

***RENTABILITÉ POTENTIELLE DE L'UTILISATION D'ÉQUIPEMENTS  
PARASISMIQUES AU MINISTÈRE DES TRANSPORTS  
POUR DES PONTS À TRAVÉES MULTIPLES***

***PROJET NO. R581.1 - RAPPORT D'ÉTAPE NO. 4***

**OUTIL DE CONCEPTION PRÉLIMINAIRE  
DE SYSTÈMES D'ISOLATION SISMIQUE  
ET DE DISSIPATION D'ÉNERGIE  
POUR PONTS SIMPLES**

Soumis à:

M. Luc Lapointe  
Ministère des transports du Gouvernement du Québec  
930, chemin Sainte-Foy, 6e étage  
Québec (Québec) G1S 4X9

par

Robert Tremblay, ing., Ph.D., Professeur titulaire  
Najib Bouaanani, ing., Ph.D., Professeur titulaire  
Poulad Daneshvar, Ph.D., Associé de recherche

Département des génies civil, géologique et des mines  
Groupe de recherche en génie des structures  
Polytechnique Montréal  
Montréal, QC  
Canada H3C 3A7

Montréal, QC  
30 mai 2016

## TABLE DES MATIÈRES

TABLE DES MATIÈRES .....	II
CHAPITRE 1 INTRODUCTION .....	4
1.1 Problématique.....	4
1.2 Objectifs et portée de l'étude .....	5
1.3 Organisation du rapport.....	6
1.4 Mise en garde .....	7
CHAPITRE 2 MÉTHODE D'ANALYSE STATIQUE ÉLASTIQUE DE LA NORME CAN/CSA-S6-14 .....	8
2.1 Introduction .....	8
2.2 Intrants requis .....	8
2.2.1 Données sismiques.....	8
2.2.2 Propriétés de la structure isolée .....	12
2.3 Méthode d'analyse .....	13
2.3.1 Limitation de l'étude.....	13
2.3.2 Limites d'application de la méthode ASE .....	13
2.3.3 Description de la méthode ASE.....	14
2.4 Exemple d'utilisation de la méthode ASE .....	17
2.4.1 Pont non isolé.....	17
2.4.2 Pont isolé.....	18
2.4.3 Remarques.....	23
CHAPITRE 3 MODÈLES À 1 DDL POUR LES PONTS COMPLEXES .....	26
3.1 Introduction .....	26

3.2	Propriétés des composantes.....	27
3.2.1	Éléments de sous-structure .....	27
3.2.2	Isolateurs sismiques .....	28
3.2.3	Éléments de dissipation d'énergie .....	30
CHAPITRE 4	OUTIL DE CONCEPTION CAPI.....	35
4.1	Introduction .....	35
4.2	Fonctionnement de l'outil .....	35
4.2.1	Module 0 : Propriétés du pont étudié et du site .....	35
4.2.2	Module I : Conception préliminaire en considérant un seul type d'isolateur ....	37
4.2.3	Module II : Conception détaillée en considérant un seul type d'isolateur.....	39
4.2.4	Module III : Conception en considérant différents types d'isolateurs.....	42
4.3	Exemple 1.....	46
4.3.1	Pont non isolé.....	47
4.3.2	Pont isolé.....	48
4.4	Exemple 2.....	55
4.4.1	Pont non isolé.....	56
4.4.2	Pont isolé.....	56
CHAPITRE 5	ÉTUDES PARAMÉTRIQUES.....	67
5.1	Introduction .....	67
5.2	Influence de $k_d$ et $Q_d$ .....	67
5.3	Influence des paramètres $C$ et $\alpha$ des amortisseurs visqueux .....	70
5.4	Résumé .....	73
CHAPITRE 6	CONCLUSIONS.....	74
RÉFÉRENCES	.....	76

## Chapitre 1 INTRODUCTION

### 1.1 Problématique

Au cours des dernières décennies, l'isolation sismique des ponts est devenue l'une des approches les plus efficaces pour la protection des ouvrages contre les effets des séismes. La technique consiste à introduire des isolateurs sismiques entre la sous-structure et la superstructure de façon à limiter l'effet des mouvements sismiques du sol sur la superstructure. Les forces induites dans la structure peuvent ainsi être réduites de telle sorte que la structure demeure pratiquement élastique et ne subisse pas, ou peu de dommages. Ce comportement est cependant accompagné de déplacements horizontaux plus élevés de la superstructure, déplacements qui peuvent causer des dommages ou nuire à l'opération de l'ouvrage. Ces déplacements peuvent être limités par dissipation de l'énergie induite par les séismes ou en s'assurant que la structure dispose d'une rigidité latérale minimum lors de l'activation des isolateurs sismiques.

Il existe aujourd'hui une grande variété d'isolateurs sismiques et de systèmes de dissipation d'énergie pouvant être utilisés pour la protection sismique des ponts. Pour une structure donnée, le concepteur doit donc choisir le système, ou la combinaison de systèmes, permettant d'obtenir le comportement sismique souhaité au niveau des forces et des déplacements. Le travail de conception comprend également la disposition des isolateurs et systèmes dissipatifs retenus dans la structure de même que la détermination des propriétés à donner à ces composantes. La sous-structure peut aussi être adaptée afin d'optimiser le comportement de l'ensemble.

En raison de la complexité du comportement sismique des structures isolées (comportement dynamique non-linéaire sous une sollicitation sismique hautement variable) et du grand nombre de paramètres pouvant affecter ce comportement, la conception d'un système d'isolation sismique représente un défi d'envergure. Heureusement, une grande partie des ponts isolés peuvent être représentés par des systèmes simples à un seul degré de liberté (DDL), soit le déplacement horizontal dans la direction étudiée. Dans ce cas, on peut faire appel à des méthodes simplifiées

qui permettent de prédire rapidement le déplacement maximum de la structure en tenant compte des propriétés du système d'isolation. L'usage de ces méthodes simplifiées peut être étendu à l'étude préliminaire de structures complexes que l'on représente par un système simple n'ayant qu'un seul DDL. Les méthodes simplifiées peuvent donc être très utiles, surtout à l'étape de la conception préliminaire lorsque l'on souhaite vérifier la pertinence d'utiliser un système d'isolation sismique ou déterminer le type de système qui convient le mieux pour un ouvrage donné.

La norme CAN/CSA-S6-14 pour la conception des ponts-routiers au Canada propose une méthode simplifiée pour l'analyse des ponts munis d'un système d'isolation sismique. Il s'agit cependant d'une méthode itérative car le déplacement de la structure est obtenu en supposant un comportement linéaire équivalent pour les composantes du système d'isolation, et les propriétés à considérer pour le système d'isolation varient avec le déplacement de la structure. De plus, la méthode requiert que l'on combine les propriétés des différentes composantes travaillant en série ou en parallèle dans la structure isolée, incluant les composantes de la sous-structure, les isolateurs sismiques et, possiblement, les éléments additionnels employés pour dissiper l'énergie sismique. Finalement, on exige dans la norme CAN/CSA-S6-14 que le comportement de la plupart des ponts soit vérifié pour plusieurs niveaux de sismicité. Dans ces cas, l'application de la méthode simplifiée peut demander un effort important, particulièrement pour des structures comprenant plusieurs composantes différentes ou lorsque l'on veut examiner plusieurs stratégies différentes d'isolation sismique.

## **1.2 Objectifs et portée de l'étude**

Les principaux objectifs du projet étaient de : 1) développer un logiciel permettant de faciliter l'application de la méthode simplifiée de la norme CAN/CSA-S6-14 pour la conception des systèmes d'isolation sismique, et 2) réaliser des analyses paramétriques afin d'illustrer l'influence du type et des propriétés des isolateurs sur le comportement de structures simples.

Le logiciel devait permettre de traiter l'étude d'un pont droit dans la direction longitudinale avec isolateurs placés entre la superstructure et la sous-structure. Le logiciel devait :

- être basé sur la méthode simplifiée de la norme CAN/CSA-S6-14 (CSA 2014).
- permettre de considérer des ponts droits comprenant une culée à chaque extrémité et jusqu'à 19 piles intermédiaires, i.e. 20 travées, chacune des culées et piles pouvant avoir des propriétés de rigidité et de résistance différentes;
- pour chacune des piles, permettre les cas avec isolateurs sismiques ou sans isolateurs sismiques (appui fixe) entre la sous-structure et la superstructure;
- pour les piles avec isolateurs et les culées, permettre l'utilisation de différents types d'isolateurs dont les isolateurs en élastomère, avec ou sans noyau de plomb, les isolateurs de type pendules à friction, et les isolateurs avec interfaces de glissement; et
- pour les piles avec isolateurs et les culées, permettre l'ajout d'éléments dissipatifs dont la résistance peut dépendre du déplacement (amortisseurs hystérétiques) ou de la vitesse (amortisseurs visqueux), les deux types pouvant être présents à une même pile ou culée.

Plus spécifiquement, les analyses paramétriques devaient permettre d'examiner l'influence de :

- la rigidité post-activation des isolateurs sismiques sur les déplacements et les forces imposés à des prototypes de structures; et
- l'ajout d'amortisseurs visqueux, linéaires et non-linéaires, travaillant en parallèle avec les isolateurs sismiques.

### **1.3 Organisation du rapport**

En plus du chapitre 1, le rapport comprend les 5 chapitres suivants :

- Le chapitre 2 où l'on présente la méthode simplifiée de la norme CAN/CSA-S6-14. On y décrit aussi les données sismiques requises pour l'utilisation de la méthode. Un exemple simple est présenté pour illustrer l'application de la méthode.
- Le chapitre 3 où l'on décrit les propriétés des composantes pouvant être considérées dans le logiciel de même que les méthodes et hypothèses utilisées pour déterminer les propriétés de la structure et déterminer les déplacements et forces dans les différentes composantes de la structure.
- Le chapitre 4 dans lequel on résume les fonctionnalités et limites du logiciel. On y décrit aussi l'utilisation du logiciel au moyen d'exemples d'application.
- Le chapitre 5 présente et décrit les résultats des analyses paramétriques qui ont été effectuées.
- Le chapitre 6 comprend les conclusions de l'étude.

## **1.4 Mise en garde**

Les données sismiques utilisées dans le cadre de ce rapport sont fournies à titre indicatif. Les données sismiques à utiliser doivent être obtenues tel que décrit à l'article 4.4.3.1 de la norme CAN/CSA-S6-14 (CSA 2014).

## Chapitre 2 MÉTHODE D'ANALYSE STATIQUE ÉLASTIQUE DE LA NORME CAN/CSA-S6-14

### 2.1 Introduction

Dans ce chapitre, on présente la méthode d'analyse statique élastique (ASE) qui est proposée dans la norme CAN/CSA-S6-14 pour la conception des systèmes d'isolation sismique des ponts. On débute par une description des deux principaux intrants qui sont requis, soient les données sismiques et les propriétés de la structure isolée. On donne ensuite un aperçu de la méthode d'analyse, suivi par un exemple simple d'application. La présentation est limitée à une structure simple; des structures plus complexes étant traitées aux chapitres suivants.

### 2.2 Intrants requis

Les deux principaux intrants qui sont requis sont les données sismiques et les caractéristiques de la structure isolée.

#### 2.2.1 Données sismiques

Les données sismiques sont définies à l'article 4.4.3 de la norme CAN/CSA-S6. Elles sont représentées sous la forme d'un spectre de déplacement,  $S_d(T)$ , qui est construit à partir du spectre d'accélération  $S(T)$ , où  $T$  est la période en secondes. Le spectre  $S(T)$  est défini par les points suivants :

$$[2.1] \quad S = \max[F(0.2) S_a(0.2), F(0.5) S_a(0.5)] \text{ pour } T \leq 0.2 \text{ s;}$$

$$= F(0.5) S_a(0.5) \text{ pour } T = 0.5 \text{ s;}$$

$$= F(1.0) S_a(1.0) \text{ pour } T = 1.0 \text{ s;}$$



$$\begin{aligned}
 &= F(2.0) S_a(2.0) \text{ pour } T = 2.0 \text{ s;} \\
 &= F(5.0) S_a(5.0) \text{ pour } T = 5.0 \text{ s; et} \\
 &= F(10.0) S_a(10.0) \text{ pour } T \geq 10.0 \text{ s}
 \end{aligned}$$

Dans cette équation,  $S_a(T)$  est l'accélération spectrale spécifiée par la Commission géologique du Canada à des périodes  $T = 0.2, 0.5, 1.0, 2.0, 5.0$  et  $10$  s. Les valeurs de  $S_a(T)$  sont exprimées en fraction de l'accélération de la gravité,  $g$  ( $g = 9.81 \text{ m/s}^2$ ). Elles sont calculées pour des probabilités de dépassement de 10%, 5% et 2% sur 50 ans, selon le niveau de sismicité à être considéré pour vérifier la performance de l'ouvrage. Elles ont aussi été établies pour un amortissement de 5% et un site de catégorie C. Le facteur  $F(T)$  permet d'obtenir les accélérations spectrales pour des sites d'autres catégories. Les valeurs du facteur  $F(T)$  sont données au tableau 2.1. Ils dépendent de l'accélération de pointe du sol de référence,  $PGA_{\text{ref}}$ , qui est obtenue de :

$$\begin{aligned}
 [2.2] \quad PGA_{\text{ref}} &= 0.8 \text{ } PGA \quad \text{si } S_a(0.2) / PGA < 2.0 \\
 PGA_{\text{ref}} &= 1.0 \text{ } PGA \quad \text{si } S_a(0.2) / PGA \geq 2.0
 \end{aligned}$$

Dans cette équation,  $PGA$  est l'accélération de pointe du sol, exprimée en fraction de l'accélération de la gravité,  $g$ . Ce paramètre est aussi obtenu de la Commission géologique du Canada pour la même probabilité de dépassement que celle considérée pour les valeurs de  $S_a(T)$ . Si  $PGA_{\text{ref}}$  est comprise entre 0.1 et 0.5  $g$ , les valeurs de  $F(T)$  peuvent être obtenues par interpolation linéaire entre les valeurs qui sont spécifiées au tableau 2.1.

