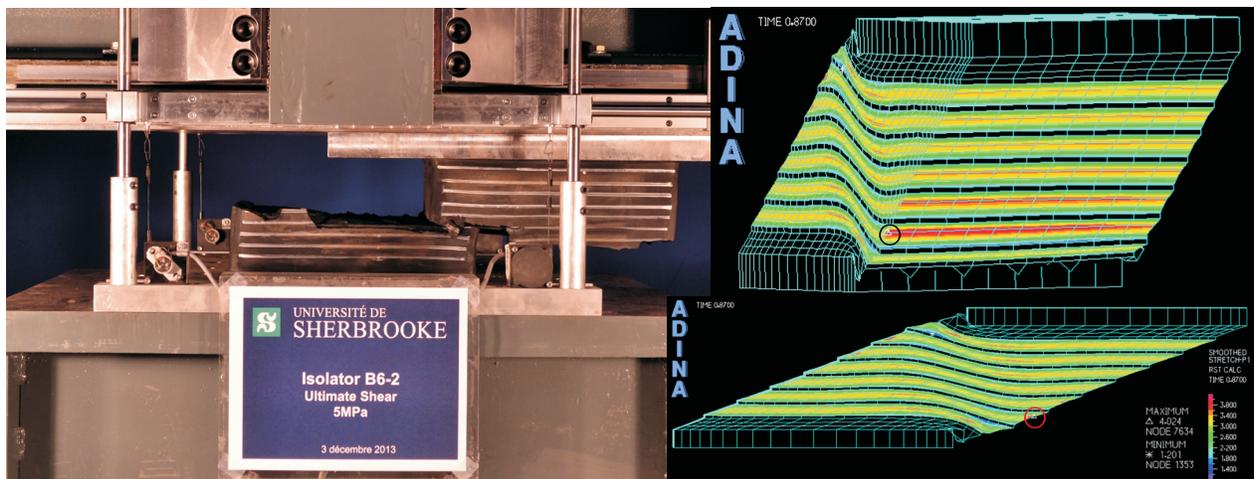


## RAPPORT DE RECHERCHE

Centre de recherche en génie parasismique et en dynamique des structures

# DÉTERMINATION DES ÉTATS LIMITES DES APPUIS ET DES ISOLATEURS DE PONTS DANS UNE APPROCHE BASÉE SUR LA PERFORMANCE SISMIQUE

O. Gauron, A. Saidou, A. Busson et P. Paultre





Rapport final de projet de recherche exécuté par l'Université de  
Sherbrooke pour le Ministère des Transports du Québec :

**Détermination des états limites des appuis  
et des isolateurs de ponts dans une approche  
basée sur la performance sismique**

Numéro de référence : MTQ-R716  
Numéro de rapport : CRGP-2014/01

Olivier GAURON  
Adamou SAIDOU  
Arnaud BUSSON  
Patrick PAULTRE

**Université de Sherbrooke**  
Département de génie civil  
2500 Boulevard Université  
J1K 2R1 Sherbrooke (Qc)  
Canada

28 février 2014





---

# RÉSUMÉ

Le présent document constitue le rapport final d'un projet de recherche visant à améliorer l'évaluation de la fragilité sismique des ponts du réseau routier québécois et à optimiser le dimensionnement sismique des structures isolées selon l'approche de la performance sismique. L'objectif global du projet est de déterminer qualitativement et quantitativement les états limites ultimes des isolateurs sismiques et des simples appuis de ponts en matériaux élastomères. Les isolateurs sismiques représentent un moyen efficace de réduire la vulnérabilité sismique des structures. Ils présentent toutefois un risque d'instabilité ou de déchirement du fait des déplacements importants auxquels ils sont soumis durant un tremblement de terre et des charges verticales importantes qu'ils doivent supporter en tout temps.

Dans ce projet, une revue bibliographique a été effectuée portant sur l'isolation des ponts, l'influence de la charge verticale sur les propriétés mécaniques des isolateurs et des appuis de ponts, leur stabilité à l'état déplacé et la rupture par déchirement des élastomères. Une étude expérimentale a été effectuée au laboratoire de structures de l'Université de Sherbrooke sur des spécimens d'isolateurs et d'appuis de ponts à échelle réduite et à échelle réelle. Des essais dynamiques de caractérisation en compression-cisaillement ont montré l'effet du niveau de chargement vertical sur les propriétés mécaniques des appareils, notamment leur rigidité. Des essais de recherche des états limites ultimes ont, eux, permis de caractériser le phénomène d'instabilité à l'état déplacé et de rupture par déchirement. La campagne d'essais a mis en évidence que les appareils d'appui et d'isolation sismique ne témoignent d'aucun endommagement graduel intermédiaire entre leur état sain et leur état limite ultime. L'ensemble des essais a ensuite permis de valider un modèle numérique d'isolateurs, développé sur le logiciel d'éléments finis ADINA, et de mettre en place des méthodes numériques prédictives d'instabilité et de rupture des appareils d'appui et d'isolation sismique.

Le modèle numérique a été utilisé de manière intensive pour étudier l'influence de la charge verticale et des principaux paramètres géométriques définissant les appareils sur leurs états limites ultimes : facteur de forme, élancement et largeur, sur des populations numériques complètes d'appareils d'appui et d'isolation. L'influence de la largeur a été particulièrement approfondie pour permettre l'adimensionnement des résultats et la définition d'abaques de dimensionnement à l'usage des ingénieurs de la pratique. Une comparaison des abaques avec les normes CAN/CSA S6-06 et GSSID/AASHTO en a découlé, montrant notamment que les limites imposées par les normes peuvent être parfois trop sécuritaires ou pas assez selon la géométrie de l'isolateur. La fin de l'étude a permis la définition d'états limites statistiques basés sur la probabilité qu'un appareil d'une population donnée ait atteint ou non sa valeur de déformation critique. Ainsi, quatre niveaux d'états limites statistiques ont pu être définis pour les appuis, et cinq pour les isolateurs.



---

# REMERCIEMENTS

Le Centre de recherche en génie parasismique et en dynamique des structures (CRGP) de l'Université de Sherbrooke remercie le ministère des Transports du Québec (MTQ) pour avoir soutenu financièrement le présent projet de recherche. Les auteurs de ce rapport remercient en particulier la division des structures du MTQ à Québec pour l'intérêt qu'elle a porté à ce projet. Les auteurs remercient également M. Luc Lapointe, ing., pour ses suggestions et corrections apportées au document.

Le CRGP tient à remercier Produits Hévée Inc., manufacturier de produits en caoutchouc naturel situé à Richmond (Québec, Canada), pour avoir fourni gracieusement l'ensemble des spécimens expérimentaux testés dans ce projet de recherche (isolateurs sismiques à échelle réelle et réduite, et spécimens de caractérisation de caoutchouc). L'équipe de recherche du CRGP tient à souligner l'importance de la contribution de Produits Hévée Inc. à ce projet et remercie particulièrement M. Jean-Paul Deslauriers et M. Gilles Gingras, respectivement président de Produits Hévée Inc. et responsable de la recherche et du développement, pour leur aide et la qualité de leurs services.

Les auteurs souhaitent également remercier Calcul Canada et son personnel pour leur contribution à la réalisation des nombreux calculs numériques sur lesquels se basent les conclusions de cette étude. Calcul Canada opère le supercalculateur Mammouth, situé dans les locaux de l'Université de Sherbrooke, sur lequel tous les calculs par éléments finis ont été effectués.



---

# Table des matières

<b>Table des figures</b>	<b>vi</b>
<b>Liste des tableaux</b>	<b>ix</b>
<b>1 INTRODUCTION</b>	<b>1</b>
1.1 Contexte et problématique . . . . .	1
1.2 Conception et évaluation sismiques des ponts basées sur la performance . . . . .	2
1.3 Appuis et isolateurs sismiques élastomères pour les ponts . . . . .	3
1.4 Objectifs du projet et méthodologie . . . . .	5
1.5 Rapport de projet . . . . .	6
<b>2 ISOLATION SISMIQUE À LA BASE</b>	<b>8</b>
2.1 Protection sismique des structures . . . . .	8
2.2 Isolation sismique à la base . . . . .	10
2.3 Théorie de l'isolation à la base . . . . .	12
2.3.1 Principes fondamentaux . . . . .	12
2.3.2 Effet de la période sur la force sismique . . . . .	13
2.3.3 Rôle de l'amortissement . . . . .	14
2.3.4 Limitations de l'isolation sismique à la base . . . . .	14
2.4 Analyse des structures isolées à la base . . . . .	15
2.4.1 Méthode de la charge uniforme modifiée . . . . .	15
2.4.2 Méthodes spectrales modales d'analyse . . . . .	16
2.4.3 Méthode d'analyse par diagramme d'évolution . . . . .	17
2.5 Systèmes d'isolation sismique à la base . . . . .	18
2.5.1 Appuis en élastomère . . . . .	19
2.5.2 Pendules à friction . . . . .	19
2.5.3 Système Eradiquake . . . . .	20
2.5.4 Autres systèmes d'isolation à la base . . . . .	21
2.6 Isolateurs sismiques en caoutchouc . . . . .	22
2.6.1 Comportement mécanique du caoutchouc naturel . . . . .	22
2.6.2 Propriétés mécaniques des isolateurs en caoutchouc . . . . .	24
2.6.3 Facteurs influençant les propriétés mécaniques des isolateurs en caoutchouc . . . . .	28
2.6.4 Modélisation des isolateurs sismiques en caoutchouc . . . . .	30

<b>3</b>	<b>ÉTATS LIMITES DES ISOLATEURS EN CAOUTCHOUC – ÉTAT DE L’ART</b>	<b>34</b>
3.1	Stabilité des isolateurs en caoutchouc naturel . . . . .	35
3.1.1	Approches théoriques . . . . .	35
3.1.2	Modélisation en compression-cisaillement des ISE . . . . .	39
3.1.3	Approches expérimentales . . . . .	44
3.2	Rupture par déchirement des isolateurs en caoutchouc naturel . . . . .	46
3.2.1	Rappel de mécanique des milieux continus . . . . .	46
3.2.2	Critère de rupture plan . . . . .	47
3.2.3	Critère de rupture volumique . . . . .	50
3.2.4	Rupture adhésive . . . . .	51
<b>4</b>	<b>ÉTUDES EXPÉRIMENTALES</b>	<b>53</b>
4.1	Montages expérimentaux . . . . .	53
4.1.1	Montage pour spécimens réduits . . . . .	53
4.1.2	Montage pour spécimens à échelle réelle . . . . .	54
4.2	Protocoles expérimentaux . . . . .	56
4.2.1	Essais de caractérisation . . . . .	56
4.2.2	Essais de recherche des états limites ultimes . . . . .	57
4.2.3	Conditions d’essais . . . . .	58
4.3	Spécimens expérimentaux . . . . .	58
4.3.1	Description générale des spécimens . . . . .	58
4.3.2	Détails sur les spécimens expérimentaux choisis . . . . .	60
4.3.3	Essais effectués sur les spécimens . . . . .	62
4.4	Caractérisation mécanique des isolateurs et influence du niveau de chargement axial	63
4.4.1	Calcul des propriétés mécaniques des isolateurs . . . . .	63
4.4.2	Propriétés mécaniques à compression axiale nulle . . . . .	65
4.4.3	Effet de la charge axiale sur la rigidité latérale . . . . .	69
4.4.4	Effet de la charge axiale sur l’amortissement . . . . .	71
4.5	Résultats expérimentaux sur les états limites ultimes . . . . .	73
4.5.1	Illustration de l’analyse des essais de stabilité . . . . .	73
4.5.2	Principaux résultats expérimentaux par séries de spécimens . . . . .	76
<b>5</b>	<b>ÉTUDE NUMÉRIQUE</b>	<b>84</b>
5.1	Formulation du modèle de caoutchouc . . . . .	84
5.1.1	Hypothèses . . . . .	84
5.1.2	Équations constitutives . . . . .	85
5.1.3	Méthode d’analyse . . . . .	87
5.2	Définition du modèle par éléments finis . . . . .	88
5.2.1	Matériaux . . . . .	88
5.2.2	Conditions aux frontières du modèle numérique . . . . .	91
5.2.3	Type de modélisation et formulation des éléments . . . . .	91
5.2.4	Analyse de maillage . . . . .	93
5.3	Validation du modèle par éléments finis . . . . .	95
5.3.1	Validation pour des problèmes analytiques connus . . . . .	95
5.3.2	Validation par les résultats expérimentaux . . . . .	95
<b>6</b>	<b>DÉFINITION DES ÉTATS LIMITES PAR ANALYSES NUMÉRIQUES</b>	<b>101</b>
6.1	Spécimens numériques . . . . .	101

6.2	Détermination numérique des états limites d'un spécimen . . . . .	104
6.2.1	Instabilité par flambement . . . . .	104
6.2.2	Rupture par déchirement du matériau . . . . .	104
6.3	Étude paramétrique des états limites ultimes . . . . .	107
6.3.1	Influence de la largeur . . . . .	107
6.3.2	Influence de la charge axiale . . . . .	113
6.3.3	Influence du facteur de forme . . . . .	113
6.3.4	Influence de l'élanement . . . . .	116
6.4	Abaques de dimensionnement . . . . .	118
6.4.1	Définition des abaques . . . . .	118
6.4.2	Comparaison avec les limites des normes CAN/CSA S6-06 et GSSID/AASHTO120	
6.5	Définition d'états limites statistiques . . . . .	121
6.5.1	Pondération des résultats numériques . . . . .	122
6.5.2	Étude statistique des états limites ultimes . . . . .	127
6.5.3	Définition d'états limites statistiques . . . . .	130
<b>7</b>	<b>CONCLUSION</b>	<b>134</b>
<b>A</b>	<b>DIMENSIONNEMENT DES ISOLATEURS SISMIQUES</b>	<b>140</b>
A.1	Spécifications sur les matériaux . . . . .	140
A.2	Spécifications les propriétés mécaniques . . . . .	140
A.3	Spécifications sur la capacité . . . . .	141
A.4	Spécifications sur la stabilité . . . . .	142
A.5	Essais requis sur les isolateurs . . . . .	142
A.6	Autres spécifications . . . . .	143
<b>B</b>	<b>THÉORIE DE HARINGX</b>	<b>145</b>
B.1	Modèle de Haringx . . . . .	145
B.2	Équations constitutives . . . . .	146
B.3	Détermination de la charge axiale critique . . . . .	148
<b>C</b>	<b>DESSINS DE DÉFINITION DES SPÉCIMENS EXPÉRIMENTAUX</b>	<b>149</b>
	<b>Bibliographie</b>	<b>169</b>



---

# Table des figures

1.1	Types d'appareils d'appuis . . . . .	3
2.1	Classification des méthodes de contrôle structural dans les ouvrages d'art . . . . .	9
2.2	Principe de l'isolation sismique à la base . . . . .	10
2.3	Types de systèmes d'isolation sismique à la base . . . . .	11
2.4	Isolateur sismique en élastomère typique . . . . .	11
2.5	Comparaison des trois méthodes de conception parasismique . . . . .	13
2.6	Effet de la période sur la force sismique et le déplacement maximal . . . . .	14
2.7	Modèle simplifié à un degré de liberté d'un pont isolé à la base . . . . .	17
2.8	Spectre de dimensionnement modifié pour les ponts isolés à la base . . . . .	18
2.9	Modèle par éléments finis en bâtons d'un pont isolé à la base . . . . .	18
2.10	Isolateurs sismiques en élastomère typiques et leurs courbes de comportement . . . . .	19
2.11	Pendule à friction typique . . . . .	20
2.12	Système Eradiquake typique . . . . .	21
2.13	Autres types d'appareils d'isolation sismique à la base . . . . .	22
2.14	Modèle d'une couche de caoutchouc confinée verticalement soumis à des efforts . . . . .	25
2.15	Effet de la température sur l'hystérèse d'un isolateur en caoutchouc . . . . .	28
2.16	Effet du niveau de déformation et de l'historique du chargement . . . . .	29
2.17	Courbe hystérétique du modèle linéaire viscoélastique . . . . .	31
2.18	Courbe hystérétique du modèle bilinéaire . . . . .	32
2.19	Courbe du modèle hystérétique non linéaire . . . . .	33
3.1	Modèle de colonne de Haringx . . . . .	35
3.2	Influence de la charge axiale sur la rigidité dynamique . . . . .	38
3.3	Aire superposée pour un isolateur à l'état déplacé . . . . .	39
3.4	Modèle de Koh-Kelly . . . . .	41
3.5	Modèle analytique non linéaire . . . . .	43
3.6	Prédiction de la variation de $P_{cr}$ par le modèle analytique non linéaire . . . . .	44
3.7	Réponse à un essai de poussée progressive sur un isolateur en caoutchouc . . . . .	45
3.8	Détermination de la courbe de stabilité d'un isolateur par la méthode MDC . . . . .	46
3.9	Points de rupture pour quatre élastomères distincts . . . . .	49
3.10	Représentation graphique du critère hyperbolique amélioré . . . . .	50
3.11	Pression hydrostatique et apparition d'une cavité . . . . .	51

4.1	Montage expérimental pour les isolateurs de taille réduite . . . . .	54
4.2	Montage expérimental pour les isolateurs de taille réelle . . . . .	55
4.3	Étapes de chargement pour les essais directs en cisaillement . . . . .	56
4.4	Étapes de chargement pour les essais de stabilité par la méthode MDC . . . . .	57
4.5	Architecture des différentes séries de spécimens expérimentaux . . . . .	59
4.6	Distribution des spécimens expérimentaux dans le plan des géométries $\{S,el\}$ . . . . .	61
4.7	Décollement à la base des spécimens sans recouvrement autour des plaques d'ancrage . . . . .	62
4.8	Aperçu des spécimens à différentes étapes des essais . . . . .	64
4.9	Boucles d'hystérésis du spécimen C3-1 pour différents niveaux de déplacement latéral . . . . .	66
4.10	Propriétés du spécimen C3-1 en fonction de la déformation en cisaillement . . . . .	66
4.11	Variation du module de cisaillement à compression axiale nulle . . . . .	67
4.12	Effet du raidissement du matériau sur le module de cisaillement . . . . .	67
4.13	Énergie de déformation dissipée par cycle de chargement à chargement axial nul . . . . .	68
4.14	Variation du taux d'amortissement à chargement axial nul . . . . .	68
4.15	Effet de la charge axiale sur les boucles d'hystérésis du spécimen C3-1 . . . . .	69
4.16	Variation de la rigidité latérale du spécimen C3-1 pour différents niveaux de charge axiale . . . . .	70
4.17	Variation relative de la rigidité latérale en fonction de la charge axiale . . . . .	70
4.18	Variation du taux d'amortissement du spécimen C3-1 . . . . .	71
4.19	Comparaison de l'amortissement avec la prédiction théorique viscoélastique . . . . .	72
4.20	Variation de $E_{dv}$ en fonction du niveau de charge axiale . . . . .	72
4.21	Détermination des points critiques du spécimen B1 selon la méthode MDC . . . . .	74
4.22	Construction des courbes de cisaillement indirectes et validation de la méthode MDC . . . . .	75
4.23	Courbes de comportement indirectes des spécimens A1 et A2 . . . . .	76
4.24	Courbes de stabilité des spécimens B1, B2, B3, B5 et B8 . . . . .	77
4.25	Photos des spécimens B1 et B8 durant les essais d'instabilité . . . . .	77
4.26	Courbes directes de comportement des spécimens B6 et B7 . . . . .	79
4.27	Photos des spécimens B6 après rupture par déchirement . . . . .	79
4.28	Courbes de comportement des spécimens C1, C2 et C3 . . . . .	80
4.29	Photo du spécimen C3-2 au moment de la rupture par déchirement . . . . .	80
4.30	Courbes de comportement directes des spécimens CS-2012 et de la série CP . . . . .	82
4.31	Photos des spécimens CP après rupture par déchirement . . . . .	82
4.32	Faciès de rupture par cavitation des spécimens de la série T . . . . .	83
5.1	Spécimens utilisés pour les essais de caractérisation du matériau . . . . .	88
5.2	Montage expérimental de caractérisation . . . . .	89
5.3	Calibration du modèle sur les essais de caractérisation . . . . .	90
5.4	Conditions de retenue et étapes de chargement du modèle numérique . . . . .	91
5.5	Comparaison des analyses en deux dimensions et trois dimensions . . . . .	92
5.6	Rendu du maillage du modèle du spécimen B1 . . . . .	93
5.7	Influence du maillage sur la réponse du spécimen B1 à 5 MPa . . . . .	94
5.8	Comparaison de la réponse du modèle à certaines solutions analytiques connues . . . . .	95
5.9	Sensibilité de la réponse du modèle à la valeur de $K$ . . . . .	96
5.10	Comparaison des courbes de comportement expérimentales et numériques (1/2) . . . . .	97
5.11	Comparaison des courbes de comportement expérimentales et numériques (2/2) . . . . .	98
5.12	Comparaison des courbes de stabilité expérimentales et numériques . . . . .	100
6.1	Matrice des spécimens numériques . . . . .	102
6.2	Déformations et déplacements critiques numériques des spécimens expérimentaux . . . . .	106

6.3	Localisation des ruptures expérimentale et numérique : spécimen B6 . . . . .	108
6.4	Localisation des ruptures expérimentale et numérique : spécimen C1 . . . . .	108
6.5	Adimensionnement par $t_r$ des déplacements critiques de rupture par déchirement . . . . .	109
6.6	Adimensionnement en $\sigma_{cr} = P_{cr}/A$ et $\gamma_{cr} = u_{cr}/t_r$ des courbes de stabilité . . . . .	110
6.7	Adimensionnement en $\sigma_{cr} = P_{cr}/A$ et $u_{cr}/h$ des courbes de stabilité . . . . .	110
6.8	Courbes critiques pour différentes largeurs du spécimen $S = 13$ et $el = 0,48$ . . . . .	112
6.9	Distribution des états limites ultimes dans le repère $(S,el)$ selon la charge axiale . . . . .	114
6.10	Évolution du type d'état limite en fonction de l'élançement . . . . .	114
6.11	Évolution des courbes critiques en fonction du facteur de forme . . . . .	115
6.12	Évolution des courbes critiques en fonction de l'élançement . . . . .	117
6.13	Abaques de dimensionnement pour les appuis et les isolateurs sismiques . . . . .	118
6.14	Distribution des valeurs de déplacements critiques dans le plan $(S,el)$ à 10 MPa . . . . .	120
6.15	Influence de $S$ et $el$ sur les limites des normes S6-06 et AASHTO . . . . .	121
6.16	Comparaison des abaques avec les limites des normes S6-06 et AASHTO . . . . .	122
6.17	Loi de pondération de la charge axiale : loi log-normale $\mu = 1,85$ et $\sigma = 0,5$ . . . . .	124
6.18	Pondérations appliquées à la population des appuis . . . . .	125
6.19	Pondérations appliquées à la population des isolateurs . . . . .	126
6.20	Champ de pondération des zones d'appuis et d'isolateurs dans le plan $(S,el)$ . . . . .	126
6.21	Influence statistique de la charge axiale sur les déformations critiques . . . . .	128
6.22	Distributions des déformations critiques des isolateurs en fonction de la charge axiale . . . . .	128
6.23	Influence statistique de l'élançement sur les déformations critiques . . . . .	129
6.24	Distribution des déformations critiques des isolateurs en fonction de l'élançement . . . . .	129
6.25	Distribution des déformations critiques de la population complète des appuis . . . . .	131
6.26	Distribution des déformations critiques de la population complète des isolateurs . . . . .	132
6.27	Distribution des déformations critiques des populations réduites d'isolateurs . . . . .	133
B.1	Modèle colonne de Haringx soumis aux conditions de retenue d'un isolateur sismique . . . . .	145



---

# Liste des tableaux

2.1	Facteurs de modification de réponse en fonction de l'amortissement . . . . .	16
2.2	Coefficient de site pour les ouvrages isolés à la base . . . . .	16
4.1	Géométrie des spécimens expérimentaux . . . . .	60
4.2	Essais sur les spécimens expérimentaux . . . . .	63
4.3	Propriétés mécaniques du spécimen C3-1 à chargement axial nul . . . . .	66
4.4	Valeurs des déplacements et déformations critiques des spécimens ayant déchirés . . . . .	81
5.1	Caractéristiques géométriques des échantillons de caractérisation . . . . .	88
5.2	Constantes du modèle constitutif du caoutchouc . . . . .	91
5.3	Nombres d'éléments par direction étudiés dans l'analyse de maillage . . . . .	94
5.4	Erreurs numériques sur les courbes de comportement . . . . .	99
5.5	Erreurs numériques sur les courbes de stabilité . . . . .	100
6.1	Déformations principales et déplacements numériques des spécimens expérimentaux . . . . .	106
6.2	Spécimens pour l'étude d'influence de la largeur . . . . .	109
6.3	Dispersion moyenne des déplacements critiques due au facteur de forme . . . . .	116
6.4	Zones triangulaires d'exclusion des abaques pour des charges supérieures à 7 MPa . . . . .	120
6.5	Distribution des états limites intermédiaires et ultime . . . . .	131
6.6	Définition des états limites statistiques en termes de déformations . . . . .	133



---

# INTRODUCTION

## 1.1 CONTEXTE ET PROBLÉMATIQUE

Le présent projet de recherche vise à améliorer l'évaluation de la fragilité sismique des ponts du réseau routier québécois et à optimiser le dimensionnement sismique de ses futures structures selon l'approche de performances sismiques de plus en plus répandue dans les problématiques de conception sismique des structures. Plusieurs projets en collaboration avec le ministère des Transports du Québec (MTQ) ont été menés ces dernières années à l'Université de Sherbrooke pour l'évaluation de la fragilité sismique des ponts du Québec, et ceux-ci ont contribué à un effort pour établir un outil d'aide à la décision postsismique pour les éventuelles réparations des structures [47, 44]. L'évaluation de la performance sismique d'un pont consiste à déterminer le niveau d'endommagement de la structure à la suite d'un séisme d'intensité donnée. L'endommagement est qualifié selon 5 échelons allant progressivement d'aucun dommage à la ruine de la structure, renseignant sur les moyens qui seront nécessaires à une remise en fonction du pont. La détermination de la performance sismique globale d'un pont se fait par l'évaluation de la performance sismique de chacune de ses composantes structurales. Cette évaluation est permise uniquement si des états limites de fonctionnement sont connus pour chacune des composantes structurales et si ceux-ci sont associés à un niveau d'endommagement. Les états limites correspondent à des phénomènes d'endommagement graduels, c'est-à-dire au sens large, à des modifications notables de l'état original du composant, que l'on peut lier à des valeurs connues d'un ou plusieurs paramètres de réponse qui seront atteintes durant un tremblement de terre. Cet exercice est souvent délicat si des essais représentatifs de la réalité ne sont pas effectués, car la définition des dommages et de leurs effets sur le bon fonctionnement de la structure reste très subjective et ne fait souvent pas l'unanimité. Au stade actuel de l'état de l'art, les états limites pour le comportement en cisaillement des appareils d'appuis et des isolateurs sismiques de ponts, souvent à base d'élastomères, sont de véritables inconnues. Les états limites actuellement utilisés varient d'une étude à l'autre et reposent sur des phénomènes pour la plupart supposés, non vérifiés par la pratique ou l'expérience, et sont associés à des valeurs de paramètres de réponse discutables. Seuls les paramètres de déplacements latéraux sont en général utilisés, très souvent sans égard aux conditions de chargement vertical ou de température environnante. De plus, les états limites généralement proposés ne font pas de distinction entre appuis de pont ou isolateurs sismiques alors que les comportements sismiques de ces deux types d'appareil sont très différents en raison, d'une part, du type de liaison aux piles et au tablier du pont et, d'autre part, en raison des différences géométriques de ces deux types d'appareils. La conséquence de la mauvaise définition de ces états limites est une mauvaise estimation du niveau d'endommagement des appuis et isolateurs

de ponts à la suite d'un séisme donné. Il en résulte une erreur d'estimation du niveau de dommages du pont au complet. Par exemple, lorsqu'un outil d'aide à la décision postséisme est élaboré sur la base de courbes de fragilité de pont, les priorités d'intervention se retrouvent biaisées.

Le projet de recherche qui a été mené à l'Université de Sherbrooke vise à répondre aux carences actuelles sur la connaissance des états limites des appareils d'appuis élastomères, et à définir clairement ceux-ci de manière distincte pour les simples appuis de ponts et pour les isolateurs sismiques. Cette étude fournit ainsi des données complémentaires indispensables pour les études d'évaluation de la performance sismique des ponts ainsi que pour le dimensionnement sécuritaire d'isolateurs dans le cadre d'une étude sismique des ouvrages.

### 1.2 CONCEPTION ET ÉVALUATION SISMIQUES DES PONTS BASÉES SUR LA PERFORMANCE

Le concept de performance sismique des structures occupe une place de plus en plus importante dans les nouvelles normes de construction. Déterminer la performance sismique d'une structure correspond à évaluer son niveau d'endommagement à la suite d'un événement sismique donné. Dans le cas de l'évaluation de la performance sismique d'une structure existante, l'approche est préventive, car elle a pour but d'informer sur le niveau de réparation nécessaire à la remise en fonction de la structure. On peut ainsi définir des priorités d'intervention à la suite d'un séisme ou planifier une réhabilitation avant séisme si des ponts stratégiques s'avèrent trop vulnérables. Dans le cas d'une nouvelle conception de pont, l'approche basée sur la performance est plutôt économique, car elle permet d'ajuster le dimensionnement en fonction d'un objectif de performance donné, lié à l'importance du pont à l'étude.

La performance sismique d'une structure est évaluée selon 5 échelons graduels définis qualitativement et de façon générale comme ceci :

1. **Occupation immédiate** : dommages structuraux limités ou inexistants, permettant au système de reprise des efforts verticaux et latéraux de conserver leurs caractéristiques originales. Aucune réparation structurale.
2. **Dommages modérés** : état intermédiaire entre la remise en service immédiate de la structure et un état de dommages avancé, mais sécuritaire. Réparations nécessaires, mais relativement légères. Peu ou pas de blessures aux utilisateurs.
3. **Sécurité essentielle** : dommages structuraux importants, mais aucun risque d'effondrement. Blessures éventuelles pour les utilisateurs, mais risque de mortalité très faible. Réparations majeures nécessaires, pas nécessairement économiquement réalisables.
4. **Sécurité limitée** : dommages structuraux sévères avec un risque d'effondrement limité. Risque de blessures non négligeable pour les utilisateurs. Réparations lourdes à prévoir et difficiles à réaliser.
5. **Stabilité structurale** : dommages structuraux considérables, où la structure reste stable pour permettre son évacuation d'urgence, mais est proche de l'effondrement partiel ou total. Risque de blessures important. Réparations souvent impossibles ou trop onéreuses.

Aux États-Unis, la Federal Emergency Management Agency (FEMA) a associé à la précédente description des états limites d'endommagement des composantes structurales des ponts [20] :

1. **Sans dommage** : aucune composante du pont endommagée.
2. **Endommagement léger** : fissures mineures et perte d'enrobage dans les culées, fissures dans les clés de cisaillement dans les culées, fissuration et perte d'enrobage mineure aux ro-

tules, perte d'enrobage mineure des poteaux (le dommage requiert seulement des réparations cosmétiques), fissuration mineure du tablier.

3. **Endommagement modéré** : fissuration modérée des poteaux et perte d'enrobage (les poteaux restent encore stables structurellement), mouvement modéré des culées ( $< 50$  mm), fissuration sévère des clés de cisaillement, déformations excessives des connexions boulonnées, défaillance des plaques de retenue sans glissement hors appui, tassement modéré des approches.
4. **Endommagement sévère** : défaillance structurelle des poteaux sans effondrement, déplacement résiduel significatif des connexions, tassement majeur des approches, décalage vertical des culées, tassements au niveau des connexions, défaillance des clés de cisaillement des culées.
5. **Endommagement complet** : effondrement des poteaux, perte du support des connexions, défaillance des fondations, ce qui peut engendrer l'effondrement du tablier ou le basculement des sous-structures.

La précédente description des états limites d'endommagement des ponts ne fournit pas ou peu d'information à propos des appareils d'appuis, montrant la lacune existant à l'heure actuelle sur ces composantes structurales.

### 1.3 APPUIS ET ISOLATEURS SISMIQUES ÉLASTOMÈRES POUR LES PONTS

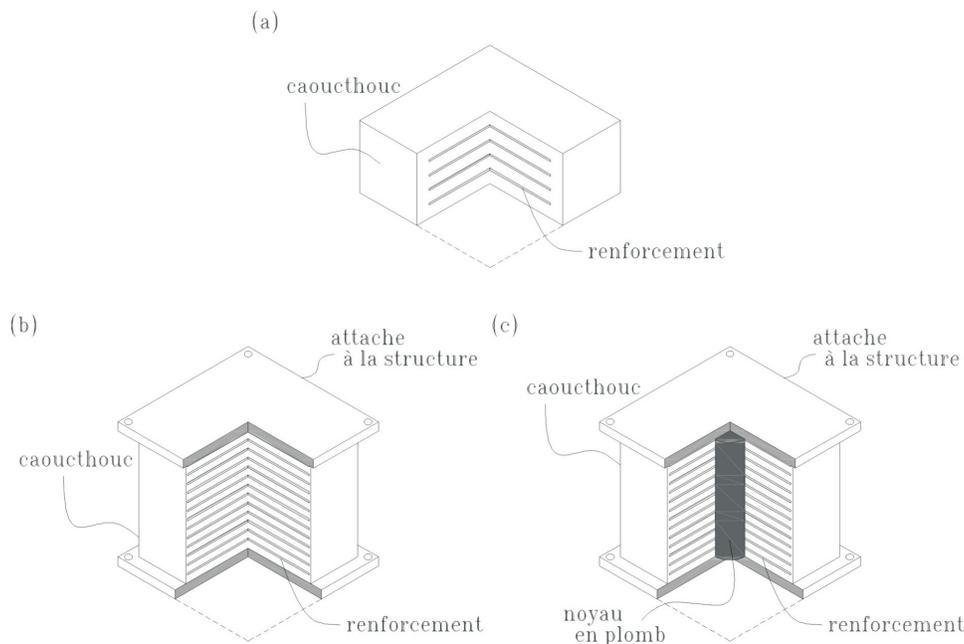


Figure 1.1 – Types d'appareils d'appuis : (a) appui simple ; (b) isolateur sismique ; (c) isolateur sismique avec noyau de plomb

Le projet de recherche vise à déterminer les états limites de comportement en cisaillement des appareils élastomères supportant les tabliers de ponts sur les culées ou les piles de ces derniers. Ces appareils se répartissent en deux catégories illustrées à la figure 1.1 qui seront toutes deux étudiées, soit les simples appuis (fig. 1.1a) et les isolateurs sismiques (fig. 1.1b et 1.1c). A priori, ces deux types d'appareil sont relativement semblables, puisque dans les deux cas il s'agit d'un coussin,

rectangulaire ou circulaire, composé d'une ou plusieurs couches de caoutchouc (caoutchouc naturel ou synthétique) vulcanisées entre des plaques d'acier. Ces deux types d'appareils se distinguent par leur vocation : les appuis servent simplement à supporter les charges verticales venant du tablier tout en s'accommodant aux petits mouvements de ce dernier (effets thermiques et charges latérales dues aux véhicules en mouvement), tandis que les isolateurs sont conçus pour se déformer en cisaillement de manière importante sous l'effet des grandes forces latérales d'inertie induites par les tremblements de terre. Bien que les simples appuis de pont n'aient pas pour vocation l'isolation sismique et n'aient donc pas à se déformer grandement en cisaillement en situation de service, ils subiront malgré tout, par nature, les mêmes effets importants en cisaillement que les isolateurs en cas de séisme majeur. Il convient donc d'en étudier les états limites au même titre que les isolateurs à des fins d'évaluation du comportement sismique des ouvrages comportant de simples appuis élastomères. De la différence de vocation, il s'ensuit trois différences majeures entre appuis et isolateurs, soit :

- **le type de connexion au reste du pont** : la plupart du temps, les appuis de pont n'ont pas d'élément de connexion particulier. Ils sont seulement déposés sur les piles ou les culées et le tablier est simplement appuyé dessus. Les isolateurs, eux, ont nécessairement des plaques de connexion inférieure et supérieure pour les boulonner aux piles, culées et tablier.
- **la rigidité latérale** : les isolateurs de pont sont conçus pour se déformer latéralement sous les forces d'inertie du tablier lors d'un tremblement de terre et sont, par conséquent, beaucoup plus flexibles que les appuis. Géométriquement, cela se traduit par une épaisseur nette totale de caoutchouc – et donc une hauteur totale de l'appareil – beaucoup plus importante pour un isolateur que pour un appui.
- **la rigidité verticale** : les isolateurs sont conçus pour ne subir que des déformations minimales en compression pour préserver leur comportement latéral et ils sont donc beaucoup plus rigides verticalement que les appuis. Géométriquement, cela se traduit par des épaisseurs de couches de caoutchouc beaucoup plus petites et un nombre de couches séparées par des plaques de frettage en acier beaucoup plus grand pour des isolateurs que pour des appuis.

Parmi ces trois caractéristiques, le type de connexion est, de loin, la plus importante différence, car c'est ce qui va déterminer le comportement latéral de la structure sur son appareil. En particulier, les phénomènes d'endommagement de l'ensemble appareil d'appui–tablier seront a priori très différents selon la connexion : si le tablier est simplement appuyé, il pourra glisser de sa position initiale sur l'appareil d'appui – ce dont le modèle d'éléments finis de la structure devra tenir compte –, tandis que si le tablier est boulonné, il aura les mêmes déplacements que l'isolateur sur lequel il se trouve. Les deux autres caractéristiques, géométriques, elles, relèvent de choix de dimensionnement selon la vocation de l'appareil. Les valeurs de ces paramètres géométriques auront une grande influence sur les valeurs de charges verticales critiques et de déplacement latéral critique auxquelles interviendront les états limites ultimes des appareils qui sont recherchés dans ce projet. Pour distinguer les deux types d'appareils dans cette étude, deux plages utiles de valeurs différentes des paramètres géométriques seront donc considérées.

La figure 1.1c illustre, à titre informatif, un dérivé de l'isolateur sismique dans lequel un noyau de plomb a été introduit. Le noyau permet de pallier certains défauts des isolateurs simples en leur conférant une rigidité latérale plus grande dans le domaine des faibles déformations (empêchant les déplacements excessifs sous les charges de vents violents) et une capacité dissipatrice d'énergie nettement supérieure. Après déformation, la force élastique des couches de caoutchouc permet au système de revenir à sa position initiale et le plomb récupère très rapidement ses caractéristiques originales. Ce type d'isolateur ne sera pas inclus dans la présente étude, car le partenaire industriel de l'étude, Produits Hévéa Inc. (Richmond, Qc), qui a produit l'ensemble des appareils testés expérimentalement, développe encore ses méthodes de fabrication pour ce type d'appareils.

## 1.4 OBJECTIFS DU PROJET ET MÉTHODOLOGIE

L'objectif global du projet consiste à décrire qualitativement et définir quantitativement les états limites des isolateurs et appuis de ponts élastomères dans le contexte des approches basées sur la performance sismique décrites au début de ce chapitre. Les essais que l'Université a menés sur plusieurs isolateurs en caoutchouc naturel dès le début du projet ont permis de constater qu'il sera difficile de définir 5 niveaux de performance et d'endommagement pour ce type de composantes structurales comme il est généralement d'usage dans cette approche. En effet, aucun endommagement progressif, même subtil, n'est détectable sur les appareils d'appuis et les isolateurs en caoutchouc naturel avant qu'ils n'atteignent leur état limite ultime. Il est très probable que des phénomènes d'endommagement interne aient lieu avant la rupture (plastification des plaques internes, amorces de fissures au sein des couches de caoutchouc), mais aucun indice tangible ne permet de les déceler et, s'ils existent, ces phénomènes n'affectent aucunement le comportement de l'élément et ils n'auront donc aucun effet sur le fonctionnement immédiat de la structure après un séisme. Seuls les états limites ultimes sont donc étudiés dans le projet. Ceux-ci sont de deux types, selon les caractéristiques géométriques de l'appareil d'appui : soit l'instabilité (ou flambement) de l'appui à l'état déplacé lorsqu'il est soumis à une combinaison critique de charge verticale et de déformation latérale, soit le déchirement total et brusque d'une couche de caoutchouc en cisaillement intervenant soit au sein même du caoutchouc, soit au niveau de l'interface vulcanisée caoutchouc-plaque d'acier.

La détermination des états limites ultimes précédents est effectuée dans le projet par une étude numérique appuyée par des essais expérimentaux en laboratoire sur des spécimens à échelle réduite et à échelle réelle. Tous les spécimens expérimentaux du projet sont fournis par l'entreprise Produits Hévéa Inc. (Richmond, Qc). Les essais sur les spécimens réduits ont d'abord été utilisés pour caractériser les propriétés mécaniques du matériau et étudier l'influence du niveau de charge axiale sur ces propriétés. Puisque la charge axiale entraîne des déformations internes de cisaillement dans les couches de caoutchouc, il s'ensuit que les propriétés mécaniques d'un isolateur dépendent du niveau réel de chargement vertical auquel il est soumis. Il est important de connaître l'influence de la charge axiale sur les propriétés mécaniques des isolateurs pour faire une conception mieux maîtrisée de ce type d'appareil et pour mieux prédire la réponse de la structure en cas de séisme, soit lors du dimensionnement de la structure, soit lors d'un processus d'évaluation de ses performances sismiques. Les résultats de cette étude expérimentale sur des isolateurs à échelle réduite fourniront au MTQ des données intéressantes et peu documentées expérimentalement dans la littérature scientifique pour d'éventuels projets de réhabilitation sismique de ponts par isolation. Des essais de comportement à l'ultime sur ces mêmes spécimens réduits ont aussi été effectués, puis utilisés à la fois pour la calibration et la vérification du modèle d'éléments finis qui sera abondamment utilisé dans ce projet, et la détermination d'un critère de déchirement des appuis et isolateurs élastomères.

Les essais menés sur des spécimens à échelle réelle d'isolateurs sismiques de ponts avaient pour but de qualifier expérimentalement les deux types d'états limites ultimes attendus sur ce type d'appareils. Plusieurs spécimens ont été testés pour en extraire des valeurs expérimentales de charges et de déplacements critiques, parfois par flambement et parfois par déchirement. Ces valeurs expérimentales ont été utilisées elles aussi pour valider les résultats obtenus numériquement avec le modèle par éléments finis et pour déterminer un critère de déchirement des appareils élastomères.

Un modèle par éléments finis a été développé sous le logiciel ADINA pour étudier numériquement le comportement statique des isolateurs et des appuis de pont en caoutchouc sous un niveau de charge verticale et de déplacement latéral donné. Le modèle est calibré et validé grâce aux essais expérimentaux décrits précédemment. Une fois les résultats numériques validés, le modèle est utilisé de manière intensive pour des études de détermination des états limites des appareils d'appuis ou

des isolateurs balayant de manière raffinée les plages utiles de valeurs des principaux paramètres influant : le niveau de charge verticale et les trois variables qui définissent totalement la géométrie d'un appareil, soit la largeur et les deux paramètres adimensionnels que sont le facteur de forme et l'élanement. Les résultats sont ensuite analysés sous plusieurs aspects. L'influence de chacun des paramètres cités précédemment sur le type et les valeurs d'états limites atteints est d'abord examinée. En particulier, une étude est menée sur la largeur pour adimensionner les résultats par rapport à toute dimension géométrique absolue, de façon à avoir des conclusions générales indépendantes des tailles de spécimens utilisées pour les essais et les analyses numériques. Les états limites sont donnés alors en termes de contraintes critiques et de déformations relatives critiques plutôt que sous forme de forces et de déplacements absolus. Ensuite, l'ensemble des analyses effectuées sur les nombreux spécimens numériques est compilé pour déterminer plusieurs niveaux d'états limites à partir d'une approche statistique utilisant les valeurs moyennes et les écarts-types obtenus sur les populations de spécimens étudiées. Plusieurs populations d'appareils, très générales ou avec certains paramètres mieux spécifiés, ont été constituées sur la base des deux principaux paramètres géométriques adimensionnels et du niveau de charge verticale pour déterminer différentes valeurs d'états limites utilisables dans une étude de performance sismique d'ouvrages par courbes de fragilité. L'ensemble des mêmes données recueillies numériquement a aussi été compilé différemment pour l'obtention d'abaques de dimensionnement ou de vérification donnant les valeurs des charges critiques et des déplacements critiques correspondants pour des valeurs connues de facteur de forme, d'élanement et de largeur d'un spécimen.

Les études numériques décrites précédemment seront effectuées à deux reprises pour distinguer les propriétés géométriques usuelles des isolateurs sismiques et celles des appuis simples de pont. En pratique, la seule différence entre les deux études concernera les plages de facteur de forme et d'élanement considérés dans chacun des cas. Les phénomènes de glissement du tablier sur les appuis – qui constituent une autre forme d'état limite pour les appuis de pont – ne sont pas considérés dans cette étude, car ils relèvent bien plus d'un phénomène additionnel modélisable dans un modèle structural complet de pont que d'un état limite intrinsèque aux appareils d'appui eux-mêmes.

## 1.5 RAPPORT DE PROJET

Le rapport final de ce projet est composé de sept chapitres. À la suite du présent chapitre d'introduction, les chapitres 2 et 3 constituent les revues bibliographiques nécessaires à la compréhension et au traitement du sujet de recherche et en présentent le cadre de référence et l'état de l'art. Le chapitre 2 présente les principes de l'isolation sismique à la base en mettant l'accent sur les avantages par rapport au dimensionnement parasismique conventionnel. Ce chapitre pourra être utilisé comme référence par le MTQ pour se familiariser avec les problèmes d'isolation sismique de ponts. Le chapitre 3 établit, à travers la littérature sur le sujet, l'état des connaissances sur les états limites des appareils d'appuis et des isolateurs élastomères. L'influence du niveau de chargement axial sur les propriétés mécaniques des isolateurs  $y$  est abordée avec des études sur les phénomènes d'instabilité. Quelques recherches scientifiques antérieures sur l'état limite par déchirement sont également présentées. Le chapitre 4 présente l'étude expérimentale réalisée en laboratoire sur douze (12) spécimens à échelle réelle et dix-huit (18) spécimens à échelle réduite présentant chacun des caractéristiques géométriques différentes. Les montages et protocoles expérimentaux sont décrits, et les principaux résultats et tendances sont fournis concernant l'influence du niveau de chargement axial sur les propriétés mécaniques des isolateurs et sur les valeurs d'états limites de flambement ou de déchirement obtenues. Un modèle numérique par éléments finis a été créé avec le logiciel ADINA, calibré avec des essais expérimentaux de caractérisation sur des éprouvettes en caoutchouc, puis vérifié à partir des précédents résultats expérimentaux. Ce modèle est entièrement

décrit au chapitre 5. Le chapitre 6 présente l'étude numérique menant à la définition d'états limites pour les appuis et isolateurs de ponts en caoutchouc. Un critère de déchirement est d'abord établi sur la base des résultats expérimentaux, puis les résultats obtenus sur plusieurs populations de spécimens numériques permettent de définir des états limites statistiques pour les appuis et isolateurs de ponts. Une étude paramétrique sur l'influence des principales variables (charge verticale et géométrie), ainsi que des abaques de dimensionnement sont également fournis. Finalement, le chapitre 7 présente les conclusions principales de l'étude et formule plusieurs recommandations pour une éventuelle poursuite de l'étude afin d'améliorer la précision des résultats présentés dans ce rapport.

---

# ISOLATION SISMIQUE À LA BASE

Les ponts routiers constituent des éléments de jonction de grande importance dans tout réseau d'infrastructure. À cause des coûts et des délais de reconstruction, la ruine d'un pont sur un axe routier majeur peut entraîner des pertes considérables aux usagers. Les séismes sont une des principales causes d'effondrement des ponts routiers. Une bonne conception parasismique permet d'éviter l'effondrement de l'ouvrage en cas de séisme majeur. Aussi, pour les ponts importants, une certaine fonctionnalité postcatastrophe est souhaitée. Le dimensionnement parasismique conventionnel accepte un certain degré d'endommagement de la structure après un séisme majeur. Ce degré d'endommagement dépend du niveau d'importance de la structure et peut aller de l'utilisation immédiate à la fermeture complète de l'ouvrage. Les dommages proviennent de l'énergie induite à la structure par le séisme. Le moyen de limiter les dommages est donc de réduire la quantité d'énergie transmise à la structure par le séisme ou d'intégrer à la structure des éléments dissipateurs d'énergie.

L'isolation sismique à la base est une méthode de contrôle sismique qui consiste à insérer un élément flexible à la base de la structure afin de découpler son mouvement de celui du sol. Les déformations se concentrent dans cet élément, ainsi, la demande pour les autres éléments structuraux est réduite. Comme le niveau d'endommagement est directement lié au niveau de déformation des éléments structuraux, il en résulte peu ou pas de dommage à la structure même en cas de séisme majeur. L'isolation sismique à la base offre ainsi l'avantage de protéger aussi bien la superstructure que la sous-structure des dommages sismiques.

Ce chapitre présente d'abord des principes généraux de protection sismique des structures, puis présente plus spécifiquement les concepts fondamentaux de l'isolation sismique à la base des structures. Après un bref exposé de la théorie de l'isolation sismique à la base et de ses avantages par rapport aux autres méthodes de conception parasismique, les limites de la méthode sont présentées. Ensuite, l'utilisation des méthodes d'analyses dynamiques usuelles est présentée pour les structures isolées à la base. Finalement, quelques-uns des systèmes d'isolation sismique à la base les plus fréquemment rencontrés dans les ouvrages d'art sont décrits.

## 2.1 PROTECTION SISMIQUE DES STRUCTURES

Les dommages provoqués aux structures proviennent de l'énergie transmise à la structure par le tremblement de terre. On distingue deux grandes classes de méthodes de contrôle sismique pour réduire les dommages structuraux. Les méthodes fréquentielles modifient les fréquences de vibration de la structure afin de les éloigner de la plage de fréquences prédominantes du séisme (avec ou sans

dissipation d'énergie additionnelle). Les méthodes non fréquentielles, elles, s'appuient uniquement sur la dissipation d'énergie dans des éléments dédiés. Dans ces deux grandes classes, on distingue des méthodes de contrôle dites actives, passives, semi-actives et hybrides. La figure 2.1 illustre la classification des principales méthodes de contrôle sismique appliquées aux ouvrages d'art [14].

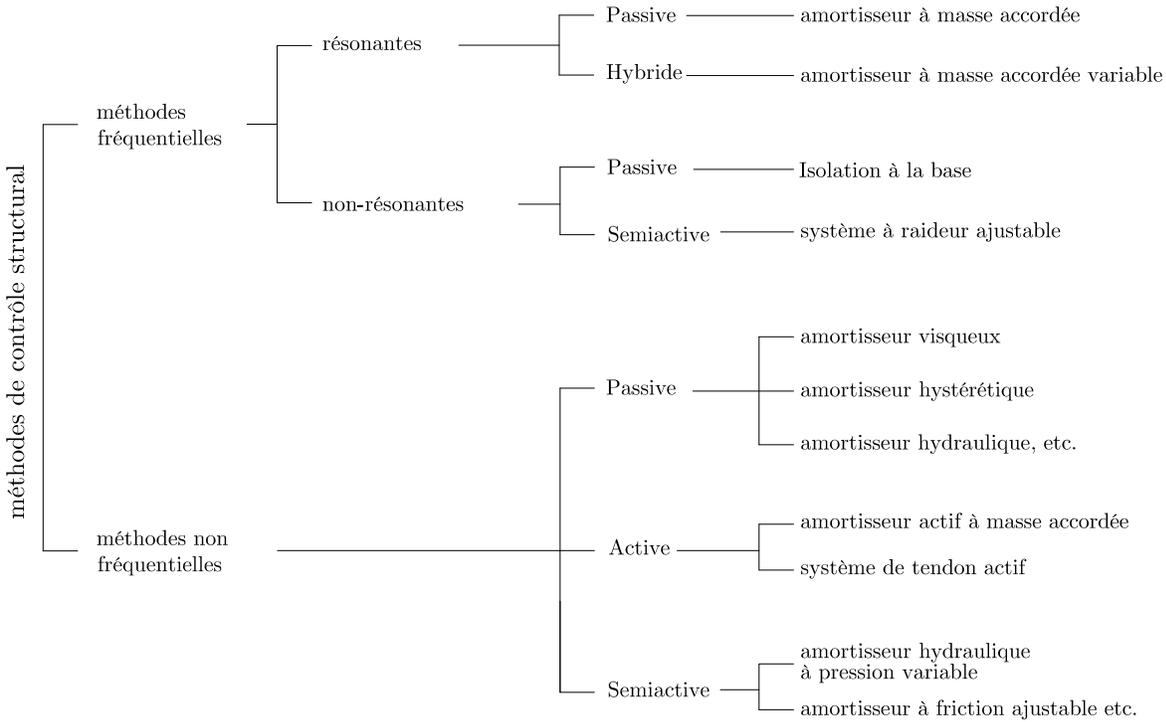


Figure 2.1 – Classification des principales méthodes de contrôle structural dans les ouvrages d'art

Les méthodes actives utilisent une source externe d'énergie et une boucle de contrôle pour modifier en temps réel les propriétés mécaniques du système en fonction de l'excitation induite par le séisme afin de réduire la demande sur les éléments structuraux. Les systèmes passifs sont ceux dont les propriétés mécaniques ne sont pas modifiables après installation. Les systèmes semi-actifs sont des systèmes passifs qui ont des propriétés mécaniques qui peuvent être ajustées en temps réel au moyen d'une faible source énergétique si disponible. Finalement, les systèmes hybrides sont une quelconque association de systèmes actifs, passifs et semi-actifs. Les systèmes actifs permettent un meilleur contrôle de la réponse de la structure (donc de l'endommagement) que les systèmes passifs. Les systèmes passifs, eux, nécessitent beaucoup moins de suivi et d'entretien que les systèmes actifs de contrôle et surtout, ils ne nécessitent aucun apport extérieur d'énergie. Parmi toutes les méthodes de contrôle montrées à la figure 2.1, la méthode de contrôle par isolation à la base est la plus utilisée dans les ouvrages d'art. Cela s'explique par la facilité d'intégration de la méthode et par le fait que les isolateurs ont une configuration semblable à des composants déjà existants des structures conventionnelles, les appareils d'appui.

## 2.2 ISOLATION SISMIQUE À LA BASE

L'isolation sismique à la base fonctionne par modification de la rigidité globale de la structure afin de découpler son mouvement de celui de la source excitatrice (le sol, dans le cas d'un séisme). Le découplage se fait par introduction d'un élément flexible dans le système de rigidité latérale de la structure. Ainsi, les fréquences fondamentales de la structure sont abaissées et écartées de la plage de fréquences prédominantes du séisme. Comme les modes de vibration sont orthogonaux entre eux, une grande partie de l'énergie sismique est réfléchiée ou transmise à des modes qui ont une très faible influence sur la réponse de la structure. La présence d'un dispositif d'amortissement permet de dissiper l'énergie qui est transmise à la structure. Aussi, comme l'introduction d'un élément flexible entraîne de plus grands déplacements, l'amortissement introduit permet de garder ces déplacements dans des plages acceptables. Dans une structure conventionnelle, toute l'énergie est transmise aux éléments structuraux sous forme de déformation interne. Comme les matériaux utilisés sont peu amortissants, la dissipation de l'énergie transmise passe par la détérioration des éléments de la structure (fig. 2.2a). Dans le cas d'une structure isolée à la base, le déplacement se concentre dans l'élément flexible, réduisant la demande en déformation des éléments structuraux (fig. 2.2b). Il en résulte peu de dommages à la structure, mais des déplacements latéraux qui peuvent être grands.

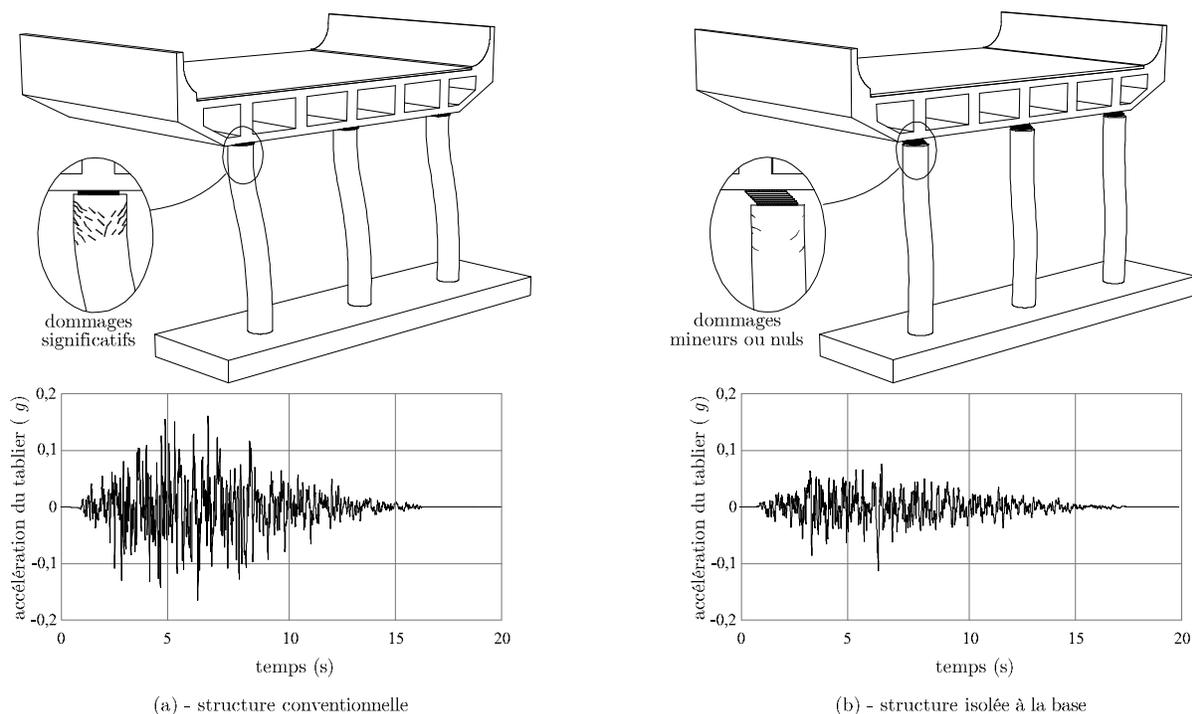


Figure 2.2 – Principe de l'isolation sismique à la base

Le principal avantage dans le dimensionnement parasismique par isolation à la base est la fonctionnalité postséisme qui est immédiate puisque la structure reste élastique et que les dommages sont nuls ou mineurs. De plus, comme les efforts sont grandement réduits, la demande en matériaux de construction est significativement diminuée. Les coûts de réalisation sont comparables et parfois inférieurs à ceux d'une conception parasismique conventionnelle [50] avec l'avantage qu'aucune réparation n'est requise après un séisme majeur pour une structure isolée à la base. Plusieurs méthodes d'isolation sismique à la base existent. La figure 2.3 présente les principaux types de

systèmes d'isolation à la base qu'on retrouve aussi bien dans les ouvrages d'art que dans les bâtiments. Ils fonctionnent tous selon le même principe, à savoir allonger la période fondamentale de la structure et parfois augmenter la capacité de dissipation d'énergie de la structure. Pour tous ces systèmes, l'allongement de la période se fait par introduction de flexibilité et la dissipation d'énergie se fait par friction ou par comportement hystérétique du matériau d'isolation.

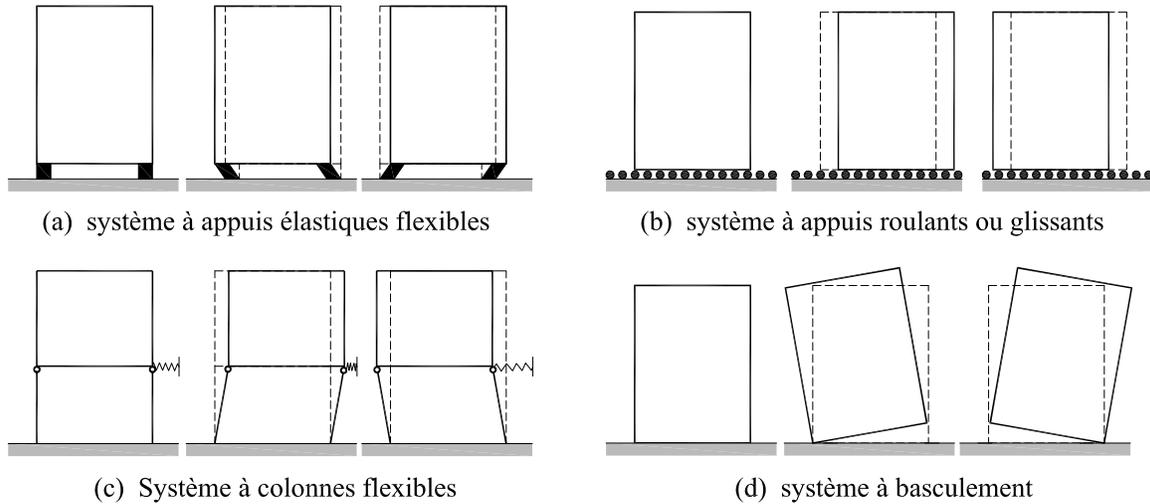


Figure 2.3 – Types de systèmes d'isolation sismique à la base [35]

Les systèmes par appuis élastiques flexibles sont les plus utilisés. Parmi les plus fréquemment rencontrés, on trouve les isolateurs sismiques en élastomère (ISE) à cause de leur faible coût de fabrication, d'installation et d'entretien. Les isolateurs sismiques en élastomère sont constitués de couches alternées de caoutchouc (naturel ou synthétique) et d'acier (fig. 2.4). Le caoutchouc confère une grande flexibilité latérale au système tandis que la présence des feuilles d'acier permet de confiner latéralement le caoutchouc et de procurer une bonne rigidité verticale. L'isolateur peut ainsi supporter de grandes charges verticales tout en restant horizontalement très flexible. Le recouvrement latéral sert à protéger les plaques d'acier et le caoutchouc confiné des phénomènes de détérioration comme la corrosion et l'attaque par l'oxygène ou l'ozone.

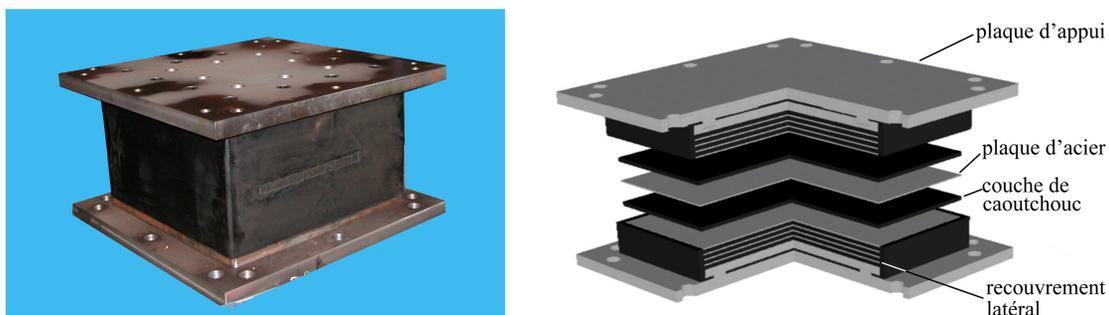


Figure 2.4 – Isolateur sismique en élastomère typique

## 2.3 THÉORIE DE L'ISOLATION À LA BASE

### 2.3.1 Principes fondamentaux

L'isolation sismique consiste à modifier les propriétés dynamiques d'un ouvrage afin de réduire les efforts et les déformations dans les principaux éléments structuraux. Elle se fait en changeant l'une ou plusieurs des trois principales propriétés qui déterminent la réponse dynamique de l'ouvrage : la rigidité, la masse et l'amortissement. Le principe de l'isolation sismique à la base consiste à concentrer les déplacements en cas de séisme dans certains éléments flexibles de la structure, les isolateurs, afin de réduire ou annuler la demande de ductilité pour les principaux éléments structuraux. La flexibilité permet aussi de découpler le mouvement du sol de celui de la structure de façon à réduire la transmission de l'énergie à la structure et diminuer les efforts et les déformations internes. Pour les sollicitations dynamiques généralement dues aux séismes, au-delà d'une certaine valeur de la période, toute augmentation de celle-ci entraîne une diminution des efforts et une augmentation du déplacement. Une augmentation du niveau d'amortissement dans la structure réduit l'amplitude des déplacements et des efforts sismiques.

Généralement, on utilise la diminution de la rigidité et l'augmentation de l'amortissement pour isoler une structure à la base. On arrive ainsi à concentrer la demande de ductilité et de dissipation d'énergie dans un seul élément, l'isolateur sismique, qui est facilement remplaçable. La structure demeure ainsi protégée. La figure 2.5 illustre trois concepts de dimensionnement parasismique. Avec un dimensionnement élastique (fig. 2.5a), la structure est conçue pour rester élastique (sans déformation permanente) en cas de séisme. Elle sera donc peu endommagée après le séisme. Toutefois, des éléments très massifs sont généralement requis pour résister de façon élastique aux séismes. De plus, lorsque le séisme développe la pleine capacité de la structure, il y a une redistribution des efforts qui peut être très différente de la distribution prévue à l'étape de conception.

Le dimensionnement ductile (fig. 2.5b) permet de réduire la demande sismique en concevant certaines parties de la structure de façon à exhiber un comportement ductile lors d'un séisme. Pour les ponts, il s'agit généralement de rotules plastiques (ouvrages en béton) ou de connexions ductiles (ouvrages en acier). Cette méthode permet d'utiliser des éléments beaucoup moins massifs comparativement au dimensionnement élastique. Toutefois, elle demande plus de rigueur au niveau local (détails des joints, des sections). En effet, on doit s'assurer que la structure présente effectivement un comportement ductile durant le séisme. L'énergie induite à la structure par le séisme est dissipée par le comportement hystérétique des éléments ductiles. Cette méthode accepte un certain niveau d'endommagement de la structure après le séisme (conséquence de la dissipation d'énergie). Le degré d'endommagement accepté dépendra du niveau d'importance de l'ouvrage.

La figure 2.5c montre la même structure conçue par isolation sismique à la base. On peut voir que la grande partie du déplacement prend place dans le système d'isolation, réduisant ainsi la demande sur la pile. Les isolateurs remplissent aussi le rôle de dissipateur d'énergie. Ainsi, les forces sismiques sont réduites et l'ouvrage demeure élastique et entièrement opérationnel après le séisme. Le principal défaut de l'isolation sismique est que de grands déplacements prennent place à cause de la flexibilité du système. Donc l'ouvrage doit être en mesure d'accommoder ces déplacements sans risque d'instabilité structurale. L'amplitude des déplacements peut être réduite par ajout d'amortissement au système d'isolation. Pour comprendre le principe de fonctionnement de l'isolation sismique à la base, il est important de comprendre l'influence des propriétés structurales (masse, rigidité, amortissement) d'un ouvrage sur sa réponse à un tremblement de terre.

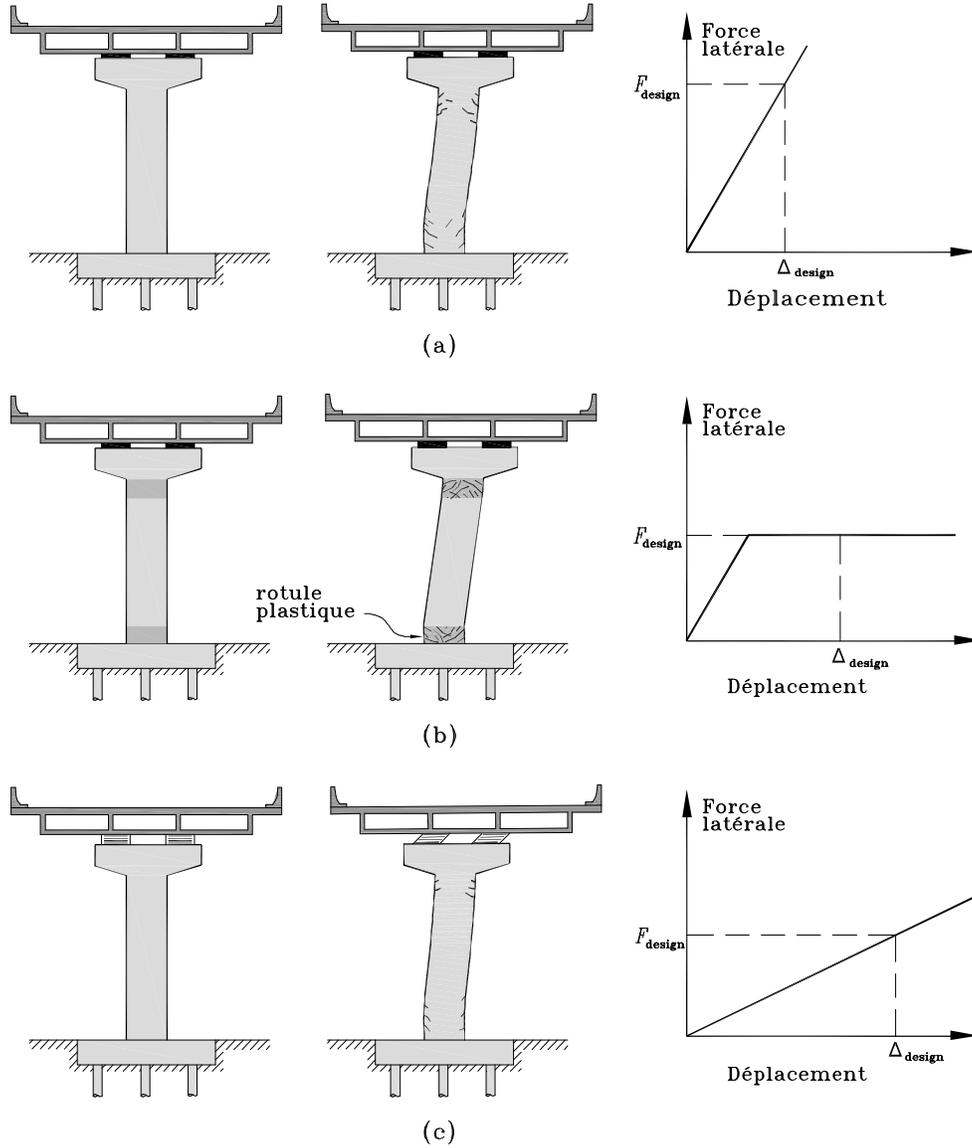


Figure 2.5 – Comparaison des trois méthodes de conception parasismique

### 2.3.2 Effet de la période sur la force sismique

Pour de faibles valeurs d'amortissement, le facteur de transmission entre le mouvement d'un sol de fondation et une structure fixe peut être approximé par l'équation suivante [43] :

$$TR = \left[ \left( \frac{f_{sol}}{f_{str}} \right)^2 - 1 \right]^{-1} \quad (2.1)$$

où  $f_{str}$  et  $f_{sol}$  sont les fréquences naturelles de la structure et du sol de fondation, respectivement. Pour la majorité des sols, les périodes de prédominance des ondes sismiques sont basses (en dessous de 2 secondes). Donc les structures avec de courtes périodes propres sont beaucoup plus vulnérables que celles avec de longues périodes.

La figure 2.6a illustre un spectre de réponse typique à un tremblement de terre pour un système à un degré de liberté. Comme on peut le voir, l'intensité des forces sismiques (qui est proportionnelle à l'intensité de l'accélération) diminue avec l'augmentation de la période. Donc, l'allongement de la période propre de la structure, par introduction de flexibilité, est un bon moyen pour réduire la demande sismique sur une structure. Toutefois, cette augmentation de flexibilité a pour conséquence d'entraîner une amplification des déplacements dans la structure. Le spectre de réponse en déplacement, montré à la figure 2.6b, montre l'effet de l'allongement de la période sur le déplacement latéral maximum de la structure.

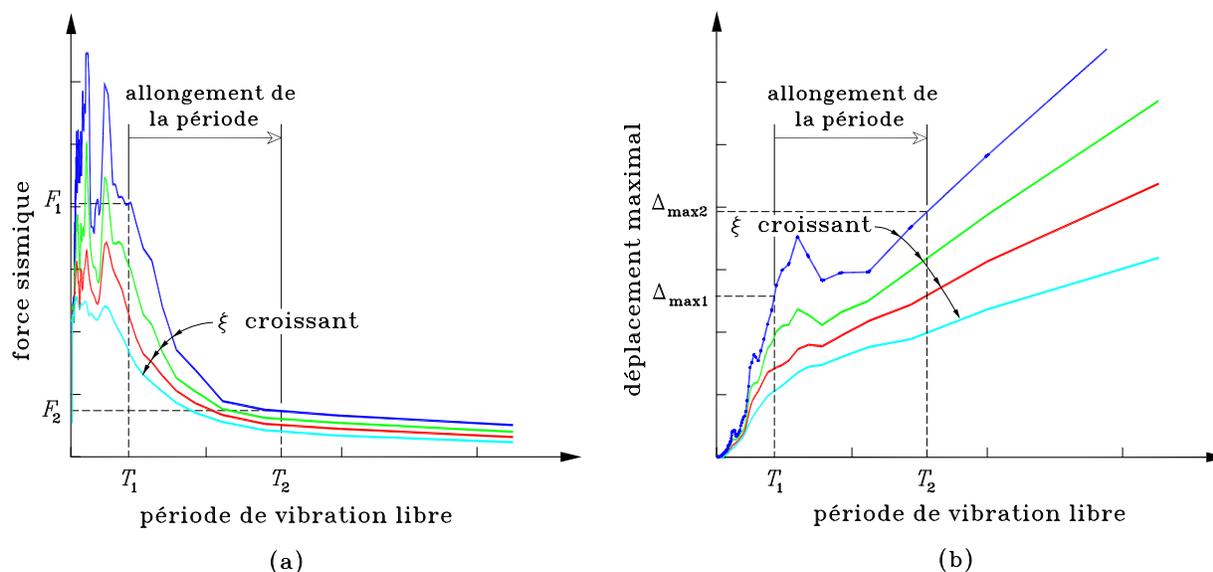


Figure 2.6 – Effet de la période sur la force sismique et le déplacement maximal

### 2.3.3 Rôle de l'amortissement

L'amortissement est un facteur important dans l'isolation sismique. L'introduction d'amortissement dans le système d'isolation permet de limiter les déplacements à un niveau acceptable tout en conservant la flexibilité du système (fig. 2.6b). Aussi, l'augmentation du niveau d'amortissement permet de diminuer l'intensité des forces sismiques (fig. 2.6a). Les structures conventionnelles ont très peu d'amortissement (généralement  $< 2\%$ ). Les systèmes d'isolation courants peuvent apporter un niveau d'amortissement aussi élevé que  $30\%$  entraînant ainsi une réduction importante aussi bien des forces sismiques que des déplacements dans la structure.

### 2.3.4 Limitations de l'isolation sismique à la base

De ce qui précède, on peut comprendre que l'isolation sismique ne peut être efficace que pour les structures assez rigides, généralement avec des périodes propres en dessous de deux (2) secondes. Aussi, le sol de fondation doit être assez compact pour ne pas amplifier les ondes sismiques et abaisser la plage de fréquences naturelles du séisme. En effet, l'introduction de flexibilité à une structure construite sur un sol mou ou liquéfiable peut produire le contraire des effets recherchés (amplification des efforts et des déformations). Il existe un certain nombre de critères qu'une structure doit remplir pour pouvoir être efficacement isolée à la base. Elle doit notamment :

- Être assez rigide, généralement avec une période propre inférieure à deux (2) secondes. Il s’agit généralement des bâtiments de faible hauteur et des ponts de courtes et moyennes portées ;
- Reposer sur un sol de fondation assez dur, qui n’amplifie pas les ondes de cisaillement dues au séisme ;
- Disposer d’assez d’espace pour accommoder les grands déplacements qui seront entraînés par la flexibilité du système d’isolation (point important, principalement dans les projets de réhabilitation d’ouvrages vulnérables).

Le système d’isolation, étant l’élément le plus flexible, détermine en grande partie la réponse de la structure en cas de séisme. Pour être efficace, il doit aussi avoir un certain nombre de caractéristiques notamment :

- Une flexibilité qui lui permettra d’allonger la période fondamentale de la structure isolée. Les périodes cibles pour les structures isolées sont généralement entre 2,5 et 4 secondes ;
- Une capacité à supporter les charges gravitaires et à résister aux moments de renversement induits par le séisme ;
- Une capacité à subir de grands déplacements horizontaux sans risque d’instabilité structurale et surtout une capacité de recentrage assez élevée pour ramener la structure à sa position d’équilibre ;
- Un amortissement élevé afin de contrôler les déplacements qui prennent place dans le système d’isolation et les garder dans des proportions acceptables ;
- Une rigidité latérale initiale assez élevée pour résister, sans déplacements excessifs, aux charges latérales non sismiques et aux séismes d’intensité mineure.

## 2.4 ANALYSE DES STRUCTURES ISOLÉES À LA BASE

Cette section présente l’application des méthodes communes d’analyse dynamique aux ponts isolés à la base. Ces méthodes sont la méthode de la charge uniforme, les méthodes modales spectrales et l’analyse par diagramme d’évolution. La discussion est basée sur les exigences du *Code canadien de calcul des ponts routiers*, CAN/CSA S6-06 [15], ainsi que de la norme américaine *Standard Specification for Highway Bridges*, AASHTO/SSHB02" [2], et du manuel *Guide Specifications for Seismic Isolation Design*, AASHTO/GSSID99 [1].

### 2.4.1 Méthode de la charge uniforme modifiée

Lorsqu’elle est appliquée aux structures isolées à la base, la méthode de la charge uniforme est modifiée de telle sorte que le déplacement devienne le critère initial de dimensionnement. En plus des simplifications utilisées dans la méthode conventionnelle, on suppose que : (1) le comportement des isolateurs peut être représenté de façon linéaire avec une rigidité effective  $K_{\text{eff}}$  ; (2) le spectre de réponse en déplacement est linéairement proportionnel à la période isolée ; (3) la dissipation hystérétique d’énergie des isolateurs peut être représentée par un amortissement visqueux équivalent  $\xi_{\text{eff}}$ . Le déplacement de dimensionnement  $d_0$  est donné par (S6-06 art. 4.10.6.2.1 ; GSSID99 art. 7.1) :

$$d_0 = \frac{250AS_iT_{\text{is}}}{B} \quad (\text{mm}) \quad (2.2)$$

où  $T_{\text{is}}$  est la période cible pour la structure isolée, choisie par le concepteur,  $A$  est le rapport d’accélération du sol pour 5 % d’amortissement,  $B$  est un facteur de modification de réponse qui tient compte du supplément d’amortissement apporté par le système d’isolation (S6-06, art. 4.10.6.2.1)

Tableau 2.1 – Facteurs de modification de réponse en fonction de l'amortissement

Niveau d'amortissement (%)	< 2	5	10	20	30	40	50
Facteur $B$	0,8	1	1,2	1,5	1,7	1,9	2

Tableau 2.2 – Coefficient de site pour les ouvrages isolés à la base

Type de profil du sol	I	II	III	IV
$S_i$ (structures isolées)	1	1,5	2	2,7
S (structures conventionnelles)	1	1,2	1,5	2

(tab. 2.1), et  $S_i$  est le coefficient de site modifié qui dépend du type de sol de fondation (S6-06, art. 4.10.4) (tab. 2.2).

La force latérale statique équivalente est donnée par  $C'_s W$ , où  $W$  est le poids de la structure et  $C'_s$  est le coefficient de réponse sismique élastique relatif aux ouvrages isolés. Ce dernier est donné par (S6-06 art. 4.10.6.2.1; AASHTO/GSSID99 art. 7.1) :

$$C'_s = \frac{AS_i}{BT_{is}} \leq 2,5 \frac{A}{B} \quad (2.3)$$

La période isolée est obtenue à partir de la rigidité effective au déplacement  $d_0$  et de la masse qui est supposée concentrée au niveau de la superstructure (fig. 2.7). Généralement, on suppose que les fondations sont rigides comparées aux isolateurs, et donc la rigidité effective du système est la même que celle du système d'isolation. Lorsque le déplacement latéral dû aux éléments de la sous-structure n'est pas négligeable, on considère un comportement linéaire de la fondation et la rigidité effective devient la sommation en série des rigidités  $k_i$  du système d'isolation et  $k_f$  de la sous-structure. Dans le cas où les fondations, en plus d'être flexibles, apportent une dose d'amortissement à considérer, il est préférable d'utiliser une méthode plus raffinée comme une analyse multimodale ou une analyse par diagramme d'évolution.

Selon le niveau d'allongement de la période et du supplément d'amortissement apporté par l'isolation, on peut obtenir des forces élastiques jusqu'à cinq fois plus petites que celles obtenues avec la même structure non isolée. Afin d'assurer un comportement élastique de tous les éléments structuraux, le facteur de modification de force  $R$  lié à la ductilité pour les structures isolées est limité à 1,5 pour les éléments de la sous-structure (1 pour les semelles). Pour finir, il faut noter que, comme pour la méthode de la charge uniforme conventionnelle, cette méthode n'est applicable que lorsque l'ouvrage présente une structure régulière.

#### 2.4.2 Méthodes spectrales modales d'analyse

Les méthodes spectrales modales conventionnelles d'analyse s'appliquent aux structures isolées à la base avec les trois principales modifications suivantes :

1. Le spectre de dimensionnement est établi en utilisant l'équation (2.3) avec une valeur pour le facteur  $B$  égale à l'unité. On a ainsi le spectre de dimensionnement pour un taux d'amortissement de 5 %.
2. La flexibilité des isolateurs est prise en compte dans l'analyse en supposant un comportement linéaire avec une rigidité égale à la rigidité effective du système d'isolation au déplacement de

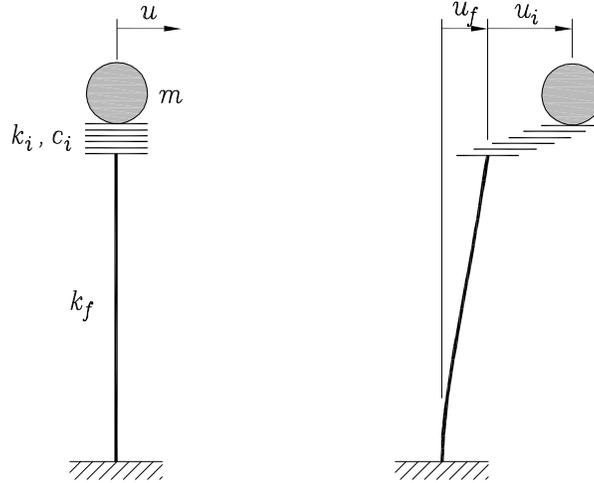


Figure 2.7 – Modèle simplifié à un degré de liberté d'un pont isolé à la base

calcul  $d_0$ . Donc des éléments ressorts sont placés aux noeuds entre la fondation et la superstructure pour simuler la flexibilité latérale des isolateurs. La rigidité verticale des isolateurs est généralement négligée à cette étape de conception.

