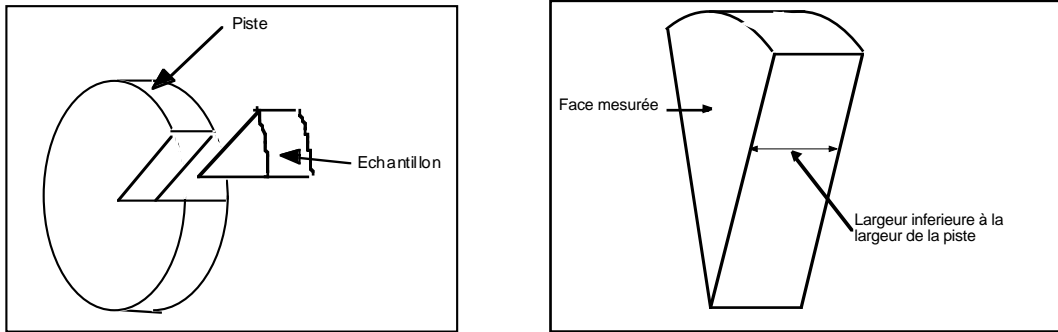
---

<sup>1</sup> A Course On Damage Mechanics, Jean Lemaitre (1995)

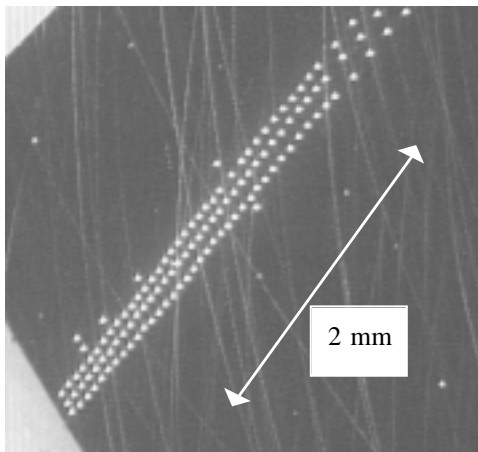
autres. Ce système présente certains inconvénients. La petitesse de la taille de l'indentation génère des dispersions assez importantes si la taille de l'empreinte est proche de la taille de la microstructure du matériau. Selon le lieu où est effectué la mesure, sur le joint de grain ou sur une impureté, le résultat peut être différent. La bonne reproductibilité observée a montré que ce choix de combinaison masse-temps est pertinent.

**Mesures de microdureté sur piste 2B.**

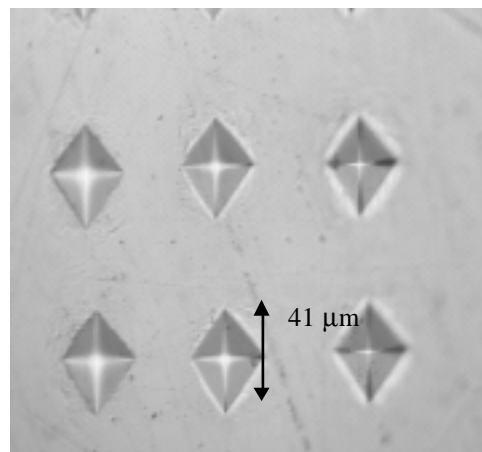
Dans cette première partie, on s'intéresse plus spécialement à la piste 2B car c'est celle dont la charge et la durée des essais se rapprochent le plus de celles de la piste de la SBO16. La piste d'essai 2B est découpée comme indiqué sur la figure ci-dessous. Nous obtenons plusieurs éprouvettes sur lesquelles mesurer la dureté. Les mesures présentées ont été effectuées dans une zone se situant sur l'axe de symétrie de la piste de roulement.



*Découpage des échantillons avant la réalisation des essais de microdureté*



Au binoculaire lumière rasante.



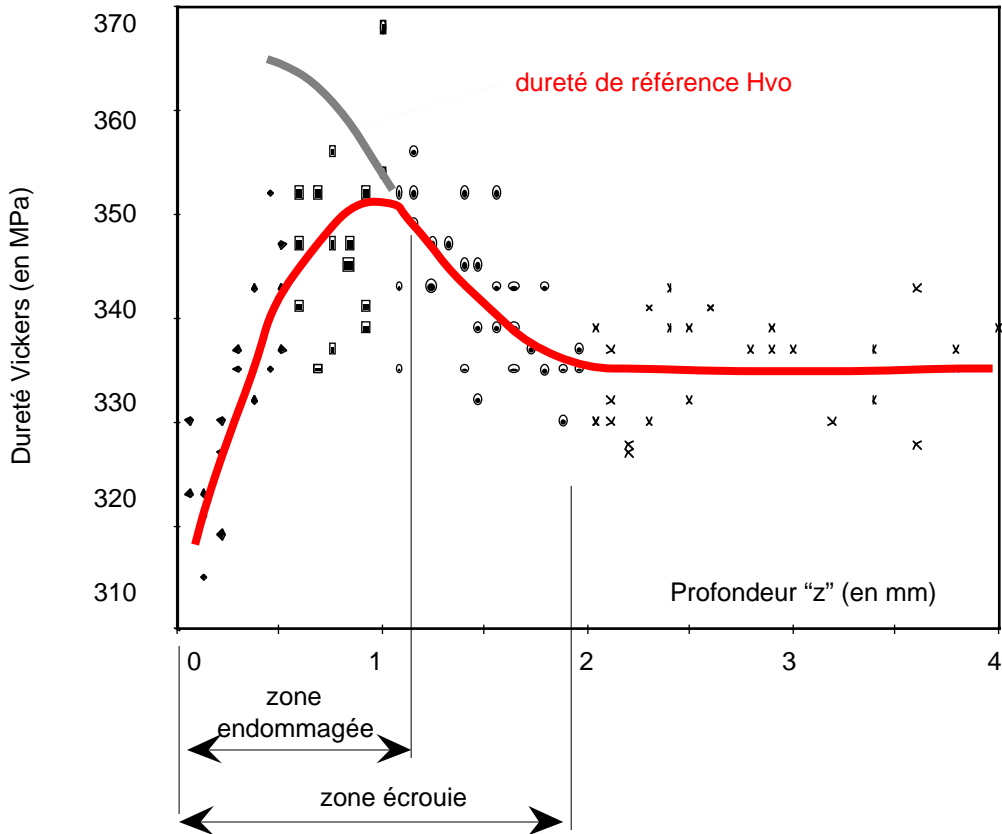
Au microscope optique grossissement 500

*Essais de microdureté*

Les résultats de mesures sont récapitulés sur le graphe ci-dessous. Le roulage du galet sur la piste a modifié la dureté du matériau en profondeur. Sur ce graphique on distingue deux zones :

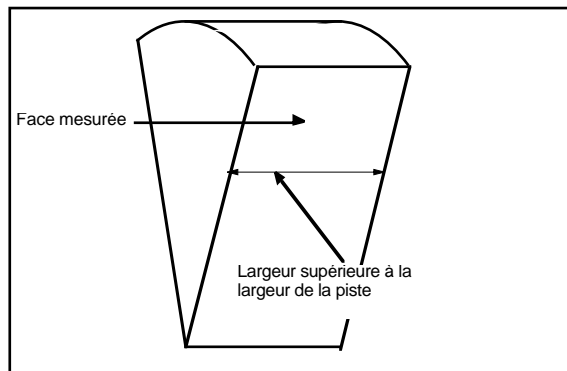
- (1) une zone située entre  $z=0$  et  $z=2$  mm où  $H_v$  évolue suivant une forme que l'on peut comparer à l'évolution de la contrainte  $\sigma_{eq}$ . En effet, le pic de contrainte vaut 600 Mpa (très proche de  $R_e$ ) ce qui permet de penser qu'au cours des cycles il y a eu écrouissage du matériau. Entre 0 et 1 mm, la contrainte est forte et le matériau s'endommage. Au delà il y a seulement écrouissage ; la contrainte est trop faible pour qu'il y ait endommagement.
- (2) une zone non affectée au delà de  $z=2$  mm. Dans cette zone le matériau est sain.

