

Résumé. Les fréquences des pannes Spontanées du moteur thermique restent faibles, mais elles sont toujours possibles malgré leur grande fiabilité. Les causes peuvent être dues à une défaillance du système de refroidissement, une courroie de distribution qui cède avant l'heure, des coussinets de bielles fragiles avec à la clé un moteur cassé, un embrayage qui casse bien prématurément, un problème de maintenance, une fissure prématurée d'une pièce et aussi au comportement irresponsable d'un conducteur peu informé sur le principe de fonctionnement du moteur. Les moteurs ne sont donc généralement pas à l'abri de pannes et leurs pièces maîtresses sont en principe sollicitées par différents efforts thermomécaniques (traction, compression, flexion, dilation...).

On s'intéresse dans ce travail à la résistance due à la fatigue thermomécanique, d'une bielle forgée par les deux techniques les plus utilisées dans le monde, la poudre métallique forgée et l'acier C70 forgé.

Une étude analytique et numérique du comportement thermomécanique sera réalisée, suivie d'une étude mécanofaibiliste via le calcul de l'indice de fiabilité et la probabilité de défaillance des deux pièces.

Mots clés : bielle, acier C70, poudre métallique forgée, thermomécanique, mécanofaibiliste.

1- Introduction

La plupart des bielles de moteur thermique dans le secteur automobile, sont en poudre métallique forgée et en « **Acier C70 ou XC70** » nouveau matériau, dont la composition chimique comprend, en poids: **0,6% à 0,75%** de carbone plus d'autres additifs « Mn, Cr, Mo etc. », présentant une bonne usinabilité, et permettant de réaliser l'opération de rupture fragile dans des conditions industrielles satisfaisantes [1]. Ces propriétés ont changé les données au niveau du marché de l'automobile, et ont créées une concurrence trop serrée entre les deux technologies de construction. Ces bielles connaissent souvent des déformations sous les effets «des forces de gaz et d'inertie».

Nous comparons ici dans ce travail, le comportement des deux matériaux de construction précédents suite à des

chargements axiaux sur la bielle et dans une phase du cycle moteur voisinage du point mort haut où les efforts d'inertie de la masse seront négligés.

2- Etude cinématique

$$\begin{cases} \delta = \frac{L_1}{r} = 4 \\ \omega = 209.44 \text{ rad} / \text{s} = 2000 \text{ tr} / \text{min} \end{cases}$$

$$\frac{v_p}{L_1} = \frac{-\dot{\theta}}{\delta} \cdot \left(1 + \frac{\cos \theta}{\delta}\right) \cdot \sin \theta = \frac{-209.44}{4} \cdot \left(1 + \frac{\cos \theta}{4}\right) \cdot \sin \theta$$

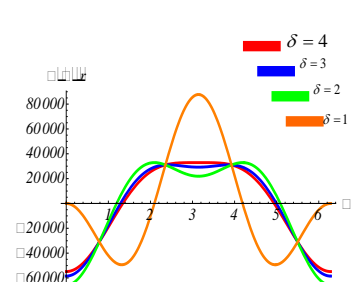
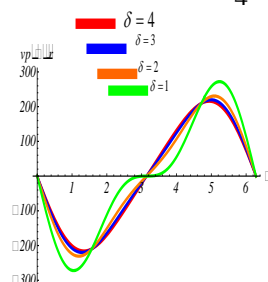
$$\frac{\gamma_p}{L_1} = \frac{d\left(\frac{v_p}{L_1}\right)}{dt} = \frac{-\ddot{\theta}}{\delta} \cdot d\left(1 + \frac{\cos \theta}{\delta}\right) \cdot \sin \theta = \frac{-\omega^2 \cdot \cos \theta}{\delta} - \frac{\omega^2 \cdot \cos 2\theta}{\delta^2} = \frac{\gamma_1}{L_1} + \frac{\gamma_2}{L_1}$$

$$\overline{v_{G/R_0}} = \begin{cases} -r \cdot \dot{\theta} \cdot \cos \theta + (L_1 - L_0) \cdot \dot{\varphi} \cdot \cos \varphi \\ -r \cdot \dot{\theta} \cdot \sin \theta + (L_1 - L_0) \cdot \dot{\varphi} \cdot \sin \varphi \\ 0 \end{cases}$$

$$\overline{\gamma_{G/R_0}} = \begin{cases} \frac{L_0 \cdot \dot{\theta}^2 \cdot \sin \theta}{\delta} \\ r \cdot \ddot{\theta} \cdot \left(\varphi - \frac{L_0}{L_1} \cdot \dot{\varphi} - \dot{\theta}\right) \cdot \cos \theta + r \cdot \ddot{\varphi} \cdot \left(1 - \frac{L_0}{L_1}\right) \cdot \sin \theta \\ 0 \end{cases}$$