Une fois les valeurs  $S(T)$  déterminées, on peut établir le spectre de déplacement  $S_d(T)$ , exprimé en mm, par interpolation linéaire entre les valeurs de  $S_d$  calculées aux périodes  $T = 0.0, 0.2, 0.5, 1.0, 2.0, 5.0$  et  $10.0$  s de l'équation suivante :

$$[2.3] \quad S_d(T) = 250 S(T) T^2$$

Pour une période supérieure à 10 s,  $S_d(T) = S_d(10.0)$ .

Tableau 2.1 Facteur  $F(T)$ <sup>1</sup>

$T$ (s)	Site de catégorie	$F(T)$ pour $PGA_{ref}$				
		$\leq 0.1$ g	$= 0.2$ g	$= 0.3$ g	$= 0.4$ g	$\geq 0.5$ g
0.2	A	0.66	0.71	0.74	0.77	0.79
	B	0.74	0.80	0.84	0.86	0.88
	C	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
	D	1.24	1.09	1.00	0.94	0.90
	E	1.64	1.24	1.05	0.93	0.85
0.5	A	0.46	0.48	0.48	0.49	0.49
	B	0.58	0.59	0.60	0.61	0.61
	C	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
	D	1.47	1.30	1.20	1.14	1.10
	E	2.47	1.80	1.48	1.30	1.17
1.0	A	0.41	0.41	0.41	0.41	0.41
	B	0.53	0.53	0.53	0.53	0.53
	C	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
	D	1.55	1.39	1.31	1.25	1.21
	E	2.81	2.08	1.74	1.53	1.39
2.0	A	0.40	0.40	0.40	0.40	0.40
	B	0.52	0.52	0.52	0.52	0.52
	C	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
	D	1.57	1.44	1.36	1.31	1.27
	E	2.90	2.24	1.92	1.72	1.58
5.0	A	0.39	0.39	0.39	0.39	0.39
	B	0.51	0.51	0.51	0.51	0.51
	C	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
	D	1.58	1.48	1.41	1.37	1.34
	E	2.93	2.40	2.14	1.96	1.84
10.0	A	0.44	0.44	0.44	0.44	0.44
	B	0.56	0.56	0.56	0.56	0.56
	C	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
	D	1.49	1.41	1.37	1.34	1.31
	E	2.52	2.18	2.00	1.88	1.79

<sup>1</sup> Il est prévu que les valeurs pour les catégories A et B seront modifiées en 2016.

*Exemple :*

*Déterminer le spectre  $S_a(T)$  pour un site de catégorie E à Montréal, QC, pour une probabilité de dépassement de 2% sur 50 ans. Les valeurs de  $S_a(T)$  pour cet emplacement et ce niveau de probabilité sont données au tableau 2.2 et la valeur de PGA est 0.379 g.*

La première étape consiste à déterminer  $PGA_{ref}$  pour le site. Le rapport  $S_a(0.2)/PGA = 0.595/0.379 = 1.57$ , ce qui est inférieur à 2.0. Dans ce cas,  $PGA_{ref} = 0.8 \times PGA = 0.303 \text{ g}$ .

On peut ensuite déterminer les valeurs de  $F$  pour chacune des périodes de 0.2 à 10.0 s par interpolation linéaire entre les valeurs spécifiées au tableau 2.1 pour  $PGA_{ref} = 0.3$  et 0.4 g pour un site de catégorie E. Les valeurs de  $F$  ainsi calculées sont données au tableau 2.2. On détermine ensuite les valeurs de  $S(T)$  à partir de l'équation [2.1], puis celles de  $S_d(T)$  de l'équation [2.3]. Les résultats sont présentés au tableau 2.2. Les spectres  $S(T)$  et  $S_d(T)$  sont illustrés à la figure 2.1 pour différentes catégories de site.

Tableau 2.2 Données sismiques pour un site de catégorie E à Montréal, QC (2% sur 50 ans).

$T$ (s)	$S_a$ (g)	$F$ ( )	$S$ (g)	$S_d$ (mm)
0.2	0.595	1.046	0.623	6.2
0.5	0.311	1.475	0.459	28.7
1.0	0.148	1.734	0.257	64.1
2.0	0.068	1.914	0.130	130
5.0	0.018	2.135	0.0384	240
10.0	0.0062	1.996	0.0124	309

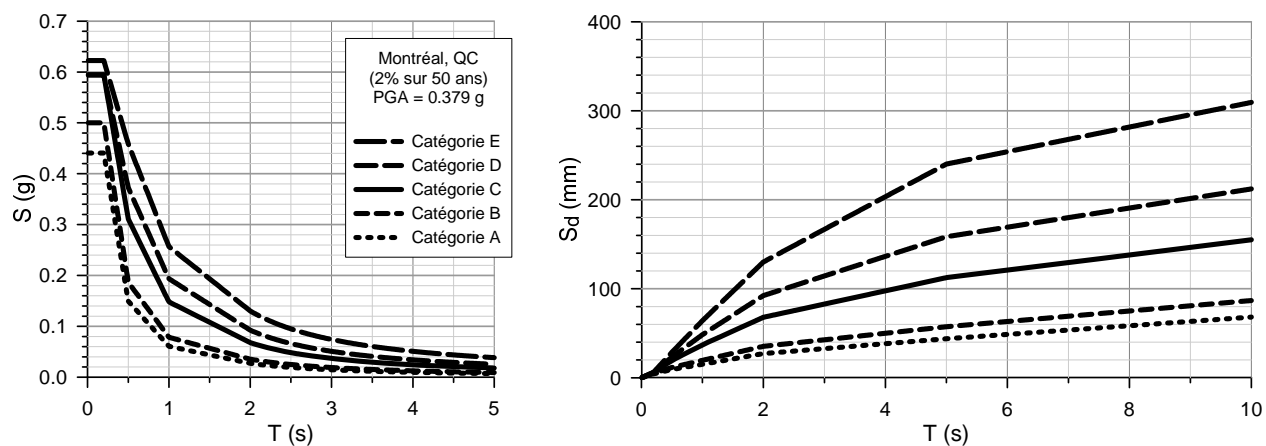


Figure 2.1 : Spectres d'accélération et de déplacement pour Montréal, QC.

## 2.2.2 Propriétés de la structure isolée

Les propriétés requises pour une structure isolée comprennent la rigidité et l'amortissement de la sous-structure, la relation force latérale-déplacement latéral des isolateurs et, s'il y a lieu, celle des dispositifs de dissipation d'énergie utilisés.

Un exemple de relation force-déplacement bilinéaire est illustré à la figure 2.2. Ce modèle est utilisé pour représenter le comportement de plusieurs types d'isolateurs sismiques. Les principales propriétés sont la résistance,  $Q_d$ , la rigidité initiale,  $k_e$ , et la rigidité post-activation, ou seconde rigidité,  $k_d$ . La rigidité effective,  $k_{eff}$ , l'énergie dissipée par cycle,  $EDC$ , et la force  $F_y$  sont d'autres paramètres discutés plus bas. Dans l'exemple montré sur la figure 2.2, les isolateurs sont utilisés dans la direction longitudinale. Ils sont installés sur le dessus de la pile, sous le tablier. Le déplacement horizontal total  $d$  du tablier, est le résultat de la déformation en cisaillement subie par les isolateurs, correspondant à  $d_i$ , et la déformation en flexion de la pile dont la rigidité est  $K_{sub}$ . Des appuis permettant le libre déplacement longitudinal sont prévus aux deux culées. Le poids sismique du tablier est  $W$ . Dans ce rapport, la rigidité latérale réfère à la rigidité dans la direction longitudinale du pont.

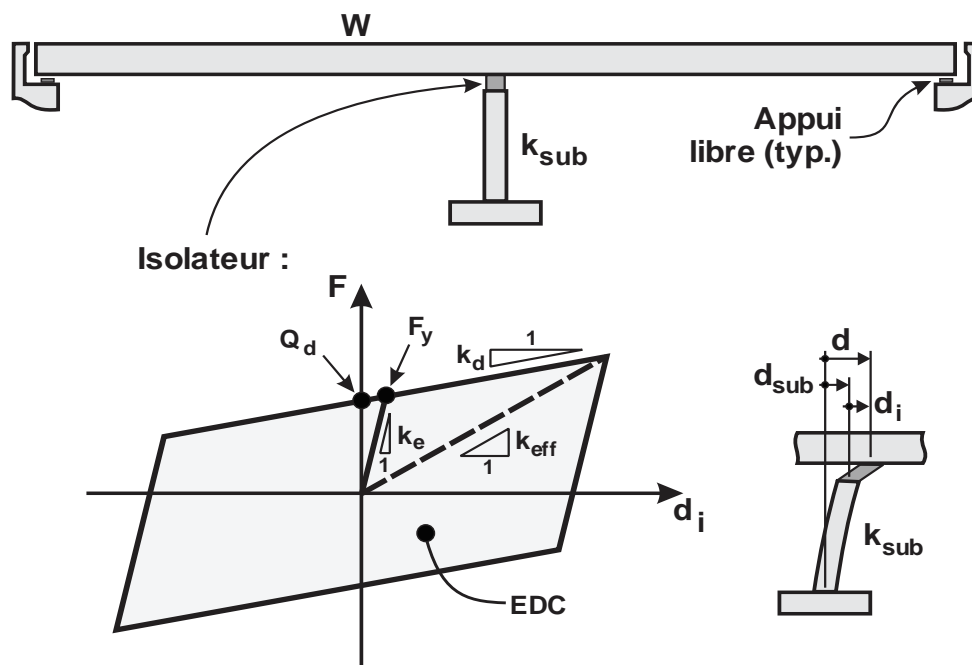


Figure 2.2 : Pont avec isolateurs à comportement bilinéaire sur la pile centrale.

La structure et le système d'isolation illustrés sur la figure 2.2 sont très simples. Ce cas se prête bien à l'application de la méthode d'analyse statique élastique de la norme CAN/CSA-S6. On peut cependant appliquer la méthode à des cas plus complexes, comme cela sera traité aux chapitres suivants.

## **2.3 Méthode d'analyse**

### **2.3.1 Limitation de l'étude**

La méthode d'analyse statique élastique (ASE) de la norme CAN/CSA-S6 permet de déterminer une force horizontale sismique,  $V$ . Cette force peut être ensuite distribuée sur la longueur de l'ouvrage sous la forme d'une charge uniformément distribuée, en suivant la méthode de la charge uniforme décrite à l'article 4.5.3.1 de la norme, ou encore sous la forme d'une charge distribuée épousant la forme du premier mode de vibration de l'ouvrage, en suivant la méthode spectrale uni-modale décrite à la section 4.5.3.2 de la norme. Dans ce qui suit, on ne décrira que le calcul de la force  $V$ . Le lecteur devra se référer à la norme CAN/CSA-S6 ou à d'autres ouvrages pour les méthodes de la charge uniforme et la méthode spectrale uni-modale.

### **2.3.2 Limites d'application de la méthode ASE**

La méthode d'analyse ASE n'est applicable qu'aux structures dont le comportement sismique dynamique dans une direction peut être obtenu par l'étude d'un système à un seul degré de liberté (1 DDL), soit le déplacement longitudinal du tablier ( $d$  sur la figure 2.2). Il s'agit donc de ponts simples dont le poids sismique est concentré au niveau du tablier et dont la masse des éléments constituant la sous-structure (piles et culées) est relativement faible. Lorsque la masse des éléments de la sous-structure devient importante, le comportement dynamique de la structure sera influencé par des modes de vibration dynamique locaux de la sous-structure, ce qui peut affecter les forces et déplacements de la structure. Des méthodes d'analyse plus élaborées comme les

méthodes d'analyse dynamique élastique (ADE) ou dynamique non-linéaire (ADNL) doivent alors être employées pour prendre en compte ces effets.

La méthode ASE est une méthode simplifiée approximative qui permet d'estimer les déplacements et forces sismiques d'une structure pour une plage de valeurs de certains paramètres. La norme CAN/CSA-S6 pose des limites pour ces paramètres au-delà desquelles la méthode ne peut plus être utilisée. Ces limites sont :

- a)  $\xi \leq 30\%$  si  $S_a(0.2) / S_a(2.0) < 8.0$ ;  $\xi \leq 40\%$  si  $S_a(0.2) / S_a(2.0) \geq 8.0$
- b)  $d / S_d(T) \geq 1.5$ , si le système d'isolation n'offre pas la capacité de recentrage minimum prescrite dans la norme;
- c)  $T_{\text{eff}} < 3$  s; et
- d) Le pont est sur un site de catégories A à E.

Dans ces expressions,  $\xi$  est le taux d'amortissement équivalent de la structure isolée,  $T$  est la période de la structure non isolée et  $T_{\text{eff}}$  est la période effective de la structure isolée. Ces paramètres sont définis plus bas. Les autres paramètres ont déjà été définis.

