



Montréal, Québec  
May 29 to June 1, 2013 / 29 mai au 1 juin 2013

## ***Étude de la stabilité à l'état déplacé des isolateurs sismiques en caoutchouc naturel***

Adamou Saidou; Gustavo Henrique Siqueira; Olivier Gauron; Patrick Paultre

**Abstract:** L'isolation sismique est une technique de contrôle de l'endommagement des structures qui consiste à découpler le mouvement de la structure de celui du sol lors d'un séisme par insertion d'appuis flexibles à la base de la structure. La flexibilité obtenue allonge la période fondamentale de la structure et entraîne une diminution des efforts sismiques, mais elle entraîne de larges déplacements latéraux susceptibles de générer des problèmes d'instabilité. Cet article présente une étude sur la stabilité à l'état déplacé des isolateurs sismiques en caoutchouc naturel. L'étude a permis de caractériser expérimentalement le phénomène d'instabilité des isolateurs et a permis de déterminer l'influence de la géométrie de l'isolateur sur le déplacement latéral critique pour une charge axiale donnée. Une étude expérimentale a d'abord été menée sur une paire d'isolateurs sismiques en caoutchouc naturel de tailles réelles. Une étude numérique par éléments finis calibrée sur les résultats expérimentaux a ensuite permis d'étendre l'étude à une plage plus large de géométries. Comme attendu, l'étude montre que la capacité axiale des isolateurs croît avec l'augmentation du facteur de forme et avec la diminution de la hauteur totale de caoutchouc et montre que des isolateurs de dimensions différentes, mais avec le même facteur de forme et le même élanement effectif subissent une perte de capacité axiale similaire avec l'augmentation du déplacement latéral relatif. Finalement, une comparaison avec les limites actuelles de la norme canadienne de calcul de ponts routiers CAN/CSA-S6-06 et du guide de l'AASHTO sur la conception par isolation sismique (AASHTO 1999) est présentée.

### **1 Introduction**

Les appuis élastomères font partie des isolateurs sismiques les plus utilisés en raison de leur simplicité de fabrication, d'installation et d'entretien. À cause des grands déplacements qu'ils subissent en cas de séisme, les isolateurs sismiques en caoutchouc présentent un risque d'endommagement sévère. Le déchirement et le flambement sont les deux types d'états limites ultimes qu'on retrouve pour ces appuis. Pour une charge axiale donnée, il existe un déplacement latéral maximum que peut subir le système d'isolation sans qu'il devienne instable. Cette limite de stabilité est assez difficile à déterminer à cause du comportement non-linéaire complexe du caoutchouc à grande déformation. Dans la pratique, la charge axiale critique à l'état déplacé est déterminée en appliquant un facteur de réduction sur une valeur  $P_{cr0}$  correspondant à la capacité axiale de l'isolateur à l'état non déplacé. Ce facteur de réduction dépend d'une aire réduite, calculée comme l'aire superposée des faces supérieure et inférieure de l'isolateur à l'état déplacé (Buckle et Liu 1994). Cette méthode de calcul sous-estime généralement la capacité axiale des isolateurs en caoutchouc. De plus, pour les isolateurs très élancés, cette méthode peut surestimer la capacité axiale critique aux déplacements latéraux intermédiaires (Buckle et al. 2002). Ni la norme canadienne de calcul de ponts routiers CSA/CAN S6-06, ni le guide de l'AASHTO ne donnent de méthode de calcul de la charge axiale critique des appuis sismiques en caoutchouc. À défaut, la stabilité de l'isolateur est validée lors d'essais en laboratoire qui sont exigés sur des prototypes des appuis dimensionnés.

## 2 Instabilité des isolateurs en caoutchouc

### 2.1 Approche analytique

La charge axiale critique à l'état non déplacé est généralement calculée à l'aide de la théorie de Haringx sur la stabilité des colonnes en cisaillement-flexion (Haringx 1950). Il s'agit d'une modification de la théorie classique d'Euler sur le flambement des colonnes élastiques afin de prendre en compte la contribution du cisaillement dans la déformation totale de l'élément. La charge axiale critique à l'état non déplacé est donnée par (Koh et Kelly 1987) :

$$[1] \quad P_{cr0} = \frac{1}{2}GA_s \left[ \left( 1 + \frac{4P_E}{GA_s} \right)^{1/2} - 1 \right]$$

où  $G$  est le module de cisaillement du caoutchouc généralement pris à une déformation en cisaillement de 100 % du caoutchouc,  $A_s$  est l'aire en cisaillement donnée par le produit de l'aire de l'isolateur  $A$  par le rapport  $h/t_r$  où  $h$  est la hauteur totale de l'isolateur excluant l'épaisseur des plaques externes et  $t_r$  l'épaisseur totale de caoutchouc.  $P_E$  est la charge critique d'Euler égale à  $\pi^2(EI)_{eff}/h^2$ . La rigidité effective en flexion  $(EI)_{eff}$  de l'isolateur est donnée par :

$$[2] \quad (EI)_{eff} = \frac{1}{3}E_c I \frac{h}{t_r}$$

où  $I$  est l'inertie en rotation de la section de l'isolateur et  $E_c$  est le module de compression de l'isolateur. La norme CAN/CSA-S6-06 recommande de calculer le module de compression selon la formule  $E_c = E(1 + 2kS_1^2)$ .  $E$  est le module de Young du caoutchouc pris égal à  $4G$ ,  $k$  est la constante du matériau relative à sa dureté (Roeder et al. 1987),  $S_1$  est le facteur de forme de l'isolateur donné par le rapport de la surface chargée d'une couche de caoutchouc par sa surface latérale. Dans l'équation [2], le facteur  $h/t_r$  est utilisé pour tenir compte du fait que les déformations en flexion ont lieu uniquement dans les couches de caoutchouc. Pour tenir compte du déplacement latéral dans le calcul de la charge critique de flambement de l'isolateur, un facteur de réduction est appliqué à  $P_{cr0}$ . Ce facteur proposé par Buckle et Liu 1994 est proportionnel à l'aire réduite  $A_r$  issue de la superposition des faces supérieure et inférieure de l'isolateur :