3- Étude dynamique de la bielle et du piston

$$\begin{cases} m_{bielle} \cdot \frac{L_0}{\delta} \cdot \dot{\theta}^2 \cdot \sin \theta = F_{Ax} + F_{Bx} \\ m_{bielle} \cdot r \cdot \dot{\theta} \cdot \left[\dot{\varphi} - \dot{\theta} - \frac{L_0}{L_1} \cdot \dot{\varphi}\right] \cdot \cos \theta + m_{bielle} \cdot r \cdot \ddot{\varphi} \cdot \left(1 - \frac{L_0}{L_1}\right) \cdot \sin \theta = F_{Ay} + F_{By} - m_{bielle} \cdot g \\ \kappa \cdot \ddot{\varphi} = (L_0 - L_1) \cdot [F_{Bx} \cdot \cos \varphi + F_{By} \cdot \sin \varphi] + L_0 \cdot (F_{Ax} \cdot \cos \varphi + F_{Ay} \cdot \sin \varphi) \\ - F_{Ax} + F_{Hx} = 0 \\ m_{piston} \cdot (r \cdot \dot{\theta} \cdot (\dot{\varphi} - \dot{\theta}) \cdot \cos \theta + r \cdot \ddot{\varphi} \cdot \sin \theta) = -F_{Ay} - F_{Qy} - m_{piston} \cdot g \\ F_{Qy} = S_{piston} \cdot P(\theta) = \frac{\pi \cdot D^2}{4} \cdot P(\theta) \end{cases}$$



4- Comportement thermo élastique

La dilatation thermique des solides est un phénomène général, certes peu visible, mais aux conséquences importantes. Les solides se dilatent et se contractent de façon inverse au cours de leur refroidissement.

La combustion des gaz « air-carburant » produit de la chaleur donc l'énergie nécessaire pour repousser le piston. Si 30 à 50% de l'énergie est bien transformée en travail, 70 à 50% reste à l'état de chaleur, un tel excédent d'énergie thermique non évacué, peut endommager les nombreuses pièces alors en contact avec les gaz très chauds et en particulier la bielle du moteur[2].

Dans ce cadre on compare les effets de la contrainte relative au phénomène de dilatation thermique au niveau des deux matériaux cités ci-dessus.

Formulation

En théorie linéaire de la thermo élasticité, le potentiel thermodynamique convexe et quadratique est donné par :

$$\psi = \frac{1}{\rho} \left[\frac{1}{2} (\lambda \cdot \varepsilon_I^2 + 4 \cdot \mu \cdot \varepsilon_{II}) - (3 \cdot \lambda + 2 \cdot \mu) \cdot \alpha \cdot \Theta \cdot \varepsilon_I \right] - \frac{C_\varepsilon}{2 \cdot T_0} \cdot \Theta^2$$

$$\bar{\sigma} = \lambda \cdot \text{Tr}(\varepsilon) \bar{\mathbf{1}} + 2 \cdot \mu \cdot \varepsilon - (3 \cdot \lambda + 2 \cdot \mu) \alpha \Theta \bar{\mathbf{1}}$$

$$\bar{\varepsilon} = \frac{1 + \nu}{E} \bar{\sigma} - \frac{\nu}{E} \text{Tr}(\bar{\sigma}) \bar{\mathbf{1}} + \alpha \Theta \bar{\mathbf{1}}$$

μ et λ sont es deux coefficients de Lamé

$\bar{\mathbf{1}}$ tenseur unité du second ordre.

$$C_\varepsilon = -T_0 \frac{\partial^2 \psi}{\partial T^2} \text{ chaleur spécifique à déformation}$$

constante ;

$$\begin{cases} \sigma_{ij} = \lambda \cdot \varepsilon_{kk} \cdot \delta_{ij} + 2 \cdot \mu \cdot \varepsilon_{ij} - (3 \lambda + 2 \cdot \mu) \cdot \alpha \cdot \Theta \delta_{ij} \\ \varepsilon_{ij} = \frac{1 + \nu}{E} \sigma_{ij} - \frac{\nu}{E} \cdot \sigma_{kk} \delta_{ij} + \alpha \Theta \delta_{ij} \end{cases}$$

$$\varepsilon_{ij} (\sigma_{ij} = 0, \sigma_{kk} = 0) = \alpha \Theta \delta_{ij} = \varepsilon_{ij} (\text{thermique})$$

