

Comportement du fluide magnéto-rhéologique – application au modèle viscoplastique de Bodner-Partom

P. SKALSKI^{ac}, K. WOZNICA^b, J. BAJKOWSKI^c

a. Institut PRISME, Université d'Orléans, Avenue du Parc Floral, 45067 ORLEANS,

b. Institut PRISME, Ecole Nationale Supérieure d'Ingénieurs de Bourges, 88 bd Lahitolle, 18020 BOURGES

c. Institut des Principes de Construction des Machines de l'École Polytechnique de Varsovie, ul. Narbutta 84, 02-524 VARSOVIE

Résumé :

Le travail montre la possibilité d'appliquer la loi viscoplastique de Bodner-Partom, utilisée habituellement pour les métaux, pour décrire le comportement du fluide magnéto-rhéologique employé dans certains amortisseurs. La relation constitutive exprime la vitesse de déformation en fonction des contraintes de cisaillement pour une intensité de courant donnée. Pour déterminer des paramètres du modèle, des essais expérimentaux ont été faits avec l'amortisseur Lord RD 1005-3. Les résultats numériques de modélisation ont été confirmés par ceux obtenus lors de l'expérimentation.

Abstract :

This work presents an approach to describe a dynamic behaviour of a magnetorheological damper by the Bodner-Partom constitutive law. The B-P equations usually used for metals are presented for shear stresses to express viscoplastic properties of MR fluid. Material parameters for the B-P law for fluid in the LORD RD 1005-3 damper are determined. Experimental results are compared with the numerical results.

Mots clefs : amortisseur magnéto-rhéologique, loi de Bodner-Partom, viscoplasticité, identification

1 Introduction

Dans ce travail nous présentons les résultats des études expérimentales et de la simulation numérique d'un amortisseur avec un liquide magnéto-rhéologique (MRF). La plus importante caractéristique du fluide magnéto-rhéologique est la possibilité de changement de ses propriétés visco-plastiques en fonction de la valeur d'intensité du champ magnétique et de la géométrie de l'entrefer de l'amortisseur. La vitesse de ces changements est de l'ordre des millisecondes. Commandé par l'ordinateur et en utilisant les méthodes de contrôle modernes, le fluide magnéto-rhéologique peut être employé dans toutes sortes d'amortisseurs [3], [4], [6], [9], [11]. Les amortisseurs avec le liquide magnéto-rhéologique peuvent offrir une maîtrise améliorée des vibrations dans des avions au moment de l'atterrissage, dans des voitures, et des dispositifs mécaniques, ou des outillages industriels.

L'objet de cette étude est de montrer la possibilité d'adapter une loi viscoplastique destinée aux métaux pour décrire le comportement du liquide magnéto-rhéologique. Nous présentons une méthode d'identification des paramètres de la loi de Bodner-Partom [4], [5] qui, par la suite, permet de modéliser le fonctionnement de l'amortisseur magnéto-rhéologique. La comparaison des résultats numériques avec ceux issus de l'expérimentation confirme la méthode d'analyse proposée.

2 Etudes expérimentales

Les essais ont été réalisés à l'École Polytechnique de Varsovie sur un banc vertical (fig. 1) destiné à l'expérimentation sur des amortisseurs. Les capteurs installés ont permis de mesurer et d'enregistrer les valeurs des forces d'amortissement, et le déplacement de la tige de piston durant le mouvement. La construction du banc d'essai a été décrite dans [1], [2] et est ici négligée.

Toutes les expériences ont été effectuées avec l'amortisseur Rheonetic RD 1005-3 de Lord Corporation (fig. 2) [8] pour un courant intensité 1,0 [A] et pour trois vitesses de rotation du mécanisme d'entraînement: $n_1=100$ t/mn, $n_2=200$ t/mn, $n_3=400$ t/mn.