$$[3] \quad P_{cr} = P_{cr0} \left( \frac{A_r}{A} \right)$$

Pour un isolateur de forme carrée de côté  $b$  et soumis à un déplacement latéral  $u$ , l'aire réduite est donnée par  $b(b-u)$ . La méthode de l'aire réduite suppose donc une réduction linéaire de la capacité axiale de l'isolateur passant de  $P_{cr0}$  à l'état non déplacé à une capacité axiale nulle pour un déplacement latéral égal à la largeur de l'isolateur.

### 2.2 Approches expérimentales

Lorsqu'on déforme en cisaillement un isolateur soumis à une charge verticale constante, l'effort de cisaillement croît d'abord linéairement avec la déformation. Selon le niveau de charge axiale, cet effort peut ensuite témoigner d'un éventuel raidissement en tension du matériau, puis il atteint un maximum à partir duquel il chute rapidement avec l'augmentation de la déformation. La combinaison de charge axiale et de déplacement latéral correspondant à ce maximum est considérée comme un point d'instabilité pour le spécimen. À partir de ce point, celui-ci n'a en effet plus de rigidité pour revenir à sa position initiale non déformée et devient donc instable. Deux méthodes existent pour déterminer expérimentalement les points d'instabilité d'un isolateur en caoutchouc. La *méthode directe* consiste à déformer l'isolateur en cisaillement tout en lui appliquant une compression axiale constante, jusqu'à l'atteinte du point de rigidité tangentielle nulle en cisaillement qui correspond à un point d'instabilité. Cette méthode entraîne généralement la ruine du spécimen ou un fort endommagement et fournit un unique point d'instabilité. La *méthode MDC* (Méthode à déplacement constant), développée par Nagarajaiah et Ferrell 1999, est plus avantageuse, car elle permet d'obtenir un ensemble de points d'instabilité avec un seul spécimen. L'isolateur est soumis à une charge axiale croissante tandis que le déplacement latéral est maintenu

constant à une valeur  $u_0$ . Le chargement vertical est appliqué jusqu'à l'annulation de la réaction horizontale. L'essai est réalisé pour plusieurs valeurs de déplacement latéral  $u_0$ . Les courbes expérimentales donnent l'évolution de la réaction horizontale en fonction du niveau de chargement vertical pour un déplacement latéral donné. L'ensemble des points d'équilibre que représentent ces courbes permet d'obtenir un ensemble de points d'instabilité pour le spécimen testé. La méthode d'analyse sera illustrée à la section 3.3 pour l'obtention des résultats expérimentaux de la présente étude.

### 3 Étude expérimentale

#### 3.1 Échantillons

Deux isolateurs carrés ont été étudiés expérimentalement. La géométrie des deux spécimens est donnée au tableau 1, et la figure 1 illustre l'échantillon B2. Les plaques d'aciers internes et externes des isolateurs ont des épaisseurs respectives de 3 mm (1/8 po) et de 19 mm (3/4 po) et sont de grade 300W. Le caoutchouc naturel utilisé est de type 55 duro avec un module de cisaillement expérimentalement estimé à 0,89 MPa à 100 % de déformation.

Tableau 1- Géométrie des isolateurs étudiés expérimentalement

	B1	B2
Largeur $b$ (mm)	300	300
Hauteur $h$ (mm)	222	237
Épaisseur des couches de caoutchouc $t_c$ (mm)	12	9
Épaisseur des plaques d'acier $t_f$ (mm)	3	3
Nombre de couches de caoutchouc $N_c$	15	20
Hauteur totale de caoutchouc $t_r$ (mm)	180	180
Facteur de forme $S_1 (=b/4t_c)$	6,25	8,33
Facteur d'élanement $S_2 (= t_r / b)$	0,60	0,60

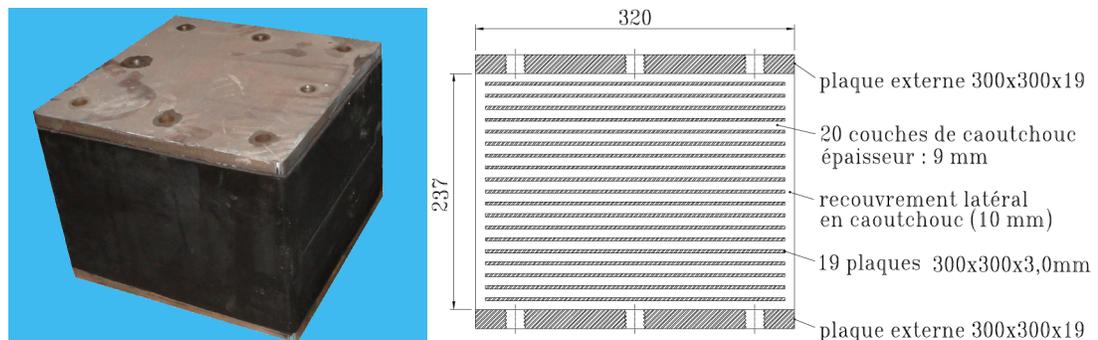


Figure 1 – Photographie et vue en coupe de l'échantillon B2

#### 3.2 Montage expérimental

Les isolateurs ont été testés au laboratoire de structures de l'Université de Sherbrooke. Le montage expérimental est illustré à la figure 2. Une presse de 12 000 kN permet d'exercer une compression statique verticale sur l'isolateur, et un vérin de 500 kN permet l'application d'une charge latérale de cisaillement statique ou dynamique. Des roulements linéaires au plan d'application de la charge verticale permettent d'exercer simultanément les deux charges sur le spécimen. Le montage est instrumenté pour mesurer les forces et déplacements appliqués au spécimen dans les deux directions.