Ces mesures sont à comparer aux répartitions de contraintes en sous couche. Les commentaires relatifs au type de détérioration en fonction des caractéristiques du matériau se trouve ainsi justifiés.



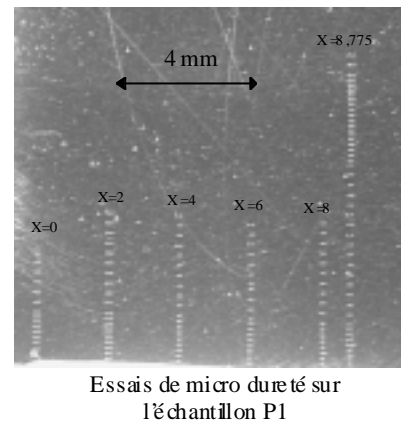
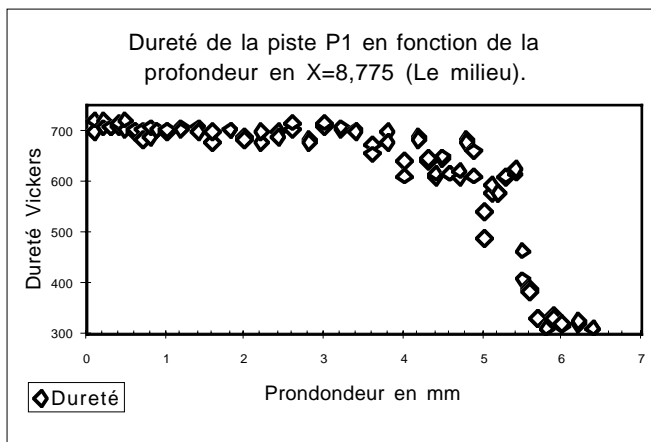
**Mesure sur les pistes P1 et P3**

Nous présentons des mesures effectuées sur les rondins 6A et 6C. La face de mesure est choisie dans un plan diamétral du rondin de manière à visualiser les variations de dureté suivant « x » et « z » pour le même échantillon (voir figure).

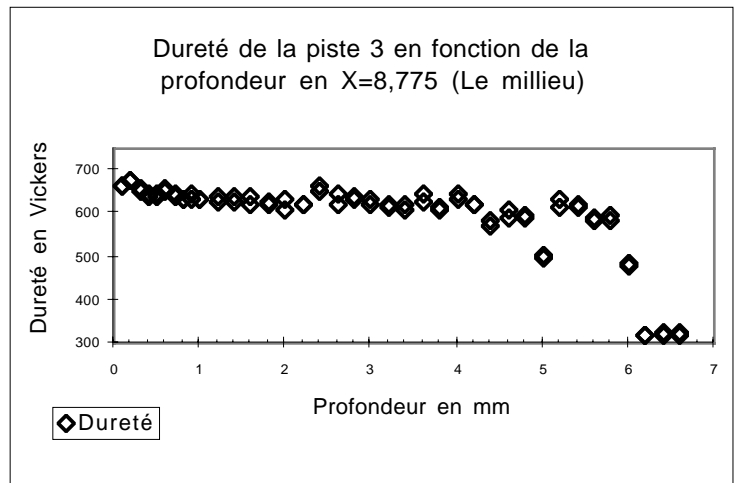
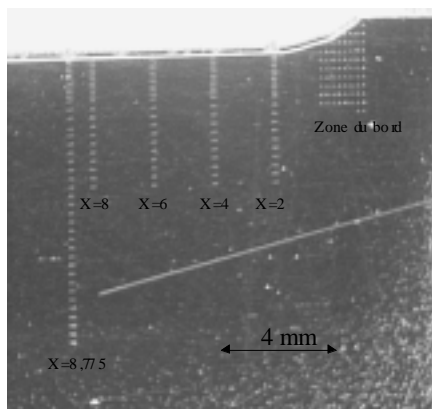


Nous présentons certaines mesures effectuées sur l'échantillon P1 (rondin 6A). L'image ci-dessous a été prise à la loupe binoculaire après les mesures. On peut y voir en bas de l'image, la trace laissée par le roulement du galet. Cette trace indique clairement que le galet a creusé sa piste de roulement. On voit aussi très nettement les positions des différents relevés de micro dureté par rapport à la piste. Seul le relevé correspondant à l'axe de symétrie de la piste est proposé.

Notons que la dureté reste parfaitement stable jusqu'à une profondeur de 5 mm au delà de laquelle la trempe superficielle n'a pas eu d'effet. A une telle profondeur les contraintes sont extrêmement faibles et n'endommagent plus le matériau.



Nous présentons aussi les résultats des mesures effectuées sur l'échantillon P3 (rondin 6C). Notons que la piste de roulement se trouve cette fois sur le haut de l'image. La zone creusée est encore plus nette. La profondeur du traitement est identique (5 mm environ). Compte tenu de la charge un peu plus élevée on observe une légère augmentation de la dureté juste entre 0 et 1 mm.



Ces mesures montrent que globalement la dureté du matériau en sous-couche des pistes P1 et P3 n'a pas été modifiée par les contraintes exercées par les galets. La dureté moyenne mesurée sur la piste P1 ( $H_v=722$  MPa) est supérieure à celle de la piste P3 ( $H_v=650$  Mpa). Ces différences entre les deux pistes semblent dues à des caractéristiques de départ différentes (traitement thermique) plutôt qu'à une modification provoquée par le chargement des galets.

Les rondins traités superficiellement ne semblent pas être affectés, en sous-couche, par le roulage des galets sur leur surface. Cependant les profils sont usés sur des largeurs bien supérieures à ce que peut prédire un calcul de Hertz. Il est donc certain que l'usure en surface modifie les courbures de la piste et/ou du galet ; c'est la modélisation de ce processus de détérioration que nous allons détailler par la suite.

Sur les rondins non traités superficiellement, d'importantes variations de dureté en sous-couche montrent que différents mécanismes se superposent : plastification, écrouissage, endommagement. Une zone directement sous le contact est fortement endommagée alors qu'entre 1 et 2 mm de profondeur l'écrouissage a durci le matériau initial.