$\alpha = f(T)$ coefficient d'expansion thermique ; $\Theta = \Delta T$ variation du température

Une déformation supplémentaire thermoplastique linéaire apparaît au niveau de l'entraxe de la bielle et du rayon du maneton du vilebrequin : $L; L_0; \delta$ En analysant les deux équations de la contrainte σ_{ij} et celle de la déformation

ε_{ij} , on remarque que le matériau de la bielle se dilate à travers la croissance de $\varepsilon_{ij} \uparrow \ll + \alpha \cdot \Theta \cdot \delta_{ij} \gg$.

Calculs et résultats

$$\left\{ \begin{array}{l} \alpha \square \frac{\gamma_G \cdot \rho \cdot c}{3 \cdot E} \\ \alpha \square \frac{\gamma_G}{100 \cdot T_f} \end{array} \right.$$

est une caractéristique du matériau : avec : γ_G constante de Grüneisen qui varie entre 0.4 et 4, mais souvent comprise entre 1 et 2 pour la plupart des solides.

pen $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$, C: est la chaleur massique $J \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$, E le module d'Young (Pa)

$$\left\{ \begin{array}{l} E(C-70) \square 213 \text{GPa} \\ E(PM) \square 199 \text{GPa} \end{array} \right.$$

$\rho \cdot c = C_v$ chaleur massique par unité de volume ; elle varie peu pour l'ensemble des solides par conséquent α et E varient en sens inverse

$$\left\{ \begin{array}{l} \alpha(C-70) \square 213 \text{GPa} \\ \alpha(PM) \square 199 \text{GPa} \\ \alpha(C-70) \square 213 \text{GPa} \langle \alpha(PM) \square 199 \text{GPa} \end{array} \right.$$

$$\alpha_{C70} (\Theta \square 900^\circ \text{C}) \square 21,6 \cdot 10^{-6} \text{ m} / \text{ m}^\circ \text{C}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \alpha_{PM} (\Theta \square 900^\circ \text{C}) \square \frac{E(C-70)}{E(PF)} \cdot \alpha_{C70} \square 23,12 \cdot 10^{-6} \text{ m} / \text{ m}^\circ \text{C} \end{array} \right.$$

En Plein régime (prise en compte de l'effet thermique) :

$$\left\{ \begin{array}{l} X_f (\square 900^\circ \text{C}) = X_i (25^\circ \text{C}) + \alpha \cdot \Delta \Theta \\ X = L_1; r; L_0; \delta \end{array} \right.$$

On effectue la comparaison au maximum de pression qui correspond à l'instant d'explosion du mélange air-combustible « compression maximale » : $\theta = 2 \cdot \pi$ rad

$$\left\{ \begin{array}{l} P_{25}(2\pi) \square 120 \text{MPa} = P_{900}(2\pi) \\ F_{A_y900}(C70) = -5,4150517 \cdot 10^7 \text{ N} \\ F_{A_x900}(C70) = F_{B_x900}(C70) = 0 \text{ N} \end{array} \right.$$

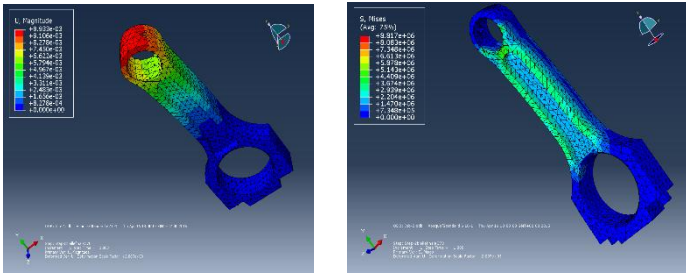
$$\left\{ \begin{array}{l} P_{25}(2\pi) \square 120 \text{MPa} = P_{900}(2\pi) \\ F_{A_y900}(PF) = -5,415051877 \cdot 10^7 \text{ N} \end{array} \right.$$