3. Le spectre de dimensionnement est modifié pour tenir compte de l'amortissement apporté par le système d'isolation (fig. 2.8). Les modes avec des périodes en dessous de  $0,8T_{is}$  sont considérés comme amortis à 5 % tandis que les modes avec des périodes au-delà de cette valeur sont considérés comme amortis à  $\xi_{eff}$ , le niveau d'amortissement du système d'isolation. Le coefficient d'accélération est donc divisé par le facteur  $B$  (tableau 2.1) pour la portion de la courbe au-delà de  $0,8T_{is}$ .

La superposition des modes se fait de la même manière que pour les structures conventionnelles. Il en est de même pour la combinaison des efforts dans les deux directions (100 % dans une direction et 30 % dans l'autre direction).

### 2.4.3 Méthode d'analyse par diagramme d'évolution

L'analyse par diagramme d'évolution est la plus précise parce qu'elle permet de prendre en compte la non-linéarité du système d'isolation. Elle est requise lorsque la structure est complexe ou lorsque le système d'isolation apporte un niveau d'amortissement supérieur à 30% de l'amortissement critique. Elle est aussi obligatoire lorsque le système d'isolation ne dispose pas de force de rappel (systèmes élastoplastiques). Elle consiste à intégrer pas à pas les équations d'équilibre du mouvement sur toute la durée d'un séisme. La réponse complète de la structure est alors obtenue et les efforts maximums sont déterminés pour le dimensionnement des éléments structuraux. Lorsque l'analyse ne peut pas être effectuée simultanément pour les deux directions, les réponses sont combinées selon la méthode 100%-30%. La figure 2.9 montre un exemple simplifié en deux dimensions du modèle par éléments finis d'un pont isolé à la base. L'isolateur est modélisé comme une association en parallèle d'un ressort et d'un amortisseur, tous deux non linéaires. Les propriétés tangentes de rigidité et d'amortissement sont alors utilisées.

Cette méthode est plus fastidieuse que les méthodes modales parce qu'elle nécessite de connaître le comportement mécanique réel du système d'isolation. Ce comportement peut être difficile à

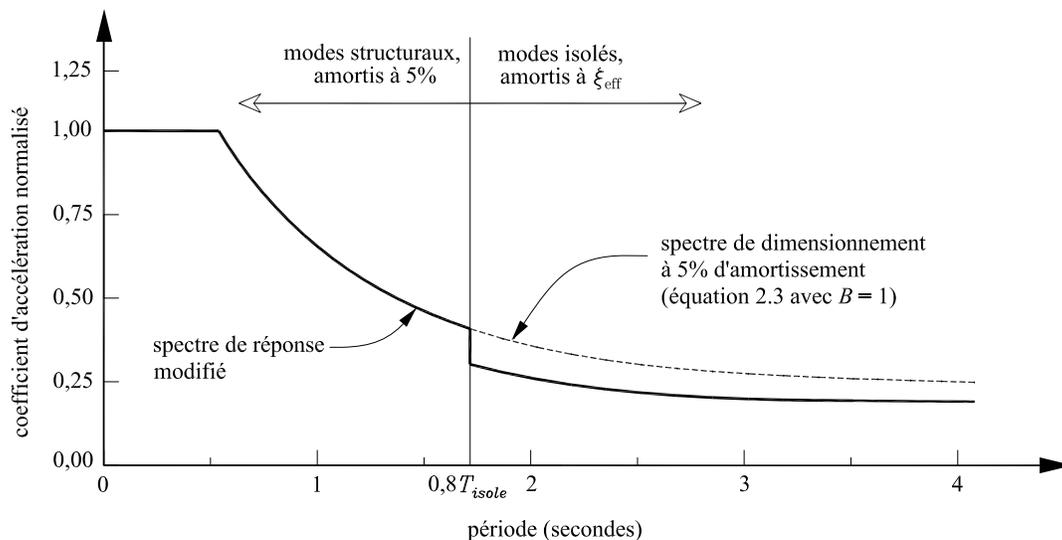


Figure 2.8 – Spectre de dimensionnement modifié pour les ponts isolés à la base (adapté de [1])

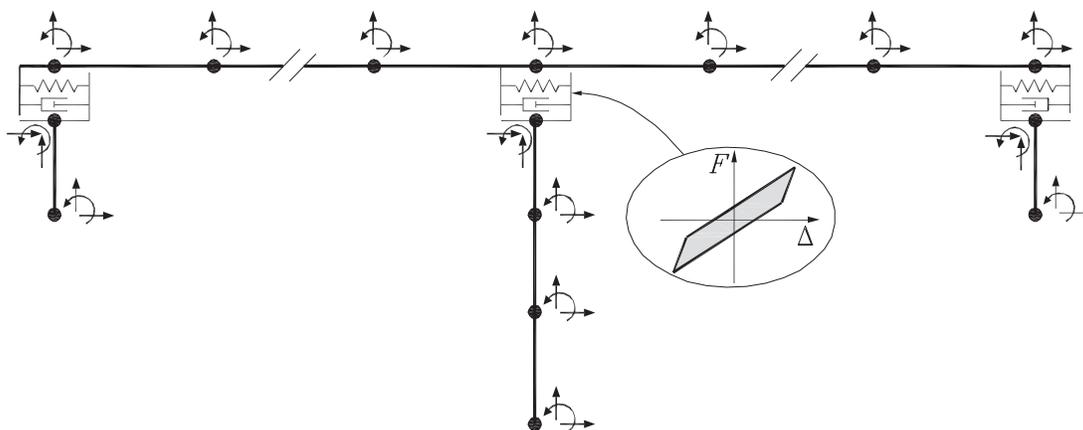


Figure 2.9 – Modèle par éléments finis en bâtons d’un pont isolé à la base

déterminer de façon complète, surtout lorsque les propriétés mécaniques changent en fonction de plusieurs facteurs, comme c’est le cas avec les isolateurs sismiques en caoutchouc.

## 2.5 SYSTÈMES D’ISOLATION SISMIQUE À LA BASE

Plusieurs types d’appareil d’isolation sismique à la base existent sur le marché. Tous fonctionnent en allongeant la période fondamentale et parfois en augmentant la capacité de dissipation d’énergie de la structure. Cette section présente quelques-uns des systèmes d’isolation sismique à la base les plus utilisés dans les ouvrages d’art.

### 2.5.1 Appuis en élastomère

Les isolateurs sismiques en élastomère sont constitués d'alternance de couches d'élastomère et de feuilles d'acier galvanisé (fig. 2.10a). Les couches d'élastomère offrent la propriété de flexibilité latérale au système tandis que les feuilles d'acier, en confinant les couches de caoutchouc, confèrent au système une grande rigidité verticale. L'isolateur peut ainsi supporter de grandes charges verticales tout en restant horizontalement très flexible. Notons que, malgré une vocation très différente, les simples appuis de pont élastomères peuvent être considérés à toute fin pratique comme des isolateurs en cas de séisme puisqu'ils se comporteront de façon analogue en cisaillement (jusqu'à ce que le tablier commence à glisser sur l'appui).

Le caoutchouc naturel a un faible degré d'amortissement. Pour avoir plus d'amortissement dans le système, on utilise parfois du caoutchouc à haut degré d'amortissement (connu sous le nom de HDNR : High Damping Natural Rubber). Une autre façon d'augmenter la capacité d'amortissement est d'insérer un ou plusieurs cœurs de plomb à l'appui. On obtient alors un isolateur en élastomère à cœur de plomb (fig. 2.10b). L'introduction du noyau de plomb au centre du dispositif apporte une plus grande rigidité initiale tout en procurant une bonne dose d'amortissement hystérétique au système d'isolation. Comme le cœur de plomb se plastifie dès l'amorce du déplacement, la force de restitution du système est entièrement procurée par le caoutchouc. On peut voir, à la figure 2.10, l'hystérèse d'un isolateur en caoutchouc naturel standard et d'un isolateur à cœur de plomb. On remarque la meilleure performance de l'isolateur à cœur de plomb avec une plus grande aire sous la courbe et une rigidité latérale initiale plus élevée.

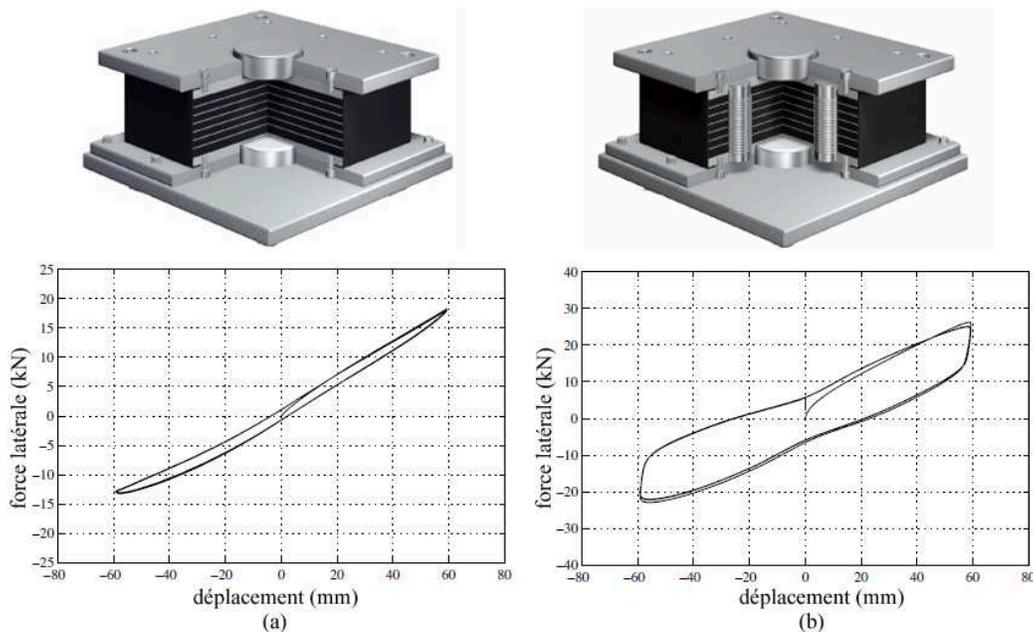


Figure 2.10 – Isolateurs sismiques en élastomère typiques et leurs courbes de comportement

### 2.5.2 Pendules à friction

Le fonctionnement d'un pendule à friction (*friction pendulum system*) (fig. 2.11) est basé sur la friction entre une surface concave en acier et un élément cœur en acier coiffé d'un matériau

de frottement. Le matériau de frottement le plus couramment utilisé est le polytétrafluoroéthylène (PTFE), mieux connu sous le nom de teflon. La dissipation d'énergie se fait entièrement par friction entre ces deux éléments. La force caractéristique latérale (qui active le phénomène d'isolation) est proportionnelle au poids supporté  $W$  et au coefficient de friction statique entre les deux surfaces.

La rigidité latérale dépend du poids de la structure et du rayon de courbure de la surface supérieure. À cause de la concavité de cette surface, lorsque la structure se déplace latéralement, elle subit un déplacement vertical. Le poids de l'ouvrage procure alors au système une force de recentrage qui ramène la structure à sa position d'équilibre. Les systèmes de pendule à friction sont assez faciles à modéliser parce que toutes leurs caractéristiques mécaniques sont déterminées par les trois seuls paramètres qui sont le coefficient de friction  $\mu$ , la charge axiale  $P$  et la courbure de la surface de contact  $\rho$ . Ils sont aussi capables de supporter de très grandes charges axiales (comparativement aux autres types d'isolateurs sismiques) et peuvent être utilisés pour aller chercher de très longues périodes isolées (jusqu'à 6 secondes).

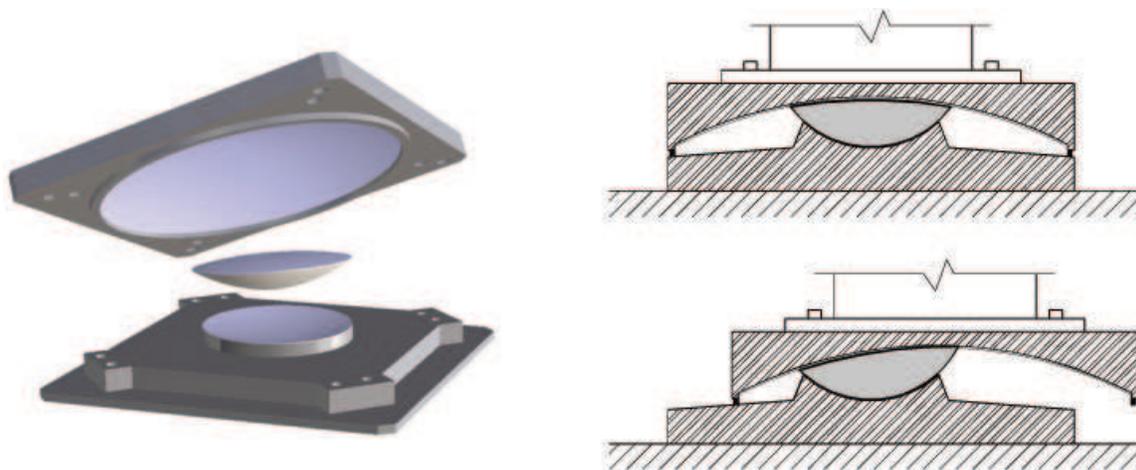


Figure 2.11 – Pendule à friction typique

### 2.5.3 Système Eradiquake

Le système Eradiquake fonctionne selon le même principe que le pendule de friction à la différence que l'interface de frottement est plane et la force de restitution est constante. Le système utilise le glissement entre deux surfaces en acier et en PTFE pour donner la flexibilité et la friction pour dissiper l'énergie. Des ressorts sont utilisés pour fournir la force de restitution. Il comprend une partie mobile constituée d'une plaque dont la face inférieure en acier inoxydable repose sur une surface de frottement en PTFE reliée à la base fixe de l'isolateur. La figure 2.12 illustre un isolateur Eradiquake typique. La capacité de restitution du système est fournie par deux ressorts orthogonaux qui transfèrent les forces latérales de la partie mobile à la base. La capacité en rotation est assurée par un disque de rotation installé à la base de l'isolateur.

La dissipation d'énergie se fait par friction au niveau de l'interface entre la partie mobile et la partie fixe. La rigidité initiale élevée vient du coefficient de friction statique entre les deux surfaces de frottement. La force de restitution est constante et entièrement fournie par les deux ressorts orthogonaux. Le principal avantage de ce système par rapport aux autres types d'appareil d'isolation sismique est que la flexibilité du système peut être variée d'une direction à l'autre. Comme les deux ressorts sont indépendants, le concepteur peut ajuster les rigidités latérales dans les

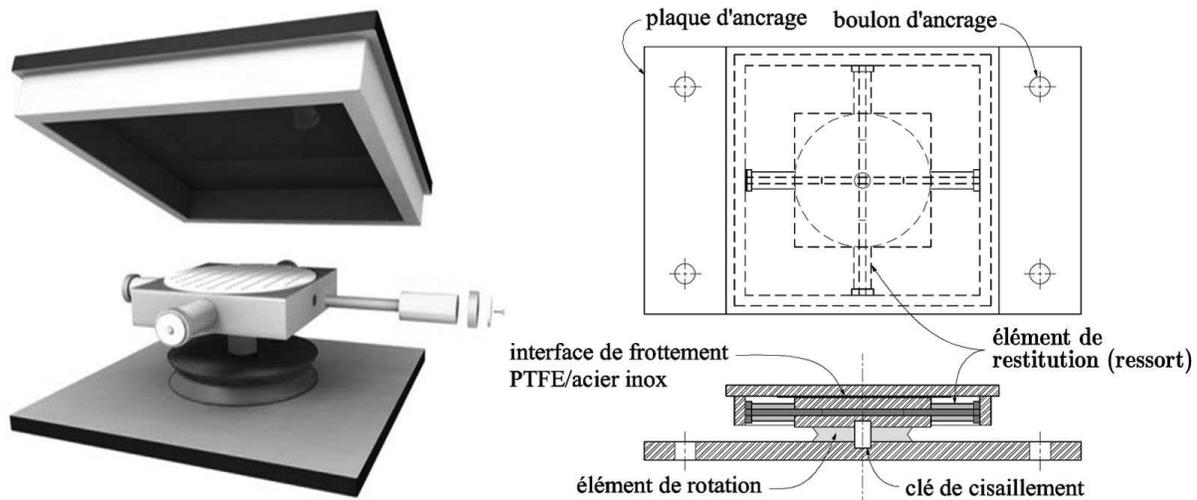


Figure 2.12 – Système Eradiquake typique

deux directions pour une meilleure performance du système. À ce jour, la majorité des applications de ce système s'est faite dans des régions de sismicité faible à modérée (centre et est des États-Unis).

#### 2.5.4 Autres systèmes d'isolation à la base

Le système R-FBI (*Resilient Friction Based Isolator*) est constitué d'une alternance de feuilles d'acier et de teflon avec un cœur en matériau élastomérique (fig. 2.13a). La flexibilité est procurée par le glissement aux interfaces acier teflon tandis que la présence du cœur en caoutchouc assure une capacité de recentrage au système. La dissipation d'énergie provient essentiellement du frottement entre les plaques alternées. Ils sont généralement utilisés avec des éléments sacrificiels qui assurent la rigidité initiale élevée requise pour les séismes mineurs et les forces latérales non sismiques.

Un autre type de système d'isolation consiste à associer une interface de friction acier teflon à une série de poutrelles flexionnelles (fig 2.13b). La dissipation d'énergie vient, d'une part, de la friction, et d'autre part, de la plastification des poutrelles qui sont en acier doux. Ce système a été utilisé dans la réalisation du viaduc de Bolu sur la route transeuropéenne en Turquie. Le tremblement de terre de Duzce en 1999 (magnitude 7,2) a montré la principale faiblesse de ce système qui est l'insuffisance de capacité de recentrage [11]. Bien que les principales composantes de la structure ont été protégées, les isolateurs ont failli à cause d'accumulation de déplacements latéraux résiduels durant le séisme.

Le système à basculement (*rocking system*) consiste à libérer les degrés de liberté verticaux au niveau des fondations afin de permettre un soulèvement des appuis lorsque la structure subit des moments de renversement intenses lors des séismes. Ce système convient bien aux structures de grande hauteur. Sa première application dans un but d'isolation sismique à la base date de 1974 avec la construction du pont ferroviaire de Rangitikei en Nouvelle-Zélande. Il a été utilisé avec succès dans la réhabilitation d'ouvrages d'envergure comme le pont du Lion's Gate à Vancouver. La flexibilité provient du phénomène de basculement de la masse tandis que certains éléments de contreventement sont conçus de manière à procurer une capacité de dissipation d'énergie par ductilité.

Pour terminer, il est important de noter qu'il n'est pas rare de trouver des systèmes hybrides qui associent plusieurs des systèmes présentés ci-dessus. Par exemple, les isolateurs en caoutchouc

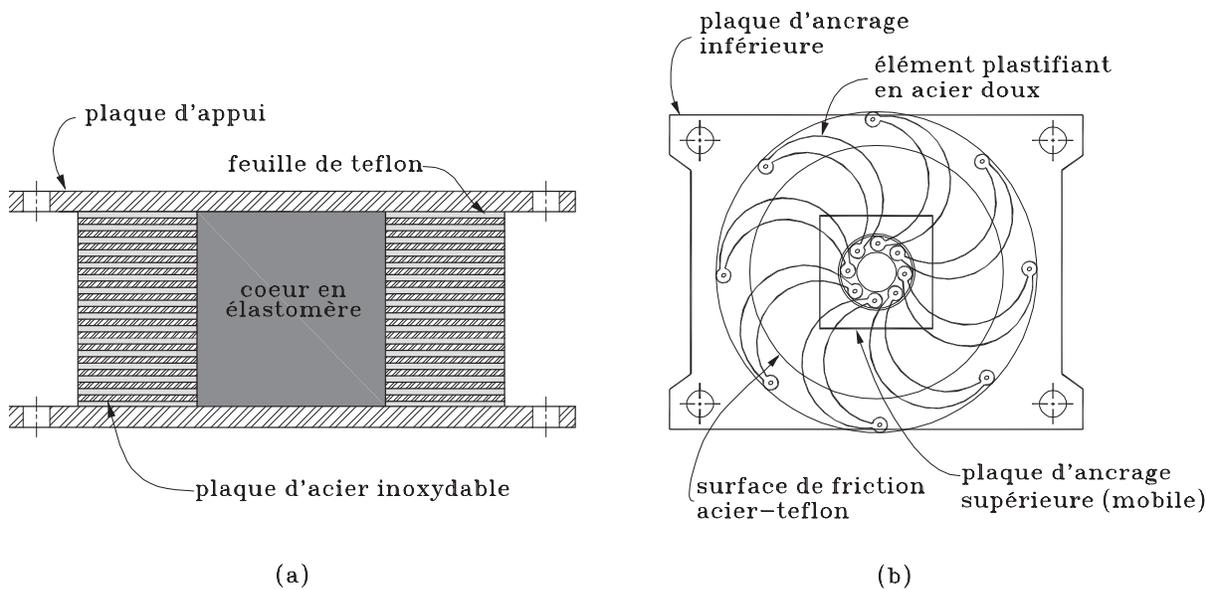


Figure 2.13 – Autres types d'appareils d'isolation sismique à la base

naturel standards sont souvent combinés à des systèmes d'amortisseurs hydrauliques, afin d'augmenter la capacité de dissipation d'énergie du système. Le but recherché dans toutes les combinaisons est d'assurer la flexibilité à grand déplacement de la structure afin d'allonger la période fondamentale, de limiter les déplacements à l'aide de forces d'amortissement et d'assurer une capacité au système à ramener la structure à sa position d'équilibre.

## 2.6 ISOLATEURS SISMIQUES EN CAOUTCHOUC

Le caoutchouc présente les deux principales caractéristiques mécaniques recherchées en isolation sismique à savoir une bonne flexibilité et une capacité de dissipation d'énergie. Les appuis flexibles en caoutchouc sont parmi les plus utilisés dans l'isolation sismique à la base des ouvrages d'art. Ils sont intéressants à cause de leur faible coût de fabrication, d'installation et d'entretien. De plus, ayant une configuration semblable à celle des appuis conventionnels de pont, ils sont une bonne option dans un cadre de réhabilitation sismique d'ouvrages existants. Le comportement mécanique des isolateurs sismiques en caoutchouc est presque entièrement dicté par les propriétés mécaniques et géométriques des couches de caoutchouc utilisées dans leur confection. Pour mieux étudier ces isolateurs, il est important de comprendre le comportement mécanique du caoutchouc et surtout les facteurs qui influencent ses propriétés mécaniques.

### 2.6.1 Comportement mécanique du caoutchouc naturel

#### Composition et fabrication

Le caoutchouc naturel brut provient de la coagulation du latex, la sève de l'hévéa. C'est un matériau amorphe, composé de longues chaînes de polymères (polyisoprène) enchevêtrées qui lui confèrent une hyperélasticité élevée. Le caoutchouc naturel brut présente plusieurs défauts du point de vue mécanique. En effet, le matériau est thermoplastique (durcit et ramollit de façon réversible

en fonction de la température). Il est fluant et peu résistant à l'abrasion. La plage de température dans laquelle le matériau présente un comportement élastique est faible (10° C à 60° C). Aussi, il est vulnérable aux attaques de certains gaz comme l'oxygène et l'ozone ainsi qu'au rayonnement direct du soleil. Il existe plusieurs traitements qui sont effectués sur le caoutchouc naturel brut afin d'améliorer ses performances mécaniques et sa durabilité.

La vulcanisation consiste à créer des liaisons (pontages) entre les chaînes de polymères afin d'éliminer la thermoplasticité et d'améliorer l'élasticité du matériau. La substance de vulcanisation la plus utilisée est le soufre. Il est ajouté au caoutchouc brut et le mélange est cuit à température élevée. La réaction qui est activée par la chaleur crée des liaisons soufre-carbone qui rattachent les chaînes moléculaires entre elles. Plusieurs propriétés du caoutchouc sont améliorées avec la vulcanisation. La plage de température dans laquelle le matériau est élastique est élargie et le matériau devient plus résistant et moins fluant. Les modules de cisaillement et de compression augmentent. Par contre, on remarque une diminution de la capacité de dissipation d'énergie.

Afin d'augmenter la résistance du caoutchouc à la traction, au cisaillement et à l'abrasion, on ajoute des agents de renforcement au mélange de caoutchouc pendant le processus de vulcanisation. On utilise généralement du noir de carbone, parfois de la fumée de silice. L'imbrication entre les particules de renforcement et les chaînes moléculaires de caoutchouc augmente la résistance mécanique du matériau et sa capacité de dissipation d'énergie. Le renforcement augmente aussi la résistance du matériau contre les effets du rayonnement direct du soleil. Toutefois, ce traitement diminue l'élasticité du matériau et le rend plus sujet aux déformations résiduelles après chargement.

Le caoutchouc est vulnérable à l'attaque de certains gaz qu'on retrouve dans l'air ambiant comme l'oxygène et l'ozone. L'oxygène réagit avec l'élastomère en provoquant la rupture des pontages entre les macromolécules. L'ozone quant à lui provoque la scission des chaînes moléculaires du caoutchouc, ce qui se manifeste par l'apparition de fissures sur le matériau. Ces réactions engendrent les effets inverses de la vulcanisation soit une réduction de la résistance mécanique du matériau. Ils réduisent ainsi la durabilité du matériau. Des traitements antidégradants existent et consistent à incorporer au caoutchouc brut lors de la fabrication des agents antioxydants et antiozonants. Ces agents servent d'écran en réagissant avec l'oxygène et l'ozone avant que ceux-ci ne soient en contact avec la structure moléculaire du caoutchouc [21].

### Propriétés mécaniques

À petites déformations, le caoutchouc se comporte comme un matériau linéaire isotrope. Deux constantes élastiques suffisent alors pour entièrement définir l'élasticité du matériau. Ces deux constantes sont le module de cisaillement  $G$  et le module de compressibilité  $K$ . Ils sont donnés par :

$$G = \frac{\tau}{\gamma}; \quad K = \frac{p}{(\Delta V/V_0)} \quad (2.4)$$

où  $\tau$  est la contrainte en cisaillement et  $\gamma$  la déformation en cisaillement correspondante,  $\Delta V/V_0$  est la diminution relative de volume à la suite de l'application d'une pression constante  $p$ . Pour les formulations de caoutchouc rencontrées dans la fabrication des isolateurs sismiques,  $G$  varie entre 0,5 et 2 MPa tandis que le module de compressibilité est très élevé, de l'ordre de 1500 à 2500 MPa. Le module de Young  $E$  et le coefficient de Poisson  $\nu$  peuvent être dérivés de ces deux constantes élastiques en utilisant les formules d'élasticité linéaire des matériaux isotropes. À cause de la différence d'ordre de grandeur entre  $K$  et  $G$ ,  $\nu$  est très près de 0,5 qui est la valeur du coefficient de Poisson pour les matériaux incompressibles. Ainsi le module de Young peut être approximé à  $3G$ .

Les isolateurs sismiques peuvent être sujets à de grands déplacements latéraux particulièrement pendant des séismes majeurs. Les déformations qui prennent place dans les couches de caoutchouc peuvent donc devenir grandes (au-delà de 150 % en cisaillement). Lorsque les déformations sont grandes, les deux constantes élastiques  $G$  et  $K$  ne suffisent plus pour décrire le comportement du caoutchouc. On utilise alors la formulation hyperélastique, basée sur l'énergie de déformation interne associée aux équations d'élasticité à grandes déformations pour étudier le comportement mécanique du matériau. Le modèle néohookéen et le modèle de Mooney-Rivlin sont parmi les plus utilisés pour modéliser le caoutchouc (chap. 5).

Le comportement dynamique du caoutchouc peut être étudié à partir de ses fonctions de fluage et de relaxation en utilisant le modèle de comportement viscoélastique. Selon la température ou l'échelle de temps considérée, le caoutchouc naturel peut manifester un comportement vitreux (rigide et fragile), viscoélastique (élastique avec déphasage entre la charge et la réponse) ou hyperélastique (élastique sur une très grande plage de déformations). Une façon pratique d'étudier le comportement dynamique du caoutchouc est d'observer la variation de la contrainte (ou de la charge) sous l'application d'une déformation (ou d'un déplacement) sinusoïdale de la forme  $\epsilon = \epsilon_0 \sin(\omega t)$ . Au régime permanent, on observe que la contrainte est de la forme  $\sigma = \sigma_0 \sin(\omega t + \delta)$ . Celle-ci peut être décomposée sous la forme :

$$\sigma = \epsilon_0 [G_1(\omega) \cos(\omega t) + G_2(\omega) \sin(\omega t)] \quad (2.5)$$

où  $G_1(\omega) = \sigma_0/\epsilon_0 \sin(\delta)$  et  $G_2(\omega) = \sigma_0/\epsilon_0 \cos(\delta)$  dépendent du matériau et sont des fonctions de la fréquence de chargement, et  $\delta$  est l'angle de déphasage entre la contrainte et la déformation.  $G_1(\omega)$ , qui définit la composante de la contrainte en phase avec la déformation, est appelé module de stockage parce qu'il est directement lié à l'énergie élastique stockée dans le matériau pendant le chargement.  $G_2(\omega)$ , quant à lui, est lié à la quantité d'énergie dissipée par le matériau. Il donne ainsi une indication du niveau d'amortissement dans le matériau. En effet, l'énergie élastique maximum stockée dans le matériau  $E_{max}$  et l'énergie  $E_D$  dissipée par cycle de chargement sont données par :

$$E_{max} = \frac{1}{2} G_1(\omega) \epsilon_0^2 \quad E_D = \pi G_2(\omega) \epsilon_0^2 \quad (2.6)$$

Pour un matériau parfaitement viscoélastique, la courbe contrainte déformation prend la forme d'une ellipse et l'énergie dissipée par cycle de chargement est donnée par l'aire de cette ellipse. Le pourcentage d'amortissement critique  $\xi$  qu'on retrouve en dynamique des structures est relié à l'angle de déphasage par la relation suivante :

$$\xi = \frac{1}{2} \tan \delta \quad (2.7)$$

### 2.6.2 Propriétés mécaniques des isolateurs en caoutchouc

La détermination des propriétés mécaniques des isolateurs sismiques en caoutchouc se fait en étudiant le comportement d'une couche de caoutchouc confinée latéralement (fig. 2.14). Le résultat est ensuite étendu aux  $n_c$  couches qui composent l'isolateur. Avant d'exposer les caractéristiques mécaniques des isolateurs sismiques en élastomère, il est utile de présenter quelques caractéristiques géométriques qui sont utilisées dans l'expression des propriétés mécaniques. D'abord, les dimensions planes ( $b$  et  $l$ ) sont prises comme la largeur et la longueur des plaques d'acier. L'aire effective de la section  $A$  est aussi donnée par l'aire des plaques d'acier.  $A_g$  est l'aire totale, incluant la section d'enrobage. La hauteur  $h$ , qui a une grande importance dans l'analyse de la stabilité de l'isolateur, est prise comme la hauteur de l'isolateur excluant l'épaisseur des plaques d'appui. Ensuite, on a  $t_c$

l'épaisseur d'une couche de caoutchouc et  $t_r$  l'épaisseur totale de caoutchouc. Une autre expression de l'aire qu'on trouve dans l'analyse de stabilité est l'aire effective en cisaillement,  $A_s$  qui est donnée par  $Ah/t_r$ . Le facteur de forme  $S$  de l'isolateur est défini comme le rapport de la surface chargée sur la surface latérale libre d'une couche de caoutchouc. Il est donné par :

$$S = \begin{cases} d/(4t_c), & \text{pour un isolateur circulaire de diamètre } d; \\ b/(4t_c), & \text{pour un isolateur carré de côté } b; \\ (bl)/[2(b+l)t_c], & \text{pour un isolateur rectangulaire de côtés } b \text{ et } l. \end{cases} \quad (2.8)$$

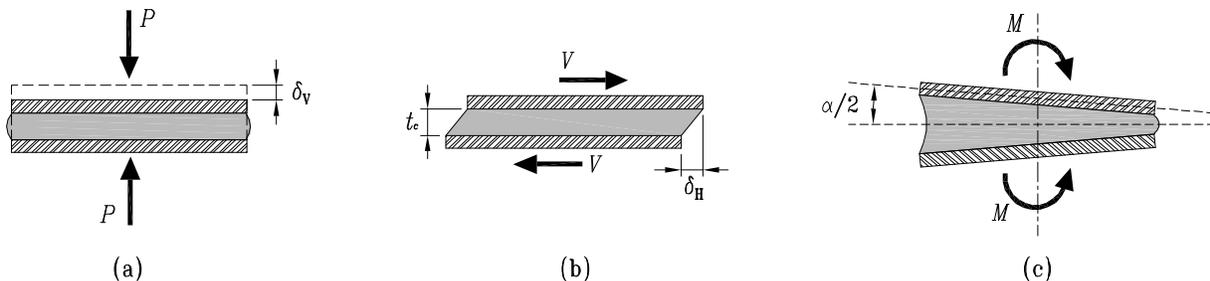


Figure 2.14 – Modèle d'une couche de caoutchouc confinée verticalement soumise à des efforts (a) de compression, (b) de cisaillement et (c) de flexion

### Rigidité verticale

Les principales hypothèses posées par les théories qui étudient le comportement en compression pure d'une couche de caoutchouc confinée entre deux plaques rigides sont : (1) les sections planes restent planes après déformation ; (2) les sections verticales se transforment en surfaces paraboliques de second ordre ; (3) les contraintes normales sont égales dans toutes les directions (hypothèse d'un état de pression hydrostatique). En ramenant l'analyse à un problème axysymétrique avec des déformations infinitésimales, Chaloub et al. [16] ont déduit une solution approximative pour la rigidité verticale  $K_{vn}$  d'une couche de forme circulaire :

$$K_{vn} = \frac{E_c A}{t_c} \quad (2.9)$$

où  $E_c$  est le module de compression de la couche confinée :

$$E_c = 6GS^2 \left( 1 + \frac{8GS^2}{K} \right) + O\left(\left(\frac{G}{K}\right)^3\right) \quad (2.10)$$

L'hypothèse d'incompressibilité du matériau permet de simplifier l'expression de  $E_c$  à  $6GS^2$  qui devient dès lors une solution exacte au problème. Pour des couches de forme carrée ou rectangulaire, la solution est plus complexe. Selon Kelly [29], le module de compression des isolateurs de forme carrée peut être approximé par  $6,73GS^2$ . Toutefois comme la distribution des contraintes n'est pas uniforme sur la surface de l'isolateur, et que le module de cisaillement est sensible à la contrainte, la valeur de  $G$  utilisée dans l'estimation de  $E_c$  est différente de celle du module de cisaillement intrinsèque du matériau. Une formulation alternative, utilisée dans la majorité des codes de dimensionnement, est celle de la forme  $E_c = E(1 + \alpha_c S^2)$ , où  $\alpha_c$  est un facteur qui dépend du matériau et de la forme de la couche confinée [22]. Lorsque le facteur de forme devient grand ( $S > 15$ ), la

contribution de la compression volumétrique du matériau devient non négligeable. On ajoute alors, en série, la rigidité due à la compressibilité du matériau pour obtenir une rigidité verticale de la forme :

$$K_{vn} = \frac{[E_c^{-1} + K^{-1}]^{-1} A}{t_c} \quad (2.11)$$

où  $K$  est le module de compressibilité du matériau (éq. (2.4)). Pour trouver la rigidité verticale de l'isolateur, les rigidités des  $n_c$  couches de caoutchouc sont associées en série. Le guide de l'AASHTO sur l'isolation sismique [1] permet de négliger l'effet de la compressibilité du matériau pour les isolateurs de faible facteur de forme ( $<15$ ).  $K_v$  est ainsi donnée par :

$$K_v = \frac{4GA_r(1 + 2kS^2)}{t_r} \quad \text{si } S \leq 15 \quad (2.12)$$

$$K_v = \frac{8A_rGkS^2K}{Kt_r + 8GkS^2t_r} \quad \text{si } S > 15 \quad (2.13)$$

où  $G$  est le module de cisaillement,  $K$  est le module de compressibilité,  $k$  est la constante du matériau qui dépend de la dureté du caoutchouc (0,75 pour une dureté de 50 et 0,60 pour une dureté de 60), et  $A_r$  est l'aire superposée entre les faces supérieure et inférieure de l'isolateur à l'état déplacé. Lorsque l'isolateur a un trou au centre (cas des isolateurs à cœur de plomb), on applique un facteur de modification  $\lambda$  au module de compression instantané [39]. Ce facteur est donné par :

$$\lambda = \frac{R_{ext}^2 + R_{int}^2 - [(R_{ext}^2 - R_{int}^2) / \ln(R_{ext}/R_{int})]}{(R_{ext} - R_{int})^2} \quad (2.14)$$

où  $R_{ext}$  et  $R_{int}$  sont les rayons extérieur et intérieur de l'isolateur de forme circulaire. Pour les isolateurs de forme carrée ou lorsqu'il y a plusieurs trous, on peut de façon conservatrice prendre  $\lambda = 2/3$  [39].

### Rigidité latérale

La rigidité horizontale  $K_h$  est sans doute la caractéristique mécanique la plus importante d'un isolateur sismique. Considérons une couche d'élastomère confinée dont la face supérieure est soumise à un déplacement latéral  $\delta_h$  (fig. 2.14b). La rigidité latérale est donnée par le rapport de la force horizontale par le déplacement  $\delta_h$  et est donnée par :

$$K_{hn} = \frac{G_{eff}A}{t_c} \quad (2.15)$$

où  $G_{eff}$  est le module de cisaillement effectif de la couche de caoutchouc.  $G_{eff}$  est différent du module de cisaillement du matériau à cause des efforts parasites de flexion qui s'ajoutent. Leur ampleur dépend de la hauteur de caoutchouc  $t_c$  et de la dimension plane de la couche. Gent [21] montre que  $G_{eff}$  est donné par :

$$G_{eff} = \frac{G}{[1 + (3t_c^2/b^2)]}, \quad \text{pour une couche de forme carrée} \quad (2.16)$$

$$G_{eff} = \frac{G}{[1 + (4t_c^2/9d^2)]}, \quad \text{pour un couche de forme circulaire} \quad (2.17)$$

Pour les isolateurs sismiques en caoutchouc naturel, le facteur de forme varie généralement entre 8 et 20 et on peut, sans erreur appréciable, considérer que  $G_{eff} = G$ . L'erreur commise sur la rigidité

est de moins de 1 %. En étendant le résultat aux  $n_c$  couches qui composent l'isolateur, on obtient sa rigidité horizontale :

$$K_h = \frac{GA}{t_r} \quad (2.18)$$

où  $t_r = n_c \times t_c$  est l'épaisseur totale des  $n_c$  couches de caoutchouc. La déformation entraînée par le cisaillement est égale à  $\delta_h/t_r$ , où  $\delta_h$  est le déplacement latéral entre les faces supérieure et inférieure de l'isolateur. L'expression de la rigidité donnée par l'équation (2.18) est utilisée pour les faibles plages de déformation qu'on trouve aux états limites de service. Pour les charges sismiques, il est préférable d'utiliser la rigidité effective pour calculer le déplacement. Cette rigidité est obtenue à partir de la courbe d'hystérésis de l'isolateur. Elle est fonction du déplacement latéral. De plus, l'équation (2.18) est basée sur l'hypothèse que les plaques d'acier sont rigides en flexion et restent horizontales pendant la déformation. Toutefois, il est observé que les plaques d'acier ne restent pas horizontales comme supposé et peuvent même subir des déformations notables en flexion, surtout pour les isolateurs peu élancés ou à faible facteur de forme. Gent et Meinecke proposent une modification de  $G_{\text{eff}}$  pour prendre en compte la rotation des plaques pendant la déformation.  $G_{\text{eff}}$  est alors remplacé par  $G_t$  qui est donné par [38] :

$$G_t = G_{\text{eff}} \left[ 1 + \frac{t_c}{36} \left( 1 + \frac{6b^2\beta_r}{\pi^4 t_c^2} \right) \frac{A}{I} \right] \quad (2.19)$$

où  $b$  est la largeur de l'isolateur,  $A$  son aire effective,  $I$  le moment d'inertie de sa section, et  $\beta_r$  est donné par :

$$\beta_r = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^4} \left( 1 - \frac{\tanh(\pi n)}{\pi n} \right) \quad (2.20)$$

### Rigidité flexionnelle

La rigidité flexionnelle est une propriété importante principalement pour l'analyse de stabilité des isolateurs sismiques en élastomère. On procède de la même manière que précédemment en soumettant une couche de caoutchouc à une rotation  $\alpha$  (fig 2.14c). On détermine la distribution des déformations et des contraintes pour finalement obtenir, par intégration, le moment résultant [39]. En utilisant l'analogie à la flexion des poutres  $M = EI/\rho$ , on peut montrer que la rigidité en flexion d'une couche de caoutchouc circulaire est donnée par :

$$(EI) = \frac{1}{3} E_c I, \quad \text{pour une couche de forme circulaire} \quad (2.21)$$

La rigidité flexionnelle est donc égale au tiers de la rigidité d'une section à comportement linéaire élastique après remplacement du module de Young  $E$  par le module de compression  $E_c$ . Cette différence vient du fait que la distribution de la pression est cubique sur la section de l'isolateur tandis qu'elle est linéaire dans la théorie de la flexion élastique des poutres. Pour une couche de forme carrée, la rigidité en flexion est aussi très près du tiers de celle d'une section à comportement linéaire élastique [39] :

$$(EI) \approx 0,329 E_c I, \quad \text{pour une couche de forme carrée} \quad (2.22)$$

### Amortissement

Généralement, les courbes hystérétiques qu'on obtient en testant des isolateurs à grands déplacements ne sont ni elliptiques, ni linéaires par morceau. Un niveau d'amortissement visqueux

équivalent est alors déterminé à partir de l'aire de la boucle hystérétique d'un échantillon d'isolateur soumis à un chargement latéral cyclique à une amplitude  $\pm d_0$  et pour un niveau de chargement axial donné. Le taux d'amortissement effectif  $\xi_{\text{eff}}$  est donné par l'équation (2.23), où  $K_{\text{eff}}$  est la rigidité latérale effective à un déplacement latéral de  $d_0$ .

$$\xi_{\text{eff}} = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{\text{aire de la boucle hystérétique}}{K_{\text{eff}} d_0^2} \right) \quad (2.23)$$

### 2.6.3 Facteurs influençant les propriétés mécaniques des isolateurs en caoutchouc

La composition chimique du caoutchouc brut et surtout les traitements qu'il a subis lors du processus de fabrication déterminent ses propriétés mécaniques initiales. Mais, ces propriétés mécaniques varient (généralement de façon réversible) en fonction des conditions auxquelles le matériau est exposé durant sa phase d'utilisation. Plusieurs facteurs influencent les propriétés mécaniques des isolateurs en caoutchouc naturel. Les plus importants de ces facteurs sont présentés dans cette section.

#### Température

La température est le facteur qui influence le plus la variation des propriétés mécaniques du caoutchouc naturel durant sa phase d'utilisation. Une augmentation de la température a tendance à réduire la rigidité et à modifier l'amortissement du matériau. C'est ce qui est montré à la figure 2.15 qui illustre la courbe d'essai de chargement latéral du même isolateur en caoutchouc à deux températures différentes [18]. Une très brusque augmentation de la rigidité survient quand le caoutchouc passe à l'état vitreux, le matériau devient alors très rigide et fragile. Ce phénomène survient autour de  $-55^\circ\text{C}$  pour le caoutchouc naturel. Il faut noter que cette température de transition augmente avec la fréquence de chargement.

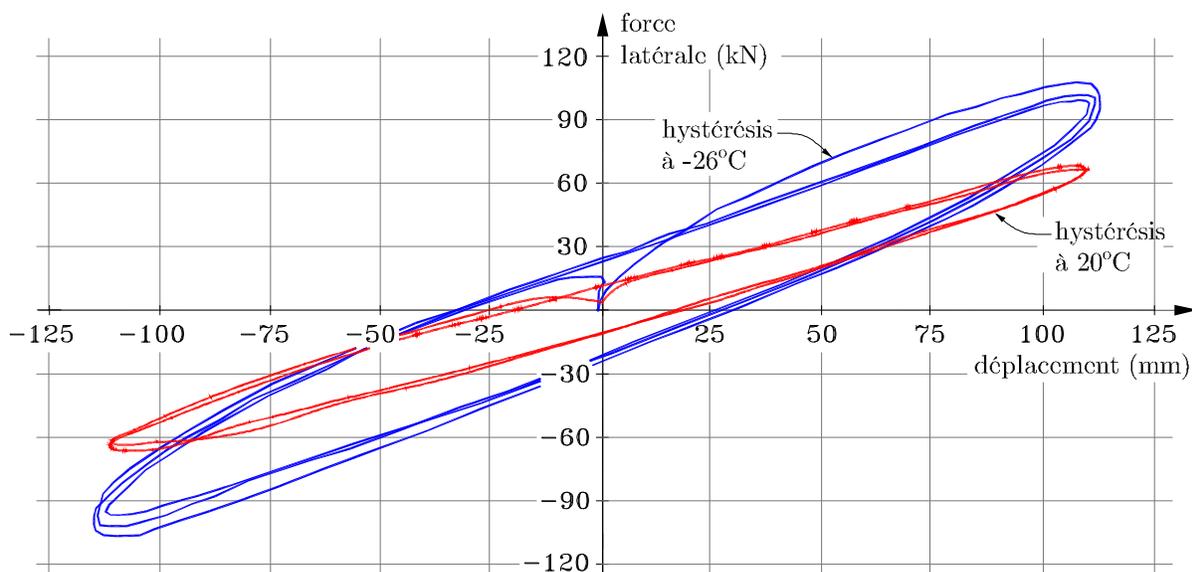


Figure 2.15 – Effet de la température sur l'hystérèse d'un isolateur en caoutchouc [18]

Un autre phénomène qui affecte le comportement mécanique du caoutchouc est la cristallisation qui survient à basse température ou à très grande déformation. Il s'agit du passage du matériau de l'état amorphe à un état partiellement cristallisé. Ce changement d'état (qui est entièrement réversible) entraîne un durcissement du matériau et une augmentation de la capacité d'amortissement. La cristallisation se produit sur une plage variable de basses températures. Toutefois, la vitesse maximale de cristallisation pour le caoutchouc naturel est observée à  $-26^{\circ}\text{C}$  [21, 49]. Comme la cristallisation est un phénomène de changement d'état (avec changement de configuration moléculaire), elle prend du temps à se réaliser, contrairement au passage à l'état vitreux qui est une transition de second ordre et qui est instantané. Le temps d'exposition est donc un facteur important à considérer dans l'étude du comportement mécanique du caoutchouc à basse température. Yakut et al. [56], à travers une étude expérimentale sur des échantillons d'isolateurs à taille réduite, ont montré que la durée d'exposition a une influence très marquée sur la variation des propriétés mécaniques. Finalement, il faut noter que des traitements existent au niveau de la fabrication du caoutchouc pour abaisser la plage de température de cristallisation.

### Niveau de déformation en cisaillement et historique de chargement

Lorsque déformé en cisaillement ou en traction, le caoutchouc présente une rigidité initiale élevée qui tend à diminuer dans la plage des déformations modérées à grandes. Pour de très grandes déformations (au-delà de 150 %), le matériau tend à se rigidifier. Cette augmentation de rigidité est due, d'une part, à l'extension finie des macromolécules, et d'autre part, au phénomène de cristallisation qui peut survenir à de très grandes déformations. La figure 2.16a montre la variation du module de cisaillement effectif d'un échantillon expérimental testé dans le projet en fonction du niveau de déformation en cisaillement.

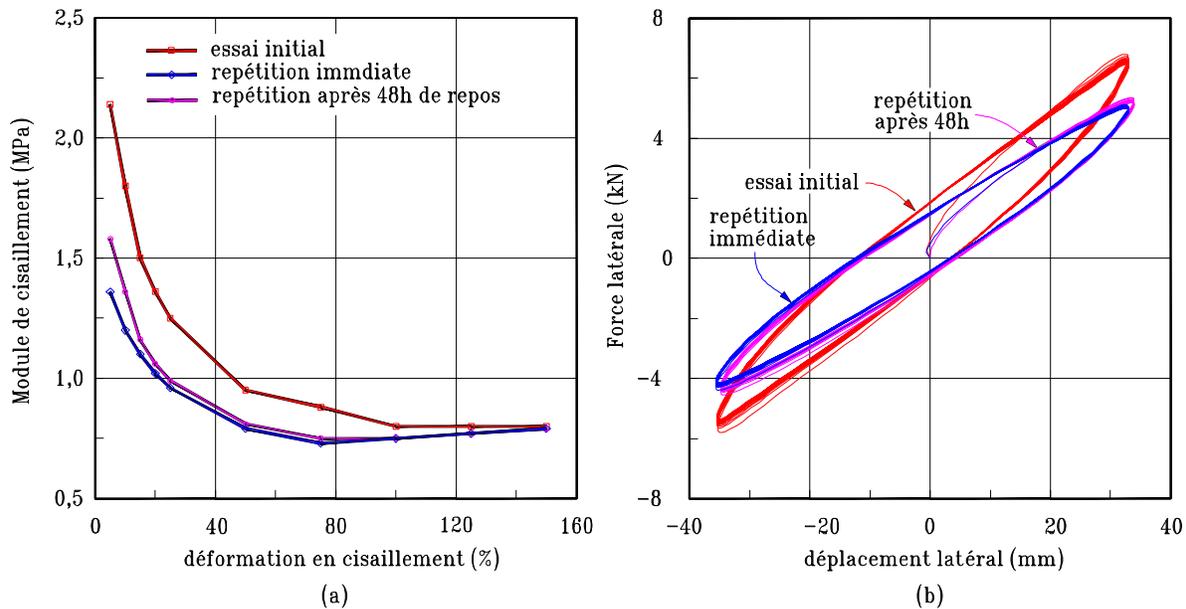


Figure 2.16 – Effet du niveau de déformation et de l'historique du chargement sur le comportement d'un isolateur en caoutchouc

Les chargements antérieurs subis par le caoutchouc peuvent influencer ses propriétés mécaniques. Les deux effets les plus connus de l'influence de l'historique de chargement sur le comportement mécanique du caoutchouc sont l'effet Mullins et le phénomène de « scragging ». L'effet Mullins vient de l'observation d'une boucle hystérétique plus prononcée aux premiers cycles de test du matériau par rapport aux cycles suivants. Après un certain nombre de cycles, la courbe tend à se stabiliser à des valeurs constantes de rigidité et d'amortissement. Le scragging vient de l'observation que les propriétés mécaniques d'une déformation donnée diffèrent selon que le matériau a subi préalablement ou non une plus grande déformation (fig. 2.16b). Les deux phénomènes sont dus à la rupture des liaisons entre les chaînes moléculaires et la réorganisation de ces dernières qui fait que l'énergie requise pour déformer le matériau diminue après les premiers cycles de déformation. Ces phénomènes peuvent devenir importants particulièrement avec les caoutchoucs à haut degré d'amortissement (HDNR). Il faut noter que le matériau retrouve ses propriétés vierges après un certain temps de repos. Des essais réalisés sur des échantillons d'isolateurs de taille réduite ont montré que la récupération se fait à un rythme rapide pour les premiers jours et devient très lente après. En pratique, il est conseillé de mesurer les propriétés après un certain nombre de cycles initiaux afin d'éliminer l'effet Mullins.

### Fréquence de chargement

Le module de stockage  $G_1(\omega)$ , le module de dissipation  $G_2(\omega)$ , ainsi que l'angle de déphasage  $\delta$  dépendent tous de la fréquence de chargement. La fréquence de chargement a un effet sur les propriétés mécaniques du caoutchouc semblable à celui de la température. L'augmentation de la fréquence de chargement entraîne le même effet que la diminution de la température. Ceci est dû à l'équivalence temps-température qu'on retrouve chez les polymères solides [21, 51]. Toutefois, cette dépendance est peu marquée chez le caoutchouc naturel soumis à de faibles fréquences de chargement. Des essais réalisés dans le cadre de ce projet, à des fréquences de 0,1, 0,5 et 1 Hz ont montré très peu de variation de comportement. Donc, pour des applications en isolation sismique à la base (avec des fréquences en dessous de 0,5 Hz), on peut en fait négliger l'influence de la fréquence sur les propriétés mécaniques des isolateurs en caoutchouc naturel.

### Âge du matériau

L'âge du caoutchouc peut aussi entraîner des variations dans ses propriétés mécaniques. Ces variations proviennent essentiellement de la continuation du processus de vulcanisation et de l'attaque par l'oxygène et l'ozone. La continuation du processus de vulcanisation entraîne une augmentation de la densité de liaisons entre les chaînes moléculaire donc une augmentation de la rigidité et une diminution de la capacité de dissipation d'énergie. Toutefois, la dégradation du matériau par l'oxygène et l'ozone provoque l'effet contraire (rupture des liaisons) et prédomine souvent, surtout pour les caoutchoucs non traités contre les attaques de ces gaz. La dégradation avec l'âge du caoutchouc se manifeste généralement par l'apparition de fissures dans le matériau, une augmentation de l'amortissement et une diminution de l'élasticité.

#### 2.6.4 Modélisation des isolateurs sismiques en caoutchouc

Il existe dans la littérature plusieurs modèles pour représenter le comportement en cisaillement des isolateurs en caoutchouc. Ces modèles varient en fonction de la complexité de la structure, du niveau de précision recherché et du comportement mécanique spécifique étudié. Ils vont des modèles simples supposant un comportement linéaire à des modèles sophistiqués qui prennent en compte les effets de la température, de la fréquence et de l'historique de chargement. Dans la pratique, les

deux modèles les plus rencontrés sont le modèle linéaire viscoélastique et le modèle bilinéaire. Il y a aussi le modèle hystérétique non linéaire, peu utilisé, mais efficace pour simuler le raidissement du caoutchouc à grande déformation.

### Modèle linéaire viscoélastique

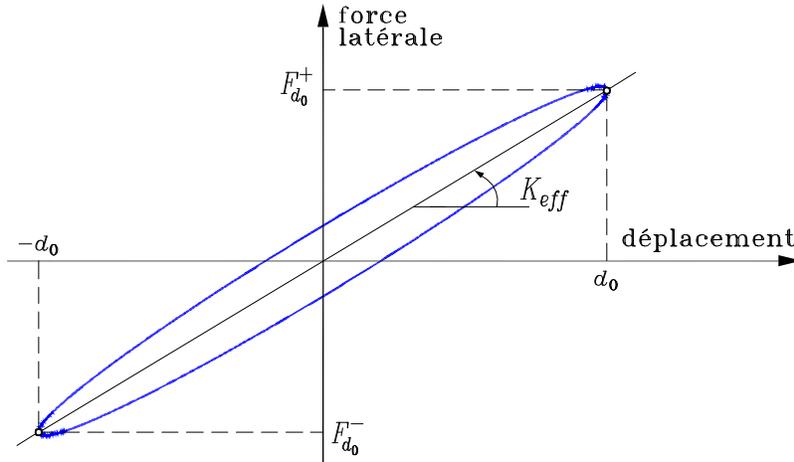


Figure 2.17 – Courbe hystérétique du modèle linéaire viscoélastique

Le modèle linéaire viscoélastique est le plus simple des modèles utilisés pour simuler le comportement dynamique en cisaillement des isolateurs sismiques en caoutchouc. C'est le modèle utilisé dans les méthodes modales d'analyse. Il est la combinaison d'un comportement linéaire élastique et d'un comportement parfaitement visqueux. La loi de comportement du modèle linéaire viscoélastique est illustrée à la figure 2.17 et a pour équation :

$$F = Ku + c\dot{u} \quad (2.24)$$

où  $F$  est la force de cisaillement appliquée,  $u$  est l'élongation en cisaillement de l'isolateur,  $\dot{u}$  est sa vitesse de déformation, et  $K$  et  $c$  sont respectivement la rigidité et le coefficient d'amortissement de l'isolateur.

Ainsi, deux paramètres définissent entièrement le modèle, soit la rigidité effective  $K_{\text{eff}}$  et le taux d'amortissement  $\xi_{\text{eff}}$ . Ce dernier est calculé selon l'équation (2.23), tandis que  $K_{\text{eff}}$  est donné par :

$$K_{\text{eff}} = \frac{F_{d_0}^+ - F_{d_0}^-}{2d_0} \quad (2.25)$$

où  $F_{d_0}^+$  et  $F_{d_0}^-$  sont les charges latérales correspondant aux déplacements maximum et minimum  $d_0$  et  $-d_0$ , respectivement. Le modèle linéaire viscoélastique prédit, avec une bonne précision, le comportement des isolateurs en caoutchouc dans les plages de déformations faibles à modérées (<100%). Quand les déformations deviennent grandes, la courbe hystérétique dévie du modèle linéaire viscoélastique. À ces déplacements, il convient mieux d'utiliser le modèle bilinéaire.

### Modèle bilinéaire

Le modèle bilinéaire est le plus couramment rencontré dans la modélisation des isolateurs sismiques en caoutchouc. Ce modèle convient aussi bien aux isolateurs conventionnels en caoutchouc

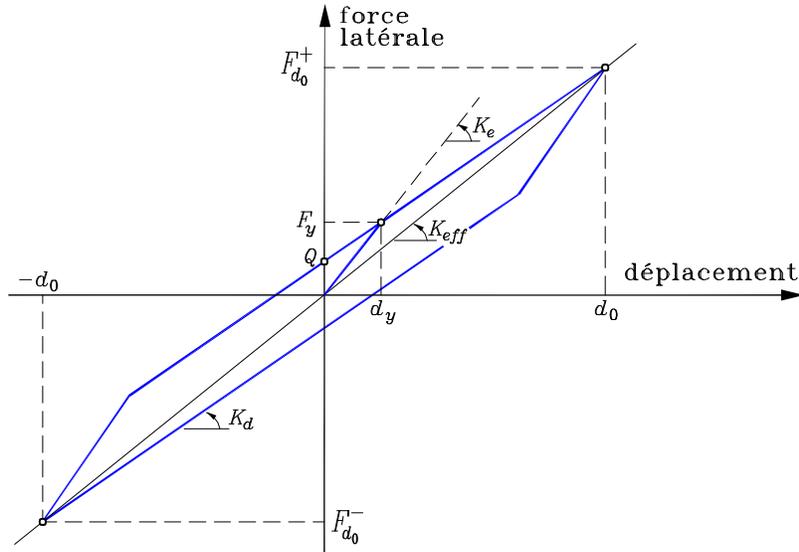


Figure 2.18 – Courbe hystérétique du modèle bilinéaire

qu'aux isolateurs à cœur de plomb. Il est défini par quatre paramètres : la rigidité élastique  $K_e$ , la rigidité postélastique  $K_d$ , le déplacement maximum  $d_0$  et le déplacement à la limite élastique  $d_y$ . La figure 2.18 illustre la courbe du modèle bilinéaire.

La force latérale à déplacement latéral nul est appelée force caractéristique  $Q$  et est donnée par :

$$Q = (K_e - K_d) d_y \quad (2.26)$$

La rigidité effective  $K_{eff}$  de l'isolateur est donnée par la pente entre les points de la courbe correspondant à  $d_0$  et  $-d_0$ . C'est cette rigidité qui est utilisée pour représenter l'isolateur dans une analyse modale de la structure isolée. Elle est donnée par la même équation (2.25) que pour le modèle viscoélastique. La rigidité postélastique  $K_d$  représente la rigidité du système au-delà du déplacement  $d_y$ . Elle est obtenue par linéarisation de la portion de la courbe expérimentale entre  $d_y$  et  $d_0$ . La rigidité élastique  $K_e$  est la rigidité initiale du système. Son estimation à partir de la courbe expérimentale est beaucoup moins précise que celle de  $K_d$ . Elle est alors obtenue en déterminant d'abord  $d_y$  par égalisation des aires sous la courbe expérimentale et sous la courbe idéalisée, ce qui est exprimé par l'équation (2.27) :

$$\xi_{eff} = \frac{4Q(d_0 - d_y)}{2\pi(K_d d_0 + Q)d_0} \quad (2.27)$$

où  $\xi_{eff}$  est l'amortissement visqueux équivalent mesuré expérimentalement et défini par l'équation (2.23) à partir de l'énergie dissipée par cycle de déplacement latéral (aire sous la courbe). L'application de l'équation (2.27) permet aussi de conserver dans le modèle bilinéaire les propriétés dissipatrices d'énergie obtenues expérimentalement. Lorsque l'on ne dispose pas des courbes expérimentales comme lors de la phase de prédimensionnement,  $K_d$  est estimé à partir du module de cisaillement du caoutchouc et  $K_e$  est pris comme un multiple de  $K_d$  [39].

## Modèle hystérétique non linéaire

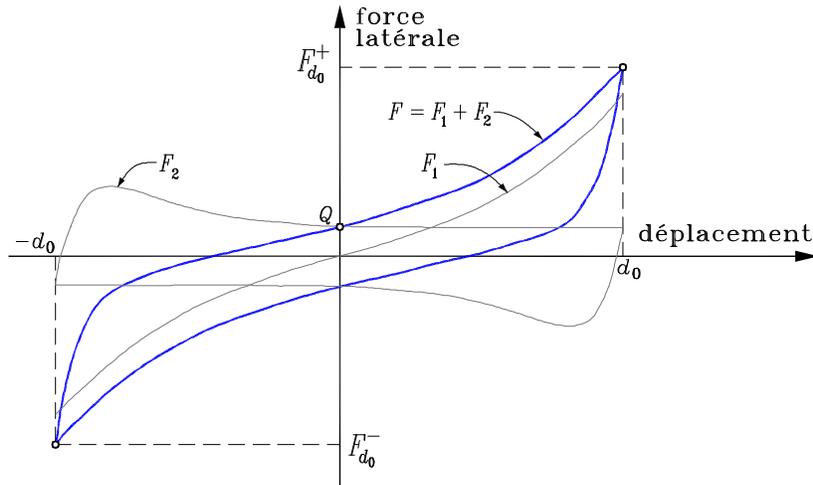


Figure 2.19 – Courbe du modèle hystérétique non linéaire

Bien que très peu utilisé en pratique, ce modèle présente un grand avantage par rapport aux deux modèles présentés ci-dessus à savoir la prise en compte du raidissement du matériau à grande déformation [31]. Il convient donc bien aux isolateurs sismiques en caoutchouc à haut degré d'amortissement. Dans ce modèle, la force latérale est prise comme la combinaison d'une composante élastique non linéaire  $F_1$  et d'une composante hystérétique  $F_2$  (fig. 2.19).

La courbe qui définit la composante élastique (squelette du modèle) est donnée par l'équation (2.28) :

$$F_1 = \frac{1}{2}(F_{max} - Q) [x - \text{sgn}(x)|x|^n] \quad (2.28)$$

où  $x$  est le déplacement normalisé  $u/d_0$ ,  $Q$  est la force caractéristique et  $n$  est le facteur qui définit le niveau de raidissement du matériau. La composante hystérétique  $F_2$  change selon qu'on est en chargement ( $\dot{u} > 0$ ) ou en déchargement ( $\dot{u} < 0$ ). Elle est donnée par la relation :

$$F_2 = \begin{cases} Q \left[ 1 - 2e^{-s_1(1+x)} + s_2(1+x)e^{-s_3(1+x)} \right] & \text{si } \dot{d} > 0 \\ Q \left[ 1 - 2e^{s_1(1-x)} + s_2(1-x)e^{s_3(1-x)} \right] & \text{si } \dot{d} < 0 \end{cases} \quad (2.29)$$

où  $s_1$  et  $s_2$  sont déterminés de telle sorte que l'aire de la boucle du modèle soit égale à celle de la courbe expérimentale. Le paramètre  $s_3$  est une constante empirique qui dépend du type d'isolateur. Le modèle, une fois calibré, est capable de représenter le comportement à très grandes déformations des isolateurs sismiques en caoutchouc naturel standard et ceux en caoutchouc à haut degré d'amortissement. Toutefois, tout comme le modèle linéaire viscoélastique et le modèle bilinéaire, il néglige l'effet de la charge axiale sur les propriétés mécaniques de l'isolateur.

---

## ÉTATS LIMITES DES ISOLATEURS EN CAOUTCHOUC – ÉTAT DE L'ART

Les isolateurs sismiques à la base procurent à la structure une grande flexibilité latérale qui permet de réduire la demande sismique. Les isolateurs doivent donc être en mesure de subir de très grandes déformations en cisaillement sans rompre, ainsi que de pouvoir supporter le poids de la superstructure sans risque d'instabilité malgré les grands déplacements latéraux qu'ils subissent. Comme les propriétés mécaniques des isolateurs en élastomère varient en fonction de la déformation interne dans le caoutchouc, le niveau de chargement axial (ou sa variation) va influencer leur comportement en cas de séisme. La variation de la charge axiale dans un isolateur peut provenir des charges autres que la charge permanente, c'est-à-dire des moments de renversement induits ou encore de la composante verticale du séisme. Une augmentation du niveau de charge axiale sur l'appui entraîne une diminution de sa rigidité latérale. Cette diminution de rigidité latérale entraîne alors des déplacements excessifs qui peuvent engendrer soit des problèmes de stabilité, soit des problèmes de déchirement du matériau en cisaillement. Ces deux cas de figure constituent les états limites ultimes possibles pour les appuis ou isolateurs élastomères.

Ce chapitre s'intéresse aux études scientifiques antérieures ayant traité des problèmes d'états limites ultimes d'isolateurs ou d'appuis de pont en caoutchouc. La première section de ce chapitre est consacrée aux problèmes de stabilité. Plusieurs études ont déjà tenté de déterminer l'effet du chargement axial sur les propriétés mécaniques des isolateurs en élastomère, plus particulièrement sur la rigidité latérale. Comme il a été vu au chapitre 2, cette propriété clé détermine l'efficacité du système. La première section du chapitre étudie le lien entre la charge axiale et les grands déplacements latéraux qui rend les isolateurs sismiques en élastomère sujets à l'instabilité. L'instabilité est de type  $P - \Delta$  ou de type renversement lorsque l'appareil d'appui n'est pas ancré. L'étude de l'effet de la charge axiale sur la rigidité latérale permet de prédire la limite de stabilité des appareils en termes de déplacement latéral en fonction du niveau de charge axiale. Ce sujet est traité en trois parties. Les approches analytiques de la littérature sont tout d'abord présentées relativement aux effets de la charge verticale sur la rigidité des isolateurs et aux problèmes d'instabilité. Ensuite, quelques modèles analytiques de la littérature pour la représentation du comportement en compression-cisaillement des isolateurs sismiques élastomères sont présentés. Enfin, les problématiques de stabilité des isolateurs sont traitées du point de vue expérimental. Contrairement aux problèmes de stabilité, relativement bien documentés dans la littérature, peu d'information existe actuellement sur l'état limite des isolateurs par déchirement du matériau ou par dévulcanisation des plaques de renfort. La seconde section de ce chapitre résume les résultats des quelques études se rapprochant de ce sujet.

### 3.1 STABILITÉ DES ISOLATEURS EN CAOUTCHOUC NATUREL

#### 3.1.1 Approches théoriques

À cause des grands déplacements latéraux qu'ils subissent, les isolateurs sismiques présentent un risque d'instabilité structurale. Le flambement est le type d'instabilité le plus susceptible de survenir à cause des effets  $P - \Delta$  qui deviennent assez importants lors des séismes. À la différence des poteaux structuraux, le flambement des isolateurs sismiques en élastomère est dominé en grande partie par leur flexibilité en cisaillement.

#### Analyse linéaire élastique aux faibles déformations

L'analyse linéaire élastique de la stabilité des isolateurs sismiques en élastomère se base sur la théorie de Haringx sur le flambement des colonnes en flexion-cisaillement (annexe B). Cette théorie convient mieux aux colonnes faibles en cisaillement. Elle est 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. Ainsi, une variable additionnelle est introduite pour séparer la composante en rotation de celle en translation latérale de la section. La figure 3.1 montre un modèle de Haringx (a) à l'état déformé et (b) l'équilibre d'une section quelconque avec les forces et les déformations en jeu. Les deux variables sont le déplacement latéral du centre de gravité de la section  $u(x)$  et la rotation de la section  $\theta(x)$ .

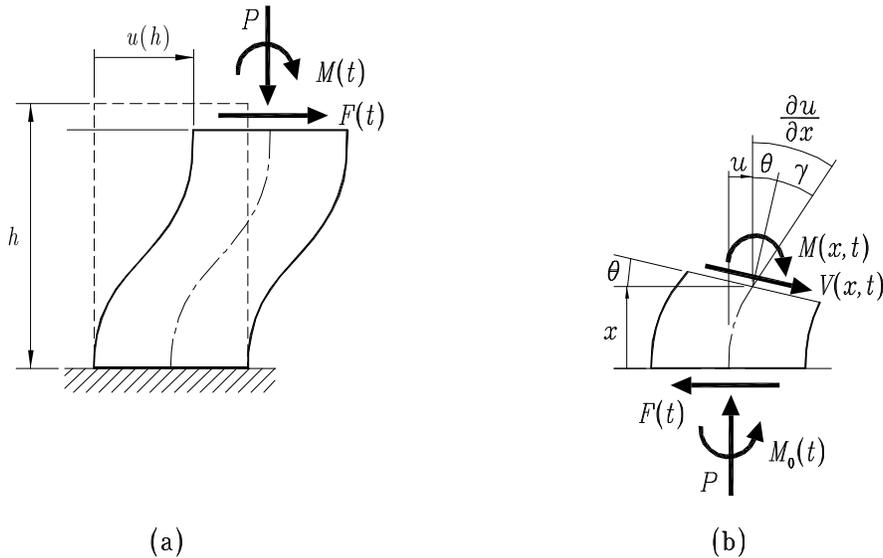


Figure 3.1 – Modèle de colonne de Haringx (adapté de [30])

$M(x)$  et  $V(x)$  sont le moment et le cisaillement à la section ;  $\gamma$  est la déformation en cisaillement et  $M_0(t)$  est le moment à la base de l'isolateur. Avec l'hypothèse des petits déplacements, on établit l'équilibre d'une section de l'isolateur comme montré à la figure 3.1b. En supposant que les déformations sont infinitésimales, on peut remplacer le moment  $M(x)$  par  $EI\partial\theta(x)/\partial x$  et le cisaillement  $V(x)$  par  $GA_s\gamma$ . On arrive ainsi à obtenir les équations différentielles gouvernantes du problème en fonction de  $u(x)$ ,  $\theta(x)$  et leurs dérivées. L'analyse détaillée est présentée à l'annexe B. On obtient ainsi :

$$\frac{EI}{1 + P/GA_s} \frac{\partial^2 u(x)}{\partial x^2} + Pu(x) = Fx + M_0 \quad (3.1)$$

$$\frac{EI}{1 + P/GA_s} \frac{\partial^2 \theta(x)}{\partial x^2} + P\theta(x) = F \quad (3.2)$$

Ces équations sont de la forme  $\ddot{y} + cy = p(x)$ . On peut démontrer que les solutions de ces deux équations différentielles sont données par les expressions (3.3) et (3.4) :

$$u(x) = C_1 \cos\left(\frac{\alpha x}{h}\right) + C_2 \sin\left(\frac{\alpha x}{h}\right) + \frac{M_0}{P} + \frac{H_0}{P}x \quad (3.3)$$

$$\theta(x) = \alpha\beta \left[ C_3 \cos\left(\frac{\alpha x}{h}\right) + C_4 \sin\left(\frac{\alpha x}{h}\right) \right] + \frac{H_0}{P} \quad (3.4)$$

$$\text{avec } \alpha = \left[ \frac{Ph^2(1 + P/GA_s)}{EI} \right]^{1/2}$$

$$\beta = \frac{1}{1 + P/GA_s}$$

Les constantes  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$  et  $C_4$  peuvent être trouvées à partir des conditions aux frontières ( $\theta(0) = 0$ ,  $\theta(h) = 0$ ,  $u(0) = 0$  et  $\partial u/\partial x|_{x=0} = F/GA_s$ ). La rigidité latérale est donnée par le rapport  $F/u(h)$ . On détermine la charge axiale critique en annulant l'expression de la rigidité latérale. On obtient ainsi :

$$P_{cr} = \frac{1}{2}GA_s \left[ \left( 1 + \frac{4P_E}{GA_s} \right)^{1/2} - 1 \right] \quad (3.5)$$

où  $P_E = \pi^2 EI/h^2$  est la charge critique d'Euler d'une colonne.

Les résultats obtenus sont pour une colonne élastique et continue. Pour l'appliquer aux isolateurs en élastomère, un certain nombre de paramètres doivent être modifiés, notamment la hauteur  $h$  et la rigidité en flexion  $EI$ . La hauteur  $h$  est remplacée par  $t_r$  et la rigidité en flexion doit être modifiée pour tenir compte du fait que les plaques d'acier sont rigides. Une simplification consiste à multiplier la rigidité en flexion effective ( $EI$ ) par le rapport  $h/t_r$ . Généralement, pour les isolateurs sismiques en élastomère, la charge critique d'Euler  $P_E$  est très grande comparée à  $P_S = GA_s$ . L'équation (3.5) peut alors être simplifiée pour obtenir une formule approximative simple de la charge axiale critique d'un isolateur :

$$P_{cr} \approx \sqrt{P_E P_S} \quad (3.6)$$

### Analyse linéaire viscoélastique aux faibles déformations

L'analyse présentée ci-dessus est élastique et ne donne aucune indication sur l'effet de la charge axiale sur l'amortissement. Le raisonnement ne peut pas s'appliquer directement à une colonne viscoélastique. Toutefois, avec certaines modifications, l'analyse peut s'étendre à un modèle viscoélastique. Koh et Kelly [33] proposent une méthode alternative basée sur les modes propres de la colonne. En considérant les conditions aux frontières sur la rotation  $\theta(x)$  et la symétrie du problème, la solution à l'équation (3.2) est de la forme  $\theta(x) = \theta_n \sin(\pi n x/h)$ ,  $n = 1, 2, 5 \dots$ . Sachant que  $u'(x) = \gamma + \theta(x)$  (fig. 3.1) et que  $\gamma = F/(GA_s)$ , on peut trouver par intégration le déplacement latéral  $u(x)$ . Finalement la rigidité latérale est donnée par  $F/u(h)$ . On obtient ainsi une

expression de la rigidité latérale qui peut s'étendre à une analyse dynamique. La charge latérale  $F$  est simplement remplacée par une fonction harmonique  $\underline{F}(\omega) = F e^{i\omega t}$  et le module élastique du caoutchouc est remplacé par son module complexe  $\underline{E} = E(1 + i\eta)$ , où  $\eta = \tan \delta$  est le facteur de perte du matériau ( $\delta$  est l'angle de déphasage du matériau). Il en est de même pour le module de cisaillement  $G$  qui est remplacé par  $\underline{G} = G(1 + i\eta)$ . La rigidité latérale complexe  $\underline{K}_h$  est donnée par l'équation (3.7), et la rigidité dynamique correspond à l'amplitude de  $\underline{K}_h$  et est donnée par l'équation (3.8) :

$$\underline{K}_h = \frac{GA_s}{h} \left[ 1 + \frac{8}{\pi^2} \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{(1+p)^2}{n^2[n^2 p_e - p(1+p)]} \right]^{-1} \quad (3.7)$$

$$K_d = |\underline{K}_h| = \sqrt{(\Re(\underline{K}_h))^2 + (\Im(\underline{K}_h))^2} \quad (3.8)$$

où  $p$  est donné par la charge axiale  $P$  normalisée à  $GA_s$  et  $p_e$  est donné par la charge critique d'Euler normalisée à  $GA_s$ . Bien que définie par une série infinie, l'expression (3.7) converge rapidement et le premier terme à lui seul donne une très bonne approximation de  $\underline{K}_h$  (avec une erreur en dessous de 1,5 %). Le facteur de dissipation d'énergie  $\eta$  est donné par le rapport de la partie imaginaire de  $\underline{K}_h$  par sa partie réelle et correspond au double du taux d'amortissement  $\xi$ . Lorsque  $P_E \gg P \gg GA_s$  comme c'est souvent le cas chez les isolateurs en caoutchouc, on peut dériver une relation approximative entre le niveau de chargement axial et le taux d'amortissement de l'isolateur [33] :

$$\xi = \frac{1}{2} \frac{\Im(\underline{K}_h)}{\Re(\underline{K}_h)} \approx \frac{1 + (P/P_{cr})^2}{1 - (P/P_{cr})^2} \xi_0 \quad (3.9)$$

où  $\xi_0$  est le pourcentage d'amortissement à chargement axial nul. Il y a donc un accroissement du niveau d'amortissement avec l'augmentation de la charge axiale. L'analyse des parties réelle et imaginaire de  $\underline{K}_h$  montre que l'augmentation du niveau d'amortissement vient d'une part de la réduction de rigidité (réduction de  $\Re(\underline{K}_h)$ ) et de l'augmentation de la quantité d'énergie dissipée par cycle (augmentation de  $\Im(\underline{K}_h)$ ). La figure 3.2 montre la variation de la rigidité dynamique, des composantes réelle et imaginaire de la rigidité complexe, ainsi que du taux d'amortissement  $\xi$  en fonction de la charge axiale pour  $P_E \gg GA_s$  ( $P_E/GA_s = 1000$ ). On observe que l'augmentation de  $\xi$  provient en grande partie de la réduction de rigidité. La quantité d'énergie dissipée par cycle augmente très peu avec l'augmentation de la charge axiale. La charge axiale critique est donnée par la valeur de  $P$  qui annule la partie réelle de  $\underline{K}_h$ . Le fait important à voir dans l'équation (3.9) (et sur la figure 3.2) est qu'on a une grande augmentation du niveau de l'amortissement quand la charge axiale approche  $P_{cr}$ .

Une approche différente, basée sur la séparation des variables est présentée dans la référence [26]. Cette approche part aussi des équations de base de la théorie de Haringx (éq. (3.1) et (3.2)) pour ensuite être étendue au cas viscoélastique en remplaçant la charge latérale par une fonction harmonique  $F e^{i\omega t}$  :

$$\underline{K}_h = \frac{P}{h} \left[ \frac{\alpha}{\left(1 + \frac{P}{GA_s}\right) \left(2 \tan \frac{\alpha}{2}\right) - \alpha} \right] \quad (3.10)$$

$$\text{où } \alpha = h \left[ \frac{P}{EI_s} \left(1 + \frac{P}{GA_s}\right) \right]^{1/2} \quad (3.11)$$

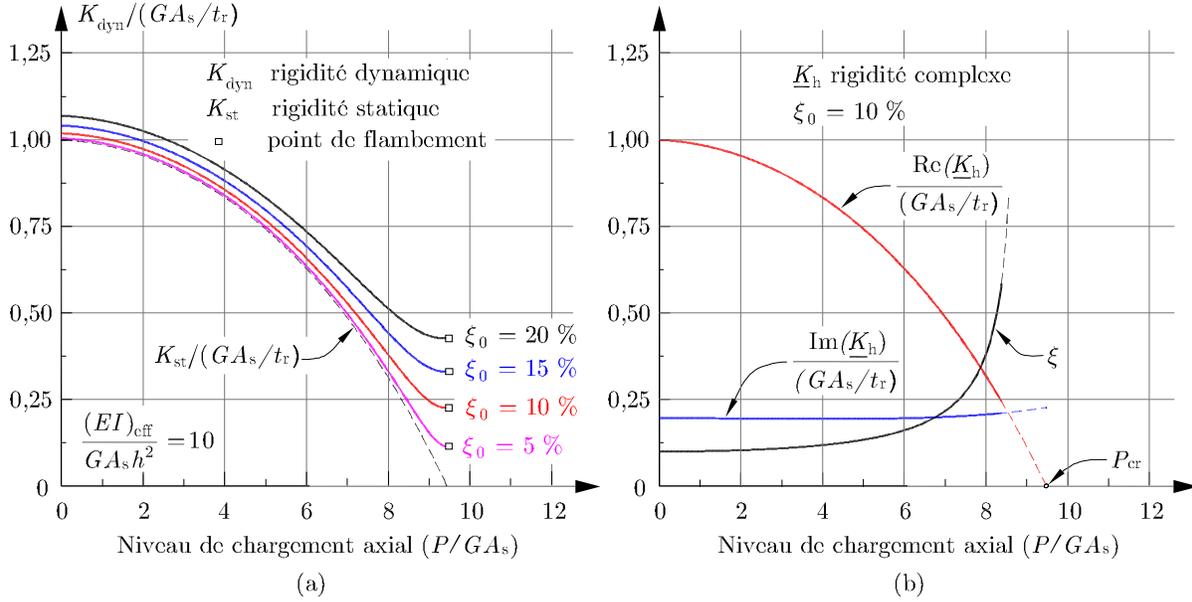


Figure 3.2 – Influence de la charge axiale sur la rigidité dynamique

La rigidité dynamique est donnée par l'amplitude de  $\underline{K}_h$ . Le niveau de dissipation d'énergie est donné par la moitié du rapport entre la partie imaginaire et la partie réelle de  $\underline{K}_h$ . Comme précédemment, la charge axiale critique dynamique est donnée par la charge  $P$  qui annule la partie réelle de  $\underline{K}_h$ . Une solution analytique n'étant pas possible pour l'expression de  $P_{cr}$ , une expression approximative (basée sur un lissage polynomial de plusieurs résultats numériques) est proposée par l'auteur sous la forme :

$$\begin{aligned} \frac{P_{cr}}{GA_s} \approx & \frac{1}{2} \left( \sqrt{1 + 4\pi^2 \rho} - 1 \right) + (0,01090 + 0,1142\sqrt{\rho}) \nu \\ & + (-1,825 + 2,400\sqrt{\rho} + 0,006066\rho) \nu^2 + 0,03442\rho\nu^3 \end{aligned} \quad (3.12)$$

où  $\rho$  est le rapport de la rigidité en flexion par la rigidité en cisaillement, donné par  $(EI)_{\text{eff}}h^2/(GA_s)$ .