### 2.3.3 Description de la méthode ASE

La structure du pont est représentée par un système linéaire équivalent à 1 DDL dont les propriétés sont la rigidité effective de la structure isolée,  $K_{\text{eff}}$ , le poids sismique,  $W$ , la période effective de la structure isolée,  $T_{\text{eff}}$ , et le taux d'amortissement équivalent de la structure isolée,  $\xi$ . La rigidité effective de la structure dépend de la rigidité effective des isolateurs,  $k_{\text{eff}}$ , et de la rigidité des éléments constituant la sous-structure,  $k_{\text{sub}}$ . Pour la structure simple de la figure 2.2, la rigidité  $K_{\text{eff}}$  est obtenue de la rigidité de la pile et de l'isolateur travaillant en série :

$$[2.4] \quad K_{\text{eff}} = \frac{k_{\text{sub}} k_{\text{eff}}}{k_{\text{sub}} + k_{\text{eff}}}$$

La période  $T_{eff}$  peut être obtenue de la rigidité  $K_{eff}$  et du poids sismique  $W$  :

$$[2.5] \quad T_{eff} = 2\pi \sqrt{\frac{W}{K_{eff} g}}$$

où  $g$  est l'accélération de la gravité ( $g = 9.81 \text{ m/s}^2$ ). De la période effective, on peut déterminer le déplacement spectral la structure  $S_d$  de la norme CAN/CSA-S6 à la période effective  $T_{eff}$ ,  $S_d(T_{eff})$ . Ce déplacement spectral est celui d'une structure ayant un taux d'amortissement de 5%. On doit le corriger pour tenir compte de l'amortissement plus élevé résultant de la dissipation d'énergie des isolateurs et, s'il y a lieu, des éléments additionnels de dissipation d'énergie du système d'isolation.

Le taux d'amortissement équivalent  $\xi$  du système d'isolation sismique est celui d'un amortisseur visqueux linéaire dissipant la même quantité d'énergie que la structure isolée lorsqu'elle oscille à la période  $T_{eff}$  avec une amplitude correspondant au déplacement  $d$ . On obtient la valeur de  $\xi$  de l'équation suivante :

$$[2.6] \quad \xi = \frac{W_h}{4\pi W_s} = \frac{EDC}{2\pi K_{eff} d^2}$$

Dans cette expression,  $W_h$  ou EDC, désigne l'énergie dissipée par les isolateurs et autres éléments dissipateurs d'énergie dans un cycle d'oscillation complet du pont à une amplitude égale à  $d$ . Le terme  $W_s$  est l'énergie de déformation induite dans le système linéaire équivalent dans le même cycle d'oscillation du pont. L'énergie  $W_h$  (ou EDC) correspond à l'aire sous la courbe force-déformation des isolateurs et éléments dissipateurs d'énergie pour un cycle de déformation d'amplitude  $d_i$  que subissent les isolateurs lorsque la structure oscille à un déplacement  $d$ . Du taux d'amortissement équivalent  $\xi$ , on détermine le facteur de réduction dû à l'amortissement,  $B$ , qui est applicable au déplacement spectral  $S_d(T_{eff})$  :

$$[2.7] \quad B = \left( \frac{\xi}{0.05} \right)^n$$

Dans cette expression,  $n = 0.3$  lorsque  $S_a(0.2) / S_a(2.0) < 8.0$  et  $n = 0.2$  lorsque  $S_a(0.2) / S_a(2.0) \geq 8.0$ . On peut alors déterminer le déplacement  $d$  de la structure isolée :

$$[2.8] \quad d = \frac{S_d(T_{\text{eff}})}{B}$$

Finalement, la force latérale sismique  $V$  et le déplacement  $d_i$  imposé aux isolateurs sont obtenus de :

$$[2.9] \quad V = K_{\text{eff}} d$$

$$[2.10] \quad d_i = d \left( 1 - \frac{K_{\text{eff}}}{k_{\text{sub}}} \right) \quad \text{ou} \quad d_i = d \frac{K_{\text{eff}}}{k_{\text{eff}}}$$

La méthode ASE suppose un comportement linéaire équivalent de la structure isolée. Le calcul du déplacement et de la force sismique,  $d$  et  $V$ , est donc itératif car les propriétés  $k_{\text{eff}}$  et  $EDC$  des isolateurs, nécessaires pour déterminer respectivement les paramètres  $T_{\text{eff}}$  et  $B$  utilisés pour obtenir le déplacement  $d$ , dépendent du déplacement  $d_i$ , qui dépend à son tour du déplacement  $d$ . Le processus itératif est illustré dans l'exemple de la prochaine sous-section.

Dans la norme CAN/CSA-S6, le déplacement sismique de calcul au niveau des isolateurs,  $d_s$ , que l'on doit considérer pour la conception correspond à 1.25 fois le déplacement  $d_i$  obtenu de l'analyse. On doit également considérer les déplacements supplémentaires de la superstructure causés par les variations de température, le retrait du béton, etc. pour obtenir le déplacement total des isolateurs. Les efforts engendrés par les isolateurs à ce niveau de déformation total doivent être considérés pour la conception de la structure.

Pour une structure plus complexe, les équations présentées dans cette section doivent être modifiées pour représenter adéquatement les propriétés de rigidité et de dissipation d'énergie de la structure isolée. Par exemple, la rigidité effective du pont,  $K_{\text{eff}}$ , doit refléter la rigidité (flexibilité) apportée par toutes les composantes de la sous-structure et tous les éléments du système de protection sismique. De même, le taux d'amortissement équivalent  $\xi$  doit représenter



l'amortissement disponible dans l'ensemble de la structure. Ces aspects seront traités aux chapitres suivants.

## 2.4 Exemple d'utilisation de la méthode ASE

*On veut déterminer le déplacement dans la direction longitudinale du pont isolé montré à la figure 2.2. Les caractéristiques du pont et du site, de même que le niveau de sollicitation sismique sont :*

- *Caractéristiques du pont :*  $W = 25000 \text{ kN}$   
 $k_{\text{sub}} = 150 \text{ kN/mm}$
- *Site et lieu :* site de catégorie E à Montréal, QC
- *Probabilité de dépassement :* 2% sur 50 ans

*Le système d'isolation est constitué de 4 isolateurs ( $n_i = 4$ ) en élastomère fretté avec noyau de plomb placés sur le dessus de la pile centrale. Le comportement de ces isolateurs peut être décrit en utilisant la courbe de la figure 2.2, les caractéristiques de chaque isolateur étant :*

$$Q_d = 350 \text{ kN}$$

$$k_d = 1.5 \text{ kN/mm}$$

$$k_e = 15 \text{ kN/mm}$$

### 2.4.1 Pont non isolé

On détermine d'abord, pour référence, les propriétés dynamiques ainsi que le déplacement et la force sismiques pour le pont non isolé. Dans ce cas, la rigidité latérale du pont correspond à celle de la sous-structure,  $k_{\text{sub}}$ . La période du pont non isolé,  $T_e$ , peut être déterminée de :

$$[2.11] \quad T_e = 2\pi \sqrt{\frac{W}{k_{\text{sub}} g}} = 2\pi \sqrt{\frac{25000}{150 \times 9810}} = 0.82 \text{ s}$$

Pour l'exemple, on utilise les spectres d'accélération et de déplacement qui sont donnés au tableau 2.2. Pour une période de 0.82 s, on obtient  $S(0.82 \text{ s}) = 0.330g$  et  $S_d(0.82 \text{ s}) = 51.3 \text{ mm}$  par interpolation linéaire entre les valeurs définies aux périodes de 0.5 et 1.0 s. La force latérale sismique est donc égale à  $V = 0.330 \times 25000 \text{ kN} = 8250 \text{ kN}$  et le déplacement latérale total,  $d$ , est égal à 51.3 mm.

## 2.4.2 Pont isolé

Pour initier le processus itératif, on peut supposer que le déplacement  $d_i$  sera du même ordre de grandeur que le déplacement  $d$ , soit  $d_i = 50 \text{ mm}$ . Dans ce cas, la force maximum totale dans les 4 isolateurs sera égale à (voir figures 2.2 et 2.3) :

$$[2.12] \quad F_{\text{tot,max}} = n_i (Q_d + k_d d_i) = 4(350 + 1.5 \times 50) = 1700 \text{ kN}$$

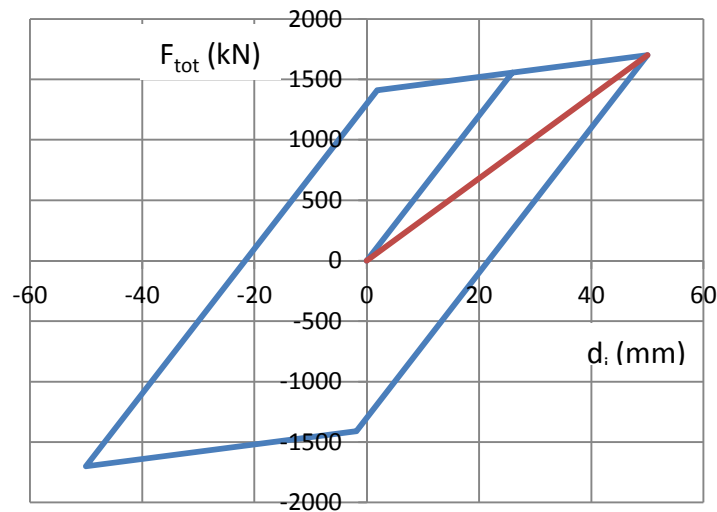


Figure 2.3 : Courbe force-déplacement des 4 isolateurs pour  $d_i = 50 \text{ mm}$ .

À ce déplacement, la rigidité effective totale des 4 isolateurs,  $k_{\text{eff}} = 1700 \text{ kN} / 50 \text{ mm} = 34.0 \text{ kN/mm}$ . La rigidité effective et la période effective de la structure peuvent ensuite être obtenues des équations [2.4] et [2.5] :

$$K_{\text{eff}} = \frac{k_{\text{sub}} k_{\text{eff}}}{k_{\text{sub}} + k_{\text{eff}}} = \frac{150 \times 34}{150 + 34} = 27.72 \text{ kN / mm} \quad (\text{équation [2.4]})$$

$$T_{\text{eff}} = 2\pi \sqrt{\frac{W}{K_{\text{eff}} g}} = 2\pi \sqrt{\frac{25000}{27.72 \times 9810}} = 1.91 \text{ s} \quad (\text{équation [2.5]})$$

Pour cette structure, la force sismique latérale totale,  $V$ , est égale à la force de 1700 kN induite par les isolateurs. Le déplacement latéral de la structure sous cette force,  $d$ , sera égal à :

$$[2.13] \quad d = \frac{V}{K_{\text{eff}}} = \frac{1700}{27.72} = 61.3 \text{ mm}$$

L'énergie dissipée par les isolateurs dans un cycle d'oscillation d'amplitude égale au déplacement  $d = 61.3 \text{ mm}$ ,  $EDC$ , correspond à l'aire de la surface définie par la courbe force-déformation des isolateurs à une déformation correspondante  $d_i = 50 \text{ mm}$  (voir figures 2.2 et 2.3). Pour un isolateur ayant un comportement bilinéaire, l'aire sous la courbe force-déformation est donnée par :

$$[2.14] \quad EDC = 4 Q_d (d_i - d_{i,y})$$

où  $d_{i,y}$  est la déformation de l'isolateur au point d'intersection des segments de rigidités  $k_e$  et  $k_d$ . À ce point, la force dans les isolateurs est égale à  $F_y$  (figure 2.2) :

$$[2.15] \quad F_y = k_e d_{i,y} = Q_d + k_d d_{i,y} \Rightarrow d_{i,y} = \frac{350}{15.0 - 1.5} = 25.9 \text{ mm}$$

Avec cette valeur, on peut déterminer l'énergie dissipée  $EDC$  par les 4 isolateurs :

$$EDC = 4 [4 \times 350 \times (50 - 25.9)] = 134815 \text{ kN - mm} \quad (\text{équation [2.14]})$$

De l'équation [2.6], on peut déterminer le taux d'amortissement équivalent de la structure isolée :

$$\xi = \frac{EDC}{2\pi K_{\text{eff}} d^2} = \frac{134815}{2\pi \times 27.72 \times (61.3)^2} = 0.206 = 20.6\% \quad (\text{équation [2.6]})$$

Pour le site du pont, on détermine à partir des valeurs du tableau 2.2 que le rapport  $S_a(0.2) / S_a(2.0) = 0.595 / 0.068 = 8.75$ , ce qui est supérieur à 8.0. L'exposant  $n$  à utiliser dans l'équation [2.8] permettant de calculer le coefficient d'amortissement  $B$  est par conséquent égal à 0.2, ce qui donne :

$$B = \left( \frac{\xi}{0.05} \right)^n = \left( \frac{0.206}{0.05} \right)^{0.2} = 1.33 \quad (\text{équation [2.8]})$$

On est maintenant en mesure de calculer le déplacement  $d$  qui est anticipé pour les propriétés effectives et le taux d'amortissement obtenus ci-dessus en supposant une déformation  $d_i = 50$  mm. Pour la période effective  $T_{\text{eff}} = 1.91$  s, on trouve  $S_d(1.91 \text{ s}) = 124$  mm par interpolation linéaire entre les valeurs de  $S_d$  aux périodes  $T = 1.0$  et  $2.0$  s du tableau 2.2. Des équations [2.8] et 2.10, on peut ensuite déterminer les valeurs du déplacement  $d$  et de la déformation correspondante dans les isolateurs,  $d_i$  :

$$d = \frac{S_d(T_{\text{eff}})}{B} = \frac{124}{1.33} = 93.2 \text{ mm} \quad (\text{équation [2.8]})$$

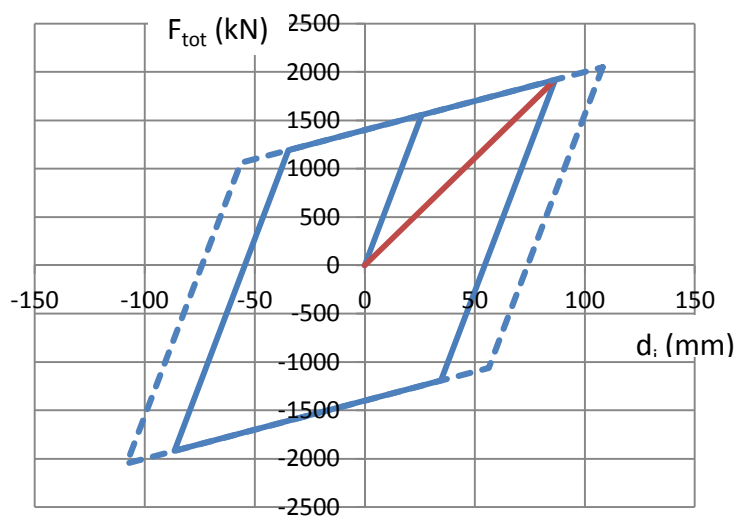
$$d_i = d \left( 1 - \frac{K_{\text{eff}}}{k_{\text{sub}}} \right) = 93.2 \left( 1 - \frac{27.72}{150} \right) = 76.0 \text{ mm} \quad (\text{équation [2.10]})$$

Ceci complète la première itération du calcul du déplacement de la structure. La déformation  $d_i = 50$  mm initialement supposée dans les isolateurs doit être corrigée pour 76.0 mm et le processus doit être repris jusqu'à ce que la convergence soit atteinte. Les principaux résultats de ce calcul itératif sont résumés au tableau 2.3. Après 5 itérations, le processus converge et le déplacement de la structure,  $d$ , est égal à 99.3 mm. La déformation correspondante des isolateurs est  $d_i = 86.5$  mm. Le comportement des isolateurs à ce niveau de déformation est illustré par les traits pleins à la figure 2.4.