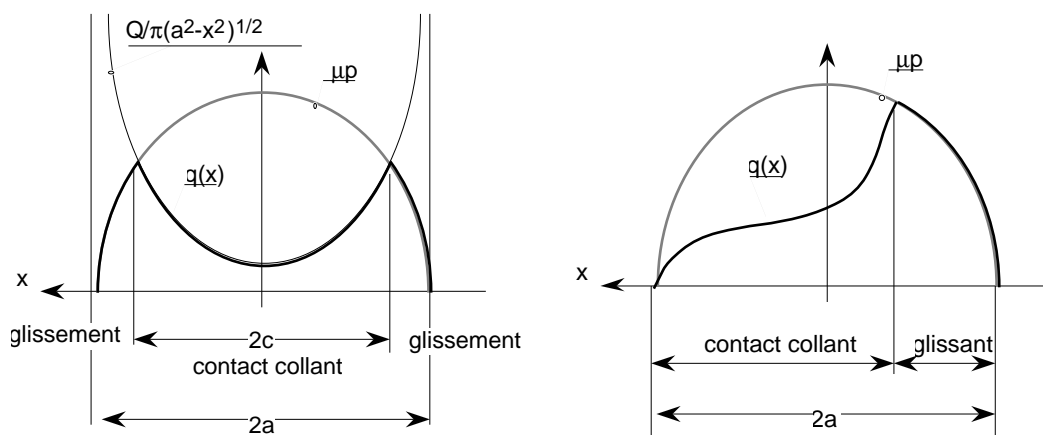
## Modélisation de l'usure superficielle par micro-glissements au contact

Lors du contact statique entre deux solides, si l'effort transmis est normal au plan de contact, les formules de Hertz donnent la répartition d'efforts surfaciques normaux.. Dans ce cas, il n'y a aucune composant d'effort pour générer un éventuel glissement. A partir du moment où il y a des efforts tangentiels transmis d'un solide à l'autre alors le problème devient plus complexe.

### Microglissement avec ou sans mouvement relatif entre solides

Considérons un coefficient de frottement  $\mu$  si élevé qu'il ne se produit pas de glissement macroscopique : le contact est dit collant. Dans le cas d'une charge tangentielle  $Q$  entre les deux solides en contact, la mécanique des milieux continus permet de calculer la distribution de contrainte tangentielle  $q(x)$ . Celle-ci admet une singularité sur les bords extrêmes de la bande de contacts (distribution analogue à ce qui se passe en pointe de fissure). Cette distribution d'effort tangentiel  $q(x)$  est de la forme :

$$q(x) = \frac{Q}{\pi(a^2 - x^2)^{1/2}}$$



Répartition surfacique des efforts tangentiels  $q(x)$  dans le cas d'un problème plan

à gauche : cas statique ; on observe du micro-glissement de part et d'autre du contact

à droite : mouvement relatif de roulement en régime stationnaire ; le contact est collant à l'avant du contact et on observe du glissement sur l'arrière

Ceci est impossible, car d'après les lois de frottement de Coulomb  $q(x)$  ne peut dépasser  $\mu p(x)$  ( $\mu$  est le coefficient de frottement). Il existe donc inévitablement un microglissement au bord de la bande de contact sur deux zones centrées de largeur  $(a-c)$ . Puisqu'il y a du glissement, il en résulte une répartition de charge  $q'(x) = \mu p$  sur les bords. Dans la zone centrale où le contact reste collant  $q(x)$  reste définie par la relation précédente.

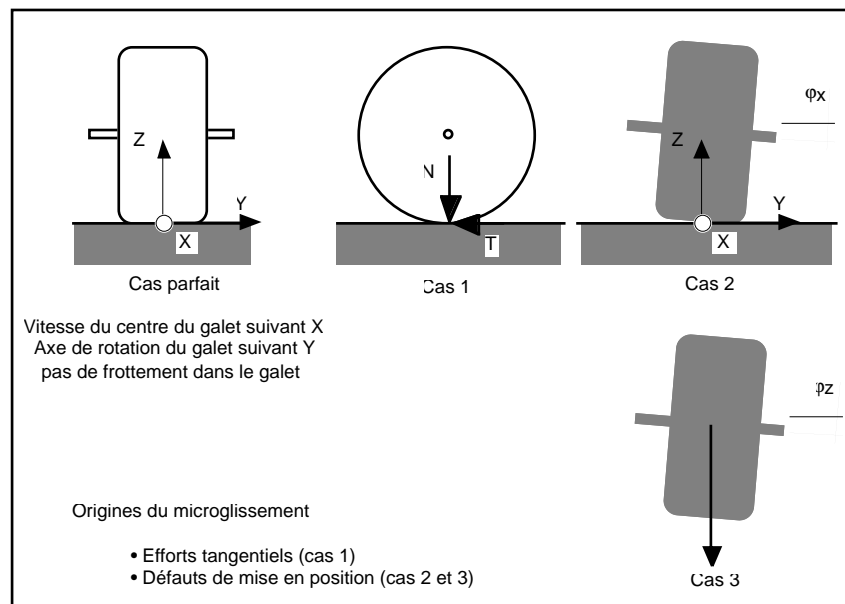
Si les deux solides passent progressivement du repos au roulement relatif stationnaire, on montre que la répartition d'effort tangentiels  $q(x)$  passe de la figure ci-dessus à un profil représenté plus bas dans le paragraphe suivant. Le roulement d'une surface sur l'autre conduit à un déplacement de la zone de contact collant vers l'avant du contact ( $x < 0$  sur la figure). Le microglissement se produit vers l'arrière du contact et la répartition  $q(x)$  dans cette zone est égale à  $\mu p(x)$ . La répartition globale des efforts tangentiels prend la forme illustrée sur la figure de droite.

### Calcul du microglissement par l'algorithme FastSim

FASTSIM est un algorithme de calcul simplifié conçu par Kalker<sup>2</sup> et qui permet de calculer les forces au contact came-galet à partir des paramètres du contact (géométrie, cinématique et matériau) et des pseudoglissements (voir plus loin). Dans la suite de cette partie on présente le principe et les possibilités de ce logiciel pour résoudre les problèmes de contact Came-Galet. Il s'agit d'une méthode simplifiée qui suppose qu'il existe toujours une zone de contact collant à l'avant du contact.

Dans le cadre de cette application on considère toujours que la répartition de pression de contact est du même type que celle proposée par Hertz. D'une manière plus générale, les défauts de mise en position relative des deux solides peut faire apparaître plusieurs mouvements relatifs parasites : on les appelle les pseudoglissements. Lorsque ces pseudoglissements existent, la puissance dissipée est considérable. Elle est moins importante lorsque le positionnement du galet est correct et qu'il y a globalement roulement sans glissement sur la piste de came. On peut distinguer l'influence de 3 types de pseudoglissement :

- Cas 1-Pseudoglissement longitudinal (ou de trainée) : il apparait dans le cas du contact came-galet lorsqu'il n'y a pas exactement roulement sans glissement au centre de l'ellipse de contact. Ceci peut être dû à la lubrification qui diminue l'adhérence ou à un effort tangentiel important provenant de la trainée du galet. Même dans le cas où cette trainée n'est pas suffisante pour provoquer un glissement global il peut y avoir microglissement et donc dissipation.
- Cas 2-Pseudoglissement de spin : ici encore c'est un défaut de mise en position de l'axe du galet qui est à l'origine du pseudoglissement. Ce dernier induit une rotation relative autour de la normale à l'ellipse de contact que l'on appelle le spin. Ce spin est à l'origine de fortes usures sur les zones de bord de l'ellipse où la pression est faible.
- Cas 3-Pseudoglissement transversal (de dérive) : l'inclinaison de l'axe de rotation du galet par rapport à la perpendiculaire à la vitesse du centre du galet est à l'origine de pseudoglissement de dérive. Si le défaut est suffisamment faible, la déformation au contact assure le maintien de l'adhérence. Par contre, une forte valeur de défaut angulaire est à l'origine de forts glissements.