Figure 2 – Montage expérimental pour l'essai d'isolateurs à échelle réelle en compression-cisaillement

### 3.3 Essais et résultats expérimentaux

Les isolateurs sont initialement soumis à une série d'essais dynamiques en cisaillement sous différents niveaux de charge axiale pour la caractérisation de leurs propriétés viscoélastiques équivalentes (rigidité latérale et taux d'amortissement). Les essais d'étude d'instabilité sont ensuite effectués selon la méthode MDC. L'appui est soumis à une charge axiale croissante à un déplacement latéral constant  $u_0$ . Le chargement vertical est appliqué en contrôle de déplacement à une vitesse de 0,02 mm/s jusqu'à l'annulation de la résultante de cisaillement mesurée par le vérin horizontal. L'essai est réalisé pour plusieurs valeurs de déplacement latéral  $u_0$  entre 0 et 300 mm, la largeur de l'échantillon.

La figure 3a montre l'ensemble des courbes expérimentales obtenues pour le spécimen B1, donnant l'évolution de la réaction horizontale  $F$  en fonction du niveau de chargement vertical pour différents déplacements latéraux. On remarque que la charge latérale diminue linéairement avec l'augmentation de la charge axiale  $P$ . On remarque aussi que le taux de perte de charge horizontale s'accroît pour des déplacements latéraux croissants. Pour un niveau de force horizontale donné (illustré pour 50 kN sur la figure 3a), on peut trouver un certain nombre de points d'équilibre, dont le maximum sur une courbe force latérale-déplacement (figure 3b) correspond au point critique de flambement. En répétant la procédure pour plusieurs niveaux de force horizontale, on établit la courbe représentant la variation de la charge axiale critique de l'isolateur en fonction du déplacement latéral  $u$ . La figure 4a donne les courbes de stabilité des deux isolateurs testés. Les résultats montrent que la capacité axiale des isolateurs croît avec l'augmentation du facteur de forme.

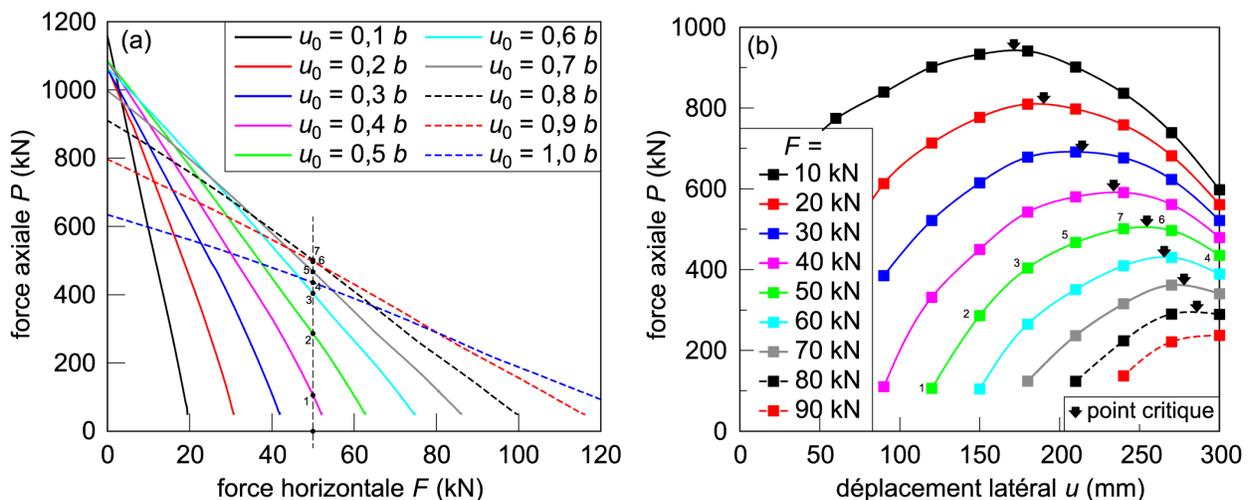


Figure 3 - Détermination de la charge axiale critique à l'état déplacé selon la méthode MDC pour l'échantillon B1

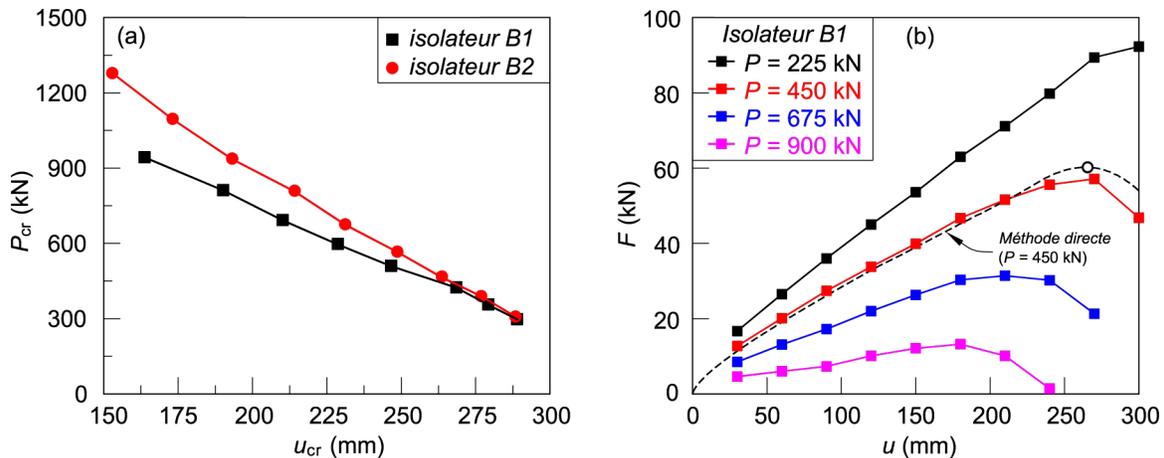


Figure 4 – Résultats expérimentaux. (a) - Variation de la charge axiale critique en fonction du déplacement latéral pour les deux échantillons, (b) – Comparaison avec la méthode directe

