

Dynamique des structures : étude des effets du micro-glissement dans les assemblages.

N. PEYRET^a, G. CHEVALLIER^a, J.L. DION^a

a. Supméca, EA 2336 – F - 93400 SAINT OUEN

Résumé :

Cette étude traite de l'amortissement dû aux micro-glissements dans les assemblages de structures. Un nouveau cas d'étude de l'amortissement dans les structures assemblées a été proposé et justifié. Le modèle de structure proposé est un modèle de poutres assemblées dont la position des interfaces est originale. Cette structure est bi-encastree composée de trois poutres successives. Les poutres sont reliées par deux interfaces planes. Les trois parties demeurent liées à l'aide d'une charge axiale N et de la friction entre les deux parties en contact.

La principale motivation du choix de cette structure, est de permettre le découplage des contraintes normales et tangentielles dans les interfaces, le montage retenu nous permet donc d'obtenir des conditions de contraintes particulières dans les interfaces placée en ces points à savoir : une contrainte normale constante et une contrainte tangentielle dynamique.

La conception de la structure expérimentale est présentée, justifiée et comparée par rapport aux dispositifs présents dans la littérature. Le dispositif d'essai est ensuite présenté : des patches piézoélectriques ont été collés sur la structure afin d'exciter le premier mode de vibration, des capteurs permettent d'obtenir la charge normale dans les interfaces et de mesurer le mouvement transversal.

Afin d'isoler les effets de l'amortissement dû aux seuls glissements partiels dans les interfaces étudiés, le comportement vibratoire d'une structure monolithique puis d'une structure assemblée de géométrie identique sont étudiées. Ainsi, les effets des interfaces sur la dynamique de la structure et la présence d'amortissement par micro-glissement sont mis en évidence expérimentalement.

La contribution d'une fonction de dissipation définie précédemment, permettant la modélisation de l'amortissement par une étude dynamique globale est comparée aux résultats expérimentaux. Afin de simuler plus précisément ces effets, une modélisation prenant en compte les défauts de forme des surfaces en contact est menée.

Abstract :

In structural dynamics, the problem of damping remains the biggest challenge. This paper deals with the energy losses caused by micro-slip in a nominally planar interface of a structure. Taking into account friction in the joints during the analysis of dynamic systems remains a complex task. This paper proposes an analytical and experimental study of flexural vibrations of a clamped-clamped beam with innovative position of the interfaces.

First, the benchmark is described and the choice of the position of the interface is justified. The experimental bench, and the dynamic behavior of this structure are presented. We propose to illustrate the mechanism of energy losses by micro-slip by making a comparison between the behavior of a "monolithic" beam and a sectioned beam.

Secondly, a modelisation of the interface taking into account the surface defect is presented. The energy dissipated by friction in the interface is calculated during a loading cycle. This leads to a definition of the dissipated energy, thus, to a nonlinear loss factor.

Mots clefs : Structure assemblée, micro-glissement, amortissement non linéaire, contact.

1 Introduction

La prédiction du comportement vibratoire de structures assemblées en phase de conception reste une opération difficile. L'amortissement impacte fortement la réponse de la structure, en particulier au voisinage des modes propres de vibration. Cependant l'amortissement reste une donnée difficilement prédictible.

L'impossibilité d'évaluer l'amortissement dès la phase de conception de la structure implique de longues et coûteuses campagnes d'essais afin de pouvoir le mesurer. Le résultat obtenu est souvent global pour la structure ou réduit à une approche modale, sans prise en compte du niveau d'excitation qui peut avoir une influence sur l'évolution de l'amortissement. Bien que les assemblages des sous-structures correspondent à des liaisons ne présentant pas de degrés de liberté cinématiques, entre les surfaces d'assemblage il se produit des glissements partiels qui provoquent une perte d'énergie par frottement

De nombreuses études ont été menées afin de comprendre et de mettre en évidence ce mécanisme de perte d'énergie dans les liaisons [1], [2], [3], [4]. Toutes ces études montrent que les liaisons sont une source majeure de dissipation d'énergie dans les structures assemblées. De nombreux auteurs ont constaté expérimentalement que dans les structures assemblées, l'amortissement induit par les assemblages est très supérieur à l'amortissement intrinsèque aux matériaux.