$$\left\{ \begin{array}{l} P_1 = P_{B_m} \square (1PF) \square 2F \cdot 10^5 (PF) = 0 \text{ N} \\ V_1 \square 1,917 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3 \\ V_m \square 2 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3 \\ L_1 = 15 \text{ cm} \\ r = 38,25 \text{ mm} \\ L(PMH - PMB) = 2 \cdot r = 76,5 \text{ mm} \\ \gamma = 1,4 \\ r_0 = \frac{V_{tot}}{V_m} = 1 + \frac{V_d}{V_m} = 18 \\ \Omega = 209,44 \text{ rad} / \text{ s} = 2000 \text{ tr} / \text{ min} (\text{plein régime}) \end{array} \right.$$

structures. Et il illustre une comparaison entre les résultats obtenus.

Paramètres	C-70	PM
E (Gpa)	219,78	204,13
$\rho(\text{kg.m}^{-3})$	8047	9325
Indice de fiabilité β	5.83	5.41
Probabilité Pf	0.0052	0.0065

Tableau 2: Les paramètres de conception et leurs moments statistiques pris en compte dans les structures.



5-1-Couplage mécano-fiabiliste

Dans le schéma de couplage mécano-fiabiliste [3], un protocole de dialogue doit se mettre en place entre le code éléments finis et le code fiabiliste. Le pilotage doit se faire par le module fiabiliste. A chaque itération de recherche du point de conception, le transfert d'informations est nécessaire entre les deux modules: le code fiabiliste transmet au code éléments finis les réalisations des variables aléatoires avec lesquelles l'analyse mécanique doit se faire et à la fin du calcul éléments finis, la réponse est intégrée dans le code fiabiliste pour le calcul de la fonction de performance. Cette interactivité est indispensable pour permettre au module fiabiliste de définir sa stratégie de recherche de l'indice β . Dans cette étude, nous avons utilisé un couplage externe avec un code éléments finis commercial ANSYS ; le protocole de dialogue est automatisé grâce au code MATLAB.

5-2-Résultats numériques

La méthode d'analyse de fiabilité utilisée dans notre exemple numérique intègre un ensemble d'outils d'analyse de fiabilité [3] basée la méthode d'approximation du second ordre (SORM) développé sous MATLAB afin de comparer la fiabilité de la bielle de moteur Diésel en acier C70 sécable et poudre métallique forgée. L'étude de l'analyse de la fiabilité est basée sur une fonction d'état limite unique qui estime la contrainte de σ_{VM} . Nous avons choisi la fonction d'état limitesuivante: $G(\sigma) = \sigma - \sigma_{VM}$. Les moments des paramètres du problème et les lois de distribution sont regroupés dans le tableau 1:

	Moyenne	Ecart- type	Distribution
C-70			
E (Gpa)	213	0 ,05	Gaussienne
$\rho(\text{kg.m}^{-3})$	8100	100	Uniforme
PM			
E (Gpa)	199	0 ,05	Gaussienne
$\rho(\text{kg.m}^{-3})$	9660	100	Uniforme

Table 1: Moments des paramètres et des lois de distribution

Le tableau suivant résume les paramètres de conception et leurs moments statistiques pris en compte dans les deux

6- Conclusion

A travers cette comparaison entre le nouveau matériau l'acier C70, et la poudre métallique nous avons montré qu'il n'existe pas de matériau infiniment rigide. Même si ces déformations sont parfois imperceptibles, elles existent et résultent des modifications inévitables des distances interatomiques sous l'effet des efforts de cohésion.

Si ces déformations passent de l'état repartie « comportement élastique » à l'état localisé « comportement plastique » elles peuvent entraîner dans des cas critiques la rupture »

Par rapport au forgeage traditionnel, la technologie P/F améliore le poids et le contrôle dimensionnel des pièces mécaniques ainsi que la réduction des exigences d'usage.

Le couplage thermomécanique, rend les contraintes très concentrées au niveau de l'articulation pied-corps de bielle, ce qui explique une fois de plus la zone à risque de rupture.

Références

- [1] Pravardhan S. Shenoy et Ali Fatemi Université de Toledo : Connecting Rod Optimization for Weight and Cost Reduction 2005-01-0987
- [2] Heat Treating;1991;Volume 4 of the ASM Handbook. The ASM Handbook Committee.
- [3] M. Mansouri, B. Radi, A. El Hami, D. Borza, "Reliability analysis of vibro-acoustic problem", in "Proceedings of the International Conference Uncertainties", Brasil, 2012.