Un essai supplémentaire suivant la méthode directe a été réalisé sur un second spécimen de type B1 pour vérifier la validité de la méthode MDC. L'appui a été soumis à une charge axiale constante de 450 kN et à un déplacement latéral croissant jusqu'à l'annulation de la rigidité tangentielle en cisaillement. La figure 4b superpose la courbe expérimentale obtenue par la méthode directe et la courbe analogue déterminée selon la méthode MDC. Cette figure confirme la justesse des résultats fournis par la méthode MDC.

#### 4 Étude numérique

Une étude numérique a été effectuée pour compléter les précédents résultats expérimentaux avec une plage plus large de géométries d'isolateurs. Un modèle par éléments finis a été développé sous le logiciel ADINA pour douze (12) isolateurs de géométrie variée. L'étude a permis de montrer l'influence sur la capacité axiale de l'isolateur des deux principaux paramètres géométriques qui sont le facteur de forme  $S_1$  et l'élanement  $S_2$  de l'appui.

##### 4.1 Paramètres d'analyse

Les isolateurs ont été modélisés en état de déformation plane. Une analyse incrémentale non linéaire utilisant la formulation lagrangienne progressive a été utilisée. Les déplacements, les rotations et les déformations sont considérés finis. La formulation par éléments finis standard basée sur le déplacement peut mener à des erreurs significatives lorsque le matériau modélisé est presque incompressible (Bathe 2006; Sussman et Bathe 1987; Warn 2006). On utilise alors la formulation mixte déplacement-pression dans laquelle les valeurs de pression à certains nœuds de l'élément sont aussi considérées comme des variables. La méthode de Newton-Raphson a été utilisée pour la résolution des équations d'équilibre.

##### 4.2 Modélisation

###### 4.2.1 Géométrie

12 modèles ont été considérés. Trois facteurs de forme (6,25, 8,33 et 12,5) et trois élanements (0,36, 0,48 et 0,60) ont été étudiés. Quatre largeurs d'isolateur (150 mm, 250 mm, 300 mm et 450 mm) ont été considérées afin de vérifier l'influence de ce paramètre sur la capacité axiale des appuis. Les géométries des 12 isolateurs sont présentées au tableau 2. Les modèles 300T12N15 et 300T09N20 correspondent respectivement aux spécimens expérimentaux B1 et B2 étudiés précédemment. Les plaques d'aciers internes et externes des modèles ont des épaisseurs respectives de 3 mm et de 19 mm. Aucun recouvrement de caoutchouc n'a été utilisé pour les modèles numériques.

Tableau 2 - Géométrie des 12 modèles numériques étudiés

Modèle	$b$	$h$	$t_c$	$t_r$	$S_1$	$S_2$
--------	-----	-----	-------	-------	-------	-------

-	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	-	-
300T12N15 (B1)	300	222	12	180	6,25	0,60
300T12N12	300	177	12	144	6,25	0,48
300T12N09	300	132	12	108	6,25	0,36
300T09N20 (B2)	300	237	9	180	8,33	0,60
300T09N16	300	189	9	144	8,33	0,48
300T09N12	300	141	9	108	8,33	0,36
300T06N30	300	267	6	180	12,5	0,60
300T06N24	300	213	6	144	12,5	0,48
300T06N18	300	159	6	108	12,5	0,36
450T18N15	450	312	18	270	6,25	0,60
250T10N15	250	192	10	150	6,25	0,60
150T06N15	150	132	6	90	6,25	0,60

#### 4.2.2 Modélisation du caoutchouc naturel

Pour représenter le caoutchouc, le modèle néohookéen compressible a été choisi. Le modèle a été modifié pour tenir compte du raidissement du matériau à grande déformation au-delà de 100 % de déformation. La fonction de densité d'énergie de déformation définissant le comportement du caoutchouc est donnée par (ADINA 2009) :

$$W = C_1(I_1 - 3) + D_1(J - 1)^2 + \alpha_1(e^{\alpha_2(I_1 - 3)} - 1)$$

$I_1$  et  $J$  sont les premier et troisième invariants du tenseur de déformation de Cauchy-Green.  $C_1$ ,  $D_1$ ,  $\alpha_1$  et  $\alpha_2$  sont les constantes du matériau. La constante  $D_1$  est déterminée à partir du module de compressibilité  $K$  supposé à 2000 MPa.  $C_1$ ,  $\alpha_1$  et  $\alpha_2$  sont déterminés à partir de la prédiction du modèle en cisaillement simple (adapté de Treolar 1975) et de la courbe expérimentale contrainte déformation obtenue à partir d'un essai en cisaillement simple, réalisé sur un échantillon de caoutchouc double-couche de dimensions en plan 100 mm x 100 mm et d'épaisseur 10 mm par couche de caoutchouc. La figure 5a illustre le montage expérimental utilisé et la figure 5b superpose les courbes expérimentale et numérique obtenues après calibration du modèle.