Il est donc nécessaire de pouvoir modéliser ces phénomènes afin d'être dans la mesure de quantifier cette énergie dissipée qui influence l'amortissement des modes propres de vibration de la structure assemblée

2 Etude expérimentale du modèle d'étude

2.1 Etat de l'art expérimental

Dion [5] propose l'analyse des différents bancs d'essais permettant l'étude des glissements partiels dans les assemblages en fonction de leur conception et du processus expérimental.

Une attention particulière a été portée à l'analyse du couplage entre les charges tangentielle et normale présentes dans les interfaces de liaison. En pratique ce couplage rend les expérimentations assez difficile à réaliser, car la limite de glissement devient fonction de la dynamique de la charge normale.

De plus, lorsqu'il y a une fixation à un bâti ou à un système d'excitation, il est impossible de dissocier l'énergie dissipée par glissement partiel dans les assemblages de la structure de celle qui est dissipée dans les fixations

2.2 Justification expérimentale du nouveau modèle d'étude

Les travaux théoriques présentés dans Peyret et al. [6] visent à justifier la conception d'une structure pour laquelle les contraintes normales ne dépendent pas du temps et du mouvement de vibration. L'étude a permis de proposer une poutre bi-encastree chargée normalement où les interfaces sont normales à l'axe neutre et situés là où les contraintes normales induite par la flexion sont nulles. Cette étude a également permis de démontrer que le facteur de perte obtenu est non linéaire en fonction de l'amplitude de la charge. Dans cette conception, nous avons une structure « épaisse » avec un choix original du positionnement des interfaces ce qui permet d'avoir un découplage complet entre la contrainte normale statique et la contrainte tangentielle dynamique.

Cette configuration permet de maîtriser la contrainte normale, le choix de la structure implique par contre que les surfaces composant les interfaces sont difficilement conformables. De plus afin d'isoler spécifiquement l'énergie dissipée dans les interfaces et donc l'amortissement que cela implique, le parti a été pris de réaliser et tester deux poutres identiques, l'une monolithique et l'autre coupée et réassemblée. La comparaison des résultats permet de s'affranchir de la contribution des encastremets quant à l'énergie dissipée par glissement partiel).

2.3 Banc d'essai

2.3.1 Géométrie du banc d'essai

Le banc d'essai a été conçu en partant du principe de la poutre définie par le modèle analytique, il est constitué de (voir Fig 1- gauche) : un plan de symétrie, deux blocs massifs permettant de réaliser l'encastrement -1-, deux zones d'interface. La géométrie autour des deux zones d'interface a été conçue afin de maximiser la hauteur de la zone -2-.

Ces contraintes géométriques posées, il faut s'assurer de la conformité du chargement des interfaces, à savoir : contraintes normales uniformes et indépendantes de la dynamique de flexion de la poutre.

Cela revient à vérifier que : le moment de flexion est nul dans l'interface et la contrainte normale due à l'effort N est uniforme dans l'interface.

Le respect de ces contraintes de conception conduit à la géométrie définie Figure 1 (gauche).

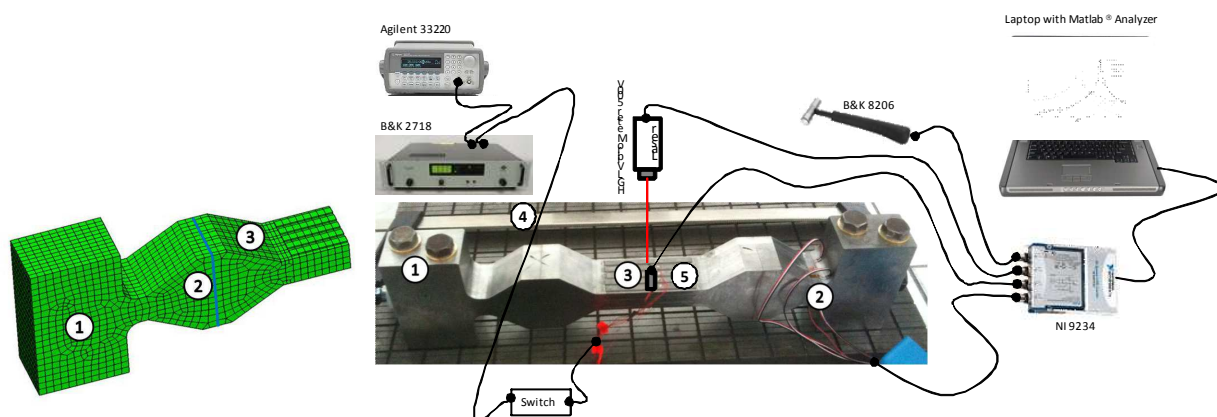


Figure 1. Géométrie du banc d'essai (gauche) ; Vue de la structure « vissée » sur un marbre (droite).