### Effet du déplacement latéral

Les analyses précédentes sont basées sur l'hypothèse que les déformations et les déplacements sont petits. Elles sont donc valides pour l'isolateur à l'état peu ou pas déplacé latéralement et subissant des déformations dans la plage linéaire d'élasticité du caoutchouc. Aussi, les déplacements doivent être assez petits pour que les simplifications géométriques utilisées restent raisonnables. Lorsque les déformations et les déplacements sont grands, les équations différentielles deviennent non linéaires aussi bien dans les relations constitutives que dans les relations d'équilibre. Des solutions analytiques sont difficiles sinon impossibles à obtenir. On a alors recours à des méthodes numériques ou à des formules approximatives. Quelques formules existent dans la littérature pour la charge axiale critique des isolateurs en élastomère à l'état déplacé. Elles sont soit empiriques, soit basées sur des modèles mécaniques utilisés pour simuler le comportement des isolateurs sismiques en compression-cisaillement. La formulation la plus rencontrée est celle basée sur l'aire réduite. La

charge critique à un déplacement latéral de  $\delta_h$  est donnée par :

$$P_{cr} = P_{cr0} \left( \frac{A_r}{A} \right) \quad (3.13)$$

où  $A_r$  est l'aire superposée entre les faces supérieure et inférieure de l'isolateur (fig. 3.3), et  $P_{cr0}$  est la charge critique sans déplacement latéral donnée par exemple par les équations (3.5) et (3.6). Pour un isolateur de forme carrée, l'équation (3.13) se réduit à  $P_{cr} = P_{cr0} (1 - \delta_h/b)$ , où  $b$  est la largeur de l'isolateur. La charge critique à l'état déplacé peut aussi être déterminée par résolution numérique des équations d'équilibre gouvernant les modèles mécaniques utilisés pour modéliser les isolateurs sismiques en élastomère. Quelques-uns de ces modèles sont présentés à la section 3.1.2.

### 3.1.2 Modélisation des isolateurs sismiques en caoutchouc en compression-cisaillement

Le comportement mécanique des isolateurs en élastomère est influencé aussi bien par la charge axiale que le déplacement latéral. Les deux effets étant non linéaires, ils ne sont pas superposables. Il s'agit donc de trouver, à partir d'un certain nombre d'hypothèses et de simplifications, des modèles qui reproduisent approximativement le comportement des isolateurs en compression-cisaillement à grandes déformations. Cette section présente quelques modèles qui sont proposés dans la littérature pour prédire le comportement des isolateurs sismiques en caoutchouc en compression-cisaillement à grand déplacement latéral.

#### Modèle empirique

Le modèle empirique est celui basé sur la méthode de l'aire superposée. Cette dernière consiste à déterminer les propriétés mécaniques à l'état non déplacé puis à appliquer un facteur de correction pour tenir compte du niveau de compression ou du déplacement latéral. Le facteur de correction est lié à l'aire superposée  $A_r$  entre les faces supérieure et inférieure de l'isolateur à l'état déplacé, comme l'illustre la figure 3.3.

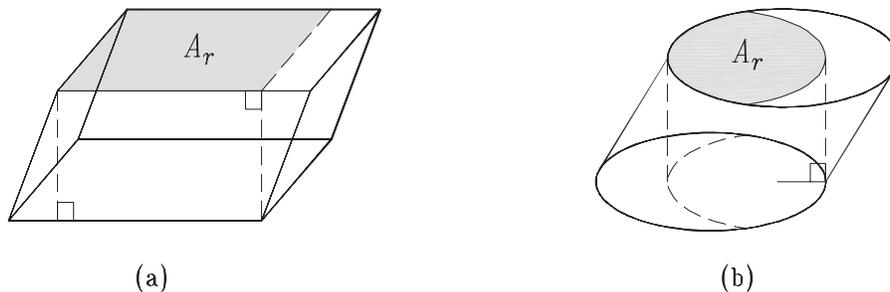


Figure 3.3 – Aire superposée pour un isolateur à l'état déplacé

Rappelons qu'à déplacement latéral nul, la charge axiale critique  $P_{cr0}$ , la rigidité verticale  $K_{v0}$ , et la rigidité latérale  $K_{h0}$  sont données par les équations suivantes :

$$P_{cr0} = \frac{1}{2}GA_s \left[ \left( 1 + \frac{4P_E}{GA_s} \right)^{1/2} - 1 \right] \quad (3.14)$$

$$K_{v0} = \frac{E_c A}{t_r} \quad (3.15)$$

$$K_{h0} = \frac{GA}{t_r} \quad (3.16)$$

Le déplacement latéral est pris en compte dans la détermination de la charge axiale critique en réduisant cette dernière proportionnellement au rapport de l'aire réduite  $A_r$  par l'aire de l'isolateur  $A$ . Il en est de même pour la rigidité verticale. Ainsi :

$$P_{cr} = P_{cr0} \left( \frac{A_r}{A} \right) \quad (3.17)$$

$$K_v = K_{v0} \left( \frac{A_r}{A} \right) \quad (3.18)$$

L'effet du niveau de chargement axial sur la rigidité latérale est pris en compte en réduisant cette dernière en fonction du rapport  $P/P_{cr}$  [13] :

$$K_h = K_{h0} \left[ 1 - \left( \frac{P}{P_{cr0}} \right)^2 \right] \quad (3.19)$$

Le modèle empirique est le plus fréquemment utilisé dans le dimensionnement des isolateurs sismiques en caoutchouc. Le modèle a tendance à sous-estimer la rigidité et la capacité axiale de l'isolateur à grand déplacement. Plusieurs études [13, 40, 52] ont montré qu'une capacité axiale significative subsiste même à un déplacement latéral égal à la dimension de l'isolateur ( $A_r = 0$ ).

### Modèle de Koh-Kelly

Le modèle de Koh-Kelly (modèle des deux ressorts) est un modèle mécanique simple à deux degrés de liberté proposé par Koh et Kelly [32] pour simuler le comportement en compression-cisaillement des isolateurs sismiques en élastomère. Dans ce modèle, le comportement de l'isolateur est représenté par deux ressorts linéaires indépendants  $K_s$  (en translation) et  $K_\theta$  (en rotation). Le modèle a été conçu de façon à reproduire, tout en restant simple, le comportement obtenu avec l'analyse linéaire élastique. Le modèle ainsi que les modes de déplacement sont illustrés à la figure 3.4. Les deux variables sont la translation  $s$  et la rotation  $\theta$ . Le déplacement latéral  $u(x)$  est donné par  $x \sin(\theta) + s \cos(\theta)$ . Avec l'hypothèse des petits déplacements,  $u(x)$  se réduit à :

$$u(x) = \theta x + s \quad (3.20)$$

Les rigidités  $K_s$  et  $K_\theta$  sont établies de façon à simuler un comportement en cisaillement pur lorsque  $K_\theta$  tend vers l'infini (c'est-à-dire  $K_s = GA_s/h$ ) et un comportement en flexion pure lorsque  $K_s$  tend vers l'infini (c'est-à-dire  $K_\theta = \pi^2 EI/h = P_E h$ ). Lorsque le modèle est soumis à une charge latérale  $F$  et une charge axiale  $P$  (fig. 3.4b), on peut déterminer les équations d'équilibre, puis les équations gouvernantes du problème qui sont algébriques à cause de la simplicité du modèle. On trouve alors les expressions de  $s$  et  $\theta$  à partir desquelles on peut calculer les propriétés mécaniques du modèle :

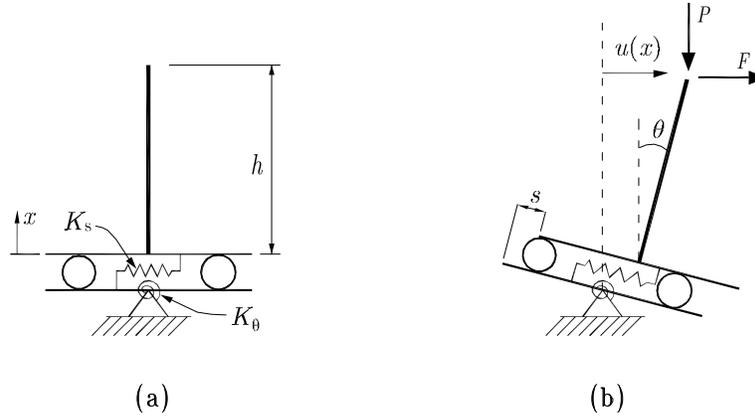


Figure 3.4 – Modèle de Koh-Kelly [33]

$$\theta = \frac{F}{GA_s} \frac{1 + P}{P_E - P(1 - P)} \quad (3.21)$$

$$s = \frac{F}{GA_s} \frac{P_E}{P_E - P(1 - P)} \quad (3.22)$$

La rigidité latérale est donnée par le rapport de la force latérale  $F$  par le déplacement en tête  $u(h) = s + \theta h$ . Pour trouver la rigidité verticale, on exprime la charge axiale  $P$  en fonction de la réduction de hauteur du modèle  $\Delta_v = s\theta + h\theta^2/2$ . Ensuite, on dérive  $P$  par rapport à  $\Delta_v$  pour obtenir  $K_v = \partial P / \partial \Delta_v$ . Finalement, la charge axiale critique est obtenue par annulation de l'expression de la rigidité latérale. La rigidité latérale  $K_h$ , la rigidité verticale  $K_v$  et la charge axiale critique  $P_{cr}$  sont ainsi données par :

$$K_h = \frac{GA_s}{h} \left[ \frac{P_E - P \left(1 + \frac{P}{GA_s}\right)}{P_E + P \left(1 - \frac{GA_s}{P}\right)} \right] \quad (3.23)$$

$$K_v = \frac{E_c A}{t_r} \left[ 1 + \frac{3A}{\pi^2 I} \delta_H^2 \right]^{-1} \quad (3.24)$$

$$P_{cr} = \frac{1}{2} GA_s \left[ \left(1 + \frac{4P_E}{GA_s}\right)^{1/2} - 1 \right] \quad (3.25)$$

On remarque que la charge axiale critique, obtenue ici sous l'hypothèse des petits déplacements, est la même que celle prédite par l'analyse linéaire élastique. La charge axiale critique à l'état déplacé peut être obtenue en intégrant une excentricité initiale  $u_0$  dans les équations d'équilibre du modèle. Le modèle de Koh-Kelly montre une bonne concordance avec ce qui est observé expérimentalement sur la variation de la rigidité latérale en fonction de la charge axiale [30] et sur la variation de la rigidité verticale en fonction du déplacement latéral [55].

Le modèle présente cependant quelques limites, principalement lorsqu'il est utilisé pour étudier la stabilité de l'isolateur. D'abord, à cause des hypothèses sur la géométrie (petits déplacements) et sur le matériau (comportement linéaire), le modèle se limite à l'isolateur peu ou pas déplacé. Quand le déplacement latéral devient grand, la non-linéarité géométrique et celle du matériau font que le modèle devient peu fiable pour prédire la variation de la capacité axiale critique. Ensuite,

contrairement à ce qui est observé expérimentalement, le modèle montre un comportement postcritique stable. Aussi, aux petits déplacements, lorsque les effets  $P - \Delta$  sont négligés, le modèle peut engendrer des erreurs significatives dans l'estimation de la charge critique des isolateurs élancés [57].

### Modèle macroscopique

Le modèle macroscopique [27] est une modification du modèle de Koh-Kelly pour tenir compte de la non-linéarité géométrique (déplacements finis) et de celle du matériau. Ainsi, les rigidités  $K_s$  et  $K_\theta$  sont définies de façon non linéaire et la simplification des équations due aux petits déplacements est retirée. Les équations gouvernantes, établies sous forme incrémentale, lient la variation des déplacements  $\Delta\delta_h$  et  $\Delta\delta_v$  aux incréments de force  $\Delta P$  et  $\Delta F$ . La rigidité en rotation  $K_\theta$  est établie en supposant un comportement élastoplastique de la section de l'isolateur en flexion. La rigidité en translation est aussi non linéaire avec prise en compte du raidissement du caoutchouc à grande déformation. Les rigidités  $K_s$  et  $K_\theta$  sont alors données par les équations (3.26) à (3.28) :

$$K_\theta = K_{\theta\text{élastique}} = \frac{\pi^2(EI)_{\text{eff}}}{h} \quad \text{si} \quad \theta \leq \theta_y \quad (3.26)$$

$$K_\theta = \left[ 1 + \frac{r}{3} \left( \frac{\theta}{\theta_y} - 1 \right) \right]^{-\frac{1+r}{r}} K_{\theta\text{élastique}} \quad \text{si} \quad \theta \geq \theta_y \quad (3.27)$$

$$K_s = \left[ 1 + s_1 (1 + s_2) \left( \frac{s}{h} \right)^{s_2} \right] \frac{GA_s}{h} \quad (3.28)$$

où  $\theta_y$  est la limite élastique en rotation qui correspond à la plastification de la fibre extrême,  $r$  est un paramètre qui détermine l'adoucissement de  $K_\theta$  au-delà de la limite élastique,  $s_1$  et  $s_2$  sont des paramètres déterminés expérimentalement de façon à simuler la variation de rigidité latérale de l'échantillon en fonction de la déformation en cisaillement  $\gamma$  à chargement axial nul. La réponse du système est déterminée par intégration pas à pas des équations d'équilibre. Les essais expérimentaux réalisés ont montré que, une fois les paramètres  $r$ ,  $s_1$  et  $s_2$  calibrés, le modèle prédit bien le comportement de l'isolateur à des déformations allant jusqu'à 400 % en cisaillement.

Le principal avantage de ce modèle est qu'il utilise des paramètres qu'on peut facilement déterminer expérimentalement. Aussi, le modèle supporte une variation de la charge axiale contrairement aux modèles présentés précédemment. Toutefois, un travail de calibration est toujours requis parce que les paramètres  $\theta_y$ ,  $r$ ,  $s_1$  et  $s_2$  sont totalement empiriques et leur détermination nécessite des essais spéciaux pour les isolateurs sismiques.

### Modèle analytique non linéaire

Tout comme le modèle macroscopique, le modèle analytique non linéaire se base sur le modèle de Koh-Kelly. Des modifications ont été rapportées aux rigidités et aux équations d'équilibre pour tenir compte aussi bien des déplacements finis que de la non-linéarité du matériau à grande déformation. Le modèle analytique non linéaire a été proposé par Nagarajaiah et Ferrell dans la référence [40]. Les modifications portent essentiellement sur les deux rigidités  $K_s$  et  $K_\theta$  qui sont prises comme des fonctions de la déformation en cisaillement  $\gamma = s/t_r$ . La figure 3.5 illustre le modèle à l'état non déformé (fig. 3.5a) et à l'état déplacé latéralement (fig. 3.5b).

Les rigidités latérale  $K_s$  et en rotation  $K_\theta$  du modèle analytique non linéaire sont données par :

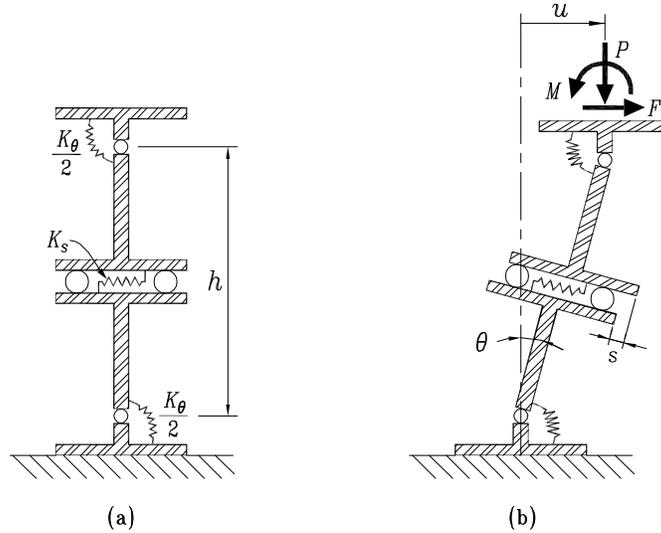


Figure 3.5 – Modèle analytique non linéaire [40]

$$K_s = K_{s0} \left[ 1 - C_s \tanh \left( \alpha \frac{s}{t_r} \right) \right] \quad (3.29)$$

$$K_\theta = K_{\theta0} \left[ 1 - C_\theta \frac{s}{t_r} \right] \quad (3.30)$$

où  $C_s$  et  $C_\theta$  sont des constantes,  $K_{\theta0}$  et  $K_{s0}$  sont les rigidités en rotation et en translation à une déformation nulle en cisaillement (valant  $P_E h$  et  $GA_s/h$  respectivement), et  $\alpha$  est un facteur sans dimension et prend la valeur numérique de  $t_r$ .  $C_s$  est déterminé expérimentalement. Pour faciliter la manipulation des équations différentielles,  $C_\theta$  est pris de la forme  $\alpha C'_\theta$ , où  $C'_\theta$  est donné par :

$$C'_\theta = \frac{1}{4} \left( \frac{1}{S_u} - \frac{1}{S} \right) \quad (3.31)$$

où  $S$  est le facteur de forme de l'isolateur et  $S_u$  est le facteur de forme d'une couche de caoutchouc ayant les mêmes dimensions planes que l'isolateur étudié et une épaisseur égale à un pouce (25,4 mm). L'équation (3.31) est valide pour les isolateurs de forme carrée. Pour un isolateur de forme rectangulaire, elle prend la forme  $(25,4 \text{ mm} - t_c)/l$ , où  $l$  est la dimension de l'isolateur dans le sens du déplacement latéral.

Buckle et al. [13] ont mené une étude expérimentale pour déterminer la variation de la rigidité latérale et de la charge axiale critique en fonction du déplacement latéral. Les tests ont été effectués sur une série de douze isolateurs de taille réduite avec des facteurs de forme variant entre 1,7 et 10. Dans l'étude, ils ont comparé les résultats expérimentaux à la prédiction du modèle analytique non linéaire. La figure 3.6 montre la variation obtenue expérimentalement de  $P_{cr}$  en fonction du déplacement latéral. Elle est comparée à la variation obtenue avec le modèle analytique non linéaire et à celle obtenue à l'aide d'une analyse par éléments finis. On remarque une assez bonne corrélation du modèle avec l'observation expérimentale à des déplacements latéraux correspondant à une aire superposée nulle. Les déplacements latéraux étudiés correspondent à des déformations en cisaillement de l'ordre de 250 %.

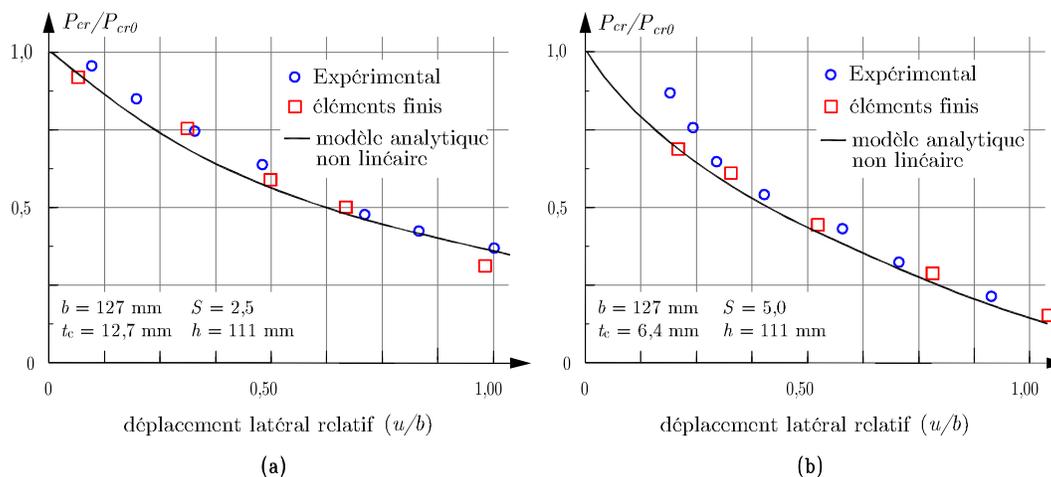


Figure 3.6 – Prédiction de la variation de  $P_{cr}$  par le modèle analytique non linéaire - comparaison avec l'expérimental [13]

### 3.1.3 Approches expérimentales

Cette section présente les deux principales méthodes utilisées dans la littérature pour déterminer expérimentalement les charges axiales et déplacements critiques correspondants des isolateurs élastomères pour les problèmes de stabilité à l'état déplacé.

#### Méthode directe

Lorsqu'un isolateur est soumis à une poussée progressive en cisaillement, deux états limites peuvent se produire (fig. 3.7). Pour de faibles niveaux de charge axiale, la force latérale croît et l'isolateur finit par se raidir jusqu'à la rupture du matériau ou au décollement au niveau d'une interface acier-caoutchouc. On a alors atteint la première forme d'état limite ultime de l'appareil d'appui, soit le déchirement. Lorsque la charge verticale est suffisamment élevée, on observe à partir d'un certain point une diminution progressive de la pente de la courbe de réponse en cisaillement. Au point d'annulation de cette pente, l'appui présente une rigidité tangentielle nulle et est donc en état d'instabilité. La charge axiale et le déplacement latéral correspondant à ce point constituent le couple déplacement latéral-charge axiale critique de stabilité.

L'ensemble des points critiques pour un appui constitue sa courbe d'instabilité. La méthode expérimentale directe de détermination des points critiques d'un isolateur consiste donc à soumettre l'isolateur à une compression axiale constante puis à un déplacement latéral progressif jusqu'à l'annulation de la rigidité latérale tangentielle de l'isolateur. La méthode est dite directe parce qu'elle représente le phénomène d'instabilité réel tel qu'il se manifestera lors d'un séisme. Toutefois, cette méthode présente un inconvénient majeur. La combinaison force axiale - déplacement latéral requise pour trouver un point d'instabilité entraîne généralement la ruine du spécimen ou un fort endommagement et fournit donc un unique point d'instabilité pour chaque spécimen. Plusieurs échantillons expérimentaux sont donc requis pour obtenir la courbe de stabilité complète d'un isolateur.

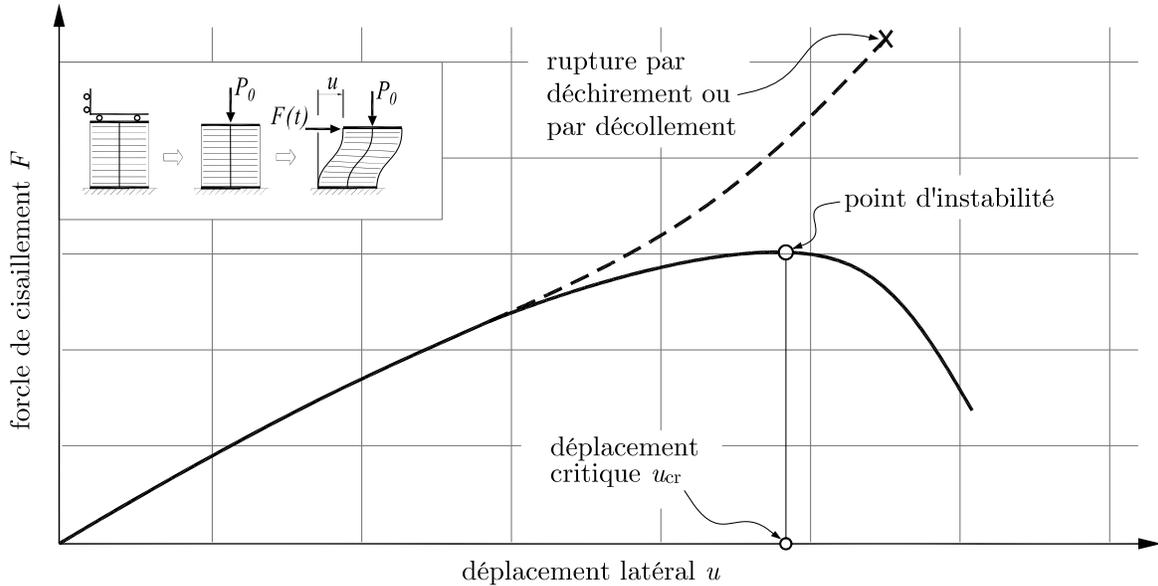


Figure 3.7 – Réponse à un essai de poussée progressive sur un isolateur en caoutchouc

### Méthode MDC

La méthode MDC (méthode à déplacement constant) est une méthode expérimentale de détermination des points critiques d'un isolateur développée par Nagarajaiah et Ferrell [40]. Cette méthode a l'avantage de procurer plusieurs points critiques à partir d'un même échantillon. Elle est donc plus avantageuse que la méthode directe. La méthode MDC consiste à soumettre l'échantillon à un déplacement latéral constant  $u_0$  puis à une charge axiale  $P$  croissante jusqu'à l'annulation de la force de rappel horizontale  $F$ . L'essai est réalisé pour plusieurs valeurs croissantes de déplacement latéral. Des courbes force axiale-réaction horizontale  $P - F$  typiques obtenues sont montrées à la figure 3.8a. Ces courbes représentent une série de points d'équilibre entre la force axiale  $P$ , la force horizontale  $F$  et le déplacement correspondant  $u_0$ . Dans le cas où un isolateur peut connaître des problèmes d'instabilité, plusieurs de ces courbes se croisent.

Une première approche présentée dans la référence [12] considérait que la charge axiale critique pour un déplacement  $u_0$  correspondait à l'intersection de la courbe  $F - P$  avec l'axe vertical. L'étude réalisée par Nagarajaiah et Ferrell a montré que cette approche surestimait la charge axiale critique. L'approche qu'ils ont finalement proposée consiste à sortir l'ensemble des points d'équilibre correspondant à une force latérale  $F_0$  donnée (points 1 à 7 sur la figure 3.8a). Ces points d'équilibre sont ensuite représentés sur un graphe force axiale-déplacement latéral comme montré à la figure 3.8b. Les courbes obtenues peuvent être représentées généralement par des polynômes de degré 2 (paraboles) ou, au besoin, de degré 3. Le maximum de la courbe constitue le point critique et correspond au couple déplacement critique  $u_{cr}$  et charge axiale critique  $P_{cr}$ . L'étude expérimentale présentée dans ce rapport utilise cette méthode pour la détermination des courbes de stabilité des isolateurs étudiés.

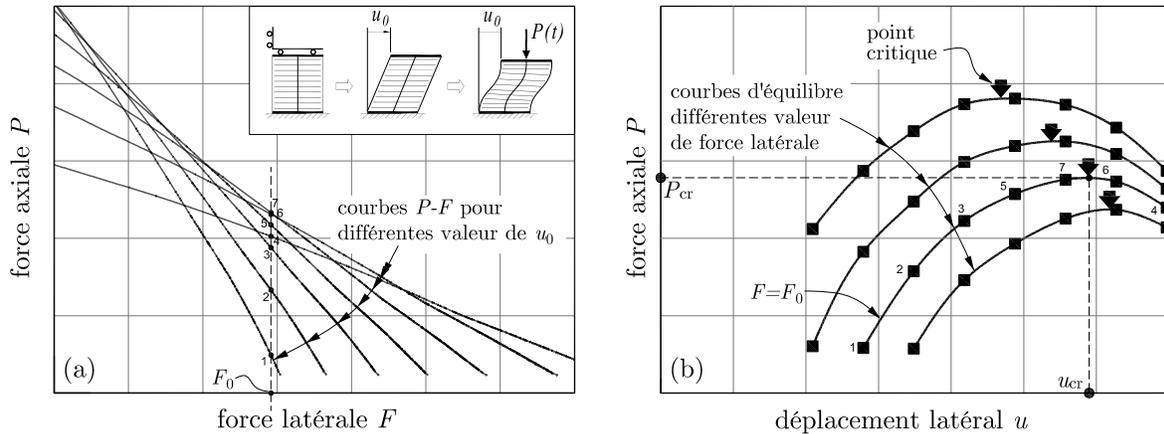


Figure 3.8 – Détermination de la courbe de stabilité d'un isolateur par la méthode MDC

### 3.2 RUPTURE PAR DÉCHIREMENT DES ISOLATEURS EN CAOUTCHOUC NATUREL

Cette section aborde les études référencées dans la littérature par rapport au second état limite ultime attendu pour les isolateurs et appuis de pont en caoutchouc naturel, soit la rupture par déchirement des appareils. Hormis pour rapporter quelques résultats d'essais à la rupture, aucune publication dans la littérature n'aborde de façon approfondie le sujet de la rupture en cisaillement des isolateurs sismiques. Ainsi, cette partie de l'étude s'intéressera à la rupture d'un élastomère au sens général, définie à travers un critère de rupture dont les plus connus sont ceux de Von Mises ou de Tresca. Ceux-ci sont généralement définis à travers une loi analytique et sont bien souvent ramenés à une représentation graphique dans laquelle la courbe analytique est nommée enveloppe de rupture. Dans le cas des élastomères, les critères de rupture comprennent deux principales familles : les problèmes plans pour des pièces minces (2D), et les problèmes volumiques pour des systèmes massifs (3D) tels que ceux de ce projet. Dans le premier cas, les états de contraintes sont biaxiaux. Dans le deuxième cas, les états de contraintes sont triaxiaux et nécessitent la prise en considération d'un champ de pression hydrostatique. Historiquement, les premiers critères de rupture adaptés aux élastomères furent définis par des approches énergétiques pour des pièces initialement fissurées dans lesquelles les fissures se propagent (travaux de Griffith [23]). Pour un isolateur sismique, seuls les critères applicables aux pièces saines sont retenus. Les plus importants sont répertoriés dans les travaux de doctorat de Hamdi [24]. Ses travaux sont d'autant plus intéressants qu'il vérifie expérimentalement la validité de chacun des critères pour différents types d'élastomères sous différents types de chargement.

#### 3.2.1 Rappel de mécanique des milieux continus

Ce paragraphe n'a pas pour vocation de donner un cours complet de mécanique des milieux continus, mais seulement d'introduire succinctement les notions de contraintes et déformations principales, afin de faciliter la compréhension des paragraphes suivants.

Les déformations, tout comme les contraintes, peuvent être mesurées dans plusieurs repères à travers des tenseurs spécifiques. L'équation (3.32) présente le tenseur des déformations dans le

repère global :

$$\epsilon_{(x,y,z)} = \begin{bmatrix} \epsilon_{11} & \epsilon_{12} & \epsilon_{13} \\ \epsilon_{21} & \epsilon_{22} & \epsilon_{23} \\ \epsilon_{31} & \epsilon_{32} & \epsilon_{33} \end{bmatrix} \quad (3.32)$$

Il existe un repère orthonormal dans lequel ce tenseur est diagonal. Le changement de repère consiste à aligner la déformation principale  $\lambda_1$  telle qu'elle soit la composante maximale observable. Les deux autres déformations,  $\lambda_2$  et  $\lambda_3$ , sont placées orthogonalement à celle-ci. Ce changement de repère mène au tenseur des déformations dans le repère principal utilisé par la suite :

$$\lambda_{(1,2,3)} = \begin{bmatrix} \lambda_1 & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_2 & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_3 \end{bmatrix} \quad (3.33)$$

Par convention, on posera  $\lambda_1 > \lambda_2 > \lambda_3$ . Le produit des trois est égal à 1 d'après le principe d'incompressibilité, a priori valable pour le caoutchouc.

### 3.2.2 Critère de rupture plan

Cette première partie s'intéresse à l'établissement de critères plans pour des pièces fines, définis en se basant sur les déformations, les contraintes ou l'énergie.

#### Critère en termes de déformation :

Il existe deux principaux critères de rupture basés sur des modèles de déformation. L'objectif de ces critères est de poser une loi analytique permettant de définir l'état de rupture d'une pièce par l'intermédiaire d'une simple mesure de déformation uniaxiale du matériau, et sans autre considération géométrique.

Le premier critère est celui de Kawabata [28], qui stipule que pour un état de chargement de contraintes planes, la rupture du matériau est atteinte quand l'élongation principale maximale,  $\lambda_1$  ou  $\lambda_2$ , devient égale à celle de la traction uniaxiale notée  $\lambda_{r(TU)}$  :

$$\max(\lambda_1, \lambda_2) = \lambda_{r(TU)} \quad (3.34)$$

Ce critère paraît avantageux dans la mesure où seul un essai de traction uniaxiale est nécessaire à la définition de la valeur de rupture. Hamdi [24], dans son étude, vérifia expérimentalement la validité de ce critère pour quatre types d'élastomères. Il démontra que ce critère est valable pour des sollicitations multiaxiales, mais uniquement pour des matériaux thermoplastiques.

Un second critère de rupture, celui de la trisectrice, est basé sur les déformations, et est initialement développé par Nevière [41] pour l'étude des propergols (matériaux fortement chargés, composés à 80 % d'une matrice cristalline). On définit alors expérimentalement une élongation équivalente moyenne, notée  $I_t$ , représentant le critère de rupture atteint pour une certaine valeur constante :

$$I_t = (\lambda_1 + \lambda_2 + \lambda_3) = cte \quad (3.35)$$

À nouveau, ce critère permet de trouver la condition de rupture d'une pièce par un simple essai uniaxial qui définit une élongation équivalente critique  $I_t = \lambda_{r(TU)}/2\sqrt{\lambda_{r(TU)}}$ . Hamdi vérifia aussi ce critère ainsi que son application à des matériaux autres que les propergols et démontra qu'il n'était valable que pour les élastomères fortement chargés en noir de carbone (environ 60 %) et donc à base cristalline.

**Critère en termes de contraintes :**

Le critère de rupture en contrainte, comme son nom l'indique, se base sur l'état de contrainte dans le matériau plutôt que sur les déformations. Seuls les deux principaux critères sont présentés dans ce qui suit, basés sur les contraintes principales et sur la contrainte octaédrique.

L'objectif du premier critère est de poser une condition sur une contrainte équivalente, elle-même définie comme une combinaison des trois contraintes principales définissant l'état de chargement du système étudié [24]. Cet état de chargement en contrainte peut être défini par le tenseur suivant, projeté dans la base principale de l'étude :

$$\sigma_{(1,2,3)} = \begin{bmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 \end{bmatrix} \quad (3.36)$$

Dans le cas d'un problème plan, on a  $\sigma_3 = 0$  et les contraintes peuvent être représentées graphiquement dans le plan des contraintes réduites et adimensionnées par rapport aux valeurs ultimes d'une sollicitation uniaxiale ( $\sigma_1/\sigma_{r(TU)}, \sigma_2/\sigma_{r(TU)}$ ). Comme pour les élongations, Hamdi établit un critère à travers la représentation graphique de résultats expérimentaux comprenant des essais uniaxiaux, biaxiaux, équibiaux et en cisaillement simple. Il en ressort qu'il est difficile d'établir une contrainte équivalente et que cette représentation dans la base principale n'est pas adaptée à un usage unifié pour différents types d'élastomères, dont le caoutchouc naturel, et sous plusieurs cas de chargement.

Le critère octaédrique, qui peut être assimilé au critère de la trisectrice dans sa définition, fut aussi défini et employé à ses débuts pour l'application aux propegols [48]. La définition de ce critère est plus complexe, et se fait par la décomposition du tenseur diagonal des contraintes principales en une partie sphérique et une partie déviatorique. En utilisant les invariants de ces deux tenseurs, il devient possible de définir les contraintes octaédriques  $\sigma_{oct}$  (composante volumique) et  $\tau_{oct}$  (composante de cisaillement) :

$$\sigma_{oct} = \frac{1}{3}[\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3] \quad (3.37)$$

$$\tau_{oct} = \frac{1}{3}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2]^{\frac{1}{2}} \quad (3.38)$$

L'objectif du critère octaédrique est toujours le même, soit de tracer les points de rupture expérimentaux des différents essais cités précédemment dans le repère octaédrique ( $\sigma_{oct}, \tau_{oct}$ ), puis en déduire une enveloppe de rupture. D'après les essais de Hamdi, la représentation des résultats obtenus offre des points très proches les uns des autres et ne permet pas de tracer des enveloppes de rupture évidentes dans cette base. Il en déduit notamment que ce critère n'est pas adapté aux élastomères.

**Critère en termes d'énergie :**

Il existe une troisième famille de critères de rupture, moins utilisée et basée cette fois sur des analyses énergétiques. Ces critères se basent tous sur le même principe : définir une composante énergétique à partir de données en déformation et en contrainte (réduites en fonction d'essais en traction ultime) puis définir une représentation graphique de l'évolution de cette composante à la rupture. Cette représentation graphique se fait en général en fonction d'un paramètre de biaxialité  $n$  borné,  $n \in [-0,5, 1]$  (valeurs comprises respectivement entre celle de la traction uniaxiale et de la traction équibiaxiale), qui est calculé en fonction des valeurs moyennes des élongations  $\lambda_1$  et

$\lambda_2$  à la rupture. Pour ne citer qu'eux, voici les critères les plus importants : critère en densité d'énergie de déformation, en densité d'énergie de fissuration ou encore critère se basant sur le tenseur d'Eshelby [19].

### Critère de Hamdi :

Ayant montré lors de son travail que les critères présentés précédemment n'étaient pas satisfaisants, Hamdi a défini son propre critère [24]. Pour établir ce nouveau critère, il se base sur l'utilisation d'un tenseur gradient de déformation logarithmique, auquel il induit une transformation afin de travailler dans une nouvelle base définie par des coordonnées  $(u, v, t)$ . L'introduction de l'hypothèse d'incompressibilité du matériau permet d'annuler la valeur de  $t$  et d'obtenir l'équation (3.39) :

$$(u, v, t) = \left( \sqrt{\frac{3}{2}}(1+n)\ln(\lambda), \sqrt{\frac{1}{2}}(1-n)\ln(\lambda), 0 \right) \quad (3.39)$$

où  $n$  est le paramètre de biaxialité et  $\lambda = \lambda_1$  est l'élongation principale maximale. Il devient alors possible de tracer des valeurs définissant la rupture pour différents cas de chargement dans le repère  $(u, v)$  et de définir un critère de rupture général. La figure 3.9 représente les points de rupture expérimentaux du travail de Hamdi pour des cas de chargement en cisaillement simple (CS), en cisaillement pur (CP), en traction uniaxiale (TU) et en traction équiaxiale (TE). Pour chaque matériau, on observe que le comportement à la rupture peut être défini par la branche d'une fonction conique. Après étude de branches elliptiques, paraboliques et hyperboliques, Hamdi conclut que le plus juste était l'utilisation d'une branche hyperbolique. Cependant, cette dernière nécessite, pour sa calibration, de déterminer trois constantes à l'aide de trois essais expérimentaux, alors que seulement deux sont nécessaires pour les autres modèles de fonction conique. Le critère hyperbolique fut alors amélioré pour introduire une nouvelle équation au problème, permettant l'usage de seulement deux essais expérimentaux. La figure 3.10 représente des points expérimentaux à la rupture du caoutchouc naturel sous différents cas de chargement, ainsi que le critère de rupture analytique de Hamdi, ramenés dans le plan réduit des élongations principales  $(\lambda_1, \lambda_2)$  normalisées par l'élongation à la rupture en traction uniaxial  $\lambda_{r(TU)}$ .

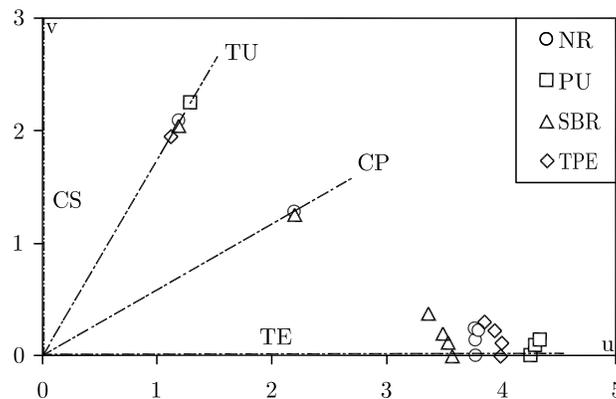


Figure 3.9 – Points de rupture dans le plan  $(u, v)$  pour quatre élastomères distincts et différents cas de chargements [24]

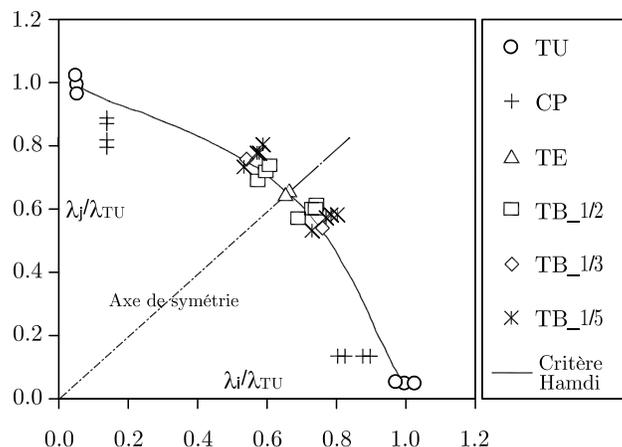


Figure 3.10 – Représentation graphique du critère hyperbolique amélioré de Hamdi [24]

### 3.2.3 Critère de rupture volumique

La section précédente a traité des critères de rupture pour des pièces fines, ne prenant pas en compte le phénomène de pression hydrostatique. Pour les pièces plus massives, dites volumiques, cette pression doit être prise en compte, introduisant les notions de cavitation et de nucléation. La littérature met en avant deux critères de rupture principaux basés, pour le premier, sur une étude prenant en compte seulement une charge de pression hydrostatique et, pour le second, l'application d'une charge plus complexe de type triaxial. Étant donné le cas d'étude du projet, le deuxième cas sera principalement abordé à travers notamment la mise en place théorique des critères de Hou et Abeyaratne [25], et de O. Lopez-Pamies, T. Nakamura et M.I. Idiart [34].

#### Cavitation et nucléation :

La cavitation consiste en l'apparition d'un vide dans un matériau à la suite de l'application d'une forte dépression (fig. 3.11). Dans le cas des élastomères, cette dépression est liée à la pression hydrostatique due à un chargement triaxial de l'élastomère soumis à de grandes déformations. L'apparition d'une cavité induit sa nucléation, qui consiste en la formation d'un réseau cristallin dans la couche limite de la cavité, et par la suite la rupture. De manière générale, la cavitation a lieu autour d'un défaut ou d'une impureté présente dans le matériau.

Il existe de nombreux travaux relatifs à la mise en équation du phénomène de nucléation et à la croissance des cavités d'un élastomère soumis uniquement à une pression hydrostatique. La conclusion générale de ces travaux est que, pour une charge hydrostatique seule, la nucléation des cavités sera observée pour une pression de  $5E/6$ , où  $E$  est le module d'Young du matériau [9]. Les isolateurs sismiques ne subissant que des chargements multiaxiaux plus complexes, le cas des chargements hydrostatiques purs ne sera pas plus étudié.

#### Critère de rupture sous charges triaxiales :

Cette section traite de l'établissement d'un critère de rupture défini pour des systèmes élastomères massifs, dont le chargement est tridimensionnel quelconque. Hou et Abeyaratne [25] ont défini un critère de nucléation des cavités en appliquant le principe des travaux virtuels à une cavité. Ils ont abouti à un critère pouvant être défini par une surface limite de rupture dans l'espace

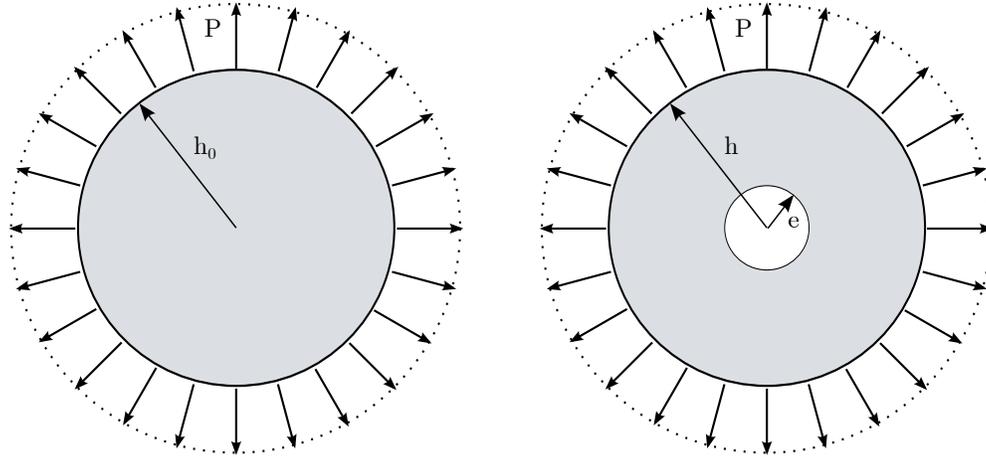


Figure 3.11 – Pression hydrostatique et apparition d’une cavité

des contraintes principales :

$$(4\sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3)(4\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3)(4\sigma_3 - \sigma_1 - \sigma_2) - (5G)^3 = 0 \quad (3.40)$$

où  $G$  est le module de cisaillement du matériau. Dans le cas d’un chargement purement hydrostatique ( $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = p$ ), on retrouve la formule de Ball vue précédemment,  $p = 5G/2 = 5E/6$  (matériau incompressible). Dans le cas où le chargement peut être supposé axisymétrique ( $\sigma_2 = \sigma_3$ ), l’expression peut aussi être simplifiée sous la forme :

$$2(6\sigma_m - 5\sigma_e)^2(3\sigma_m + 4\sigma_e) - (15G)^3 = 0 \quad (3.41)$$

où  $\sigma_m = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$  est la composante hydrostatique  $p$  du tenseur des contraintes de Cauchy et  $\sigma_e = \sigma_1 - \sigma_3$  est la contrainte équivalente de Von Mises.

Ce critère a été raffiné par Lopez-Pamies [34] en prenant notamment en compte les valeurs de cisaillement  $\tau_1$  et  $\tau_2$  pour définir une fonction  $\Psi(\tau_1, \tau_2)$ . Cette fonction est cependant difficile à estimer. Les auteurs se sont appuyés sur des modèles numériques pour définir une forme plus approximative, mais tout aussi valide du critère de cavitation :

$$8(3\sigma_m - \tau_1 - \tau_2)(3\sigma_m + 2\tau_1 - \tau_2)(3\sigma_m + 2\tau_2 - \tau_1) - 108G(9\sigma_m^2 - \tau_1^2 - \tau_2^2 + \tau_1\tau_2) + 1458G^2\sigma_m - 945G^3 = 0 \quad (3.42)$$

### 3.2.4 Rupture adhésive

Cette dernière section s’intéresse à un dernier type de rupture, a priori susceptible de concerner les isolateurs et appuis de ponts, la rupture adhésive. Une rupture adhésive, par définition, est la rupture d’un assemblage collé due à un déchirement du matériau adhésif, dans la plupart des cas une colle à base de polymère. Ce sujet est abordé brièvement dans cette revue bibliographique, dans la mesure où un isolateur sismique a des couches de caoutchouc collées (ou plus souvent vulcanisées) aux plaques d’acier de renfort internes et aux plaques d’ancrage externes.

Il existe trois modes de rupture fondamentaux d’un joint collé : le clivage (traction pure), le cisaillement longitudinal et le cisaillement transversal. La rupture d’un joint collé se définit à travers une énergie de rupture quantifiée expérimentalement. L’énergie de fracture est la force nécessaire à appliquer à une unité de largeur d’adhésif pour provoquer la rupture. Dans le domaine d’étude du

projet, la norme ASTM D429 [7] recense le seul test relatif à la rupture adhésive. Il s'agit d'un test de pelage à  $90^\circ$ , permettant de définir une force de pelage correspondant à la charge  $F$  appliquée à l'élément collé divisée par sa largeur. Dans un domaine linéaire (élastique), l'énergie de fracture du joint collé de largeur  $b$  peut être définie en fonction de cette force :

$$E_{frac} = \frac{F}{b}(1 - \cos \theta) - \frac{F^2}{2btE} \quad (3.43)$$

où  $\theta$  est l'angle de pelage,  $b$  est la largeur de la bande,  $t$  est l'épaisseur du film de colle et  $E$  est le module d'Young de la colle. Ici, le premier terme représente l'énergie fournie par le déplacement de pelage, et le deuxième terme, l'énergie nécessaire pour allonger le film collé. Ce dernier est négligeable dans le cas d'un angle supérieur à  $45^\circ$  ou pour une colle renforcée de fibre.

Dans le cas de grandes déformations impliquant la non linéarité du matériau, l'expression de l'énergie de fracture est différente. Elle est mise en jeu de deux façons : l'allongement du film de colle d'un taux  $e$  qui entraîne une énergie  $U$ , et la rupture adhésive des surfaces qui nécessite une énergie  $E_{frac}$ . Il est possible de mettre en relation ces 2 grandeurs à la rupture, tel que :

$$E_{frac} = \frac{F}{b}(1 + e - \cos \theta) - Ub \quad (3.44)$$

où  $U$  est l'énergie induite par la non-linéarité de la relation existant entre force et allongement et dont la valeur doit être déterminée expérimentalement.

---

# ÉTUDES EXPÉRIMENTALES

Ce chapitre présente toutes les études expérimentales qui ont été menées au cours du projet, ainsi que leurs principaux résultats. Dix-huit (18) spécimens d'isolateurs ou appuis de pont à échelle réduite et douze (12) spécimens à échelle réelle ont été soumis à des essais de chargement combiné en compression et en cisaillement. Deux montages expérimentaux distincts ont été utilisés pour cela. Tous les spécimens ont d'abord été soumis à des essais dynamiques de caractérisation des propriétés mécaniques du matériau qui avaient pour but de s'assurer de la viabilité des spécimens et de la similarité des propriétés du caoutchouc utilisé pour chacun. Ces essais ont aussi servi à étudier l'influence du niveau de chargement vertical sur ces propriétés à des fins de comparaison avec la théorie présentée dans les chapitres bibliographiques précédents. Ensuite, des essais quasi statiques en compression-cisaillement ont été menés sur chaque spécimen pour la détermination de leur état limite ultime. Les spécimens ainsi que le type d'essai effectué dessus ont été déterminés selon l'état limite ultime qui était recherché : soit des essais directs en cisaillement à charge verticale constante pour les spécimens pressentis pour se déchirer, ou des essais de stabilité indirects par la méthode MDC (chap. 3) pour les isolateurs devant connaître un état limite de flambement. L'ensemble des résultats expérimentaux (courbes de comportement directes ou indirectes en compression-cisaillement et courbes de stabilité) présentés dans ce chapitre sera utilisé au chapitre 5 à des fins de recalage du modèle numérique qui sera ensuite utilisé pour la recherche des états limites des isolateurs et des appuis de pont. Les résultats expérimentaux relatifs aux états limites par déchirement seront, eux, exploités au chapitre 6 pour la détermination d'un critère de rupture numérique du matériau.

## 4.1 MONTAGES EXPÉRIMENTAUX

Deux montages ont été utilisés pour effectuer les essais, le premier adapté à des spécimens d'appuis ou d'isolateurs de pont à échelle réduite jusqu'à 150 mm de côté, et le second adapté à des spécimens à échelle réelle de 300 mm à 500 mm de côté. Les deux montages ont pour vocation d'effectuer sur les spécimens des essais quasi statiques et dynamiques en chargement combiné de compression et de cisaillement.

### 4.1.1 Montage pour spécimens réduits

La figure 4.1 présente une vue en élévation et une photographie du montage expérimental qui a été utilisé pour tester les spécimens réduits (séries C, CS, CP et T, section 4.3). Le montage comprend deux vérins d'une capacité de 100 kN et d'une course totale de 250 mm. Le vérin vertical

permet d'appliquer une charge axiale statique tandis que le vérin horizontal impose un déplacement latéral quasi statique ou dynamique à l'échantillon. Pour permettre l'application simultanée des deux efforts, une architecture d'échantillon à deux spécimens assemblés en parallèle a été utilisée (fig. 4.1). Un échantillon d'essai est ainsi composé de deux spécimens d'isolateurs réduits identiques assemblés par quelques points de soudure au niveau d'une de leurs plaques externes constituant ainsi la plaque centrale du double échantillon. L'échantillon est maintenu en place en cisaillement au niveau de ses plaques externes supérieure et inférieure, soit par des mâchoires, soit par des boulons. La plaque centrale est utilisée pour connecter le vérin horizontal qui peut ainsi déformer les spécimens en cisaillement tandis que l'autre vérin applique la charge verticale. Chacun des deux vérins dispose d'une cellule de force et d'un LVDT qui mesurent respectivement les efforts et les déplacements appliqués en compression ou en cisaillement. Un potentiomètre externe fixé au bâti du montage et relié à la plaque centrale du double échantillon fournit une mesure précise de la déformation en cisaillement de l'échantillon. Puisque les essais sont réalisés sur deux spécimens en parallèle, toutes les mesures de force en cisaillement doivent être divisées par deux pour retrouver les efforts dans un seul spécimen.

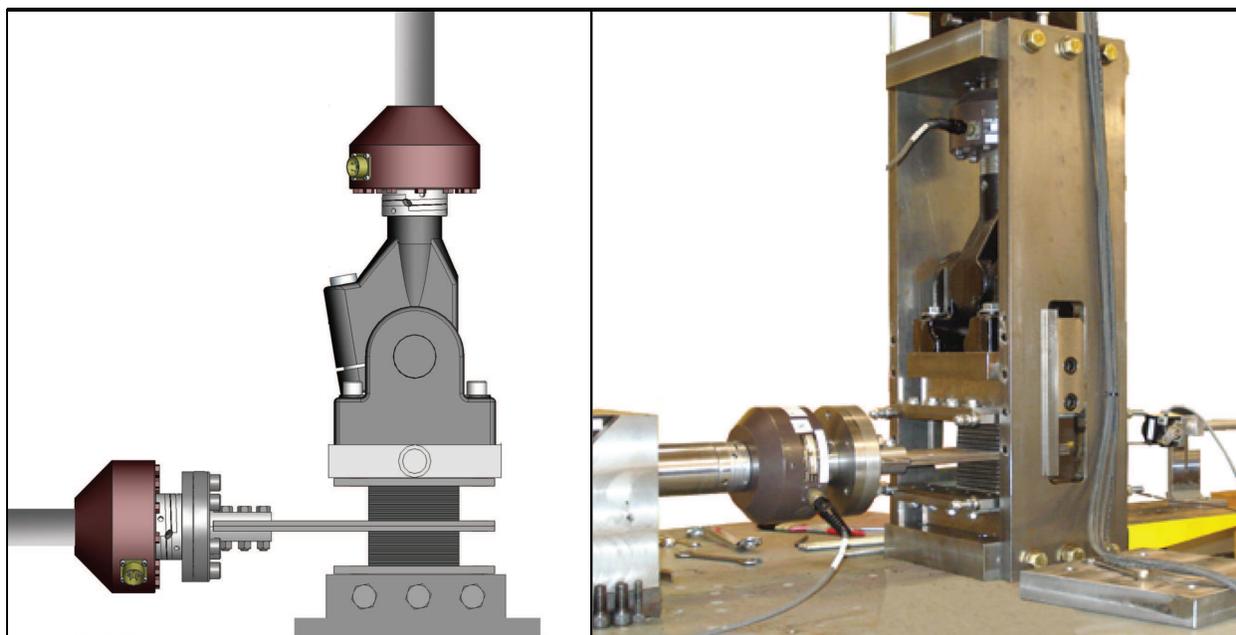


Figure 4.1 – Montage expérimental pour les isolateurs de taille réduite

#### 4.1.2 Montage pour spécimens à échelle réelle

Le principe de fonctionnement ainsi qu'une photographie du montage utilisé pour les spécimens à échelle réelle (séries A et B, section 4.3) sont présentés à la figure 4.2. Pour ce montage, les spécimens d'isolateurs sont testés individuellement. La base du spécimen est boulonnée à un bâti sur la dalle d'essai, tandis que l'autre face de l'isolateur est libre de se déplacer verticalement et horizontalement dans la direction d'application de la charge. Le montage permet d'appliquer des charges comparables à celles qu'on retrouve dans les ouvrages réels. Une presse de 12 000 kN permet d'exercer une compression statique verticale sur l'isolateur, et un vérin de 500 kN et 750 mm de

course totale permet l'application d'une charge latérale de cisaillement quasi statique ou dynamique. Des roulements linéaires de précision, installés entre le bâti de transfert de la charge verticale et la plaque d'ancrage supérieure du spécimen, permettent d'exercer simultanément les charges de compression et de cisaillement avec un frottement quasiment nul à l'interface. Lors de l'application d'une déformation latérale au spécimen, le montage empêche toute rotation de la partie supérieure du spécimen, assurant ainsi le parallélisme des plaques d'ancrage inférieure et supérieure, comme cela se produirait dans une structure réelle. Les cellules de forces des vérins sont utilisées pour mesurer les efforts de cisaillement et de compression appliqués. Quatre LVDT externes, disposés aux quatre coins du spécimen, mesurent sa déformation verticale, tandis que deux potentiomètres externes, fixés entre la dalle d'essai du laboratoire et la plaque d'application des charges, mesurent la déformation en cisaillement.

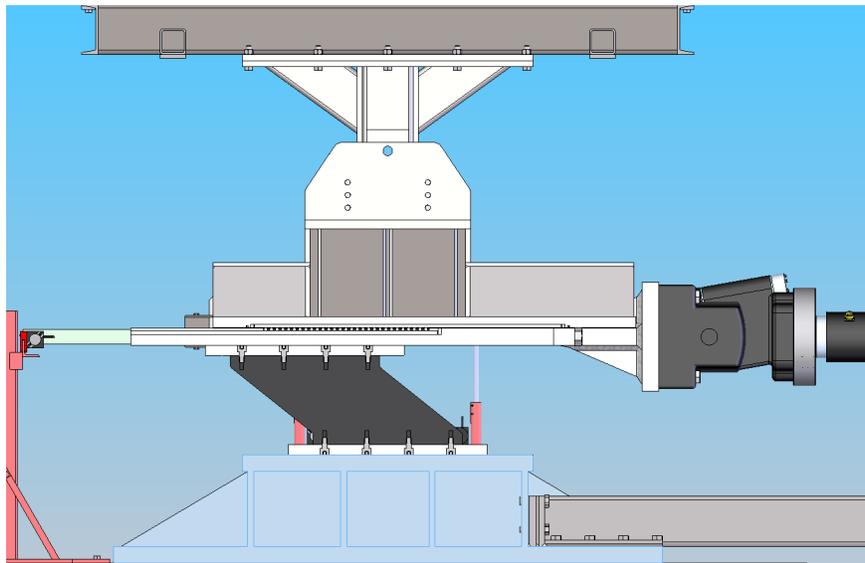


Figure 4.2 – Montage expérimental pour les isolateurs de taille réelle

## 4.2 PROTOCOLES EXPÉRIMENTAUX

Le programme expérimental comprend des essais de caractérisation des propriétés mécaniques du matériau et des essais de recherche des états limites ultimes. Les essais de caractérisation ont été menés pour s'assurer de la continuité des propriétés mécaniques du matériau d'un spécimen à l'autre et pour l'étude de l'influence du chargement vertical sur ces propriétés. Les essais de recherche des états limites ultimes sont de deux types selon l'état limite anticipé pour un spécimen, c'est-à-dire le déchirement d'une couche de caoutchouc ou l'instabilité par flambement. Cette section définit le protocole expérimental général utilisé pour chaque type d'essai. Le tableau 4.2 à la section 4.3 définira quel type d'essai et quels paramètres ont été appliqués à chaque spécimen de l'étude.

### 4.2.1 Essais de caractérisation

Les essais de caractérisation effectués sont des essais directs en cisaillement sous une charge verticale donnée. La figure 4.3 illustre les conditions de retenue de l'échantillon (fig. 4.3a) et les étapes de chargement (fig. 4.3b et 4.3c).

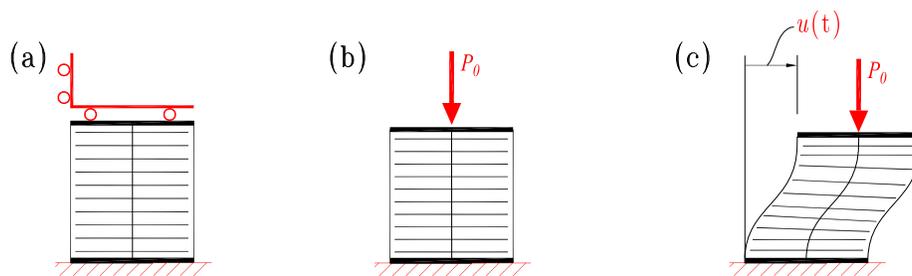


Figure 4.3 – Étapes de chargement pour les essais directs en cisaillement

- Essais dynamiques en cisaillement : ces essais ont pour but la caractérisation de la rigidité dynamique et du taux d'amortissement des isolateurs selon le niveau de charge axiale appliquée. Après l'application d'une charge verticale donnée, maintenue de façon constante, l'isolateur est soumis à une série de cycles complets de chargement latéral (6 cycles pour les isolateurs à échelle réelle, 8 pour les spécimens réduits) en contrôle de déplacement à des amplitudes de déformation en cisaillement  $\gamma$  allant généralement de 5 % à 125 % de la hauteur totale de caoutchouc  $t_r$ . Les cycles sont sinusoïdaux et sont effectués à une fréquence de 0,5 Hz pour les spécimens réduits (fréquence fondamentale typique d'un pont isolé) et de seulement 0,1 Hz pour les échantillons de taille réelle (en raison des limites de capacité des actionneurs). Des essais rapides ont montré que, dans cette plage, l'influence de la fréquence sur les propriétés du matériau peut être négligée. Les essais dynamiques en cisaillement sur l'ensemble de la plage de déformation ont été répétés à différents niveaux de charge verticale, soit 0, 2,5, 5, 7,5 et 9 MPa pour tous les spécimens réduits de la série C et certains spécimens de taille réelle des séries A et B (section 4.3). Pour les autres spécimens, des charges de seulement 0 et 5 MPa ont été étudiées.
- Essais quasi statiques en cisaillement : le but de ces essais, réalisés pour chaque niveau de charge verticale après chaque série d'essais dynamiques en cisaillement, est de déterminer la rigidité statique des spécimens. Après application d'une charge verticale constante, l'isolateur est soumis à un déplacement latéral en rampe, à une vitesse lente de chargement (0,01 Hz). Un ou deux cycles complets en rampe sont réalisés entre -100 % et +100 % de déformation en cisaillement.

### 4.2.2 Essais de recherche des états limites ultimes

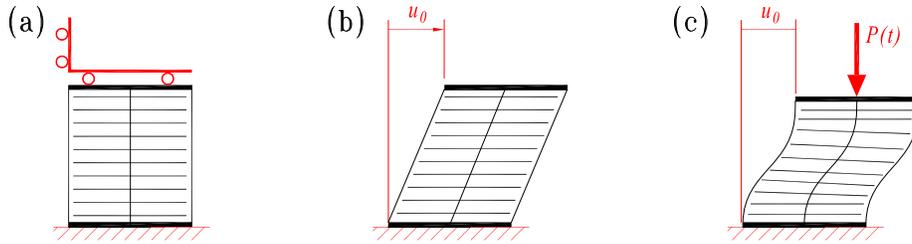


Figure 4.4 – Étapes de chargement pour les essais de stabilité par la méthode MDC

- Essais de stabilité à l'état déplacé par la méthode MDC : La figure 4.4 montre les conditions de retenue de l'échantillon (fig. 4.4a) et les étapes de chargement (fig. 4.4b et 4.4c) pour la réalisation des essais de stabilité suivant la méthode MDC présentée à la section 3.1.3 au chapitre 3. L'essai consiste à déplacer et maintenir l'isolateur à un déplacement latéral  $u_0$ , puis à le soumettre à un chargement axial en rampe. Le chargement axial est réalisé en contrôle de déplacement, à un taux lent de 0,02 mm/s (0,03 mm/s pour certains spécimens plus élancés), jusqu'à l'annulation de la force de réaction dans le vérin horizontal. Certains de ces essais pour la série A (les plus grands) de spécimens à échelle réelle ont pu être arrêtés prématurément en raison des limites de résistance du montage. L'essai est ensuite répété à une déformation  $u_0$  supérieure. Les déplacements latéraux appliqués variaient de 0 % (essai de caractérisation de la rigidité verticale) à 100 % de la largeur  $b$  de l'échantillon par incrément de 10 %. Les courbes de réponse donnant l'évolution de la réaction horizontale en fonction de la charge verticale croissante peuvent être exploitées pour déterminer la capacité axiale critique de l'échantillon à l'état déplacé selon la méthode MDC. Un exemple de l'application de la méthode est présenté à titre illustratif pour un des spécimens expérimentaux de l'étude à la section 4.5.1 de ce chapitre. Ce type d'essai est normalement effectué uniquement pour la recherche d'un état limite de flambement et la construction d'une courbe de stabilité donnant les couples de charge et de déplacement critiques  $\{P_{cr}, u_{cr}\}$ , cependant des courbes d'essai en cisaillement sous charge axiale constante peuvent aussi être obtenues indirectement de ces essais, comme l'illustrera la section 4.5.1.
- Essais directs de rupture en cisaillement : Pour les spécimens expérimentaux définis spécifiquement pour caractériser un état limite par déchirement d'une couche de caoutchouc, un essai direct en cisaillement a été effectué, comme illustré à la figure 4.3. Dans ce cas, l'isolateur est soumis d'abord à une charge verticale constante (0 ou 5 MPa selon l'échantillon), puis un déplacement latéral lent (entre 0.2 mm/s et 0.3 mm/s selon le spécimen) lui est appliqué jusqu'à la rupture du spécimen qui a lieu au déplacement critique  $u_{cr}$  recherché. Certains de ces essais n'ont pu être menés jusqu'à la rupture des spécimens en raison de leur trop grande résistance et des limites des montages expérimentaux. Bien que ce protocole d'essai ait été essentiellement utilisé pour caractériser des états limites de déchirement, il a aussi été utilisé pour quelques spécimens pour la recherche d'un point critique de flambement par méthode directe (fig.3.7). La section 4.5.1 montrera que les couples critiques  $\{P_{cr}, u_{cr}\}$  issus des méthodes directes et MDC sont bien équivalents.

### 4.2.3 Conditions d'essais

Pour dissiper les effets de scragging (section 2.6.3), des essais rapides de conditionnement sont réalisés sur tous les échantillons préalablement aux essais : des déformations cycliques en cisaillement jusqu'à 150 % sont appliquées sur tous les échantillons à chargement axial nul. Tous les essais ont été réalisés à la température ambiante (autour de 24°C). Il arrive que l'échantillon s'échauffe durant les essais, principalement pour les essais dynamiques à grande déformation. Un thermocouple inséré au coeur de l'échantillon fournissait cette information. Dans ce cas, l'échantillon est laissé au repos pour que sa température redescende avant de poursuivre les essais. L'échantillon est inspecté après chaque essai, afin de relever d'éventuels signes d'endommagement (déchirure dans le matériau, détachement au niveau des plaques d'acier).

## 4.3 SPÉCIMENS EXPÉRIMENTAUX

### 4.3.1 Description générale des spécimens

Au total, dix-huit (18) spécimens d'isolateurs ou appuis de pont à échelle réduite et douze (12) spécimens à échelle réelle ont été testés selon les protocoles expérimentaux décrits à la section précédente. Tous les spécimens ont été fabriqués et offerts par Produits Hévéa Inc., manufacturier de produits en caoutchouc naturel situé en Estrie à Richmond (Qc, Canada). Tous les spécimens sont de forme carrée et le caoutchouc naturel utilisé est de type NR Duro 55 Shore A. Les spécimens ont été divisés en plusieurs séries (A, B, C, CS et CP) selon leurs caractéristiques géométriques principales et leur vocation expérimentale. La figure 4.5 illustre l'architecture typique de chaque série de spécimens. Les dessins de définition de tous les spécimens expérimentaux utilisés sont fournis à l'annexe C. Le tableau 4.1 définit le nombre de spécimens de chaque catégorie et les caractéristiques géométriques détaillées de chacun : la largeur  $b$ , l'épaisseur des couches de caoutchouc  $t_c$ , le nombre de couches  $N_c$ , l'épaisseur totale de caoutchouc  $t_r$ , la hauteur totale du spécimen  $h$  (incluant les plaques d'acier de renfort interne, mais pas les plaques d'ancrage externes), le facteur de forme  $S = b/(4t_c)$  et l'élancement  $el = t_r/b$ . Les spécimens expérimentaux de l'étude ont été définis en fonction des paramètres d'influence considérés pour la détermination des états limites ultimes des appareils d'appui et d'isolation sismique de ponts. Ces paramètres sont la charge verticale soutenue par les appareils et les paramètres géométriques les définissant totalement, soit le facteur de forme  $S$ , leur élancement  $el$  et leur largeur  $b$ . Notons qu'au début de l'étude la largeur des spécimens n'était pas un paramètre considéré très influent pour l'étude. C'est pourquoi une seule dimension d'isolateurs à échelle réelle a réellement été très bien étudiée expérimentalement (série B). Le choix de spécimens à échelle réduite en plus des spécimens à échelle réelle a surtout été dicté par le fait qu'il est beaucoup plus aisé, en pratique, de tester des spécimens de petite taille. Les analyses numériques au chapitre 6 clarifieront l'influence réelle du paramètre  $b$  sur les états limites des appareils d'appui et d'isolation de pont.

Les séries A et B sont des isolateurs à échelle réelle (respectivement 450 mm et 300 mm de côté) testés avec le montage expérimental de la figure 4.2. Les séries C, CS et CP sont des spécimens à échelle réduite (respectivement 100 mm, 100 mm et 40 mm de côté) testés avec le montage de la figure 4.1 (assemblés par paires pour former un échantillon d'essai, comme expliqué à la section 4.1). Notons que dans la série C, les spécimens C4 et C5 ont été pris à seulement 80 mm de côté. Les spécimens des séries A, B et C sont des isolateurs multicouches avec des plaques de renfort internes en plus des plaques d'ancrage externes, choisis pour caractériser autant des états limites d'instabilité par flambement que des états limites de déchirement. Les spécimens des séries CS et CP sont, eux,



Figure 4.5 – Architecture des différentes séries de spécimens expérimentaux

des échantillons monocouches minces (sans plaque interne de renfort) définis spécifiquement pour étudier la rupture par déchirement d'une couche unique de caoutchouc en cisaillement.

L'acier utilisé pour les plaques externes d'ancrage et internes de renfort est de type 300W avec une limite élastique nominale de 300 MPa. Les plaques d'ancrage des spécimens à échelle réelle (séries A et B) font 3/4 po d'épaisseur pour permettre leur installation dans le montage via des trous filetés. Les plaques d'ancrage des spécimens à échelle réduite (séries C, CS et CP) ont 3/8 po d'épaisseur pour les plaques externes et 1/4 po pour les plaques centrales (spécimens assemblés en paire). Les plaques de renfort internes des séries A et B ont une épaisseur standard  $t_f$  de 1/8 po (3,2 mm), que l'on retrouve sur l'immense majorité des appareils d'appuis et d'isolation sismique de dimension inférieure à 1200 mm (de côté ou de diamètre). Un recouvrement de caoutchouc de 10 mm autour des plaques de renfort a été utilisé, comme le veut la pratique. Les plaques de renfort

Tableau 4.1 – Géométrie des spécimens expérimentaux

ID	Qté	$b$ (mm)	$t_c$ (mm)	$N_c$	$t_r$ (mm)	$h$ (mm)	$S$	$el$
A1	1	450	18	10	180	207	6,25	0,40
A2	1	450	13,5	13	175,5	211,5	8,33	0,39
B1	1	300	12	15	180	222	6,25	0,60
B2	1	300	9	20	180	237	8,33	0,60
B3	1	300	6	30	180	267	12,50	0,60
B4	1	300	12	15	180	222	6,25	0,60
B5	1	300	6	30	180	267	12,50	0,60
B6-1 / B6-2	2	300	12	9	108	132	6,25	0,36
B7-1 / B7-2	2	300	9	12	108	141	8,33	0,36
B8	1	300	6	36	216	321	12,50	0,72
C1-1 / C1-2	2	100	9	4	36	40,8	2,78	0,36
C2-1 / C2-2	2	100	6	6	36	44,0	4,17	0,36
C3-1 / C3-2	2	100	4	8	32	43,2	6,25	0,32
C4	1	80	10	4	40	44,8	2,00	0,50
C5	1	80	5	7	35	44,6	4,00	0,44
CS-2008 / CS-2012	2	100	10	1	10	10	2,50	0,10
CP1-2 à CP9-10	5	40	6	1	6	6	1,67	0,15
T1 à T3	3	40	10	1	10	10	1,00	0,25

des isolateurs réduits de la série C ont été prises moins épaisses, à  $t_f = 1/16 p_0$  (1,6 mm), pour respecter une certaine échelle, et le recouvrement de caoutchouc autour des plaques de renfort est seulement de 2 mm.

La figure 4.5f et le tableau 4.1 montrent une série supplémentaire de spécimens expérimentaux testés, la série T. Il s'agit de petits échantillons monocouches (40 mm de côté) testés en traction pure avec le montage de la figure 4.1, afin de caractériser la résistance en traction du matériau estimée au début de l'étude comme un des paramètres critiques pouvant affecter la résistance ultime au déchirement des couches de caoutchouc dans les isolateurs. Les essais ont mis en évidence des ruptures systématiques en traction par cavitation (chap. 3), ce qui n'a jamais été le cas pour les appareils d'isolation et des appuis testés durant le projet. Les résultats de la série T n'ont donc pas été exploités dans le cadre du projet. La figure 4.32 à la section 4.5 illustre ce type de rupture.

### 4.3.2 Détails sur les spécimens expérimentaux choisis

La figure 4.6 présente la distribution des spécimens expérimentaux testés dans le plan des géométries  $\{S, el\}$ . Les rectangles rouges et bleus définissent les limites géométriques des appareils d'appuis et des isolateurs sismiques de pont, respectivement, qui seront considérées pour l'étude des états limites ultimes de ces appareils. Les choix de ces limites seront justifiés au chapitre 6. À deux exceptions près (spécimens C4 et C5), tous les spécimens ont été choisis pour être représentatifs des populations d'appuis ou d'isolateurs étudiées. Les choix de dimensions ont été effectués, d'une manière générale, à la fois pour couvrir les deux zones définies à la figure 4.6 et aussi pour faciliter l'étude de l'influence des deux paramètres  $S$  et  $el$  l'un par rapport à l'autre (variation de

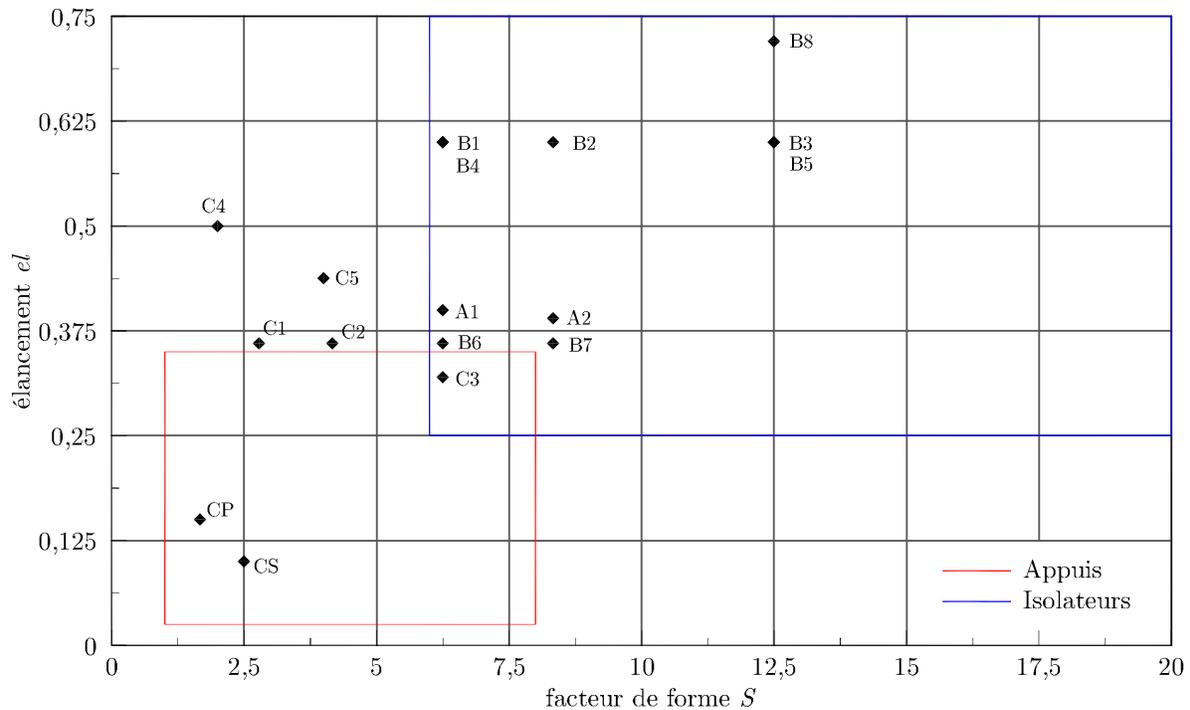


Figure 4.6 – Distribution des spécimens expérimentaux dans le plan des géométries  $\{S, el\}$

$el$  à  $S$  fixé, et inversement). C'est pourquoi certaines valeurs de facteur de forme  $S$  (6,25, 8,33 et 12,50) et d'élanement  $el$  (0,36 environ et 0,60) ont été choisies de manière récurrente. Certains spécimens ont cependant été choisis volontairement hors zones d'intérêt pour forcer un certain mode de rupture non obtenu avec d'autres spécimens précédents (C4 et C5, par exemple, pour obtenir une instabilité) ou encore avec des paramètres géométriques relativement élevés (B8, par exemple, avec un élanement de 0,72).

Aucun facteur de forme de plus de 12,5 n'a été étudié expérimentalement, bien que la population d'isolateurs considérée s'étende jusqu'à des facteurs de forme de 20. La raison de ce choix vient des limites de fabrication des appareils d'appui qui ne permettent que difficilement la fabrication précise de grands spécimens avec des couches de caoutchouc inférieures à 5 mm. Pour accéder à des facteurs de forme plus élevés, des isolateurs plus larges que 300 mm auraient été nécessaires ( $S = b/(4t_c)$ ), mais alors le montage expérimental n'aurait pas toujours eu la capacité pour rompre les spécimens. La série A (450 mm de côté) ne comprend d'ailleurs que deux spécimens pour cette raison, et pour toute la suite des essais des spécimens de 300 mm (série B) ont été préférés de façon à s'assurer de l'atteinte systématique des états limites ultimes.

#### Autres remarques sur les spécimens expérimentaux présentés au tableau 4.1 :

- L'enrobage de caoutchouc des spécimens A1 et A2, et B1 à B3 ne recouvre que les plaques de renfort internes des spécimens. À la suite de légers débuts de décollements observés au niveau de l'interface entre les plaques d'ancrage et la première couche de caoutchouc (non critiques pour les mécanismes de ruine finalement obtenus) (fig. 4.7), les spécimens B4 à B8 ont finalement été fabriqués avec un recouvrement de caoutchouc englobant aussi les plaques d'ancrage, comme c'est le cas dans la pratique. Des doutes sur les résultats générés par ce



Figure 4.7 – Décollement à la base des spécimens sans recouvrement autour des plaques d’ancrage (illustration pour B1)

détail sur certains isolateurs justifie que les spécimens B4 et B5 soient des répliques exactes des spécimens B1 et B3, au détail du recouvrement près.

- Le spécimen C4 présentait un défaut de fabrication au niveau de la vulcanisation d’une des couches de caoutchouc sur une plaque de renfort interne. Les résultats de ce spécimen ne seront donc pas exploités. Les auteurs profitent de ce cas pour émettre la recommandation que tout isolateur sismique en caoutchouc destiné à être installé dans une structure réelle devrait subir des essais minimaux en compression-cisaillement pour détecter ce type de problème éventuel, rare, mais possible. Ce n’est pas le cas dans la norme CSA-S6-06 actuelle [15], dans laquelle seuls 20 % des isolateurs, choisis au hasard dans le lot complet, doivent subir des essais avant leur installation.

### 4.3.3 Essais effectués sur les spécimens

Le tableau 4.2 définit l’ensemble des essais cycliques de caractérisation et de recherche des états limites ultimes effectués sur chacun des spécimens expérimentaux, ainsi que les paramètres d’essais utilisés. En particulier, la dernière colonne du tableau indique le type d’état limite qui a été obtenu sur chacun. Pour certains spécimens, aucun état limite n’est indiqué, soit parce que l’état limite n’a pas pu être atteint en raison de limitations du montage (capacité ou sécurité) (B7-1, B7-2 et CS-2012), soit parce qu’un doute important existe sur la validité des données à l’état limite atteint en raison de dommages importants infligés au spécimen par d’autres essais préliminaires (A1, A2, C1-1, C2-1, C3-1, C5 et CS-2008). C’est le cas généralement pour les spécimens sur lesquels des essais d’instabilité par méthode MDC ont été menés sans mettre en évidence de phénomène de flambement, et qui ont ensuite été déchirés lors d’un essai direct en cisaillement.

La figure 4.8 illustre les spécimens C5, B7-1 et B8 à certaines étapes des essais de cisaillement direct ou de stabilité.