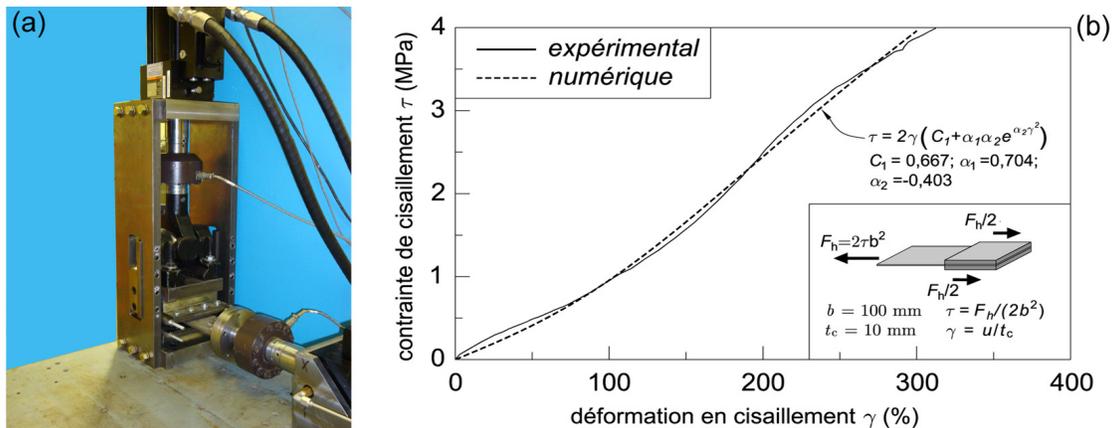


Figure 5 – (a) - Montage de caractérisation du caoutchouc; (b) – Courbes de comportement en cisaillement simple expérimentale et numérique.

#### 4.2.3 Maillage et formulation des éléments finis

Une analyse de maillage a montré que 60 subdivisions horizontales et 4 subdivisions verticales par couche de caoutchouc suffisent pour obtenir de bons résultats. Le maillage horizontal des plaques d'acier est identique à celui des couches de caoutchouc mais un seul élément est utilisé dans l'épaisseur. Des éléments rectangulaires u/p-4/1 prédéfinis dans le logiciel ADINA ont été utilisés pour représenter le caoutchouc. Ces éléments utilisent 4 nœuds pour définir le champ de déplacement et 1 nœud pour définir le champ de pression. Pour l'acier, des éléments rectangulaires standards à 4 nœuds ont été utilisés. Dans le modèle, tous les degrés de liberté de la surface inférieure de la plaque d'acier inférieure

ont été fixés. La face supérieure de la plaque supérieure est contrainte à l'horizontalité, mais est libre en translations verticale et horizontale. Lors d'un chargement, le modèle est soumis à une charge axiale constante  $P_0$ , puis déplacé latéralement jusqu'à un déplacement égal à la largeur de l'isolateur, ce qui correspond à la méthode directe d'essai évoquée à la section 2.

### 4.3 Résultats numériques

La figure 6a montre la réponse en cisaillement du modèle 300T12N15 à différents niveaux de contrainte de compression. On remarque que pour une compression suffisante, il existe un point de rigidité tangentielle nulle qui correspond à la limite de stabilité de l'isolateur. La figure 6b montre l'évolution de la charge axiale critique en fonction du déplacement latéral imposé pour le modèle 300T12N15. Comme attendu, on remarque une diminution de la capacité axiale de l'isolateur avec l'augmentation du déplacement latéral. La figure 7 compare les courbes de charges axiales critiques expérimentales et numériques des deux spécimens expérimentaux. On peut voir qu'une excellente concordance est obtenue pour les deux isolateurs, validant ainsi le modèle par éléments finis. La figure 7 présente aussi l'estimation de la capacité des isolateurs obtenue en appliquant la méthode de l'aire réduite à la valeur de charge axiale critique  $P_{cr0}$  obtenue selon la théorie de Haringx (Eq. 1). On peut voir que cette méthode de calcul sous-estime grandement la capacité des isolateurs. La figure 8 montre les résultats obtenus pour les isolateurs ayant 300 mm de largeur. Comme attendu, on remarque que la capacité de l'isolateur augmente avec l'augmentation du facteur de forme  $S_1$  et la diminution de l'élanement  $S_2$ .