Afin d'obtenir une contrainte normale uniformément répartie dans l'interface de coupe, une variation progressive de l'épaisseur de la poutre a été définie (Fig 1 gauche -3-) et permet ainsi de répartir la précharge normale N dans l'interface. Enfin, la géométrie a été optimisée pour d'obtenir le plus grand écart de fréquence entre le premier et le second mode de flexion (second mode à 2776Hz pour un premier mode à 1099Hz) afin d'éviter le couplage entre ces deux premiers modes.

2.3.2 Instrumentation du banc d'essai

Au montage de la poutre, une pré-charge normale est appliquée à l'aide d'un serre-joint (Fig. 1 droite -4-), la poutre est ensuite fixée sur un marbre par quatre vis (Fig. 1 droite -1-). Le diamètre des vis, le diamètre des trous de passage ainsi que le couple de serrage appliqué permettent de maintenir la charge normale durant la mesure. Le niveau de la charge normale est mesuré par des jauges de déformation placées sur les deux côtés de la poutre (Fig. 1 droite -2-).

Lors de la mesure, la charge normale est supposée rester statique. La mesure dynamique de cette charge montre un couplage dynamique avec la charge transversale dont l'amplitude ne dépasse pas $\pm 1\%$ de la charge nominale, on peut donc considérer que notre charge reste statique durant l'essai.

L'excitation de la structure se fait en utilisant, soit un marteau de choc, soit les patches piézoélectriques installés sur la poutre (Fig. 1 droite -3-). Les patches piézoélectriques sont collés sur la face supérieure et la face inférieure de la poutre en polarisation inverse afin d'obtenir des effets opposés sur les deux côtés. Alors qu'ils sont en extension sur un côté, ils sont en compression de l'autre côté. Les patches génèrent donc un moment de flexion centré au milieu de la poutre. Le moment engendré est approprié à l'excitation du premier mode de flexion de la poutre. Par ailleurs, il est très facile d'arrêter l'excitation afin d'effectuer les tests en appropriation interrompue. Un commutateur placé dans le circuit électrique assure l'interruption de l'excitation. Parmi toutes les méthodes testées, la méthode d'appropriation interrompue avec des patches piézoélectriques reste la méthode d'excitation la plus précise mise en œuvre pour mesurer l'amortissement. Ceci est un élément important de ce travail.

Afin de mesurer le déplacement transversal, un accéléromètre et un laser-vélocimètre ont été utilisés.

2.4 Les mesures expérimentales

Seuls les résultats des tests effectués avec des chocs et des appropriations interrompues sont présentés.

Analyse aux chocs

Pour l'analyse des chocs, des FRF sont calculés entre le capteur du marteau de choc et l'accéléromètre (Fig. 2 gauche). Le choc se fait près du milieu de la poutre et l'accéléromètre est localisé au centre de la poutre.

Les mêmes tests sont effectués pour la poutre de référence (monolithique) et pour la poutre coupée (testée pour quatre niveaux de chargement normal dans la gamme).

La figure 2 (gauche) met en évidence trois effets notoires dans l'évolution des FRF :

- L'effet « assouplissant » des interfaces ;
- L'effet non-linéaire des interfaces ;
- L'effet d'amortissement de l'interface et de la charge normale.