Tableau 2.3 Calcul itératif du déplacement de la structure

<i>Iter.</i> ( )	$d_i$ (mm)	$Q_{tot,max}$ (kN)	$k_{eff}$ (kN/mm)	$K_{eff}$ (kN/mm)	$T_{eff}$ (s)	$d$ (mm)
1	50.0	1700	34.00	27.72	1.91	61.3
2	76.0	1856	24.42	21.00	2.19	88.4
3	84.0	1904	22.67	19.69	2.26	96.7
4	85.9	1915	22.30	19.41	2.28	98.7
5	86.4	1918	22.20	19.34	2.28	99.2

<i>Iter.</i> ( )	$EDC$ (kN-mm)	$\xi$ (%)	$B$ ( )	$S_d$ (mm)	$d$ (mm)	$d_i$ (mm)
1	138815	20.6	1.33	124	93.2	76.0
2	280415	27.2	1.40	137	97.7	84.0
3	325215	28.1	1.41	140	98.9	85.9
4	335855	28.3	1.41	140	99.2	86.4
5	338655	28.3	1.41	140	99.3	86.5

Figure 2.4 : Courbe force-déformation des 4 isolateurs pour  $d_i = 86.5$  mm (et  $d_s = 108$  mm en traits pointillés).

Avant de poursuivre la conception de la structure, on doit vérifier que la méthode ASE est applicable à cette structure. Les quatre limites définies à la section 2.4.3 doivent être vérifiées :

- a)  $\xi = 28.3\% \leq 40\%$  ( $S_a(0.2) / S_a(2.0) = 8.75$ , donc  $> 8.0$ );
- b)  $d / S_d(T) = 99.3 \text{ mm} / 51.3 \text{ mm} = 1.94 \geq 1.5$ ;
- c)  $T_{\text{eff}} = 2.28 \text{ s} < 3 \text{ s}$ ; et
- d) Le pont est sur un site de catégorie E.

Les quatre critères sont satisfaits. On notera qu'il n'était pas essentiel de vérifier la limite sur le ratio  $d / S_d(T)$  car le système d'isolation présente une capacité de recentrage supérieure au minimum requis par la norme. Cette vérification est effectuée à la section 2.4.3.

Dans la norme CAN/CSA-S6, la déformation de calcul des isolateurs,  $d_s$ , doit être posée égale à 1.25 fois la valeur de  $d_i$  obtenue de l'analyse, soit  $1.25 \times 86.5 = 108 \text{ mm}$ . La force totale imposée par les isolateurs à ce niveau de déformation est (équation [2.12]) :

$$F_{\text{tot,max}} = n_i (Q_d + k_d d_i) = 4 (350 + 1.5 \times 108) = 2048 \text{ kN}$$

et le déplacement total de la structure sous cette force est :

$$d = \frac{F_{\text{tot,max}}}{k_{\text{sub}}} + d_i = \frac{2048}{150} + 108 = 122 \text{ mm}$$

Le comportement des isolateurs sous la déformation  $d_s$  est représenté par les traits pointillés sur la figure 2.4. Si on compare cette solution pour le pont isolé au cas du pont non isolé, on constate que le déplacement sismique latéral du pont a augmenté de 51.3 à 122 mm, soit par un rapport de 2.4, alors que les efforts ont diminué de 8250 kN à 2048 kN, soit par un rapport de 4.0. Ce dernier rapport peut être interprété comme étant l'équivalent du facteur de modification des forces sismiques,  $R$ , utilisé pour la conception des ponts non isolés par la méthode des forces. Dans ce cas-ci,  $R_{\text{eq}}$  serait égal à 4.0.

### 2.4.3 Remarques

#### *Capacité de recentrage minimum*

La norme CAN/CSA-S6-14 requiert une capacité de recentrage minimum pour les systèmes d'isolation (article 4.10.8.2). Cette exigence est satisfaite si la différence entre les forces latérales au déplacement sismique de calcul et à la moitié de ce déplacement est égale ou supérieure à  $0.0125W$ . Pour ce pont, si on fait le calcul au déplacement sismique,  $d_i = 108$  mm, on obtient :

$$\text{Pour } d_i = d_s = 108 \text{ mm : } F_{\text{tot}} = 2048 \text{ kN} \quad (\text{voir section précédente})$$

$$\text{Pour } d_i = d_s / 2 = 54 \text{ mm : } F_{\text{tot}} = 4 (350 + 1.5 \times 54) = 1724 \text{ kN}$$

$$\text{Critère : } \Delta F_{\text{min}} = 0.0125 W = 0.0125 \times 25000 = 313 \text{ kN}$$

$$\Delta F = 2048 - 1724 = 324 \text{ kN} > 313 \text{ kN}$$

Le système offre donc la capacité de recentrage minimum requise par la norme CAN/CSA-S6.

#### *Optimisation de la conception du système d'isolation*

Pour ce pont, il aurait été possible de réduire davantage les forces sismiques en utilisant des isolateurs ayant une résistance latérale moindre. Par exemple, si on avait choisi  $Q_d = 250$  kN au lieu de 350 kN, mais en conservant les mêmes rigidités latérales  $k_d$  et  $k_e$ , on obtiendrait, en suivant la même procédure que dans l'exemple ci-dessus :

$$d_i = 96.7 \text{ mm, } T_{\text{eff}} = 2.61 \text{ s, } d = 107 \text{ mm et } F_{\text{tot,max}} = 1580 \text{ kN}$$

$$d_s = 1.25 d_i = 121 \text{ mm} \Rightarrow d = 132 \text{ mm et } F_{\text{tot,max}} = 1724 \text{ kN}$$

Avec ces isolateurs offrant moins de résistance, le déplacement total de la structure augmenterait de 10 mm (122 à 132 mm), soit 8.2% d'augmentation, mais les forces diminueraient

de 324 kN, soit 15.8% de réduction. Si on compare cette solution à la structure non isolée, le facteur  $R_{eq}$  deviendrait  $8250 / 1724 = 4.8$ . Le comportement des isolateurs est montré à la figure 2.5.

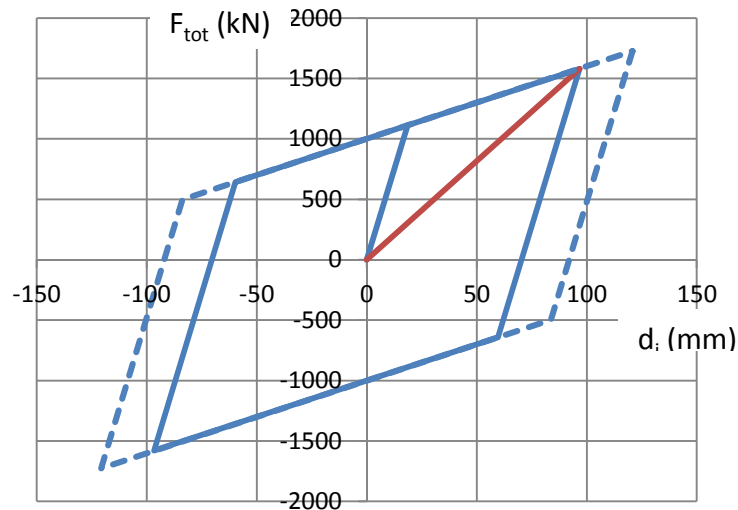


Figure 2.5 : Courbe force-déformation des 4 isolateurs pour  $d_i = 96.7$  mm (et  $d_s = 121$  mm en traits pointillés).

On devrait vérifier que le système rencontre les 3 premiers critères permettant l'utilisation de la méthode ASE, le 4<sup>ième</sup> critère n'étant pas affecté par la modification :

- a)  $\xi = 29.4\% \leq 40\%$ ;
- b)  $d / S_d(T) = 107 \text{ mm} / 51.3 \text{ mm} = 2.08 \geq 1.5$ ; et
- c)  $T_{eff} = 2.61 \text{ s} < 3 \text{ s}$ ;

Comme on conserverait la même seconde pente pour les isolateurs et que les déplacements augmenteraient légèrement, le critère de recentrage devrait être à nouveau satisfait :

$$\text{Pour } d_i = d_s = 121 \text{ mm} : F_{tot} = 1724 \text{ kN} \quad (\text{voir ci-dessus})$$

$$\text{Pour } d_i = d_s / 2 = 60.5 \text{ mm} : F_{tot} = 4 (250 + 1.5 \times 60.5) = 1363 \text{ kN}$$

$$\Delta F = 1724 - 1363 = 361 \text{ kN} > 313 \text{ kN}$$



*Calcul simplifié du déplacement sismique de calcul*

Pour simplifier la conception, on pourrait déterminer le déplacement sismique de calcul en multipliant le déplacement total de la superstructure par 1.25, au lieu d'appliquer le facteur à la déformation des isolateurs. Pour l'exemple initial, le déplacement de la structure deviendrait  $d = 1.25 \times 99.3 = 124$  mm. On peut ensuite déterminer la déformation dans les isolateurs,  $d_s$ , sachant que les isolateurs et la sous-structure résistent à la même force et que le déplacement de la superstructure est égal à la somme des déformations subies par la sous-structure et les isolateurs :

$$[2.16] \quad V = n_i [Q_d + k_d d_s]$$

$$[2.17] \quad d = \frac{V}{k_{sub}} + d_s$$

En combinant ces deux expressions, on obtient la force sismique totale V :

$$[2.18] \quad V = \frac{n_i (Q_d + k_d d)}{1 + n_i k_d / k_{sub}} = \frac{4 (350 + 1.5 \times 124)}{1 + 4 \times 1.5 / 150} = 2062 \text{ kN}$$

ce qui permet de déterminer  $d_s$  de l'équation [2.16] :

$$[2.19] \quad d_s = \frac{1}{k_d} \left( \frac{V}{n_i} - Q_d \right) = \frac{1}{1.5} \left( \frac{2062}{4} - 350 \right) = 110 \text{ mm}$$

En utilisant cette approche, on surestime légèrement les forces (2062 kN vs 2048 kN) et les déformations des isolateurs (110 mm vs 108 mm), par rapport à l'exigence de la norme.

## Chapitre 3 MODÈLES À 1 DDL POUR LES PONTS COMPLEXES

### 3.1 Introduction

Des ponts plus complexes peuvent aussi satisfaire aux critères et limites permettant l'utilisation de la méthode ASE. Ces ponts peuvent comprendre plusieurs travées avec des culées et des piles ayant des propriétés de rigidité différentes. Ils peuvent être munis d'isolateurs sismiques de différents types et/ou ayant différentes propriétés et d'équipements dissipateurs d'énergie qui, eux aussi, peuvent être de différents types et/ou présenter des propriétés différentes. Ces isolateurs et dissipateurs d'énergie peuvent être présents à tous les appuis du pont ou seulement à certaines des piles et culées. Pour que l'on puisse appliquer la méthode ASE à ces ponts, il faut que la superstructure soit continue, que le comportement sismique du pont ne fasse intervenir que le déplacement horizontal de la superstructure dans la direction de la sollicitation sismique et que les quatre limites données à la section 2.3.2 soient satisfaites. Dans ce cas, il serait possible de prédire le déplacement sismique longitudinal d'un pont comme celui montré sur la figure 3.1, à la condition que l'on puisse établir les propriétés effectives  $K_{eff}$ ,  $T_{eff}$ , et  $\xi$  du système linéaire équivalent à 1 DDL.