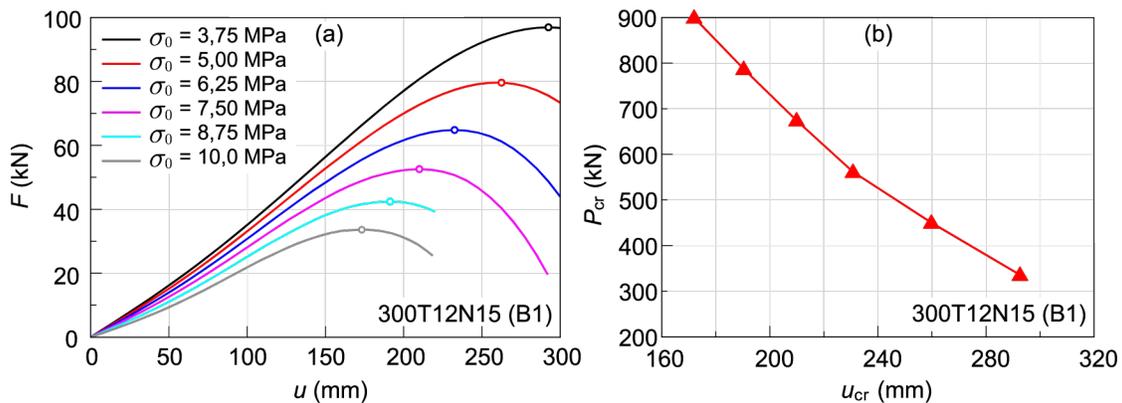


Figure 6 – Résultats numériques pour le modèle 300T12N15

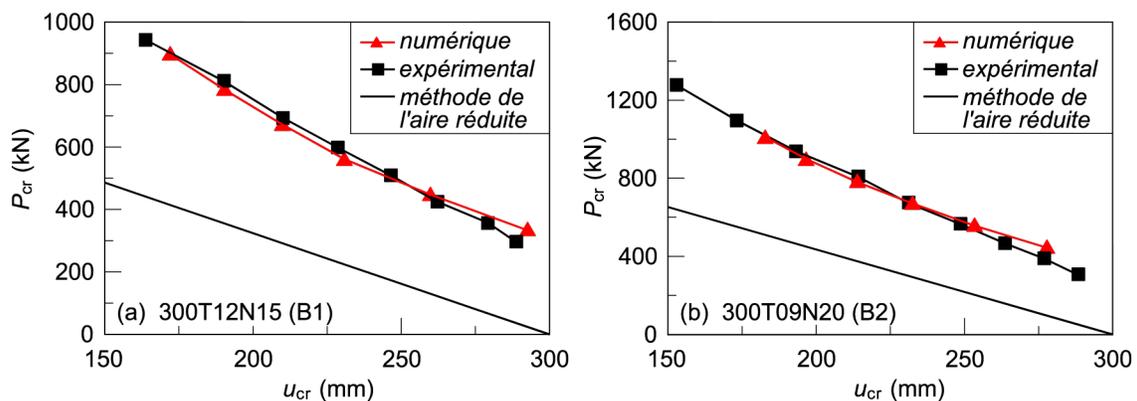


Figure 7 – Comparaison des résultats expérimentaux et numériques.

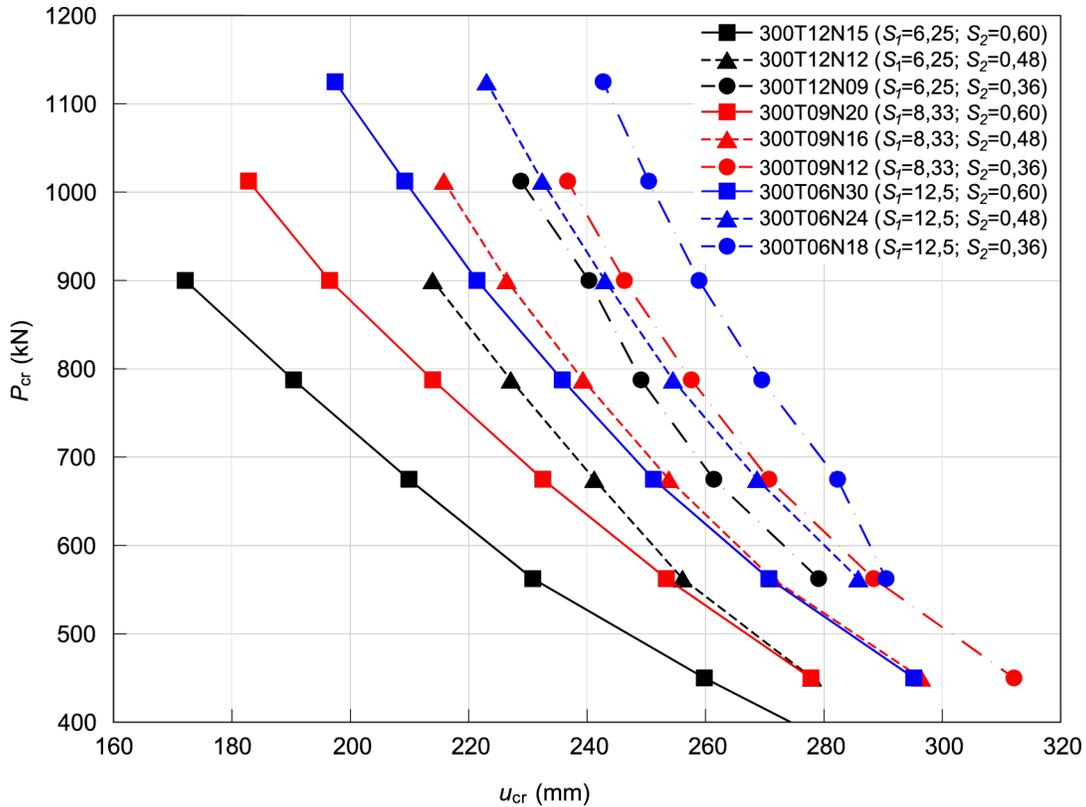


Figure 8 - Courbes de stabilité numériques des neuf isolateurs de 300 mm de largeur

La figure 9a présente les courbes de charges critiques obtenues pour les isolateurs 450T18N15, 300T12N15, 250T10N15 et 150T06N15. Ces quatre isolateurs ont des largeurs différentes (150, 250, 300 et 450 mm), mais ont le même facteur de forme  $S_1$  ( $=6,25$ ) et le même élancement  $S_2$  ( $=0,60$ ). Une méthode de normalisation des courbes de stabilité est proposée à la figure 9b pour s'affranchir du paramètre de largeur des isolateurs dans une étude de stabilité des isolateurs. La charge critique est normalisée par l'aire  $A$  de l'isolateur et le déplacement critique est normalisé par  $h/S_2$ . La figure 9 montre que des isolateurs de même facteur de forme et de même élancement présentent des charges critiques normalisées très semblables. Cette relation peut être exploitée pour le tracé d'abaques de vérification de la stabilité des isolateurs. Connaissant la charge axiale supportée par un isolateur, son facteur de forme et son élancement, on peut déterminer le déplacement maximum admissible pour prévenir l'instabilité.