<sup>2</sup> J.J.Kalker « A Fast Algorithm for the Simplified Theory of Rolling Contact (FASTSIM) » Vehicle System Dynamics, Vol.11 (1982) pp 1-13

Dans le cas où les corps en contact sont supposés rigides, on peut calculer facilement la vitesse de glissement entre la came et le galet en tous points de l'ellipse de Hertz par la relation :

$$\vec{v}_g (M \in \text{galet} / \text{rondin}) = \vec{\Omega}_g \wedge \overline{C_g M} - \vec{\Omega}_r \wedge \overline{C_r M}$$

$C_g$  et  $C_r$  sont des points des axes de rotation du galet et du rondin. Les  $\Omega_i$  sont les taux de rotation de ces 2 solides. L'axe Y est l'axe de rotation du rondin et l'axe X est la direction de la vitesse du centre de l'ellipse de contact appartenant au rondin. Dans cette base, les différents vecteurs de la relation ci-dessus s'écrivent :

$$\vec{\Omega}_r = \begin{vmatrix} 0 \\ \omega_r \\ 0 \end{vmatrix} \quad \overline{C_r M} = \begin{vmatrix} x \\ y \\ R_r \end{vmatrix}$$

$$\vec{\Omega}_g = \begin{vmatrix} -n_x \omega_g \\ -n_y \omega_g \\ -n_z \omega_g \end{vmatrix} \approx \begin{vmatrix} -\phi_z \omega_g \\ -\omega_g \\ -\phi_x \omega_g \end{vmatrix} \quad \overline{C_g M} = \begin{vmatrix} x \\ y \\ -R_g \end{vmatrix}$$

On en déduit les composantes X et Y de la vitesse de glissement en tous point de l'ellipse de contact par :

$$V_{gx} = R_g \omega_g - R_r \omega_r + y \phi_x \omega_g$$

$$V_{gy} = -R_g \phi_z \omega_g - x \phi_x \omega_g$$

S'il n'y a pas de glissement au centre de l'ellipse la quantité  $R_g \omega_g - R_r \omega_r$  est nulle, sinon on suppose qu'elle est faible on la note  $\delta V_x$  c'est le pseudo-glissement longitudinal. De la même façon  $-R_g \phi_z \omega_g$  est faible et on le note  $\delta V_y$  : c'est le pseudo-glissement transversal. Le terme restant provient du défaut angulaire autour de Z et engendre du spin. Pour travailler avec des grandeurs adimensionnelles, on divise les deux relations précédentes par la vitesse du point de contact V ( $R_g \omega_g$  ou  $R_r \omega_r$ ). Ce qui donne :

$$\frac{V_{gx}}{V} = v_x + y\phi \quad \text{avec : } v_x = \frac{\delta V_x}{V} \quad v_y = \frac{\delta V_y}{V} = -\phi_z \quad \phi = \frac{\phi_x}{R_g}$$

$$\frac{V_{gy}}{V} = v_y - x\phi$$

Ces quantités serviront d'entrée au logiciel FASTSIM. En pratique, les solides ne sont pas rigides mais déformables, il faut prendre en compte les déformations au niveau de la zone de contact. Soient  $u_x$  et  $u_y$  les composantes des déplacements relatifs entre les solides provenant des déformations. Ces déplacements contribuent aussi à la vitesse de glissement locale et aux composantes  $V_{gx}$  et  $V_{gy}$  il convient d'ajouter  $v_x$  et  $v_y$  qui valent :

$$v_x = V \frac{\partial u_x}{\partial x} \quad v_y = V \frac{\partial u_y}{\partial x}$$

en régime stationnaire. Si ces déplacements proviennent de la déformation ils sont proportionnels aux contraintes tangentielles  $\tau_x$  et  $\tau_y$ . Soient « L » la raideur tangentielle du contact qui dépend du module d'élasticité « G » et des courbures au niveau du contact ; les équations cinématiques deviennent :

$$w_{gx} = v_x + y\phi + L \frac{\partial \tau_x}{\partial x}$$

$$w_{gy} = v_y - x\phi + L \frac{\partial \tau_y}{\partial x} \quad \text{système (i)}$$

L'algorithme FastSim propose de résoudre le système ci-dessous pour des valeurs de  $v_x$ ,  $v_y$  et  $\phi$  connues en suivant des bandes  $y=cste$  et en supposant que le contact est collant sur le bord avant du contact. Dès lors les  $w_{gi}$  sont supposés nuls et on détermine une approximation des  $\tau_i$  en résolvant :



$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \tau_x}{\partial x} &= -\frac{v_x + y\phi}{L} \\ \frac{\partial \tau_y}{\partial x} &= -\frac{v_y - x\phi}{L} \end{aligned} \right\} \Rightarrow \begin{cases} \tau_x = -\frac{v_x + y\phi}{L}x + cte \\ \tau_y = -\frac{2xv_y - x^2\phi}{2L} + cte \end{cases}$$

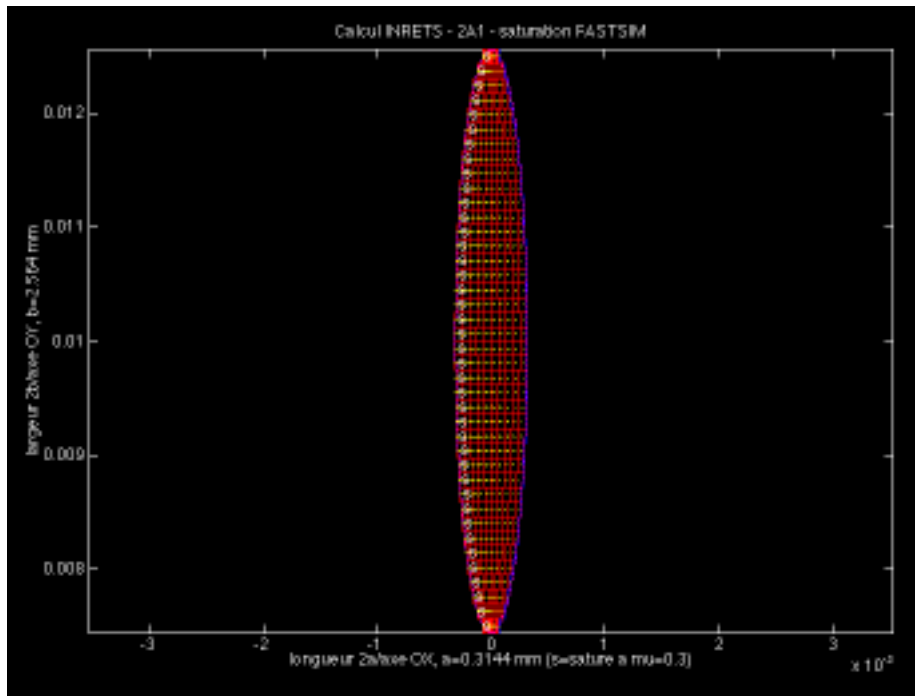
Les constantes sont déterminées par les conditions limites sur le bord de l'ellipse :