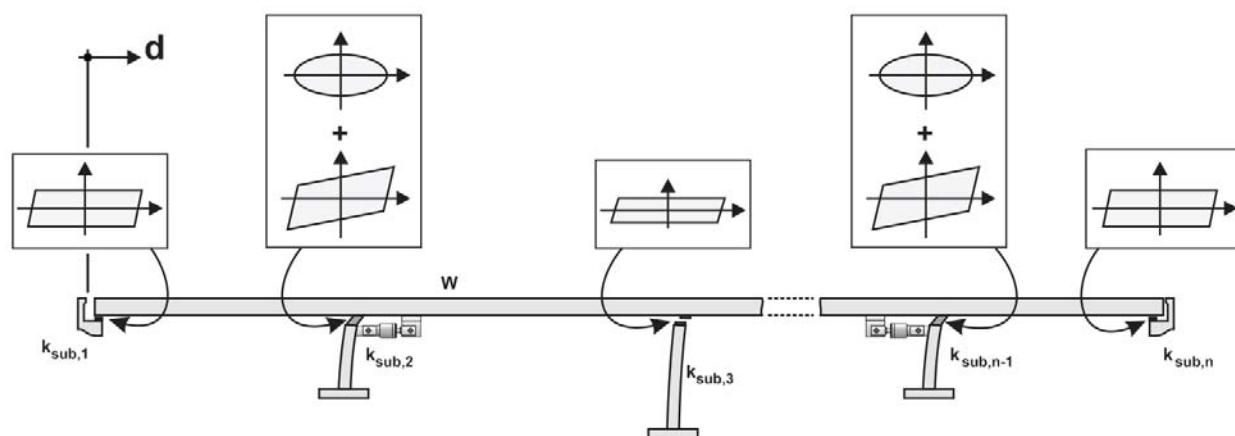


Figure 3.1 : Pont avec appuis et systèmes de protection sismiques ayant des propriétés variables.

Dans ce chapitre, on présente d'abord les propriétés des appuis, isolateurs sismiques et systèmes de dissipation d'énergie qui sont traités par le logiciel décrit au chapitre 4. On poursuit ensuite avec les équations permettant de déterminer les propriétés du système linéaire équivalent.

## 3.2 Propriétés des composantes

### 3.2.1 Éléments de sous-structure

Pour tous les éléments de la sous-structure, on considère un comportement linéaire élastique. Pour chacune des deux culées, la rigidité latérale  $k_{\text{sub}}$  est spécifiée directement par l'utilisateur. Pour chaque pile  $j$ , on considère la rigidité flexionnelle  $k_{\text{sub},j}$  :

$$[3.1] \quad k_{\text{sub},j} = \frac{3E_c I_j}{h_j^3}$$

où :

$h_j$  = hauteur de la pile

$I_j$  = moment d'inertie de la pile

$E_c$  = module d'élasticité du béton

Les effets de la flexibilité du sol et de la fondation peuvent être considérés en ajoutant les rigidités équivalentes de la fondation de la pile. La rigidité de la pile  $j$  s'obtient dans ce cas en écrivant :

$$[3.2] \quad \frac{1}{k_{\text{sub},j}} = \frac{h_j^3}{3E_c I_j} + \frac{1}{k_{h,j}} + \frac{h_j^2}{k_{\theta,j}}$$

où :

$k_{h,j}$  = rigidité horizontale de la fondation de la pile  $j$

$k_{\theta,j}$  = rigidité rotationnelle de la fondation de la pile  $j$

### 3.2.2 Isolateurs sismiques

Quatre types d'isolateurs sont considérés dans le logiciel : en élastomère, en élastomère avec noyau de plomb, à friction avec interfaces planes de glissement et à pendule inversé (friction avec interfaces de friction sphériques). Tous ces systèmes présentent un comportement bilinéaire décrit à la figure 2.2, sauf l'isolateur à friction qui a une rigidité post-activation,  $k_d$ , très faible, généralement considérée nulle. Les figures 3.2 (a) et (b) illustrent les courbes force-déformation bilinéaires typiques des isolateurs considérés.

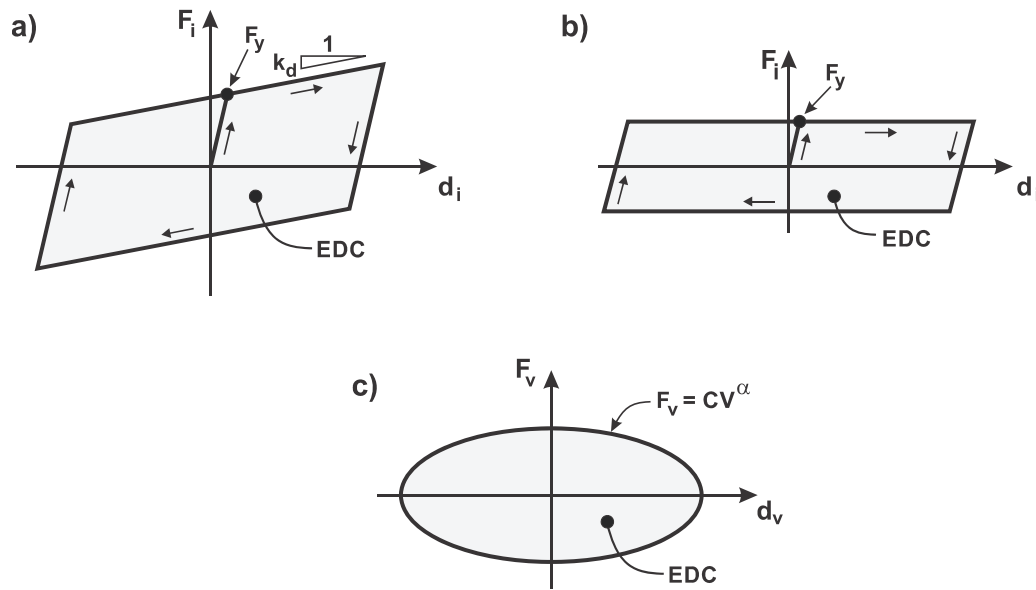


Figure 3.2 : Courbes force-déformation typiques des isolateurs et éléments de dissipation d'énergie considérés: (a) Appareil en élastomère avec ou sans noyau de plomb, ou pendule à friction; (b) Appareil à friction avec interfaces planes de glissement; et (c) Amortisseur visqueux.

La plupart des équations traduisant le comportement de ces équipements ont été revues aux sections 2.3 et 2.4. Considérons un pont représenté par un système à un DDL avec une superstructure de poids  $W$ , équipé d'un isolateur ayant un comportement hystérétique force-déplacement tel qu'illustré à la figure 2.2. Un tel système d'isolation est caractérisé par sa

résistance caractéristique  $Q_d$ , et ses rigidités élastiques et post-activation  $k_e$  et  $k_d$ , respectivement. Ces propriétés sont reliées par la relation

$$[3.3] \quad Q_d = F_y \left( 1 - \frac{k_d}{k_e} \right) = F_y \left( 1 - \frac{1}{n} \right)$$

Les valeurs de  $Q_d$  et  $k_d$  varient selon le type d'isolateur et le fabricant. Pour les appuis en élastomère avec noyau de plomb, la résistance caractéristique  $Q_d$  dépend principalement de la section du noyau de plomb et de sa limite élastique. La rigidité post-activation  $k_d$  dépend notamment de la section et de l'épaisseur du bloc d'élastomère, de son module de cisaillement et de la contribution du noyau de plomb en régime inélastique. En absence du noyau de plomb, la résistance caractéristique  $Q_d$  est beaucoup plus faible. Il faut noter que les propriétés de  $Q_d$  et  $k_d$  sont sensibles aux conditions de température. Les plages de valeurs suivantes peuvent être considérées pour les appareils d'appui élastomériques avec ou sans noyau de plomb : (i)  $0 < Q_d < 1025$  kN et  $0.2$  kN/mm  $< k_d < 3.48$  kN/mm pour des appuis élastomériques, et (ii)  $41$  kN  $< Q_d < 507$  kN et  $0.35$  kN/mm  $< k_d < 4$  kN/mm pour des appuis élastomériques à amortissement élevé (Dicleli and Buddaram 2006, Dynamic Isolation Systems 2015, Bridgestone 2015).

Pour les pendules à friction,  $Q_d$  dépend essentiellement du coefficient de friction  $\mu$  et du poids  $W$  repris par l'isolateur selon la relation

$$[3.4] \quad Q_d = \mu W$$

$k_d$  dépend aussi du poids repris par l'isolateur et du rayon de courbure  $R_e$

$$[3.5] \quad k_d = \frac{W}{R_e}$$

La relation de l'équation [3.4] s'applique également aux appareils à friction (interfaces planes de glissement), alors que la rigidité post-activation  $k_d$  pour ce type d'isolateur est généralement donnée par le fournisseur. L'équation [2.14] s'applique à tous les isolateurs mentionnés ci-dessus pour calculer l'énergie dissipée par cycle, EDC, également notée  $W_h$  dans ce rapport. Cependant, le déplacement correspondant au changement de pente entre les rigidités

élastique  $k_e$  et post-activation  $k_d$  peut être considéré nul, i.e.  $d_{i,y} = 0$ , pour les pendules à friction et les interfaces planes de glissement. Ainsi, le rapport d'amortissement visqueux équivalent  $\xi$  peut être écrit sous la forme :

$$[3.6] \quad \xi = \frac{2}{\pi} \left( \frac{\mu}{\mu + \frac{d_i}{R}} \right)$$

et

$$[3.7] \quad \xi = \frac{2}{\pi} \left( \frac{\mu}{\mu + \frac{k_d d_i}{W}} \right)$$

pour les pendules à friction et les interfaces planes de glissement, respectivement, alors que l'équation [2.6] peut être utilisée pour calculer l'amortissement visqueux équivalent correspondant aux isolateurs en élastomère avec ou sans noyau de plomb.

Les propriétés mécaniques des isolateurs à friction dépendent également du projet et du fabricant. En général, le coefficient de friction  $\mu$  varie de 2% à 9% (HITEC 1999, Cardone et al. 2009). Rappelons que la valeur de  $\mu$  est utilisée pour déterminer  $Q_d$  sous forme de pourcentage du poids total  $W$ .

Notons finalement qu'un ratio  $\gamma_k$  reliant le déplacement  $d$ , la résistance caractéristique  $Q_d$  et les rigidités  $k_d$  et  $k_e$ , peut être utilisé pour simplifier les calculs :

$$[3.8] \quad \gamma_k = \frac{k_d d + Q_d}{k_{sub} d - Q_d}$$

### 3.2.3 Éléments de dissipation d'énergie

Trois types d'éléments dissipateurs d'énergie sont généralement utilisés : à friction, hystérétique et amortissement visqueux. Dans les calculs, la contribution des deux premiers est

habituellement considérée de la même façon que les isolateurs. La dissipation d'énergie par amortissement visqueux est incluse selon les équations présentées dans cette section.

Considérant un pont équipé de  $N$  amortisseurs visqueux non linéaires connectés à ces appuis. Chaque amortisseur placé à l'appui  $j$  peut être orienté d'un angle  $\phi_j$  par rapport à la direction considérée des déplacements. La force d'amortissement dans chaque appareil est donnée par

$$[3.9] \quad F_{vj} = C_j v^\alpha$$

où  $v$  est la vitesse et  $\alpha$  est un exposant vérifiant généralement  $0.2 \leq \alpha \leq 1$ . Le cas  $\alpha = 1$  représente l'amortisseur visqueux linéaire, alors que des valeurs plus petites caractérisent des amortisseurs non linéaires. La courbes force-déplacement typique d'un amortisseur visqueux non linéaire est illustrée dans la figure 3.2 (c).

Les propriétés des amortisseurs dépendent du projet et du fabricant. Les valeurs de  $\alpha$  et  $C$  varient selon que le comportement de l'amortisseur est linéaire ou non linéaire. Les valeurs de  $\alpha$  sont typiquement plus grandes que 0.2. Pour les amortisseurs linéaires, les valeurs de  $C$  peuvent atteindre 8 kN-s/mm (HITEC 1999, ITT Enidine 2015).

L'effet des amortisseurs visqueux sur les déplacements du pont isolé doit être considéré. Notons cependant que ces appareils visqueux n'affectent pas la rigidité effective de la structure. L'amortissement visqueux équivalent du pont isolé incluant les effets des amortisseurs peut être calculé en modifiant l'équation [2.6] comme suit :

$$[3.10] \quad \xi = \frac{W_h + W_v}{2\pi K_{\text{eff}} d^2}$$

où  $W_v$  est l'énergie dissipée par les amortisseurs visqueux, donnée par :

$$[3.11] \quad W_v = \sum_j^N \left( \frac{2\pi}{T_{\text{eff}}} \right)^\alpha C_j \lambda d^{1+\alpha} (\cos \phi_j)^{1+\alpha}$$

où  $C_j$  est la constante d'amortissement correspondant à chaque amortisseur visqueux et  $\lambda$  est un paramètre donné par :

$$[3.12] \quad \lambda = 4 \left( 2^\alpha \right) \frac{\Gamma^2(1 + \alpha/2)}{\Gamma(2 + \alpha)}$$

Le paramètre  $\lambda$  peut également être évalué en utilisant l'approximation cubique suivante :

$$[3.13] \quad \lambda = -0.062\alpha^3 + 0.0378\alpha^2 - 1.175\alpha + 4.0$$

obtenue par lissage des valeurs exactes dans le tableau 3.1 tiré de Constantinou et al. (2007).

Tableau 3.1 : Valeurs du paramètre  $\lambda$  en fonction du coefficient  $\alpha$ .

$\alpha$	0.00	0.25	0.50	0.75	1.00	1.25	1.50	1.75	2.00
$\lambda$	4.000	3.723	3.496	3.305	3.142	3.000	2.876	2.765	2.667

Notons que l'amortissement visqueux équivalent  $\xi$  ne tient pas compte de l'amortissement inhérent de la structure.