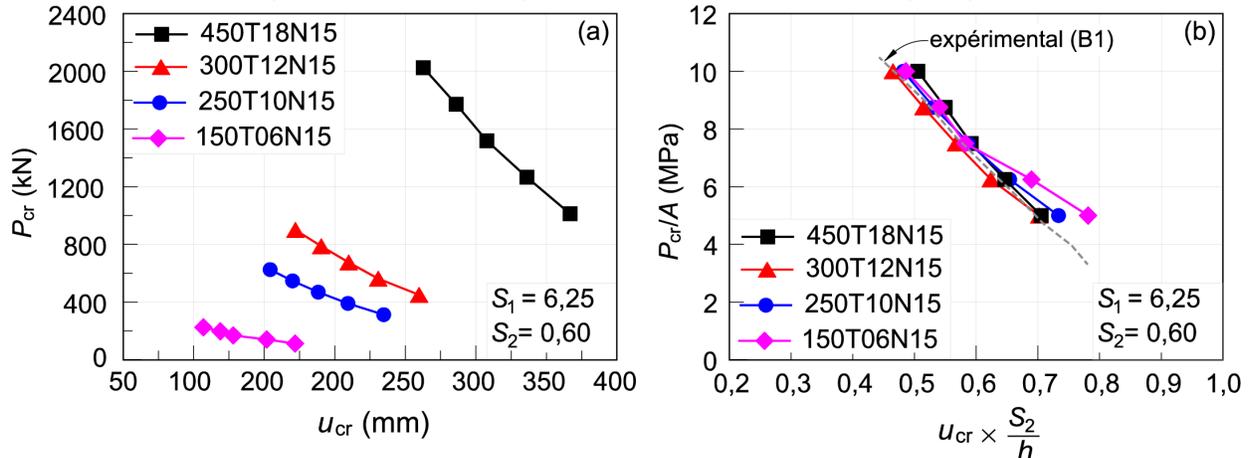


Figure 9 - Relation entre le facteur de forme  $S_1$ , l'élancement  $S_2$  et la limite de stabilité

## 5 Comparaison avec les normes S6-06 et AASHTO

La norme CAN/CSA-S6-06 impose des limites sur les déformations en cisaillement dans le caoutchouc entraînées par les différentes combinaisons de charges. La norme impose une limite à la déformation cumulée en cisaillement  $\gamma_{cum}$  générée dans le caoutchouc par la combinaison de charges sismiques. Ainsi la somme des déformations en cisaillement engendrées par la compression, le cisaillement et la rotation ne doit pas dépasser  $0,75\epsilon_u$ , où  $\epsilon_u$  est l'élongation à la rupture du matériau selon l'essai normalisé ASTM-D412 (580 % dans le cas du matériau de cette étude). Une limite de  $0,33\epsilon_u$  est aussi imposée sur la déformation en cisaillement dans le caoutchouc due à la seule compression axiale. Ces limites peuvent se traduire en termes de restrictions sur la contrainte axiale admissible  $\sigma_0$  en fonction du déplacement latéral  $u$  de l'isolateur, soit :

$$[4] \quad \sigma_0 \leq \frac{0,055\epsilon_u E_c}{S_1} \quad \text{et} \quad \sigma_0 \leq \frac{E_c}{6S_1} \left( 1 - \frac{u}{b} \right) \left( \gamma_{cum} - \gamma_r - \frac{u}{b} S_2^{-1} \right)$$

où  $\gamma_r$  est la déformation en cisaillement due à la rotation de l'appui. Le guide de l'AASHTO (AASHTO 1999) impose des restrictions similaires à quelques différences près : elle donne directement la déformation maximum cumulée ( $\gamma_{cum}=5,5$ ) ; elle ne considère que 50 % de la déformation en rotation dans la combinaison sismique ; la déformation en cisaillement due à la seule compression est limitée 2,5. Les deux limites sont illustrées à la figure 10 sur un graphe représentant la capacité d'un isolateur de 300 mm de large et de facteur de forme  $S_1$  de 8,33 pour différents facteurs d'élanement  $S_2$ . On remarque que les isolateurs d'élanement moyen à faible ( $S_2 < 0,7$ ) peuvent subir des contraintes et des déplacements beaucoup plus grands que ceux imposés par la norme canadienne CAN/CSA-S6-06. On peut aussi voir qu'à partir d'un certain élanement, les restrictions de la norme sur les déformations en cisaillement suffisent à elles seules pour assurer la stabilité de l'isolateur, peu importe la charge axiale supportée ou déplacement latéral de dimensionnement.