$$\tau_x = \tau_y = 0 \quad \text{en} \quad x = a\sqrt{1 - \frac{y^2}{b^2}}$$

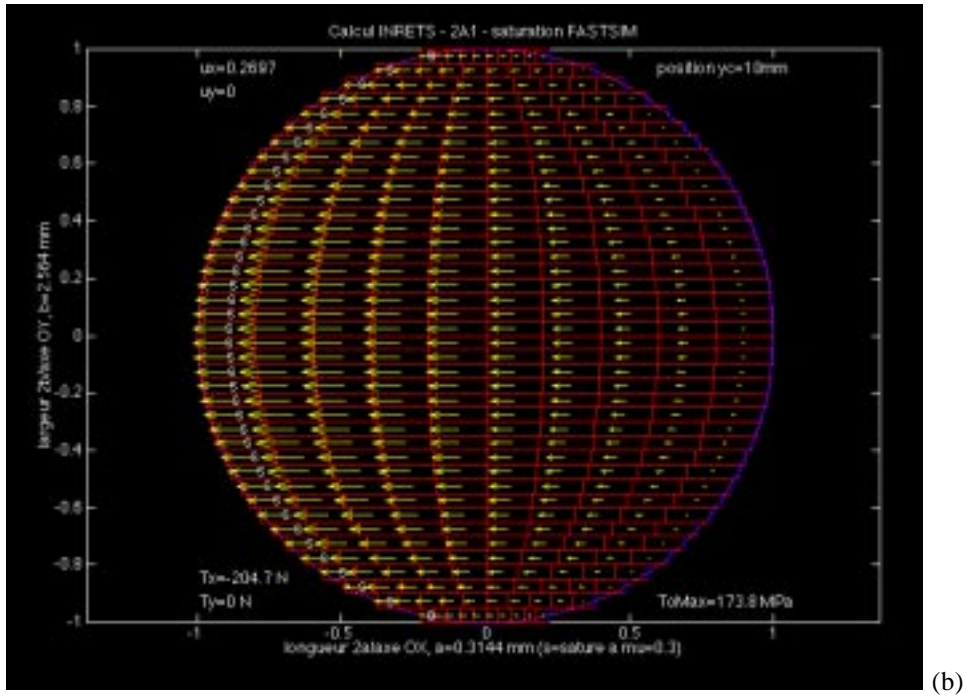
On calcule le module du vecteur tangentiel et on sait que le glissement apparait dès que ce module vaut  $\mu p(x,y)$ . Dès que le glissement apparait on sature les vecteurs tangentiels qui deviennent alors connus et le système (i) permet le calcul des  $w_{gi}$ .

*Résultats obtenus par l'algorithme FASTSIM pour la géométrie galet sur rondin du banc d'essai SIDEL*

Les 4 rayons de courbure valent  $R_g = 20 \text{ mm}$  ;  $B_g = 500 \text{ mm}$  ;  $R_r = 25 \text{ mm}$  ;  $B_r \rightarrow \infty$ . L'ellipse de contact est assez allongée mais moins que dans le cas des pistes de came réelles. L'effort normal  $N$  est de  $1600 \text{ N}$  ce qui correspond à la charge maximale dans les souffleuses actuelles. La vitesse de rotation du rondin est de  $750 \text{ tr/min}$  soit une vitesse linéaire du point de contact de pratiquement  $2 \text{ m/s}$  du même ordre que celle des souffleuses.



(a)

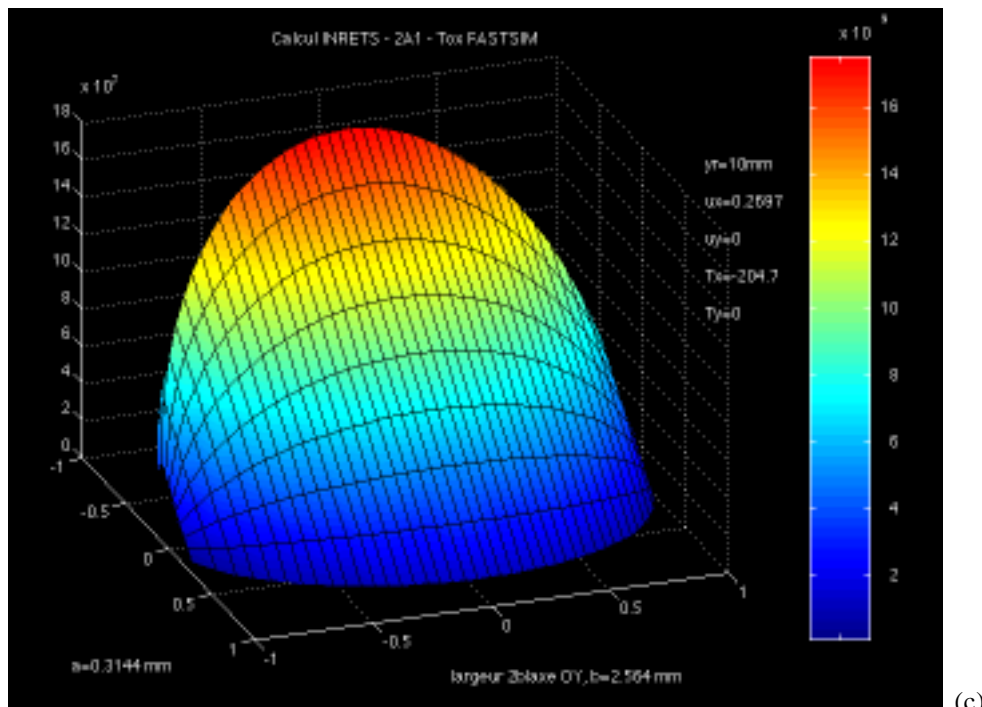


(b)

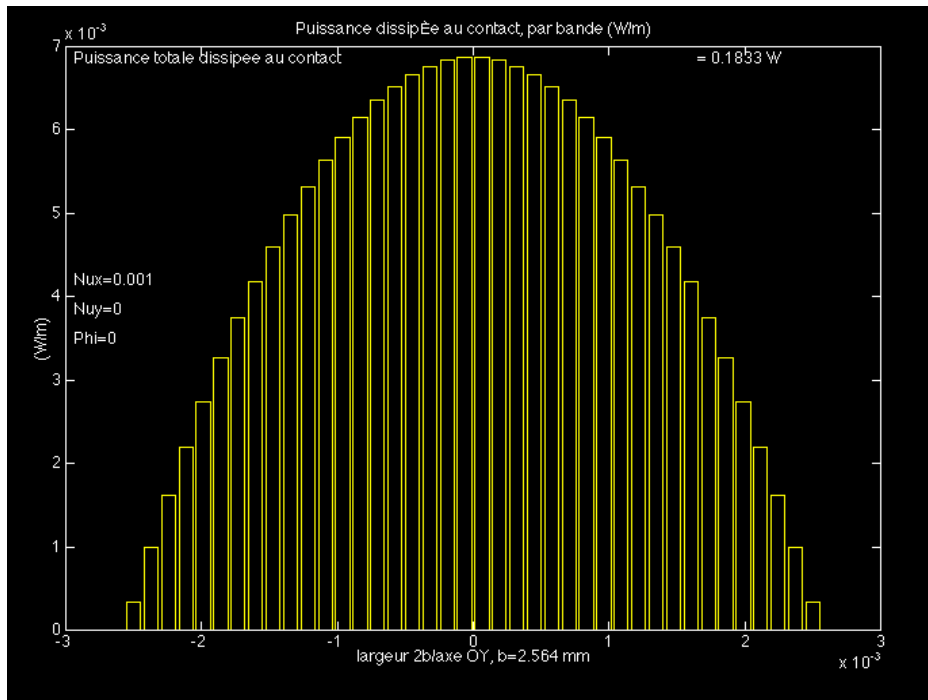
Cas d'un  $\nu_x$  de 0,001 pour une charge  $N$  de 1600 N et un coefficient  $\mu$  de 0,3