Tableau 4.2 – Essais sur les spécimens expérimentaux

Spécimen	Essais de caractérisation		Essais pour états limites		État limite <sup>†</sup>
	déformation	charge	méthode MDC	méthode directe	
A1	5 % à 100 %	0, 2,5, 5 MPa	jsq 0,7 <i>b</i>		s/o
A2	5 % à 100 %	0, 2,5, 5, 7,5, 10 MPa	jsq 0,6 <i>b</i>		s/o
B1	5 % à 130 %	0, 2,5, 5, 7,5 MPa	jsq 1,0 <i>b</i>		F
B2	5 % à 130 %	0, 2,5, 5, 7,5, 10 MPa	jsq 1,0 <i>b</i>		F
B3	5 % à 100 %	0, 2,5, 5, 7,5, 10 MPa	jsq 0,9 <i>b</i>		F
B4	5 % à 130 %	0 et 5 MPa		à 5 MPa	F
B5	10 % à 130 %	0 et 5 MPa	jsq 1,2 <i>b</i>		F
B6-1/B6-2	10 % à 100 %	5 MPa		à 5 MPa	D
B7-1/B7-2	10 % à 100 %	5 MPa		à 5 MPa	s/o
B8	10 % à 100 %	5 MPa	jsq 1,0 <i>b</i>		F
C1-1	5 % à 125 %	0, 2,5, 5, 7,5, 9 MPa	jsq 1,0 <i>b</i>	à 9 MPa	s/o
C1-2	5 % à 150 %	0, 2,5, 5, 7,5 MPa		à 5 MPa	D
C2-1	5 % à 150 %	0, 2,5, 5, 7,5 MPa	jsq 1,0 <i>b</i>	à 9 MPa	s/o
C2-2	5 % à 150 %	0, 2,5, 5, 7,5, 9 MPa		à 5 MPa	D
C3-1	5 % à 150 %	0, 2,5, 5, 7,5, 9 MPa	jsq 0,5 <i>b</i>	à 5 MPa	s/o
C3-2	5 % à 150 %	0, 2,5, 5, 7,5, 9 MPa		à 5 MPa	D
C5	5 % à 150 %	0, 2,5, 5, 7,5 MPa	jsq 1,0 <i>b</i>		s/o
CS-2008/CS-2012	50 % et 100 %	0 MPa		à 0 MPa	s/o
CP1-2 à CP9-10	25 % à 100 %	0.6 MPa		à 0.6 MPa	D

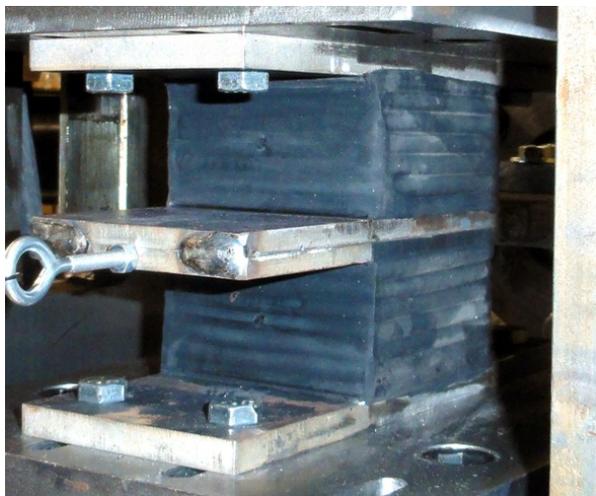
† États limites obtenus : F = instabilité par flambement, D = rupture par déchirement du caoutchouc.

#### 4.4 CARACTÉRISATION MÉCANIQUE DES ISOLATEURS ET INFLUENCE DU NIVEAU DE CHARGEMENT AXIAL

L'étude qui suit sur l'influence du niveau de chargement axial sur les propriétés mécaniques des isolateurs sismiques, rigidité et amortissement, est celle qui avait été présentée dans le rapport d'étape du projet de recherche en 2013. Cette étude s'appuie sur les essais menés sur les spécimens d'isolateurs réduits C1, C2, C3 et C5, et n'a pas été élargie aux essais de caractérisation menés sur les spécimens à échelle réelle des séries A et B.

##### 4.4.1 Calcul des propriétés mécaniques des isolateurs

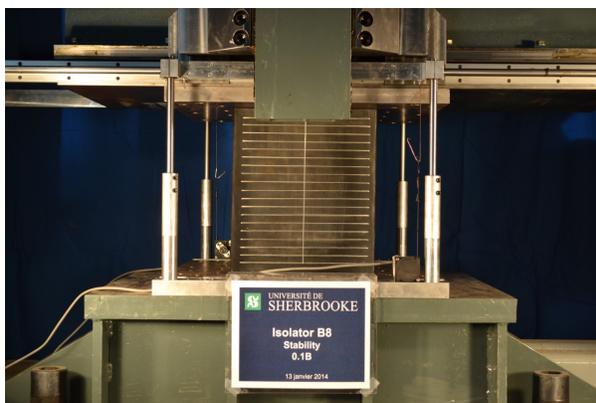
Les propriétés mécaniques des spécimens testés, rigidité et taux d'amortissement, sont extraites des courbes d'hystérésis (force latérale en fonction du déplacement latéral) des essais dynamiques en cisaillement effectués sur chacun des spécimens. Dans les calculs, la contrainte axiale est prise comme le rapport de la charge axiale mesurée par la cellule de charge du vérin vertical sur l'aire totale de l'échantillon comprenant le recouvrement de caoutchouc. La force latérale  $F_h$  est donnée par la cellule de charge du vérin horizontal. Dans le cas des essais effectués sur les spécimens réduits, qui sont testés par paire, cette force est divisée par deux pour tenir compte des deux spécimens travaillant en parallèle. Les procédures de calcul qui mènent à la détermination des différentes propriétés mécaniques des isolateurs sont résumées dans ce qui suit :



(a) Spécimen C5



(b) Spécimen B7-1



(c) Spécimen B8

Figure 4.8 – Aperçu des spécimens à différentes étapes des essais

1. Les valeurs de propriétés mécaniques sont obtenues de la moyenne des propriétés calculées sur les boucles d'hystérésis stables des essais de caractérisation, en écartant en général les trois premiers cycles durant lesquels l'effet Mullin se dissipe (chap. 2).

2. Le début et la fin des boucles d'hystérésis sont pris au point d'intersection de la partie ascendante de la courbe avec l'axe des ordonnées.
3. La rigidité effective latérale est calculée avec la formule suivante :

$$K_{\text{eff}} = \frac{F_h^+ - F_h^-}{u^+ - u^-} \quad (4.1)$$

où  $u^+$  et  $u^-$  sont les déplacements maximum et minimum dans la boucle d'hystérésis et  $F_h^+$  et  $F_h^-$  sont les forces latérales correspondant à ces déplacements.

4. Le module de cisaillement effectif est obtenu en normalisant la rigidité effective  $K_{\text{eff}}$  par  $A/t_r$ , où  $A$  est l'aire en cisaillement mesurée de l'échantillon et  $t_r$  est la hauteur totale de caoutchouc prise comme la hauteur totale mesurée moins l'épaisseur totale des plaques d'acier  $(N_c - 1)t_f$ .
5. L'énergie dissipée par cycle de chargement  $E_d$  est donnée par l'aire décrite à l'intérieur de la boucle d'hystérésis. Le calcul de cette aire est réalisé en utilisant la méthode des trapèzes.
6. L'amortissement est déterminé à partir de  $E_d$  et  $K_{\text{eff}}$  selon l'équation :

$$\xi_{\text{eff}} = \frac{E_d}{\pi K_{\text{eff}}(u^{+2} + u^{-2})} \quad (4.2)$$

#### 4.4.2 Propriétés mécaniques à compression axiale nulle

La forme de la boucle hystérétique des isolateurs dépend du niveau de déformation en cisaillement auquel ils sont soumis. La figure 4.9 montre les boucles d'hystérésis de l'échantillon C3-1 à 25 %, 50 %, 100 % et 150 % de déformation en cisaillement. Le tableau 4.3 résume l'évolution des propriétés mécaniques du spécimen C3-1 pour différents niveaux de déformation en cisaillement. La figure 4.10 représente ces évolutions.

Pour les petits déplacements latéraux ( $< 0,25t_r$ ), on remarque un comportement elliptique de la courbe. À mesure que le déplacement latéral augmente, la boucle tend vers un comportement bilinéaire, avec une rigidité initiale élevée suivie d'une pente postélastique quasi constante. Le tableau 4.3 montre que la rigidité effective  $K_{\text{eff}}$  diminue avec l'augmentation de la déformation en cisaillement. À partir de 125 % de cisaillement, on observe un regain de rigidité effective qui s'explique par un raidissement du caoutchouc. Une tendance similaire est observée pour l'ensemble des spécimens en caoutchouc naturel. Concernant l'amortissement, on remarque qu'il diminue avec l'augmentation de la déformation en cisaillement. La réduction d'amortissement se maintient aux grandes déformations, mais à un moindre taux.

Lorsqu'on normalise la rigidité effective par  $A/t_r$ , on obtient le module de cisaillement apparent. La figure 4.11 présente la variation du module de cisaillement apparent en fonction de la déformation en cisaillement  $\gamma$  obtenue sur l'ensemble des essais menés sur les spécimens C1 à C5 pour un niveau de chargement axial nul. Par régression, on trouve une relation empirique entre le module de cisaillement apparent et la déformation en cisaillement donnée par l'équation (4.3) :

$$G_{\text{eff}} \approx 0,758\gamma^{-0,194} \quad (\text{MPa}) \quad (4.3)$$

Au-delà de 100 % de déformation, on remarque une augmentation de la rigidité à cause du raidissement dans le matériau. L'équation (4.3) n'est plus en mesure de prédire la variation de la rigidité à ces très grandes déformations. La figure 4.12 montre la variation de la rigidité observée entre 100 % et 300 % de déformation en cisaillement. Les données pour les déformations au-delà

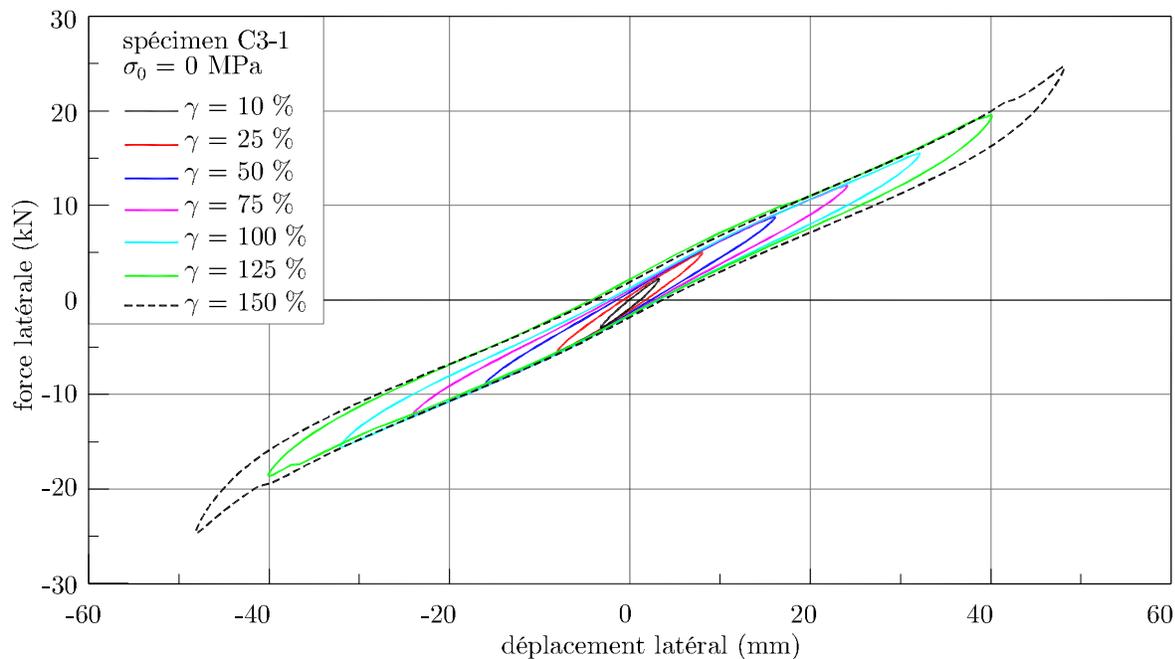


Figure 4.9 – Boucles d'hystérésis du spécimen C3-1 pour différents niveaux de déplacement latéral

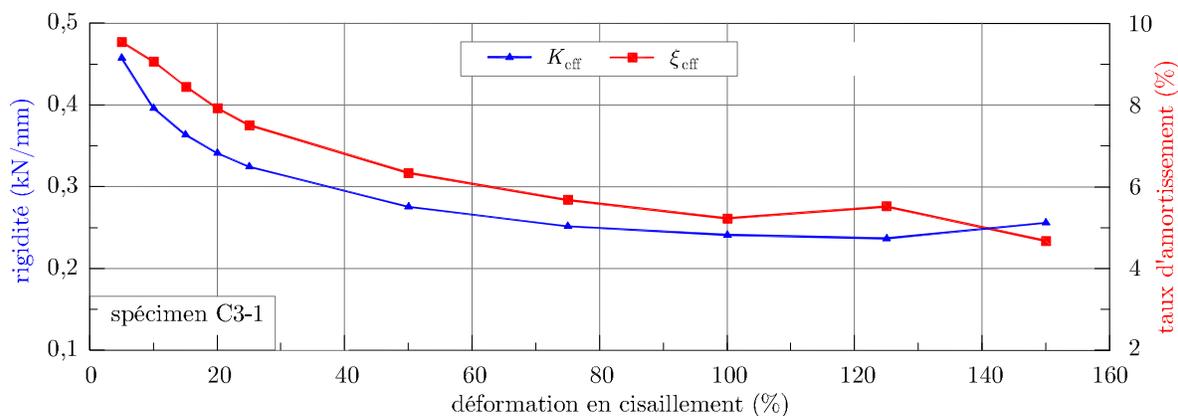


Figure 4.10 – Propriétés du spécimen C3-1 en fonction de la déformation en cisaillement

Tableau 4.3 – Propriétés mécaniques du spécimen C3-1 à chargement axial nul

	déformation en cisaillement $\gamma = u/t_r$							
	5 %	20 %	25 %	50 %	75 %	100 %	125 %	150 %
$K_{\text{eff}}$ (kN/mm)	0,458	0,341	0,324	0,275	0,252	0,241	0,237	0,256
$E_d$ (kN.mm)	0,7	7,0	9,9	28,2	52,0	81,6	132,2	174,6
$\xi_{\text{eff}}$ (%)	9,54	7,92	7,51	6,34	5,68	5,23	5,52	4,68

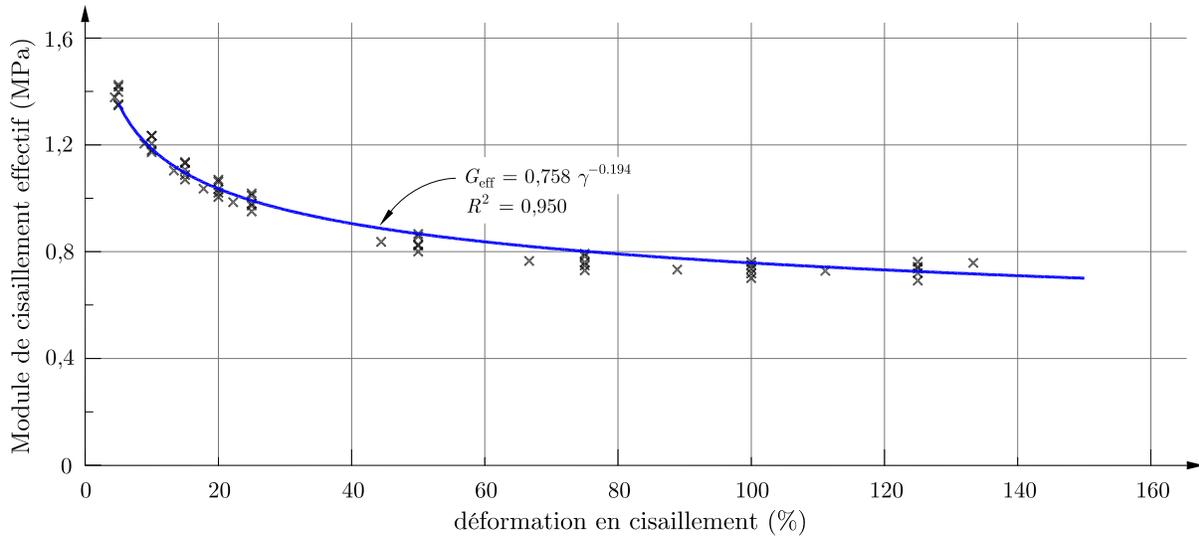


Figure 4.11 – Variation du module de cisaillement à compression axiale nulle

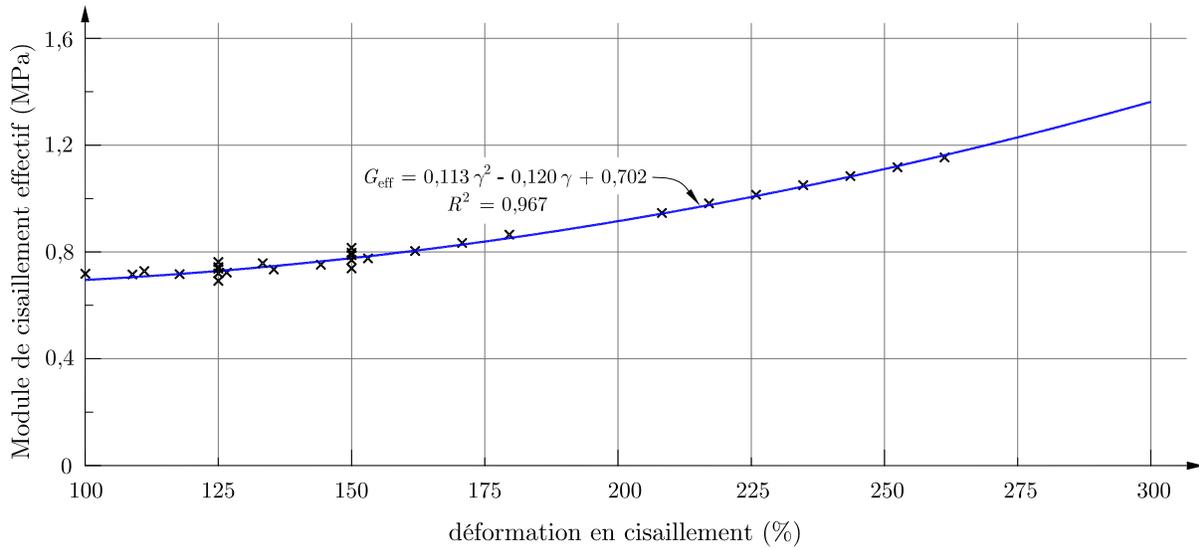


Figure 4.12 – Effet du raidissement du matériau sur le module de cisaillement

de 150% de cisaillement sont issues d'essais quasi statiques en rampe sur le spécimen C3-1. La meilleure approximation s'obtient alors avec une fonction polynomiale de la forme :

$$G_{\text{eff}} \approx 0,113\gamma^2 - 0,120\gamma + 0,702 \quad (\text{MPa}) \quad (100 \% \leq \gamma \leq 300 \%) \quad (4.4)$$

Comme les isolateurs ont des dimensions différentes, il est impossible de comparer directement l'énergie dissipée par cycle de chargement.  $E_d$  a donc été normalisée au volume de caoutchouc ( $t_r \times b^2$ ) pour obtenir la quantité d'énergie de déformation dissipée par cycle de chargement et par volume de matériau  $E_{dv}$ . La figure 4.13 présente l'évolution de  $E_{dv}$  en fonction de la déformation en cisaillement pour les essais menés sur les spécimens C1 à C5 pour une charge axiale nulle. Par régression linéaire, on obtient une expression approximative de cette énergie en fonction de la déformation en cisaillement donnée par l'équation (4.5) :

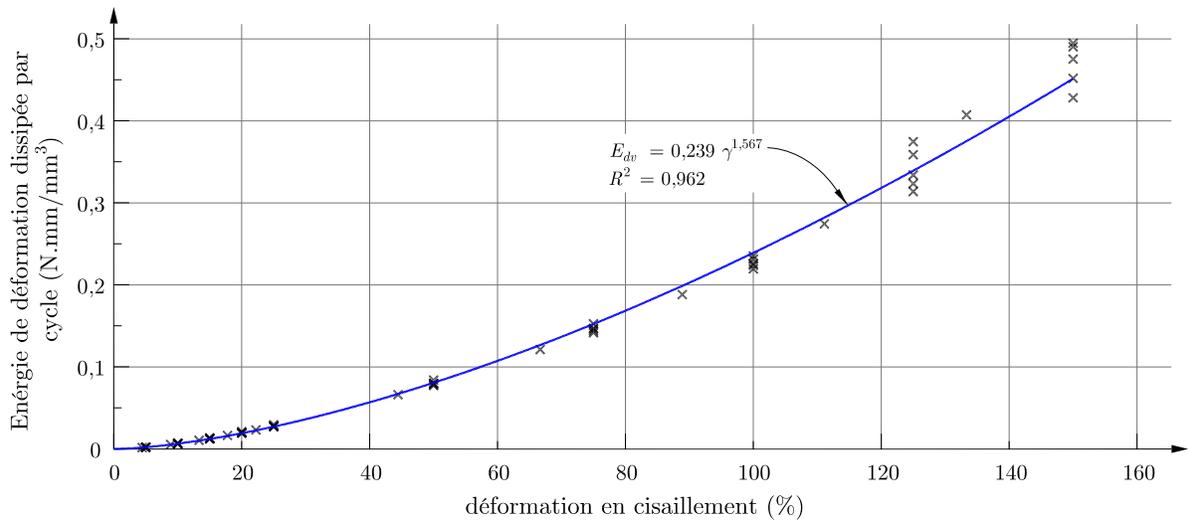


Figure 4.13 – Variation de l'énergie de déformation dissipée par cycle de chargement à chargement axial nul

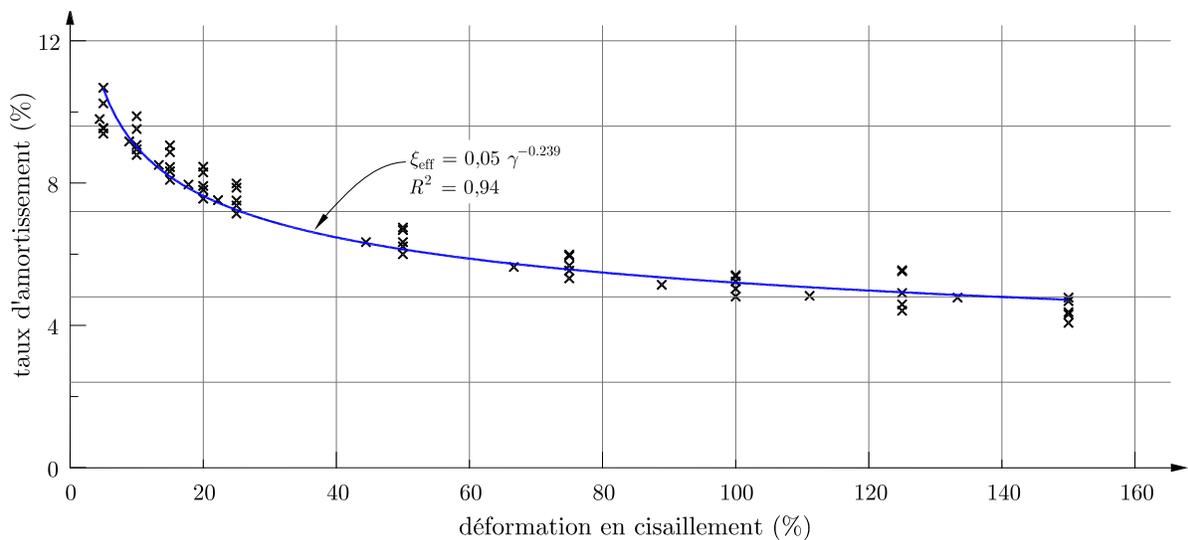


Figure 4.14 – Variation du taux d'amortissement à chargement axial nul

$$E_{dv} \approx 0,239\gamma^{1,567} \quad (\text{kN}\cdot\text{m}/\text{mm}^3) \quad (4.5)$$

La figure 4.14 présente le taux d'amortissement équivalent obtenu des essais à charge axiale nulle sur les spécimens C1 à C5 en fonction de la déformation en cisaillement. Cette évolution est semblable à celle de la rigidité effective, c'est-à-dire une forte décroissance aux petites déformations puis moindre avec l'augmentation de la déformation pour finalement se stabiliser dans la plage de 50 % à 150 % de déformation en cisaillement. Toutefois, on n'observe pas d'augmentation du niveau d'amortissement avec le raidissement du caoutchouc. Étant fonction de l'énergie dissipée par cycle et de la rigidité effective, le taux d'amortissement peut être exprimé en fonction des équations (4.3) et (4.5). On peut ainsi montrer que :

$$\xi_{\text{eff}} = \frac{\gamma^{-2} E_{dv}}{2\pi G_{\text{eff}}} \approx 0,05\gamma^{-0,239} \quad (4.6)$$

#### 4.4.3 Effet de la charge axiale sur la rigidité latérale

La figure 4.15 montre les courbes d'hystérésis du spécimen C3-1 à 100 % de déformation en cisaillement, pour différents niveaux de compression axiale. En augmentant la contrainte axiale, on remarque une diminution de l'inclinaison des boucles d'hystérésis ainsi qu'une augmentation de leur aire. L'augmentation de la charge de compression entraîne donc une diminution de la rigidité latérale de l'isolateur. La figure 4.16 montre l'évolution de la rigidité latérale effective du spécimen C3-1 en fonction de la déformation à différents niveaux de charge verticale. On peut voir que l'influence de la charge axiale est plus marquée dans la plage des petites déformations. Par exemple à 25 % de déformation en cisaillement, on a une perte de rigidité de 40 % entre 0 MPa et 9 MPa, alors que cette perte n'est que de 10 % à 150 % de déformation en cisaillement.

La perte de rigidité relative obtenue pour les spécimens C1, C2, C3 et C5 est montrée à la figure 4.17. Les résultats obtenus sont comparés à la prédiction théorique donnée par l'équation (3.19). On remarque que la prédiction théorique sous-estime la rigidité latérale des spécimens à faible facteur de forme ou à faible élancement. Cela s'explique par le fait que le comportement de ces spécimens s'éloigne des hypothèses principales posées dans la théorie. Un facteur de correction est proposé pour corriger la sous-estimation de  $K_h$  pour les isolateurs et appuis de faible facteur de forme ou de faible élancement soumis à une charge axiale. La rigidité latérale corrigée est donnée

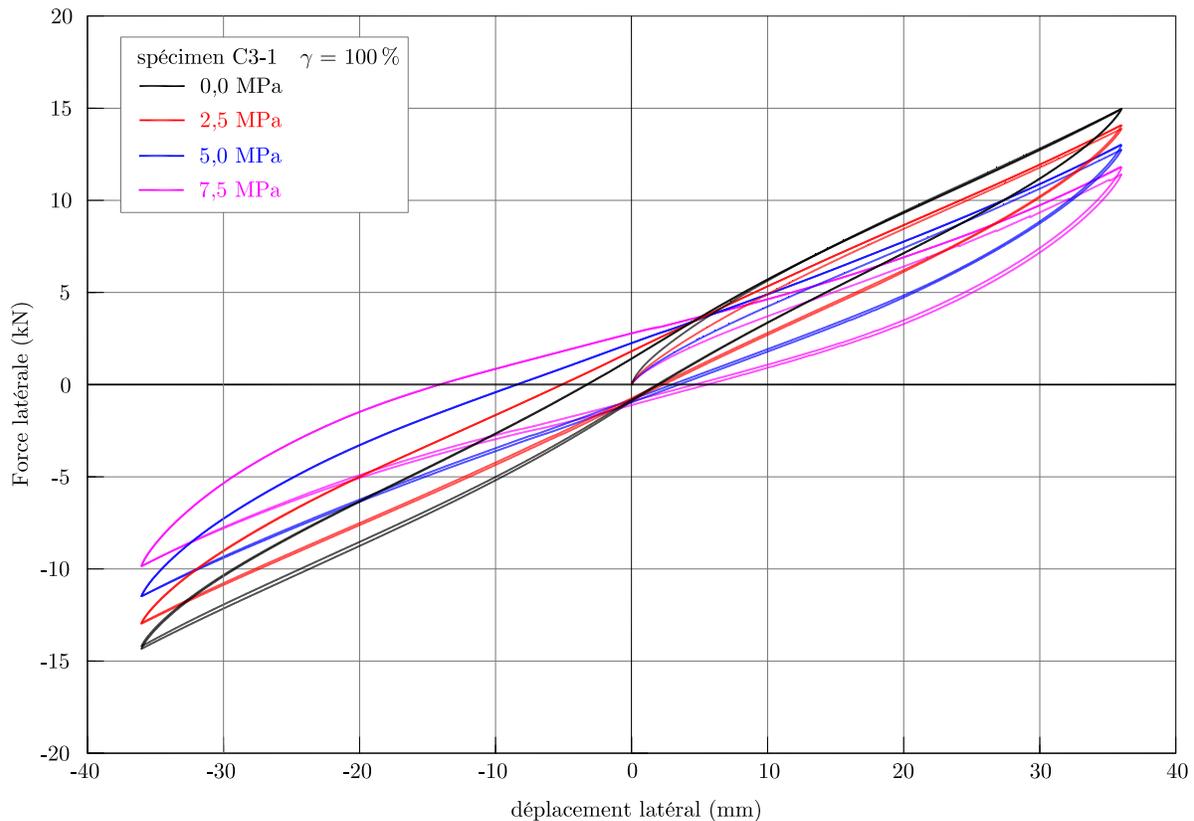


Figure 4.15 – Effet de la charge axiale sur les boucles d'hystérésis du spécimen C3-1

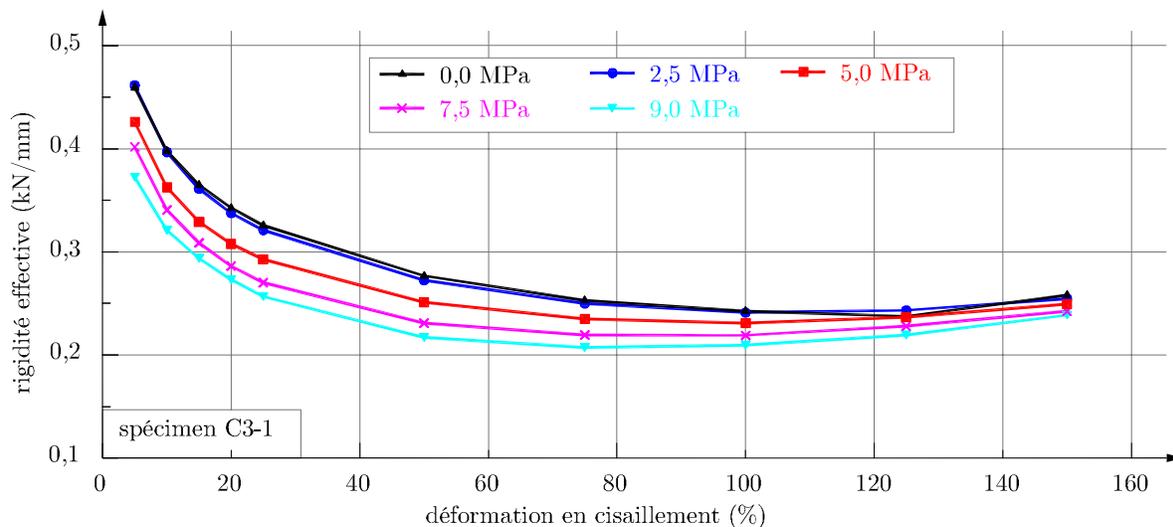


Figure 4.16 – Variation de la rigidité latérale du spécimen C3-1 pour différents niveaux de charge axiale

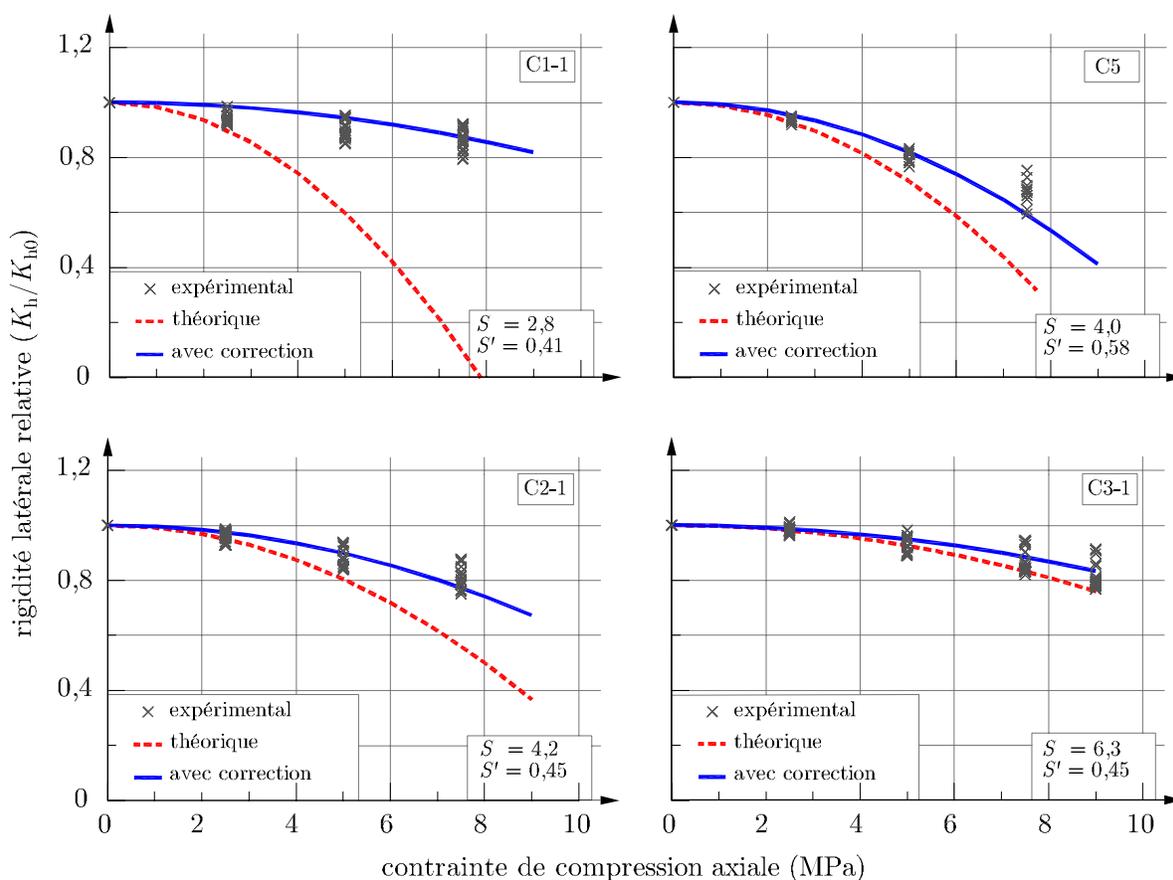


Figure 4.17 – Variation relative de la rigidité latérale en fonction de la charge axiale

à l'équation (4.7) :

$$K_h = K_{h0} \left[ 1 - \left[ 1 - (SS')^{-1,2} \right] \left( \frac{P}{P_{cr}} \right)^2 \right] \quad (4.7)$$

Le facteur de correction introduit dépend du facteur de forme  $S$  et de l'élanement global  $S' = h/b$  (valeurs mesurées de  $S'$  indiquées à la fig. 4.17). On peut noter que le facteur de correction s'estompe rapidement à mesure que l'élanement ou le facteur de forme augmente et l'on retrouve asymptotiquement la formulation analytique (3.19). La figure 4.17 montre une bien meilleure concordance de la rigidité corrigée avec les résultats expérimentaux.

#### 4.4.4 Effet de la charge axiale sur l'amortissement

Le niveau d'amortissement aussi varie lorsqu'on change la contrainte de compression axiale. La figure 4.18 montre la variation du taux d'amortissement du spécimen C3-1 pour différents niveaux de charge axiale. On observe une augmentation du niveau d'amortissement avec l'augmentation de la charge axiale. Cette augmentation de  $\xi_{eff}$  provient d'une part de la réduction de la rigidité effective  $K_{eff}$  et, d'autre part de l'augmentation de la quantité d'énergie dissipée par cycle de chargement. On remarque un changement dans la forme de la courbe donnant  $\xi_{eff}$  en fonction de  $\gamma$  lorsque la contrainte axiale dépasse 5 MPa. Ce changement s'explique par le fait qu'à partir de cette charge axiale, le taux d'augmentation de l'énergie dissipée par cycle est plus important que le taux de diminution de la rigidité effective. Il en résulte l'augmentation de l'amortissement observée entre 0% et 50% de déformation. La figure 4.19 présente la variation du taux d'amortissement du spécimen C3-1 en fonction de la charge verticale et la compare à la prédiction théorique de l'analyse linéaire viscoélastique de l'équation (3.9).

Comme la forme de la courbe de variation de l'amortissement en fonction de la déformation change selon le niveau de charge axiale, il peut être difficile de trouver directement une expression donnant l'effet de la charge axiale sur  $\xi$ . La figure 4.20 montre la variation de la courbe d'énergie dissipée  $E_{dv}$  en fonction de  $\gamma$  pour le spécimen C3-1. Il est plus facile de trouver une expression pour l'énergie dissipée par cycle de chargement, puisqu'elle garde la même tendance indépendamment

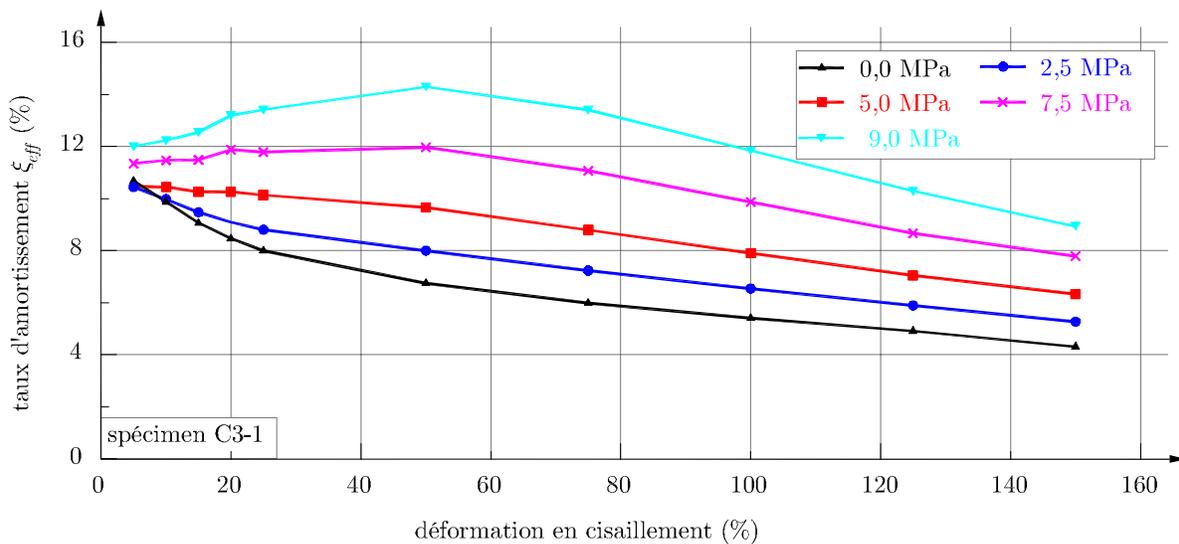


Figure 4.18 – Variation du taux d'amortissement du spécimen C3-1

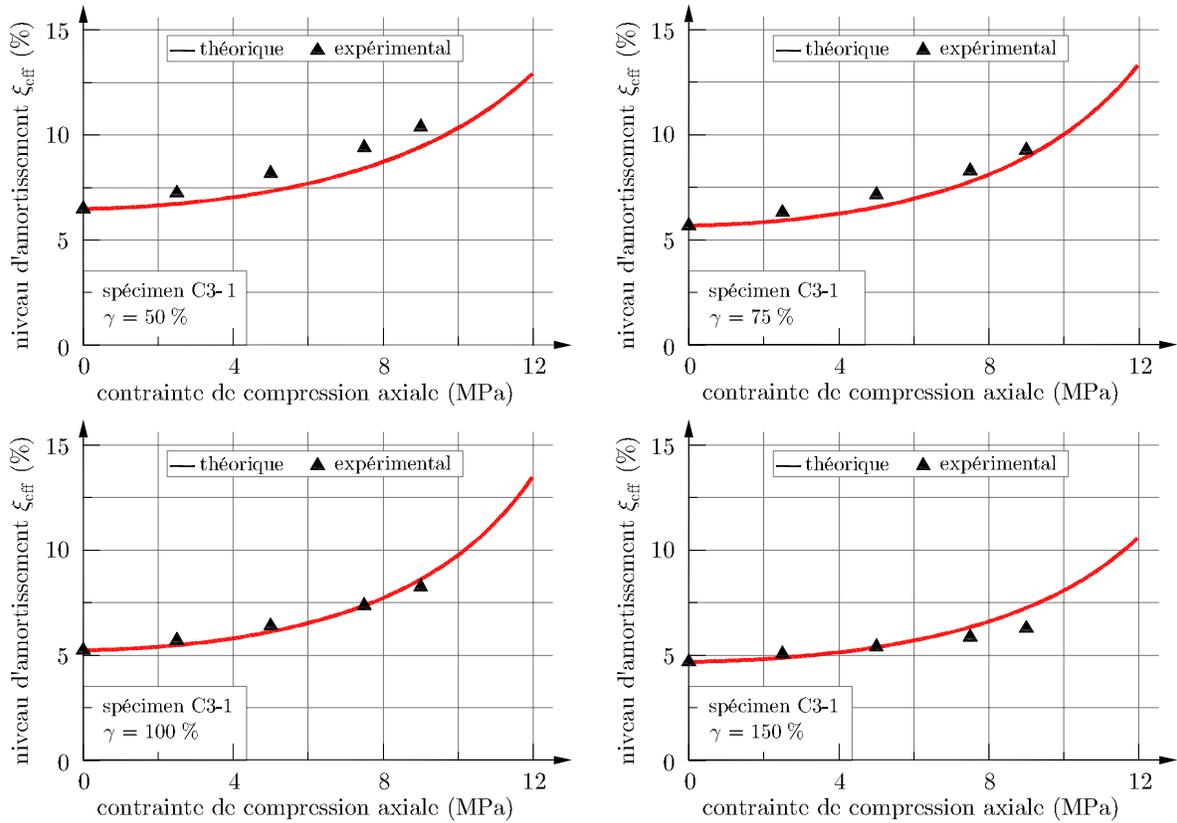


Figure 4.19 – Comparaison de l'évolution de l'amortissement du C3-1 avec la prédiction théorique viscoélastique

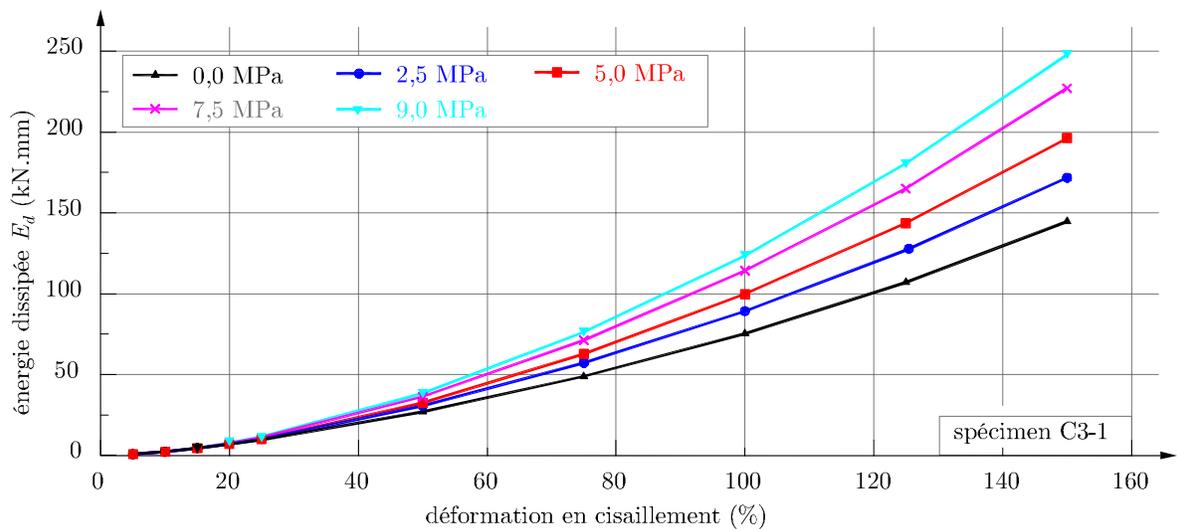


Figure 4.20 – Variation de  $E_{dv}$  en fonction du niveau de charge axiale

du niveau de charge axiale. On peut ensuite en déduire l'expression du niveau d'amortissement en utilisant l'équation (4.6). À partir d'une analyse de régression sur les résultats de l'ensemble des spécimens C1 à C5, on trouve une relation approximative entre l'augmentation de l'énergie dissipée par cycle de chargement et le niveau de compression axiale. Cette relation serait donnée par :

$$E_{dv} \approx E_{dv0} + 0,016 \frac{P}{b^2} \frac{t_r}{h} \gamma^{1,68} \quad (4.8)$$

où  $E_{dv0}$  est l'énergie dissipée par cycle à chargement axial nul et  $P$  est la charge axiale supportée par l'isolateur. Cette relation, totalement empirique, mériterait probablement d'être révisée et étudiée de façon plus approfondie sur une base plus large de résultats, permettant probablement l'intégration des paramètres  $S$  et  $S'$  (ou  $el$ ) à l'instar de la relation sur la rigidité latérale de l'équation (4.7).

## 4.5 RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX SUR LES ÉTATS LIMITES ULTIMES

Cette section présente les principaux résultats expérimentaux obtenus sur les différents spécimens à la suite des essais de recherche de leur état limite ultime. Tous les résultats sur chaque spécimen ne seront cependant pas détaillés. Seuls les résultats qui seront utilisés dans la suite de l'étude aux chapitres 5 et 6 sont présentés, c'est-à-dire les courbes de stabilité des isolateurs ayant subi un flambement et les courbes caractéristiques force-déformation des spécimens fournissant de l'information par rapport au déchirement des couches de caoutchouc en cisaillement.

### 4.5.1 Illustration de l'analyse des essais de stabilité

Les essais de stabilité ont été effectués selon la méthode MDC présentée à la section 3.1.3 et selon le protocole expérimental détaillé à la section 4.2.2. L'analyse typique de ces essais est illustrée dans ce paragraphe avec les résultats du spécimen B1. Elle mène à la construction de la courbe de stabilité et à l'obtention indirecte de courbes de comportement en cisaillement sous différentes charges verticales. Ces deux types de courbes sont utilisés au chapitre 5 pour la validation du modèle numérique d'isolateurs.

La figure 4.21a montre l'ensemble des courbes expérimentales obtenues pour le spécimen B1, donnant la variation de la réaction horizontale en fonction du niveau de chargement vertical pour différents déplacements latéraux. On remarque que la réaction horizontale diminue à peu près 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. Chaque point de ces courbes constitue un point d'équilibre entre la force latérale  $F$  (donnée par la réaction horizontale) et la charge axiale  $P$ , à un déplacement latéral  $u_0$  donné. La procédure de détermination de la courbe de stabilité de l'appui se résume comme suit :

1. On détermine l'ensemble des points d'équilibre correspondant à une force latérale  $F$  donnée (illustrée pour 50 kN sur la figure 4.21a). Ces points correspondent à l'intersection des courbes d'équilibre avec une droite verticale passant par la valeur de la force horizontale. Les sept points trouvés pour une force latérale de 50 kN sont montrés sur la figure 4.21a.
2. On relève également les valeurs de déplacements latéraux correspondant à ces points d'équilibre.
3. On trace les couples de déplacement latéral - force axiale correspondant aux points d'équilibre pour une valeur de force latérale choisie, comme le montre la figure 4.21b.

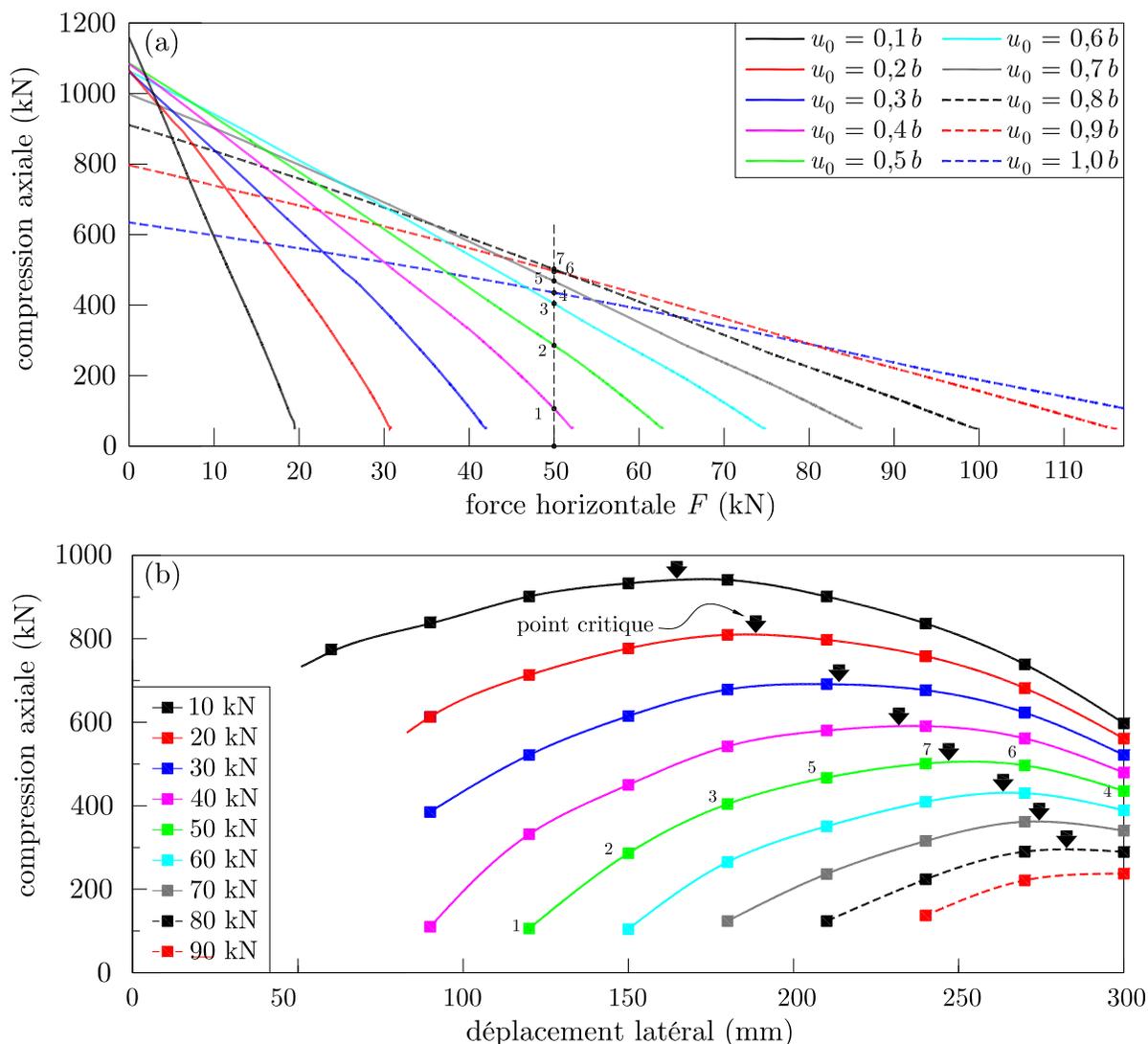


Figure 4.21 – Détermination des points critiques du spécimen B1 selon la méthode MDC

4. On effectue une approximation polynomiale de degré 2 (parabole) ou 3 de la courbe, afin d'en déterminer le maximum, s'il existe. Ce point donne la charge axiale maximale que peut supporter l'appui pour une valeur de force latérale donnée. Il constitue donc un point d'instabilité de l'isolateur. La force axiale  $P$  et le déplacement latéral  $u$  correspondant à ce point maximum constituent un point critique ( $P_{cr} - u_{cr}$ ) pour l'isolateur (fig. 4.21b).
5. On répète les étapes 1 à 4 pour plusieurs valeurs de force horizontale, afin d'obtenir une série de points critiques qui établissent la courbe de stabilité de l'appui. La courbe critique expérimentale obtenue ainsi pour l'appui B1 est illustrée à la figure 4.24 avec les courbes critiques de stabilité des autres spécimens de la série B.

À partir des courbes expérimentales de la figure 4.21a, il est aussi possible d'extraire des courbes indirectes de comportement en cisaillement de l'isolateur sous différentes charges verticales. Pour cela, il suffit de trouver les points d'équilibre de l'isolateur pour une charge verticale fixée. Ces points sont représentés à la figure 4.22a par l'intersection d'une droite horizontale (illustrée pour

$P=450$  kN) avec les courbes expérimentales correspondant chacune à un déplacement donné. Les couples de valeurs de force horizontale et de déplacement correspondant aux points trouvés sont ensuite représentés dans un graphique force horizontale–déplacement pour obtenir des courbes analogues à celles fournies par un essai par méthode directe. Plusieurs courbes de cisaillement à différents niveaux de charge verticale peuvent ainsi être obtenues à partir d'un seul essai par méthode MDC (fig. 4.22b).

Un essai suivant la méthode directe à 5 MPa (450 kN) a été réalisé sur le spécimen B4, réplique de l'isolateur B1 (au recouvrement près), pour vérifier la validité de la méthode MDC. La figure 4.22b superpose la courbe expérimentale obtenue par la méthode directe aux courbes indirectes obtenues précédemment. Cette étude confirme bien l'équivalence des résultats fournis par les deux méthodes expérimentales pour la détermination des points critiques de flambement.

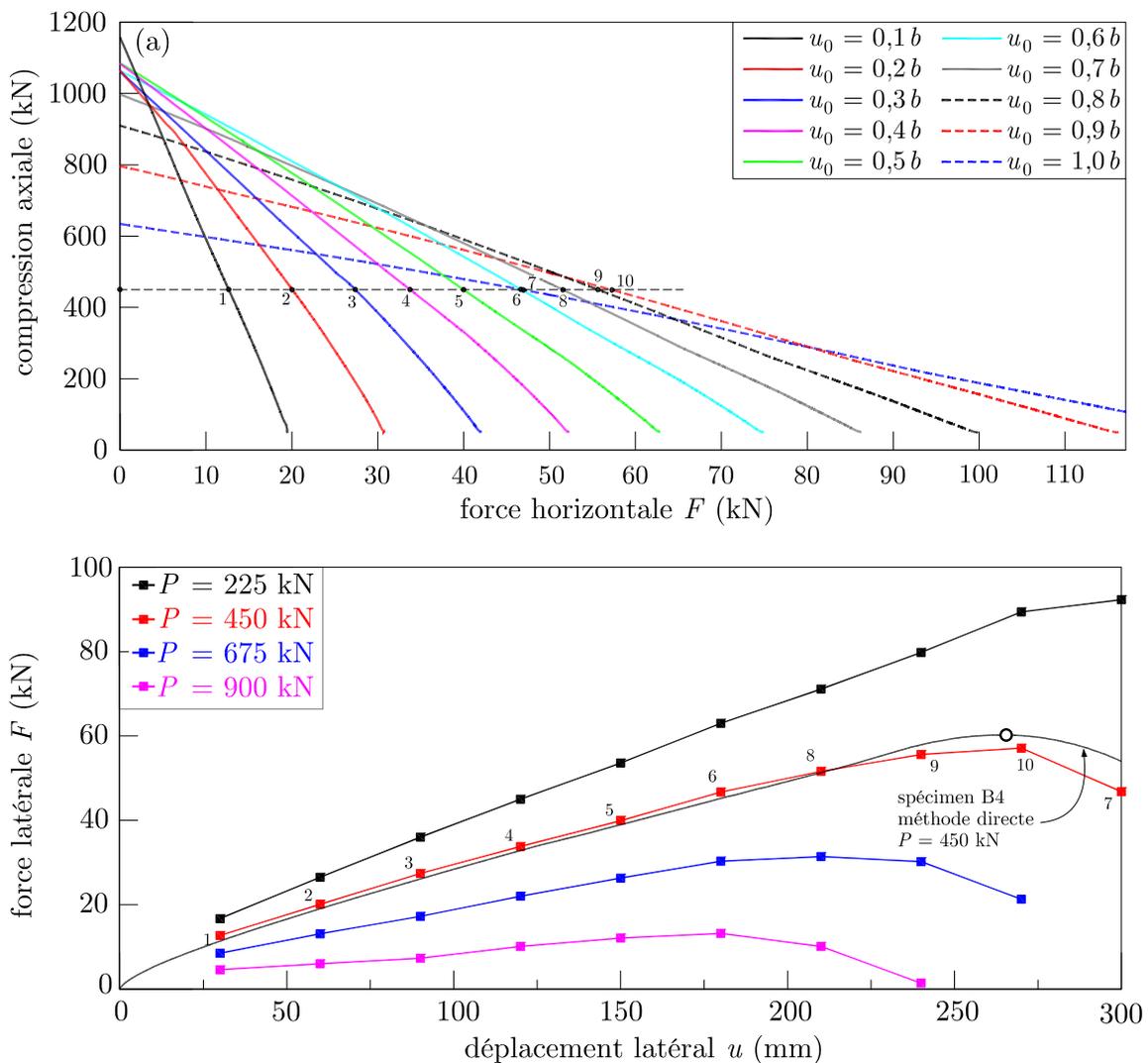


Figure 4.22 – Construction des courbes de cisaillement indirectes du spécimen B1 et validation de la méthode MDC

### 4.5.2 Principaux résultats expérimentaux par séries de spécimens

#### Série A

Les spécimens de la série A sont les premiers spécimens à échelle réelle à avoir été testés, alors que le projet était encore dans une phase d'exploration des états limites accessibles et existants pour les isolateurs sismiques de pont, et alors que les modèles par éléments finis n'étaient pas encore disponibles. Une recherche d'état limite par instabilité a été effectuée sur la série A avec des essais par méthode MDC, mais les spécimens n'ont jamais atteint de point de flambement. De plus, des limitations dans les capacités du montage n'ont pas permis d'effectuer ces essais jusqu'à un déplacement de  $1,0b$ . La figure 4.23 illustre les courbes de comportement indirectes qui ont été obtenues de ces essais et qui sont utilisées au chapitre 5 pour la validation du modèle par éléments finis. On note que la courbe indirecte du spécimen A1 à 9,88 MPa semble s'approcher d'un point d'instabilité, ce qui n'est pas le cas pour le spécimen A2 qui a un plus grand facteur de forme.

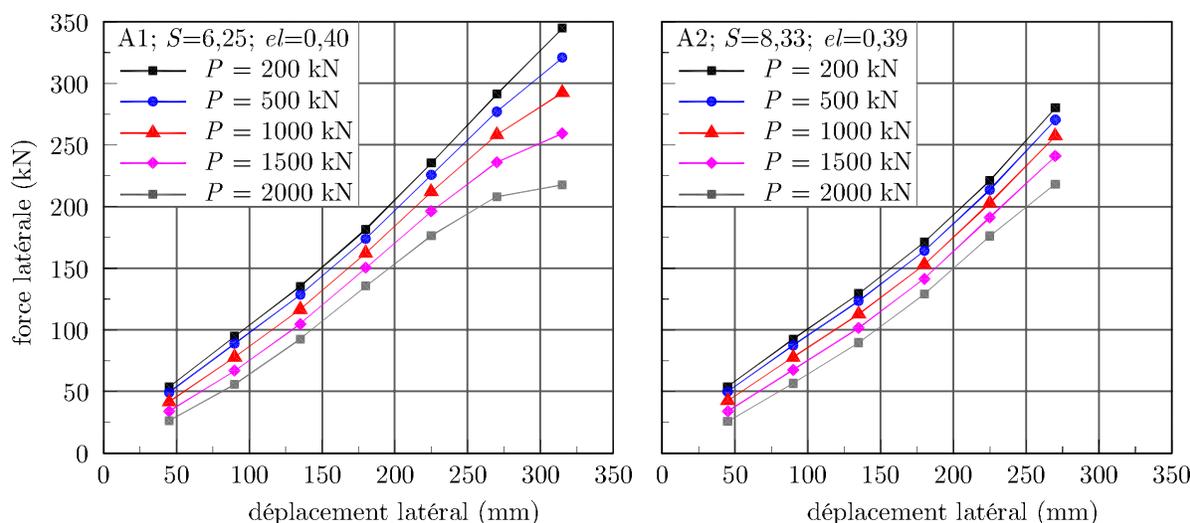


Figure 4.23 – Courbes de comportement indirectes des spécimens A1 et A2

#### Série B

À la suite des essais menés sur la série A, il a été décidé de réduire la taille des spécimens expérimentaux à échelle réelle pour s'assurer presque systématiquement que les capacités du montage n'empêchent pas l'atteinte des états limites recherchés. C'est pourquoi les spécimens de la série B ont une largeur  $b$  de 300 mm et sont les plus nombreux à avoir été testés.

La figure 4.24 superpose les courbes de stabilité obtenues sur les spécimens B1, B2, B3, B5 et B8, qui ont tous atteint un état limite de flambement à la suite des essais par méthode MDC. En première analyse, si l'on s'intéresse aux spécimens B1, B2 et B5, ces courbes confirment la tendance déjà pressentie sur la série A que l'augmentation du facteur de forme augmente la capacité des isolateurs face à l'instabilité. La courbe de stabilité du spécimen B8 comparée à celle du B5 (même facteur de forme à 12,5) confirme que l'élanement des isolateurs est un paramètre majeur qui réduit considérablement la charge critique maximale des isolateurs. Ce résultat devait être confirmé expérimentalement, mais il était anticipé puisque l'élanement de l'appui amplifie les effets  $P - \Delta$  à l'origine de l'instabilité. Les courbes de la figure 4.24 seront utilisées à des fins de validation du modèle numérique au chapitre 5 pour vérifier que le modèle par éléments finis

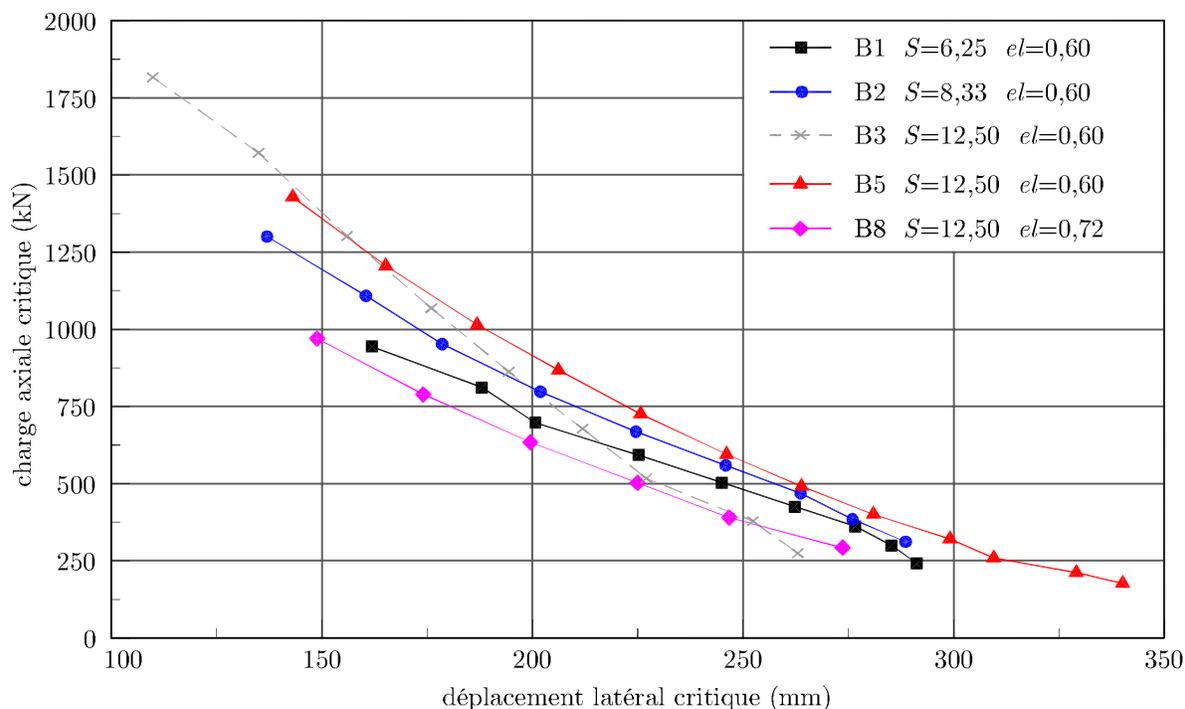


Figure 4.24 – Courbes de stabilité des spécimens B1, B2, B3, B5 et B8



(a) Spécimen B1

(b) Spécimen B8

Figure 4.25 – Photos des spécimens B1 et B8 durant les essais d'instabilité

est capable de reproduire de façon adéquate les phénomènes d'instabilité subis par les isolateurs sismiques, et qu'il permet donc de prédire correctement cet état limite. Parmi la série B, le spécimen B5 est une réplique du spécimen B3 (au détail du recouvrement près). Il a été décidé de tester un second exemplaire du B3 en raison de doutes sur les résultats obtenus de ce dernier suscités par l'observation d'une déformée anormale lors des essais de stabilité et par une rupture inattendue du spécimen par déchirement, au niveau de l'interface de la première couche de caoutchouc avec plaque d'ancrage du spécimen, lors de l'essai MDC à  $1,0b$ . La figure 4.24 montre une différence notable de déplacement critique sur les courbes de stabilité des spécimens B3 et de sa réplique B5

aux faibles charges axiales. Seuls les résultats du B5 ont été considérés dans la suite de l'étude, d'autant que sa courbe de stabilité est beaucoup plus cohérente avec les autres spécimens que la courbe de stabilité du B3.

La figure 4.25a illustre l'allure du spécimen B1 (faible facteur de forme à 6,25), très endommagé, à la fin de tous les essais de stabilité, comparée à la figure 4.25, qui illustre le spécimen B8 (grand facteur de forme à 12,5) à la fin de l'essai MDC à  $1,0b$  et qui ne présente pas de signes particuliers d'endommagement.

Les spécimens de type B6 et B7 ont un élancement beaucoup plus faible que le reste de la série B ( $el = 0,36$  pour B6 et B7 et  $el = 0,60$  pour les autres) dans le but qu'ils atteignent un état limite par déchirement plutôt que par flambement. Ils ont donc été testés par essai de cisaillement direct à 5 MPa. Deux spécimens de type B6 et deux de type B7 ont été testés consécutivement pour vérifier la répétabilité des comportements et des déplacements critiques obtenus au déchirement. Les courbes directes de comportement de ces spécimens sont présentées à la figure 4.26. Une légère différence de rigidité est observée entre les deux spécimens B7, tandis que les deux courbes des spécimens B6 se suivent rigoureusement, ce qui confirme la reproductibilité des essais. On observe également que, jusqu'à la rupture des B6-1 et B6-2, les courbes de comportement des spécimens B6 et B7 (qui diffèrent seulement légèrement par leur facteur de forme) sont identiques. Une différence de comportement majeure est cependant à noter au niveau des déplacements critiques atteints à la rupture. Les spécimens B6-1 et B6-2 ont atteint un déplacement critique identique, approximativement égal à 250 mm soit  $\gamma = 231\%$  de la hauteur de caoutchouc  $t_r$ , avant de déchirer de façon similaire dans une de leurs couches centrales (entre les 4<sup>e</sup> et 6<sup>e</sup> couches, sur 9 couches). La figure 4.27 présente des photos de la rupture du spécimen B6-1 et des photos du faciès de rupture du spécimen B6-2, qui témoigne clairement d'une rupture par propagation d'une fissure en cisaillement à travers une couche de caoutchouc. Les spécimens B7-1 et B7-2, eux, n'ont pas rompu malgré un déplacement important de 293 mm représentant une déformation  $\gamma = 271\%$  de  $t_r$  et quasiment  $1,0b$ . Par mesure de sécurité, l'essai a été arrêté, car au-delà de  $1,0b$ , il n'y a plus d'aire commune superposée entre les plaques inférieures et supérieures des spécimens, et en cas de rupture totale la partie supérieure du spécimen peut tomber. Puisque les deux spécimens B7 ont atteint des déplacements bien supérieurs aux spécimens B6 dans des conditions identiques, il est très probable que leur rupture était malgré tout imminente. À toute fin pratique, pour l'étude de ce projet, il sera considéré avec grandes précautions au chapitre 6 pour la détermination d'un critère de rupture en cisaillement du caoutchouc que les spécimens B7 ont atteint leur déplacement critique au déplacement maximal de 293 mm qui leur a été imposé. Les auteurs ont conscience qu'il s'agit d'une valeur minimum.

### Série C

Parmi la série C, les spécimens C1, C2, et C3 ont été testés en deux exemplaires, tandis qu'un seul spécimen de chaque type C4 et C5 était disponible. Rappelons que le spécimen C4 est exclu de l'étude en raison d'un probable défaut de fabrication. Comme pour les spécimens de la série A, les spécimens de la série C ont été testés tôt dans le projet avant d'avoir suffisamment d'informations sur le déchirement du caoutchouc et d'outils numériques pour anticiper le mode de rupture des spécimens. Ainsi, les spécimens C1-1, C2-1, C3-1 et C5 ont subi en premier lieu des essais d'instabilité par méthode MDC qui n'ont pas permis de mettre en évidence de phénomène d'instabilité. Des courbes de comportement indirectes en compression-cisaillement ont cependant pu être extraites et ont servi pour la validation des modèles numériques d'isolateurs. Les seconds spécimens de type C1, C2 et C3 disponibles ont donc été testés par la suite par méthode directe en cisaillement sous une charge axiale de 5 MPa. Les courbes de comportement directes issues de ces essais sont fournies

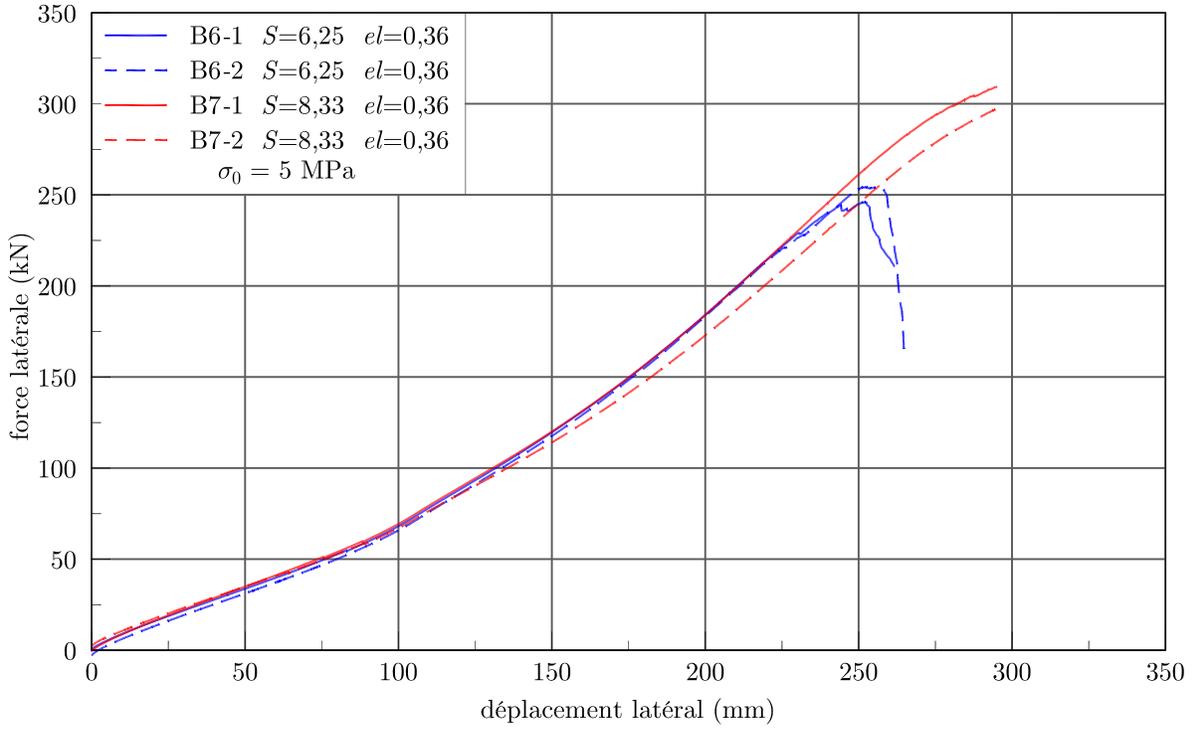


Figure 4.26 – Courbes directes de comportement des spécimens B6 et B7 (charge axiale : 5 MPa)

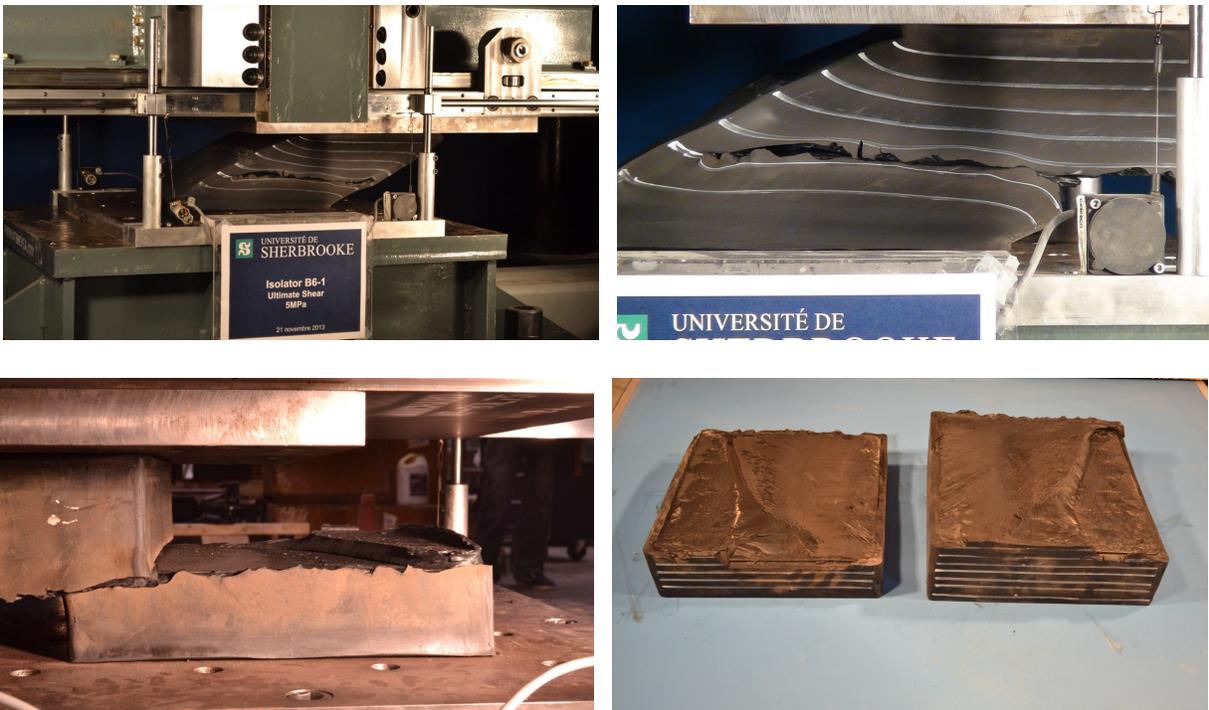


Figure 4.27 – Photos des spécimens B6 après rupture par déchirement

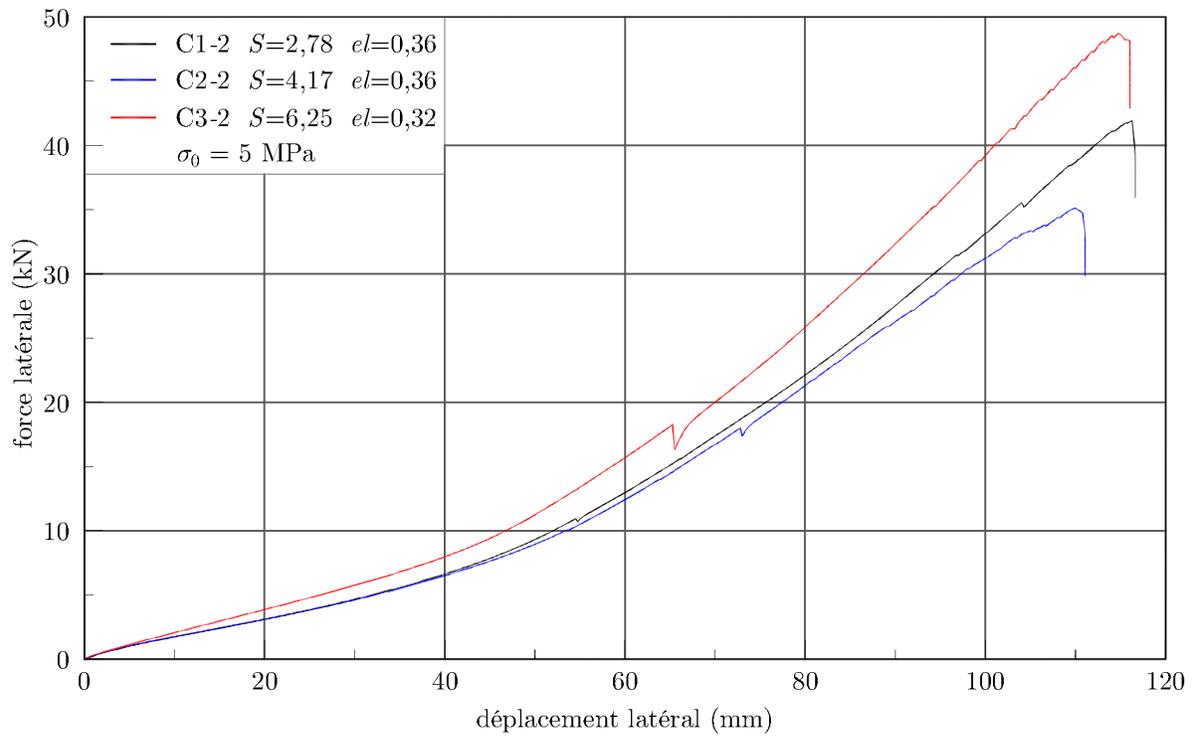


Figure 4.28 – Courbes de comportement des spécimens C1, C2 et C3 (charge axiale : 5 MPa)



Figure 4.29 – Photo du spécimen C3-2 au moment de la rupture par déchirement

à la figure 4.28. Les trois spécimens, C1-2, C2-2 et C3-2, ont bien subi une rupture par déchirement d'une couche de caoutchouc à des valeurs de déplacements critiques respectives de 115 mm ( $\gamma = 319\%t_r$ ), 110 mm ( $\gamma = 306\%t_r$ ) et 113 mm ( $\gamma = 353\%t_r$ ). Les spécimens ont chacun rompu par le centre, tel que l'illustre la figure 4.29 pour le spécimen C3-2. Les spécimens C1, C2 et C3 varient essentiellement par leur facteur de forme croissant (respectivement 2,78, 4,17 et 6,25, pour des élancements presque identiques entre 0,32 et 0,36). On ne peut donc a priori extraire de ces essais aucune tendance particulière sur le déchirement des spécimens en fonction de leur facteur de forme, contrairement aux résultats décrits précédemment sur les spécimens B6 et B7. Notons cependant, qu'un seul spécimen de type C1, C2 et C3 a pu être testé et qu'une variation expérimentale des résultats est toujours possible.

### Séries CS et CP

Les échantillons des séries CS et CP sont tous des spécimens monocouches destinés à caractériser la rupture en cisaillement simple, sans compression, d'une couche unique de caoutchouc sans aucun effet de flexion lié à l'élancement ( $el = 0,10$  pour CS et  $el = 0,15$  pour CP). Tous les spécimens ont donc été testés par méthode directe en cisaillement et sans charge axiale. La figure 4.30 présente les courbes de comportement obtenues pour chaque spécimen. Seule la courbe du spécimen CS-2012 est présentée pour la série CP. Celle du spécimen CS-2008, un spécimen datant de 2008, a présenté une évolution anormale sa courbe forçant à écarter son résultat. La rupture totale n'a pas été atteinte lors de l'essai du CS-2012 en raison d'une course insuffisante du vérin. Cependant, une perte de charge caractéristique d'un début de déchirement est constatée sur la courbe expérimentale aux alentours de 31 mm. La rupture du spécimen était probablement imminente à l'arrêt de l'essai. À l'instar des spécimens B7, on considèrera à toute fin pratique au chapitre 6 une valeur de rupture (minimum) égale au déplacement maximum imposé au spécimen, soit 36,6 mm ( $\gamma = 306\%t_r$ ).

Cinq spécimens de type CP ont été testés afin de constater la dispersion des résultats entre deux échantillons supposés identiques, car la variation des résultats sur des spécimens d'aussi petite taille était supposée non négligeable. L'ensemble des spécimens, beaucoup plus petits que ceux de la série CS, a bien atteint une rupture par déchirement à une valeur moyenne de déplacement critique de 22,2 mm, soit  $\gamma = 370\%t_r$ , avec un écart-type de 20 % sur les cinq essais. La figure 4.31 illustre les spécimens CP déchirés après les essais et permet de bien identifier le déchirement par cisaillement à travers le caoutchouc.

### Bilan des états limites expérimentaux

Le tableau 4.4 résume les différentes valeurs de déplacement critique de déchirement en cisaillement obtenues à travers l'ensemble des essais. Ce tableau est à la base de la définition du critère de rupture qui sera déterminé et utilisé au chapitre 6. Comme il sera expliqué, des essais plus nombreux de spécimens déchirant en cisaillement seraient utiles pour vérifier et raffiner le critère qui sera choisi.

Tableau 4.4 – Valeurs des déplacements et déformations critiques des spécimens ayant déchiré en cisaillement

Spécimen	CS <sup>†</sup>	CP	C1	C2	C3	B6	B7 <sup>†</sup>
$u_{cr}$ (mm)	36,6	22,2	115,0	110,0	113,0	250,0	293,0
$\gamma_{cr} = u_{cr}/t_r$	366,0 %	370,0 %	319,4 %	305,6 %	353,1 %	231,5 %	271,3 %

<sup>†</sup> Estimation minimale, car état limite non atteint expérimentalement.