FIG. 1 – Banc des mesures

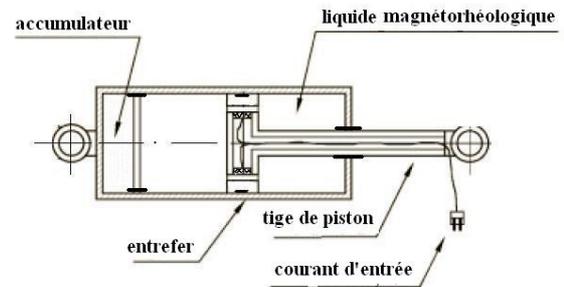


FIG. 2 - Schéma de l'amortisseur LORD RD-1005-3

Un exemple des résultats des mesures de la force en fonction du déplacement est montré sur la figure 3.

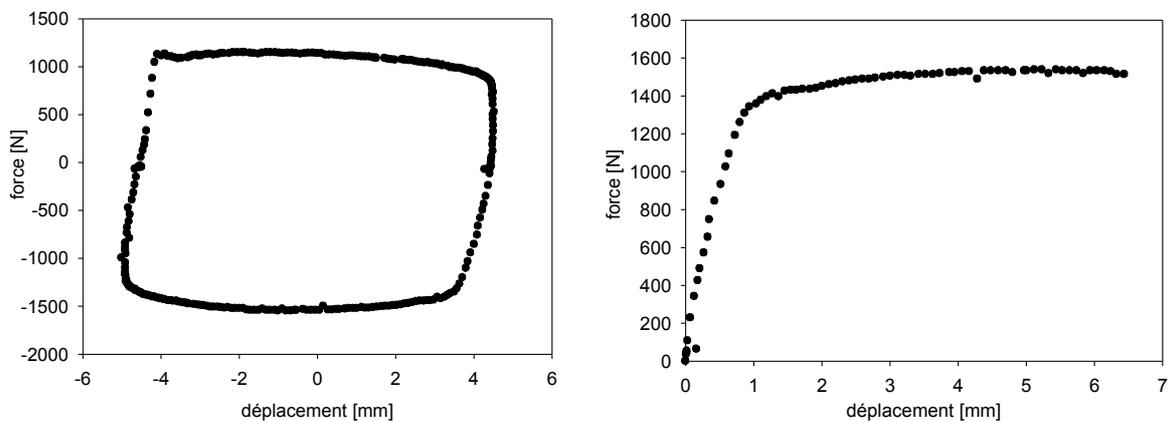


FIG. 3 – Force en fonction du déplacement - résultat des mesures

Pour exprimer le comportement viscoplastique d'un matériau, nous disposons de plusieurs modèles de lois constitutives. Le choix d'un modèle parmi les autres est déterminé par sa simplicité d'utilisation et la possibilité de disposer de valeurs ou de connaître des méthodes d'identification des paramètres indispensables pour les calculs numériques. Dans notre cas, nous proposons d'adopter la loi constitutive viscoplastique de Bodner-Partom utilisée surtout pour des métaux et leurs alliages.

3 Modèle de Bodner-Partom et identification des paramètres

Les mesures des forces pour trois vitesses de déplacement sont la base pour déterminer les paramètres de loi constitutives de Bodner-Partom. Durant les essais, des valeurs de déplacement x , de force F , et de temps t ont été enregistrées, ce qui a permis de calculer la contrainte de cisaillement τ , la déformation transversale inélastique γ^I et la vitesse de déformation inélastique de cisaillement $\dot{\gamma}^I$:

$$\tau = \frac{F}{A}, \quad \gamma = \frac{Vx}{h}, \quad \gamma^I = \gamma - \frac{\tau}{G}, \quad (1)$$

$$\dot{\gamma}^I = \frac{d\gamma^I}{dt} = \dot{\gamma} - \frac{1}{G} \frac{d\tau}{d\gamma} \dot{\gamma}, \quad (2)$$

où A et h représentent respectivement la surface moyenne et la hauteur de l'entrefer, G est le module de cisaillement.

La fig. 4 présente les relations contrainte de cisaillement-déformation pour trois vitesses de déformation transversale qui ont servi à l'identification des paramètres.