(a) dimensions réelles de l'ellipse de contact : les éléments marqués d'un « s »aturent en effort tangentiel, il y a micro glissement dans ces éléments

(b) répartition des contraintes tangentielles sur l'ellipse de Hertz adimensionalisée : on notera que la valeur maximale est assez forte (170 Mpa) néanmoins il y a très peu de glissement. L'effort tangentiel global vaut 204 N ce qui est très inférieur à  $0,3 \times 1600 = 580$  N qui correspond au début du glissement global.



(c)



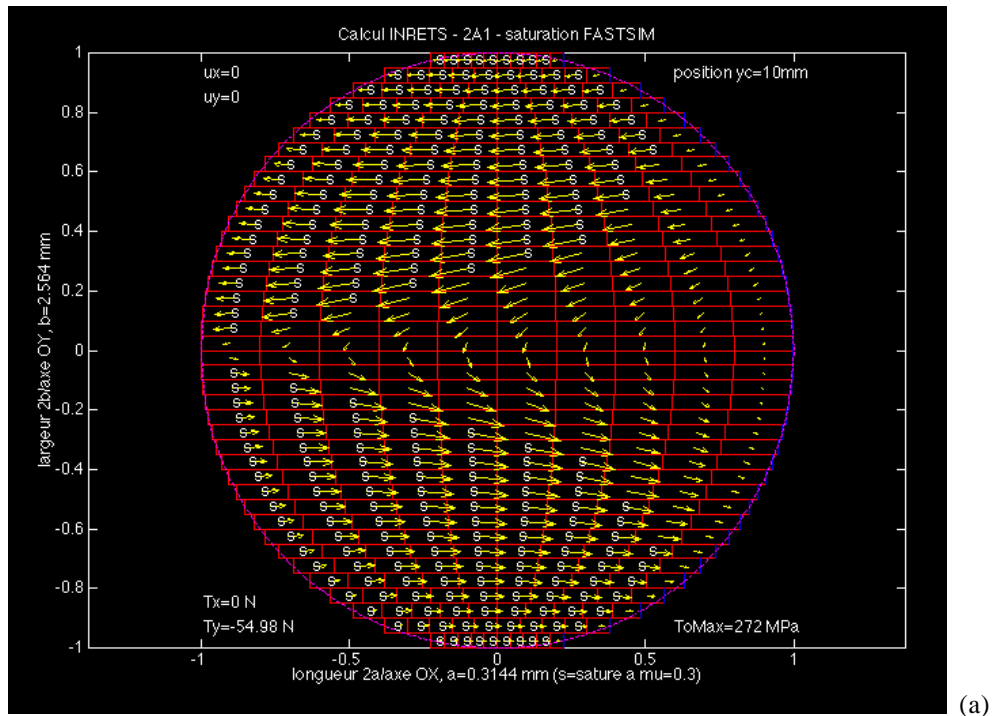
(d)

Cas d'un  $v_x$  de 0,001 pour une charge  $N$  de 1600 N et un coefficient  $\mu$  de 0,3

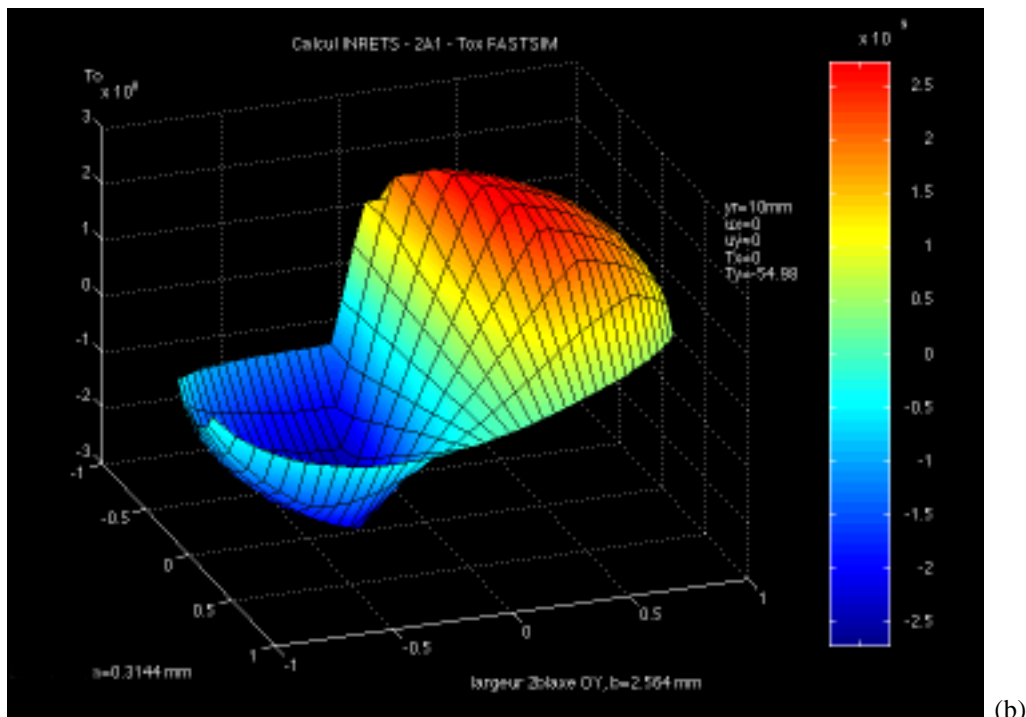
(c) vue 3D du module de l'effort tangentiel (en Pa) : dans chaque bande parallèle à l'axe « X » on retrouve la distribution présentée précédemment

(d) puissance par bande : sur chaque bande parallèle à « X » on somme la puissance locale ; dans un processus stationnaire cette répartition donne une idée de la manière dont va s'user la piste de roulement.

Le cas proposé ci-dessous correspond aux mêmes conditions que précédemment. Le paramètre  $v_x$  est pris égal à 0 et seul le défaut  $\phi$  est considéré (ici  $\phi_x = 5\%$  soit  $\phi = 2,5$ ). La répartition des contraintes tangentielles est très différente et la puissance par bande présente 2 bosses qui permettent de supposer que l'usure sera plus élevée sur les extrémités de la largeur du contact et moindre au centre.