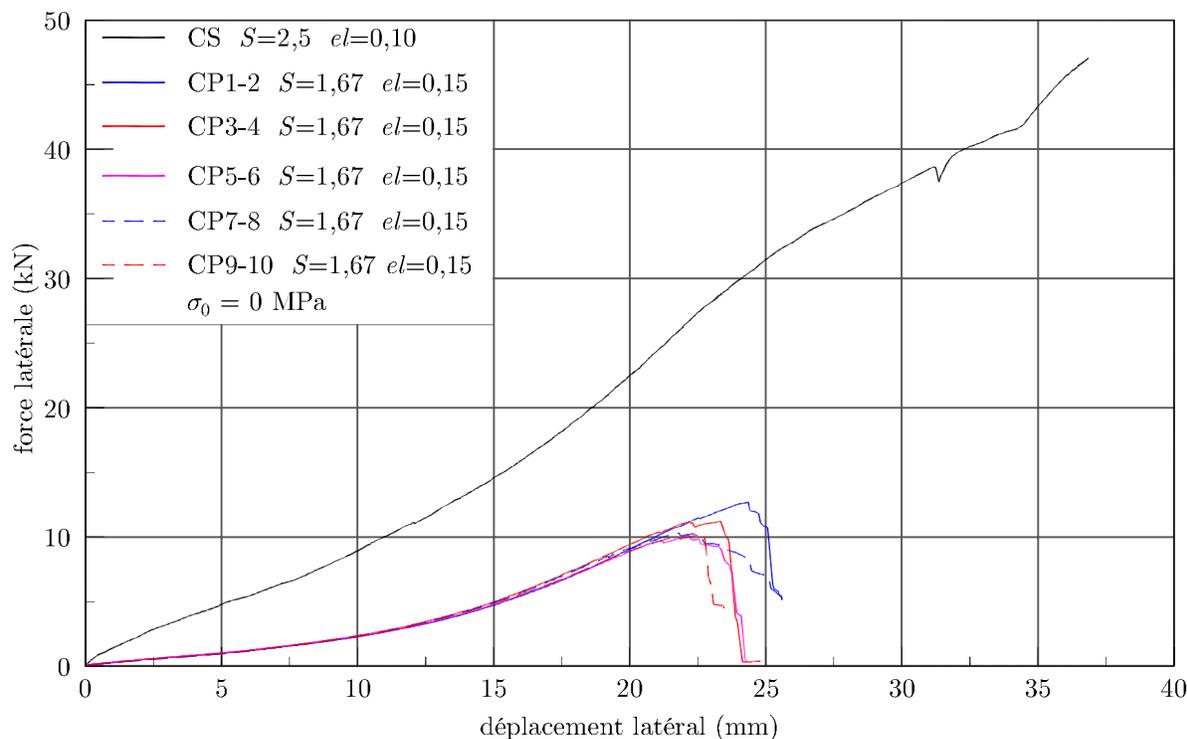


Figure 4.30 – Courbes de comportement directes des spécimens CS-2012 et de la série CP



Figure 4.31 – Photos des spécimens CP après rupture par déchirement

Il est important de mentionner que, durant tous les essais ayant mené autant à un déchirement qu'à une instabilité, jamais aucun indice visuel et rarement même sur les courbes expérimentales n'a donné de signe d'endommagement préliminaire des isolateurs avant qu'ils n'atteignent effectivement leur état limite ultime. Plusieurs s'étant approché de la rupture sans l'avoir atteinte (B7, par exemple) ont même subi quelques essais en compression-cisaillement à des déformations modérées (jusqu'à 100 %) à la suite de l'essai direct en cisaillement, et n'ont témoigné que d'une perte faible de rigidité quasi statique d'au maximum 20 %. Pour ces mêmes spécimens, les déformations résiduelles à la suite des essais de rupture étaient aussi faibles. La campagne d'essais menée dans cette étude conclut donc qu'il est très difficile, sinon impossible, d'établir physiquement des états limites intermédiaires avant l'état limite ultime pour les appuis et isolateurs de ponts en caoutchouc. Les états limites intermédiaires qui seront malgré tout proposés au chapitre 6 seront basés sur une étude statistique des valeurs de déplacements critiques et non sur un endommagement réel des appareils en caoutchouc.

**Complément pour information : Série T**

Comme il a été mentionné à la section 4.3, les résultats des essais de traction des spécimens de la série T n'ont pas été intégrés aux analyses de l'étude pour la recherche des états limites d'isolateurs et appuis de pont. Ils ont en effet rompu en raison d'un phénomène de cavitation tel que décrit dans la bibliographie de l'étude au chapitre 3. Cet état limite n'a jamais été constaté durant les essais effectués dans ce projet et aucun cas pour des isolateurs n'a été répertorié durant l'étude bibliographique. Il reste cependant intéressant, à titre informatif, de présenter les faciès très caractéristiques de ce type de rupture, comme illustré à la figure 4.32. Les bulles apparaissant sur cette figure sont l'indication d'une rupture par cavitation.



Figure 4.32 – Faciès de rupture par cavitation des spécimens de la série T

---

# MODÉLISATION PAR ÉLÉMENTS FINIS DES ISOLATEURS SISMIQUES EN CAOUTCHOUC

L'étude expérimentale a montré que l'état limite ultime d'un appui ou isolateur de pont peut être de type flambement ou déchirement du caoutchouc et qu'il dépend aussi bien des paramètres géométriques de l'appareil que de la charge axiale supportée. Ces paramètres varient beaucoup d'un appareil à l'autre. La détermination des états limites pour une application à la construction de courbes de fragilités des ponts étant basée sur approche statistique, un grand nombre de combinaisons géométrie-charge axiale doit être étudié pour établir des valeurs d'états limites d'endommagement. Seule une étude numérique permet de réaliser une étude d'une telle ampleur. Parmi les méthodes numériques existantes, la méthode par éléments finis est la plus commode et la mieux développée pour étudier les grandes déformations qui surviennent dans les matériaux hyperélastiques comme le caoutchouc.

Ce chapitre présente en détail la construction du modèle par éléments finis, sur le logiciel ADINA, qui a été utilisé pour l'étude numérique des états limites des appuis et isolateurs de ponts, dont les résultats sont présentés au chapitre 6 de ce rapport. Les différentes formulations théoriques existantes pour représenter le caoutchouc sont d'abord présentées. Ensuite, les paramètres de modélisation sont définis à travers le choix des modèles des matériaux, la calibration du modèle de caoutchouc sur des essais expérimentaux de caractérisation et la détermination des conditions aux limites du modèle. Afin d'optimiser l'analyse numérique en termes de qualité de résultats et de temps de calcul, une analyse de maillage est effectuée sur un modèle de référence. Une validation expérimentale du modèle est finalement effectuée en comparant ses prédictions aux résultats expérimentaux présentés au chapitre 4.

## 5.1 FORMULATION DU MODÈLE DE CAOUTCHOUC

### 5.1.1 Hypothèses

En plus des hypothèses qu'on retrouve dans la théorie d'élasticité à grande déformation du caoutchouc [49, 51], certaines simplifications supplémentaires sont utilisées dans la présente analyse. D'abord, on suppose que le caoutchouc reste dans sa phase élastique durant l'analyse. Donc il n'y a pas de phénomène de plastification ou de rupture dans le matériau. Ensuite, on considère que l'analyse se fait à une échelle de temps qui permet de négliger les effets viscoélastiques. On peut ainsi ramener l'analyse à un cas statique non linéaire, qui permet l'étude du système dans un état de déformation et de contraintes données sans interférence avec des effets dynamiques. Aussi, les déformations résiduelles, les effets de scragging et les effets Mullins ne sont pas pris en

compte. L'étude expérimentale a montré que les déformations résiduelles sont faibles par rapport aux niveaux de déformation étudiés.

### 5.1.2 Équations constitutives

Cette section présente une revue des modèles numériques les plus couramment utilisés pour représenter le comportement mécanique du caoutchouc. Le caoutchouc est généralement modélisé comme un matériau hyperélastique, c'est-à-dire qu'il existe une fonction de densité d'énergie de déformation  $W$  qui lie les déformations aux contraintes sous la forme :

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial W}{\partial \epsilon_{ij}} + \frac{\partial W}{\partial \epsilon_{ji}} \right) \quad (5.1)$$

où  $S_{ij}$  est le second tenseur de contrainte de Piola-Kirshoff et  $\epsilon_{ij}$  est le tenseur de déformation de Green-Lagrange (section 3.2). La fonction de densité d'énergie  $W$  est exprimée en fonction des invariants du tenseur de déformation ou en fonction des extensions du matériau  $\lambda_1$ ,  $\lambda_2$  et  $\lambda_3$  dans les trois directions principales ( $\epsilon_{ij} = \frac{1}{2} \delta_{ij} (\lambda_i^2 - 1)$ ). La forme polynomiale de  $W$  exprimée en fonction des invariants du tenseur de déformation est la plus répandue. Sa forme générale [49] est donnée par :

$$W = \sum_{i,j=0}^{+\infty} C_{ij} (I_1 - 3)^i (I_2 - 3)^j \quad (5.2)$$

où  $I_1$  et  $I_2$  sont les deux premiers invariants du tenseur de déformation de Cauchy-Green (de droite). Les  $C_{ij}$  sont des constantes du matériau et  $C_{00} = 0$ . Il est important de noter que cette expression de l'énergie est basée sur l'hypothèse que le matériau est incompressible (donc le 3<sup>e</sup> invariant du tenseur de déformation  $I_3$  est égal à l'unité). Bien que l'équation (5.2) donne une série infinie, on considère que quelques termes suffisent pour représenter le comportement du matériau ( $i$  et  $j$  variant de 0 à  $N$ ).

Avec un seul terme (c'est-à-dire  $N = 1$  et  $C_{01} = C_{11} = 0$ ), on obtient le modèle néohookéen incompressible [49], très utilisé dans la modélisation du caoutchouc à faibles déformations. Sa fonction densité d'énergie est donnée par l'équation (5.3) :

$$W = C_{10} (I_1 - 3) \quad (5.3)$$

La prédiction du modèle néohookéen en cisaillement est linéaire et l'on peut facilement montrer que la constante  $C_{10}$  est égale à  $G/2$ ,  $G$  étant le module de cisaillement du matériau. Cette formulation donne de bons résultats pour des déformations faibles ou moyennes (jusqu'à 50 % en traction uniaxiale et 90 % en cisaillement). Elle dévie assez rapidement de ce qui est observé expérimentalement lorsque le matériau entre dans sa phase de raidissement aux grandes déformations. Ce modèle est souvent rencontré dans la modélisation des isolateurs sismiques en caoutchouc naturel parce que le module de cisaillement, à lui seul, suffit pour définir le modèle.

Avec deux constantes ( $N = 1$  et  $C_{11} = 0$ ), on retrouve le modèle de Mooney-Rivlin standard [36] dont la fonction densité d'énergie est de la forme :

$$W = C_{10} (I_1 - 3) + C_{01} (I_2 - 3) \quad (5.4)$$

Ce modèle est plus précis que le précédent et montre une bonne concordance avec les observations expérimentales à des extensions allant jusqu'à 100 % en traction uniaxiale. Toutefois, comme le modèle néohookéen, il suppose un comportement linéaire en cisaillement. Il ne permet donc pas

de prendre en compte le raidissement du matériau à grande déformation [49]. Comme la relation est aussi valide pour les faibles déformations, on peut montrer que  $G = 2(C_{10} + C_{01})$ . Le module de cisaillement ne suffit plus pour définir le modèle. On utilise alors des données expérimentales liant la contrainte à la déformation pour créer la deuxième équation permettant de trouver les deux constantes du modèle. L'essai le plus utilisé est l'essai de traction uniaxiale.

Lorsque les déformations sont grandes, la contribution du deuxième invariant à la fonction d'énergie devient négligeable par rapport à la contribution du premier invariant. Lorsqu'on néglige cette contribution, on obtient le modèle polynomial réduit (connu sous le nom de modèle de Yeoh [58]). Généralement utilisé avec trois termes, sa fonction de densité d'énergie est donnée par l'équation (5.5) :

$$W = \sum_{i=1}^3 C_{i0} (I_1 - 3)^i \quad (5.5)$$

Le modèle de Yeoh convient bien lorsqu'on dispose de peu de données expérimentales pour calibrer le modèle. En effet, il a été montré que lorsqu'on ne dispose de données expérimentales que dans un seul mode de déformation (comme un essai de traction uniaxiale ou un essai de cisaillement pur), l'utilisation d'une fonction d'énergie basée uniquement sur le premier invariant permet de mieux capturer le comportement du matériau dans les autres modes de déformation.

Une autre forme d'expression de la fonction  $W$  assez couramment rencontrée dans la modélisation du caoutchouc est celle du modèle d'Arruda-Boyce [6]. Développée selon une approche de mécanique statistique, la forme du modèle d'Arruda-Boyce est donnée par :

$$W = \mu \sum_{i=1}^5 \left[ \frac{C_i}{\lambda_m^{2i-2}} (I_1^i - 3^i) \right] \quad (5.6)$$

où  $\mu$  et  $\lambda_m$  sont deux constantes du matériau et les constantes  $C_1$  à  $C_5$  sont respectivement données par  $\frac{1}{2}$ ,  $\frac{1}{20}$ ,  $\frac{11}{1050}$ ,  $\frac{19}{7000}$  et  $\frac{519}{673750}$ . Comme le modèle de Yeoh, le modèle d'Arruda-Boyce est basé uniquement sur le premier invariant du tenseur de déformation. De ce fait, il permet, à partir d'assez peu de données expérimentales, de prédire le comportement de l'élastomère dans différents modes de déformation.

La fonction  $W$  est dans certains cas exprimée directement en fonction des élongations principales dans le matériau déformé. C'est le cas du modèle d'Ogden [42]. Sa fonction de densité d'énergie est donnée par l'équation (5.7) :

$$W = \sum_{i=1}^N \left[ \frac{\mu_i}{\alpha_i} (\lambda_1^{\alpha_i} + \lambda_2^{\alpha_i} + \lambda_3^{\alpha_i} - 3) \right] \quad (5.7)$$

Le modèle d'Ogden à 6 paramètres ( $N = 3$ ) est le plus couramment rencontré dans la littérature. Il permet de représenter le comportement du caoutchouc à des déformations pouvant aller à 700 % en traction uniaxiale. Toutefois, plusieurs types d'essai doivent être considérés pour représenter adéquatement les différents modes de déformation du matériau. Idéalement, les constantes du modèle se déterminent à partir d'essais de traction uniaxiale (pour le comportement en traction), d'essais biaxiaux (pour le comportement en cisaillement) et d'essais équiaxiaux (pour le comportement en compression).

Les expressions mentionnées ci-dessus supposent un comportement incompressible du matériau. L'hypothèse d'incompressibilité peut entraîner de l'imprécision lorsque les contraintes de compression sont grandes comme c'est le cas pour les isolateurs en caoutchouc soumis à des efforts combinés

en compression et en cisaillement. La compressibilité du matériau peut être prise en compte en réécrivant l'équation (5.2) avec l'ajout d'un terme représentant l'énergie de déformation volumétrique  $W_h$  [5]. Ce terme s'applique à la composante hydrostatique de la déformation tandis que l'équation (5.2) s'applique au tenseur déviatorique de déformation (déformation totale à laquelle on enlève la composante hydrostatique).  $W_h$  est exprimée de la forme :

$$W_h = \sum_{m=1}^M D_m (J - 1)^{2m} \quad (5.8)$$

où les  $D_m$  sont des constantes du matériau, tandis que  $J$  est la variation relative de volume (donné par le déterminant du tenseur de déformation de Cauchy-Green). Généralement, on utilise un seul terme ( $M = 1$ ) qui peut être relié au module de compressibilité  $K$  du matériau ( $D_1 = \frac{1}{2}K$ ). Les autres constantes sont déterminées à partir d'essais expérimentaux sur le matériau. Toutefois, pour les isolateurs en caoutchouc, une calibration du modèle est généralement requise à cause de la différence de taille et de conditions de vulcanisation entre les éprouvettes testées et les couches de caoutchouc dans l'isolateur [37].

Pour ce projet, le modèle Ogden à 6 paramètres a été choisi, parce qu'il est celui qui couvre la plus grande plage de déformations et que l'on dispose d'assez de données expérimentales pour calibrer le modèle. La compressibilité du matériau a aussi été prise en compte dans le modèle.

### 5.1.3 Méthode d'analyse

Une analyse non linéaire incrémentale utilisant la formulation lagrangienne progressive a été employée. Les déplacements, les rotations et les déformations sont considérés comme finis. Comme la géométrie du modèle et les conditions aux frontières sont symétriques, seule la moitié de l'isolateur est modélisée. On peut ainsi réduire le temps d'exécution des calculs. La formulation par éléments finis standard basée sur le déplacement peut mener à des erreurs significatives lorsque le matériau modélisé est presque incompressible (problème numérique connu sous le nom de *volume-  
trick locking* [45, 10, 54]). On utilise alors la formulation mixte déplacement-pression dans laquelle les valeurs de pression à certains nœuds de l'élément sont considérées comme des variables en plus des déplacements aux nœuds. On peut choisir d'imposer la continuité de la pression d'un élément à l'autre (formulation u/p-c). Relâcher cette imposition (formulation u/p) a l'avantage de permettre la condensation des degrés de liberté de pression pour retrouver un élément standard avec une matrice de rigidité modifiée. Les deux variantes tendent à donner le même résultat si le maillage est assez fin avec un avantage de la formulation u/p en termes de temps de calcul. Cette dernière a été choisie dans la modélisation des isolateurs étant donné qu'une analyse de maillage sera effectuée pour déterminer le niveau de subdivision optimal. La méthode de Newton-Raphson a été utilisée pour la résolution des équations d'équilibre.

Le logiciel d'analyse non linéaire par éléments finis ADINA est utilisé pour la modélisation des isolateurs. Le logiciel intègre déjà le modèle d'Ogden pour représenter le caoutchouc et le modèle bilinéaire pour représenter l'acier. Aussi, le logiciel permet d'utiliser un pas d'intégration variable afin d'assurer la stabilité et la convergence des calculs. Ce contrôle automatique du pas d'intégration est d'une grande utilité lorsqu'on fait face à de grandes plages de déformation combinées à un comportement non linéaire du matériau comme dans ce cas-ci.

## 5.2 DÉFINITION DU MODÈLE PAR ÉLÉMENTS FINIS

### 5.2.1 Matériaux

Le modèle d'Ogden compressible à 6 paramètres a été choisi pour représenter le caoutchouc. Sa fonction de densité d'énergie est donnée par l'équation (5.9) :

$$W = \sum_{i=1}^3 \left[ \frac{\mu_i}{\alpha_i} (\lambda_1^{\alpha_i} + \lambda_2^{\alpha_i} + \lambda_3^{\alpha_i} - 3) \right] + D_1 (J - 1)^2 \quad (5.9)$$

Les constantes du modèle ont été déterminées à partir des résultats d'une série d'essais de caractérisation du matériau. Ces essais de caractérisation ont consisté en des essais de traction uniaxiale, de cisaillement pur et de cisaillement simple. La figure 5.1 illustre les spécimens utilisés, et le tableau 5.1 présente leurs caractéristiques géométriques. Les spécimens CU ont été fabriqués selon les indications de la norme ASTM D412 [8] pour les essais de traction uniaxiale. Les spécimens CC sont des feuilles fines et larges du matériau permettant, lors d'un essai de traction, de créer un état de contraintes de cisaillement pur au centre de l'éprouvette. Les spécimens CP sont ceux décrits au chapitre 4, testés en cisaillement simple, et dont les résultats ont aussi été utilisés pour étudier la rupture par déchirement du matériau. Les dessins de définition des spécimens CP et CC sont fournis à l'annexe C.

Tableau 5.1 – Caractéristiques géométriques des échantillons de caractérisation

ID	Qté	Type d'essai	largeur (mm)	longueur (mm)	épaisseur (mm)
CU	12	traction uniaxiale	6,3	33	2,14
CC	3	cisaillement pur	265	33	3,41
CP	5	cisaillement simple	40	40	6,00

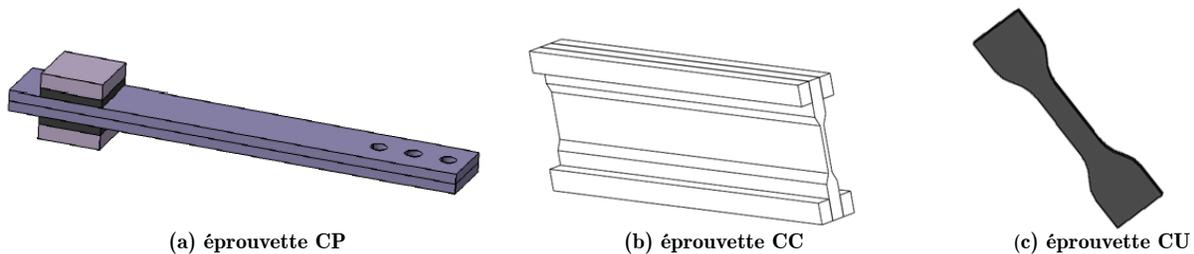


Figure 5.1 – Spécimens utilisés pour les essais de caractérisation du matériau

Deux montages différents ont été utilisés pour les essais de caractérisation. Comme il a été expliqué au chapitre 4, les spécimens CP ont été testés en utilisant le montage expérimental pour les spécimens réduits (fig. 4.1). Les spécimens CU et CC ont été testés à l'aide du montage expérimental illustré à la figure 5.2a, qui est un appareil commercial INSTRON utilisé dans l'industrie pour effectuer des essais de traction sur des éprouvettes de matériaux. Cet appareil est disponible dans les laboratoires de résistance des matériaux du Département de génie civil de l'Université de Sherbrooke. Il s'agit d'un cadre mobile d'une capacité de 10 kN appliquant un déplacement vertical

en rampe à une extrémité du spécimen (partie mobile du cadre), l'autre extrémité étant fixe. Les forces appliquées ont été mesurées directement par une cellule de force fixée à la partie mobile du cadre d'essai. Les déformations du matériau dans la zone d'intérêt des éprouvettes (zone centrale volontairement plus mince que le reste de l'éprouvette) ont été mesurées par caméra à l'aide d'un programme de traitement d'images (développé sous Matlab) qui calcule l'élongation du spécimen en suivant le déplacement de deux points blancs tracés sur les échantillons. Les figures 5.2b et 5.2c montrent des spécimens CU et CC à l'état non déformé et déformé durant ces essais.

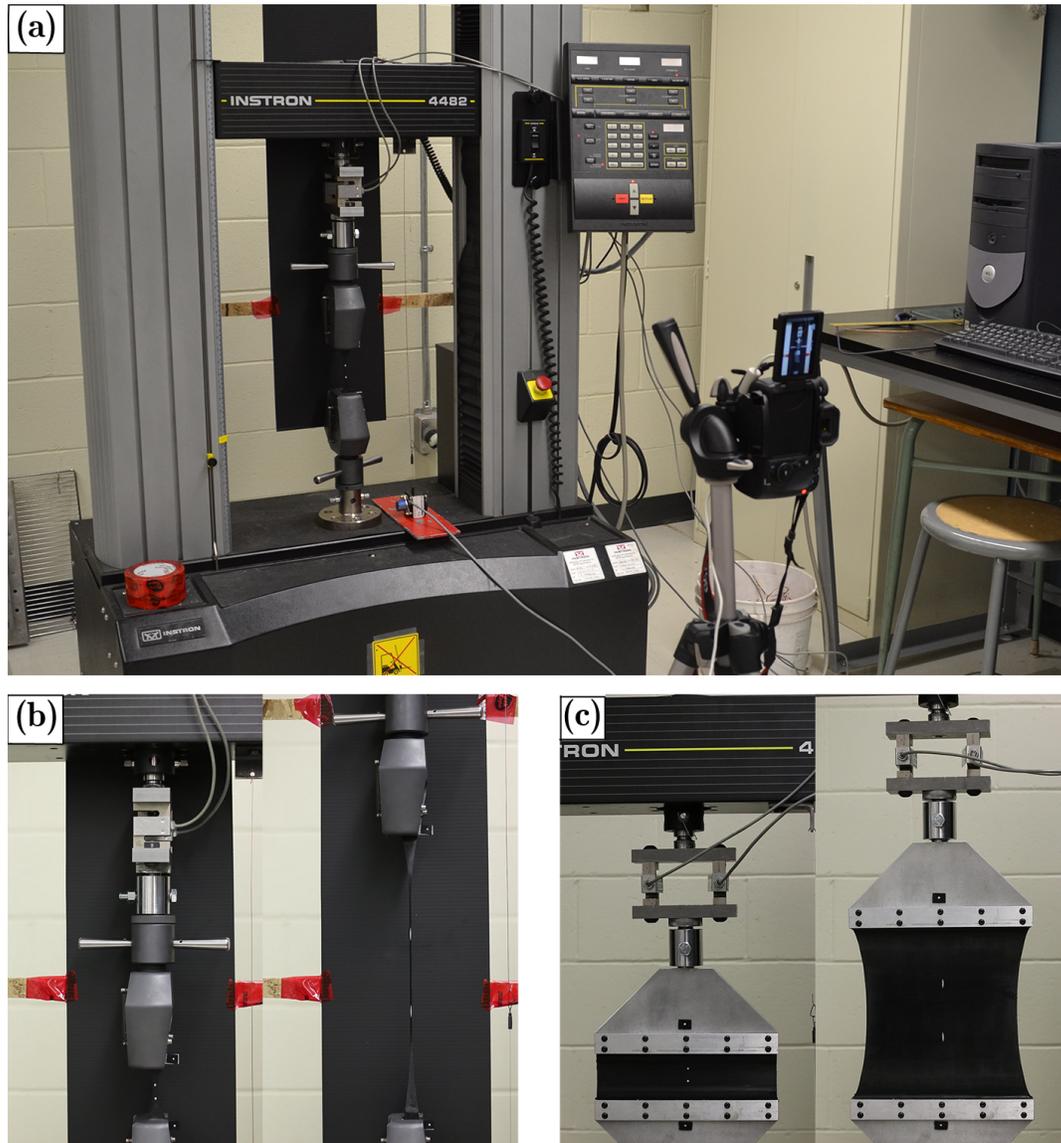


Figure 5.2 – Montage expérimental de caractérisation : (a) aperçu du montage, (b) spécimen CU et (c) spécimen CC durant les essais

Les constantes du modèle d'Ogden pour le caoutchouc testé sont déterminées à partir d'une étude de régression entre la prédiction du modèle numérique et les réponses expérimentales mesurées. Pour le modèle d'Ogden à 6 paramètres, il est recommandé de choisir la valeur de  $\alpha_1$  entre 1 et 2 pour les

faibles et moyennes déformations, une valeur de  $\alpha_2$  supérieure à 4 pour les grandes déformations et une valeur de  $\alpha_3$  négative pour le comportement en compression. De plus, les valeurs de  $\mu_2$  et  $\mu_3$  doivent être petites comparées à  $\mu_1$ . Dans ce cas-ci, il a été remarqué qu'une valeur de  $\alpha_1$  entre 3 et 4 corrèle mieux les déformations moyennes pour les réponses en traction uniaxiale et en cisaillement pur. Une analyse de régression non linéaire a été conduite à l'aide du logiciel Matlab en imposant ces conditions aux paramètres du modèle. Les valeurs obtenues pour les six constantes du modèle sont présentées au tableau 5.2. La constante  $D_1$  est déterminée à partir du module de compressibilité  $K$  supposé égal à 2 GPa pour le caoutchouc naturel [1, 53, 46]. La figure 5.3 montre la superposition entre les courbes expérimentales et les courbes du modèle numérique calibré pour la traction uniaxiale (fig. 5.3a), le cisaillement pur (fig. 5.3b) et le cisaillement simple (fig. 5.3c).

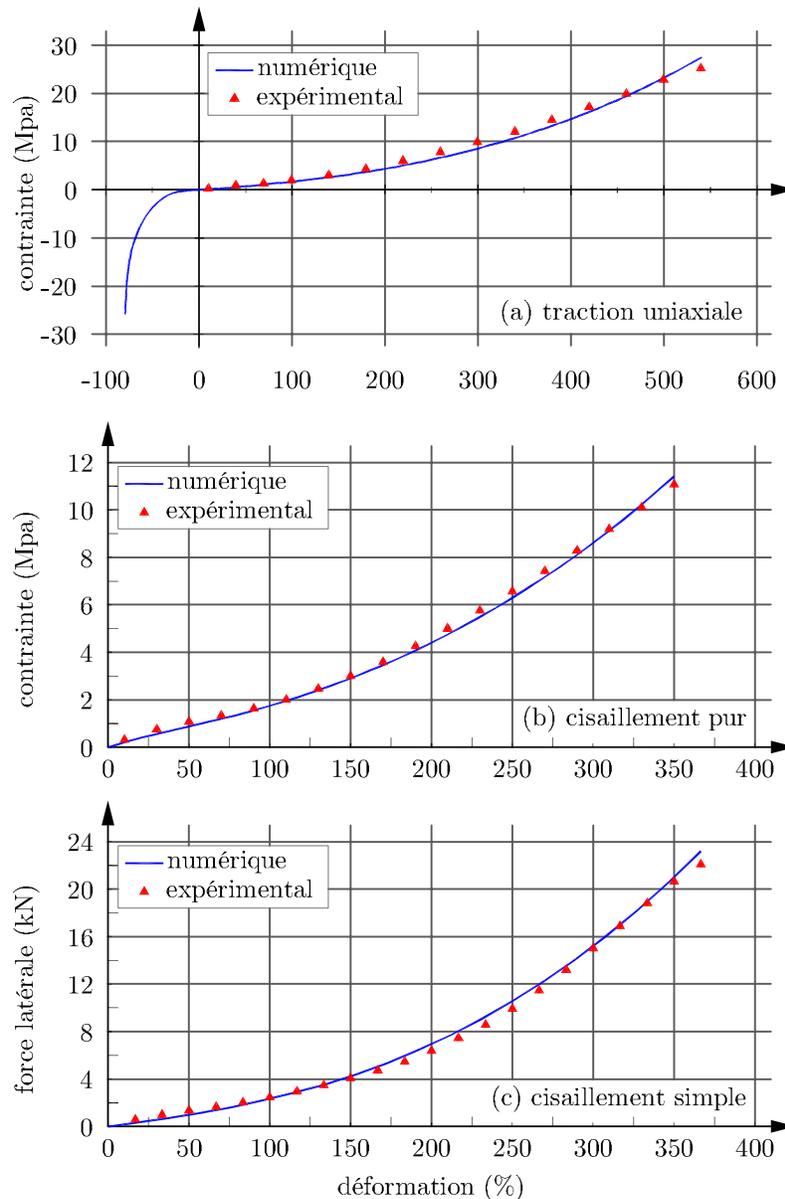


Figure 5.3 – Calibration du modèle sur les essais de caractérisation : (a) traction uniaxiale, (b) cisaillement pur et (c) cisaillement simple

Tableau 5.2 – Constantes du modèle constitutif du caoutchouc

$\mu_1$ (MPa)	$\alpha_1$	$\mu_2$ (MPa)	$\alpha_2$	$\mu_3$ (MPa)	$\alpha_3$	$D_1$ (MPa <sup>-1</sup> )
0,3796	3,150	0,004996	4,898	-0,005413	-2,000	0,001

L'acier, quant à lui, est modélisé comme élastique parfaitement plastique. On a utilisé un module de Young de 200 GPa, un coefficient de Poisson de 0,30 et une limite élastique de 300 MPa correspondant au type d'acier utilisé dans la fabrication des spécimens expérimentaux.

### 5.2.2 Conditions aux frontières du modèle numérique

La face inférieure du modèle qui correspond à la base de l'isolateur est fixée sur tous les degrés de liberté. La face supérieure est contrainte à l'horizontalité et libre en translation verticale et horizontale (fig. 5.4a).

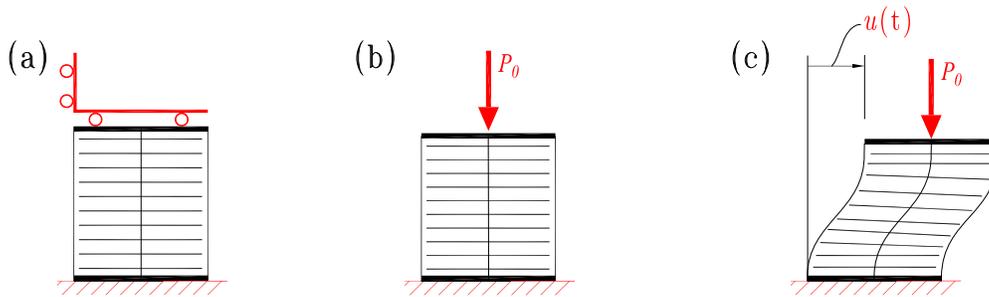


Figure 5.4 – Conditions de retenue et étapes de chargement du modèle numérique

Chaque analyse effectuée sur les modèles d'isolateurs consiste en un essai numérique par méthode directe en cisaillement. Le modèle est d'abord soumis à une charge axiale constante  $P_0$  (fig. 5.4b), puis il est déplacé latéralement en rampe jusqu'au déplacement latéral cible (fig. 5.4c). Les analyses ont toutes été conduites jusqu'à des déformations latérales maximales  $u/t_r$  de 350 % en 100 pas de calculs. Certains spécimens ont pu nécessiter des calculs jusqu'à 400 % pour atteindre un état limite ultime, et d'autres ont aussi nécessité d'augmenter le nombre de pas de calculs afin d'éviter des problèmes numériques de convergence.

### 5.2.3 Type de modélisation et formulation des éléments

La modélisation des appuis peut se faire en deux dimensions (en état de déformations planes) ou en trois dimensions (en utilisant des éléments volumiques). L'utilisation d'une modélisation en deux dimensions permet de couvrir une large plage de géométries à cause de la rapidité des calculs tandis que la modélisation en trois dimensions se rapproche mieux du comportement réel de l'isolateur. Les réponses du modèle numérique correspondant au spécimen expérimental B1 ont été comparées en deux et trois dimensions (à raffinement de maillage comparable). La figure 5.5 montre la réponse en cisaillement simple, en compression pure et en combinaison compression-cisaillement (compression à 5 MPa et 10 MPa). On peut voir qu'en cisaillement simple, la réponse des deux modèles est

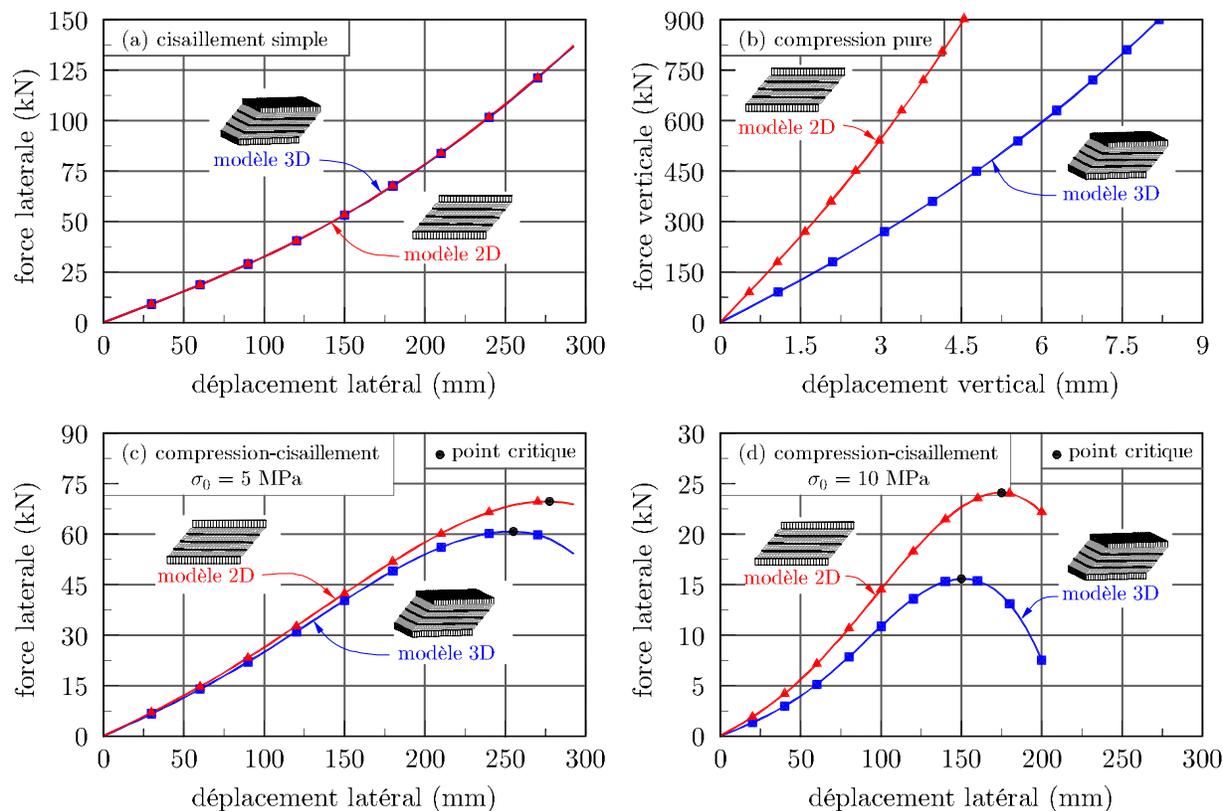


Figure 5.5 – Comparaison des analyses en deux dimensions et trois dimensions

quasiment identique. Par contre, en compression pure, le modèle en 2D est beaucoup plus rigide. Cette plus grande rigidité est due au fait que l'hypothèse de déformations planes utilisée en deux dimensions restreint le gonflement latéral du caoutchouc dans une des directions. En compression-cisaillement, on remarque que la différence entre les deux réponses est faible pour des niveaux moyens de chargement axial, mais qu'elle devient significative pour les grandes contraintes axiales. Par ailleurs, la figure 5.10 à la fin de ce chapitre montrera que la réponse obtenue avec le modèle 3D est très proche de la réponse obtenue expérimentalement sur le spécimen B1. On peut donc voir, aux figures 5.5c et 5.5d, que la modélisation en état de déformations planes surestime significativement la rigidité latérale d'un isolateur principalement pour les niveaux de contrainte axiale élevés. Il s'en suit une surestimation du déplacement latéral critique pour une charge axiale donnée. Une modélisation tridimensionnelle semble donc nécessaire pour bien représenter les phénomènes de stabilité des isolateurs et leur comportement direct en compression-cisaillement

Pour modéliser les couches de caoutchouc des isolateurs, on a utilisé l'élément brique u/p-8/1 prédéfini dans le logiciel ADINA. Ces éléments utilisent huit nœuds pour définir le champ de déplacement. Un de ces huit nœuds est aussi utilisé pour définir le champ de pression dans le matériau. Les études ont montré que ce type d'élément ne présente pas le phénomène de volumetric locking (section 5.1.3) et est le plus simple des éléments solides utilisés dans la formulation u-p [10]. Les éléments finis utilisés pour modéliser l'acier sont, quant à eux, des éléments hexaédriques linéaires à huit nœuds. Le choix d'éléments finis linéaires plutôt que quadratiques se justifie par des considérations de rapidité et de convergence des calculs. En effet, les éléments linéaires nécessitent

moins d'efforts de calcul et convergent mieux aux larges déformations. Une analyse de maillage, présentée à la section suivante, a été effectuée pour s'assurer d'un niveau de précision acceptable pour les calculs.

#### 5.2.4 Analyse de maillage

Pour trouver le maillage optimal sur le plan de la précision et du temps d'exécution des calculs, une analyse de maillage a été menée sur le modèle numérique du spécimen B1. En cisaillement simple, le niveau de maillage a très peu d'influence sur les résultats parce que la déformée reste linéaire (les rectangles se transforment en parallélogrammes). Ainsi, un faible niveau de maillage suffit pour donner de bons résultats en cisaillement. Toutefois, en cisaillement-compression, le maillage utilisé a une influence significative sur le niveau de précision des résultats. Six maillages différents ont été étudiés (tab. 5.3) avec un raffinement croissant dans les directions horizontale et verticale. Les nombres indiqués au tableau 5.3 représentent le nombre d'éléments dans les directions horizontale ou verticale subdivisant chaque couche de caoutchouc ou d'acier. Comme les extrémités du modèle sont plus susceptibles aux concentrations de contrainte et aux distorsions de maillage, une subdivision horizontale non régulière a été utilisée, afin d'avoir des éléments plus fins aux extrémités des appareils et plus grossiers au centre. Un tel maillage réduit beaucoup les problèmes de convergence des analyses qui peuvent intervenir si la distorsion des éléments extrêmes des couches externes du spécimen devient trop grande. Un rapport de largeur de 3 a été utilisé entre l'élément extrême le plus fin d'une couche et l'élément central le plus grand. Ce rapport a été établi par essais et erreurs en se concentrant sur la plus grande réussite de convergence des analyses. Dans la deuxième direction horizontale (perpendiculaire à la direction de chargement), une subdivision régulière est utilisée, et le nombre d'éléments correspond à la moitié du nombre d'éléments dans la direction de chargement (car pour des raisons de symétrie seule la moitié d'un isolateur est modélisée). La figure 5.6 présente un aperçu du modèle numérique du spécimen B1 à l'état déformé et non déformé.

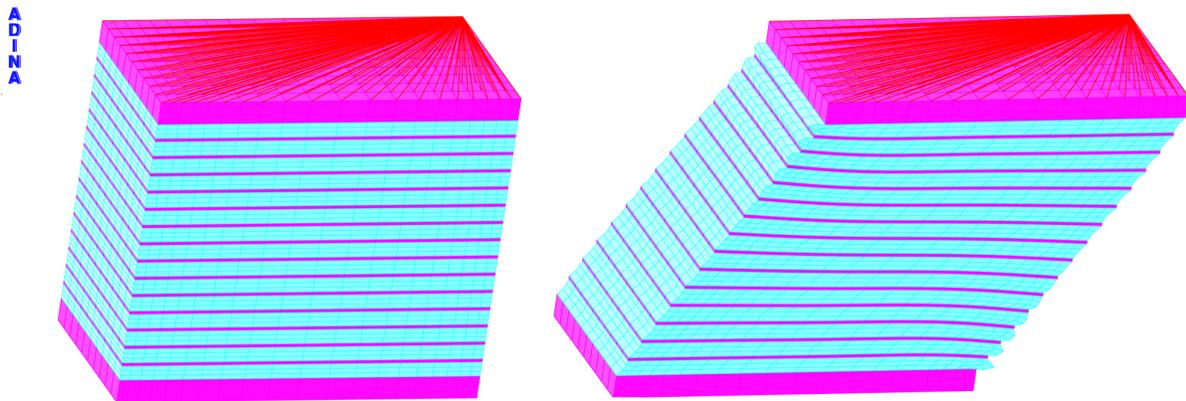


Figure 5.6 – Rendu du maillage du modèle du spécimen B1

Les courbes de réponse du modèle en cisaillement à 5 MPa de contrainte axiale pour les six niveaux de subdivision sont illustrées à la figure 5.7. La superposition des courbes des maillages  $20 \times 2$  et  $30 \times 2$  montre qu'une subdivision horizontale de largeur  $b/20$  est suffisante, tandis que dans la direction verticale, les courbes des maillages  $20 \times 3$  et  $20 \times 4$  montrent qu'une subdivision de hauteur  $t_c/3$  semble optimale en ce qui concerne la précision et le temps de calcul. À partir

Tableau 5.3 – Nombres d’éléments par direction étudiés dans l’analyse de maillage

Numéro de maillage	caoutchouc		acier		Nombre total d’éléments	Temps d’exécution (s)
	horizontal	vertical	horizontal	vertical		
10×2	10	2	10	1	2300	200
20×2	20	2	20	1	9200	743
30×2	30	2	30	1	20700	7832
20×3	20	3	20	1	12200	4678
20×4	20	4	20	1	15200	10325
30×5	30	5	30	1	40950	31203

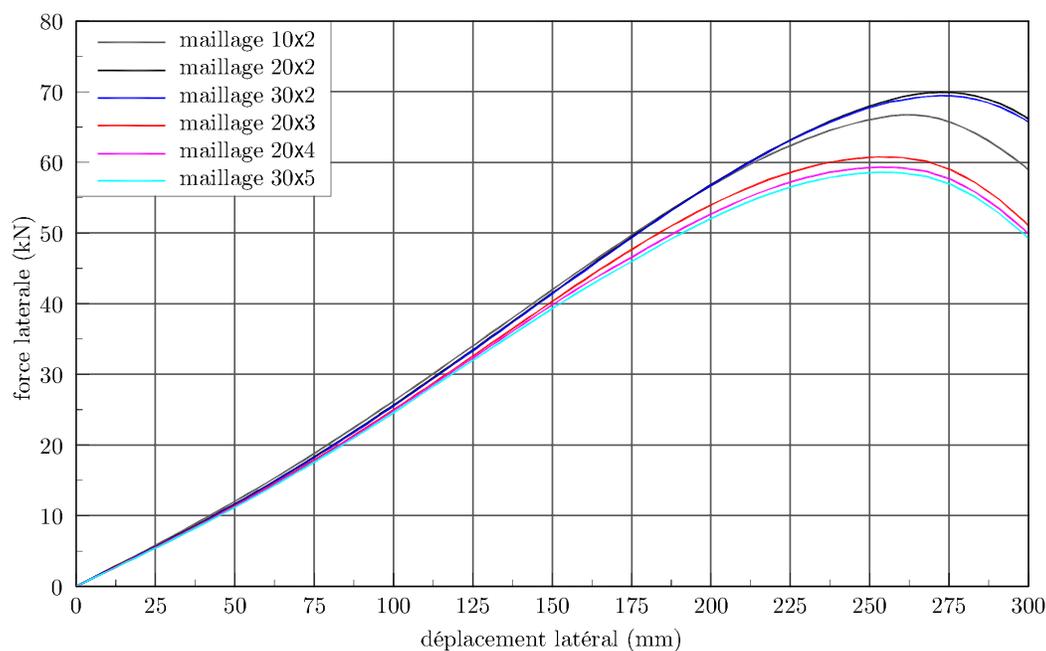


Figure 5.7 – Influence du maillage sur la réponse du spécimen B1 à 5 MPa

du maillage  $20 \times 3$ , le gain de précision devient négligeable avec le raffinement du maillage. Par exemple, une comparaison entre les résultats des maillages  $20 \times 3$  et  $30 \times 5$  montre une variation de moins de 3% de la réponse du modèle pour une augmentation du nombre d’éléments finis d’un facteur de 3,4 et du temps d’exécution d’un facteur de près de 7. Des analyses supplémentaires ont montré que les éléments en acier peuvent être modélisés avec une division verticale unique sans perte notable de précision. En conclusion, un maillage avec des subdivisions horizontales de  $b/20$  et verticales de  $t_c/3$  et  $t_f/1$  a été retenu et est adéquat pour la modélisation des appuis étudiés, comme le confirmera la figure 5.10, à la fin de ce chapitre, qui superpose la courbe numérique de comportement du spécimen B1 (étudié dans cette analyse de maillage) à la courbe expérimentale. Pour certains des spécimens étudiés au chapitre 6, le maillage a dû être raffiné pour contourner des problèmes numériques de convergence.

## 5.3 VALIDATION DU MODÈLE PAR ÉLÉMENTS FINIS

### 5.3.1 Validation pour des problèmes analytiques connus

La première étape de la validation du modèle consiste à vérifier que la formulation utilisée pour représenter le caoutchouc est capable de reproduire la réponse attendue pour des problèmes dont la solution analytique est connue. Ainsi, on connaît la solution analytique au problème d'une couche de caoutchouc circulaire soumise à une charge de compression (éq. (2.9)) ou de cisaillement (éq. (2.15)). Une couche de caoutchouc de forme circulaire a été modélisée avec un diamètre  $\phi = 100$  mm et une épaisseur  $h = 5$  mm. Le modèle est soumis à des efforts de compression ou de cisaillement. La figure 5.8 compare la solution analytique et la solution obtenue à l'aide d'une analyse par éléments finis. On peut voir que les deux réponses sont très semblables. La légère déviation de la réponse observée est due au fait que l'expression analytique est une linéarisation qui n'est valide que pour les petites déformations.

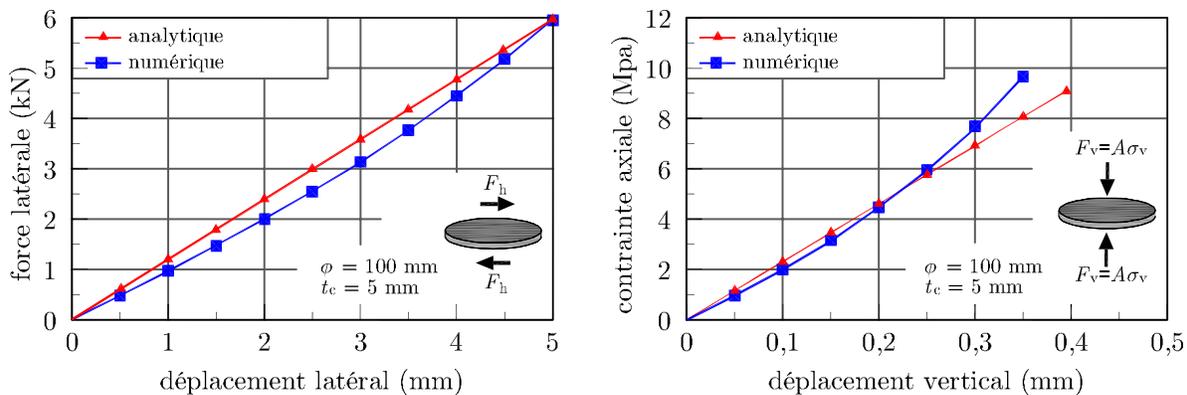


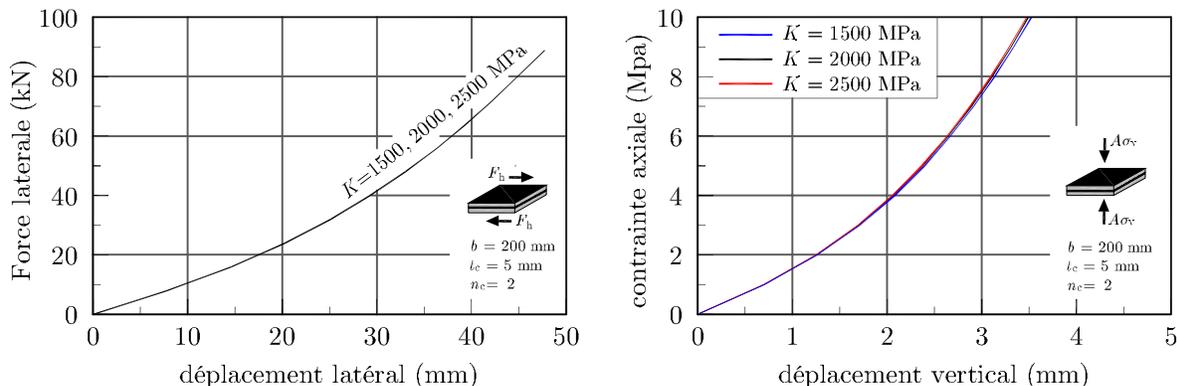
Figure 5.8 – Comparaison de la réponse du modèle à certaines solutions analytiques connues

**Remarque sur le module compressibilité  $K$  :** La valeur du module de compressibilité étant inconnue, une valeur typique de 2000 MPa a été adoptée. Pour étudier l'influence d'une éventuelle erreur sur la valeur réelle de  $K$ , une analyse de sensibilité a été réalisée. Deux couches de caoutchouc et une plaque d'acier ont été modélisées et ont été soumises aux mêmes chargements que précédemment (compression et cisaillement respectivement). Plusieurs analyses ont été réalisées avec différentes valeurs de module de compressibilité. La valeur de  $K$  a été variée de 1500 MPa à 2500 MPa. La figure 5.9 montre la réponse en compression et en cisaillement du modèle pour les trois valeurs de  $K$ . On peut voir la très faible variation des réponses pour une assez grande variation de  $K$ . L'adoption d'un module de compressibilité approximatif de 2000 MPa est donc raisonnable et ne nuit pas à la rigueur de l'analyse.

### 5.3.2 Validation par les résultats expérimentaux

La dernière étape de la validation consiste à vérifier que le modèle numérique est en mesure de reproduire convenablement les comportements des isolateurs testés expérimentalement et dont les résultats des essais ont été présentés au chapitre 4.

En premier lieu, les courbes de comportement en compression-cisaillement de tous les spécimens expérimentaux ont été comparées. Pour les spécimens testés par la méthode MDC, qui fournit des

Figure 5.9 – Sensibilité de la réponse du modèle à la valeur de  $K$ 

courbes de comportement indirectes (section 4.5.1), les comportements à deux niveaux de chargement vertical ont été comparés (5 MPa et 7,5 MPa). L'erreur de prédiction du modèle numérique est quantifiée en divisant la norme du vecteur des erreurs commises sur la force latérale sur la plage des déplacements des courbes par la norme du vecteur des forces latérales de la courbe expérimentale. Le tableau 5.4 résume les erreurs ainsi mesurées entre la réponse expérimentale des isolateurs testés et la prédiction du modèle numérique. L'erreur moyenne de prédiction de la réponse des divers appareils est de 11,2%. Les figures 5.10 et 5.11 comparent graphiquement les réponses numériques et expérimentales de quelques spécimens de chaque série expérimentale. Globalement, on observe une bonne concordance entre les valeurs numériques et les courbes expérimentales. L'observation des résultats montre que le modèle numérique surestime un peu la force latérale pour les grands facteurs de forme et pour les niveaux de contraintes axiales les plus élevés. Toutefois, malgré cette surestimation, le déplacement latéral critique est prédit avec une bonne précision (figures 5.10e à 5.10h, et figures 5.11g et 5.11h).

Finalement, on vérifie aussi que le modèle est en mesure de prédire de façon satisfaisante les courbes de stabilité complètes des isolateurs expérimentaux ayant connu le flambement. La figure 5.12 compare les courbes critiques de flambement expérimentales et numériques pour les spécimens B1, B2, B5 et B8. On peut voir qu'il y a une bonne concordance entre la prédiction numérique et les résultats expérimentaux définissant la limite de stabilité des isolateurs étudiés. Le tableau 5.5 présente les valeurs des erreurs commises par le modèle sur chacune de ces courbes, calculées de façon analogue aux erreurs présentées précédemment pour la comparaison des courbes de comportement, mais en utilisant l'erreur commise sur les déplacements critiques latéraux sur la plage des charges verticales des courbes.

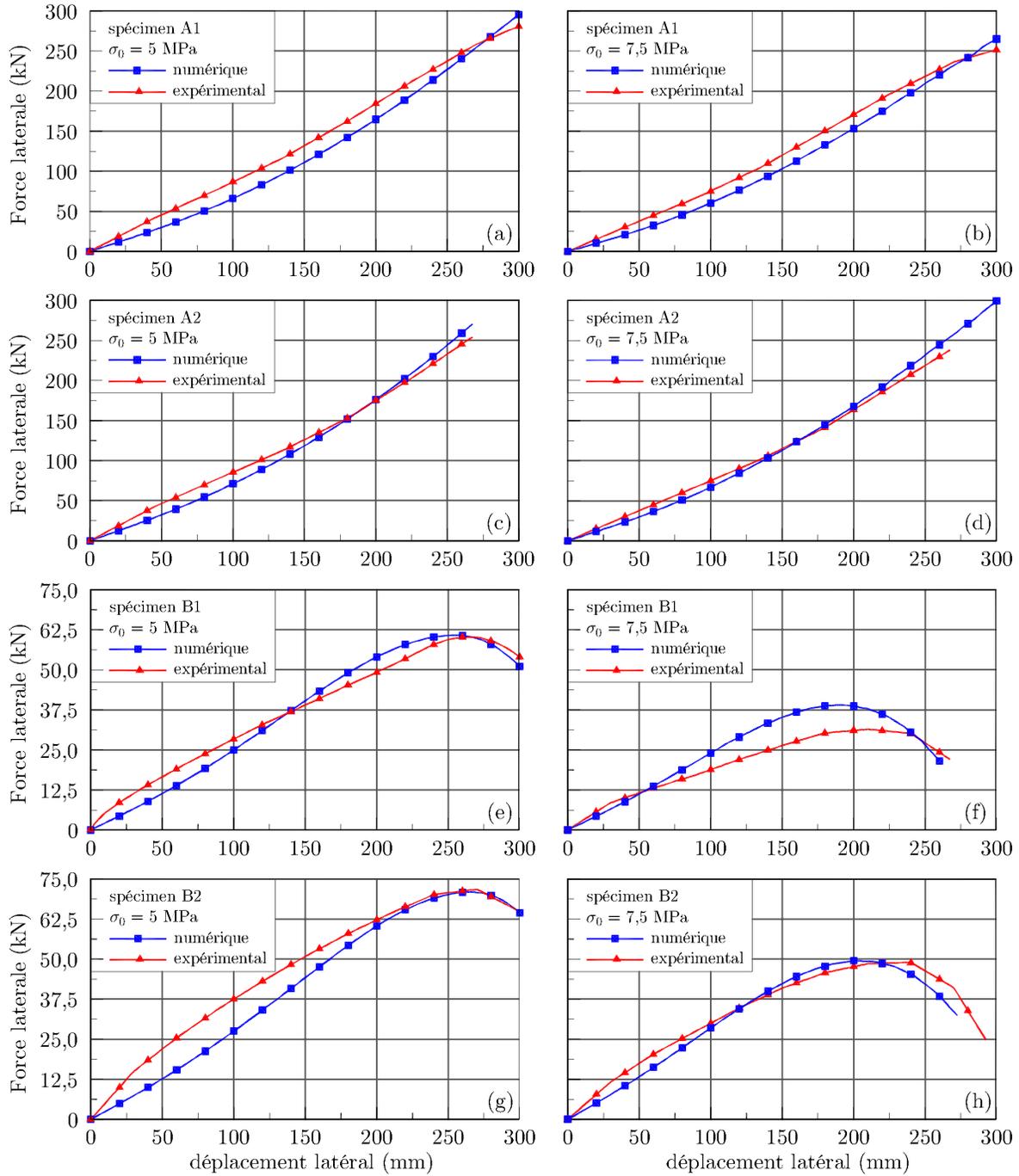


Figure 5.10 – Comparaison des courbes de comportement expérimentales et numériques pour les spécimens A1, A2, B1 et B2

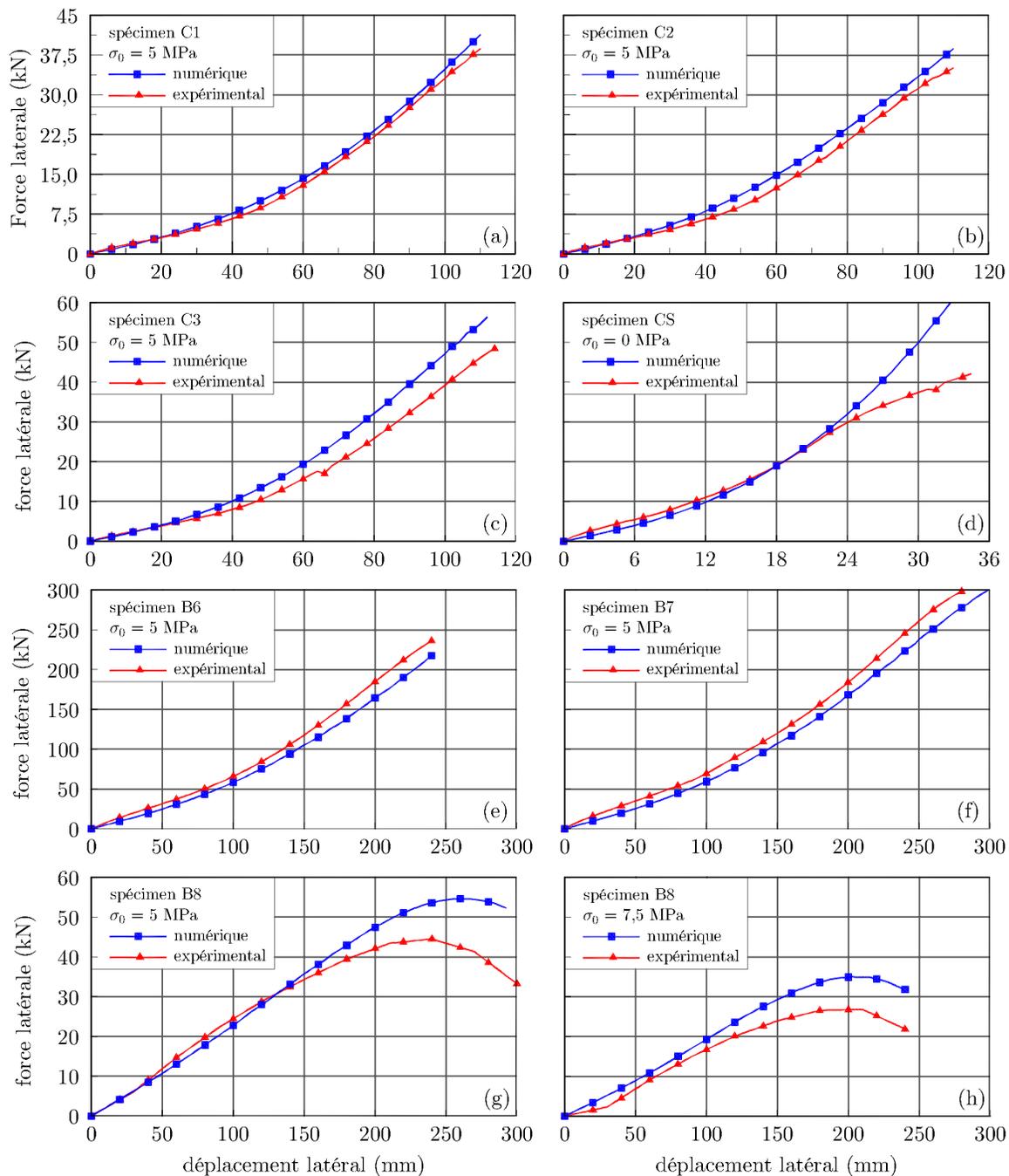


Figure 5.11 – Comparaison des courbes de comportement expérimentales et numériques pour les spécimens les spécimens B6 à B8, C1 à C3 et CS

Tableau 5.4 – Erreurs numériques sur les courbes de comportement

Spécimen	contrainte axiale (Mpa)	Type de courbe d'essai	Erreur (%)
A1	5,0	indirecte	9,8
A1	7,5	indirecte	8,7
A2	5,0	indirecte	7,4
A2	7,5	indirecte	5,7
B1	5,0	directe	12,1
B1	7,5	indirecte	11,2
B2	5,0	indirecte	15,2
B2	7,5	indirecte	21,5
B5	5,0	indirecte	10,8
B5	7,5	indirecte	10,7
B6	5,0	directe	11,0
B7	5,0	directe	9,3
B8	5,0	indirecte	12,1
B8	7,5	indirecte	8,0
C1	5,0	directe	6,7
C2	5,0	directe	11,1
C3	5,0	directe	22,3
CS	0,0	directe	15,0
CP	0,0	directe	4,3
Moyenne			11,2

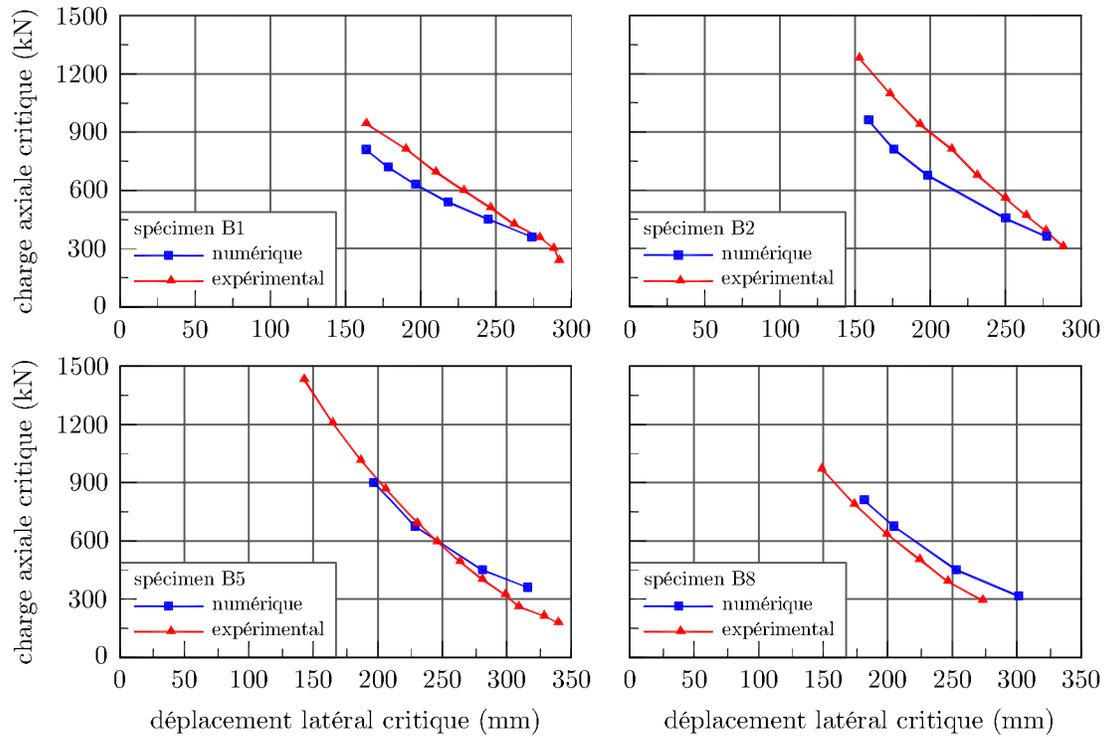


Figure 5.12 – Comparaison des courbes de stabilité expérimentales et numériques des spécimens de la série B

Tableau 5.5 – Erreurs numériques sur les courbes de stabilité

Spécimen	Méthode d'essai	Erreur (%)
B1	indirecte	6,5
B2	indirecte	8,7
B4	directe	7,3
B5	indirecte	2,9
B8	indirecte	9,2
Moyenne		6,9

---

# DÉFINITION DES ÉTATS LIMITES DES APPUIS ET ISOLATEURS PAR ANALYSES NUMÉRIQUES

Ce chapitre présente les résultats obtenus numériquement pour une gamme complète de géométries d'appuis et d'isolateurs sismiques de ponts. Cette gamme, définie comme une matrice dépendant du facteur de forme, de l'élancement et de la largeur des appareils, permet d'assurer l'homogénéité de la population étudiée tout en étant la plus complète possible dans les plages de valeurs utiles de la pratique pour les appuis et isolateurs de ponts en caoutchouc. Les calculs numériques ont été effectués avec le logiciel ADINA en utilisant le modèle par éléments finis présenté au chapitre 5. Chaque spécimen a été soumis à un essai numérique direct en compression-cisaillement. Les résultats obtenus, après traitement, offrent le déplacement critique et le type d'état limite ultime atteint (flambement ou déchirement) de chaque spécimen supportant une charge verticale dont les valeurs ont elles aussi été prises dans les plages utiles de la pratique. Pour obtenir les états limites des appareils, un critère numérique de rupture par déchirement d'une couche de caoutchouc a été défini en se basant sur les résultats expérimentaux présentés au chapitre 4. Dans ce chapitre, les résultats des analyses numériques sont d'abord présentés en montrant l'influence de la charge verticale et de chacun des trois paramètres géométriques sur le type et la valeur des états limites atteints. Cette étude paramétrique, effectuée sur un grand nombre d'appareils, permet au passage de définir des abaques de dimensionnement utiles aux ingénieurs de la pratique. Ensuite, plusieurs niveaux d'états limites seront déterminés de manière statistique sur l'ensemble des spécimens étudiés numériquement. Cette étude s'inscrit dans une démarche pratique de dimensionnement à la performance sismique des ponts et dans l'objectif de définir des états limites utiles à la construction de courbes de fragilité des ponts. Dans cette étude statistique, l'importance de chaque isolateur étudié au sein de la population est prise en compte par une pondération des résultats dépendant de la combinaison de chaque variable d'étude.

## 6.1 SPÉCIMENS NUMÉRIQUES

L'étude présentée dans ce rapport est paramétrique sur la géométrie des appuis et isolateurs de pont (facteur de forme, élancement et largeur) et sur la charge axiale supportée. Dans une finalité statistique, il est nécessaire de définir une population d'étude homogène. La population de spécimens numériques peut être présentée dans une matrice à deux entrées, soit le facteur de forme et l'élancement (la largeur  $b$  étant une variable dimensionnelle à part), écrite en fonction des combinaisons possibles des paramètres, dans la mesure où le facteur de forme  $S$  et l'élancement  $el$

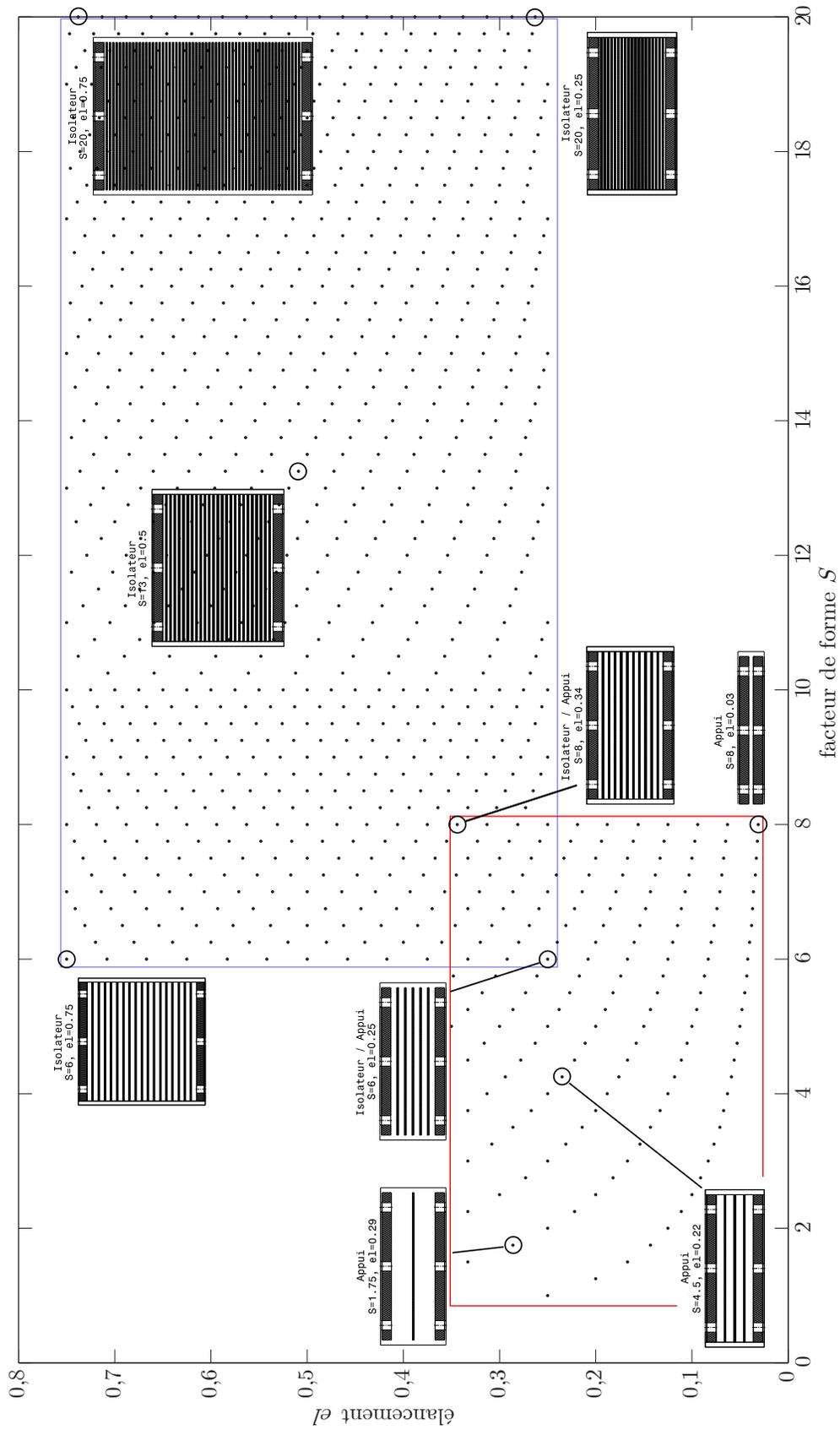


Figure 6.1 – Matrice des spécimens numériques

sont reliés par le nombre de couches  $N_c$  qui doit évidemment être un nombre entier :

$$el = \frac{N_c t_c}{b} = \frac{N_c}{4S} \quad (6.1)$$

où  $b$  est la largeur de l'appareil et  $t_c$  est l'épaisseur d'une couche de caoutchouc. La figure 6.1 présente la matrice des spécimens étudiés, ainsi que les zones définissant les appareils d'appuis, en rouge, et celle des isolateurs, en bleu. Les illustrations de quelques appareils aux limites de ces zones permettent de visualiser l'influence des deux paramètres géométriques sur l'allure des spécimens. Cette distribution est à la base des résultats de ce chapitre et définit la plage de validité des états limites et des abaques qui sont présentés. Les auteurs ne disposaient malheureusement pas de statistiques réelles sur les paramètres géométriques courants utilisés au Canada ou aux États-Unis pour les appuis et isolateurs de ponts en caoutchouc. Ainsi, la définition des plages de chaque paramètre est subjective. Elle s'inspire des cas rencontrés dans la littérature, d'exemples vus dans la réalité, des dimensions d'appareils fabriqués par Produits Hévéa Inc., fournisseur des spécimens expérimentaux de l'étude, et des impressions des auteurs. Dans ce dernier cas, les illustrations de spécimens sur la figure 6.1 sont importantes et offrent un jugement sur la pertinence des combinaisons de paramètres choisies. La même démarche, subjective, a été adoptée pour la définition de facteurs de pondération lors de l'analyse statistique des résultats (section 6.5.1). Finalement, il a été choisi de distribuer le facteur de forme  $S$  sur une plage allant de 1 à 8 (par pas de 0,25), et l'élanement  $el$  de 0,025 à 0,35 pour les appareils d'appui de ponts. Pour les isolateurs sismiques, les plages considérées sont beaucoup plus grandes, soit  $S$  compris entre 6 et 20 (par pas de 0,25), et  $el$  compris entre 0,25 et 0,75. Il existe donc une petite plage commune de géométrie entre les deux types d'appareils. La plage des largeurs utiles considérée dans l'étude a été prise identique pour les deux types d'appareils, soit entre 300 mm et 900 mm (par pas de 100 mm).

La complicité des couples facteur de forme-élanement montrée à l'équation (6.1) entraîne une surpopulation pour des facteurs de forme élevés. Pour des facteurs de forme supérieurs à 10, la différence d'élanement entre deux spécimens successifs à même facteur de forme devient très faible (pas d'échantillonnage inférieur à 0,025). La plage d'élanements devient alors suréchantillonnée, ce qui augmente inutilement le nombre de spécimens numériques à étudier (et donc le temps de calcul). Pour des facteurs de forme supérieurs à 10, seulement une valeur d'élanement sur deux a donc été retenue dans la définition des spécimens numériques, ce qui est visible à la figure 6.1. Ce choix n'empêche cependant pas la surpopulation des facteurs de forme élevés par rapport aux facteurs de forme plus faibles, ce qui nuit à une étude statistique. Cette inhomogénéité de la population sera corrigée par une pondération mathématique dans l'étude statistique des états limites ultimes, appliquée en fonction du nombre de spécimens définis par facteur de forme pour uniformiser la population. Au total, on dénombre 1029 spécimens dans la matrice de la figure 6.1. La charge axiale, elle, intervient dans l'étude en multipliant cette population pour toutes les valeurs entières comprises de 0 MPa à 10 MPa. Encore une fois, cette plage d'étude des charges axiales est définie subjectivement puisqu'aucune base de données ne recense les usages réels, même s'il est bien connu que la charge axiale typique des appuis et isolateurs de ponts se situe aux alentours de 5 MPa. Finalement, avec ce dernier paramètre, l'étude atteint un total de 11 319 modèles numériques pour un temps de calcul moyen estimé à 20 min par spécimen. Cela met en avant l'importance d'assurer la bonne conduite des simulations et d'optimiser les temps de calcul. Tous les calculs ont été effectués sur le supercalculateur Mammouth de Calcul Canada, qui est situé dans les locaux de l'Université de Sherbrooke.

Théoriquement, le nombre total d'études devrait encore être multiplié par le nombre de largeurs d'appareils différentes considérées. Cette augmentation considérable du nombre d'analyses numériques n'a cependant pas été nécessaire, car les valeurs de déplacements critiques obtenus

pour une charge axiale donnée peuvent être adimensionnées par rapport à la variable largeur  $b$  des spécimens. La section 6.3.1 de ce chapitre justifie cette possibilité et indique comment déduire mathématiquement les déplacements critiques d'un appareil d'une largeur donnée à partir des résultats obtenus pour un spécimen d'une autre dimension. Tous les spécimens numériques étudiés ont donc été calculés pour une largeur unique de 900 mm.

## 6.2 DÉTERMINATION NUMÉRIQUE DES ÉTATS LIMITES D'UN SPÉCIMEN

L'état limite ultime d'un isolateur sismique, en fonction de ses paramètres géométriques et de la nature de son chargement, peut être d'instabilité par flambement ou de rupture par déchirement. Le premier est prédestiné, a priori, aux isolateurs élancés et fortement chargés, le second aux appareils trapus. Pour l'étude, les deux états limites doivent être quantifiés et mesurables numériquement pour n'importe quelle géométrie d'appareil simulé. Les essais expérimentaux du chapitre 4 ont montré qu'il n'existait pas d'état limite intermédiaire décelable macroscopiquement.

### 6.2.1 Instabilité par flambement

La stabilité des isolateurs est étudiée numériquement en soumettant ces derniers à un essai direct en cisaillement sous une contrainte axiale constante. La réponse, définie par la courbe de force horizontale en fonction du déplacement latéral, permet d'obtenir, s'il existe, le déplacement d'instabilité correspondant au déplacement pour lequel la rigidité tangente du spécimen devient nulle, comme il a été expliqué aux sections 3.1.3 et 4.5.1 du rapport (fig. 3.7 et fig. 4.22).

### 6.2.2 Rupture par déchirement du matériau

Les études expérimentales du chapitre 4 ont permis d'exclure des possibilités la rupture adhésive (par perte d'adhérence de la colle entre une couche de caoutchouc et une plaque d'acier). Toutes les ruptures, sauf défaut évident des spécimens, se sont produites dans le caoutchouc.

Quel que soit le système étudié, la définition de sa rupture se fait à travers un critère qui peut être macroscopique ou microscopique. Dans le premier cas, un état général du système est utilisé pour prédire la rupture : une valeur de déplacement limite, de combinaison de force, etc., pouvant dépendre de paramètres géométriques ou de conditions générales d'essai. Dans le deuxième cas, la rupture se définit par une limite basée sur un paramètre intrinsèque du système ou de son matériau, tel qu'une valeur maximale de contrainte, une déformation, une énergie, etc., qui ne dépend d'aucun paramètre macroscopique, et qui va être atteinte à une charge ou un déplacement donné.

#### Choix d'un critère de rupture

Le nombre de spécimens expérimentaux ayant rompu par déchirement étant trop faible pour définir un critère macroscopique fiable, l'utilisation d'un critère microscopique paraît plus naturelle. Abordée dans la section 3.2 de la partie bibliographique du rapport, la rupture d'un élastomère peut être définie de plusieurs manières et en se basant sur différents paramètres. Les travaux d'Hamdi [24] sont une synthèse de critères de rupture, se voulant adaptables et valides pour différents cas de chargement et différents matériaux à base de polymères. Dans le cas du présent rapport, le matériau est connu et unique, de même que le cas de chargement qui est sensiblement toujours le même, facilitant la prédiction de la rupture.

En premier lieu, il est nécessaire d'établir le cadre de l'étude pour explorer au mieux toutes les pistes disponibles, afin de cibler les paramètres les plus pertinents. Basé sur des paramètres microscopiques, le critère de rupture ne doit pas dépendre de la géométrie (facteur de forme,

élancement, largeur), mais simplement d'un paramètre intrinsèque au matériau. Certaines variables ont rapidement été exclues, comme l'utilisation d'un taux d'énergie ou l'utilisation des contraintes, dont le champ est très diffus et qui génère des résultats fortement hétérogènes à la rupture entre les différents isolateurs expérimentaux étudiés.

Un long travail d'étude durant le projet a consisté à baser le critère de rupture sur la propagation d'une fissure dans le matériau. Des modèles numériques ont été utilisés dans le but d'observer l'avancement de la fissuration, simulé par la suppression du maillage sous certaines conditions. Les travaux se sont concentrés sur des modèles 2D, permettant de raffiner le maillage et d'ajuster la rupture des mailles au mieux, avec des conditions de rupture basées sur les élongations principales ou les contraintes. Cette étude, bien qu'infructueuse dans l'établissement d'un critère de rupture, a permis de confirmer numériquement l'aspect fragile du caoutchouc mis en avant par la littérature et par les essais expérimentaux du présent projet : l'apparition d'une fissure induit rapidement la propagation de celle-ci et donc une rupture brutale de l'isolateur ou de l'appui, sans signe avant-coureur.

Finalement, les travaux portés sur la définition d'un critère en termes d'élongation ont montré des résultats probants. Les pistes d'une combinaison des trois élongations principales définissant le critère de nucléation des cavitations n'ayant apporté aucun avantage devant l'usage de l'unique déformation principale  $\lambda_1$ , le critère de rupture a été limité à ce seul paramètre. Mathématiquement, il s'écrit simplement :

$$\lambda_1 = I_t \quad (6.2)$$

où  $I_t$  la valeur maximale de l'élongation principale à la rupture. Bien que ce critère puisse être a priori critiquable en raison de sa simplicité et de l'usage d'une variable unique, il se justifie, dans le cas de la présente étude, par l'usage d'un matériau unique dont les propriétés et la composition sont supposées constantes. Changer de matériau entraînerait évidemment un changement de valeur à la rupture, tout comme la modification du cas de chargement. Ce dernier étant relativement constant, il n'est pas nécessaire d'uniformiser le critère de rupture à différents types de sollicitation, contrairement aux travaux de Hamdi [24] détaillés dans la revue bibliographique, qui cherchaient à établir un critère de rupture très général. Enfin, l'observation des faciès des ruptures en cisaillement des différents spécimens expérimentaux a aussi montré l'absence de cavitation, ce qui soutient l'usage d'un critère non orienté en ce sens.