Si on néglige les effets de restauration, la loi constitutive viscoplastique de Bodner-Partom peut être exprimée sous la forme suivante [12], [13] :

$$\dot{\gamma}^I = 2D_0 \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{R+D}{\sqrt{3}\tau}\right)^{2n} \frac{n+1}{n}\right] \text{sgn}(\tau), \quad (3)$$

$$R = R_1 \left[1 - \exp(-m_1 W^I)\right] + R_0 \exp(-m_1 W^I),$$

$$D = D_1 \left[1 - \exp(-m_2 W^I)\right], \quad (4)$$

où R , D sont respectivement l'érouissage isotrope et

cinématique. Le paramètre D_0 , qui désigne la valeur maximale de la vitesse de déformation est choisi arbitrairement. Dans les problèmes quasi statiques, on admet $D_0 = 10^4 \text{ s}^{-1}$ [4]. $D_1, R_0, R_1, m_1, m_2, n$ sont des paramètres à identifier et $\dot{W}^I = \tau \dot{\gamma}^I$ désigne le taux du travail inélastique.

La formule (3) permet d'écrire [7] :

$$\frac{\tau}{R+D} = f(\dot{\gamma}^I). \quad (5)$$

Pour déterminer n et R_0 , on mesure la limite élastique conventionnelle $\gamma^I = 0.2\%$, pour plusieurs vitesses de déformation. Au début, quand le matériau entre dans le domaine plastique, on peut considérer que l'érouissage isotrope est égal à sa valeur initiale $R = R_0$ [5], et l'érouissage cinématique est négligeable. La limite élastique instantanée en fonction des vitesses de déformation s'écrit alors d'après (3) :

$$\tau_{02} = \frac{R_0}{\left[\frac{2n}{n+1} \ln\left(\frac{2D_0}{\sqrt{3}\dot{\gamma}^I}\right)\right]^{\frac{1}{2n}}}. \quad (6)$$

En disposant de plusieurs valeurs de τ_{02} pour différentes vitesses de déformation, on trace le diagramme $\tau_{02}(\dot{\gamma}^I)$, (fig. 5) et par la méthode de moindre carré, on trouve les valeurs de n et R_0 .

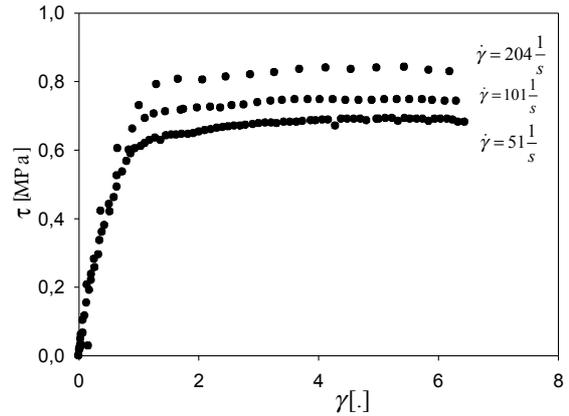


FIG. 4 - Contrainte de cisaillement en fonction de déformation pour différentes vitesses de cisaillement - mesures expérimentales