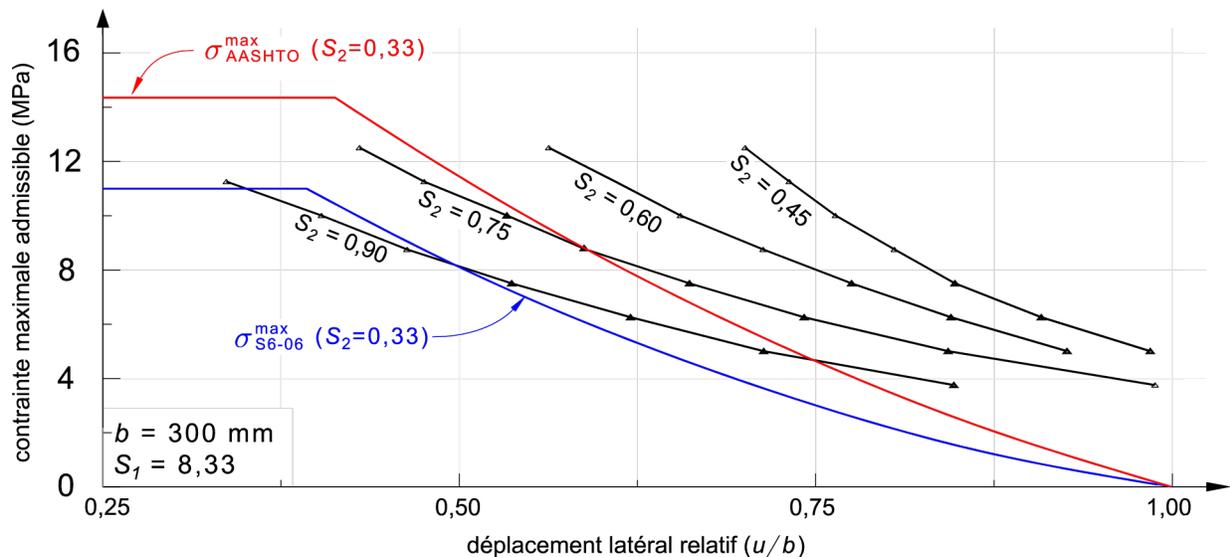


Figure 10 - Comparaison de la capacité d'un isolateur de 300 mm de large et de facteur de forme 8,33 avec les limites sur la déformation en cisaillement imposées par les normes de dimensionnement

## 6 Conclusion

Les isolateurs sismiques représentent un moyen efficace de réduire la vulnérabilité sismique des structures et sont particulièrement utilisés sur les ponts. Ils présentent toutefois un risque d'instabilité du fait de leur grande flexibilité, des déplacements importants auxquels ils sont soumis durant un tremblement de terre et des charges verticales importantes qu'ils doivent supporter en tout temps. Cet

article a présenté une étude sur la stabilité à l'état déplacé des isolateurs sismiques en caoutchouc naturel. Une étude expérimentale sur des spécimens à échelle réelle a permis de valider un modèle numérique d'isolateurs par éléments finis pour le calcul des charges axiales et déplacements critiques de flambement d'une série d'isolateurs de dimensions, de facteurs de forme et d'élançements différents. Les résultats expérimentaux et numériques ont montré que la capacité axiale des isolateurs augmente avec l'augmentation du facteur de forme et la réduction de l'élançement. L'étude a aussi montré que, pour un facteur de forme donné, il existe une limite d'élançement en dessous de laquelle les limitations de la norme CAN/CSA-S6-06 sur la charge verticale admissible suffisent pour assurer la stabilité de l'isolateur. Les résultats de l'étude ont également démontré que les calculs de charge critique d'instabilité basés sur la théorie de Haringx combinée à la méthode de l'aire réduite sous-estimaient la capacité réelle des isolateurs. Une méthode de normalisation des courbes de charges critiques a été proposée, permettant de s'affranchir du paramètre géométrique de largeur des spécimens. Ce dernier point pourrait en particulier être exploité pour le tracé d'abaques sur les plages de facteur de forme et d'élançement usuels qui pourraient être utilisées pour la vérification de la stabilité des isolateurs en caoutchouc lors du dimensionnement d'une structure isolée ou lors de l'évaluation de son comportement sismique.

### **Remerciements**

Les auteurs aimeraient souligner le soutien financier du Conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada (CRSNG) à travers le Réseau canadien pour la recherche parasismique (RCRP). Les auteurs remercient le Fonds du Québec pour la recherche sur la nature et les technologies (FQRNT) pour son soutien financier au Centre d'études interuniversitaire des structures sous charges extrêmes (CEISCE). Les auteurs tiennent aussi à remercier le Ministère des Transports du Québec et l'entreprise Produits-HÉVÉA. Finalement, les auteurs remercient les techniciens Laurent Thibodeau, Jeason Desmarais Claude Aubé et Raphael Prévost pour leur aide dans la réalisation des essais.

### **Bibliographie**

- ADINA, R&D. 2009, 'ADINA, Theory and Modeling Guide', Technical report, ADINA RD, inc.
- AASHTO 1999, Guide specifications for seismic isolation design, American Association of State Highway and Transportation Officials.
- Bathe, K.-J. 2006, Finite Element Procedures, Englewood Cliffs, N.J. : Prentice Hall, 1037 p
- Buckle, I. G. et Liu, H., 1999, Experimental determination of critical loads of elastomeric isolators at high shear strain, Bulletin NCEER, 8(3), 1–5.
- Buckle, I.; Nagarajaiah, S. & Ferrell, K. 2002, 'Stability of elastomeric isolation bearings: Experimental study', Journal of Structural Engineering 128(1), 3 -11
- CAN/CSA-S6-06, 2006, Canadian Highway Bridge Design Code CAN/CSA-S6-06, Canadian Standards Association
- Haringx, J.A., 1950, On highly compressible helical springs and rubber rods, and their application for vibration-free mounting, Philips Research Reports, 196p
- Koh, C. G.; Kelly, J., 1987, 'Effects of axial load on elastomeric isolation bearings', UBC/EERC-86/12.
- Nagarajaiah, S., and Ferrell, K. 1999. Stability of elastomeric seismic isolation bearings. Rep. NCEER-91-0005, National Center for Earthquake Engineering Research, SUNY, Buffalo, NY.
- Roeder, C.; Stanton, J. & Taylor, A. 1987, PERFORMANCE OF ELASTOMERIC BEARINGS. National Cooperative Highway Research Program Report, 1987
- Sussman, T et Bathe, K.-J. 1987, 'A Finite Element Formulation for Nonlinear Incompressible Elastic and Inelastic Analysis', Journal of Computers and Structures 26, 357-409.
- Treolar, L. R. G. Idt, B., 1975, The physics of rubber elasticity, Oxford University Press
- Warn, Gordon P., Whittaker, A. S. 2006, 'A study of the Coupled Horizontal-Vertical Behavior of Elastomeric and Lead-Rubber Seismic Isolation Bearings', Technical report, MCEER.