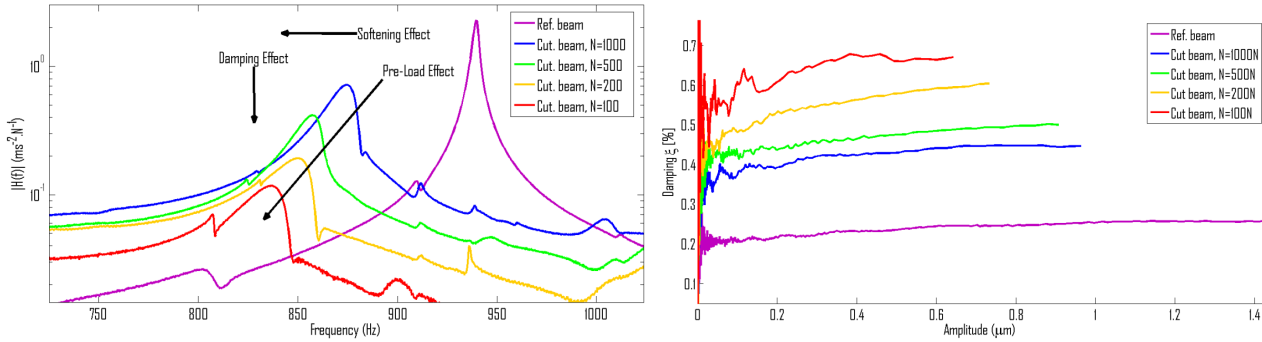


Figure 2. FRF entre l'accéléromètre et le capteur de marteau de choc (Gauche). Evolutions de l'amortissement en fonction de l'amplitude de déplacement pour différentes charges normales (Droite). Les deux poutres, monolithique et coupée, sont testées

Analyse en appropriation interrompue

L'amortissement de la poutre étant faible, sa mesure est effectuée dans le domaine temporel pour des raisons de précision et afin d'étudier l'évolution de l'amortissement en fonction de l'amplitude. Par ailleurs, afin de simplifier les techniques de post-traitement et à nouveau pour des raisons de précision, l'excitation sera réalisée par la technique d'appropriation interrompue en utilisant des patches piézoélectriques.

La Fig 2-droite représente l'évolution de l'amortissement modal du premier mode de flexion par rapport à l'amplitude de déplacement pour la poutre de référence et pour la poutre coupée chargée avec quatre niveaux de charges normales.

Ces courbes mettent en évidence :

- *L'effet non linéaire des interfaces sur l'amortissement* : l'amortissement dépend du déplacement d'amplitude et de la charge normale ;
- *L'augmentation de l'amortissement avec la diminution de la charge normale*. Cet effet a déjà été montré avec les excitations par choc ;
- *L'augmentation de l'amortissement avec l'augmentation de l'amplitude de déplacement*. Les interfaces de la poutre coupée dissipent de plus en plus d'énergie lorsque le déplacement augmente.

3 Modélisation de l'interface

3.1 Contact multi-bombé

La modélisation de l'interface par des surfaces nominalemeent planes ne permet pas de prendre en compte la présence d'énergie dissipée dès les plus petites oscillations de la structure (Figure 5 gauche). Cette dissipation est due aux défauts de surfaces. Afin de prendre en compte ces défauts géométriques, le contact entre les deux plans est considéré assuré par un ensemble de contact sphérique (bombé) que l'on divise en deux catégories (Figure 3) :

- m bombés "G" assurant la rigidité de l'interface, ce sont les premiers à être en contact lors du chargement normal de l'interface et ne peuvent pas glisser totalement (macro-slip) ;
- n bombés "P" pouvant glisser totalement lors du chargement tangentiel.

Le chargement normal de l'interface est défini par le rapprochement normal δ_n des deux surfaces constituant l'interface. Avant le chargement, la différence de hauteur entre les deux types de bombés est définie par h. Les bombés sont définis par leur rayon de courbure ρ_G et ρ_P .

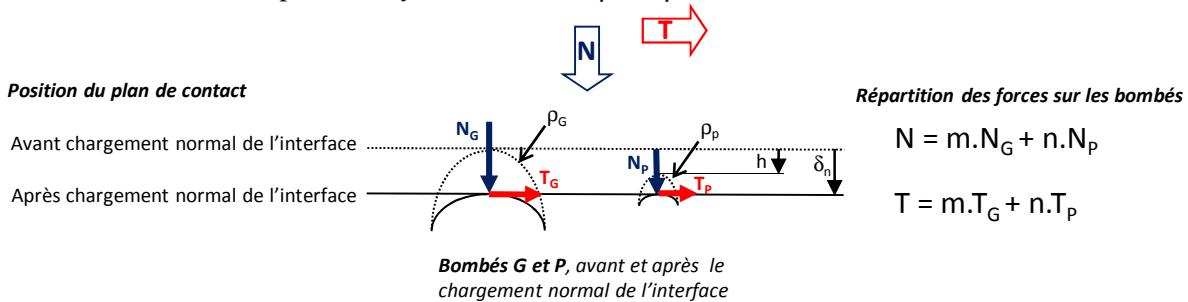


Figure 3. Modélisation de l'interface.