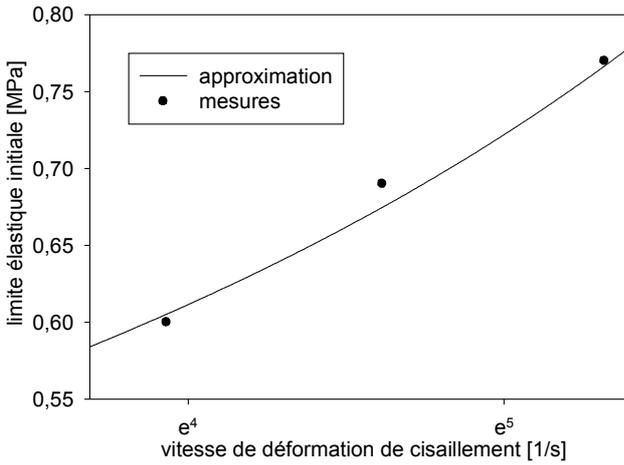


FIG. 5 - Limite élastique initiale en fonction de la vitesse de déformation

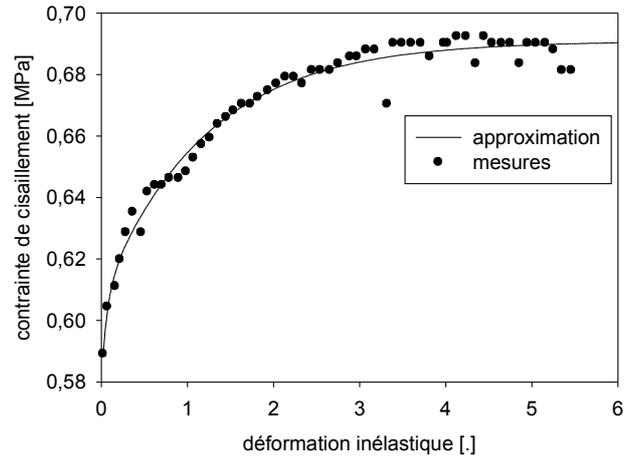


FIG. 6 - Diagramme contrainte-déformation inélastique

Par la suite, on calcule la déformation inélastique γ^I et on construit, pour chaque essai, la courbe $\tau(\gamma^I)$, (fig. 6). Cette courbe peut être interpolée par la fonction :

$$\tau = a(\gamma^I)^b \exp(c\gamma^I) + d \tag{7}$$

où les coefficients a , b , c et d sont à déterminer par régression quadratique [10]. Cela permet de calculer :

$$\frac{d\tau}{d\gamma^I} = a \left(\frac{b}{\gamma^I} + c \right) (\gamma^I)^b \exp(c\gamma^I). \tag{8}$$

La dérivée (8) est utilisée pour tracer la fonction appelée le taux du travail d'écroutissage Ψ (fig. 7) :

$$\Psi = \frac{d\tau}{dW^I} = \frac{d\tau}{d\gamma^I} \cdot \frac{1}{\tau}, \quad dW^I = \tau \cdot d\gamma^I, \tag{9}$$

qui s'écrit à partir de formules (4-6) de manière suivante :

$$\Psi = \frac{\tau_0}{R_0} [m_1 (R_1 - R) + m_2 (D_1 - D)]. \tag{10}$$

Pour de petites déformations inélastiques, et en tenant compte de (5), (6), l'expression (10) devient :

$$\Psi = \frac{\tau_0}{R_0} [m_1 (R_1 - R_0) + m_2 (R_0 + D_1)] - m_2 \tau. \tag{11}$$

La relation (11) montre que pour de petites déformations inélastiques, le diagramme $\Psi(\tau)$ doit être linéaire et que la tangente à cet endroit-là a une inclinaison de m_2

Pour les grandes déformations, l'écroutissage cinématique arrive rapidement à saturation, donc $D \approx D_1$.

Les équations (5), (6) et (10) donnent alors :

$$\Psi = \frac{\tau_0}{R_0} m_1 (R_1 + D_1) - m_1 \tau. \tag{12}$$

La formule (12) indique que pour des déformations plus importantes, la fonction $\Psi(\tau)$ devient linéaire et la pente de la tangente est de m_1 .

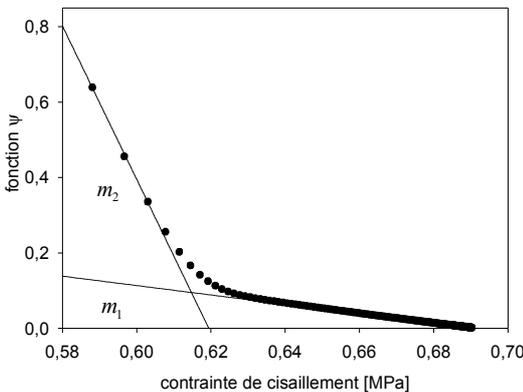


FIG. 7 - La fonction Ψ et les paramètres m_1, m_2

Pour déterminer les paramètres m_1 et m_2 , il suffit donc de calculer les deux pentes des tangentes aux deux extrémités de la courbe $\psi(\tau)$ (fig. 7). Le diagramme de $\psi(\tau)$ permet aussi de connaître les valeurs de ψ_s et de τ_s (voir la fig. 7). D'après (11), (12), on a :