(a)

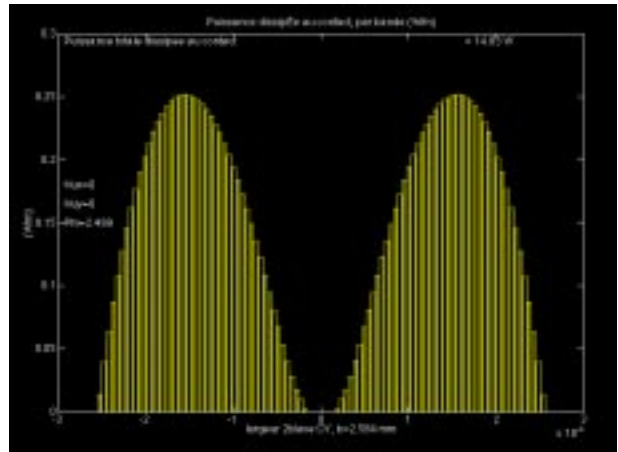
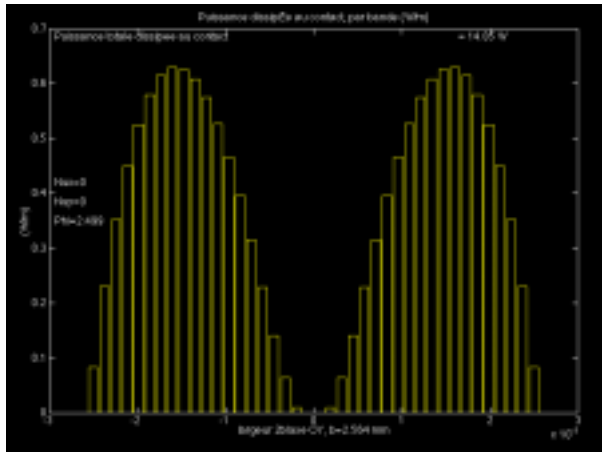


(b)

Cas d'un  $\phi$  de 2,5 pour une charge  $N$  de 1600 N et un coefficient  $\mu$  de 0,3

(a) répartition des contraintes tangentielles sur l'ellipse de Hertz adimensionalisée : on notera la répartition très différente du cas précédent. Ici les vecteurs semblent tourner autour de la zone centrale, les éléments saturés sont plutôt sur l'extérieur du contact.

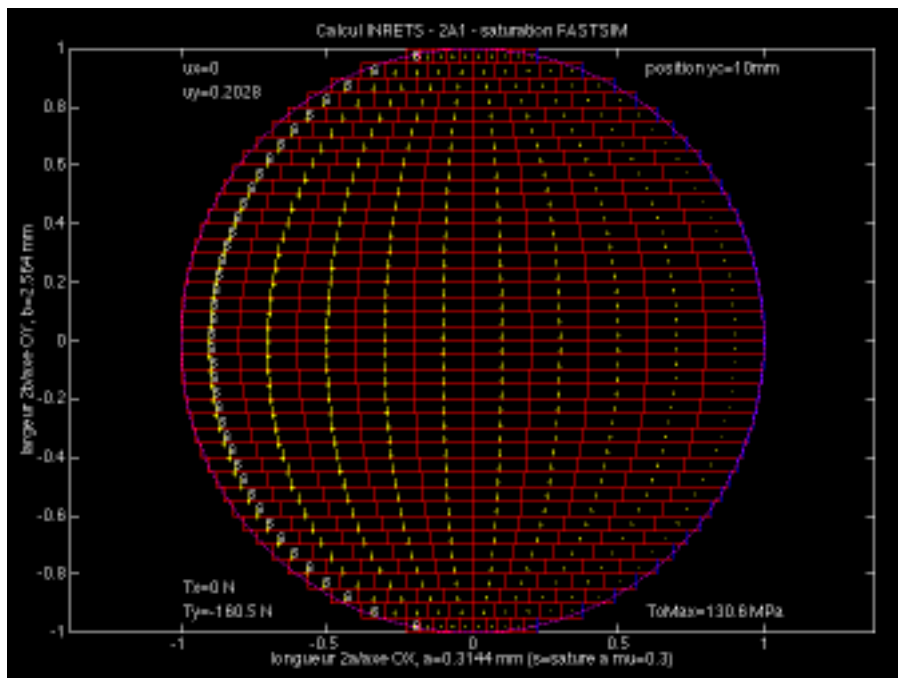
(b) vue 3D de la composante suivant « X » de l'effort tangentiel (en Pa) : on observe une distribution anti symétrique par rapport à l'axe « X » puisque les vecteurs sont dirigés en sens inverse dans chacune des zones.



Cas d'un  $\phi$  de 2,5 pour une charge  $N$  de 1600 N et un coefficient  $\mu$  de 0,3

puissance par bande (en W/m) : sur chaque bande parallèle à « X » on somme la puissance locale, pour valider la méthode on montre que la finesse du découpage influe très peu sur la puissance globale dissipée. Entre les 2 découpages on passe de 14,85 W à 14,83 W soit une erreur de 2 pour 1000 sur la puissance dissipée.

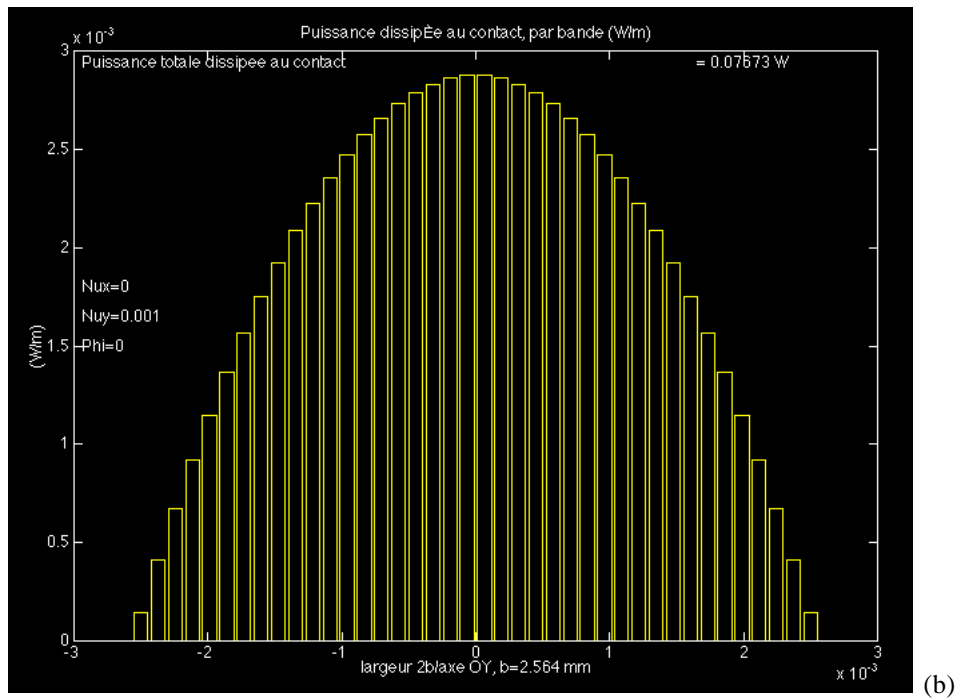
Les paramètres  $v_x$  et  $v_y$  ont une influence assez semblable sur la puissance dissipée. Bien que  $v_y$  conduise à du glissement suivant la direction « Y », on observe que la zone saturée est identique à celle d'un coefficient  $v_x$  de même valeur. Les vecteurs tangentiels sont dirigés vers « Y », néanmoins la puissance par bande à la même allure que pour un coefficient  $v_x$  de même valeur. La puissance dissipée globale est identique, les deux paramètres  $v_x$  et  $v_y$  ont le même effet sur l'usure. Notons qu'un défaut de parallélisme  $\phi_x$  conduit à une puissance dissipée beaucoup plus importante que la même valeur de défaut  $\phi_z$ . D'un point de vue technologique il est donc important d'éviter le « spin » qui provoque beaucoup plus d'usure que la « dérive ». Cette remarque permet de justifier les différences observées sur les pistes P1 et P2.