Le chargement de l'interface est définie par : charge normale N et charge tangentielle T. La répartition de ce chargement sur les différents bombés constituant l'interface est défini par N_i et T_i . La distribution de la force normale est fonction du rapprochement normal δ_n et est défini par la théorie de Hertz [7].

$$N = \frac{4}{3} E^* \left(m \rho_G^{\frac{1}{2}} \delta_n^{\frac{3}{2}} + n \rho_P^{\frac{1}{2}} (\delta_n - h)^{\frac{3}{2}} \right) \tag{1}$$

Une fois la charge normale appliquée, un déplacement tangentiel δ est appliqué entre les deux surfaces. On fait l'hypothèse que ce déplacement est le même pour chacun des bombés. En fonction de la valeur de δ , deux phase peuvent être identifiées :

- les bombés G et P ne glissent pas totalement : phase nommée "Glissement partiel généralisé" (GPS);
- les bombés G restent en glissement partiel and les bombés P glisse totalement : phase nommée "Pseudo glissement partiel" (PPS).

La distribution de l'effort tangentiel est fonction de l'approche normal et est définie par la théorie de Mindlin [8-9] :

<p>Pour la phase GPS</p> $T = m \mu N_G \left[1 - \left(1 - \frac{16 a_G}{3 \mu N_G G^*} \delta \right)^{\frac{3}{2}} \right] + n \mu N_P \left[1 - \left(1 - \frac{16 a_P}{3 \mu N_P G^*} \delta \right)^{\frac{3}{2}} \right]$		<p>Pour la phase PPS</p> $T = m \mu N_G \left[1 - \left(1 - \frac{16 a_G}{3 \mu N_G G^*} \delta \right)^{\frac{3}{2}} \right] + n \mu N_P$
--	--	--

(2)

3.2 Loss factor

Le cycle de chargement du contact modélisé ainsi que l'énergie dissipée sur ce cycle sont tracés sur la figure ?

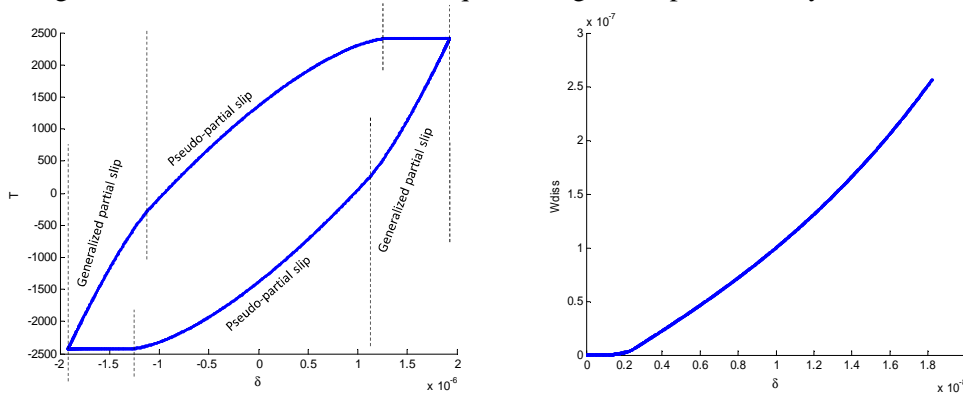


Figure 4. Force tangentielle T_i (N) (gauche), energie dissipée W_{diss} (J) (droite) vs déplacement δ (m)

En prenant en compte les forces extérieures appliquées excitant la structure, il est possible de définir un loss factor de la structure (voir figure 5 droite) :