$$\psi_s = \frac{\tau_0}{R_0} [m_1(R_1 - R_0) + m_2(R_0 + D_1)], \quad \tau_s = \frac{\tau_0}{R_0} (R_1 - D_1). \quad (13)$$

D'où on trouve :

$$D_1 = (-\tau_s m_1 + \psi_s - 1) \frac{R_0}{\tau_0 (m_2 - m_1)},$$

$$R_1 = (\tau_s m_2 - \psi_s + 1) \frac{R_0}{\tau_0 (m_2 - m_1)}. \quad (14)$$

4 Résultats numériques

En utilisant la méthode décrite au chapitre 3, nous avons trouvé des paramètres de la loi de Bodner-Partom suivant:

$$G = 1 \text{MPa}, \quad D_0 = 10000 \text{s}^{-1}, \quad n = 0,55,$$

$$D_1 = 0,094 \text{MPa}, \quad m_1 = 1,24 \text{MPa}^{-1}, \quad m_2 = 20,355 \text{MPa}^{-1},$$

$$R_0 = 3,85 \text{MPa}, \quad R_1 = 4,33 \text{MPa}.$$

Les valeurs obtenues ont été utilisées dans le modèle numérique. Le calcul a été effectué à l'aide du programme de Matlab où nous avons employé la méthode de l'Euler pour résoudre l'équation (3). Les résultats obtenus sont présentés sur la figure 8. Les trois fonctions contrainte-déformation pour différentes vitesses de déformations sont comparées avec des résultats de mesures. Nous observons une bonne concordance entre la simulation numérique et l'expérimentation.

5 Conclusion

Les amortisseurs "intelligents" avec le fluide magnéto-rhéologique trouvent aujourd'hui leurs applications en mécanique, génie civil ou en biomécanique et font l'objet de nombreuses études.

Nous présentons une nouvelle approche dans l'analyse du comportement des fluides magnéto-rhéologiques. Le travail montre qu'il est possible d'appliquer la loi viscoplastique de Bodner-Partom, utilisée habituellement pour les métaux, pour décrire les propriétés rhéologiques du fluide employé dans certains amortisseurs. Pour valider cette approche, les essais expérimentaux ont été réalisés sur les amortisseurs Lord RD 1005-3.

Les résultats d'essais ont permis d'identifier des paramètres du modèle constitutif viscoplastique de Bodner-Partom. Les résultats numériques de la simulation du comportement du fluide ont été confirmés par ceux obtenus lors de l'expérimentation.

Actuellement des études sont menées, afin d'améliorer le comportement du modèle, et de permettre la prise en compte dans la loi constitutive de l'influence de l'intensité du courant électrique et le tester pour différentes géométries de l'entrefer.