### Calibration numérique du critère de rupture

La valeur du critère de rupture a été calibrée grâce aux résultats expérimentaux des spécimens ayant rompu par déchirement du caoutchouc, en superposant les réponses numériques des modèles correspondant aux valeurs des ruptures expérimentales. La mise en perspective du problème est primordiale, dans la mesure où le critère doit composer avec des défauts intrinsèques au modèle numérique. Les grandes déformations induisent, pour certains spécimens, des erreurs de maillage dans les couches externes de caoutchouc. Il est donc nécessaire d'exclure celles-ci des données numériques recueillies. Cette hypothèse se justifie facilement à la suite de l'observation des isolateurs expérimentaux multicouches ayant rompu, pour lesquels la zone de rupture ne se situe jamais dans l'une des deux couches externes, mais toujours dans une des couches centrales (chap. 4). Le logiciel ADINA offre la possibilité de mesurer la déformation principale d'un élément comme étant soit la moyenne des élongations principales aux nœuds de cet élément, soit la valeur maximum de ces mêmes nœuds. La comparaison de ces deux paramètres a permis de fixer la valeur de rupture sur l'élongation principale moyenne, mesurable en chaque élément du modèle et dont le maximum est extrait uniquement dans la zone étudiée (c'est-à-dire toutes les couches de caoutchouc, sauf celles aux extrémités pour les spécimens de trois couches et plus). Le tableau 6.1 présente, dans les trois

premières colonnes, les valeurs d'élongations principales maximales, pour chaque spécimen expérimental ayant rompu, correspondant aux déplacements à la rupture expérimentale. La moyenne de cette distribution vaut  $I_t = 4,03$  et est prise comme critère de rupture numérique dans la suite de l'étude. L'écart-type vaut 0,436, soit 10,8 % de  $I_t$ , ce qui est une dispersion suffisamment faible pour effectivement considérer comme constante la valeur du paramètre de rupture choisi. La figure 6.2a illustre la distribution des valeurs d'élongation à la rupture des différents spécimens, et argumente en faveur de l'usage d'une valeur de rupture constante. Le choix de la valeur est discutable, dans le sens où une combinaison de la moyenne et de l'écart-type aurait pu être choisie pour avoir un critère sécuritaire. Cependant, dans le cadre d'un travail de recherche qui aspire plutôt une prédiction juste - plutôt que sécuritaire - des comportements, il est mieux d'utiliser la valeur moyenne plutôt que celle-ci diminuée de l'écart-type.

Tableau 6.1 – Déformations principales et déplacements critiques numériques des spécimens expérimentaux

Spécimen	$\lambda_1$	$u_{cr, xp}$ (mm)	$u_{cr, num}^\dagger$ (mm)	erreur
B6	3,173	250,0	317,4	21,2 %
B7 <sup>‡</sup>	3,370	293,0	325,0	9,8 %
C1	3,114	115,0	111,5	3,1 %
C2	4,113	110,0	106,6	3,1 %
C3	4,688	113,0	96,6	16,9 %
CS <sup>‡</sup>	4,124	36,6	35,6	2,9 %
CP	4,260	22,2	20,6	7,6 %

† calculé en utilisant le critère de rupture choisi  $\lambda_1 = I_t$ .

‡ valeurs expérimentales minimales estimées, car rupture non atteinte lors des essais.

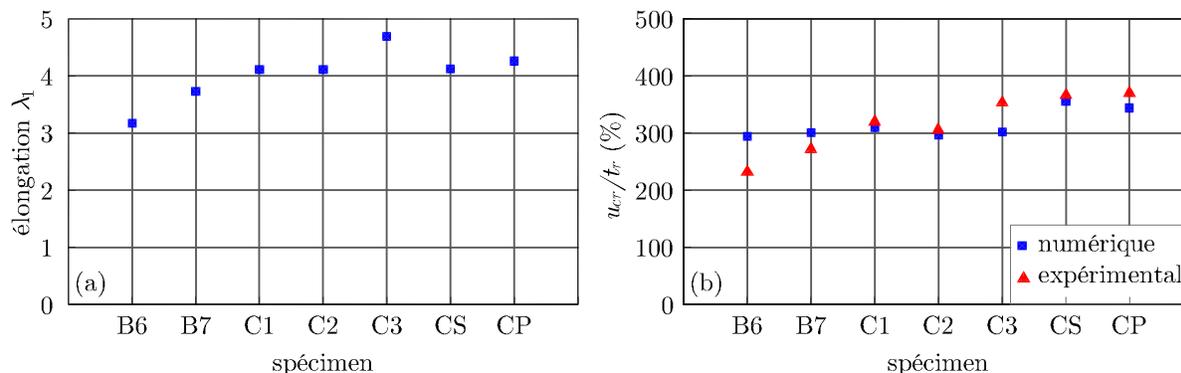


Figure 6.2 – Déformations et déplacements critiques numériques des spécimens expérimentaux

## Vérification du critère de rupture

Le critère de rupture étant défini, il est important de vérifier sa validité. Pour cela, le travail de calibration du paragraphe précédent a été refait, mais dans le sens inverse. Connaissant une élongation numérique critique  $I_t = 4,03$ , il est possible de définir pour chaque spécimen le déplacement correspondant, qui est donc la prédiction numérique du déplacement de rupture. Les deux dernières colonnes du tableau 6.1 présentent ces déplacements critiques numériques, ainsi que les erreurs commises par rapport aux valeurs expérimentales. De façon plus visuelle, la figure 6.2b présente les valeurs de ruptures numériques et expérimentales des sept spécimens, adimensionnées à la hauteur de caoutchouc  $t_r$  (déformations critiques).

Une étude graphique, et plus particulièrement la localisation des ruptures expérimentale et numérique, permet aussi de valider le critère de rupture choisi. Le module graphique d'ADINA permet de visualiser l'élément dans lequel se concentre la déformation principale la plus forte à l'atteinte du critère de rupture numérique, ce qui permet de comparer la position de la rupture du modèle avec celle des essais expérimentaux. Les figures 6.3 et 6.4 présentent les localisations des ruptures numériques et expérimentales des spécimens B6 et C1 respectivement. Des encadrés noirs et rouges indiquent la position sur le modèle numérique. Les ruptures numériques sont effectivement localisées dans les régions des ruptures expérimentales obtenues.

## 6.3 ÉTUDE PARAMÉTRIQUE DES ÉTATS LIMITES ULTIMES

Cette première section d'analyse des résultats numériques présente l'influence des quatre paramètres d'étude sur le type d'états limites atteints et leur valeur : charge axiale, largeur, facteur de forme et élancement. La première partie de l'étude porte sur l'influence de la dimension  $b$  des spécimens et justifie que tous les modèles numériques aient été étudiés pour une unique largeur, prise à 900 mm (soit le maximum de la plage des largeurs considérées).

### 6.3.1 Influence de la largeur

Au début du projet, l'étude se voulait naturellement adimensionnelle, donc indépendante d'une largeur d'appareil d'appui ou d'isolation donnée, car modifier un facteur d'échelle dans une analyse par élément fini, elle-même sans dimension, n'apporte rien. En effet, multiplier la largeur d'un spécimen numérique par un certain facteur tout en conservant constants les paramètres adimensionnels  $S$  et  $el$  équivaut à multiplier chacune des autres dimensions par le même facteur (l'épaisseur des couches de caoutchouc en particulier), ce qui est totalement transparent du point de vue d'un logiciel par éléments finis, d'autant que les maillages sont définis en proportion des dimensions et non en dimensions absolues. Les résultats auraient alors pu être simplement présentés en termes de déformation  $\gamma_{cr} = u_{cr}/t_r$  et de contrainte  $\sigma_{cr} = P_{cr}/A$  pour s'adapter à toutes les dimensions d'appareils. Cependant, au fil des recherches et des études, il a été mis en avant que l'épaisseur des plaques de confinement en acier reste, dans la pratique, constante pour différentes largeurs d'appareils. Produits Hévéa inc. a notamment confirmé l'usage systématique de plaques de 1/8 po d'épaisseur peu importe les dimensions de l'appareil. La norme AASHTO [3] autorise l'usage de cette épaisseur de plaque jusqu'à une largeur de 1200 mm pour des appareils carrés. Cela induit donc une non-proportionnalité dans les modèles numériques en fonction de la largeur  $b$  étudiée. Une étude d'influence a donc été nécessaire pour caractériser l'influence réelle de la dimension globale des spécimens sur les résultats d'états limites ultimes, et pour savoir s'il était vraiment nécessaire de multiplier une fois de plus le nombre d'analyses, déjà élevé, par un nombre de cas de largeurs à

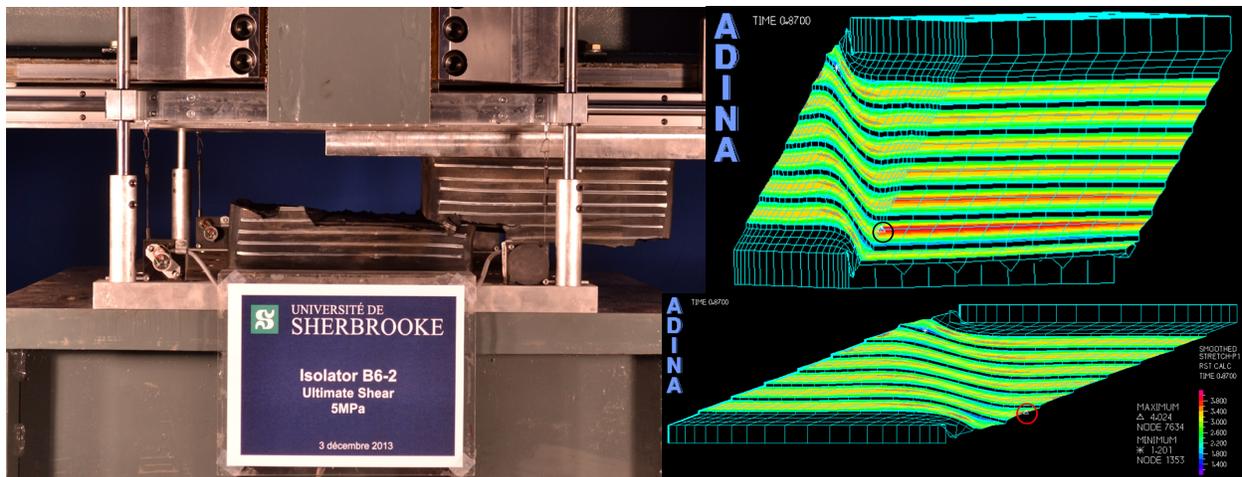


Figure 6.3 – Localisation des ruptures expérimentale et numérique : spécimen B6

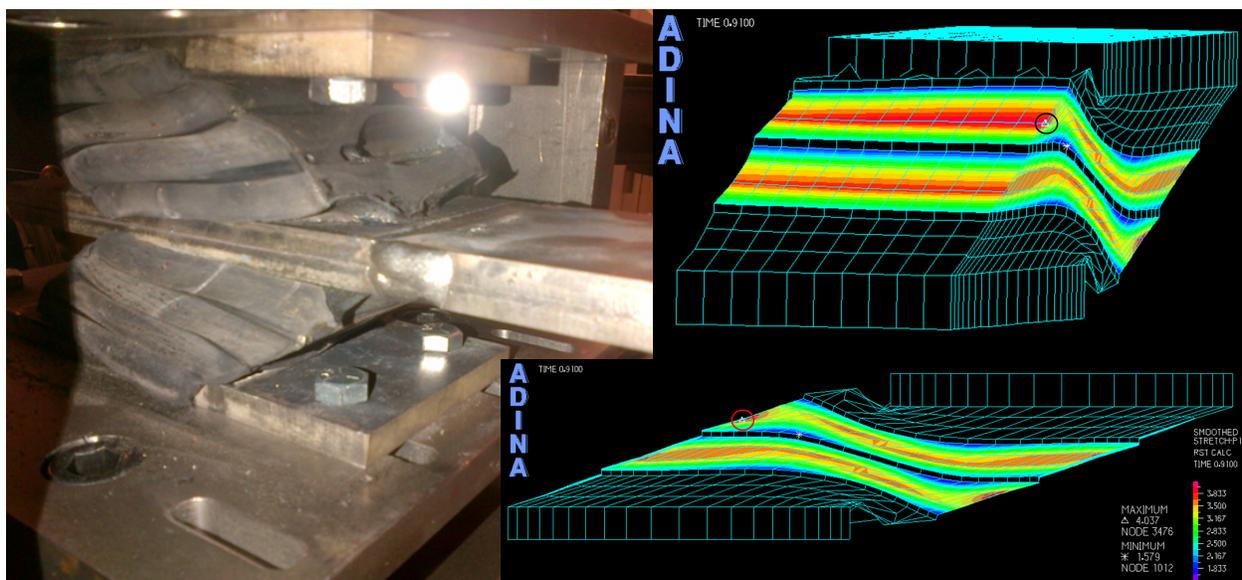


Figure 6.4 – Localisation des ruptures expérimentale et numérique : spécimen C1

considérer. Cette section justifie finalement l’usage d’une largeur unique d’étude numérique, fixée à 900 mm.

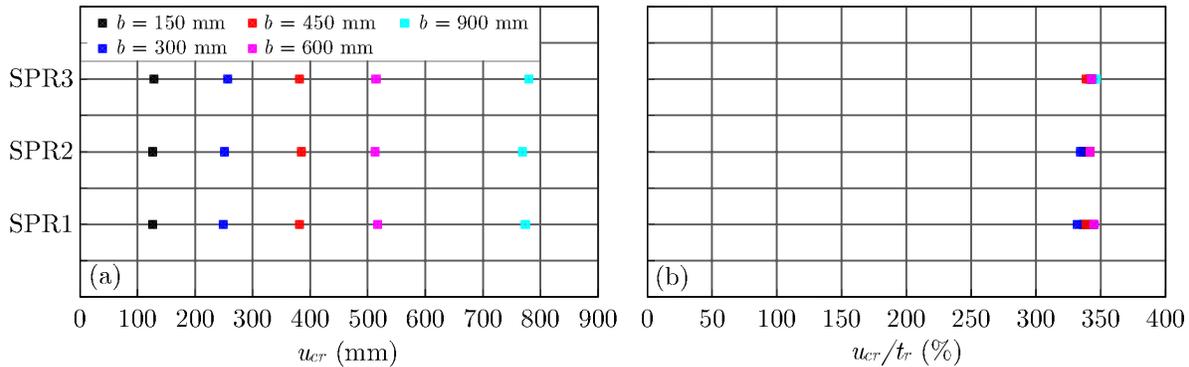
L’étude d’influence est réalisée sur deux séries de trois spécimens conservant chacun un facteur de forme et un élancement constant. Chaque série présente un état limite soit de rupture par déchirement, soit d’instabilité. Le tableau 6.2 présente les isolateurs simulés numériquement lors de cette étude. Les facteurs de forme sont choisis pour couvrir au mieux la population globale de l’étude. L’élancement, fixé à 0,25 ou variant de 0,5 à 0,6, permet d’obtenir respectivement la rupture par déchirement ou l’instabilité. Les charges axiales imposées prennent la valeur de 5 MPa

pour l'état limite par déchirement et s'étendent de 3 MPa à 10 MPa pour l'instabilité. Enfin, pour chaque cas, des spécimens de largeurs  $b$  de 150, 300, 450, 600 et 900 mm sont étudiés. L'épaisseur des plaques d'acier  $t_f$  est fixée à 1/8 po.

Tableau 6.2 – Spécimens pour l'étude d'influence de la largeur

État limite	ID	$S$	$el$	$t_f$ (po)	$P_{ax}$ (MPa)	$b$ (mm)
Rupture	SPR1	5	0.25	1/8	5	150, 300, 450, 600, 900
	SPR2	10	0.25	1/8	5	
	SPR3	15	0.25	1/8	5	
Instabilité	SPI1	6.25	0.60	1/8	3 à 10	300, 450, 600, 900
	SPI2	10	0.60	1/8	3 à 10	
	SPI3	15	0.58	1/8	3 à 10	

La figure 6.5a présente les déplacements à la rupture pour les différentes valeurs de  $b$  des modèles considérés pour l'état limite par déchirement. La figure 6.5b présente, elle, la même information, mais adimensionnée par rapport à l'épaisseur totale de caoutchouc  $t_r$  de chaque spécimen. On observe que peu importe la valeur de la largeur  $b$ , le rapport  $\gamma_{cr} = u_{cr}/t_r$  reste constant pour un spécimen donné, défini par son élancement  $el$  et son facteur de forme  $S$ .

Figure 6.5 – Adimensionnement par  $t_r$  des déplacements critiques de rupture par déchirement

Les figures 6.6a et 6.6b présentent respectivement les courbes de stabilité du modèle SPI3 et ces mêmes courbes réduites en  $\sigma_{cr} = P_{cr}/A$  et en  $\gamma_{cr} = u_{cr}/t_r$ . On observe que les courbes conservent une forte dispersion malgré leur adimensionnement et qu'elles continuent donc de dépendre de la variable de largeur  $b$  des spécimens. En particulier, on met en évidence qu'une augmentation de  $b$  entraîne automatiquement une réduction des valeurs de déformations critiques  $u_{cr}/t_r$ , qui convergent cependant vers une valeur minimale. Ces courbes mettent donc en évidence l'impossibilité de négliger les effets de la largeur  $b$  dans la détermination des états limites ultimes des appuis et isolateurs de ponts en caoutchouc. La largeur  $b$  a donc été intégrée aux paramètres influents de l'étude. Les figures 6.7a, 6.7c et 6.7e présentent les courbes de stabilité des modèles SPI1, SPI2 et SPI3, respectivement, et les figures 6.7b, 6.7d et 6.7f présentent leur adimensionnement effectué cette fois-ci en  $\sigma_{cr} = P_{cr}/A$  et en  $u_{cr}/h$  (où  $h$  est la hauteur totale des spécimens, incluant les plaques de renfort internes). Ces courbes montrent que, pour un spécimen donné (défini par un facteur de forme et un élancement particuliers), les déplacements critiques de stabilité à une

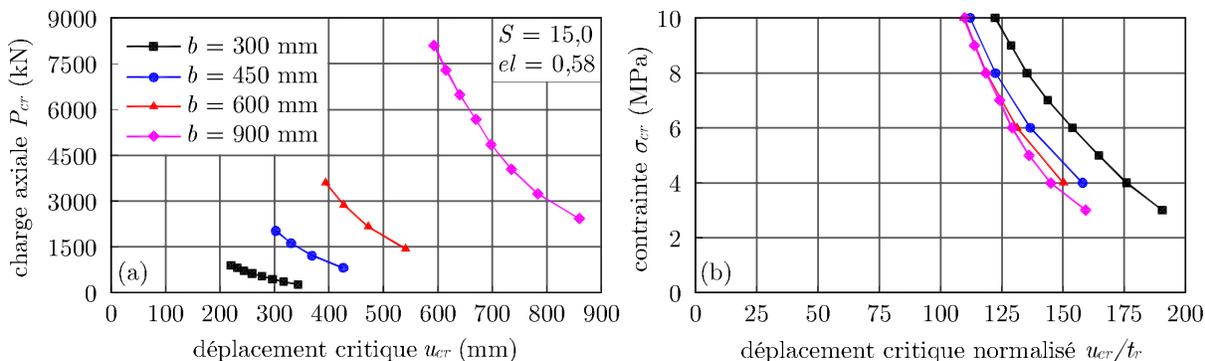


Figure 6.6 – Adimensionnement en  $\sigma_{cr} = P_{cr}/A$  et  $\gamma_{cr} = u_{cr}/t_r$  des courbes de stabilité

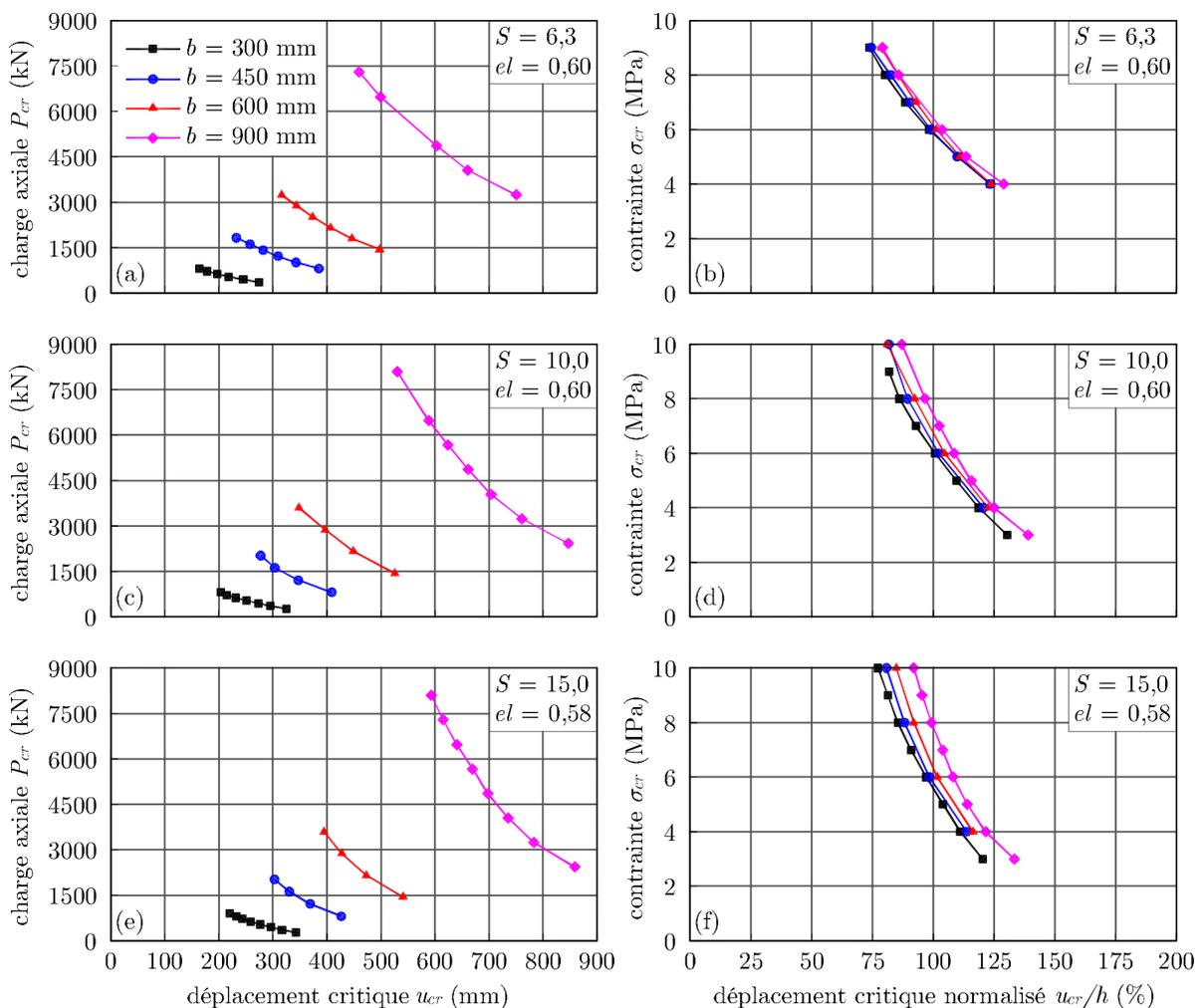


Figure 6.7 – Adimensionnement en  $\sigma_{cr} = P_{cr}/A$  et  $u_{cr}/h$  des courbes de stabilité

contrainte axiale critique donnée restent constants, peu importe la largeur  $b$  du spécimen. Malgré une légère dispersion de ces courbes de stabilité adimensionnées pour des facteurs de forme  $S$  élevés (fig. 6.7f), la relation (6.3) sera considérée dans la suite de l'étude pour un facteur de forme  $S$  et un élancement  $el$ , à une contrainte axiale critique  $\sigma_{cr}$  :

$$\frac{u_{cr,0}}{h_0} = \frac{u_{cr,1}}{h_1} \quad (6.3)$$

où les indices 0 et 1 sont relatifs à des spécimens de largeurs différentes,  $b_0$  et  $b_1$ .

Ainsi, en considérant le cas d'une courbe critique adimensionnée complète d'un spécimen de dimension  $b_0$ , formulée en termes ( $\sigma_{cr} = P_{cr}/A, \gamma_{cr} = u_{cr}/t_r$ ), il est possible de déduire mathématiquement la courbe critique complète d'un spécimen identique, mais de largeur  $b_1$ , en considérant différemment les points de rupture par déchirement et les points d'instabilité. Dans le premier cas, la déduction est immédiate, puisque les valeurs de déformations critiques  $\gamma_{cr}$  restent constantes. Dans le cas de l'instabilité, la relation suivante peut-être écrite à chaque valeur de contrainte axiale critique  $\sigma_{cr}$  :

$$\frac{u_{cr,0}}{t_{r0}} = \left( \frac{u_{cr,0}}{h_0} \right) \frac{h_0}{t_{r0}} = \left( \frac{u_{cr,1}}{h_1} \right) \frac{h_0}{t_{r0}} = \frac{u_{cr,1}}{t_{r1}} \times \frac{h_0 t_{r1}}{h_1 t_{r0}} \quad (6.4)$$

De plus, les principaux paramètres géométriques des isolateurs peuvent être combinés entre eux de la façon suivante :

$$h = t_r + (N_c - 1)t_f \quad (6.5)$$

$$el = \frac{t_r}{b} = \frac{N_c}{4S} \quad (6.6)$$

En combinant les équations (6.4), (6.5) et (6.6), on obtient la relation (6.7) pour chaque charge axiale  $\sigma_{cr}$  :

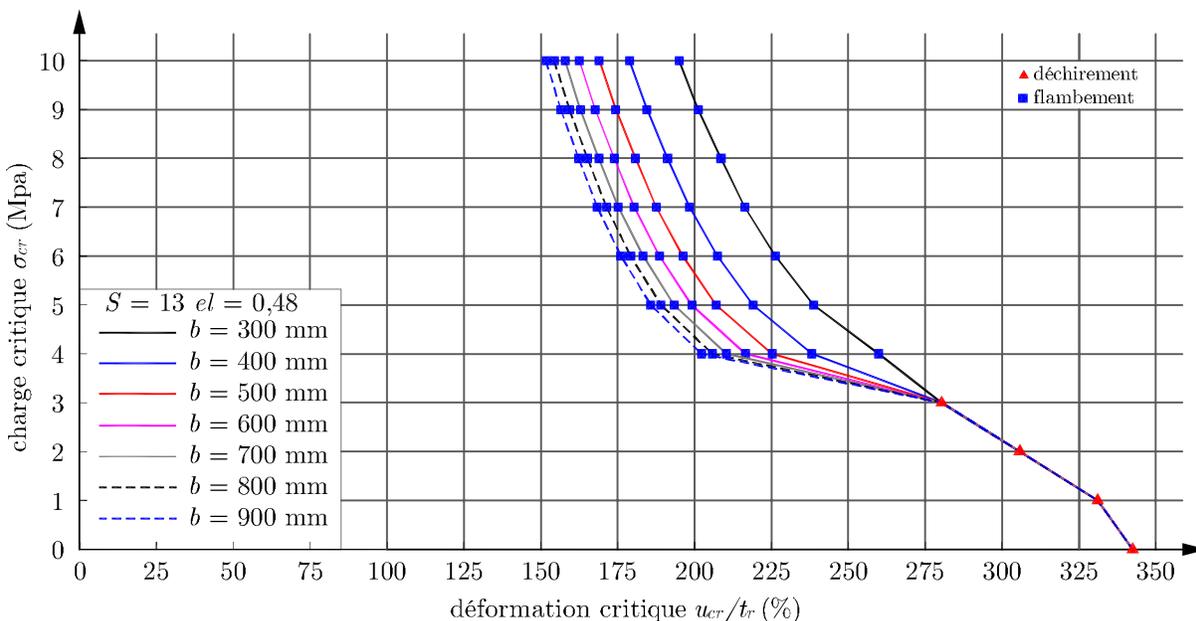
$$\frac{u_{cr,1}}{t_{r1}} = \alpha_b \frac{u_{cr,0}}{t_{r0}} \quad (6.7)$$

où le facteur  $\alpha_b$  vaut :

$$\alpha_b = \frac{el + (4Sel - 1)t_f/b_1}{el + (4Sel - 1)t_f/b_0} \quad (6.8)$$

Le facteur  $\alpha_b$  permet donc, en fonction d'une courbe d'instabilité connue en  $u_{cr}/t_r$  à une largeur  $b_0$ , de définir la courbe d'instabilité correspondante pour n'importe quelle autre largeur  $b_1$ . Le gain est significatif dans le cadre d'une étude statistique comme celle de ce projet, dans la mesure où seule une étude numérique à largeur fixe est nécessaire, ce qui réduit considérablement le nombre total de calculs.

De même, pour la présentation pratique d'abaques de dimensionnement d'isolateurs sismiques ou d'appuis de ponts (section 6.4), une unique courbe critique adimensionnelle (calculée numériquement pour une valeur connue de largeur  $b$ ) peut être présentée pour un facteur de forme  $S$  et un élancement donné  $el$ , puisque les courbes critiques pour d'autres largeurs peuvent en être facilement déduites par la démarche présentée précédemment. La figure 6.8 illustre cette démarche de calcul pour un des modèles de l'étude ( $S = 13$  et  $el = 0,48$ ). On observe facilement que l'augmentation de la largeur induit une diminution de la capacité de l'appareil, mais aussi qu'il y a convergence vers une valeur minimale des courbes de stabilité. Cette tendance est aussi confirmée par l'évolution du facteur de correction  $\alpha_b$  à l'équation (6.8), qui tend vers une valeur constante lorsque  $b_1$  augmente (avec  $b_0$  constant).

Figure 6.8 – Courbes critiques pour différentes largeurs du spécimen  $S = 13$  et  $el = 0,48$ 

### Définition d'une largeur de référence pour les études numériques du projet

De l'étude précédente, on comprend le choix dans ce projet d'une largeur  $b$  unique pour effectuer les calculs numériques. Cette largeur a été fixée à 900 mm, soit la plus grande valeur de largeur de la plage utile considérée. Ce choix se justifie par la limite finie minimale du facteur de correction  $\alpha_b$  à l'équation (6.8) lorsque  $b$  augmente. Ainsi, il est aisé de tracer des courbes critiques d'appuis ou d'isolateurs de ponts sans transformation mathématique, qui restent sécuritaires même pour des largeurs de spécimens plus petites. De plus, le choix d'une largeur de calcul numérique élevée favorise la convergence des modèles numériques, ce qui est d'autant plus avantageux.

Dans le reste du chapitre, tous les résultats numériques présentés sont ceux obtenus directement pour la largeur de référence choisie, soit 900 mm.

**Remarque sur la présentation des résultats :** Pour introduire certains graphiques et abaques qui suivront dans le reste du chapitre, il convient de définir certaines conventions graphiques. En particulier, beaucoup de ces graphiques présentent des points selon le type d'état limite atteint à l'analyse considérée. Les carrés, par exemple, représentent des points d'instabilité par flambement, tandis que les triangles représentent des analyses où la rupture par déchirement est intervenue.

Au total, 11 319 modèles ont été simulés, tous à grande déformation, condition induisant parfois des problèmes de convergence inévitables. Les modèles insatisfaisants ont tous été repris et recalculés avec notamment une augmentation du nombre de pas de calcul ou un maillage raffiné. Finalement, 89,5% des analyses ont offert des résultats, ce qui est très suffisant aux fins des études, même statistiques, menées dans ce projet. Sur les figures, certains points peuvent donc parfois manquer, par manque de résultat numérique.

### 6.3.2 Influence de la charge axiale

La charge axiale, seul paramètre non géométrique de l'étude, est le paramètre pour lequel les résultats sont les plus intuitifs. Le premier effet du niveau de charge axial porte sur le type d'état limite atteint par les spécimens. La figure 6.9 présente dans le plan  $(S, el)$ , le type et la distribution des états limites ultimes atteints par l'ensemble de la population d'appuis et d'isolateurs à des charges verticales de 0, 2, 4, 6, 8 et 10 MPa. La première conclusion, somme toute évidente, est que l'augmentation de la charge axiale favorise l'apparition d'instabilité, tout comme des charges axiales faibles favorisent les états limites ultimes par déchirement. En particulier, une charge nulle mène uniquement à la rupture par déchirement. À la figure 6.9, on peut observer une limite évidente d'élançement démarquant rupture et instabilité. Cette limite d'élançement diminue logiquement avec l'augmentation de la charge axiale. Cette frontière d'élançement semble peu dépendante du facteur de forme  $S$ , hormis dans des conditions de très forte charge axiale (à partir de 8 MPa) et de faible facteur de forme (inférieurs à 8), pour lesquels la zone d'instabilité fait une incursion dans la zone des appuis de plus en plus marquée à mesure que le facteur de forme diminue. Il est possible d'estimer approximativement l'élançement définissant cette limite en fonction de la charge axiale, comme l'illustre la figure 6.10. Logiquement non linéaire, cette évolution semble indiquer l'existence d'une valeur limite d'élançement en dessous de laquelle l'état limite ultime de tout appui ou isolateur sismique de pont est contrôlé par le déchirement. Il s'agit d'une conclusion majeure de l'étude de ce projet, dans le sens où, comme il sera expliqué plus loin, les valeurs de déplacements critiques d'instabilité sont souvent très inférieures à celles de rupture par déchirement. Une telle limite pourrait offrir des recommandations de dimensionnement intéressantes dans un prochain code de calcul de ponts.

En s'appuyant sur les figures 6.11b et 6.11d qui seront introduites plus loin, il est possible de quantifier plus précisément l'influence de la charge axiale. La courbe à  $S = 19$  et  $el = 0,30$  du graphique 6.11b permet, pour un appareil uniquement sujet à la rupture par déchirement, de mesurer une perte de capacité de l'ordre de 18 % pour une charge axiale variant de 0 à 10 MPa. Cette valeur, bien que localisée, exprime la tendance qu'ont les appareils sujets à la rupture de voir leur capacité en déformation diminuée en fonction d'une charge axiale croissante. En observant le graphique 6.11d, la même conclusion peut-être exprimée pour les appareils sujets à l'instabilité. Deux différences se dégagent cependant, avec tout d'abord l'influence plus marquée de la charge axiale sur la diminution de la capacité. Pour un facteur de forme  $S = 12$  et un élançement  $el = 0,60$ , on mesure une perte de capacité de l'ordre de 34 % entre 2 MPa et 10 MPa. Ensuite, à charge axiale donnée, les valeurs critiques par instabilité sont nettement inférieures à celles de la rupture. D'où une cassure importante fréquente des courbes critiques présentant à la fois instabilité et rupture par déchirement, entre deux charges verticales consécutives.

### 6.3.3 Influence du facteur de forme

Le facteur de forme est un paramètre géométrique adimensionnel donnant une idée des épaisseurs de couches de caoutchouc relativement à la dimension globale des appareils d'appuis ou d'isolation. Intuitivement, il s'agit donc d'un paramètre qui peut avoir, a priori, une influence importante sur les états limites de flambement ou de déchirement des spécimens. Les études expérimentales au chapitre 4 ont montré que ce paramètre avait une influence importante sur les effets de la charge axiale sur la rigidité des appareils (section 4.4.3), et ont semblé aussi dégager une tendance sur la capacité des isolateurs face au flambement en fonction de leur facteur de forme (fig. 4.24). D'où l'étude approfondie du facteur de forme dans le projet de recherche.

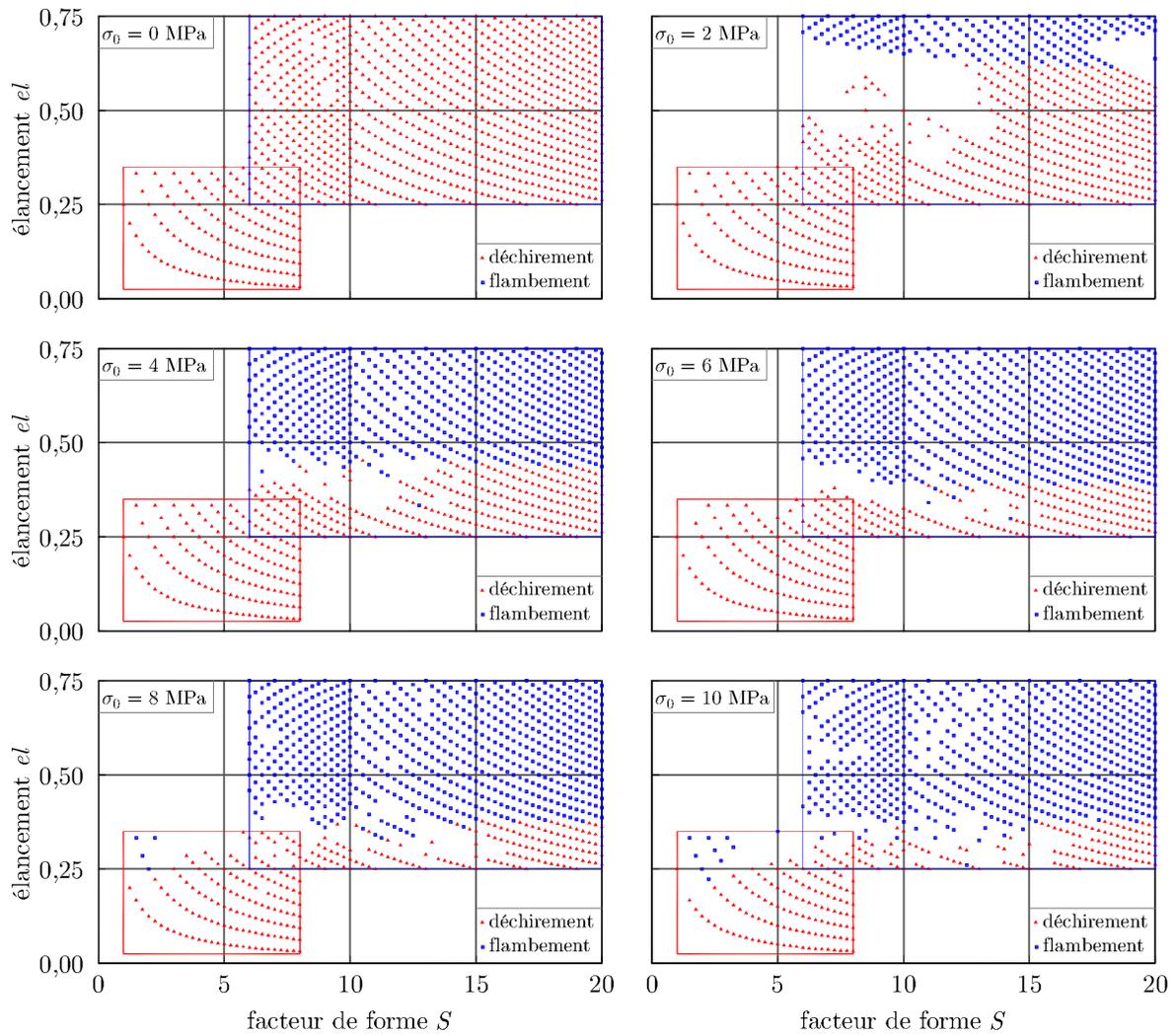


Figure 6.9 – Distribution des états limites ultimes dans le repère  $(S,el)$  selon la charge axiale

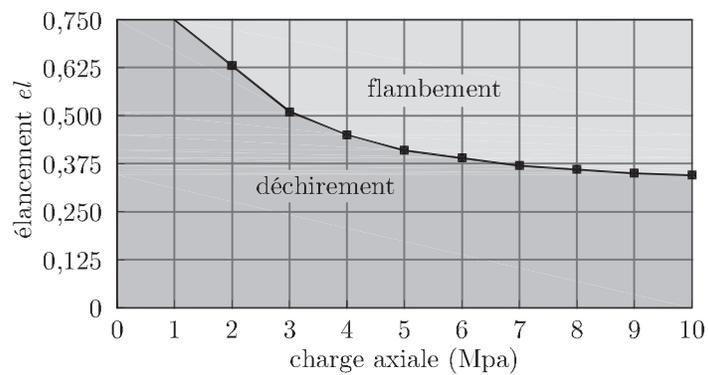


Figure 6.10 – Évolution du type d'état limite en fonction de l'élanement

Afin de bien caractériser l'influence du facteur de forme  $S$  sur les états limites ultimes des appuis et isolateurs, la figure 6.11 présente les courbes critiques adimensionnelles  $\sigma_{cr} - \gamma_{cr}$  de plusieurs spécimens d'élancements constants  $el$  sur une large plage de facteurs de forme. Quatre valeurs d'élancements ont été choisies :  $el = 0,175$  qui est un élancement typique pour des appuis seulement,  $el = 0,30$  qui est un élancement commun aux appuis et aux isolateurs, et  $el = 0,45$  et  $el = 0,60$  qui sont des élancements d'isolateurs, l'un modéré et l'autre élevé. Les valeurs d'élancement dépendant des valeurs de facteurs de forme, il faut noter que les valeurs d'élancements présentées ne peuvent pas être strictement identiques pour chaque courbe. Pour chaque élancement, la plus grande plage de facteurs de forme possible a été étudiée pour les populations d'appuis et d'isolateurs

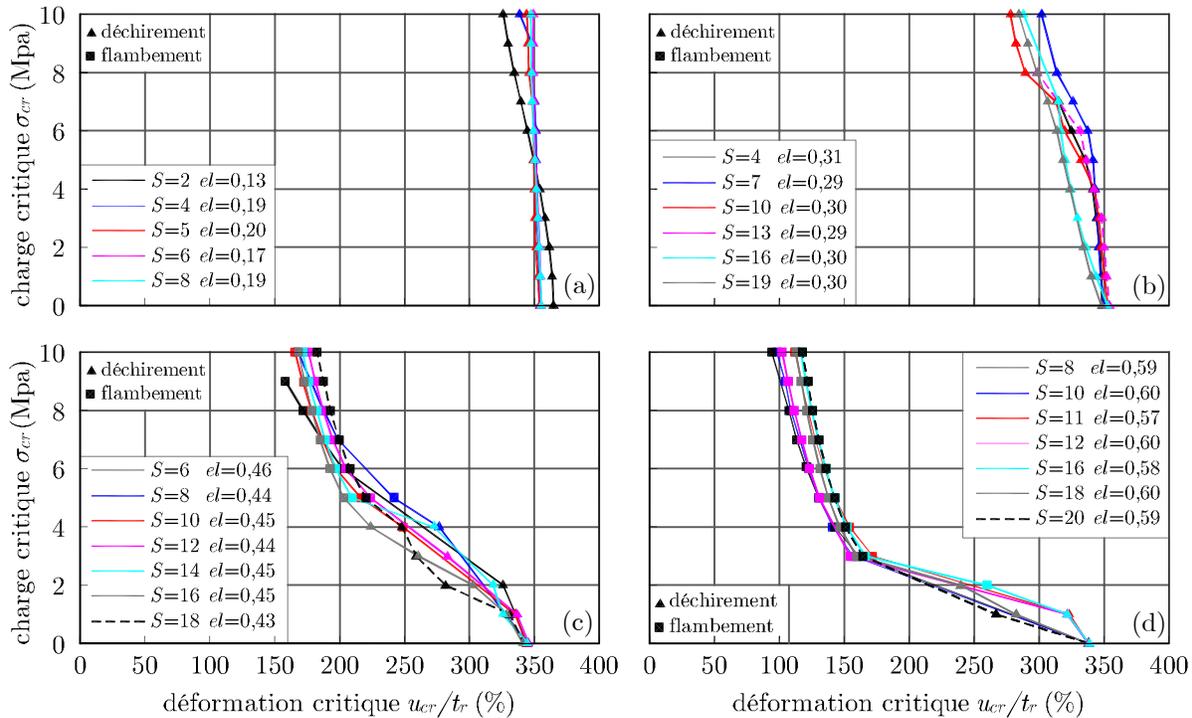


Figure 6.11 – Évolution des courbes critiques en fonction du facteur de forme : (a)  $el = 0,175$ , (b)  $el = 0,30$ , (c)  $el = 0,45$  et (d)  $el = 0,60$

On remarque immédiatement, sur la figure 6.11, que le facteur de forme a en réalité une influence très faible sur les courbes critiques des spécimens à un élancement donné. De façon plus précise, on remarque que, pour une charge critique donnée, la dispersion des déplacements liés à un état limite de flambement (carrés) est particulièrement faible, tout comme celle des déplacements liés à une rupture par déchirement lorsque les spécimens ne présentent pas de risque d'instabilité (triangles, spécimens des figures 6.11a et 6.11b). La dispersion est cependant plus importante pour les déplacements critiques de déchirement aux charges verticales de transition vers des états limites de flambement (triangles, spécimens des figures 6.11c et 6.11d). La dispersion des courbes critiques due au facteur de forme a été étudiée en détail pour une plage raffinée d'élancements. Le tableau 6.3 présente les différentes valeurs d'élancements considérées, balayant l'ensemble de la plage utile pour les appuis et pour les isolateurs sismiques. Les plages de facteurs de forme considérées dans chaque cas sont aussi indiquées (elles contournent les zones d'exclusion dont il sera question à la section 6.4), ainsi que l'écart-type calculé pour chaque valeur d'élancement.

Pour chaque élancement, l'écart-type correspond en fait à l'écart-type mesuré sur les déplacements critiques pour chaque charge axiale, puis une moyenne est faite sur l'ensemble des charges axiales. Les résultats sur l'écart-type des déplacements critiques sont présentés selon le pourcentage de la valeur moyenne de déplacement critique. On observe qu'en effet le facteur de forme joue un rôle négligeable sur les valeurs des déplacements critiques ultimes obtenus.

Ce résultat revêt une importance majeure dans l'optique de la création d'abaques de dimensionnement utilisables par les ingénieurs de la pratique, comme l'illustrera la section 6.4. En effet, si la dispersion des courbes critiques pour un élancement donné est faible sur l'ensemble de la plage de facteurs de forme, le paramètre  $S$  peut être éliminé des variables et seule une courbe moyenne avec une enveloppe de dispersion peut être présentée à toute fin pratique. Cela permettra de proposer un abaque de dimensionnement unique avec plusieurs valeurs d'élancements, plutôt qu'une grande série de courbes.

Tableau 6.3 – Dispersion moyenne des déplacements critiques due au facteur de forme

Élancement	Facteurs de forme $S$	Écart-type moyen <sup>†</sup>
0,1	1 à 8	1,20 %
0,2	2,75 à 8	1,70 %
0,3	3,5 à 20	2,48 %
0,4	6 à 20	4,72 %
0,5	6 à 20	5,37 %
0,6	6 à 20	5,46 %
0,7	6,75 à 20	5,89 %

<sup>†</sup> exprimé en termes de pourcentage de la valeur moyenne de déplacement critique.

Plusieurs autres observations peuvent être faites à partir des courbes de la figure 6.11. Ainsi, la tendance remarquée lors de l'étude d'influence de la charge axiale selon laquelle la limite déchirement/instabilité était fonction de l'élancement seul se confirme. À la figure 6.11d, par exemple, à 3 MPa l'état limite est uniquement de type instabilité, tandis qu'à 2 MPa il passe au déchirement. Seule la figure 6.11c montre, pour une charge axiale de 4 MPa, une présence simultanée des deux types d'états limites pour des facteurs de forme différents. Cela est cependant normal puisqu'à 4 MPa, la figure 6.9 montre que la frontière entre rupture et instabilité se situe à un élancement  $el = 0,45$ .

Enfin, toujours en observant les courbes de la figure 6.11, on observe une distribution aléatoire de l'ordre des courbes critiques en fonction du facteur de forme, et aucune tendance particulière n'apparaît, liant la valeur du facteur de forme et les valeurs de déplacements critiques à une charge donnée.

### 6.3.4 Influence de l'élancement

Comme déjà largement illustré dans les sections précédentes, l'élancement est le paramètre géométrique d'étude qui a le plus d'influence sur le type et les valeurs des états limites ultimes des appuis et isolateurs sismiques de ponts en caoutchouc pour une charge axiale donnée. La section

précédente a démontré que le facteur de forme avait une influence très réduite sur les résultats. C'est pourquoi, dans cette section, l'influence de l'élançement sera étudiée à facteur de forme fixe.

L'influence de l'élançement est présentée selon les deux types de courbes critiques de comportement possibles pour les appareils en caoutchouc : soit un état limite ultime uniquement en déchirement pour toute valeur de charge axiale, soit un comportement ultime mixte de déchirement aux faibles charges axiales et d'instabilité pour des charges axiales plus élevées. Ainsi, deux cas sont considérés. Le premier, essentiellement adapté aux appuis, couvre une plage d'élançement entre 0,025 et 0,35 pour un facteur de forme fixe de 5, et le second, adapté aux isolateurs, couvre une plage d'élançement de 0,25 à 0,75 pour un facteur de forme fixe de 11.

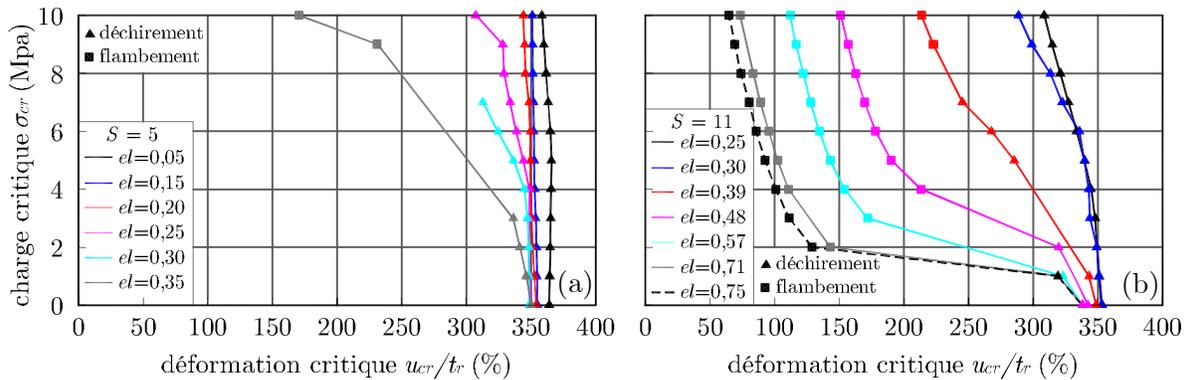


Figure 6.12 – Évolution des courbes critiques en fonction de l'élançement : (a) pour les appuis ( $S = 5$ ) et (b) pour les isolateurs ( $S = 11$ )

La figure 6.12a présente les courbes critiques du premier cas d'étude (appuis). Ces courbes confirment la prédominance des états limites par déchirement observables pour les appuis étant donné leurs élançements assez faibles. À la figure 6.12a, seul un appareil présente une instabilité pour des charges très élevées (9 MPa et 10 MPa). Le cas de cet appareil et de son comportement particulier sera évoqué plus loin. On remarque ensuite que l'influence de l'élançement sur la valeur du déplacement critique est faible lorsqu'il s'agit de déchirement. En effet, en augmentant l'élançement, on diminue effectivement la capacité en déformation de l'appareil, mais cette réduction de capacité est faible : de l'ordre de 8 % au maximum pour une charge inférieure à 5 MPa, et de l'ordre de 15 % à 10 MPa.

La figure 6.12b présente l'influence de l'élançement sur la distribution des courbes critiques, mais cette fois sur la population d'isolateurs ( $el$  de 0,25 à 0,75 pour  $S = 11$ ). Sur ces courbes critiques, les états limites par déchirement et par instabilité sont bien représentés. Comme l'a indiqué le paragraphe précédent, on observe que la dispersion des points critiques de déchirement (charges axiales inférieures à 2 MPa) est faible selon l'élançement. Pour des charges plus importantes entraînant un état limite d'instabilité, on observe que l'augmentation de l'élançement a pour effet une diminution rapide de la capacité en déformation. Cette diminution est la plus marquée pour les valeurs moins élevées d'élançements (lors du passage d'un état limite de déchirement à un état limite de flambement), puis devient plus régulière à partir de  $el = 0,50$ . La réduction du déplacement critique est forte, puisqu'à une charge de 5 MPa, la capacité en déformation passe de 340 % pour  $el = 0,25$  à 92 % pour  $el = 0,75$ , soit une diminution de 73 % du déplacement critique du plus faible élançement. À 10 MPa, cette diminution atteint même 80 %.

## 6.4 ABAQUES DE DIMENSIONNEMENT

### 6.4.1 Définition des abaques

Les résultats des études d'influence précédentes permettent la construction d'abaques de dimensionnement simples à destination des ingénieurs de la pratique pour les appareils d'appuis et les isolateurs sismiques en caoutchouc naturel de forme carrée, comme étudiés dans ce projet. La figure 6.13 présente les abaques proposés à cette fin par les auteurs, s'appliquant autant aux appuis de ponts qu'aux isolateurs sismiques. L'élancement est de loin le paramètre le plus influent sur le type d'état limite ultime et les valeurs des déplacements critiques, tandis que l'étude a montré que le facteur de forme  $a$ , lui, une influence faible se traduisant seulement par une légère dispersion des courbes autour d'une courbe moyenne. Ainsi, les abaques de la figure 6.13 présentent des courbes critiques d'appareils pour une plage complète d'élancements, courbe correspondant soit aux appuis, soit aux isolateurs, mais indépendantes du facteur de forme des appareils. Le facteur de forme  $y$  intervient uniquement par la définition d'une enveloppe de capacité autour des courbes critiques. Les courbes critiques correspondent en fait aux valeurs moyennes des courbes obtenues sur tout le spectre des facteurs de forme (soit des appuis, soit des isolateurs), et l'enveloppe est définie par la courbe moyenne plus ou moins l'écart-type généré par la plage des facteurs de forme. Dans l'optique d'une intégration de ce genre de courbes à un code de construction, il faudrait probablement envisager de présenter des courbes plus sécuritaires, en utilisant par exemple la courbe enveloppe la plus basse et en la pondérant par un facteur de sécurité suffisant. Ce type de courbes peut être très utile à un ingénieur, soit pour le dimensionnement d'un nouvel isolateur connaissant un

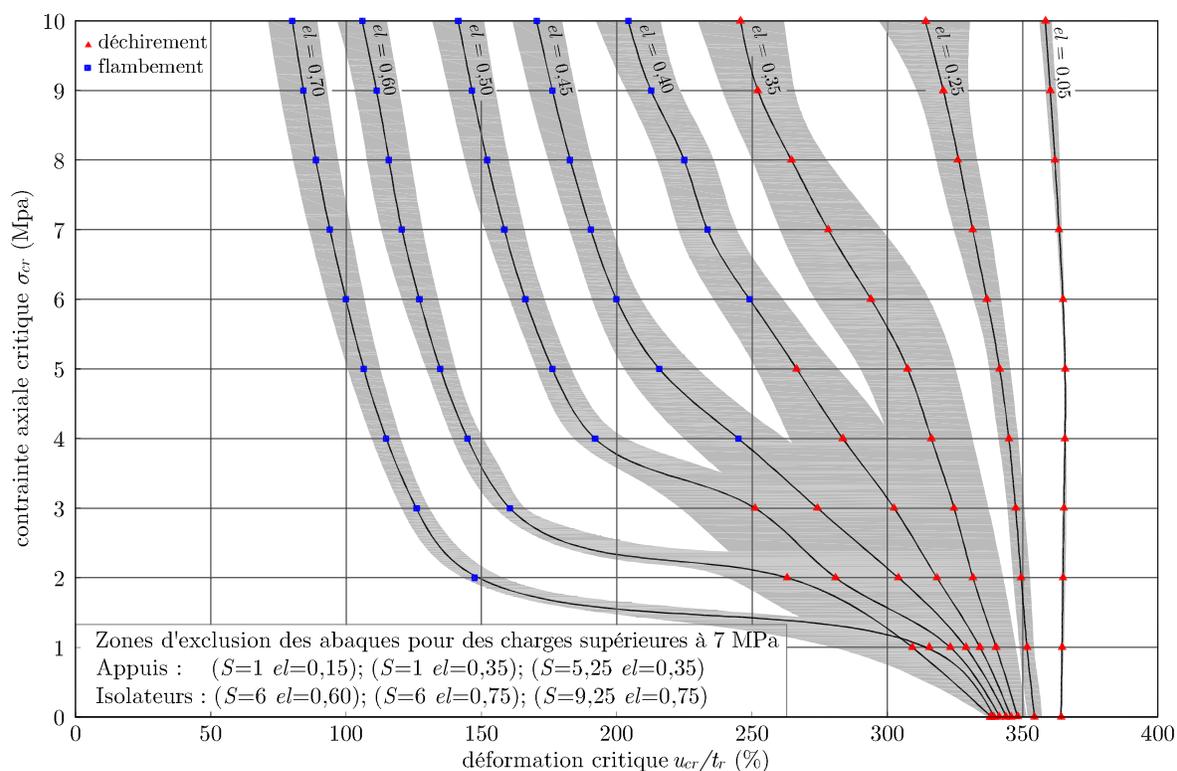


Figure 6.13 – Abaques de dimensionnement pour les appuis et les isolateurs sismiques

déplacement cible et une charge axiale de travail, soit pour l'évaluation de la vulnérabilité sismique d'un pont comprenant des isolateurs connus (ou des appuis qui agiront comme des isolateurs en cas de séisme). Les courbes de la figure 6.13 sont valables pour des appareils de 900 mm de large, valeur pour laquelle les analyses numériques ont été faites. Comme il a été expliqué à la section 6.3.1, ces courbes sont aussi applicables à des appareils de moindre taille, car elles restent sécuritaires dans la mesure où des appareils de plus petite taille offrent des capacités de déplacements critiques plus élevées à charge axiale identique. Un utilisateur des abaques de dimensionnement pourrait également décider d'en déduire d'autres, plus précises, pour des largeurs d'appuis ou d'isolateurs plus petites, en appliquant la procédure simple expliquée à la section 6.3.1.

Les abaques de la figure 6.13 sont valables pour la quasi-totalité des appareils d'appui ou d'isolation sismique de la population étudiée dans le projet (fig. 6.1). Il existe cependant certaines zones, dans le plan  $(S, el)$ , avec des spécimens particuliers pour lesquels les courbes critiques moyennes présentées à des fins de dimensionnement ne peuvent pas s'appliquer. Ces spécimens ne répondent pas aux hypothèses précédentes de construction des abaques généraux, en particulier l'indépendance des déplacements critiques par rapport au facteur de forme. Les deux zones concernées sont indiquées à la figure 6.14.

La principale région de spécimens problématiques est une zone, relativement restreinte, de la population des appuis. Cette zone apparaît très clairement à la figure 6.14, qui représente, avec une échelle de couleur et dans le plan  $(S, el)$ , les valeurs de déformations critiques de tous les spécimens pour une charge verticale de 10 MPa. On y remarque, dans le coin supérieur gauche de la population des appuis, une zone triangulaire avec un contraste de valeurs drastique par rapport aux spécimens voisins immédiats. Ce sont des spécimens qui ont un facteur de forme très faible (donc des couches de caoutchouc très épaisses) et un élancement relativement élevé pour des appuis. À partir de charges verticales suffisamment élevées (au-dessus de 7 MPa), ces appareils sont soudainement sujets au flambement, ce qui réduit considérablement leur capacité de déplacement. Pour certains de ces appareils, les charges verticales en question sont même supérieures à leur charge critique à l'état non déplacé (chap. 3), ce qui se traduit alors par une valeur de déplacement critique nulle (phénomène d'instabilité statique). Ce comportement est illustré par les courbes critiques incrustées dans la figure 6.14, qui donnent l'exemple de deux spécimens différents de ces zones problématiques. Il est donc très important de considérer avec attention le commentaire accompagnant les abaques de dimensionnement de la figure 6.13 (zones d'exclusion), selon lequel les appareils appartenant à une zone problématique ne doivent en aucun cas être utilisés pour soutenir des charges supérieures à 7 MPa. Cependant, malgré ce handicap à forte charge axiale, ces spécimens ne doivent pas nécessairement être proscrits de tout dimensionnement, puisqu'ils ont un comportement tout à fait adéquat tant qu'ils sont utilisés pour des charges raisonnables. Pour des charges inférieures à 7 MPa, les abaques de dimensionnement de la figure 6.13 sont valables aussi pour ces spécimens particuliers.

En observant à nouveau la figure 6.14, on remarque la présence d'une seconde zone problématique présentant les mêmes caractéristiques, située cette fois dans le coin supérieur gauche de la population des isolateurs. Un exemple de courbe critique d'un de ces spécimens est aussi présenté à la figure 6.14. Cette seconde zone est néanmoins beaucoup moins problématique que la première, car la chute soudaine des valeurs de déplacements critiques est beaucoup moins sévère, puisque la capacité de déplacements des spécimens voisins immédiats à ces charges est déjà très faible (avec un état limite de flambement) et sous les valeurs usuelles de déplacements recherchées lors d'un dimensionnement réel.

Les deux zones d'exclusion évoquées pour la validité des abaques se présentent sous la forme de triangles dans le plan  $(S, el)$ , dont les géométries des spécimens aux coins sont définies au tableau 6.4.

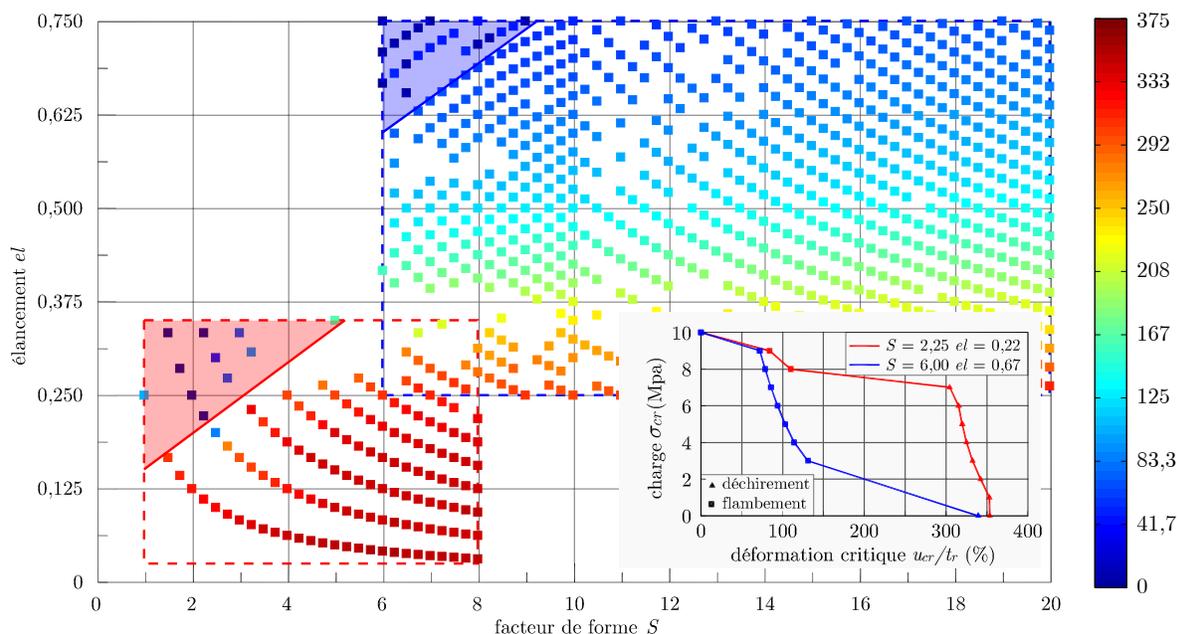
Figure 6.14 – Distribution des valeurs de déplacements critiques dans le plan  $(S, el)$  à 10 MPa

Tableau 6.4 – Zones triangulaires d'exclusion des abaques pour des charges supérieures à 7 MPa

Zone d'exclusion	point 1		point 2		point 3	
	$S$	$el$	$S$	$el$	$S$	$el$
appuis	1	0,15	1	0,35	5,25	0,35
isolateurs	6	0,6	6	0,75	9,25	0,75

#### 6.4.2 Comparaison avec les limites des normes CAN/CSA S6-06 et GSSID/AASHTO

La norme S6-06 [15] impose une limite à la déformation cumulée  $\gamma_{cum}$  en cisaillement due à la combinaison sismique des charges de calcul. Ainsi la somme des déformations en cisaillement engendrées par la compression axiale (due aux charges verticales), le déplacement latéral sismique et la rotation ne doit pas dépasser  $0,75\epsilon_u$  (CSA S6-06, art.4.10.3), où  $\epsilon_u$  est l'élongation à la rupture du matériau dans le cas d'une traction uniaxiale (540 % dans le cas de cette étude, d'après les essais de caractérisation évoqués à la section 5.2.1). Aussi, à l'état limite de service, la déformation en cisaillement due à la seule compression axiale ne doit pas dépasser  $0,33\epsilon_u$ . En considérant ces limites, on peut déterminer la déformation latérale maximale admissible en fonction de la charge axiale  $\sigma_0$  supportée par l'isolateur. Pour respecter ces limites de déformation, les relations suivantes doivent être vérifiées :

$$\sigma_0 \leq \frac{0,055\epsilon_u E_c}{S} \quad (6.9)$$

$$\sigma_0 \leq \frac{E_c}{6S} (1 - \gamma el) (\gamma_{cum} - \gamma_r - \gamma) \quad (6.10)$$

où  $E_c$  est le module de compression donné par  $E(1 + 2kS^2)$ ,  $\gamma$  est la déformation en cisaillement due au déplacement latéral,  $\gamma_r$  est la déformation en cisaillement due à la rotation de l'appui et  $\gamma_{cum} = 0,75\epsilon_u$ . Le guide de l'AASHTO sur la conception des ponts par isolation sismique [4] impose des restrictions similaires, excepté que la déformation maximum cumulée est donnée par  $\gamma_{cum} = 5$  et que seulement 50 % de la déformation en rotation est considérée dans la combinaison sismique.

La figure 6.15 illustre que le facteur de forme a une influence marquée sur les limites imposées par les normes, alors que l'étude de ce projet a montré que ce paramètre a une influence négligeable sur les valeurs de déformations critiques des appareils d'appui et d'isolation sismique. À l'inverse, la figure 6.15 montre aussi que les normes attribuent à l'élancement des appareils une influence certes notable, mais qui reste assez limitée par rapport aux résultats de ce chapitre, qui ont montré qu'il s'agissait du paramètre le plus critique pour les états limites ultimes.

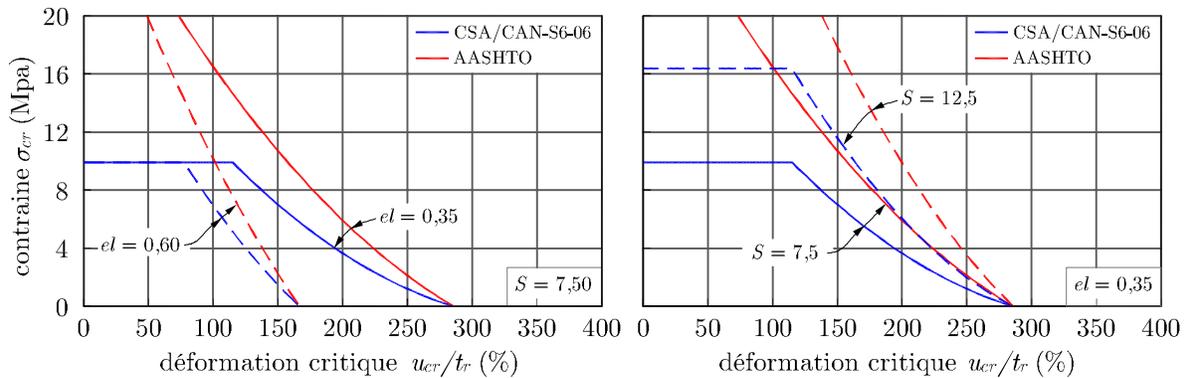


Figure 6.15 – Influence de  $S$  et  $el$  sur les limites des normes S6-06 et AASHTO

Les limites imposées par les deux normes sont aussi illustrées à la figure 6.16 pour quatre combinaisons différentes de facteurs de forme et d'élancement. Sur les mêmes graphes, on présente les abaques de dimensionnement correspondants déterminés dans cette étude à la section précédente. On peut voir que les équations des deux normes sont très conservatrices pour les faibles élancements et deviennent non sécuritaires pour les isolateurs élancés.

## 6.5 DÉFINITION D'ÉTATS LIMITES STATISTIQUES

Cette section aborde la définition d'états limites des appareils d'appui et d'isolation sismique des ponts dans une approche basée sur la performance sismique. Les états limites présentés ont pour but une utilisation dans le cadre de la construction de courbes de fragilités statistiques concernant des populations complètes de ponts présentant entre eux certaines similarités géométriques. Ce type d'étude a été mené par Siqueira et Paultre [44] dans un récent projet de recherche de l'Université de Sherbrooke pour le compte du Ministère des Transports du Québec. Les résultats de cette section

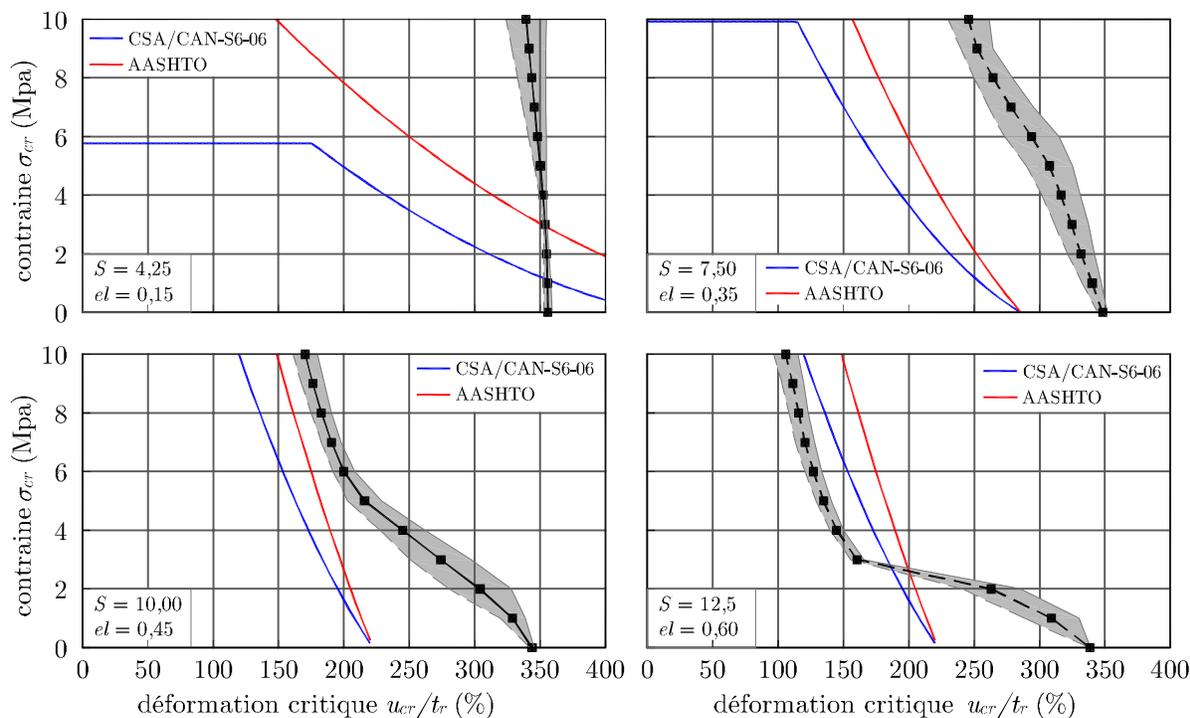


Figure 6.16 – Comparaison des abaques avec les limites des normes S6-06 et AASHTO

ont donc pour but de préciser quantitativement certaines hypothèses qui sont faites très souvent dans ce genre d'études statistiques, mais qui ne sont pas fondées sur des études suffisantes la plupart du temps.

Pour des études basées sur la performance sismique, on cherche généralement à définir cinq (5) niveaux d'endommagements progressifs pour chaque composante structurale du pont. Dans ce projet, l'étude des états limites ultimes des appareils d'appuis et d'isolation sismique en caoutchouc naturel a montré qu'il n'est pas possible de définir des niveaux d'endommagements intermédiaires avant l'état limite ultime de flambement ou de déchirement. Cependant, les paragraphes précédents de ce chapitre ont montré une assez grande variabilité des valeurs de déplacements critiques en fonction de la charge axiale appliquée et en fonction des paramètres géométriques des appareils. De nombreux cas d'étude numériques différents ont donc été considérés, permettant désormais une analyse statistique des résultats. C'est donc dans une démarche statistique que plusieurs niveaux d'états limites sont définis dans cette section, correspondant chacun à une probabilité que les appareils atteignent leur état limite ultime dans une population d'appuis ou d'isolateurs définie. Plusieurs populations pertinentes, prises dans l'ensemble des spécimens étudiés dans ce projet, ont été considérées, et des valeurs d'états limites (ultimes et intermédiaires) sont proposées pour chacune d'elles.

### 6.5.1 Pondération des résultats numériques

Dans un premier temps, il est nécessaire de définir des facteurs de pondération associés à chaque cas de l'étude numérique menée, permettant de donner une importance relative à chaque combinaison des paramètres de l'étude. Cette pondération représente la probabilité de rencontrer,

dans la pratique, une combinaison de charge axiale, de largeur d'appareil, de facteur de forme et d'élancement. À l'instar de la définition de la population globale d'étude présentée à la section 6.1, ces pondérations sont ouvertement critiquables. Générées par des lois de probabilité normales ou log-normales, elles ont été choisies de façon subjective par les auteurs suivant ce qui leur paraissait le plus logique du point de vue de l'ingénierie. Seule une étude statistique sérieuse sur des populations d'appareils d'appuis ou d'isolateurs sismiques réels, au Canada ou aux États-Unis par exemple, permettrait d'ajuster objectivement les lois de pondération utilisées. Cependant, aucune étude du genre n'existe à la connaissance des auteurs.

### Loi normale et log-normale

La loi normale, aussi appelée loi de Gauss, est une loi de probabilité continue qui dépend de deux paramètres : sa moyenne  $\mu$  et son écart-type  $\sigma$ . En forme de cloche, cette loi est centrée sur  $\mu$  et le paramètre  $\sigma$  définit l'ouverture de la cloche. La densité de probabilité de la loi normale est donnée par :

$$f(x|\mu, \sigma) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(x-\mu)^2}{2\sigma^2}} \quad (6.11)$$

La loi log-normale, quant à elle, est définie tel que le logarithme de la variable observée suit lui-même une loi normale. Sa densité s'exprime, pour des paramètres  $\mu$  et  $\sigma$  :

$$f(x|\mu, \sigma) = \frac{1}{x\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(\ln x - \mu)^2}{2\sigma^2}} \quad (6.12)$$

L'inconvénient de cette loi, notamment dans la définition de valeurs de pondération, est la position de son maximum qui est dépendant d'une combinaison non évidente de  $\mu$  et de  $\sigma$ . En revanche, un avantage certain est la non-symétrie de sa distribution, ce que ne permet pas la simple loi normale, symétrique par rapport à sa valeur moyenne.

### Homogénéité de la population considérée

Pour pouvoir appliquer des facteurs de pondération dans l'étude statistique des états limites des appuis et isolateurs de ponts, il est nécessaire de se baser sur une population d'appareils homogène selon les quatre variables de l'étude (charge axiale, largeur, facteur de forme et élancement). À cette population homogène seront ensuite appliqués les facteurs de pondération, qui ont pour but de traduire la densité de certains individus par rapport à la population globale. Comme il a déjà été expliqué à la section 6.1 de ce chapitre, la relation mathématique existant entre le facteur de forme  $S$  et l'élancement  $el$  (éq. (6.1)) entraîne automatiquement un suréchantillonnage de la plage des élancements pour des facteurs de forme de plus en plus élevés. Le nombre d'individus pour un facteur de forme donné n'est donc pas distribué de façon homogène, comme l'illustre la figure 6.1 présentant la distribution des spécimens numériques selon les paramètres  $S$  et  $el$ . Cela biaise l'étude statistique qui est menée dans cette section, puisque les valeurs moyennes obtenues sont nécessairement plus influencées par les valeurs de paramètres présentant le plus grand nombre d'individus.

Une première pondération des résultats des individus de la population globale des spécimens est donc effectuée pour corriger l'inhomogénéité de leur distribution selon le facteur de forme. Puisqu'il a été démontré que le facteur de forme influençait peu les résultats sur les déformations critiques, une telle pondération aurait pu être évitée. Elle a cependant été effectuée par souci de rigueur. Cette pondération est simple et consiste à appliquer un facteur qui dépend du nombre d'individus pour

un facteur de forme  $S$  et du nombre d'individus maximum recensés pour le facteur de forme le plus peuplé. Le problème d'homogénéité ne se pose que pour le facteur de forme. En effet, un décompte de population similaire a été mené pour d'étroites plages de valeurs de l'élanement, qui montre que la population est répartie de façon homogène selon ce paramètre (bien que visuellement ce ne soit pas évident à la figure 6.1). Le problème n'existe pas non plus pour les deux dernières variables de l'étude, soit la largeur et le niveau de charge axiale, puisque dans l'étude chaque individu de la matrice globale  $(S,el)$  est considéré pour chaque valeur de largeur et de charge verticale. Ces deux derniers paramètres ont d'ailleurs été échantillonnés avec un pas régulier à cette fin.

### Pondération de la charge axiale

Le chargement vertical le plus utilisé dans la pratique lors du dimensionnement d'appuis et d'isolateurs sismiques de ponts est de 5 MPa, valeur de référence principale utilisée aussi durant les essais expérimentaux de ce projet. Cette valeur a donc été choisie comme maximum de pondération. Même si l'étude de ce projet, qui se veut la plus large possible, s'étend pour des charges axiales nulles jusqu'à 10 MPa, il est impossible dans la pratique, par nature de l'application, d'avoir des charges verticales proches de 0. Ainsi, l'utilisation d'une loi log-normale permet de respecter ces conditions, en induisant une faible participation des charges faibles et en conservant, grâce à son asymétrie, une pondération raisonnable des valeurs plus élevées. La figure 6.17 présente la pondération utilisée, ramenée à une valeur maximale unitaire, pour la plage des charges verticales de 0 MPa à 10 MPa. Cette courbe correspond à la loi log-normale de paramètres  $\mu = 1,85$  et  $\sigma = 0,5$ . La loi ici utilisée exclut quasiment de l'analyse les valeurs comprises entre 0 MPa et 1,5 MPa tout en permettant d'atteindre rapidement des poids importants entre 3 MPa et 7 MPa. Pour les valeurs de 7 MPa à 10 MPa, la diminution des poids est plus lente, pour finir à une pondération de 0,4 à 10 MPa, qui reste une charge rarement utilisée.

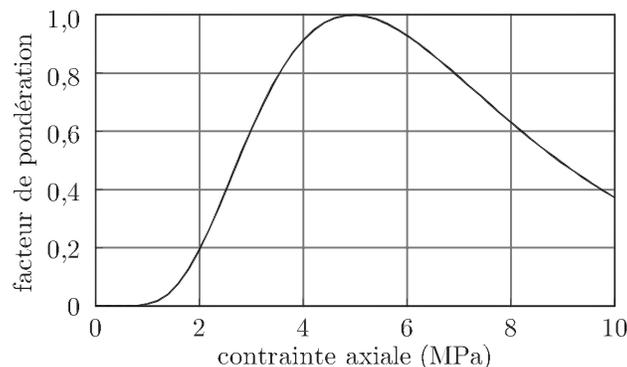


Figure 6.17 – Loi de pondération de la charge axiale : loi log-normale  $\mu = 1,85$  et  $\sigma = 0,5$

### Pondération des largeurs des appareils

La plage utile des largeurs des appareils d'appuis et d'isolation sismique considérée dans l'étude s'étend de 300 mm à 900 mm. Les auteurs n'ayant aucune raison particulière de considérer comme plus probable une dimension plutôt qu'une autre, une pondération uniforme égale à 1 a été appliquée sur toute la plage de largeurs. Cela se justifie aussi par le fait qu'en pratique, les dimensions d'un appareil sont avant tout déterminées par la charge verticale que l'ingénieur désire lui appliquer et

évidemment par le poids de l'ouvrage et le nombre d'appareils utilisés en parallèle. L'ensemble de ces facteurs ne permet donc pas de supposer dans l'étude une dimension privilégiée d'appareils en l'absence de données statistiques.

### Pondération des paramètres géométriques pour les appuis

Selon la définition choisie à la section 6.1 de ce chapitre, les paramètres géométriques des appuis prennent leurs valeurs entre 1 et 8 pour le facteur de forme  $S$  et entre 0,025 et 0,35 pour l'élancement  $el$ . Les lois de pondération de ces deux paramètres pour les appuis sont donc définies dans ces intervalles (valant 0 à l'extérieur).

Le facteur de forme est pondéré en suivant une loi normale de paramètres  $\mu = 5$  et  $\sigma = 3,5$ , et l'élancement par une loi log-normale de paramètres  $\mu = -1,36$  et  $\sigma = 0,62$ . Ces deux lois sont illustrées à la figure 6.18. L'intérêt de la première loi est de garder une distribution symétrique autour du facteur de forme de valeur maximum. Ce point a été volontairement choisi à 5, induisant une excentricité dans la plage des facteurs de forme. Cela a l'avantage d'augmenter la pondération des spécimens ayant des couches de caoutchouc plus minces au détriment des appareils avec de très grandes couches, qui sont moins usuels dans la pratique. Pour l'élancement, le choix d'une loi log-normale permet de discriminer les élancements très faibles ( $el \leq 0,05$ ), tout en préservant un poids non négligeable pour des élancements faibles ( $el \approx 0,1$ ) à l'aide d'une pente forte, et en donnant un poids important aux élancements supérieurs 0,175 (valeur du maximum de la loi. L'asymétrie de la loi permet d'obtenir des pentes différentes de part et d'autre du maximum. La figure 6.20 présente visuellement le champ de distribution des pondérations de la zone des appuis dans le plan  $(S, el)$ .

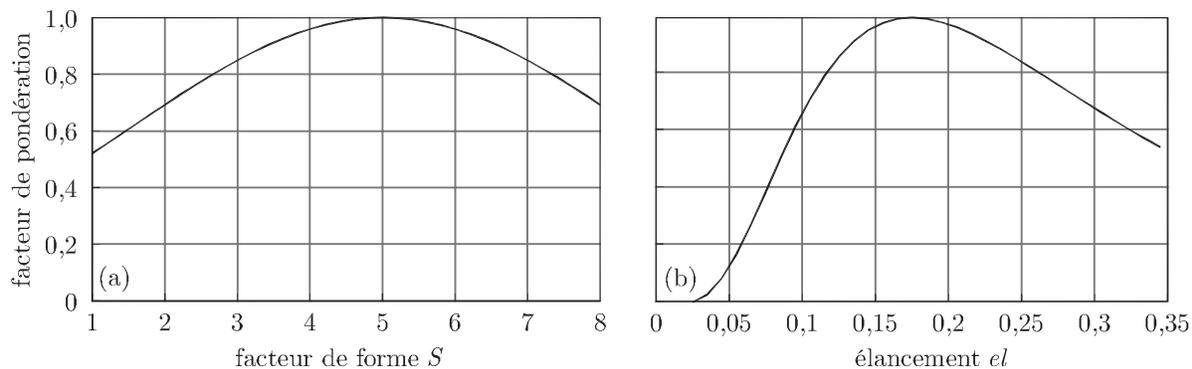


Figure 6.18 – Pondérations appliquées à la population des appuis : (a) facteur de forme  $S$  et (b) élancement  $el$

### Pondération des paramètres géométriques pour les isolateurs

Étant définis pour des plages de géométrie différentes de celles des appuis, et surtout, n'ayant pas du tout la même vocation que les appuis lors d'un dimensionnement, les isolateurs doivent avoir des lois de pondérations différentes de celles définies précédemment, y compris dans la zone de géométrie commune avec les appuis. Les isolateurs ont été définis à la section 6.1 de ce chapitre pour des facteurs de forme  $S$  entre 6 et 20, et des élancements compris entre 0,25 et 0,75.