L'équation [3.9] montre que la force générée par l'amortisseur  $F_v$  dépend de la vitesse. La vitesse maximum correspondant à un déplacement  $d$  peut être estimée par la valeur spectrale de la pseudo-vitesse :

$$[3.14] \quad v = \left( \frac{2\pi}{T_{\text{eff}}} \right) d$$

Un facteur de correction  $CFV$  est ensuite appliqué pour obtenir la vitesse maximum anticipée :

$$[3.15] \quad v = CFV \left( \frac{2\pi}{T_{\text{eff}}} \right) d$$



Ce facteur de correction est déterminé en se basant sur la période effective  $T_{\text{eff}}$  et l'amortissement visqueux équivalent incluant l'amortissement inhérent dû à la structure elle-même. Des valeurs de  $CFV$  ont été proposées par Constantinou et al. (2007)

Tableau 3.2 : Facteurs de correction de la vitesse (Constantinou et al. 2007)

$T_{\text{eff}}$ (s)	$\xi$									
	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0
0.3	0.72	0.7	0.69	0.67	0.63	0.60	0.58	0.58	0.54	0.49
0.5	0.75	0.73	0.73	0.70	0.69	0.67	0.65	0.64	0.62	0.61
1.0	0.82	0.83	0.86	0.86	0.88	0.89	0.90	0.92	0.93	0.95
1.5	0.95	0.98	1.00	1.04	1.05	1.09	1.12	1.14	1.17	1.20
2.0	1.08	1.12	1.16	1.19	1.23	1.27	1.30	1.34	1.38	1.41
2.5	1.05	1.11	1.17	1.24	1.30	1.36	1.42	1.48	1.54	1.59
3.0	1.00	1.08	1.17	1.25	1.33	1.42	1.50	1.58	1.67	1.75
3.5	1.09	1.15	1.22	1.30	1.37	1.45	1.52	1.60	1.67	1.75
4.0	0.95	1.05	1.15	1.24	1.38	1.49	1.60	1.70	1.81	1.81

Les forces induites dans les piles et culées du pont  $F_{\text{sub}}$  et dans les isolateurs  $F_i$  sont égales car elles agissent en série. Toutefois, ces forces agissent en parallèle avec les forces générées par les amortisseurs visqueux. Ainsi la force totale à chaque appui est égale à la somme des forces dans les amortisseurs et ceux dans les isolateurs. Cette force totale est déterminée à un point où la combinaison de la force de rappel, développée par la structure et l'isolateur, et la force d'amortissement visqueux  $F_v$ , générée par les amortisseurs visqueux, atteint une valeur maximale. L'effort de cisaillement total à la base  $V$  pour un pont isolé équipé de dispositifs d'amortissement visqueux est donné par :

$$[3.16] \quad V = K_{\text{eff}} d \left[ \cos \delta + \frac{2\pi\beta_v}{\lambda} CFV^\alpha (\sin \delta)^\alpha \right] \geq K_{\text{eff}} d$$

où  $\delta$  est un paramètre donné par :

$$[3.17] \quad \delta = \left( \frac{2\pi\alpha\beta_v}{\lambda} \right)^{\frac{1}{2-\alpha}}$$

et où  $\beta_v$  est la portion de l'amortissement visqueux équivalent provenant des amortisseurs visqueux, calculée par :

$$[3.18] \quad \beta_v = \frac{\lambda}{(2\pi)^{1-\alpha} T_{\text{eff}}^\alpha K_{\text{eff}} d^{1-\alpha}} \sum_j^N C_j (\cos \phi_j)^{1+\alpha}$$

En examinant l'équation [3.16], on peut conclure que la force totale dans un système équipé d'amortisseurs visqueux est obtenue en additionnant la force maximum de rappel multipliée par  $\cos(\delta)$  à la force d'amortissement visqueux maximum multipliée par  $[\sin(\delta)]^\alpha$ .

Dans le chapitre suivant, les procédures et équations présentées dans les chapitres 2 et 3 seront programmées dans un outil de calcul pour effectuer la conception des ponts isolés.

## Chapitre 4 OUTIL DE CONCEPTION CAPI

### 4.1 Introduction

Un outil d'aide à la conception des ponts isolés (CAPI : Conception Assistée des Ponts Isolés) a été développé pour déterminer les efforts et les déplacements des ponts isolés sollicités sismiquement selon la direction longitudinale en utilisant la méthode ASE de la norme CAN/CSA-S6. Cet outil, présenté sous forme d'un chiffrier Excel, peut être utilisé pour effectuer la conception préliminaire des systèmes d'isolation sismiques décrits précédemment. Dans ce chapitre, nous décrirons d'abord les différentes sections de l'outil de calcul. Nous présenterons ensuite des exemples illustrant son application pour la conception : (i) d'un pont équipé d'isolateurs sismiques, et (ii) d'un pont équipé d'isolateurs sismiques combinés à des amortisseurs.

### 4.2 Fonctionnement de l'outil

Il est important de distinguer deux types de cellules dans le chiffrier Excel: (i) des cellules d'entrée de données dont le contenu peut être modifié par l'utilisateur, et (ii) des cellules verrouillées que l'utilisateur ne peut pas modifier. Les cellules d'entrée sont grisées avec des bordures rouges, alors que les cellules verrouillées ont des bordures noires. Les cellules d'entrée servent à introduire les données correspondant au pont et au site ainsi que les caractéristiques des isolateurs et des systèmes de dissipation d'énergie. Les cellules verrouillées contiennent les résultats des analyses.

#### 4.2.1 Module 0 : Propriétés du pont étudié et du site

##### *Section 'Pont'*

Dans ce module de l'outil, l'utilisateur introduit les données relatives au pont. Le poids par unité de longueur et le nombre de travées (limité à 20) sont saisis dans les cellules D11 et D12,

respectivement. Le Tableau 0-1 (Colonnes L et M à partir de la ligne 12) servant à saisir les longueurs des travées est alors généré automatiquement. La longueur du pont  $L$  et son poids total  $W$  sont calculés dans les cellules D15 et D16, respectivement. Les rigidités des culées sont saisies dans les cellules D18 et D19. Des valeurs très élevées peuvent être spécifiées pour représenter des culées infiniment rigides. Il faut cependant s'assurer que ces valeurs ne conduisent pas à des efforts internes non conservateurs dans les piles. L'utilisateur peut décider, dans les cellules E18 et E19, si un appui mobile doit être considéré pour les culées. Dans ce cas, des valeurs de rigidité très faibles sont automatiquement attribuées aux culées dans les cellules F18 et F19. Les hauteurs des piles, leurs moments d'inertie et les rigidités translationnelle et rotationnelle des fondations sont saisies dans le Tableau 0-2 (Colonnes O à V à partir de la ligne 12). Le nombre de cellules à saisir dépend du nombre de travées du pont. Les rigidités des piles, excluant les effets de la flexibilité des fondations, sont calculées comme indiqué dans la Section 3.2.1 en fonction de la hauteur de la pile, du moment d'inertie de la pile et du module d'élasticité du béton. Ce dernier est saisi dans la cellule O9. Dans le cas où l'utilisateur décide de spécifier directement les rigidités des piles, l'option "Valeur par défaut" dans la cellule U11 doit être changée à "Définie par l'utilisateur". L'utilisateur peut alors saisir les rigidités des piles dans la colonne V. La colonne Y du Tableau 0-3 sert à spécifier si une pile constitue un appui mobile du tablier. Les rigidités totales des piles incluant les effets de la flexibilité des fondations sont calculées dans la colonne Z du Tableau 0-3. Si l'option 'pile mobile' est sélectionnée, une valeur de rigidité très faible est automatiquement attribuée à la pile. La période de vibration du pont non isolé est calculée dans la cellule D20.

### *Section 'Site'*

L'utilisateur doit spécifier les valeurs spectrales des accélérations pour le site désiré dans la colonne E du Tableau 0-4. Il est important de noter que l'effet du sol doit être inclus directement dans les valeurs spectrales spécifiées par l'utilisateur. Les valeurs spectrales des déplacements correspondantes sont alors automatiquement calculées dans la colonne E du Tableau 0-5. L'accélération et le déplacement spectraux sont ensuite calculés à la période de vibration du pont non isolé et sont affichés dans les cellules D49 et D50, respectivement. L'accélération spectrale obtenue est vérifiée selon l'exigence de l'Article 4.4.3.4 de la norme CAN/CSA-S6-14 et la valeur retenue est affichée dans la cellule F49. L'effort de cisaillement total à la base correspondant est calculé dans la cellule D52 et est réparti entre les appuis du pont en fonction des rigidités.

Le déplacement et l'effort de cisaillement calculés à chaque appui sont affichés dans le Tableau 0-6 (Colonnes H à J à partir de la ligne 30).

#### **4.2.2 Module I : Conception préliminaire en considérant un seul type d'isolateur**

Dans ce module, l'utilisateur peut effectuer une conception préliminaire d'un pont isolé en considérant un seul type d'isolateur. Les éléments de dissipation d'énergie autre que par friction ou hystérétique ne sont pas considérés, i.e. les amortisseurs visqueux ne peuvent pas être inclus dans ce module. L'utilisateur commence par choisir un type d'isolateur parmi ceux disponibles dans la liste du menu déroulant à droite de la cellule D58. Les différents types d'isolateurs ont été décrits dans la Section 3.2.2. Un seul type d'isolateur peut être sélectionné pour l'ensemble du pont dans ce module. Les propriétés à saisir varient en fonction du type d'isolateur choisi. Un déplacement de conception initial  $d$  est saisi à la cellule D60. Cette valeur initiale peut être estimée en supposant  $T_{\text{eff}} = 1.0$  s,  $B = 1$  et en utilisant les équations [2.3] et [2.8]. Le déplacement final calculé à la cellule D74 doit être égal au déplacement de conception  $d$  supposé initialement. Pour ce faire, des itérations doivent être effectuées en remplaçant le déplacement  $d$  dans la cellule D60 par celui obtenu à la fin de chaque itération dans la cellule D74.

L'utilisateur saisi la résistance caractéristique totale  $Q_d$  correspondant à l'ensemble des isolateurs dans la cellule D61. À titre indicatif, le ratio  $r$  de la résistance caractéristique totale  $Q_d$  des isolateurs sur le poids du tablier  $W$  est calculé dans la cellule D62. Ce ratio représente le coefficient de friction dans le cas d'un isolateur de type pendules à friction ou avec interfaces planes de glissement. Il est noté  $\mu$  dans ce cas. La rigidité post-activation de l'ensemble des isolateurs est saisie dans la cellule D64. La limite inférieure de cette rigidité est donnée par l'Article 4.10.8.2 de la norme CAN/CSA-S6-14, soit  $0.0125W/d$  où  $W$  est le poids total de la superstructure. Pour obtenir le déplacement  $d_{i,y}$  correspondant au changement de pente entre les rigidités élastique  $k_e$  et post-activation  $k_d$  de l'ensemble des isolateurs élastomériques avec ou sans noyau de plomb, une valeur du rapport  $1/n$  de la rigidité  $k_d$  sur la rigidité  $k_e$  doit être déterminée. Cette valeur est calculée dans la cellule G65. Pour les pendules à friction et les interfaces planes de glissement,

le rapport  $1/n$  est affiché dans la même cellule à titre indicatif, mais n'est pas utilisé dans les calculs car le déplacement  $d_{i,y}$  est supposé nul pour des fins de simplification tel qu'expliqué dans la Section 3.2.2.

Étant donné que le module I de CAPI vise une évaluation préliminaire du comportement du pont isolé, une rigidité totale effective  $K_{\text{eff}}$  doit être saisie dans la cellule D66 en se basant sur l'expérience de l'utilisateur. Pour aider l'utilisateur à choisir cette valeur, la rigidité effective totale des isolateurs est calculée dans la cellule I65, ainsi que la rigidité totale des piles et des culées dans la cellule I66. De cette façon, l'utilisateur peut vérifier si la valeur qu'il introduite dans la cellule D66 est raisonnable. Le déplacement  $d_i$  de l'isolateur est alors calculé dans la cellule D67 en utilisant l'équation [2.10]. Si l'isolateur choisi est un appui élastomérique avec ou sans noyau de plomb, le déplacement  $d_{i,y}$  est calculé dans la cellule D68. L'amortissement propre, ou inhérent, au pont doit être sélectionné à partir de la liste des facteurs d'amortissement visqueux équivalent du menu déroulant disponible à droite de la cellule D70. La période effective du pont isolé  $T_{\text{eff}}$  est calculée dans la cellule D71 en utilisant l'équation [2.5]. La période obtenue est vérifiée selon les exigences de l'Article 4.10.5.3 de la norme CAN/CSA-S6-14 comme mentionné à la Section 2.4.2.