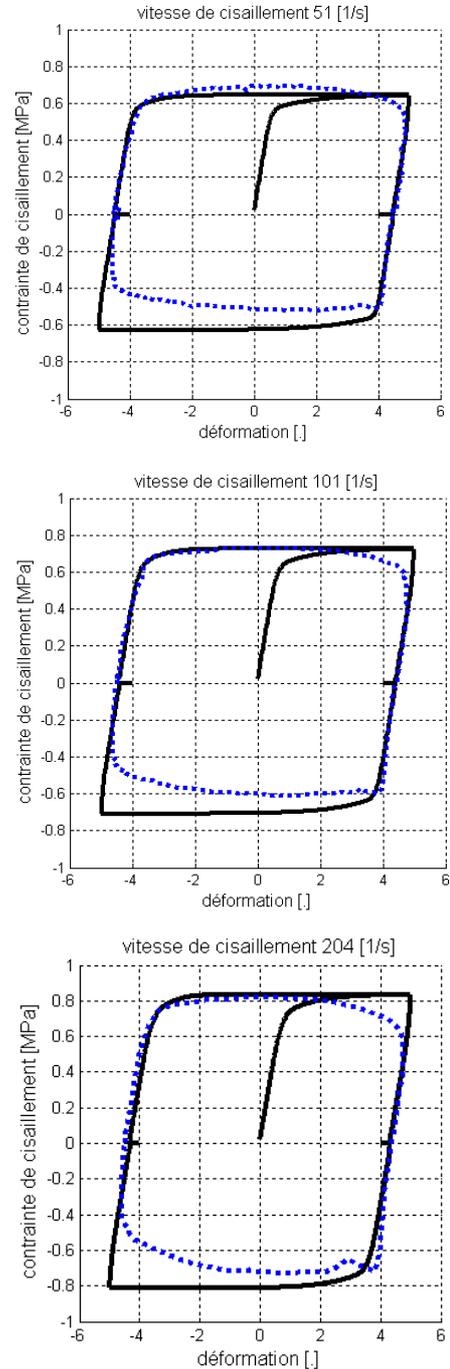


Fig. 8. Résultats expérimentaux et numériques pour trois vitesses de cisaillement : $\dot{\gamma} = 51 \frac{1}{s}$, $\dot{\gamma} = 101 \frac{1}{s}$, $\dot{\gamma} = 204 \frac{1}{s}$

Références

- [1] Bajkowski J., Constructional and technological problems in designing of the intelligent MR damper, XV French-Polish Seminar of Mechanics, Lille 2007.
- [2] Bajkowski J., Stanowisko badawczo dydaktyczne do wyznaczania wybranych charakterystyk tłumika lub amortyzatora magnetoreologicznego, Wydawnictwo, XXII Sympozjon PKM, Gdynia-Jurata, 2005.
- [3] Bajkowski J., Nachman J., Shillor M., Sofonea M., A model for a magnetorheological damper, *Mathematical and Computer Modelling* 48, pp. 56-68, 2000.
- [4] Boder S. R., Chan K. S., Modeling of continuum damage for application in elastic-viscoplastic constitutive equations, *Engineering Fracture Mechanics* Vol. 25, 1986.
- [5] Boder S.R., Partom I., Partom Y., Uniaxial Cyclic Loading of Elastic-Viscoplastic Materials, *Journal of Applied Mechanics*, Vol.46,1979.
- [6] Carlson J.D., Jolly M.R, MR fluid, foam and elastomer devices, *Mechatronics* (10), pp. 555-569, 2000.
- [7] Chan K.S., Bodner S.R., Lindholm U.S., Phenomenological Modeling of Hardening and Thermal Recovery in Metals, *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 110, 1998.
- [8] Jimenez R., Alvarez-Icaza L., LuGre friction model for a magnetorheological damper, *Structural Control and Health Monitoring*, Mexico, 2005.
- [9] Kwok N.M., Ha Q.P., Nguyen J., Samali B., A novel hysteretic model for magnetorheological fluid dampers and parameter identification using particle swarm optimization, *Sensors and Actuators A* 132, pp. 441-451, 2006.
- [10] Marquardt D. W., An algorithm for least square estimation of parameters, *Indust. Math.* 11, pp. 431-441, 1963,.
- [11] Spencer B.F., Dyke S.J., Sain M.K., Carlson J.D., Phenomenological Model of a Magnetorheological Damper, *ASCE Journal of Engineering Mechanics*, March 1996.
- [12] Woźnica K., Kłosowski P., Evaluation of viscoplastic parameters and its application for dynamic behaviour of plates, *Archive of Applied Mechanics* 70, pp. 561-570, 2000.
- [13] Woźnica K., Penetier O., Renard J., Experiments and Numerical Simulations on Thin Metallic Plates Subjected to an Explosion, *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol.123, pp. 203-209, 2001.