(a)

Influence des paramètres  $v_x$  et  $v_y$  sur la puissance dissipée  $N = 1600$  N et  $\mu = 0,3$

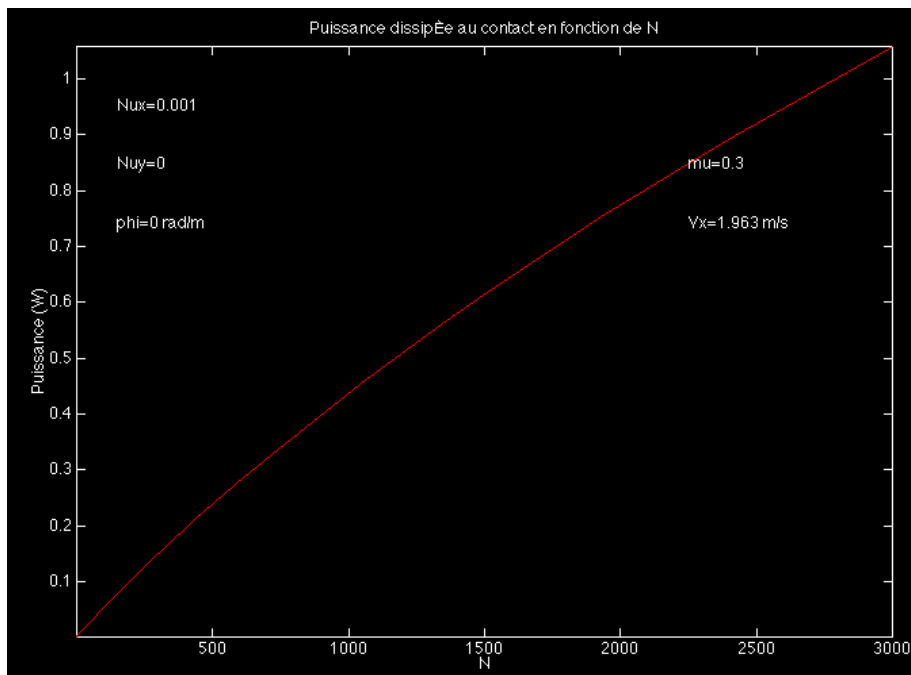
(a) répartition des contraintes tangentielles sur l'ellipse de Hertz adimensionalisée cas  $v_y = 1/1000$  : on notera la répartition très différente du cas  $v_x$  de même valeur. Ici les vecteurs sont tous orientés dans la direction « Y ».



Influence des paramètres  $v_x$  et  $v_y$  sur la puissance dissipée  $N = 1600 N$  et  $\mu = 0,3$

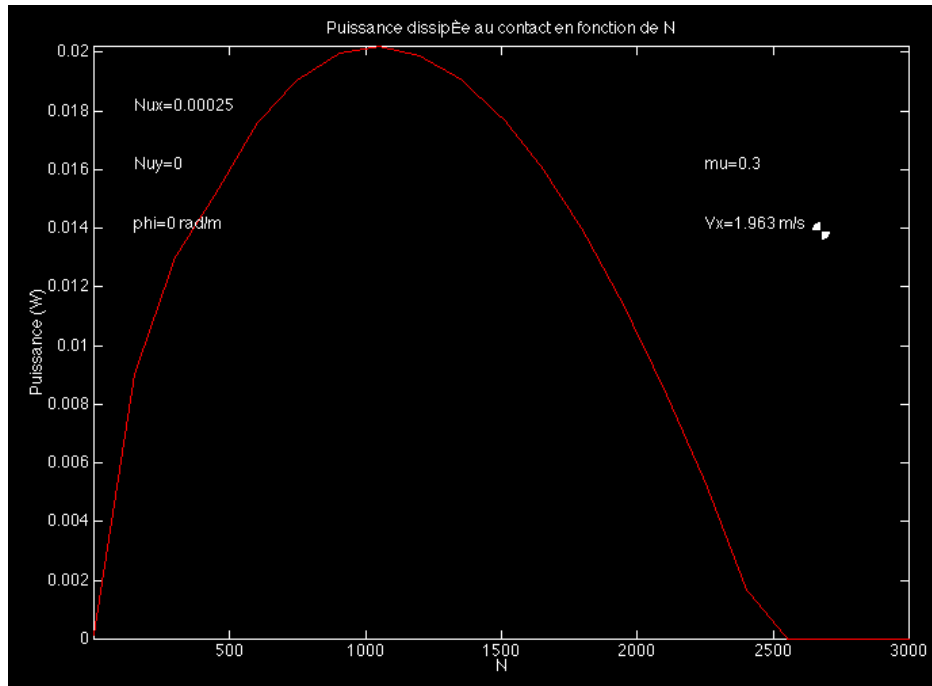
(b) puissance par bande : on notera la similitude de répartition par bande avec le cas  $v_x=1/1000$ .

Regardons enfin, l'influence de la charge appliquée. Sur le graphique ci-dessous on a tracé l'évolution de la puissance dissipée pour une valeur de  $v_x$  fixée en fonction de la charge normale  $N$ . On remarque que cette puissance croît en fonction de la charge ce qui paraît naturel.



### *Influence de la charge sur la puissance dissipée ( $v_x=1/1000$ )*

Néanmoins, sur la figure suivante, on observe que cette évolution peut être inversée lorsque la charge devient plus importante. Si la trainée du galet conduit à un coefficient  $v_x$  élevé, ce phénomène n'apparaît que pour des charges trop fortes par rapport aux caractéristiques du matériau. Mais pour des trainées faibles, on peut diminuer la puissance dissipée et donc l'usure en chargeant un peu plus le contact. La charge normale devenant plus importante la zone de microglissement diminue jusqu'à disparaître : on ne dissipe plus rien.



### *Influence de la charge sur la puissance dissipée ( $v_x=1/4000$ )*

#### **Conclusion**

A partir d'une hypothèse de linéarité entre le taux d'usure et la puissance dissipée par bande on peut modifier de manière incrémentale la courbure de la piste et du galet. Ainsi l'évolution du creux laissé par le galet sur la piste évolue au cours du temps et peut être comparée avec les mesures effectuées sur le banc d'essai. Des travaux sont actuellement en cours au LMT Cachan sur ce point et une collaboration avec l'INRETS devrait permettre la mise au point d'un logiciel simulant l'usure des pistes de roulement non seulement sur banc d'essai mais aussi pour le processus non-stationnaire du système d'ouverture fermeture moule présenté dans la première partie de l'article.

De manière plus générale nous avons montré, dans cette étude, l'importance de l'usure superficielle dès lors que le traitement thermique était suffisant en sous-couche. De plus, dans les simulations présentées, apparaît clairement le rôle majeur des défauts de mise en position  $\phi_x$  et  $\phi_z$  dans la puissance dissipée au contact et donc dans l'évolution de l'usure superficielle.