La pondération des géométries de la zone d'isolateurs est faite à l'aide d'une loi log-normale de paramètres  $\mu = 2,71$  et  $\sigma = 0,56$  pour le facteur de forme. Son maximum, fixé à  $S = 11$ , se situe dans les facteurs de forme les plus répandus dans la littérature scientifique, et la loi conserve, grâce à l'asymétrie, les mêmes pondérations aux extrémités de la plage des facteurs de forme des

isolateurs. Une loi log-normale, dite retournée, de paramètres  $\mu = -0,65$  et  $\sigma = 0,55$  est utilisée pour les élancements. Cette seconde loi est retournée en ce sens qu'elle a d'abord été générée par l'équation de définition d'une loi log-normale sur l'intervalle global des élancements (0,025 à 0,75), mais son vecteur de valeurs a ensuite été retourné pour obtenir une enveloppe de pondération dont l'aspect est inversé par rapport à une loi log-normale classique. Cette loi offre un comportement adéquat pour faire ressortir l'importance, globalement identique, des élancements les plus faibles (de 0,25 à 0,5) tout en induisant, après son pic à  $el = 0,4$ , une forte décroissance de l'enveloppe, ce qui confère un poids très faible aux élancements supérieurs à 0,6.

Les deux lois de pondération utilisées sont présentées à la figure 6.19. La figure 6.20 présente le champ de distribution des pondérations de la zone des isolateurs dans le plan  $(S, el)$ .

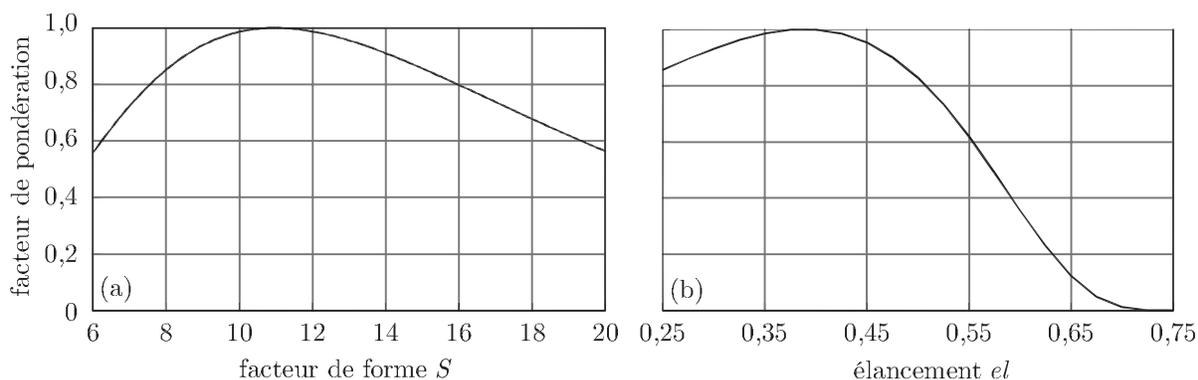


Figure 6.19 – Pondérations appliquées à la population des isolateurs : (a) facteur de forme  $S$  et (b) élancement  $el$

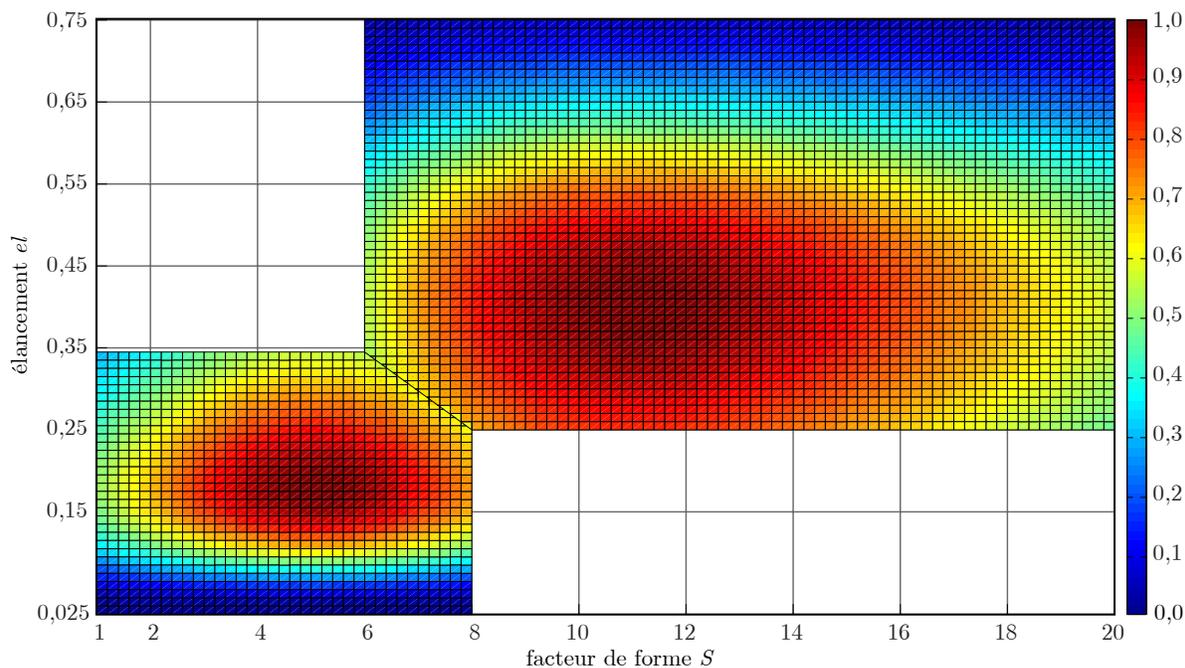


Figure 6.20 – Champ de pondération des zones d'appuis et d'isolateurs dans le plan  $(S, el)$

### 6.5.2 Étude statistique des états limites ultimes

Un programme informatique utilisant une structure de données englobant la totalité des résultats obtenus numériquement et pondérés suivant les indications de la section précédente a été mis au point pour traiter et présenter automatiquement la distribution statistique des déformations critiques d'une population d'appuis ou d'isolateurs donnée. Les valeurs d'entrées du programme sont les intervalles d'élanement, de facteur de forme, de largeur et de charge axiale de la population désirée, ainsi que le type d'appareil (appui ou isolateur). Le traitement des données permet d'obtenir la valeur moyenne, l'écart type et une représentation graphique des valeurs de déformations critiques de la population ciblée. L'idée est de disposer d'un outil complet et flexible, dans la mesure où les valeurs statistiques peuvent être générées pour une population complète ou réduite.

Avant de définir des valeurs pratiques d'états limites statistiques à la prochaine section, le traitement des données a d'abord été utilisé pour apporter des compléments d'étude sur l'influence de la charge axiale et de l'élanement sur les états limites ultimes des appareils d'appui et d'isolation. Le facteur de forme ayant montré sa faible influence, il ne sera pas réétudié ici et toute sa plage de définition est considérée dans les calculs statistiques. De même, la plage de largeurs est considérée au complet, de 300 mm à 900 mm, dans cette étude.

#### Influence statistique de la charge axiale

La section 6.3.2 a montré que l'augmentation de la charge axiale influe directement sur la nature de l'état limite observé et donc sur la valeur des déformations critiques. À l'aide de l'outil informatique mis en place pour cette étude, des valeurs de déformations critiques moyennes ont été calculées pour différentes plages de charges axiales (plages de 2 MPa de largeur, centrées autour d'une valeur entière). La figure 6.21 présente l'évolution de cette valeur moyenne en fonction du niveau de charge axiale pour des appareils d'appuis et des isolateurs. Les paramètres d'élanement, de facteur de forme et de largeur sont considérés sur la totalité de leurs plages utiles, soit pour les appuis  $S$  allant de 1 à 8 et  $el$  de 0,025 à 0,35, et pour les isolateurs  $S$  allant de 6 à 20 et  $el$  de 0,25 à 0,75. Dans les deux cas, la plage de largeurs  $b$  s'étend de 300 mm à 900 mm.

La figure 6.21 met en avant la faible influence de la charge axiale sur les états limites des appuis. Cela a déjà été observé à la section 6.3.2, et il est possible de quantifier la diminution du déplacement critique moyen, de l'ordre de 13,7 % de la capacité des appuis entre 1 et 9 MPa. On observe que les déformations critiques moyennes restent relativement constantes à faible charge, puis connaissent progressivement une diminution pour les fortes charges (>7 MPa). Cela est dû essentiellement à l'instabilité de certains des appuis de faibles facteurs de forme lorsqu'ils sont soumis à de grandes charges axiales, comme discuté à la section 6.4.

Concernant la population des isolateurs, la figure 6.21 confirme que les déplacements critiques moyens diminuent à mesure que la charge axiale augmente et que cette influence est beaucoup plus marquée que pour les appuis. Cela s'explique évidemment par l'apparition systématique d'instabilités aux élanements importants, état limite pour lequel les valeurs critiques de déformations sont nettement plus faibles qu'à la rupture. Le graphique permet aussi de quantifier statistiquement l'influence de la charge axiale sur la perte de capacité. Il est pertinent de rappeler qu'ici l'élanement n'influe en rien sur le résultat, dans la mesure où la même plage d'élanement est utilisée à chaque charge axiale. Relativement linéaire, la diminution des déplacements critiques en fonction de la charge axiale est de 34 % entre 1 MPa et 9 MPa, soit environ une perte de 5 % par MPa.

Enfin, la figure 6.22 illustre, dans le cas des isolateurs, l'effet de la charge axiale sur la distribution des valeurs de déformations critiques. Les distributions de populations sont illustrées pour des intervalles de charges de 3 à 5 MPa, de 5 à 7 MPa et de 7 à 9 MPa. Le pic de densité de population

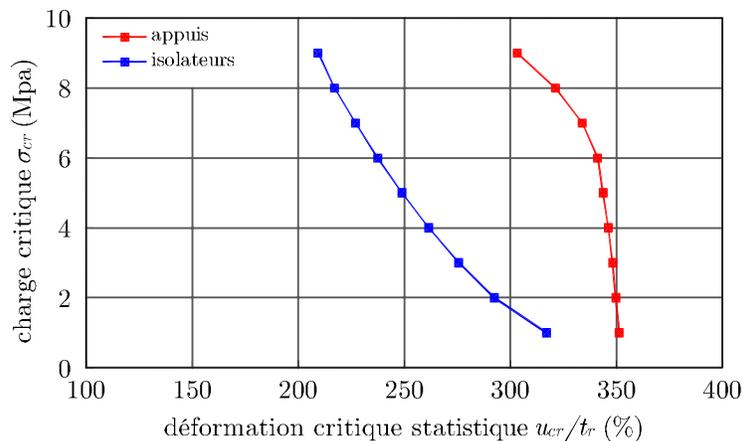


Figure 6.21 – Influence statistique de la charge axiale sur les déformations critiques des appuis et des isolateurs

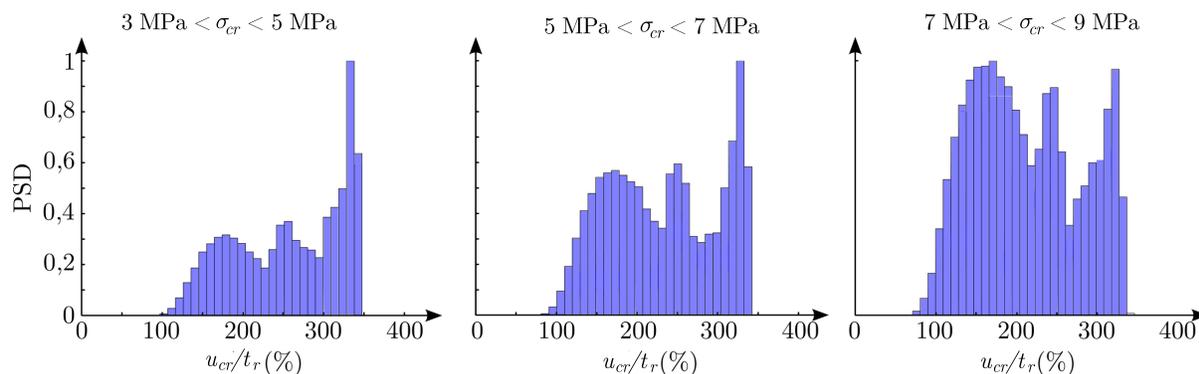


Figure 6.22 – Distributions des déformations critiques des isolateurs en fonction de la charge axiale

situé à droite est relatif à des spécimens avec un état limite de rupture par déchirement, et le pic de gauche (valeurs critiques plus faibles) correspond plutôt à des états limites d'instabilité. On remarque une migration des densités de population les plus fortes de la droite vers la gauche, c'est-à-dire une diminution du nombre de spécimens qui déchirent, à la faveur d'une augmentation des spécimens devenant instables, à mesure que la charge axiale augmente.

### Influence statistique de l'élancement

L'influence statistique de l'élancement est abordée de façon identique à celle de la charge axiale. Deux études ont été faites, l'une pour les appuis et l'autre pour les isolateurs, avec des plages de paramètres complètes pour le facteur de forme (dépendant du type d'appareil), pour la largeur et pour la charge axiale (0 MPa à 10 MPa). La figure 6.23 présente l'influence statistique de l'élancement sur la valeur moyenne des déformations critiques de chaque population étudiée. Les plages d'étude dépendent donc du type d'appareils, soit des élongations  $el$  allant de 0,025 à 0,35 pour les appuis et de 0,25 à 0,75 pour les isolateurs. Chaque point correspond à une moyenne des valeurs critiques dans une plage étroite autour des élancements ciblés.

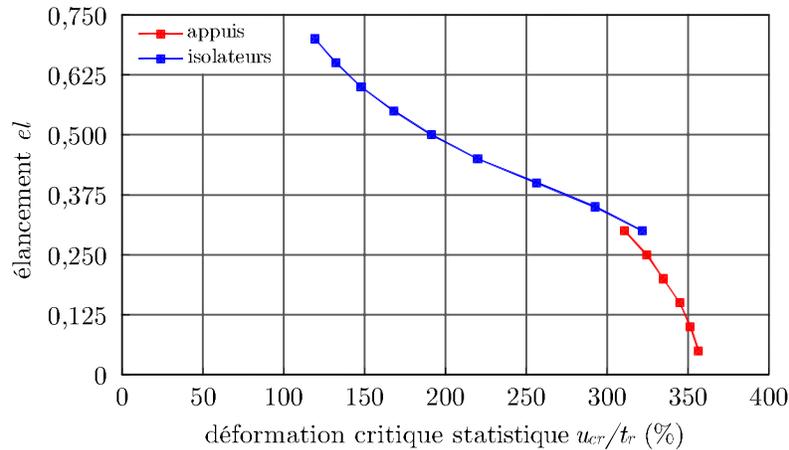


Figure 6.23 – Influence statistique de l'élanement sur les déformations critiques des appuis et des isolateurs

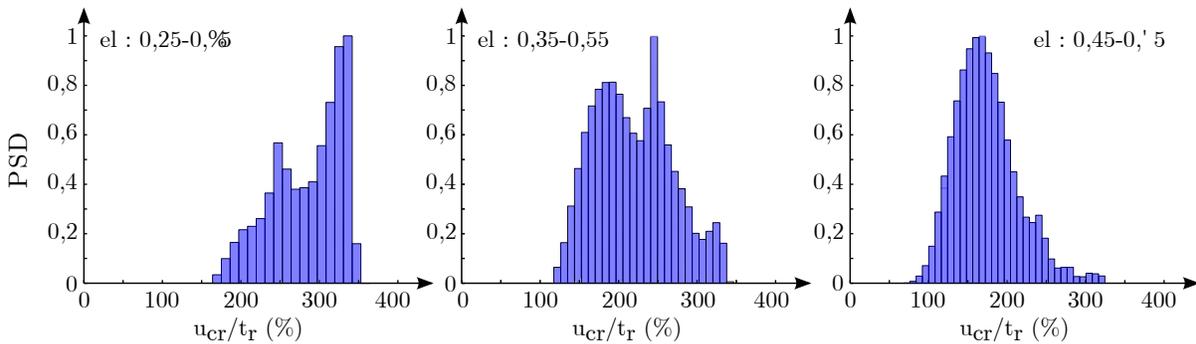


Figure 6.24 – Distribution des déformations critiques des isolateurs en fonction de l'élanement

En accord avec ce qui a été décrit à la section 6.3.4, l'élanement a relativement peu d'influence sur les valeurs des déformations critiques des appareils d'appuis. La perte de capacité est de 12,9% entre des élanements de 0,05 et de 0,30. Cette réduction est d'autant plus importante que l'élanement devient grand. Cela se justifie, à nouveau, par l'apparition d'instabilité pour des appareils d'appuis à petits facteurs de forme et d'assez grands élanements pour des charges axiales supérieures à 7 MPa (section 6.4).

Dans le cas des isolateurs, la figure 6.23 confirme qu'une grande perte de capacité en déformation a lieu pour des élanements croissants de 0,30 à 0,70, s'élevant à environ 62,9% sur l'ensemble de la plage. La figure souligne en particulier les précautions supplémentaires à prendre lors du dimensionnement d'isolateurs d'élanements supérieurs à 0,6, puisqu'à partir de ce point, la déformation critique moyenne descend en dessous de 150%, qui est la valeur de dimensionnement la plus utilisée dans la pratique et souvent recommandée par les normes.

Finalement, la figure 6.24 illustre l'évolution de la distribution des valeurs des déformations critiques des isolateurs pour les plages d'élanement de 0,25 à 0,45, de 0,35 à 0,55 et de 0,45 à 0,65. Pour la plage d'élanements la plus basse, la distribution a une forme triangulaire et prend ses valeurs entre 200% et 350% de déformation. En augmentant les valeurs d'élanement, on observe

la réduction du pic de densité de population de droite, lié à un état limite de rupture pour de faibles valeurs d'élanement  $el$ , à la faveur d'une migration des populations vers un pic situé à des valeurs de déformations bien inférieures, liées à des états limites d'instabilité aux forts élanements.

### 6.5.3 Définition d'états limites statistiques

Pour des études basées sur la performance sismique, on cherche généralement à définir cinq (5) niveaux d'endommagements progressifs pour chaque composante structurale du pont. Cette définition des états limites permet ensuite de statuer sur le niveau d'endommagement global d'une structure précise sous l'effet d'un tremblement de terre donné ainsi que sur son niveau de fonctionnalité postsismique. Dans le cadre d'une étude probabiliste, comme avec des courbes de fragilité, les états limites définis permettent d'estimer la probabilité qu'une structure particulière ou bien faisant partie d'un groupe donné ait atteint un niveau d'endommagement ou un autre à la suite d'un séisme d'une certaine intensité. C'est dans cette optique que cette dernière section du chapitre s'intéresse à déterminer des états limites pour les appuis ou les isolateurs sismiques de ponts en caoutchouc, c'est-à-dire des valeurs de déformations critiques associées à différents niveaux d'endommagement (ou plutôt dans ce cas-ci à différentes probabilités d'atteindre l'état limite ultime).

Deux études globales d'états limites statistiques ont été effectuées, chacune référant aux populations complètes d'appuis et d'isolateurs définies à la section 6.1. Chacun de ces cas est abordé au travers d'une représentation graphique contenant deux informations principales : un histogramme représentant la distribution de densité de population (PSD) en fonction des valeurs de déformations critiques, superposé à une courbe donnant la probabilité cumulative. Celle-ci donne, à une valeur de déformation critique donnée, la probabilité d'avoir des spécimens ayant une déformation critique inférieure ou égale à cette valeur, dans la population considérée. Cette courbe est à la base de la définition des différents niveaux d'états limites proposés, états intermédiaires ou état ultime. En effet, puisque l'étude a montré qu'on ne peut pas estimer de niveaux d'endommagement intermédiaire dans le cas d'appareils en caoutchouc, entre l'état sain et l'état limite ultime, une approche statistique est utilisée. Cela est d'autant plus pertinent que les résultats fournis entrent dans le cadre d'études probabilistes (courbes de fragilité) sur la performance sismique des ponts. Les résultats statistiques donnés tiennent évidemment compte des facteurs de pondération des paramètres de l'étude (section 6.5.1), qui représentent eux-mêmes la probabilité de rencontrer dans la pratique une combinaison particulière de paramètres.

Cinq intervalles de déformations critiques, associés chacun à une valeur choisie de probabilité, sont établis pour les isolateurs pour en définir cinq états limites statistiques d'endommagement. Seulement quatre sont définis pour les appuis. L'état limite ultime (V-endommagement complet) a été fixé à une probabilité de 50 %, qui correspond donc à la moyenne des déformations critiques de la population étudiée. Cette valeur ultime a été choisie, car au-delà de cette limite, il y a plus de chances qu'un appareil donné de la population ait atteint son état limite ultime plutôt que l'inverse. L'état limite I, sans dommage, a été fixé, lui, pour une probabilité très faible, soit inférieure à 2 %. Les valeurs de probabilités choisies correspondant aux différents états limites statistiques sont données au tableau 6.5. Les états limites ainsi postulés sont symbolisés dans les représentations graphiques à venir par les lignes pointillées noires. L'ensemble des valeurs de déformations critiques associées aux états limites de chaque population étudiée est récapitulé au tableau 6.6 en fin de chapitre, accompagné des valeurs moyennes de déformation critique (probabilité de 50 %, valeurs à l'état limite ultime) et de l'écart-type associé.

La figure 6.25 présente la distribution des déformations critiques pour la population complète des appuis, ainsi que la probabilité cumulative associée. On observe le regroupement de la quasi-totalité des valeurs critiques au-delà de 300 % de déformation. On remarque également que la

Tableau 6.5 – Distribution des états limites intermédiaires et ultime

État limite	probabilité
I-Sans dommage	<2 %
II-Endommagement léger	2 à 15 %
III-Endommagement modéré	15 à 30 %
IV-Endommagement sévère	30 à 50 %
V-Endommagement complet	>50 %

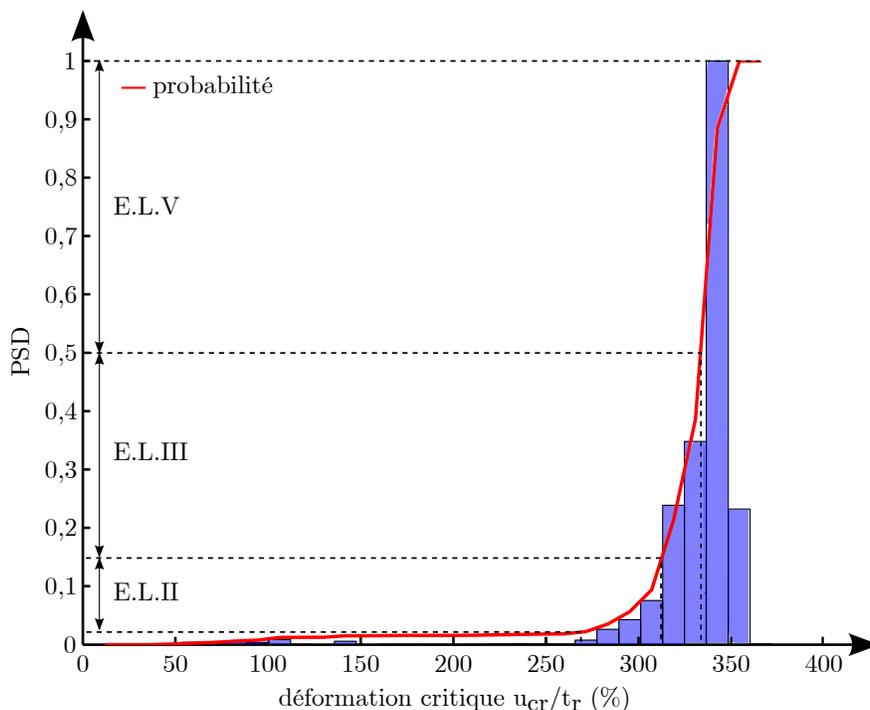


Figure 6.25 – Distribution des déformations critiques de la population complète des appuis

probabilité cumulative croît ensuite très rapidement, atteignant son maximum (à 1) pour environ 350% de déformation. Cela est en fait le résultat du type de rupture pratiquement exclusif en déchirement de cette population. C'est aussi la raison pour laquelle, il n'est pas possible de statuer sur cinq états d'endommagement différents pour ce type d'appareils. Les états limites de niveau III et IV sont donc confondus, dans la mesure où diviser l'intervalle en deux définirait des zones d'états limites différents très serrées (en termes de déformations), et donc peu pertinentes dans une logique d'état limite statistique. Notons qu'au tableau 6.6, l'écart-type de déformation critique associé à la population des appuis est grand, de façon surprenante. La raison en est l'existence des spécimens de la zone problématique (section 6.4), sujets au flambement soudain et ayant des déformations critiques très basses. Ces spécimens apparaissent légèrement dans la distribution de population à la figure 6.25. Si l'on élimine ces cas particuliers, l'écart-type retombe à une valeur très faible de 11 %.

La figure 6.26 présente la distribution des déformations critiques pour la population complète

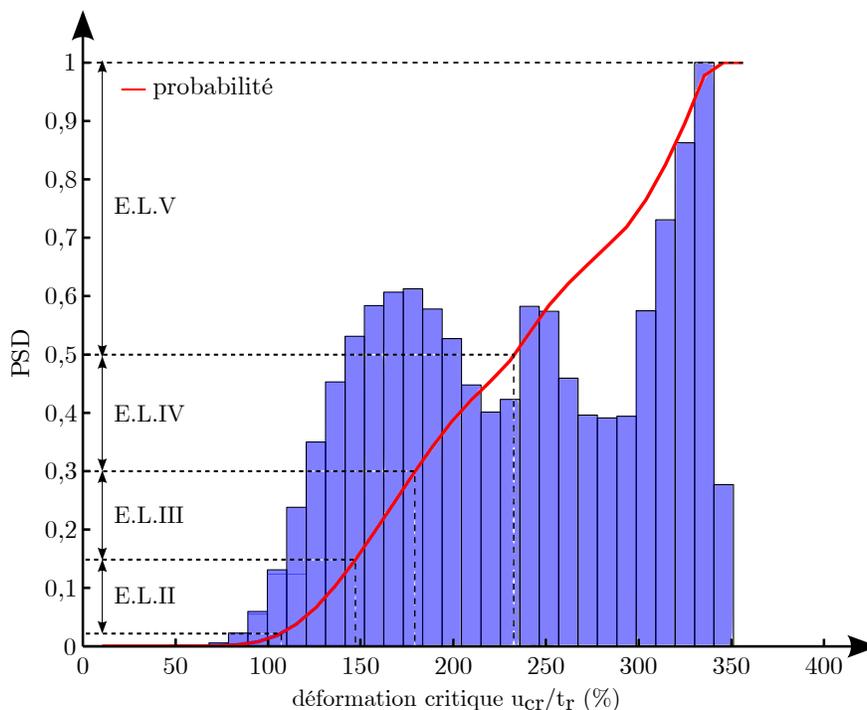


Figure 6.26 – Distribution des déformations critiques de la population complète des isolateurs

des isolateurs. Elle illustre parfaitement la double nature des états limites ultimes dans cette population, avec d'un côté les déplacements critiques associés à l'instabilité (valeurs modérées des déformations critiques) et de l'autre ceux associés à la rupture par déchirement (valeurs élevées des déformations, comparables à celles des appuis). À la vue de ces résultats, deux populations réduites d'isolateurs ont été définies, associées chacune à un type prédominant d'état limite ultime. Des états limites additionnels ont été quantifiés pour chacune de ces populations réduites. Ainsi, la figure 6.27a présente la distribution des déformations critiques pour une population d'isolateurs dits trapus, en ce sens où seuls les élançements de 0,25 à 0,40 ont été pris en compte. Inversement, la figure 6.27b représente la distribution des déformations critiques pour une population d'isolateurs élançés, dans une plage d'élançements comprise entre 0,40 et 0,75. Le but de ces populations réduites et de l'étude de leurs états limites est d'offrir aux utilisateurs des valeurs plus précises et plus représentatives de leurs problèmes, dans le cas où l'élançement des appareils d'isolation de leur étude est grossièrement connu. En effet, dans la population complète d'isolateurs, les appareils les plus élançés ont tendance à réduire considérablement la valeur moyenne des déformations critiques, et les appareils les plus trapus ont une forte tendance à augmenter celle-ci. Cela se traduit, au final, par un écart-type important des valeurs critiques de déformations dans la population complète. La réduction des écarts types relatifs à chaque population, présentés au tableau 6.6, est le parfait indicateur de l'homogénéisation des populations réduites. L'effet de la réduction des populations sur les états limites obtenus est aussi important, dans la mesure où, par exemple, la valeur de déformation critique du premier niveau d'endommagement (I-sans dommage) passe de 113,6 % pour la population globale à 245 % dans le cas de la population des isolateurs trapus. Elle ne change presque pas pour la population élançée, passant à 116,3 %. Les valeurs d'états limites associées à la population complète sont utiles si le système d'isolation à l'étude est totalement inconnu. En

revanche, si ce système est minimalement défini, les valeurs d'états limites d'une des deux populations réduites, selon le cas d'élançement, donneront probablement des résultats bien plus précis pour la détermination de la performance sismique de la structure à l'étude. Notons que, puisque la définition des deux populations réduites d'isolateurs a une finalité très pratique, il a été décidé de ne prendre en compte pour elles que la plage de charges verticales utilisée dans l'immense majorité des cas, soit entre 3 MPa et 7 MPa.

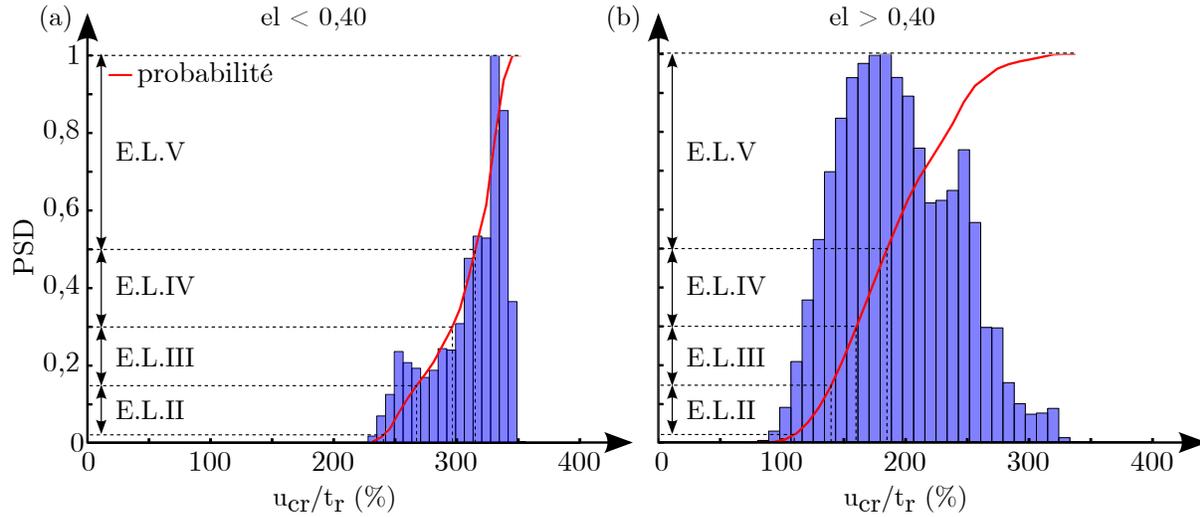


Figure 6.27 – Distribution des déformations critiques des populations réduites d'isolateurs entre 3 MPa et 7 MPa : (a)  $el < 0,4$  et (b)  $el > 0,4$

Tableau 6.6 – Définition des états limites statistiques en termes de déformations

Population	Déformations frontières (%)				Écart-type (déformation en %)
	E.L. I/II	E.L. II/III	E.L. III/IV	E.L. IV/V	
Appuis	279,4	322,7	-	334,2	48,2
Isolateurs	113,6	154,4	188,1	241,4	71,1
Isolateurs trapus	245,0	273,6	302,9	313,5	29,3
Isolateurs élançés	116,3	147,7	166,2	198,7	46,5

---

## CONCLUSION

Les isolateurs sismiques représentent un moyen efficace de réduire la vulnérabilité sismique des structures et sont particulièrement utilisés sur les ponts. Parmi l'éventail de systèmes d'isolation existant, les isolateurs sismiques en caoutchouc naturel occupent une place prépondérante en raison de leur faible coût, de leur simplicité de fabrication, et de leurs similitudes avec les appuis de ponts classiques. Les appuis de ponts en caoutchouc, eux, diffèrent des isolateurs sismiques essentiellement par leur géométrie et leur vocation initiale, puisqu'ils ne sont, a priori, pas dimensionnés pour subir de grandes déformations latérales en cisaillement. Cependant, durant un tremblement de terre, ils se comportent avec le système structural de la même manière qu'un isolateur sismique, jusqu'à ce que le tablier du pont commence à glisser sur l'appui, s'il n'y a pas d'ancrage rigide entre le tablier et l'appui. Ces deux types d'appareils en caoutchouc présentent un risque d'instabilité ou de déchirement du fait de leur grande flexibilité latérale, des déplacements importants auxquels ils sont soumis durant un tremblement de terre et des charges verticales importantes qu'ils doivent supporter en tout temps. Le présent document constitue le rapport final d'un projet de recherche mené par l'Université de Sherbrooke en collaboration avec le ministère des Transports du Québec visant à la détermination qualitative et quantitative des états limites des isolateurs et des appuis de ponts en caoutchouc dans une approche basée sur la performance sismique.

L'évaluation de la performance sismique d'un pont consiste à déterminer le niveau d'endommagement de la structure à la suite d'un séisme d'intensité donnée. L'endommagement est qualifié selon 5 échelons allant progressivement d'aucun dommage à la ruine de la structure, renseignant sur les moyens qui seront nécessaires à une remise en fonction du pont. La détermination de la performance sismique globale d'un pont se fait par l'évaluation de la performance sismique de chacune de ses composantes structurales. Cette évaluation est permise uniquement si des états limites de fonctionnement sont connus pour chacune des composantes structurales et si ceux-ci sont associés à un niveau d'endommagement. Les états limites correspondent à des phénomènes d'endommagement graduels, c'est-à-dire au sens large, à des modifications notables de l'état original du composant, que l'on peut lier à des valeurs connues d'un ou plusieurs paramètres de réponse qui seront atteintes durant un tremblement de terre. Cet exercice est délicat et requiert des essais expérimentaux représentatifs de la réalité. Avant ce projet de recherche, les états limites pour le comportement en cisaillement des appareils d'appuis et des isolateurs sismiques de ponts à base d'élastomères étaient de véritables inconnues. La conséquence d'une mauvaise définition des états limites est une mauvaise estimation du niveau d'endommagement des appuis et des isolateurs de ponts à la suite d'un séisme donné. Il en résulte une erreur d'estimation du niveau de dommages du pont au complet. Par exemple, lorsqu'un outil d'aide à la décision postséisme est élaboré sur la

base de courbes de fragilité de ponts, les priorités d'intervention se retrouvent biaisées. Le présent projet de recherche a été mené dans le but de répondre aux carences actuelles sur la connaissance des états limites des appareils d'appuis élastomères, et de définir clairement ceux-ci de manière distincte pour les simples appuis de ponts et pour les isolateurs sismiques.

Une revue bibliographique exhaustive a d'abord été présentée portant sur l'isolation des ponts à la base, sur l'influence des charges verticales sur les propriétés mécaniques des isolateurs et des appuis de ponts, ainsi que sur les problématiques d'instabilité des isolateurs à l'état déplacé. Les phénomènes de déchirement des appareils en caoutchouc sous des charges de cisaillement, très peu documentés dans la littérature, ont aussi été abordés à travers une revue des travaux existants sur les critères de rupture possibles du matériau de caoutchouc lui-même.

Une étude expérimentale a ensuite été présentée. Au total, dix-huit (18) spécimens d'isolateurs ou appuis de ponts à échelle réduite et douze (12) spécimens à échelle réelle ont été soumis à des essais de chargement combiné en compression et en cisaillement. Les spécimens ont été choisis pour couvrir une plage suffisante de paramètres géométriques les définissant entièrement, soit leur largeur, leur facteur de forme (lié à l'épaisseur des couches de caoutchouc) et leur élancement (lié au nombre de couches). Deux montages expérimentaux distincts ont été utilisés pour cela, assemblés dans les laboratoires de structures de l'Université de Sherbrooke. Des essais dynamiques en cisaillement à différents niveaux de contrainte axiale ont permis d'observer que la rigidité latérale des isolateurs diminue grandement avec l'augmentation de la charge verticale. Cette sensibilité au niveau de contrainte axiale diminue cependant avec l'augmentation de la déformation en cisaillement. L'étude a aussi permis d'établir que le taux d'amortissement des isolateurs augmente avec la charge verticale. L'étude a montré que cette augmentation est due, d'une part à la réduction de la rigidité latérale, et d'autre part à l'augmentation de la quantité d'énergie dissipée par cycle de chargement. À la suite des essais de caractérisation, une loi empirique a été proposée pour déterminer la rigidité d'un isolateur sismique sous une charge verticale donnée à partir de la connaissance de sa rigidité à charge axiale nulle. C'est un résultat particulièrement important de l'étude présentée dans ce rapport, dans le sens où, pour dimensionner un appareil d'isolation sismique et pour déterminer l'état limite qu'il peut atteindre durant un tremblement de terre, il est indispensable de connaître précisément sa rigidité, et donc de tenir compte efficacement du niveau de charge verticale auquel il est soumis.

Les mêmes spécimens expérimentaux à échelle réelle ou réduite ont également été soumis à des essais de recherche de leur état limite ultime. Deux méthodes d'essai ont été utilisées pour cela, selon le type d'état limite attendu, soit un essai indirect par méthode à déplacement constant (méthode MDC) pour le tracé des courbes de stabilité d'un isolateur, soit un essai par méthode directe en compression-cisaillement pour atteindre un déplacement critique de déchirement du spécimen. Cette étude expérimentale a essentiellement permis de comprendre que les appareils d'appui ou d'isolation ne subissent aucun dommage intermédiaire perceptible, ni visuellement, ni au niveau de leurs propriétés, avant d'atteindre leur état limite ultime, qui peut être seulement de deux types : soit une instabilité par flambement, soit une rupture par déchirement d'une couche de caoutchouc. Il est important de noter que, même si le caoutchouc est un matériau hyperélastique, il n'en est pas moins un matériau fragile, puisqu'il rompt brutalement sans signes avant-coureurs lorsqu'il atteint sa déformation ultime. Les appareils d'appui et d'isolation dont le mode de rupture est le déchirement sont donc des composantes fragiles d'une structure pour lesquelles il est donc très important d'avoir une marge de sécurité confortable pour un dimensionnement sécuritaire.

Un modèle numérique d'isolateurs a été développé sous le logiciel d'éléments finis ADINA pour étudier le comportement d'une large population de spécimens d'appui et d'isolation sismique. Ce rapport a présenté la définition détaillée de ce modèle. En particulier, le modèle comportemental utilisé pour le matériau de modélisation a été calibré sur des essais de caractérisation menés sur de

petites éprouvettes soumises soit à une traction uniaxiale, soit à un état de cisaillement pur, soit à un essai de cisaillement simple. À la suite d'une étude de maillage adéquate favorisant autant la précision des résultats que les temps de calcul, le modèle numérique global des appareils a été validé en comparant les résultats numériques de l'ensemble des spécimens testés expérimentalement aux réponses expérimentales réelles. Le modèle a montré sa capacité à prédire de façon très satisfaisante autant les courbes de comportement directes en compression-cisaillement que les courbes de stabilité.

La dernière phase du projet a consisté en l'étude des états limites ultimes d'une très large population de spécimens numériques d'appareils d'appui et d'isolation sismique à l'aide du modèle par éléments finis. Deux populations, l'une correspondant à des appareils d'appui et l'autre à des isolateurs sismiques, ont été définies selon des plages de valeurs de paramètres géométriques supposées. Les appuis ont ainsi été définis pour des valeurs de facteur de forme allant de 1 à 8 et des élancements allant de 0,025 à 0,35, tandis que les isolateurs ont été considérés pour des valeurs de facteur de forme allant de 6 à 20 et des valeurs d'élancement allant de 0,25 à 0,75. En l'absence de données statistiques réelles sur les paramètres géométriques usuels des appareils en caoutchouc, ces intervalles de définition ont été déterminés de façon relativement subjective en faisant surtout appel à un bon sens de l'ingénierie. Au total, 1029 spécimens numériques ont été étudiés, soumis à des essais numériques directs en compression-cisaillement sous 11 valeurs de charges axiales, allant de 0 MPa à 10 MPa, soit un total de 11 319 analyses. Tous les calculs ont été effectués sur le supercalculateur Mammouth de Calcul Canada, situé dans les locaux de l'Université de Sherbrooke. Après traitement, 89,5 % des analyses menées ont fourni des résultats, les analyses manquantes ayant échoué en raison de problèmes numériques de convergence très habituels dans ce genre d'études numériques massives. Pour la détermination numérique des états limites ultimes des spécimens, des critères numériques ont dû être établis. Pour l'état limite de flambement, le déplacement critique a été obtenu au moment de l'annulation de la rigidité tangente du spécimen, exactement de la même façon que lors d'essais expérimentaux. Pour l'état limite ultime de rupture par déchirement, un critère microscopique a été établi en comparant les données des essais expérimentaux aux réponses des calculs numériques. Le critère de rupture choisi se base sur une valeur maximale de l'élongation principale moyenne des éléments du modèle et a été validé par comparaison des déplacements critiques obtenus numériquement aux déplacements critiques réels obtenus sur les spécimens expérimentaux ayant rompu.

Les nombreux résultats de l'analyse numérique ont d'abord été exploités pour faire une étude paramétrique exhaustive de l'influence des quatre principales variables d'étude sur le type et les valeurs des états limites ultimes des appareils d'appui et d'isolation en caoutchouc. Les quatre paramètres étudiés sont le niveau de charge axiale et trois paramètres géométriques, soit la largeur des spécimens, leur facteur de forme et leur élancement. L'analyse de l'influence de la largeur des spécimens, carrés dans l'étude, a permis de rendre adimensionnels tous les résultats de l'étude numériques pour se soustraire à la variable de largeur. Il a été mis en évidence que les valeurs de déplacements critiques de rupture par déchirement sous une charge axiale donnée restent constantes si elles sont exprimées en termes de déformations critiques, égales au rapport du déplacement latéral sur la hauteur totale de caoutchouc, et en termes de contrainte axiale critique, exprimée comme le rapport de la charge sur la surface du spécimen. L'analyse a montré, en revanche, que la largeur intervient sur la définition des déformations critiques d'instabilité, pour des déformations exprimées comme décrites précédemment. Les courbes critiques de stabilité peuvent cependant être elles aussi adimensionnées, mais en les exprimant en termes de rapport du déplacement latéral sur la hauteur totale de l'isolateur, incluant l'épaisseur des plaques d'acier de renfort internes. Sur la base de ces résultats, une relation mathématique a été identifiée, permettant de déduire intégralement la courbe critique d'un spécimen de largeur donnée, autant les points critiques de flambement que

les points de rupture par déchirement, à partir de celle d'un autre spécimen de largeur différente ayant le même facteur de forme et le même élançement. Cette relation montre que la capacité de déplacement d'un spécimen sous une charge axiale donnée est réduite lorsque sa taille augmente, jusqu'à atteindre une courbe limite pour les spécimens les plus grands, qui peut servir de référence sécuritaire pour les spécimens plus petits. Cet adimensionnement des résultats sur les états limites ultimes a permis de ne procéder aux études numériques que pour une largeur fixe de spécimens, soit 900 mm, valeur maximale de la plage de largeurs considérée s'étendant de 300 mm à 900 mm.

La suite de l'étude paramétrique a mis en évidence la très faible influence du facteur de forme sur les résultats, mais l'importance majeure de l'élançement. L'élançement est en effet le paramètre géométrique directement responsable du type d'état limite atteint : flambement ou déchirement. Les analyses ont mis en évidence une limite d'élançement, en dessous de laquelle l'état limite de rupture par déchirement contrôle la quasi-totalité de la population des isolateurs, quelle que soit la charge verticale supportée. C'est un résultat très important dans une optique de dimensionnement, car les capacités de déplacements critiques sous une charge importante sont nettement plus élevées lorsqu'il s'agit d'un état limite de déchirement plutôt que d'un état limite de flambement. En raison de cette limite d'élançement, proche 0,35, il a été montré que les appuis de ponts ne peuvent pas être sujets au flambement, sauf quelques cas très particuliers pour des charges verticales supérieures à 7 MPa.

L'indépendance des résultats sur les états limites ultimes par rapport au facteur de forme ainsi que la relation mathématique permettant de déduire d'une courbe critique une autre courbe critique pour un spécimen de largeur différente ont permis l'obtention d'un des résultats majeurs du projet, soit la proposition d'un abaque de dimensionnement unique, très simple d'utilisation, pour les appareils d'appui et pour les isolateurs sismiques. Sur cet abaque figurent les courbes critiques des appareils en fonction de leur élançement, mais indépendantes du facteur de forme de l'appareil. L'analyse détaillée des résultats numériques a cependant souligné deux zones géométriques (dans le plan facteur de forme-élançement définissant les spécimens d'étude), l'une dans la région des appuis et l'autre dans la région des isolateurs, pour lesquelles les abaques de dimensionnement ne sont pas valables au-delà d'une charge de 7 MPa. Il s'agit en fait de spécimens instables statiquement sous des charges axiales élevées, même à déplacement latéral nul, qui sont à proscrire de toute utilisation pour des charges supérieures à 7 MPa. Les abaques présentés peuvent constituer un outil très puissant pour un ingénieur pour le dimensionnement d'appareils d'appui ou d'isolation sismique, ou pour l'estimation de la performance sismique d'une structure équipée de tels appareils. En particulier, ces abaques montrent qu'il n'est pas obligatoire, lors d'un dimensionnement, de s'en tenir aux limites empiriques couramment utilisées dans la pratique, qui veulent généralement qu'on ne dépasse pas des charges de 5 MPa et des déplacements de 150 % pour des isolateurs sismiques. Un dimensionnement au-delà de ces limites peut rester très largement sécuritaire si l'on se réfère aux abaques proposés.

La construction des précédents abaques de dimensionnement a également permis la comparaison de ces résultats avec les limites recommandées par les normes AASHTO GSSID et CSA S6. Ces limites ne sont pas formulées directement en terme de déplacements limites en fonction d'une charge verticale. Elles portent plutôt sur des valeurs de combinaisons de contraintes admissibles. À partir de quelques hypothèses sur des valeurs usuelles, ces limites ont pu être ramenées dans le même plan que les abaques adimensionnels proposés dans ce projet, et une comparaison a été effectuée. Il apparaît que les limites proposées par les normes, sans être forcément non sécuritaires, ne sont pas bien adaptées à la problématique. En effet, ces limites issues des normes offrent une influence considérable au facteur de forme, alors que celle de l'élançement est limitée. Cela entre en contradiction avec les résultats du projet. Dans la plupart des cas usuels, si l'on s'en tient aux précédentes limites pratiques évoquées, les critères proposés par les normes restent cependant sécuritaires. Mais dans le cas de projets spéciaux, ou si l'on sort des usages courants, les limites proposées par les normes

peuvent s'avérer parfois beaucoup trop sécuritaires et d'autres fois dangereuses.

Enfin, les derniers résultats du projet portent sur la définition d'états limites pratiques des appareils d'appui et d'isolation sismique dans le cadre d'études basées sur la performance sismique des ouvrages. Dans de telles études, on cherche à établir le niveau d'endommagement d'une structure sur une échelle de 1 à 5, soit pour un pont dont les composantes structurales sont bien connues et soumis à un tremblement de terre d'une certaine intensité, soit, dans le cadre de courbes de fragilité générales pour des catégories de ponts, pour une structure équipée d'appuis ou d'isolateurs en caoutchouc mal définis et soumise à un certain séisme. Puisqu'il a été montré qu'on ne peut pas définir des états limites intermédiaires basés sur un niveau d'endommagement progressif des appareils en caoutchouc, les nombreux résultats numériques du projet ont été utilisés pour la définition statistique d'états limites intermédiaires. Ainsi, en se basant sur une population de spécimens donnée, la probabilité qu'un spécimen de la population choisie atteigne un état limite ultime pour une valeur de déformation donnée a été utilisée pour définir plusieurs niveaux probabilistes d'endommagement. Ainsi, l'état limite I, sans dommage, a été défini pour une probabilité inférieure à 2 %, tandis que l'état limite V, endommagement complet, a été fixé à une probabilité supérieure à 50 % indiquant qu'un spécimen quelconque de la population a plus de chances d'avoir atteint sa ruine que l'inverse. Plusieurs niveaux d'états limites ont ainsi pu être définis pour la population des appuis et pour la population des isolateurs. Lors de l'étude statistique, des facteurs de pondération ont été attribués aux différentes combinaisons de paramètres (charge verticale, largeur de spécimen, facteur de forme et élançement) pour les appuis d'une part, et pour les isolateurs d'autre part, pour tenir compte des combinaisons de paramètres les plus fréquemment rencontrées dans la pratique. Étant donné la grande différence entre les valeurs de déformations critiques de flambement et de déchirement et étant donné la division de la population des isolateurs entre les grands élançements et les élançements plus faibles, deux populations réduites ont aussi été étudiées. Elles permettent à l'ingénieur, qui connaît minimalement les caractéristiques géométriques des appareils d'isolation de la structure d'étude, d'utiliser des valeurs de déformations associées aux différents états limites beaucoup plus précises que celles issues de la population complète des isolateurs.

Plusieurs éléments de l'étude qui a été menée dans ce projet peuvent être approfondis ou améliorés. En premier lieu, le nombre d'essais expérimentaux sur des spécimens d'appuis ou d'isolation à échelle réelle ayant mené à une rupture par déchirement est insuffisant pour avoir une confiance absolue dans le critère de rupture numérique choisi. La valeur du critère mériterait d'être vérifiée et raffinée par des essais complémentaires.

Enfin, plusieurs choix subjectifs ont été effectués par les auteurs de ce rapport lors de l'étude numérique finale. Faute d'études statistiques sur les pratiques réelles courantes, les propriétés géométriques définissant les populations d'appuis et d'isolateurs ont été fixées de façon subjective. De même, les pondérations des paramètres d'étude pour les analyses statistiques ont aussi été fixées pour représenter les pratiques courantes, mais sans se baser sur une véritable base de données. Si de telles données existaient, elles pourraient être utilisées pour raffiner les plages d'études et les valeurs d'états limites statistiques obtenues.

Plusieurs développements et suites pourront être donnés à ce projet de recherche. En particulier, les auteurs se sont intéressés ici aux isolateurs carrés et ont obtenu des abaques de dimensionnement pour de tels appareils. Beaucoup d'isolateurs sismiques utilisés dans la pratique sont aussi de forme circulaire. L'étude pourrait donc être reprise pour une autre géométrie d'appareils.

De nombreux appareils d'isolation sismique comprennent un noyau central en plomb, qui permet d'augmenter leur niveau d'amortissement ainsi que leur rigidité initiale pour faire face aux vents

violents sans entraîner de trop grands déplacements sous ces charges de service. Ce type d'appareil pourrait aussi faire l'objet d'une étude similaire à celle de ce projet.

Finalement, le Canada est un pays où les températures peuvent descendre très bas pour plusieurs jours consécutifs au cours de l'hiver. Les propriétés mécaniques des isolateurs et des appuis de ponts mériteraient d'être étudiées dans ces conditions extrêmes, tout comme l'évolution des états limites ultimes qui étaient l'objet principal de ce projet de recherche.

**A**

---

# DIMENSIONNEMENT DES ISOLATEURS SISMIQUES ÉLASTOMÈRES SELON L'AASHTO/GSSID ET LA CAN/CSA S6-06

Le Code canadien de calcul des ponts routiers [15] donne, à travers la section 4.10, les spécifications relatives au dimensionnement des structures isolées à la base. Ces spécifications s'inspirent du guide de l'AASHTO sur l'isolation sismique [1]. Dans les deux normes, les spécifications sur le dimensionnement des isolateurs sont complémentaires aux spécifications sur le calcul des appareils d'appui pour les ponts. Il s'agit des sections 14 et 18 dans la norme AASHTO/SSHB02 [2], de la section 11 dans la norme CAN/CSA S6-06 et de la section 14 dans la norme AASHTO/LRFD07 [3]). Les principales recommandations concernant le design des isolateurs sismiques en élastomère sont présentées dans cette section.

## A.1 SPÉCIFICATIONS SUR LES MATÉRIAUX

Tout comme pour les appareils d'appui conventionnels, les seuls matériaux hyperélastiques acceptés pour la confection des isolateurs en élastomère sont le caoutchouc naturel (polyisoprène) et le néoprène (polychloroprène). Une dureté entre 50 et 60 (en °Shore A) est recommandée et l'élongation à la rupture de l'élastomère doit être d'au moins 400 %. De plus, les normes de l'AASHTO exigent que le module de cisaillement  $G$  soit situé entre 0,55 MPa et 1,2 MPa.  $G$  est pris comme le module sécant entre 25 % et 75 % de déformation en cisaillement selon l'essai normalisé *ASTM4014*. Les plaques métalliques doivent être en acier doux laminé de limite élastique minimale de 230 MPa. D'autres exigences portent sur la résistance en traction ( $> 17$ MPa) et la résistance à l'ozone (aucune fissure après 48 heures d'exposition à 25 pphm). Il est aussi spécifié une marge de variation des propriétés mécaniques en fonction de la température (tableau 11.5 dans la norme S6-06, tableau 18.4.5.1-1 dans la norme AASHTO/SSHB99, division II). Finalement, la force d'adhésion entre les feuilles d'acier et l'élastomère doit être supérieure à 7 N/mm (selon l'essai *ASTM – D429*).

## A.2 SPÉCIFICATIONS LES PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES

Les propriétés effectives du système d'isolation sont déterminées en fonction des valeurs nominales de la force caractéristique  $Q$  et la rigidité postélastique  $K_d$ . À cause de la variabilité de ces propriétés, des plages de valeurs sont spécifiées à l'aide de facteurs ( $\lambda_{min}$  et  $\lambda_{max}$ ) qui sont

appliqués aux valeurs nominales de  $Q$  et  $K_d$  (AASHTO/GSSID99, art. 8.1.2). Les facteurs  $\lambda_{min}$  et  $\lambda_{max}$  sont eux-mêmes des produits de plusieurs facteurs  $\lambda_i$  qui tiennent compte de l'influence de la température ( $\lambda_t$ ), de l'âge du matériau ( $\lambda_a$ ), de la fréquence ( $\lambda_v$ ), des effets du trafic ( $\lambda_{tr}$ ) et de l'historique de chargement ( $\lambda_{scrag}$ ). L'étude menant à la détermination de ces facteurs est présentée dans la référence [17]. Pour tenir compte de la faible probabilité d'occurrence simultanée de tous ces effets, chacun des  $\lambda_i$ , à l'exception de  $\lambda_v$ , est multiplié par un facteur d'ajustement  $\lambda_{adj}$  qui dépend du niveau d'importance de la structure. Il est de 1 pour les ponts de secours, 0,75 pour les ponts d'urgence et 0,66 pour les autres ponts. L'ajustement n'est appliqué qu'à la portion du facteur qui dévie de l'unité (c'est-à-dire  $\lambda_{i-ajusté} = 1 + \lambda_{adj} \times (\lambda_i - 1)$ ).

Les valeurs maximum et minimum de la rigidité effective  $K_{eff}$  sont obtenues à partir des valeurs extrêmes de  $\lambda_{Q_d}$  et  $\lambda_{K_d}$ .

$$K_{\text{eff-max}} = \frac{\lambda_{Q_d-\text{max}} Q_d}{d_0} + \lambda_{K_d-\text{max}} K_d \quad (\text{A.1})$$

$$K_{\text{eff-min}} = \frac{\lambda_{Q_d-\text{min}} Q_d}{d_0} + \lambda_{K_d-\text{min}} K_d \quad (\text{A.2})$$

L'amortissement visqueux équivalent  $\xi_{eff}$  de l'isolateur est déterminé à partir de la valeur maximum de la rigidité effective. Il est donné par :

$$\xi_{\text{eff}} = \frac{1}{2\pi} \frac{\text{aire de la boucle hystérésis}}{K_{\text{eff-max}} d_0^2} \quad (\text{A.3})$$

La rigidité latérale pour les charges non sismiques et la rigidité verticale selon les spécifications de l'AASHTO sont données par les équations suivantes :

$$K_h = \frac{GA}{t_r} \quad (\text{A.4})$$

$$K_v = \frac{4GA_r (1 + 2kS^2)}{t_r} \quad \text{si} \quad S \leq 15 \quad (\text{A.5})$$

$$K_v = \frac{8A_r GkS^2 K}{Kt_r + 8GkS^2 t_r} \quad \text{si} \quad S \geq 15 \quad (\text{A.6})$$

où  $G$  est le module de cisaillement,  $K$  le module de compressibilité et  $k$  la constante du matériau qui dépend de la dureté (0,75 pour une dureté de 50 et 0,60 pour une dureté de 60), et  $A_r$  est l'aire superposée entre les faces supérieure et inférieure de l'isolateur à l'état déplacé.

### A.3 SPÉCIFICATIONS SUR LA CAPACITÉ

Comme les principales sollicitations sur les isolateurs sismiques se traduisent par des déformations en cisaillement, le guide de l'AASHTO sur l'isolation sismique et la CAN/CSA S6-06 utilisent la déformation en cisaillement  $\gamma$  comme critère pour limiter les contraintes dans le caoutchouc à des valeurs acceptables. Pour une combinaison quelconque des sollicitations, la déformation totale en cisaillement doit être en dessous d'une valeur plafond qui est prise comme une fraction de l'élongation à la rupture du caoutchouc  $\epsilon_u$ . Une déformation verticale  $\epsilon_c = \Delta/t_r$  entraîne une déformation maximum en cisaillement  $\gamma_c = 6S\epsilon_c$ . De même, une rotation  $\alpha$  entraîne une déformation maximum en cisaillement  $\gamma_r = (b^2\alpha)/(2t_c t_r)$ . La déformation en cisaillement due aux charges latérales non sismiques est  $\gamma_s = \Delta_H/t_r$ . Finalement, la déformation en cisaillement due au séisme est donnée par  $\gamma_{s-EQ} = d_0/t_r$ . Les limitations sur les déformations spécifiées par la CAN/CSA S6-06 sont :

- État limite de service
  - $\gamma_c + \gamma_s + \gamma_r \leq \min(0,5\epsilon_u; 5)$
  - $\gamma_c \leq \min(0,33\epsilon_u; 1,65)$
- État limite ultime
  - $\gamma_c + \gamma_{s-EQ} + \gamma_r \leq 0,75\epsilon_u$

Le guide de l'AASHTO pour l'isolation sismique quant à lui impose les limites suivantes sur la déformation cumulée en cisaillement :

- $\gamma_c \leq 2,5$
- $\gamma_c + \gamma_s + \gamma_r \leq 5$
- $\gamma_c + \gamma_{s-EQ} + 0,5\gamma_r \leq 5,5$

#### A.4 SPÉCIFICATIONS SUR LA STABILITÉ

Il n'y a pas de formulation précise donnée par les spécifications de l'AASHTO ou de la S6-06 pour déterminer la limite de stabilité des isolateurs sismiques en élastomère. La stabilité est alors vérifiée lors des essais exigés sur des prototypes d'isolateurs pour valider le dimensionnement. Pendant ces essais de stabilité, l'isolateur doit être stable (sous une pression équivalente à la charge permanente) à un déplacement latéral égal à 1,5 fois le déplacement de dimensionnement  $d_0$  lorsque le rapport d'accélération de la zone est supérieur à 0,19 (deux fois  $d_0$  lorsque le rapport est inférieur à 0,19). L'isolateur doit aussi rester stable sous 120% de la charge permanente et à un déplacement latéral équivalent à 1,1 fois celui imposé par un séisme majeur (récurrence de 1000 ans). Dans la pratique, la charge critique à l'état non déplacé est calculée à l'aide de la théorie de Haringx sur le flambement des colonnes faibles en cisaillement. La charge critique à zero-déplacement latéral  $P_{cr0}$  est donnée par :

$$P_{cr0} = \frac{-P_S + \sqrt{P_S^2 + 4P_S P_E}}{2} \quad (\text{A.7})$$

où  $P_E$  est la charge critique déterminée à l'aide de la théorie classique de flambement d'Euler.  $P_S$  est donné par  $(GAh)/t_r$ . On obtient une bonne approximation de la charge critique avec  $P_{cr} = \sqrt{P_S P_E}$  ([46]). La stabilité à l'état non déplacé est généralement moins critique que celle à l'état déplacé. De plus, un facteur de sécurité de 3 est exigé pour l'isolateur non déplacé. Pour prendre en compte les effets  $P - \Delta$  dus au déplacement latéral, on applique à  $P_{cr0}$  un facteur de réduction basé sur la réduction d'aire de la section de l'isolateur.

$$P_{cr} = P_{cr0} \left(1 - \frac{A_r}{A}\right) \quad (\text{A.8})$$

où  $A_r$  est l'aire superposée entre les faces supérieure et inférieure de l'isolateur. Pour un isolateur de forme carré, ça se réduit à  $P_{cr} = P_{cr0} (1 - \Delta/b)$  où  $b$  est la largeur de l'élément. Comme on le verra plus tard, cette formulation empirique a tendance à surestimer la capacité de l'isolateur aux petits déplacements et à la sous-estimer dans la plage des grands déplacements latéraux ( $> 0,7b$ ).

#### A.5 ESSAIS REQUIS SUR LES ISOLATEURS

Des essais en laboratoire sont requis sur des échantillons à taille réelle des isolateurs afin de valider les propriétés mécaniques utilisées pour le dimensionnement et vérifier la capacité axiale du système. Le guide de l'AASHTO sur l'isolation sismique recommande une série de 7 tests dont un test thermique, trois tests sismiques, deux tests pour la résistance aux charges latérales non sismiques et un test de stabilité à l'état déplacé (AASHTO/GSSID, art 13.2). Seuls les tests sismiques et de stabilité sont décrits ici.

1. Test sismique 1 - Il consiste en six séries de trois cycles sinusoïdaux à des déplacements latéraux de 1, 0,25, 0,5, 0,75, 1 et 1,25 fois le déplacement de dimensionnement  $d_0$ . Les tests sont effectués dans l'ordre indiqué. Le fait de déplacer l'échantillon à  $1d_0$  avant les séries à plus petits déplacements permet de supprimer les effets de scragging qu'on trouve dans le caoutchouc à son état vierge. L'échantillon est jugé adéquat s'il est observé (1) aucune diminution incrémentale de la rigidité tangentielle; (2) la rigidité effective à  $1d_0$  ne diffère pas de la valeur de dimensionnement de plus de 10% et (3) la variation de la rigidité effective sur chaque série de 3 cycles est inférieure à 20%.
2. Test sismique 2 - Il consiste en une série de  $15S_i/B$  cycles sinusoïdaux au déplacement de dimensionnement. Il est demandé que le test débute au déplacement latéral maximum ( $d_0$ ). Le but de ce test est de vérifier que l'isolateur sera opérationnel après un séisme majeur. L'isolateur est jugé adéquat si les variations maximales de la rigidité effective et de l'énergie dissipée par cycle sont inférieures à 20% et 30% respectivement.
3. Test sismique 3 - Ce test comprend trois cycles de déplacements latéraux à  $d_0$ . Le but est de vérifier la performance de l'isolateur pour les charges d'exploitation après un séisme majeur. L'isolateur doit être capable de conserver ses propriétés à petites déformations (pour résister aux charges latérales de service) sur les trois cycles de chargement.
4. Test de stabilité - L'essai de stabilité consiste à déplacer à  $d_{\max 1}$  ou  $d_{\max 2}$  l'isolateur soumis à une pression équivalant à la charge permanente ajoutée de la charge d'exploitation. Le déplacement  $d_{\max 1}$  correspond au déplacement dû au retrait/fluage ajouté de 50% du déplacement dû aux charges thermiques et 2 fois  $d_0$  (1,5 fois  $d_0$  si le rapport d'accélération de la zone est supérieur à 0,19).  $d_{\max 2}$  correspond au déplacement dû au retrait/fluage plus 50 % du déplacement dû aux charges thermiques plus 1,1 fois le déplacement dû au séisme maximum probable. Pour les quatre cas de chargement, l'isolateur doit rester stable et être en mesure de ramener le système à son état initial.

Les exigences de la CAN/CSA S6-06 sont semblables aux trois tests sismiques de l'AASHTO. Au moins deux échantillons de taille réelle de chaque type d'isolateur doivent, avec une pression verticale équivalant à la charge permanente, être soumis aux trois tests suivants (art. 4.10.11.3.2) :

- 20 cycles de chargement à une charge latérale équivalant à la force latérale non sismique maximum ;
- 3 cycles de chargement à des déplacements latéraux de 1, 0,25, 0,5, 0,75, 1 et 1,25 fois le déplacement de dimensionnement  $d_0$  ;
- 15  $S_i/B$  (au moins 10) cycles de chargement à un déplacement latéral  $d_0$ .  $S_i$  est le coefficient de site (tableau 2.2) et  $B$  est le facteur d'amortissement (tableau 2.1).

Pour être acceptable, l'isolateur doit démontrer une capacité incrémentale positive (pente positive) et une déviation de moins de 10% de la valeur moyenne d'une propriété sur les trois cycles. La variation de propriétés mécaniques durant la troisième série d'essais doit être inférieure à 20 %. Aussi, la variation de valeurs de propriétés effectives d'un échantillon à l'autre (pour les échantillons de même groupe) doit être dans une marge de  $\pm 10$  %.

## A.6 AUTRES SPÉCIFICATIONS

D'autres importantes spécifications à noter concernant le dimensionnement des isolateurs sismiques en élastomère sont la capacité de rappel du système, la résistance aux forces latérales non sismiques et le dégagement latéral. Après déplacement, le système d'isolation doit être en mesure de ramener la structure à sa provision initiale afin d'éviter l'accumulation de déplacements latéraux

durant un séisme. Le système doit donc posséder une force de rappel dont l'intensité est liée à la rigidité postélastique. La norme CAN/CSA S6-06 exige que la force de rappel au déplacement de dimensionnement  $d_0$  soit d'au moins  $0,025W$  supérieure à la force de rappel à  $0,5d_0$ ,  $W$  étant la charge axiale supportée par l'isolateur. L'AASHTO est moins conservatrice en établissant la différence minimum entre les deux valeurs de force de rappel à  $0,0125W$ . Aussi, le système doit être capable de subir les efforts non sismiques sans déplacement excessif qui, même si non structurellement endommageant, peuvent causer de l'inconfort pour les utilisateurs de la structure. Les principales forces non sismiques à considérer sont les charges de vent, de freinage, celles dues aux forces centrifuges et celles dues à la variation de la température. Finalement, la structure doit avoir assez d'espace pour accommoder les déplacements dans le système d'isolation durant un séisme. Pour cela, il est exigé dans les deux directions, une marge de déplacement  $d_c$  telle que :

$$d_c \geq \max \begin{cases} \text{le déplacement de dimensionnement } d_0 ; \\ 200A \times S_i \times T_{\text{eff}} \text{ mm} \\ 25 \text{ mm} \end{cases} \quad (\text{A.9})$$

## B

# THÉORIE DE HARINGX SUR LA STABILITÉ EN CISAILLEMENT-FLEXION DES APPUIS EN ÉLASTOMÈRE FRETTÉS

## B.1 MODÈLE DE HARINGX

L'analyse linéaire élastique de la stabilité des isolateurs sismiques en élastomère se base sur la théorie de Haringx sur le flambement des colonnes faibles en cisaillement. C'est une modification de la théorie classique d'Euler pour prendre en compte la contribution du cisaillement dans la déformation totale de l'élément. Une variable supplémentaire est ajoutée pour séparer la rotation du déplacement latéral le long de la colonne. La figure B.1a montre le modèle de Haringx avec les conditions aux appuis qu'on retrouve dans les isolateurs sismiques en élastomère. La figure B.1b montre l'équilibre d'une section quelconque le long de la colonne. Les deux variables sont le déplacement latéral du centre de gravité de la section  $u(x)$  et la rotation de la section  $\theta(x)$ .

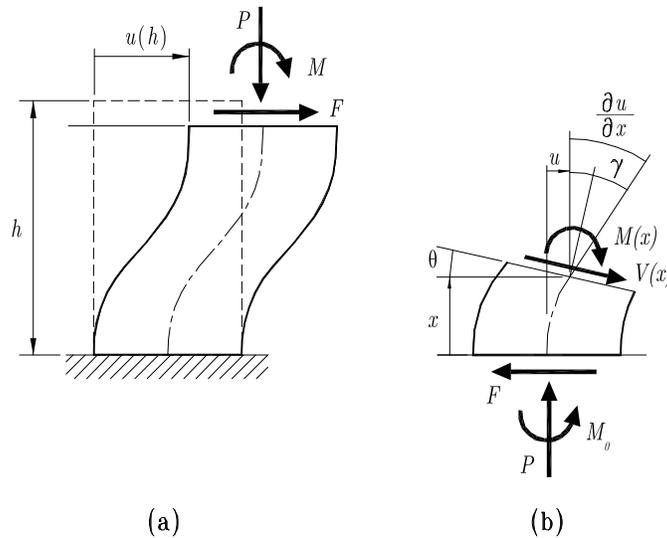


Figure B.1 – Modèle colonne de Haringx soumis aux conditions de retenue d'un isolateur sismique

## B.2 ÉQUATIONS CONSTITUTIVES

Avec l'hypothèse des petites déformations, les équations constitutives pour l'expression du moment et du cisaillement à une section quelconque sont données par :

$$M(x) = EI(x) \frac{\partial \theta(x)}{\partial x} \quad (\text{B.1})$$

$$V(x) = GA_s \gamma(x) \quad (\text{B.2})$$

où  $EI$  est la rigidité en flexion de la section,  $G$  est le module de cisaillement,  $A_s$  est l'aire effective en cisaillement et  $\gamma(x)$  est la déformation en cisaillement. On peut voir à la figure B.1 que  $\gamma(x)$  est donnée par :

$$\gamma(x) = \left( \frac{\partial u(x)}{\partial x} - \theta(x) \right) \quad (\text{B.3})$$

En supposant que les déplacements et les rotations restent petits, l'équilibre de la section montrée à la figure 1-b est donnée par :

$$M(x) - M_0 + Pu(x) - Fx = 0 \quad (\text{B.4})$$

$$V(x) - P\theta(x) + F = 0 \quad (\text{B.5})$$

En remplaçant  $M(x)$  et  $V(x)$  par leurs expressions dans les équations B.4 et B.5, on obtient :

$$EI \frac{\partial \theta(x)}{\partial x} + Pu(x) - Fx - M_0 = 0 \quad (\text{B.6})$$

$$GA_s \frac{\partial u(x)}{\partial x} - (P + GA_s)\theta(x) + F = 0 \quad (\text{B.7})$$

En isolant  $\theta(x)$  dans B.7, en dérivant selon  $x$ , puis en remplaçant dans B.6, on obtient :

$$\frac{EI}{1 + P/GA_s} \frac{\partial^2 u(x)}{\partial x^2} + Pu(x) = Fx + M_0 \quad (\text{B.8})$$

De même en isolant  $u(x)$  dans B.6, en dérivant selon  $x$  et en remplaçant dans B.7, on obtient :

$$\frac{EI}{1 + P/GA_s} \frac{\partial^2 \theta(x)}{\partial x^2} + P\theta(x) = F \quad (\text{B.9})$$

Les équations B.8 et B.9 sont les équations gouvernantes du problème. Il s'agit d'équations différentielles du type  $ay'' + by = f$  où  $f$  est une fonction polynomiale. Les deux équations peuvent être réécrites sous la forme familière suivante :

$$\frac{\partial^2 u(x)}{\partial x^2} + \left( \frac{\alpha}{h} \right)^2 u(x) = \left( \frac{\alpha}{h} \right)^2 \left[ \frac{F}{P} x + \frac{M_0}{P} \right] \quad (\text{B.10})$$

$$\frac{\partial^2 \theta(x)}{\partial x^2} + \left( \frac{\alpha}{h} \right)^2 \theta(x) = \left( \frac{\alpha}{h} \right)^2 \frac{F}{P} \quad (\text{B.11})$$

$$\text{avec } \alpha^2 = \frac{Ph^2(1 + P/GA_s)}{EI} \quad (\text{B.12})$$

Les solutions générales des deux équations sont de la forme  $A \cos(\alpha/hx) + B \sin(\alpha/hx)$ . Les solutions particulières sont des polynômes qui se trouvent facilement par inspection.

$$u_p(x) = \frac{M_0}{P} + \frac{F_0}{P}x \quad (\text{B.13})$$

$$\theta_p(x) = \frac{F_0}{P} \quad (\text{B.14})$$

Les solutions complètes du problème sont alors données par :

$$u(x) = A \cos\left(\frac{\alpha x}{h}\right) + B \sin\left(\frac{\alpha x}{h}\right) + \frac{M_0}{P} + \frac{F}{P}x \quad (\text{B.15})$$

$$\theta(x) = C \cos\left(\frac{\alpha x}{h}\right) + D \sin\left(\frac{\alpha x}{h}\right) + \frac{F}{P} \quad (\text{B.16})$$

où  $A$ ,  $B$ ,  $C$  et  $D$  sont des constantes qui sont déterminées à partir des conditions aux frontières du problème. Ces conditions aux frontières sont le déplacement nul à la base, la rotation nulle à la base et au sommet, et le cisaillement à la base égal à  $F$ .

$$u(0) = 0 \Rightarrow A = -\frac{M_0}{P} \quad (\text{B.17})$$

$$\frac{\partial u}{\partial x}(0) = \frac{F}{GA_s} \Rightarrow B = -\frac{Fh}{\alpha P} (1 - P/GA_s) \quad (\text{B.18})$$

$$\theta(0) = 0 \Rightarrow C = -\frac{F}{P} \quad (\text{B.19})$$

$$\theta(h) = 0 \Rightarrow D = -\frac{F}{P} \left( \frac{1 - \cos \alpha}{\sin \alpha} \right) \quad (\text{B.20})$$

Finalement, on obtient l'expression du déplacement latéral  $u(x)$  et de la rotation  $\theta(x)$  en tout point le long de la colonne.

$$u(x) = \frac{M_0}{P} + \frac{F}{P}x - \frac{M_0}{P} \cos\left(\frac{\alpha x}{h}\right) - \frac{Fh}{\alpha P} (1 - P/GA_s) \sin\left(\frac{\alpha x}{h}\right) \quad (\text{B.21})$$

$$\theta(x) = \frac{F}{P} - \frac{F}{P} \cos\left(\frac{\alpha x}{h}\right) - \frac{F}{P} \left( \frac{1 - \cos \alpha}{\sin \alpha} \right) \sin\left(\frac{\alpha x}{h}\right) \quad (\text{B.22})$$

Le déplacement latéral au sommet de la colonne  $\delta_h$  est donné par  $u(x = h)$ . En remplaçant  $x$  par  $h$  dans l'équation B.21, on obtient :

$$\delta_h = u(h) = \frac{M_0}{P} (1 - \cos \alpha) + \frac{Fh}{P} \left( 1 - \frac{\sin \alpha}{\alpha \beta} \right) \quad (\text{B.23})$$

où  $\beta$  est donné par  $(1 + P/GA_s)^{-1}$ . Sachant que le moment de renversement  $M_0$  est donné par  $Fh/2 + P\delta_h/2$  (obtenu par équilibre des moments par rapport au point d'inflexion), on peut déduire la valeur de  $\delta_h$ . La rigidité latérale  $K_h$  est donnée par le rapport de la force latérale  $F$  par le déplacement latéral en tête.  $\delta_h$  et  $K_h$  sont donnés par les expressions B.24 et B.25<sup>1</sup>.

$$u(x) = \frac{Fh}{P} \left( \frac{2 \tan(\alpha/2)}{\alpha \beta} - 1 \right) \quad (\text{B.24})$$

$$K_H = \frac{P}{h} \left( \frac{\alpha \beta}{2 \tan(\alpha/2) - \alpha \beta} \right) \quad (\text{B.25})$$

1. utilisation des identités trigonométriques  $\cos(\alpha) = 2 \cos^2(\alpha/2) - 1$  et  $\sin(\alpha) = 2 \cos(\alpha/2) \sin(\alpha/2)$

### B.3 DÉTERMINATION DE LA CHARGE AXIALE CRITIQUE

La charge axiale qui annule l'expression de la rigidité latérale correspond à la charge axiale critique. Comme  $\alpha$  et  $\beta$  sont tous deux positifs et non nuls,  $K_h$  ne peut être nul que si l'expression en tangente égale l'infini (c'est-à-dire  $0,5\alpha$  est égal à  $(n+1)\pi/2$ ). La plus petite valeur de  $P_{cr}$  correspond à  $n=0$ . On a alors pour  $\alpha = \pi$  :

$$\frac{P_{cr}h^2(1 + P_{cr}/GA_s)}{EI} = \pi^2 \quad (\text{B.26})$$

$$\text{d'où } P_{cr} \left(1 + \frac{P_{cr}}{GA_s}\right) = \frac{\pi^2 EI}{h^2} \quad (\text{B.27})$$

Sachant que  $\pi^2 EI/h^2$  correspond à la charge critique d'Euler  $P_E$ , l'équation B.27 peut être arrangée sous la forme :

$$P_{cr}^2 + (GA_s)P_{cr} - P_E(GA_s) = 0 \quad (\text{B.28})$$

$P_{cr}$  s'obtient en résolvant l'équation quadratique B.28. L'expression de la charge axiale critique est alors donnée par :

$$P_{cr} = \frac{1}{2}GA_s \left[ \left(1 + \frac{4P_E}{GA_s}\right)^{1/2} - 1 \right] \quad (\text{B.29})$$

Généralement, pour les isolateurs sismiques en élastomère conventionnels, la charge critique d'Euler  $P_E$  est très grande comparée à  $GA_s$ . L'équation B.29 peut alors être simplifiée pour obtenir une formule approximative simple de la charge axiale critique d'un isolateur :

$$P_{cr} \approx \sqrt{P_E GA_s} \quad (\text{B.30})$$

Les résultats obtenus sont pour une colonne élastique et continue. Les isolateurs en élastomère sont constitués d'une alternance de couches de matériaux avec des propriétés très différentes (acier et caoutchouc). Ils ne sont donc pas des éléments continus. Pour appliquer les résultats aux isolateurs en élastomère, la rigidité en flexion est multipliée par  $h/t_r$  pour prendre en compte le fait que les déformations ne se produisent que dans les couches de caoutchouc. De même, l'aire en cisaillement  $A_s$  est prise égale à  $Ah/t_r$ . La formule de  $P_{cr}$  peut davantage être réduite avec quelques simplifications notamment :

- la charge critique d'Euler  $P_E$  est très grande comparée à  $GA_s$
- La rigidité effective ( $EI$ ) est prise égale à  $1/3E_c I$
- Le module de compression est pris égal à  $6GS^2$

On obtient alors l'expression simplifiée de  $P_{cr}$  donnée par l'équation B.31, où  $r$  est le rayon de giration de la section de l'isolateur.

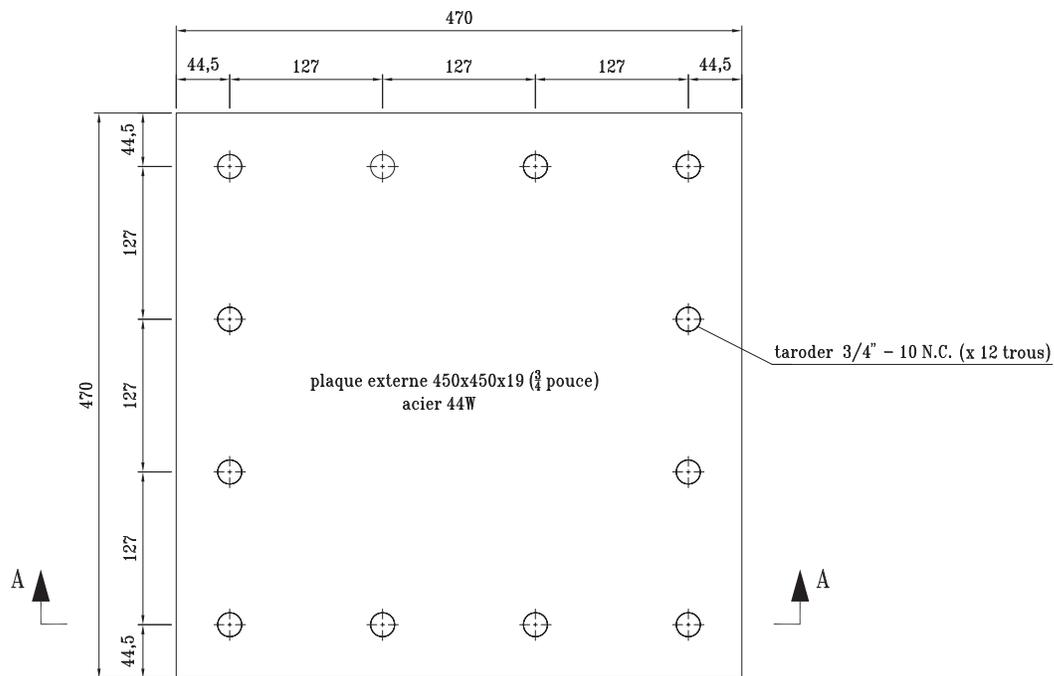
$$P_{cr} \approx \frac{\sqrt{2}\pi GASr}{t_r} \quad (\text{B.31})$$

**C**

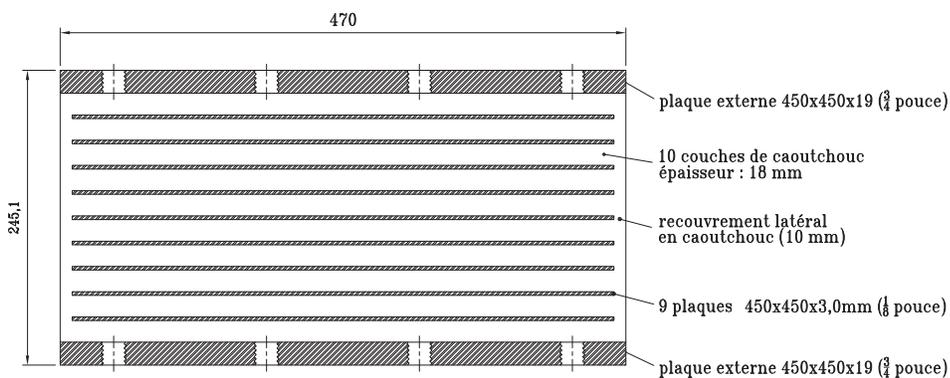
---

# DESSINS DE DÉFINITION DES SPÉCIMENS EXPÉRIMENTAUX

Cette annexe présente les dessins de définition détaillés de tous les isolateurs à échelle réelle (séries A et B) et à échelle réduite (séries C, CS, CP et T) qui ont été testés dans les laboratoires de l'Université de Sherbrooke durant le projet. Le dessin de définition des éprouvettes feuilles des essais de caractérisation du matériau en cisaillement pur (série CC), utilisés pour la calibration du modèle par éléments finis, est également fourni.