Le facteur d'amortissement visqueux équivalent  $\xi$  du pont isolé est calculé dans la cellule D72. Ce facteur tient compte de l'amortissement inhérent causé par la structure elle-même en plus de l'amortissement donné par l'équation [2.6]. Le facteur d'amortissement obtenu doit satisfaire la condition prescrite à l'Article 4.10.5.3.a de la norme CAN/CSA-S6-14 tel que mentionné à la Section 2.4.2. L'équation [2.8] est ensuite utilisée pour calculer le facteur de modification d'amortissement  $B$  dans la cellule D73. Le déplacement final  $d$  est évalué dans la cellule D74 et est vérifié pour se conformer à l'Article 4.10.5.3 de la norme CAN/CSA-S6-14 comme indiqué à la Section 2.4.2. Pour faciliter le processus itératif, le pourcentage de différence entre le déplacement de conception initial (cellule D60) et celui issu de la méthode simplifiée (cellule D75) est donné dans la cellule F75. L'équation [2.9] est ensuite utilisée pour obtenir l'effort de cisaillement total à la base dans la cellule D77. Le déplacement sismique de calcul  $d_s$  est calculé dans la cellule D79 en multipliant le déplacement  $d_i$  obtenu précédemment (Cellule D67) par 1.25 tel que prescrit dans l'Article 4.10.6 de la norme CAN/CSA-S6-14 et expliqué dans les Sections 2.4.2 et 2.4.3. La force sismique totale de calcul  $F_s$  imposée par les isolateurs est déterminée dans

la cellule D80 selon l'équation [2.12]. Dans le cadre du module I, i.e. un seul type d'isolateur et absence d'amortisseurs visqueux, cette force est égale à l'effort de cisaillement total à la base du pont. Tel que discuté à la Section 2.4.3, l'Article 4.10.8.2 de la norme CAN/CSA-S6-14 requiert une capacité de recentrage minimum pour les isolateurs. Cette capacité de recentrage est vérifiée en calculant la différence  $\Delta F_s$  entre la force totale  $F_s$  dans l'ensemble des isolateurs, i.e. correspondant au déplacement sismique de calcul  $d_s$ , et la force  $F_{s2}$  dans les isolateurs lorsque le tablier est déplacé à  $d_s/2$ . La force  $F_{s2}$  est déterminée en utilisant l'équation [2.12] et la différence  $\Delta F_s$  est affichée dans la cellule G80. Cette différence est vérifiée par rapport à la force minimum de recentrage, i.e.  $0.0125W$ , prescrite par l'Article 4.10.8.2 de la norme CAN/CSA-S6-14, où  $W$  est le poids total du tablier. Cette capacité de recentrage est vérifiée dans la cellule G80 en utilisant la force sismique totale de calcul imposée par les isolateurs obtenue précédemment. Le facteur de modification de force sismique équivalent  $R_{eq}$  est calculé dans la cellule D82 en divisant l'effort de cisaillement total à la base du pont non isolé (Cellule D52) par l'effort de cisaillement total à la base (Cellule D80).

### 4.2.3 Module II : Conception détaillée en considérant un seul type d'isolateur

Dans ce module, on suppose que les systèmes d'isolation sont du même type mais peuvent avoir des propriétés différentes. L'utilisateur peut ainsi choisir la résistance caractéristique  $Q_d$  et la rigidité post-activation  $k_d$  de chaque système d'isolation comme nous le verrons plus loin. Le choix du type d'isolateur s'effectue à partir du menu déroulant à droite de la cellule D87. Les différents types d'isolateurs ont été décrits dans la Section 3.2.2 et sont les mêmes que dans le module I. Un seul type d'isolateur peut être sélectionné pour l'ensemble du pont dans ce module. Les propriétés à saisir varient en fonction du type d'isolateur choisi. Un déplacement de conception initial  $d$  est saisi à la cellule D89. Cette valeur initiale peut être estimée en supposant  $T_{eff} = 1$  s,  $B = 1$  et en utilisant les équations [2.3] et [2.8]. Le déplacement final calculé à la cellule D135 doit être égal au déplacement de conception  $d$  supposé initialement. Pour ce faire, des itérations doivent être effectuées en remplaçant le déplacement  $d$  dans la cellule D89 par celui obtenu à la fin de chaque itération dans la cellule D135. Par défaut, les poids sismiques repris par chaque appui sont calculés en se basant sur les aires tributaires respectives. Ces poids sont affichés dans la colonne D

du Tableau II-1 (Colonnes C à U à partir de la ligne 94). L'utilisateur peut également choisir une répartition différente en sélectionnant l'option 'Définie par l'utilisateur' en cliquant à droite de la cellule D93 et en saisissant les poids sismiques correspondant aux différents appuis dans la colonne E du Tableau II-1. L'utilisateur doit indiquer si l'appui est considéré comme fixe dans la colonne F. Si l'appui est spécifié comme fixe, les paramètres correspondant à l'isolateur seront automatiquement ignorés. Il est à noter que lorsque l'appui est sélectionné comme mobile, i.e. dans le tableau 0-3 pour les piles et dans les cellules E18 et E19 pour les culées, l'option d'appui fixe est automatiquement désactivée. Dans ce cas, de très petites valeurs sont automatiquement assignées à  $Q_d$ ,  $k_e$  et  $k_d$ .

Les valeurs de  $Q_d$ ,  $k_e$  et  $k_d$  sont saisies pour chaque système d'isolation dans les colonnes G, I et J du Tableau II-1. À titre indicatif, le facteur multiplicatif  $r$  ou le coefficient de friction  $\mu$ , introduits dans la Section 4.2.2, sont calculés dans la colonne H du Tableau II-1. La valeur du rapport  $1/n$  de la rigidité post-activation  $k_{d,j}$  sur la rigidité élastique  $k_{e,j}$  est calculée pour chaque isolateur  $j$  dans la colonne K. Pour les pendules à friction et les interfaces planes de glissement, on suppose, pour simplifier tel qu'expliqué dans la Section 3.2.2, que le déplacement  $d_{i,y,j}$  au changement de pente entre les rigidités élastique  $k_{e,j}$  et post-activation  $k_{d,j}$  de tels isolateurs est nul. Le rapport  $1/n$  est affiché à titre indicatif, mais n'est pas utilisé pour calculer le déplacement  $d_{i,y,j}$  correspondant à ces deux types d'isolateur. Les rigidités  $k_{sub,j}$  des culées et des piles sont réaffichées dans la colonne L du Tableau II-1 à partir des cellules F18 et F19 et du Tableau 0-3. Le ratio  $\gamma_{k,j}$  est calculé pour chaque appui  $j$  dans la colonne M du Tableau II-1 en utilisant l'équation [3.8]. La rigidité effective  $K_{eff,j}$  de chaque système appui-isolateur  $j$  ainsi que le déplacement  $d_{i,j}$  de l'isolateur est calculé à l'aide des équations [2.4] et [2.10], respectivement. Les valeurs de  $K_{eff,j}$  et  $d_{i,j}$  sont affichées dans les colonnes N et O du Tableau II-1, respectivement. Les rigidités effectives  $k_{eff,j}$  des isolateurs à chaque appui  $j$  sont calculées en utilisant l'équation [2.12] dans la colonne P du Tableau II-1. Les déplacements des appuis  $d_{sub,j}$  sont ensuite déterminés en soustrayant le déplacement  $d_{i,j}$  de chaque isolateur du déplacement  $d$  du tablier, i.e.  $d_{sub,j} = d - d_{i,j}$ . Ces déplacements sont affichés dans la colonne Q du Tableau II-1. Les efforts de cisaillement  $F_{sub,j}$  à chaque appui  $j$  sont calculés par la suite dans la colonne R du Tableau II-1. La force  $F_{i,j}$  dans l'ensemble des isolateurs à chaque appui  $j$  est calculée en utilisant l'équation [2.12] et les résultats sont affichés dans la colonne S du Tableau II-1. Pour les isolateurs élastomériques avec ou sans



noyau de plomb, les déplacements  $d_{i,y,j}$  correspondant au changement de pente entre les rigidités  $k_{e,j}$  et  $k_{d,j}$  de chaque isolateur  $j$  sont déterminés en utilisant l'équation [2.15]. Ces déplacements sont affichés dans la colonne T du Tableau II-1.

Les énergies hystérétique  $W_{h,j}$  ou  $EDC_j$  et de déformation  $W_{s,j}$  dissipées par cycle d'oscillation du pont par chaque isolateur à l'appui  $j$  sont déterminées en utilisant l'équation [2.6]. Les valeurs obtenues sont affichées dans les colonnes U et V du Tableau II-1. Les sommes des énergies  $W_{h,j}$  et  $W_{s,j}$  correspondant à tous les isolateurs sont ensuite calculées dans les cellules U116 et V117, respectivement. Ces valeurs servent à déterminer le facteur d'amortissement visqueux équivalent  $\xi$  correspondant aux isolateurs selon l'équation [2.6]. Ce facteur d'amortissement est ensuite ajouté à l'amortissement inhérent au pont, choisi préalablement par l'utilisateur à partir du menu déroulant à droite de la cellule D131. Le résultat, affiché dans la cellule D133, constitue le facteur d'amortissement visqueux équivalent pour l'ensemble du pont isolé à condition de vérifier l'exigence de l'Article 4.10.5.3.a de la norme CAN/CSA-S6-14 tel que mentionné à la Section 2.4.2.

La somme des rigidités effectives  $K_{eff,j}$  est calculée dans la cellule N116. Cette valeur est introduite dans l'équation [2.5] pour déterminer la période effective  $T_{eff}$  du pont isolé dans la cellule D132. La période obtenue est vérifiée selon les exigences de l'article 4.10.5.3 de la norme CAN/CSA-S6-14 comme mentionné à la Section 2.4.2. Le facteur de modification d'amortissement  $B$  est calculé dans la cellule D134 en utilisant l'équation [2.8]. Le déplacement final  $d$  est calculé dans la cellule D135 et est vérifié selon les exigences de l'Article 4.10.5.3 de la norme CAN/CSA-S6-14 comme décrit à la Section 2.4.2. L'effort de cisaillement total à la base est calculé dans la cellule D138 en utilisant l'équation [2.9].

Le déplacement sismique de calcul  $d_s$  est déterminé dans la cellule D140 en multipliant le déplacement  $d$  calculé préalablement (Cellule D135) par 1.25 tel qu'expliqué dans la Section 2.4.3. Le déplacement sismique de calcul  $d_s$  obtenu est utilisé pour déterminer les valeurs finales des paramètres suivants dans le Tableau II-2 (Colonnes C à T à partir de la ligne 143): (i) le ratio  $\gamma_{k,j}$  et la rigidité effective  $K_{eff,j}$  de chaque système appui-isolateur  $j$ , (ii) le déplacement  $d_{si,j}$ , la rigidité effective  $k_{eff,j}$  et la force  $F_{si,j}$  dans chaque isolateur  $j$ , (iii) le déplacement  $d_{sub,j}$  de

chaque appui  $j$  et l'effort de cisaillement  $F_{\text{sub},j}$  correspondant, et (iv) les énergies hystérétique  $W_{h,j}$  (ou EDC $_j$ ) et de déformation  $W_{s,j}$  dissipées par cycle par chaque isolateur  $j$ .

La somme des forces  $F_{\text{si},j}$  dans chaque isolateur  $j$  correspond à la force sismique totale de calcul  $F_{\text{si}}$  imposée par les isolateurs. Cette valeur, calculée dans la cellule Q165 du Tableau II-2, est reportée dans la cellule D169. Dans le cadre du module II, i.e. un seul type d'isolateur et absence d'amortisseurs visqueux, cette force est égale à l'effort de cisaillement total à la base du pont. Tel que discuté à la Section 2.4.3, l'Article 4.10.8.2 de la norme CAN/CSA-S6-14 requiert une capacité de recentrage minimum pour les isolateurs. Cette capacité de recentrage est vérifiée en calculant la différence  $\Delta F_s$  entre la force totale  $F_{\text{si}}$  dans les isolateurs, i.e. correspondant aux déplacements  $d_{\text{si},j}$  de chaque isolateur à l'appui  $j$ , et la force  $F_{\text{si}2}$  dans les isolateurs lorsque le tablier est déplacé à  $d_s/2$ , i.e. la moitié du déplacement sismique de calcul. La force  $F_{\text{si}2}$  est calculée dans le Tableau II-3, déplacé dans la feuille de calcul 'Recentrage' pour ne pas encombrer la feuille de calcul principale. La différence  $\Delta F_s$  est affichée dans la cellule G169 et est vérifiée par rapport à la force minimum de recentrage, i.e.  $0.0125W$ , prescrite par l'Article 4.10.8.2 de la norme CAN/CSA-S6-14, où  $W$  est le poids total du tablier. Le facteur de modification de force sismique équivalent  $R_{\text{eq}}$  est déterminé en divisant l'effort de cisaillement total à la base du pont non isolé (Cellule D52) par l'effort de cisaillement total à la base (Cellule D169).

#### 4.2.4 Module III : Conception en considérant différents types d'isolateurs

Dans ce module, l'utilisateur peut choisir différents types d'isolateurs pour le pont étudié contrairement aux modules I et II. L'utilisateur peut également choisir de ne pas isoler une ou plusieurs piles ou d'ajouter des amortisseurs visqueux.

Un déplacement de conception initial  $d$  est saisi à la cellule D176. Cette valeur initiale peut être estimée en supposant  $T_{\text{eff}} = 1$  s,  $B = 1$  et en utilisant les équations [2.3] et [2.8]. Le déplacement final calculé à la cellule D230 doit être égal au déplacement de conception  $d$  supposé initialement. Pour ce faire, des itérations doivent être effectuées en remplaçant le déplacement  $d$  dans la cellule D176 par celui obtenu à la fin de chaque itération dans la cellule D230. Par défaut, les poids sismiques repris par chaque appui sont calculés en se basant sur les aires tributaires respectives.

Ces poids sont affichés dans la colonne D du Tableau III-1 (Colonnes C à AG à partir de la ligne 179). L'utilisateur peut également choisir une répartition différente en sélectionnant l'option 'Définie par l'utilisateur' en cliquant à droite de la cellule D178 et en saisissant les poids sismiques correspondants aux différents appuis dans la colonne E du Tableau III-1.