$$\eta = \frac{W_{diss}}{\pi W_{ext}} \tag{3}$$

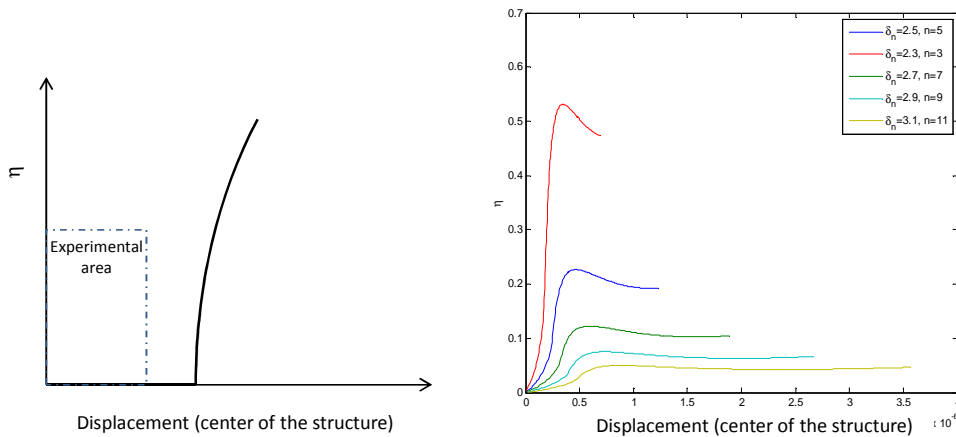


Figure 5. Loss factor η (%) vs v (m) déplacement du centre de la structure pour un contact entre surfaces planes (gauche) et un contact multi-bombé (droite).

4 Conclusion

Contrairement aux études expérimentales généralement trouvées dans la bibliographie, le moyen expérimental proposé vise à déterminer l'amortissement dans les interfaces avec des charges normale et transversale connues et contrôlées. Cependant, même si la charge est contrôlée, la distribution des contraintes normales dans l'interface dépend des surfaces de contact réelles et surtout de leur planéité. Afin de minimiser ces défauts, une attention particulière a été accordée dans l'usinage de la poutre. Le découpage en trois parties a été obtenu par électroérosion à fil. Le montage proposé s'attache à étudier l'amortissement non-linéaire dû aux micro-glissements dans les interfaces. La conception originale du dispositif expérimental est basée sur le découplage des charges normales statiques et des charges tangentielles dynamiques dans les interfaces.

L'excitation par appropriation interrompue après calage de l'excitation sur le premier mode de la structure permet d'obtenir une réponse en fréquence unique, et d'étudier le mode non-linéaire sans interférences avec d'autres modes. L'utilisation de patches piézoélectriques est essentielle pour le succès de la technique d'excitation par appropriation interrompue. Une amélioration de ce dispositif serait de mettre en place des patches piézoélectriques capables de fournir une amplitude de déplacement plus importante. Malgré sa forme assez éloignée d'un assemblage boulonné, ce banc reproduit les conditions de chargement d'un assemblage sous charge normale constante et charge tangentielle dynamique. De plus la comparaison des poutres monolithique et coupée permet d'isoler les amortissements induits par les interfaces mais aussi par d'autres sources (en particulier au niveau des surfaces de contact des encastremets). Expérimentalement, la fréquence et les évolutions du facteur de perte entre les poutres monolithique et coupée, sont conformes aux tendances issues de la bibliographie.

Afin de pouvoir modéliser l'évolution du facteur de perte, une modélisation prenant en compte les défauts de forme des surfaces en contact est proposée. Cette modélisation permet de retrouver un comportement proche de celui observé expérimentalement, à savoir, une dissipation d'énergie dès les plus petites oscillations de la structure.

Références

1. Goodman, L. et Klumpp, J., "Analysis of slip damping with reference to turbine-blade vibration", ASME
2. Hellers, L., "Amortissement dans les structures assemblées: Ph. D. Thesis, Université de Franche-Comté, 2005.
3. Gaul, L., Lenz, J., "Nonlinear dynamics of structures assembled by bolted joints", Acta Mechanica. 1997.
4. Masuko M., Ito Y., Yoshida K., "Theoretical analysis for a damping ratio of a jointed cantibeam", 16, Bulletin of JSME, 1973. 1421-1432.
5. Dion J.L., Chevallier G., and Peyret N.. Improvement of the measurement techniques for the damping induced by micro sliding. Mech. Syst. Signal Process, v. 34, p. 106-115, 2013.
6. Peyret N., Dion J-L., Chevallier G., Argoul P., "Micro-slip induced damping in planar contact under constant and uniform normal stress, IJAM, 2010, Vol. 2(2), 281-304.
7. Hertz H. On the contact of elastic solids. J. Reine Angew. Math., vol. 92, p156-171, 1882.
8. Mindlin R.D. Compliance of elastic bodies in contact. ASME J. Appl. Mech, v. 16, p. 259-268, 1949.
9. Mindlin R.D. Effects of an oscillating tangential force on the contact surfaces of elastic spheres. Proc. 1st US National Congress of Applied Mechanics, ASME, New York, p. 203, 1952.