VUE EN PLAN



VUE DE PROFIL - COUPE A-A

NOTES

- 1 - Caoutchouc Duro55
- 2 - Marquer le numero de l'échantillon sur le côté et sur la plaque supérieure :  
A1-NR55L450NC10TC18TF3

PROJET

Étude du comportement en compression-cisaillement des isolateurs sismiques en caoutchouc naturel

TITRE

Échantillon A1

DATE

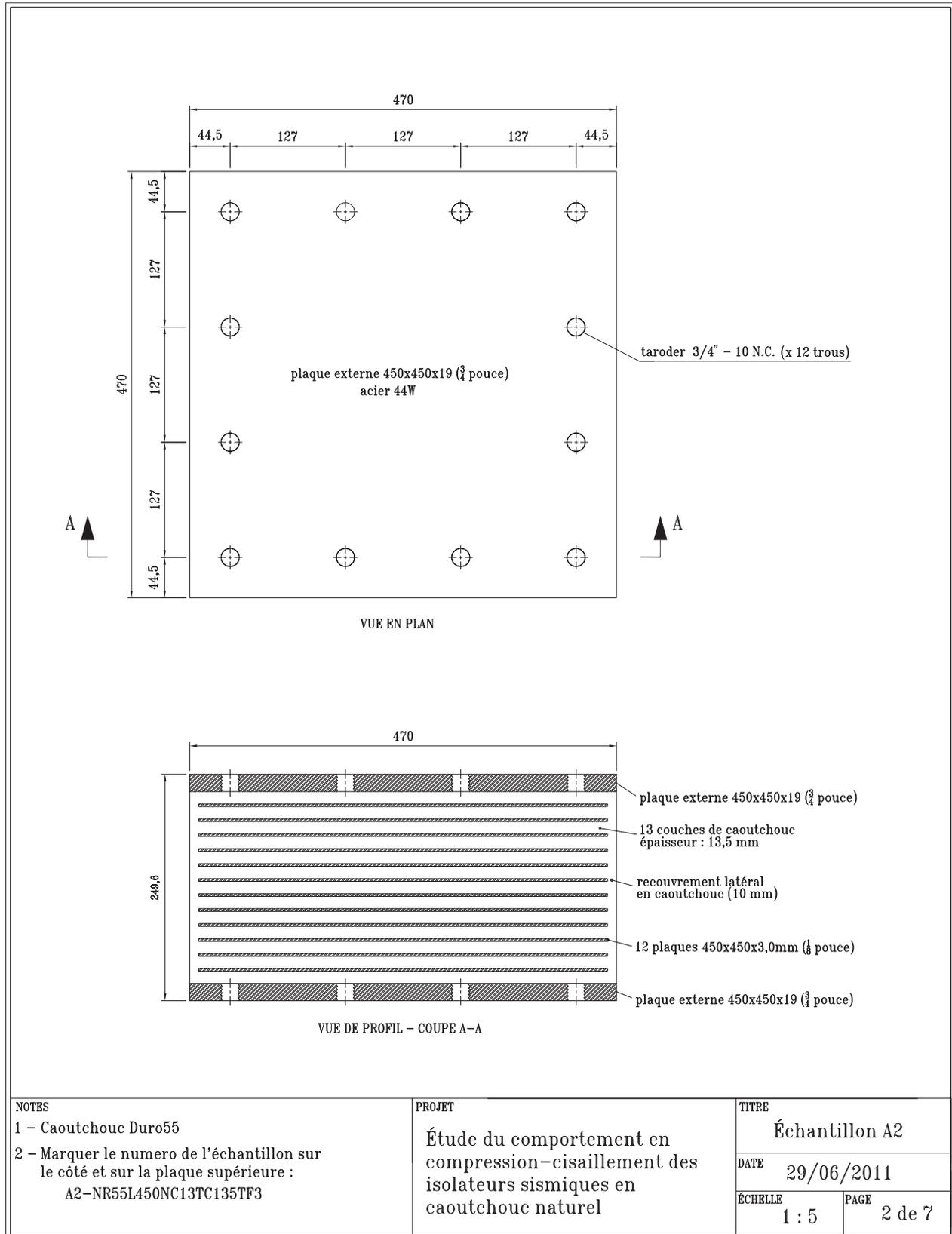
29/06/2011

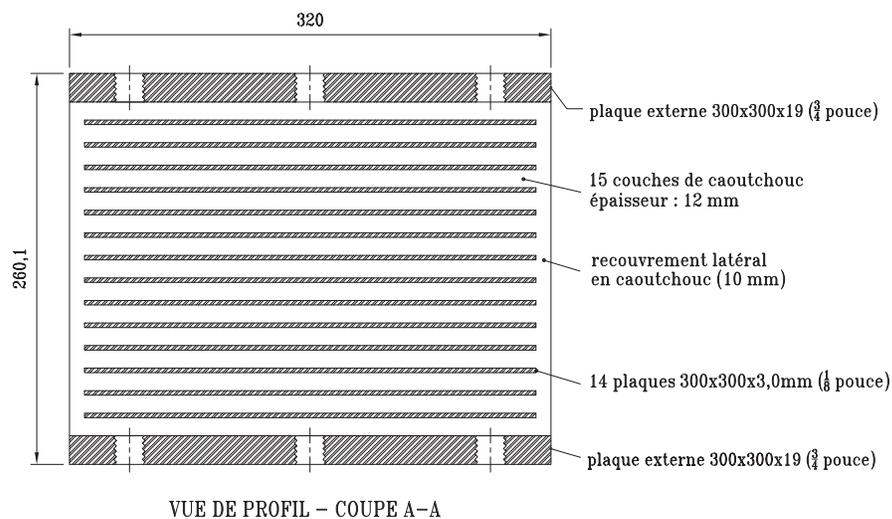
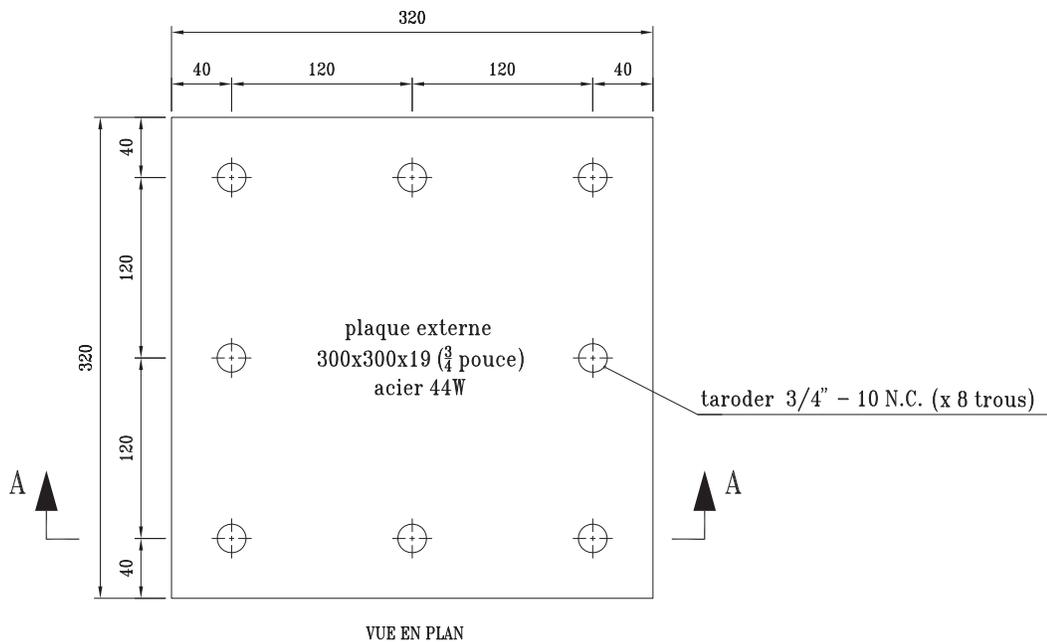
ÉCHELLE

1 : 5

PAGE

1 de 7





NOTES

- 1 - Caoutchouc Duro55
- 2 - Marquer le numero de l'échantillon sur le côté et sur la plaque supérieure :  
B1-NR55L300NC15TC12TF3

PROJET

Étude du comportement en compression-cisaillement des isolateurs sismiques en caoutchouc naturel

TITRE

Échantillon B1

DATE

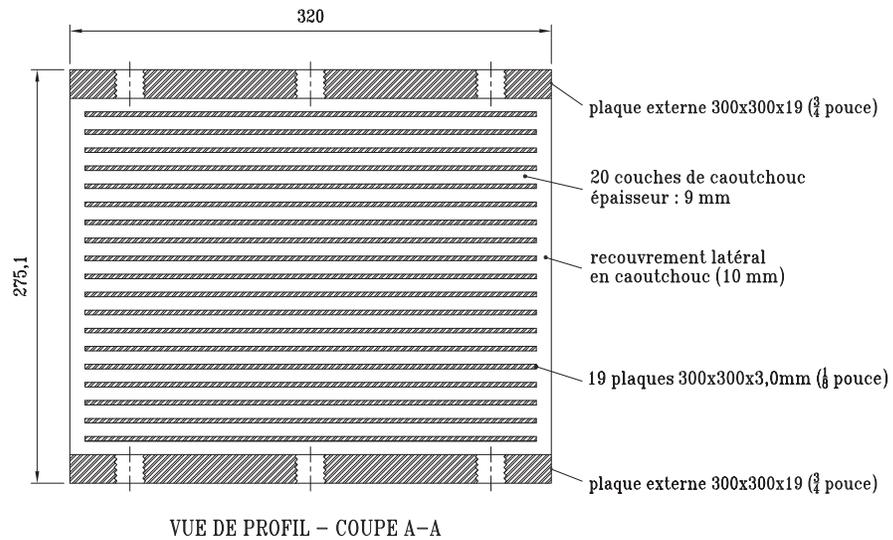
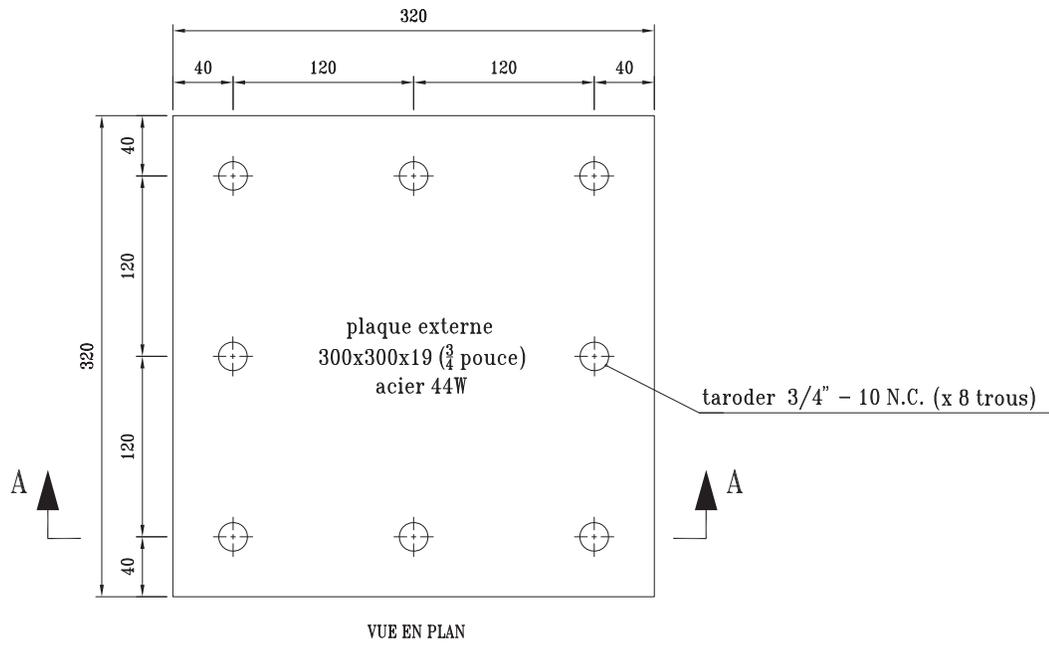
29/06/2011

ÉCHELLE

1 : 4

PAGE

5 de 7



NOTES

- 1 - Caoutchouc Duro55
- 2 - Marquer le numero de l'échantillon sur le côté et sur la plaque supérieure :  
B2-NR55L300NC20TC9TF3

PROJET

Étude du comportement en compression-cisaillement des isolateurs sismiques en caoutchouc naturel

TITRE

Échantillon B2

DATE

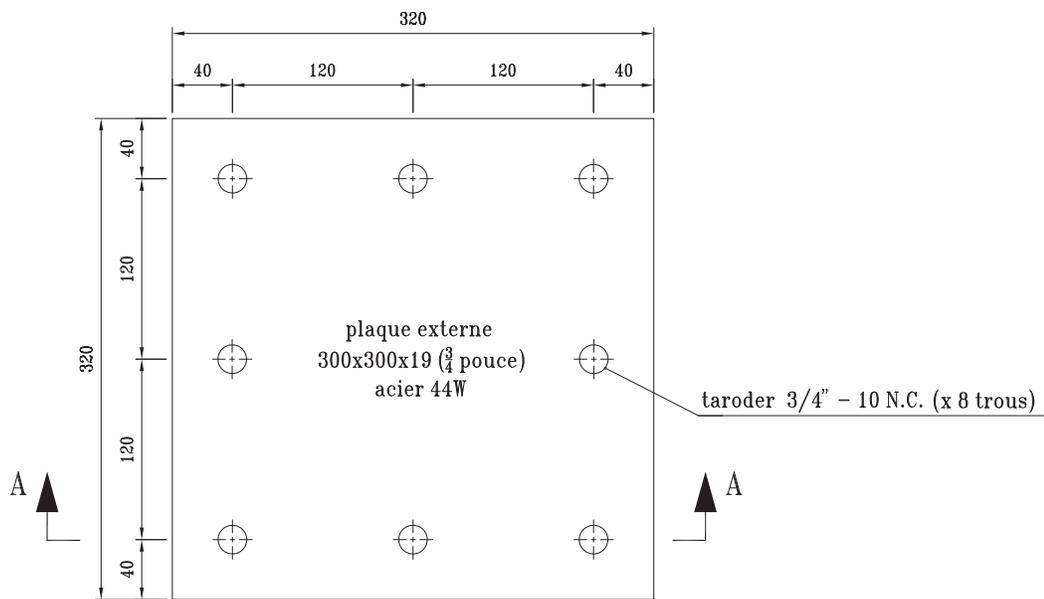
29/06/2011

ÉCHELLE

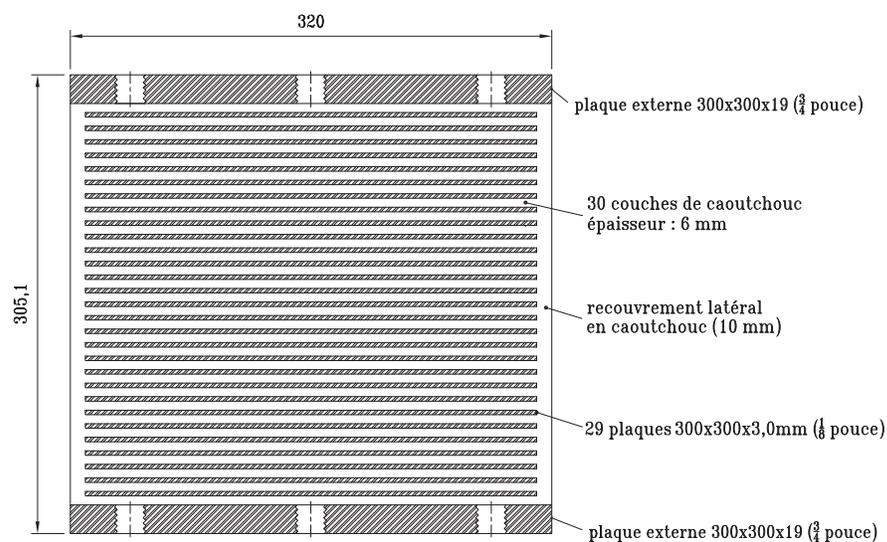
1 : 4

PAGE

6 de 7



VUE EN PLAN



VUE DE PROFIL - COUPE A-A

NOTES

- 1 - Caoutchouc Duro55
- 2 - Marquer le numero de l'échantillon sur le côté et sur la plaque supérieure :  
B3-NR55L300NC30TC6TF3

PROJET

Étude du comportement en compression-cisaillement des isolateurs sismiques en caoutchouc naturel

TITRE

Échantillon B3

DATE

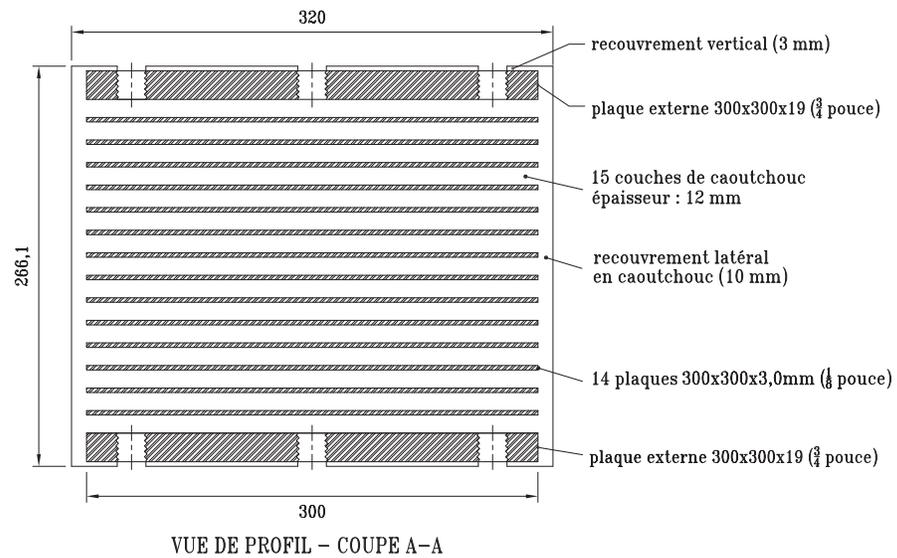
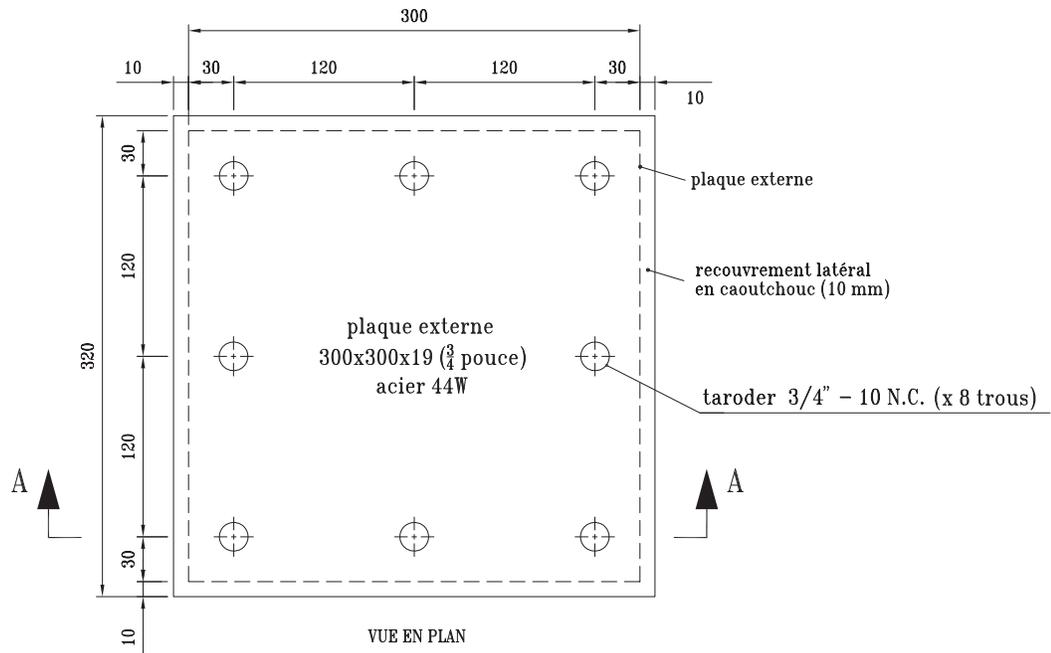
29/06/2011

ÉCHELLE

1 : 4

PAGE

7 de 7



NOTES

- 1 - Caoutchouc Duro55
- 2 - Marquer le numéro de l'échantillon sur le côté et sur la plaque supérieure :  
B4-NR55L300NC15TC12TF3

PROJET

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

TITRE

Échantillon B4

DATE

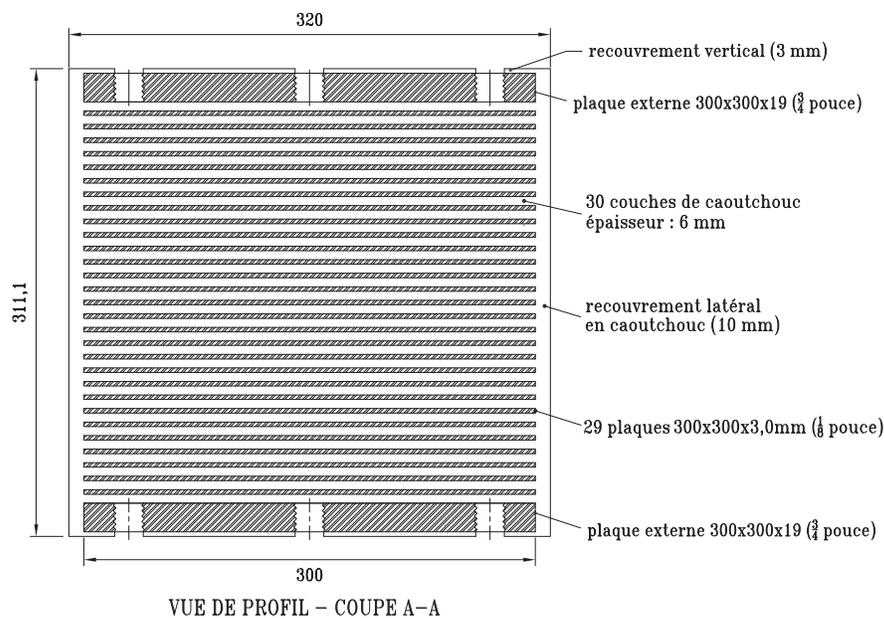
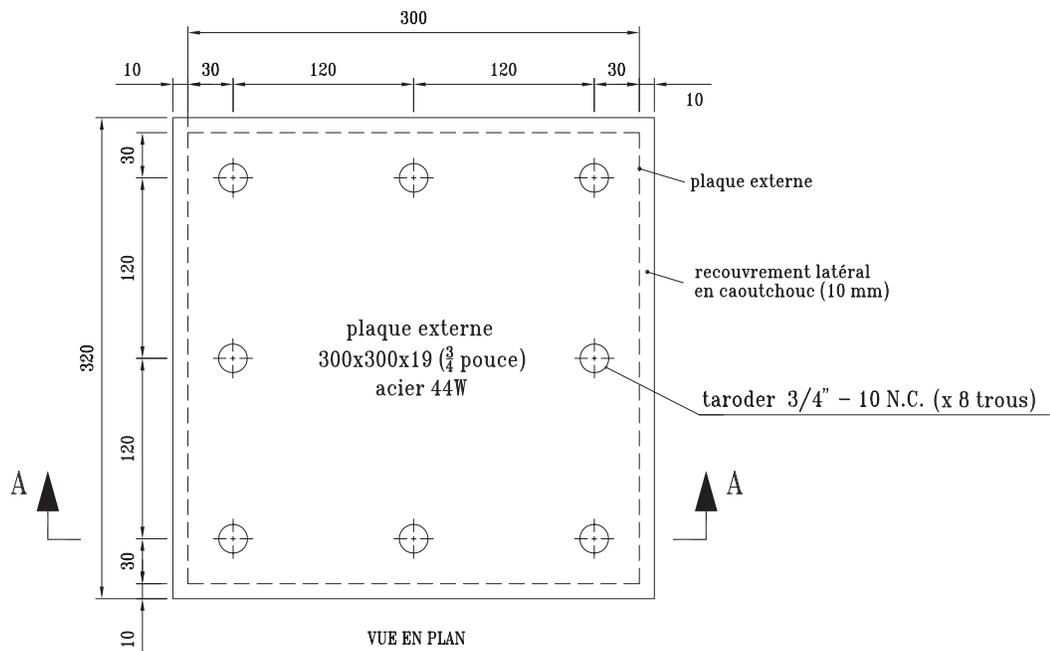
23/10/2012

ÉCHELLE

1 : 4

PAGE

1 de 1



NOTES

- 1 - Caoutchouc Duro55
- 2 - Marquer le numéro de l'échantillon sur le côté et sur la plaque supérieure :  
B5-NR55L300NC30TC6TF3

PROJET

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

TITRE

Échantillon B5

DATE

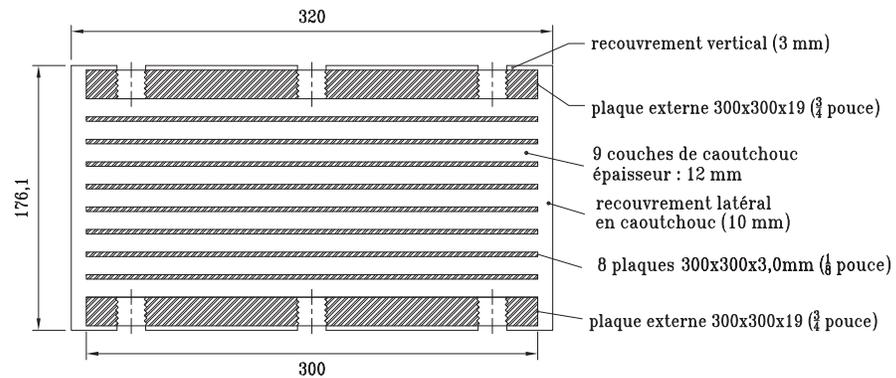
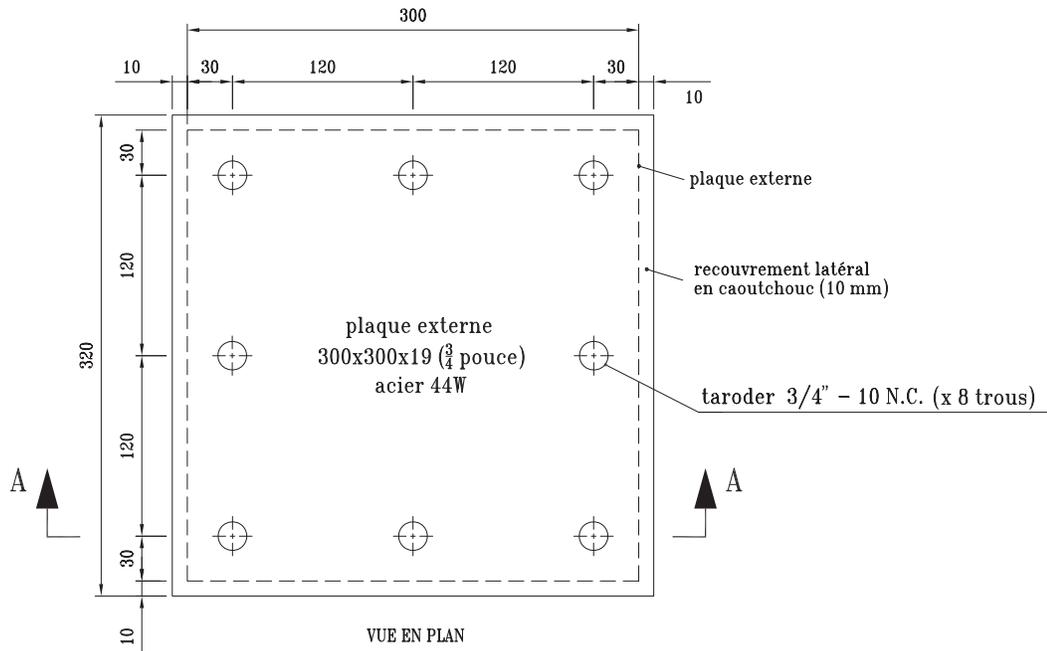
24/01/2013

ÉCHELLE

1 : 4

PAGE

1 de 4



NOTES

- 1 - Caoutchouc Duro55
- 2 - Marquer le numéro de l'échantillon sur le côté et sur la plaque supérieure :  
B6-NR55L300NC09TC12TF3

PROJET

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

TITRE

Échantillon B6

DATE

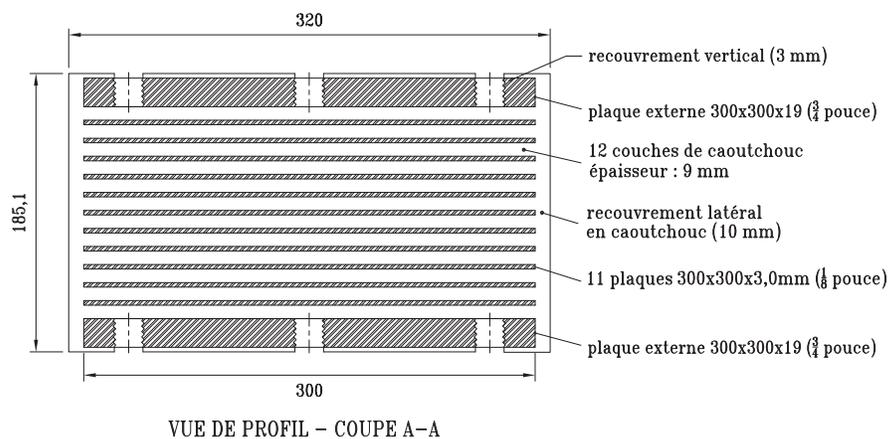
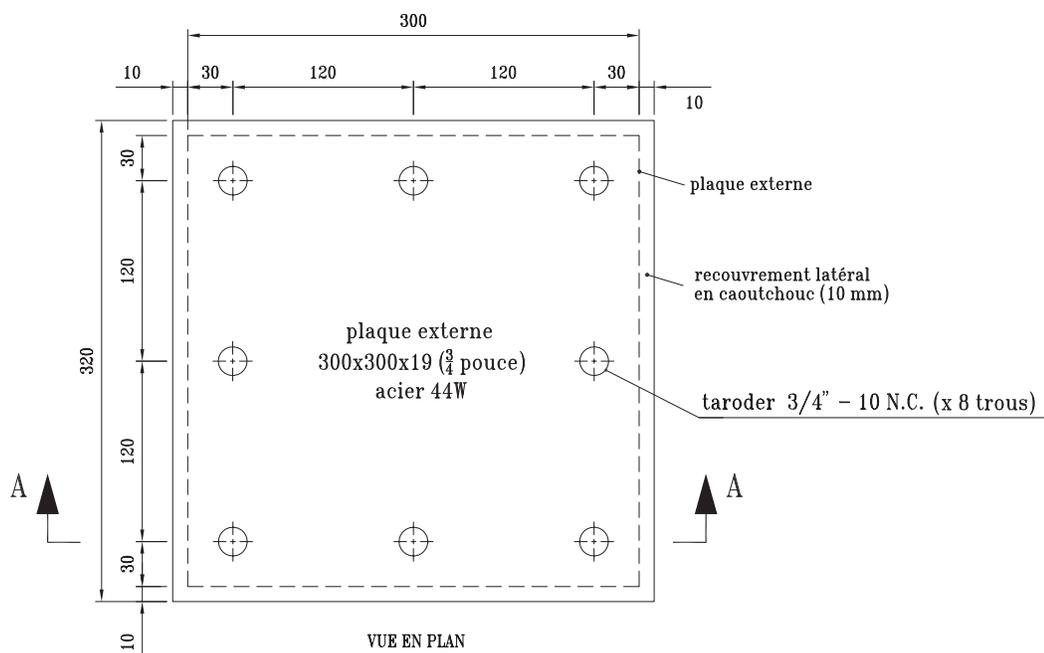
24/01/2013

ÉCHELLE

1 : 4

PAGE

2 de 4



NOTES

- 1 - Caoutchouc Duro55
- 2 - Marquer le numéro de l'échantillon sur le côté et sur la plaque supérieure :  
B7-NR55L300NC12TC9TF3

PROJET

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

TITRE

Échantillon B7

DATE

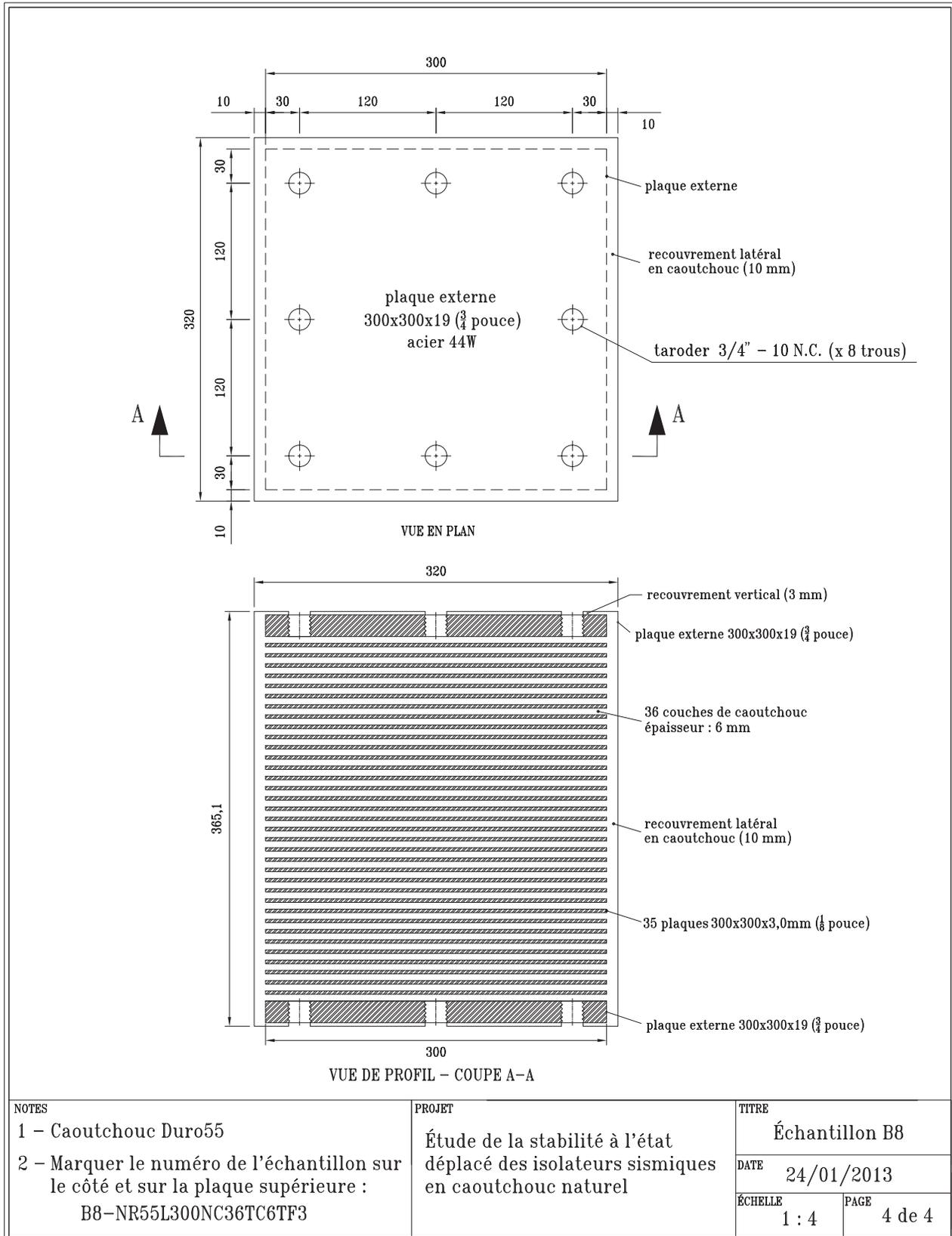
24/01/2013

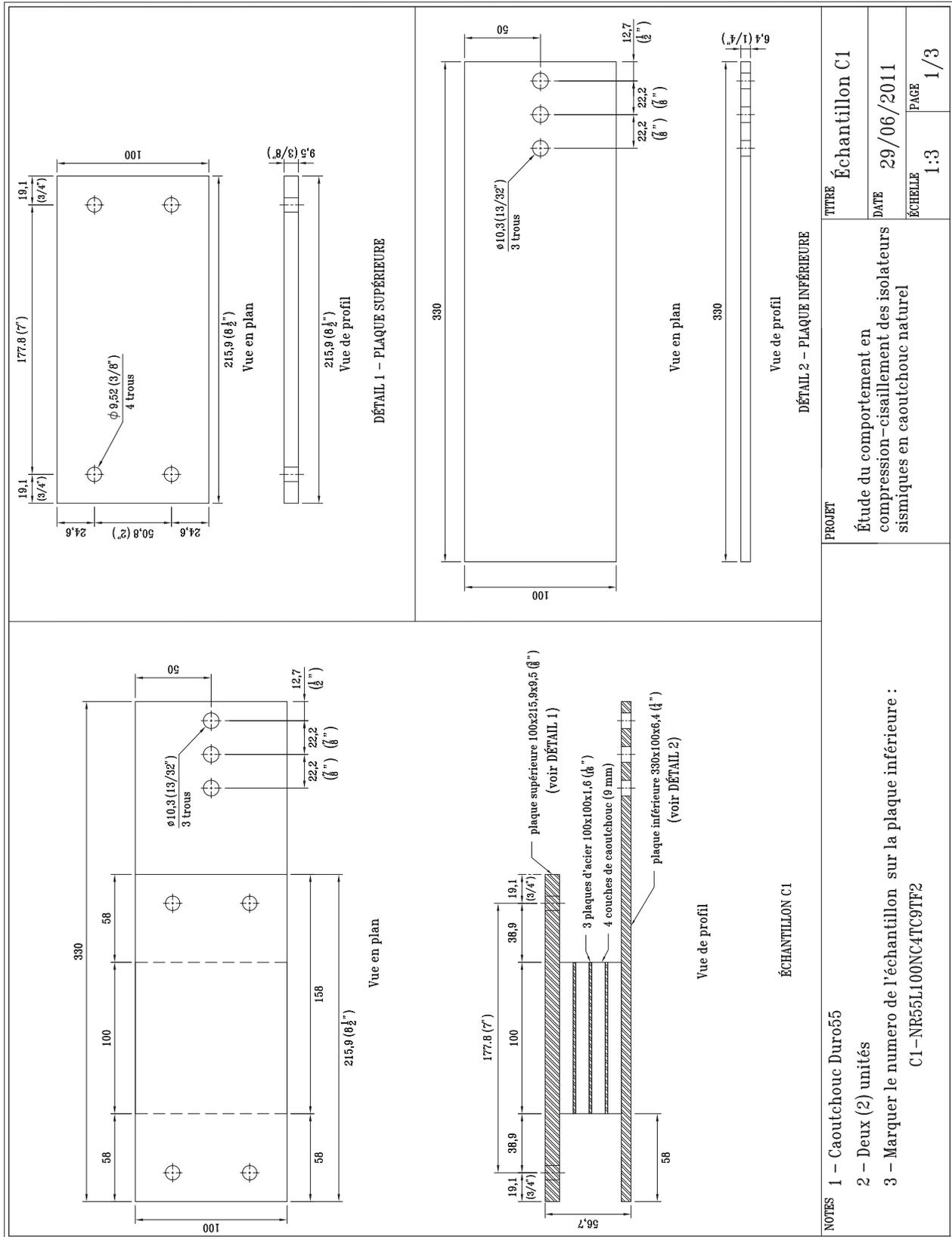
ÉCHELLE

1 : 4

PAGE

3 de 4

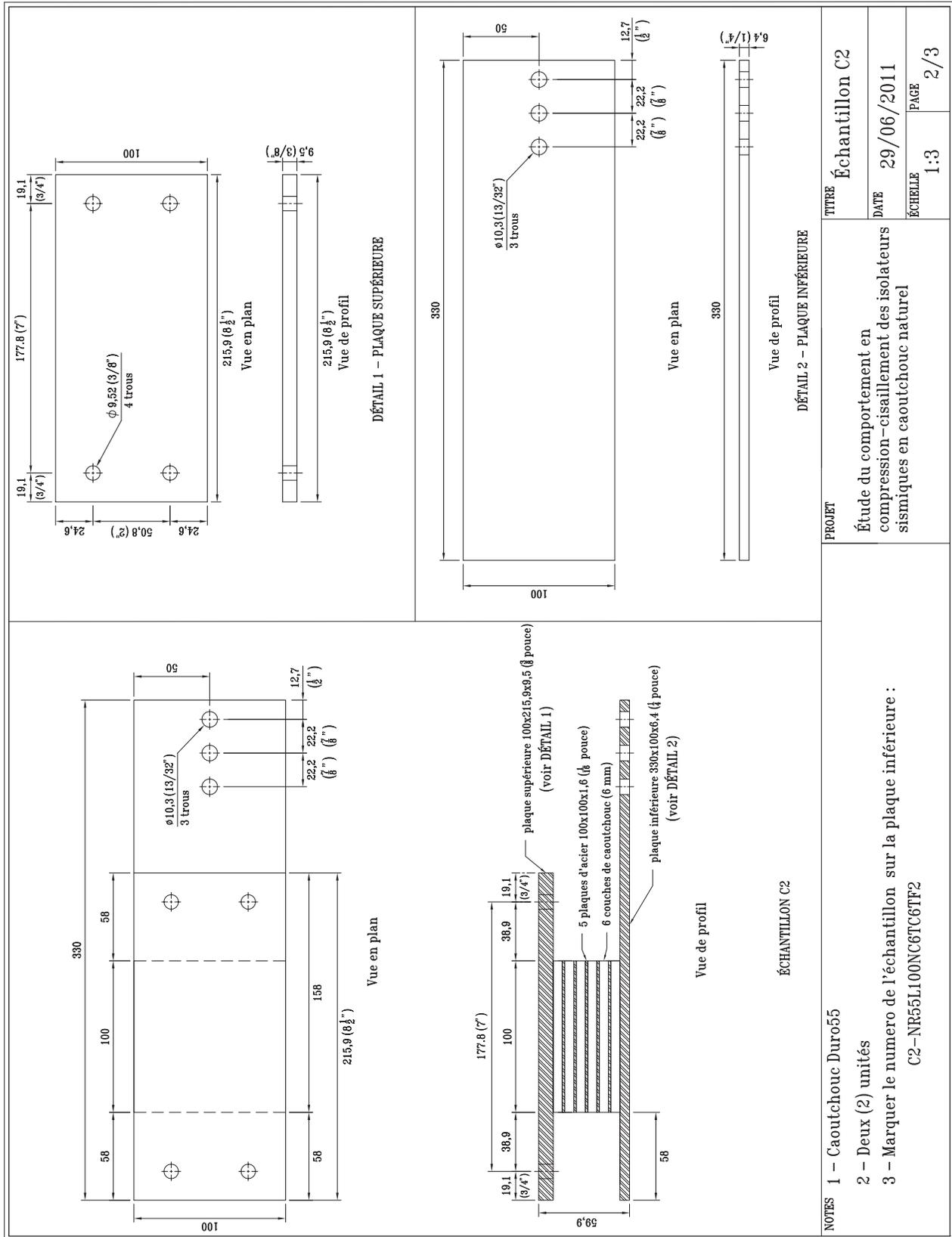




PROJET	Échantillon C1	
	Étude du comportement en compression – cisaillement des isolateurs sismiques en caoutchouc naturel	DATE 29/06/2011
TITRE	ÉCHELLE 1:3	PAGE 1/3

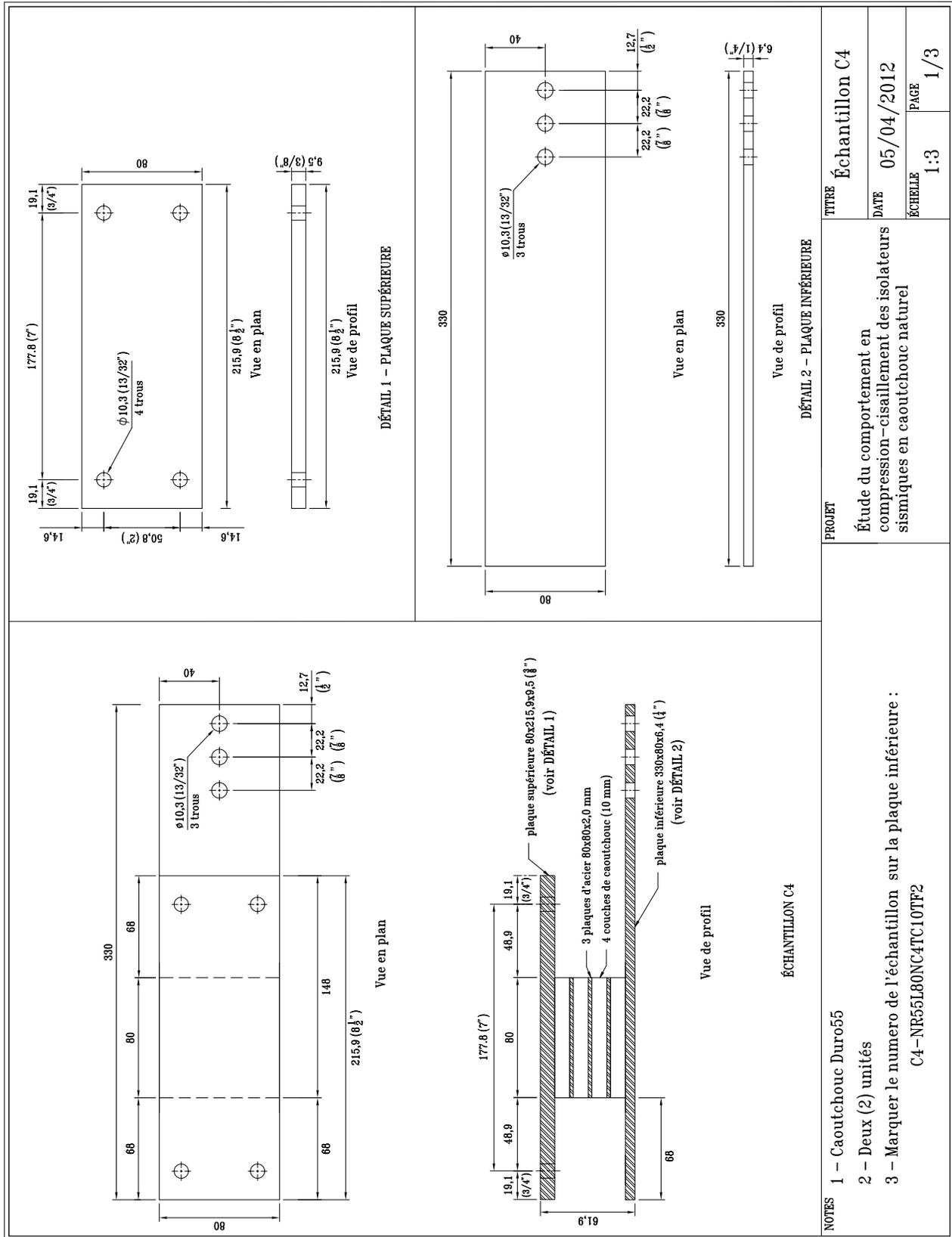
NOTES

- 1 – Caoutchouc Duro55
- 2 – Deux (2) unités
- 3 – Marquer le numero de l'échantillon sur la plaque inférieure : C1-NR55L100NC4TC9TF2

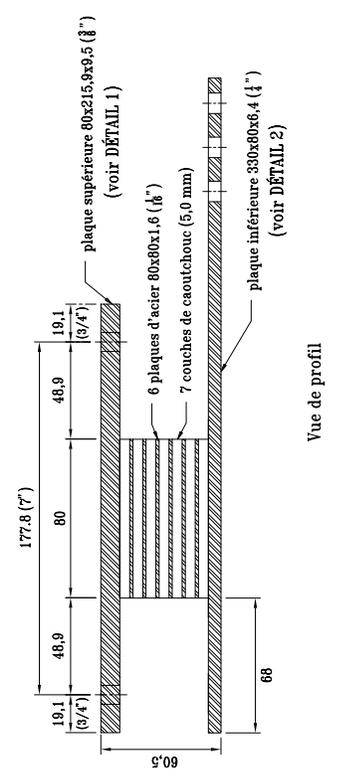
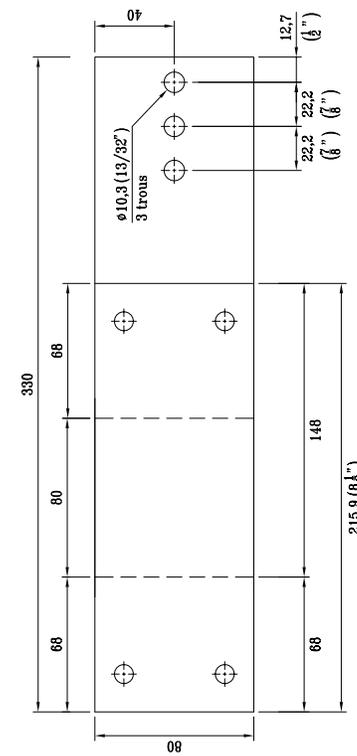
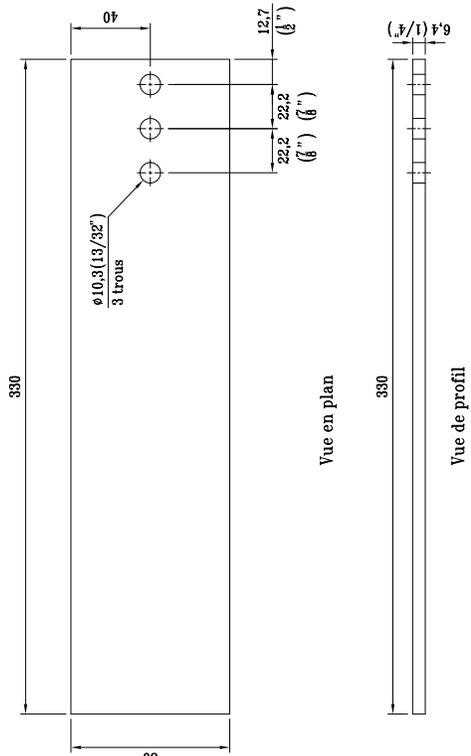
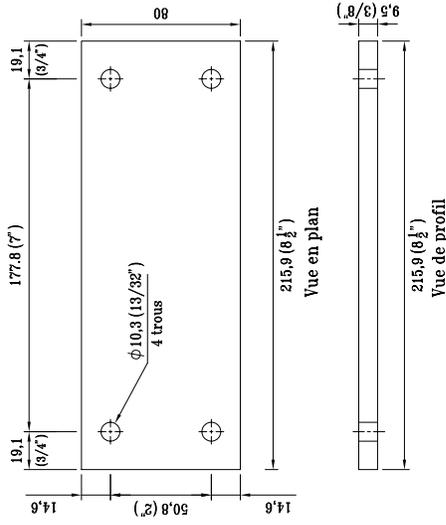
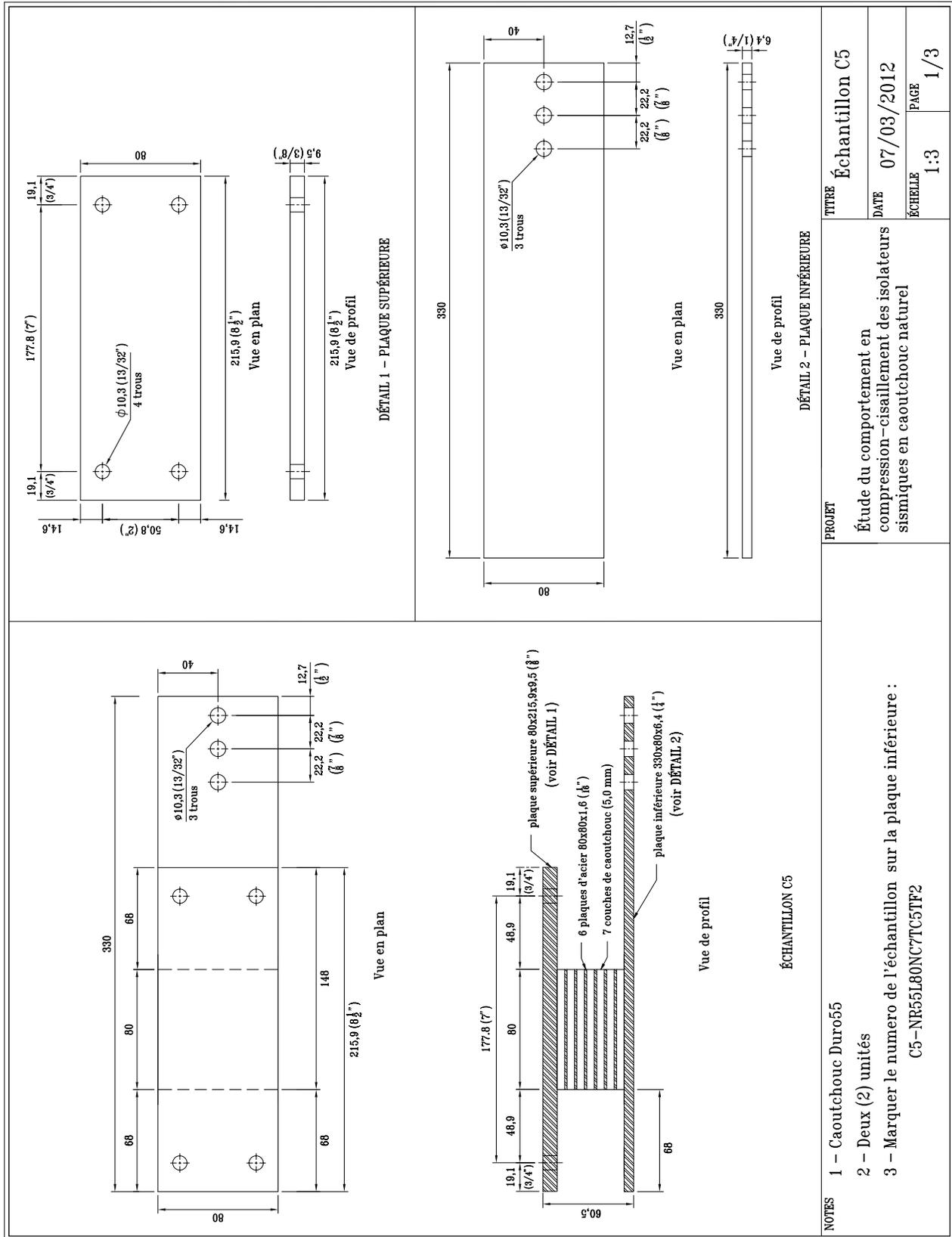


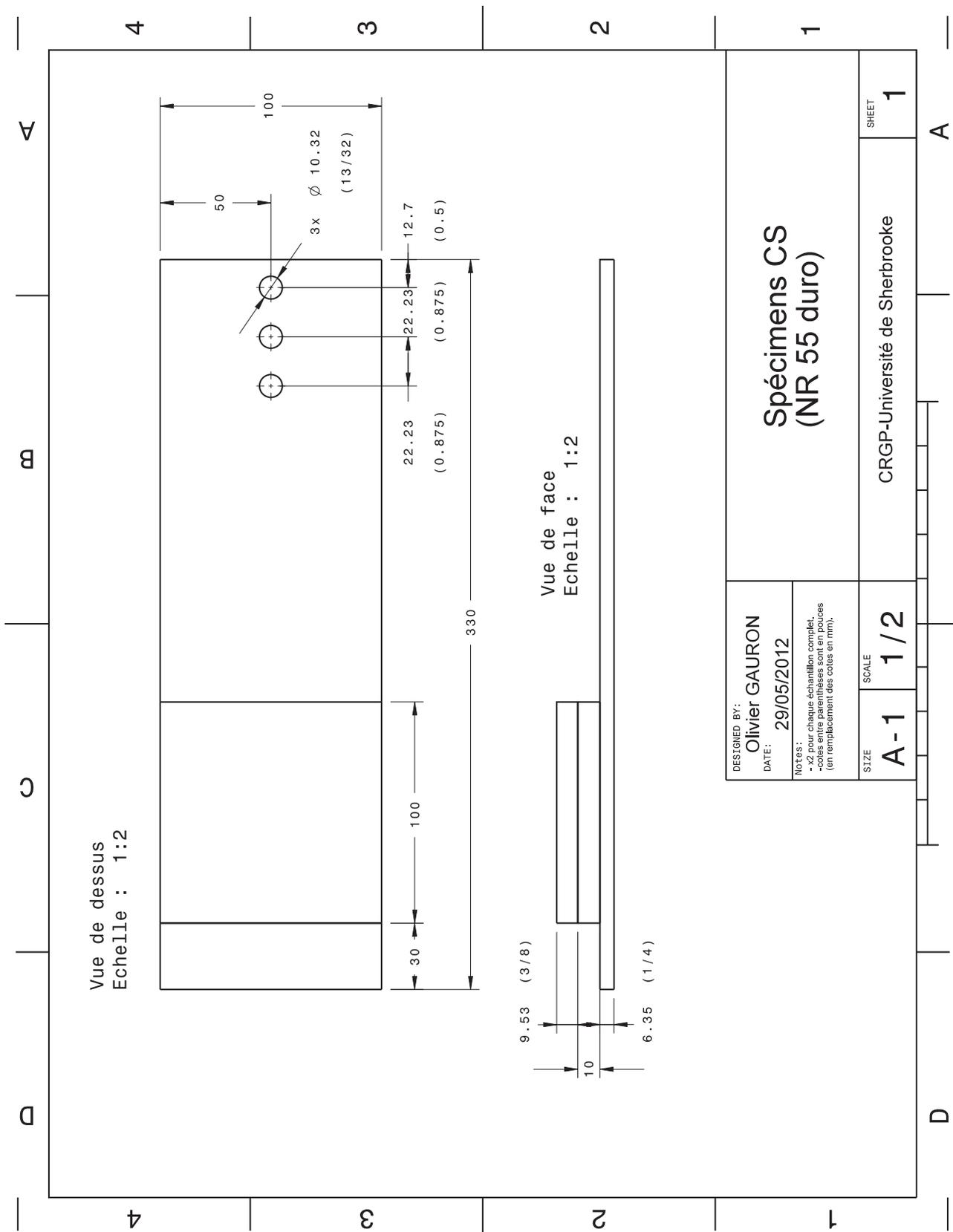
PROJETS Étude du comportement en compression - cisaillement des isolateurs sismiques en caoutchouc naturel	TITRE	Échantillon C2
	DATE	29/06/2011
	ÉCHELLE	1:3
NOTES 1 - Caoutchouc Duro55 2 - Deux (2) unités 3 - Marquer le numero de l'échantillon sur la plaque inférieure : C2-NR55L100NC6TC6TF2		PAGE 2/3





NOTES	1 - Caoutchouc Duro55	PROJET	Étude du comportement en compression - cisaillement des isolateurs sismiques en caoutchouc naturel	TITRE	Échantillon C4	
	2 - Deux (2) unités	DATE		05/04/2012	ÉCHELLE	1:3
	3 - Marquer le numero de l'échantillon sur la plaque inférieure : C4-NR55L80NC4TC10TF2	PAGE		1/3		





DESIGNED BY: <b>Olivier GAURON</b>		DATE: 29/05/2012	
Notes: - x2 pour chaque échantillon complet. - cotés entre parenthèses sont en pouces (en remplacement des cotés en mm).			
SIZE <b>A-1</b>	SCALE <b>1/2</b>	SHEET <b>1</b>	

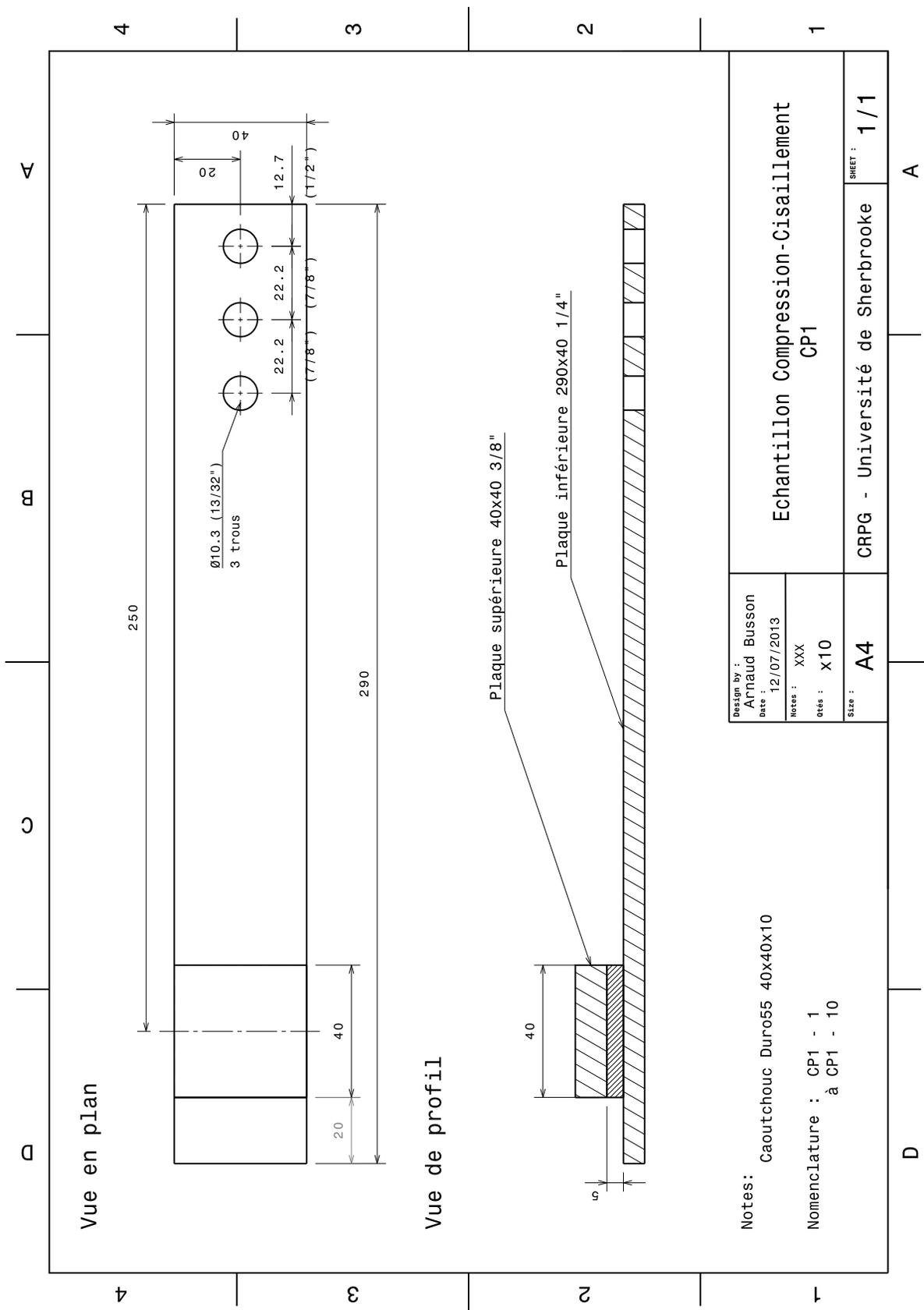
**Spécimens CS  
(NR 55 duro)**

CRGP-Université de Sherbrooke

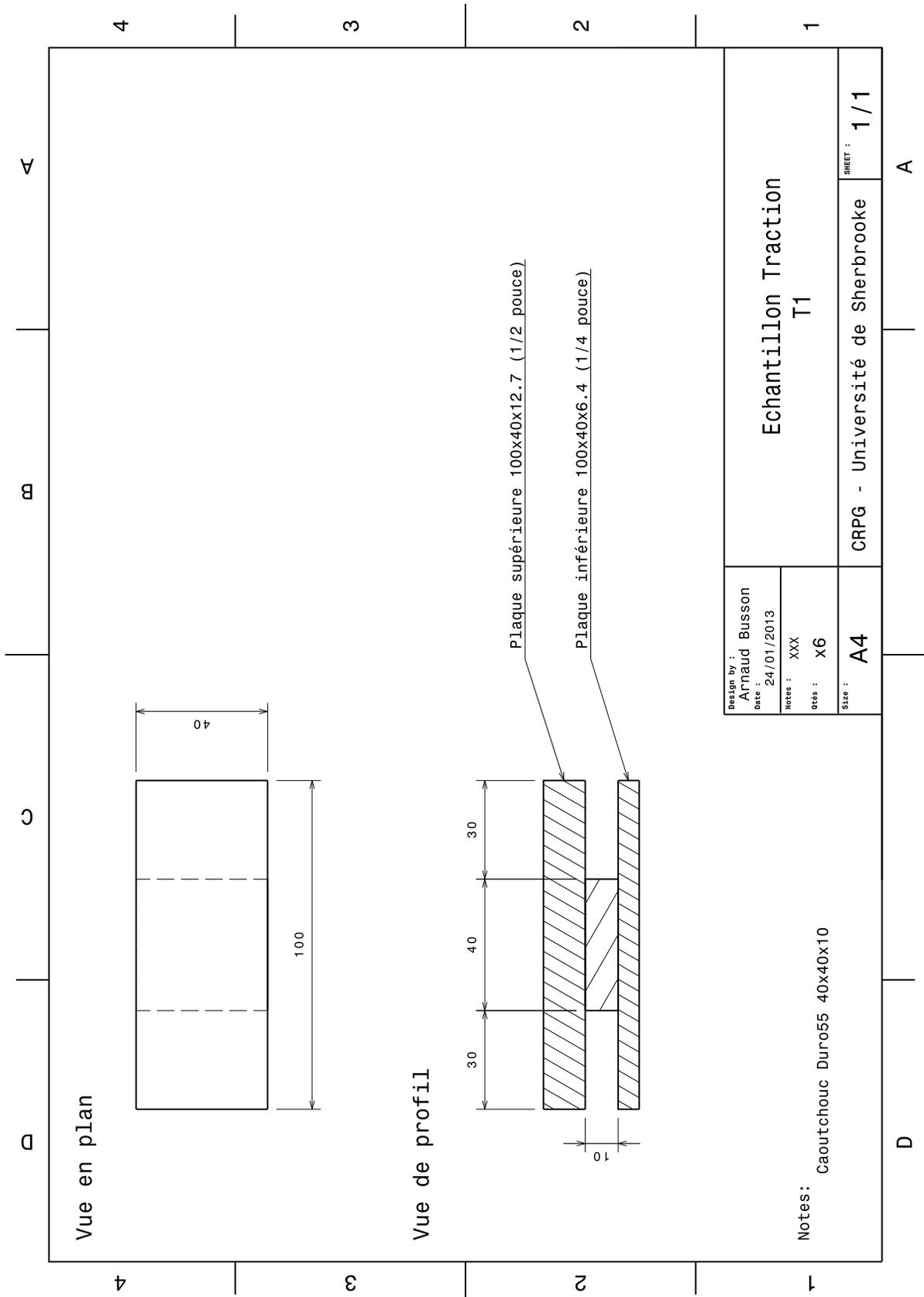
D C B A

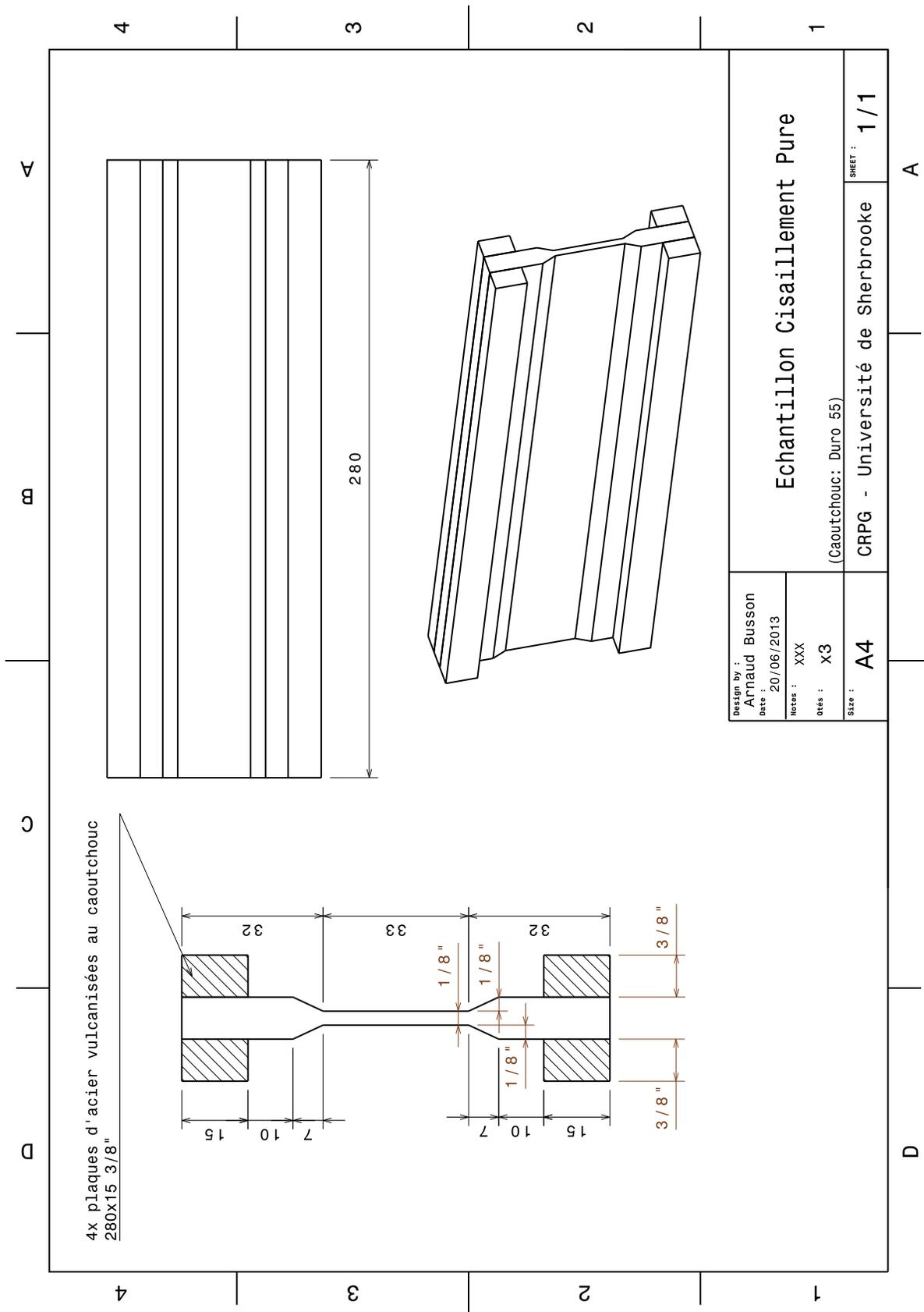
4 3 2 1

D A



Design by : Arnaud Busson		Date : 12/07/2013	
Notes : XXX		otes : X10	
Size : A4		SHEET : 1 / 1	
Notes: Caoutchouc Duro55 40x40x10		Echantillon Compression - Cisaillement CP1	
Nomenclature : CP1 - 1 à CP1 - 10		CRPG - Université de Sherbrooke	







---

# Bibliographie

- [1] AASHTO : *Guide specifications for seismic isolation design*. American Association of State Highway and Transportation Officials, 1999.
- [2] AASHTO : *Standard Specification for Highway Bridges*. American Association of State Highway and Transportation Officials, 17th édn, 2002.
- [3] AASHTO : *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications, 4th ed.* American Association of State Highway and Transportation Officials, 2007.
- [4] AASHTO : *Guide Specifications for Seismic Isolation Design, third edition*. American Association of State Highway and Transportation Officials, 2010.
- [5] ADINA : *Adina, theory and modeling guide*. Rap. tech., ADINA R&D, inc, 2009.
- [6] E. ARRUDA et M. C. BOYCE : A three-dimensional constitutive model for the large stretch behavior of rubber elastic materials. *J. Mech. Phys. Solids*, 41:389–412, 1993.
- [7] ASTM : *Standard Test Methods for Rubber Property - Adhesion to rigid substrates, ASTM Standard D429*. American Society for Testing and Materials, 2003.
- [8] ASTM : *Standard Test Methods for Vulcanized Rubber and Thermoplastic Elastomers - Tension, ASTM Standard D412*. American Society for Testing and Materials, 2006.
- [9] J. BALL : Discontinuous equilibrium, solutions and cavitation in nonlinear elasticity. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, A306:557–610, 1982.
- [10] K.-J. BATHE : *Finite Element Procedures*. Prentice Hall, 2006.
- [11] I. BUCKLE, M. C. CONSTANTINOU, DICLELI et H. MURAT ; GHASEMI : Seismic isolation of highway bridges. Rap. tech., MCEER, 2006.
- [12] I. BUCKLE et H. LIU : Experimental determination of critical loads of elastomeric isolators at high shear strain. *NCEER Bulletin*, 8:1–5, 1994.
- [13] I. BUCKLE, S. NAGARAJAIAH et K. FERRELL : Stability of elastomeric isolation bearings : Experimental study. *Journal of Structural Engineering*, 128(1):3 –11, 2002.
- [14] G. CALVI, K. KAWASHIMA et I. BILLINGS : Seismic bridge design and retrofit structural solutions. Rap. tech., FIB, 2009.
- [15] CAN-CSA : *Code Canadien de calcul des ponts routiers CAN/CSA-S6-06*. Association Canadienne de Normalisation, 2006.

- [16] M. S. CHALOUB et J. KELLY : Effect of bulk compressibility on the stiffness of cylindrical base isolation bearings. *International Journal of Solids Structures*, 26:743–760, 1990.
- [17] M. C. CONSTANTINOU, P. TSOPELAS, A. KASALANATI et E. WOLFF : Property modification factors for seismic isolation bearings. Rap. tech., MCEER-99-0012, 1999.
- [18] M. C. CONSTANTINOU, Y. WHITTAKER, Y. KALPAKIDIS, D. FENZ et I. WARN : Performance of seismic isolation hardware under service and seismic loading. Rap. tech., MCEER, 2007.
- [19] J. ESHELBY : The force on an elastic singularity. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, 244:87–1121, 1951.
- [20] FEMA : HAZUS-MH MR1. Rap. tech., Federal Emergency Management Agency, 2003.
- [21] A. GENT : *Engineering with Rubber - How to Design Rubber Components*. Hanser, 1992.
- [22] A. GENT et P. LINDLEY : Compression of bonded rubber blocks. *Proc. Instn. Mech. Engrs*, 159:111–117, 1959.
- [23] A. GRIFFITH : The phenomena of rupture and flow in solids. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, 221:163–198, 1921.
- [24] A. HAMDI : *Critère de rupture généralisé pour les élastomères vulcanisables et thermoplastiques*. Thèse de doctorat, Polytech'lille, 2006.
- [25] H. HOU et R. ABEYARATNE : Cavitation in elastic and elastic-plastic solids. *Journal of the mechanics and physics of solids*, volume 40, numéro 3:571–592, 1992.
- [26] T. HSIANG-CHUAN et S.-J. HSUEH : Mechanical properties of isolation bearings identified by a viscoelastic model. *International Journal of Solids Structures*, 38:53–74, 2001.
- [27] M. IIZUKA : Macroscopic model for predicting large-deformation behaviors of laminated rubber bearings. *Engineering Structures*, 22:323 – 334, 2000.
- [28] S. KAWABARA : Fracture and mechanical behavior of rubber-like polymers under finite deformation in biaxial stress field. *Journal Macromol. Sci. Phys.*, B8(3-4):605–630, 1973.
- [29] J. KELLY : *Earthquake-Resistant Design with rubber*. John Wiley & Sons, 1997.
- [30] J. KELLY et C. G. KOH : Effects of axial load on elastomeric isolation bearings. *UBC/EERC-86/12*, November 1987.
- [31] M. KIKUCHI et I. D. AIKEN : An analytical hysteresis model for elastomeric seismic isolation bearings. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 26:215–231, 1997.
- [32] C. G. KOH et J. KELLY : A simple mechanical model for elastomeric bearings used in base isolation. *International Journal of Mechanical Science*, 30:933–943, 1988.
- [33] C. G. KOH et J. M. KELLY : Viscoelastic stability model for elastomeric isolation bearings. *Journal of structural engineering New York, N.Y.*, 115(2):285 – 302, 1989.
- [34] O. LOPEZ-PAMIES, T. NAKAMURA et M. IDIART : Cavitation in elastomeric solids : Onset-of-cavitation surfaces for neo-hookean materials. *Journal of the mechanics and physics of solids*, 59:1488–1505, 2011.
- [35] R. L. MAYES et F. NAEIM : *Design of Structures with Seismic Isolation*, chap. 14, p. 723–755. 1999.

- [36] M. MOONEY : A theory of large elastic deformation. *Journal of Applied Physics*, 11:582–592, 1940.
- [37] A. MORI, A. CARR, N. COOKE et P. MOSS : Behaviour of laminated elastomeric bearings. *Structural Engineering and mechanics*, 5:451–469, 1997.
- [38] A. MORI, P. MOSS, N. COOKE et A. CARR : The behaviour of bearings used for seismic isolation under shear and axial load. *Earthquake Spectra*, 15:199–224, 1999.
- [39] F. NAEIM et J. KELLY : *Design of seismic isolated structures, From theory to Practice*. John Wiley & Sons, 1999.
- [40] S. NAGARAJAIAH et K. FERRELL : Stability of elastomeric seismic isolation bearings. *Journal of structural engineering New York, N.Y.*, 125(9):946 – 954, 1999.
- [41] R. NEVIÈRE, A. PFIFFER et F. STANKIEWICZ : A strain based design criterion for solid propellant rocket motor. In *Congress OTAN : Symposium on Combat Survivability of Air, Sea and Land Vehicules*, Aalborg, Danmark, 23-26 Septembre 2002.
- [42] R. W. OGDEN : Large deformation isotropic elasticity - on the correlation of theory and experiment for incompressible rubberlike solids. *Proceedings of the Royal Society of London*, 326:565–584, 1972.
- [43] P. PAULTRE : *Dynamique des structures - application aux ouvrages de génie civil*. Hermes, 2005.
- [44] G. H. SIQUEIRA : *Évaluation de la vulnérabilité sismique des ponts routiers au Québec réhabilités avec l'utilisation d'isolateurs en caoutchouc naturel*. Thèse de doctorat, Université de Sherbrooke, Sherbrooke, QC, Canada, 2013.
- [45] T. SUSSMAN et K.-J. BATHE : A finite element formulation for nonlinear incompressible elastic and inelastic analysis. *Journal of Computers and Structures*, 26:357–409, 1987.
- [46] S. M. TAKHIROV et J. M. KELLY : Numerical study on buckling of elastomeric seismic isolation bearings. *Proceedings of the Structures Congress and Exposition*, 2006:2 – 25, 2006.
- [47] D. H. TAVARES : *Évaluation de la vulnérabilité sismique des ponts routiers au Québec à l'aide des courbes de fragilité*. Thèse de doctorat, Université de Sherbrooke, Sherbrooke, QC, Canada, 2012.
- [48] Y. TRAISSAC : *Comportement en grandes déformations d'une propegol solide. Application au dimensionnement mécanique sous pression du tir d'un chargement*. Thèse de doctorat, Université de Bordeaux I, 1995.
- [49] L. R. G. TREOLAR : *The physics of rubber elasticity*. Oxford University Press, 1975.
- [50] N. VELEV, C. LEMAY et F. LÉGERON : Conception parasismique du pont St-charles en utilisant des techniques d'isolation parasismique. 2009.
- [51] I. WARD et J. SWEENEY : *An Introduction to The Mechanical Properties of Solid Polymers*. Wiley, 2004.
- [52] G. WARN et J. WEISMAN : Numerical study on the stability of elastomeric seismic isolation bearings. *Proceedings of the 9th U.S National and 10th canadian conference on earthquake engineering*, 25-29 juillet 2010, Toronto, Ontario, Canada.

- [53] G. P. WARN : A study of the coupled horizontal-vertical behavior of elastomeric and lead-rubber seismic isolation bearings. Rap. tech., MCEER, 2006.
- [54] G. P. WARN : Vertical stiffness of elastomeric and lead-rubber seismic isolation bearings. *Journal of structural engineering*, 133:1227–1236, 2007.
- [55] G. P. WARN et A. S. WHITTAKER : A study of the coupled horizontal-vertical behavior of elastomeric and lead-rubber seismic isolation bearings. Rap. tech., MCEER, 2006.
- [56] A. YAKUT et J. YURA : Parameters influencing performance of elastomeric bearings at low temperature. *Journal of structural engineering*, 128(8):986–994, 2002.
- [57] S. YAMAMOTO, M. KIKUCHI, M. UEDA et I. D. AIKEN : A mechanical model for elastomeric seismic isolation bearings including the influence of axial load. *Earthquake engineering and structural dynamics*, 38:157–180, 2009.
- [58] O. YEOH : Some forms of the strain energy function for rubber. *Rubber chemistry and technology*, 66:754–771, 1993.