Pour chaque appui, l'utilisateur peut ensuite choisir un type d'isolateur à partir du menu déroulant à droite des cellules de la colonne F. Les différents types d'isolateurs ont été décrits dans la Section 3.2.2 et sont les mêmes que dans les module I et II. Les propriétés à saisir varient en fonction du type d'isolateur choisi. L'option 'Fixe' correspondant à une pile non isolée. Dans ce cas, la rigidité  $k_{sub,j}$  de la pile concernée est considérée égale à la rigidité effective  $K_{eff,j}$  et les propriétés de l'isolateur sont alors négligées. Il est à noter que lorsque le support est sélectionné comme mobile, i.e. dans le tableau 0-3 pour les piles et dans les cellules E18 et E19 pour les culées, la colonne F est automatiquement désactivée. Dans ce cas, de très petites valeurs sont automatiquement assignées à  $Q_d$ ,  $k_e$  et  $k_d$ . Comme pour le module I, l'utilisateur introduit la résistance caractéristique  $Q_d$  pour chaque isolateur. Les valeurs de  $Q_d$ ,  $k_e$  et  $k_d$  sont saisies pour chaque système d'isolation dans les colonnes G, J et K du Tableau III-1. À titre indicatif, le facteur multiplicatif  $r$  ou le coefficient de friction  $\mu$ , introduits dans la Section 4.2.2, sont calculés dans la colonne I du Tableau III-1. La valeur du rapport  $1/n$  de la rigidité post-activation  $k_{d,j}$  sur la rigidité élastique  $k_{e,j}$  est calculée pour chaque isolateur  $j$  dans la colonne L. Le déplacement  $d_{i,y,j}$  correspondant à chaque isolateur est calculé dans la colonne M du Tableau III-1. Similairement aux modules I et II, pour les pendules à friction et les interfaces planes de glissement, on suppose, pour simplifier tel qu'expliqué dans la Section 3.2.2, que le déplacement  $d_{i,y,j}$  au changement de pente entre les rigidités élastique  $k_{e,j}$  et post-activation  $k_{d,j}$  de tels isolateurs est nul. Le rapport  $1/n$  est affiché à titre indicatif, mais n'est pas utilisé pour calculer le déplacement  $d_{i,y,j}$  correspondant à ces deux types d'isolateur.

L'utilisateur a ensuite la possibilité d'ajouter des amortisseurs visqueux à chaque appui. Pour ce faire, la colonne N du Tableau III-1 indiquant la présence ou non de ce type d'appareil à chaque appui doit être mise-à-jour. L'utilisateur doit fournir une constante d'amortissement  $C_j$  dans la colonne O du Tableau III-1 pour chaque amortisseur visqueux à l'appui  $j$ , ainsi que l'exposant  $\alpha_j$  du terme de vitesse dans la relation de l'équation [3.9] dans la colonne P du même tableau. Notons que l'exposant  $\alpha_j$  a une valeur généralement comprise entre 0.2 et 1, avec  $\alpha_j = 1$  représentant

un amortisseur visqueux linéaire. L'angle  $\varphi_j$  de chaque amortisseur par rapport à la direction considérée du mouvement du sol, i.e. l'axe longitudinal du pont, est saisi dans la colonne Q du Tableau III-1. Le paramètre  $\lambda_j$  pour chaque amortisseur est calculé dans la colonne R du Tableau III-1.

Les rigidités  $k_{sub,j}$  des culées et des piles sont réaffichées dans la colonne I du Tableau II-1 à partir des cellules D17 et D18 et du Tableau 0-3. Les paramètres suivants sont calculés dans le Tableau III-1 en suivant la même démarche que dans les modules I et II: (i) le ratio  $\gamma_{k,j}$  et la rigidité effective  $K_{eff,j}$  de chaque système appui-isolateur  $j$ , (ii) le déplacement  $d_{i,j}$ , la rigidité effective  $k_{eff,j}$  et la force  $F_{i,j}$  dans chaque isolateur  $j$ , (iii) le déplacement  $d_{sub,j}$  de chaque appui  $j$  et l'effort de cisaillement  $F_{sub,j}$  correspondant, (iv) les énergies hystérétique  $W_{h,j}$  (ou EDC<sub>*j*</sub>) et de déformation  $W_{s,j}$  dissipées par cycle par chaque isolateur à l'appui  $j$ , et (v) l'énergie  $W_{v,j}$  dissipée par cycle par chaque amortisseur visqueux à l'appui  $j$ .

Les paramètres suivants ne peuvent pas être déterminés à ce stade de l'analyse car ils dépendent de la période effective  $T_{eff}$  ou du facteur de correction  $CFV$ : (i) le paramètre  $\beta_{v,j}$  représentant la portion de l'amortissement propre à l'amortisseur visqueux à l'appui  $j$ , (ii) le paramètre  $\delta_j$  utilisé dans le calcul de l'effort de cisaillement à l'appui  $j$  incluant l'effet de l'amortisseur visqueux, et (iii) la force  $F_{v,j}$  dans l'amortisseur visqueux. La période  $T_{eff}$  est ensuite calculée dans la cellule D226 en utilisant l'équation [2.5]. Cette période est vérifiée selon l'exigence de l'Article 4.10.5.3 de la norme CAN/CSA-S6-14 tel que discuté sous la Section 4.2.2.

Le facteur d'amortissement visqueux équivalent  $\zeta$  pour l'ensemble du pont est déterminé en utilisant l'équation [3.10] et en ajoutant le facteur d'amortissement inhérent à la structure, sélectionné à partir du menu à droite de la cellule D225. Le résultat final est conservé dans la cellule D227. Connaissant cet amortissement équivalent et la période effective, le paramètre  $CFV$  est calculé dans la cellule D228, et la valeur est reportée dans la cellule F228. Notons qu'en absence d'amortisseurs visqueux, la valeur de la cellule F228 devient 0. Les paramètres  $\beta_{v,j}$  et  $\delta_j$  et la force  $F_{v,j}$  correspondant à l'amortisseur visqueux à chaque appui  $j$  sont alors déterminés en utilisant les équations [3.18], [3.17] et [3.9], respectivement, et les valeurs obtenues sont affichées dans les colonnes AD, AE et AF du Tableau III-1, respectivement. En présence d'un amortisseur visqueux, la force  $F_{v,j}$ , qui représente la force maximum supportée par chaque amortisseur visqueux  $j$ , ne se

produit pas nécessairement au même instant que les forces maximums  $F_{\text{sub},j}$  et  $F_{i,j}$  reprises par les appuis et les isolateurs, respectivement. Par conséquent, l'équation [3.16] est utilisée pour déterminer l'effort de cisaillement  $V_j$  correspondant à chaque appui  $j$  incluant l'effet éventuel d'un amortisseur visqueux.

Le facteur  $B$  et le déplacement  $d$  sont ensuite calculés dans les cellules D229 et D230, respectivement. La valeur du déplacement est vérifiée selon l'exigence de l'Article 4.10.5.3 de la norme CAN/CSA-S6-14 tel que discuté dans la Section 4.2.2. Notons que l'équation [3.16] ne peut pas être utilisée directement pour déterminer l'effort de cisaillement total à la base du pont lorsque les amortisseurs visqueux ont des propriétés différentes. Dans ce cas, on peut, approximativement, appliquer le même concept mais à chaque appui séparément.

Le déplacement sismique de calcul  $d_s$  est déterminé dans la cellule D235 en multipliant le déplacement  $d$  calculé préalablement (Cellule D230) par 1.25 tel qu'expliqué dans la Section 2.4.3. Le déplacement sismique de calcul  $d_s$  obtenu est utilisé pour déterminer les valeurs finales des paramètres suivants dans le Tableau III-2 (Colonnes C à AE à partir de la ligne 238): (i) le ratio  $\gamma_{k,j}$  et la rigidité effective  $K_{\text{eff},j}$  de chaque système appui-isolateur  $j$ , (ii) le déplacement  $d_{\text{si},j}$ , la rigidité effective  $k_{\text{eff},j}$  et la force  $F_{\text{si},j}$  dans chaque isolateur à l'appui  $j$ , (iii) le déplacement  $d_{\text{sub},j}$  de chaque appui  $j$  et l'effort de cisaillement  $F_{\text{sub},j}$  correspondant, (iv) les énergies hystérétique  $W_{h,j}$  (ou EDC <sub>$j$</sub> ) et de déformation  $W_{s,j}$  dissipées par cycle par chaque isolateur à l'appui  $j$ , (v) l'énergie  $W_{v,j}$  dissipée par cycle par chaque amortisseur visqueux à l'appui  $j$ , (vi) les paramètres  $\beta_{v,j}$  et  $\delta_j$  correspondant à l'amortisseur visqueux à l'appui  $j$ , (vii) la force sismique  $F_{\text{sv},j}$  dans l'amortisseur visqueux, et (viii) l'effort de cisaillement sismique  $V_{s,j}$  correspondant à chaque appui  $j$  incluant l'effet éventuel d'un amortisseur visqueux. Notons que les cellules D264 et D265 contiennent, respectivement, les nouvelles valeurs d'amortissement visqueux équivalent  $\zeta$  et celle du facteur de correction CFV. La somme des forces  $F_{\text{si},j}$  dans les isolateurs aux appuis  $j$  correspond à la force sismique totale de calcul  $F_{\text{si}}$  imposée par les isolateurs. Cette valeur, calculée dans la cellule X260 du Tableau III-2, est reportée dans la cellule D267.

Tel que discuté à la Section 2.4.3, l'Article 4.10.8.2 de la norme CAN/CSA-S6-14 requiert une capacité de recentrage minimum pour les isolateurs. Cette capacité de recentrage est vérifiée en calculant la différence  $\Delta F_s$  entre la force totale  $F_{\text{si}}$  dans les isolateurs, i.e. correspondant aux

déplacements  $d_{si,j}$  de chaque isolateur à l'appui  $j$ , et la force  $F_{si2}$  dans les isolateurs lorsque le tablier est déplacé à  $d_s/2$ , i.e. la moitié du déplacement sismique de calcul. La force  $F_{si2}$  est calculée dans le Tableau III-3, déplacé dans la feuille de calcul 'Recentrage' pour ne pas encombrer la feuille de calcul principale. La différence  $\Delta F_s$  est affichée dans la cellule G267 et est vérifiée par rapport à la force minimum de recentrage, i.e.  $0.0125W$ , prescrite par l'Article 4.10.8.2 de la norme CAN/CSA-S6-14, où  $W$  est le poids total du tablier. En absence d'amortisseurs visqueux, l'effort de cisaillement total à la base du pont  $V_s$  est égal à la force sismique totale de calcul imposée par les isolateurs, i.e.  $F_{si}$ . En présence d'amortisseurs ayant le même paramètre  $\alpha$ , l'effort de cisaillement total à la base du pont est calculé en utilisant l'équation [3.16] qui tient compte du déphasage entre les forces dans les isolateurs et les amortisseurs. Dans ces deux cas, le facteur de modification de force sismique équivalent  $R_{eq}$  est déterminé en divisant l'effort de cisaillement total à la base du pont non isolé (Cellule D52) par l'effort de cisaillement total à la base (Cellule D269). En présence d'amortisseurs avec des valeurs du paramètre  $\alpha$  différents, la valeur de l'effort de cisaillement total à la base du pont n'est pas fournie.

### 4.3 Exemple 1

*On veut déterminer le déplacement dans la direction longitudinale du pont à 3 travées montré à la figure 4.1. Les caractéristiques du pont et du site de même que le niveau de sollicitation sismique sont :*

- *Caractéristiques du pont :*  $W = 4800 \text{ kN}$   
 $k_{c1} = k_{c2} = 2000 \text{ kN/mm}$  (culées)  
 $k_{piles} = 72.49 \text{ kN/mm}$
- *Niveau d'amortissement de la structure non-isolée : 5%*
- *Site et lieu : site de catégorie C à Montréal, QC*
- *Probabilité de dépassement : 2% sur 50 ans*

*Le système d'isolation est constitué d'isolateurs en élastomère fretté avec noyau de plomb placés sur le dessus des piles et des culées. On retrouve 2 isolateurs au-dessus de chaque pile et*

2 isolateurs au-dessus de chaque culée. Les caractéristiques de chaque isolateur aux culées et aux piles sont :

$$\begin{array}{ll}
 \text{aux culées : } Q_d = 15 \text{ kN} & \text{aux piles : } Q_d = 45 \text{ kN} \\
 k_e = 2.5 \text{ kN/mm} & k_e = 7.5 \text{ kN/mm} \\
 k_d = 0.25 \text{ kN/mm} & k_d = 0.75 \text{ kN/mm}
 \end{array}$$



Figure 4.1 Pont à trois travées étudié aux exemples 1 et 2.

### 4.3.1 Pont non isolé

Pour référence, on détermine d'abord les propriétés dynamiques ainsi que le déplacement et la force sismiques pour le pont non isolé. Dans ce cas, on suppose que le pont serait muni d'appuis mobiles aux deux culées et que la rigidité latérale de la sous-structure,  $k_{sub}$ , serait fournie uniquement par les piles. La période du pont non isolé,  $T_e$ , peut être déterminée de :

$$[4.1] \quad T_e = 2\pi \sqrt{\frac{W}{K_{sub} g}} = 2\pi \sqrt{\frac{4800}{2 \times 72.49 \times 9810}} = 0.37 \text{ s}$$

Les spectres d'accélération et de déplacement pour le site du pont sont donnés au tableau 4.1. Pour une période de 0.37 s, on obtient  $S(0.37 \text{ s}) = 0.439 \text{ g}$  et  $S_d(0.37 \text{ s}) = 13.4 \text{ mm}$  par interpolation linéaire entre les valeurs définies aux périodes de 0.2 et 0.5 s. La force latérale sismique est donc égale à  $V = 0.439 \times 4800 \text{ kN} = 2107 \text{ kN}$  et le déplacement latérale total,  $d$ , est égal à 13.4 mm.

Tableau 4.1 Données sismiques pour Montréal, QC, 2% sur 50 ans, site de catégorie C

$T$ (s)	$S_a$ (g)	$F$ ( )	$S$ (g)	$S_d$ (mm)
0.2	0.595	1.00	0.595	6.0
0.5	0.311	1.00	0.311	19.4
1.0	0.148	1.00	0.148	37.0
2.0	0.068	1.00	0.068	68.2
5.0	0.018	1.00	0.018	110.1
10.0	0.0062	1.00	0.0062	154.7

### 4.3.2 Pont isolé

Par la suite, on calcule les propriétés totales  $Q_d$ ,  $k_d$  et  $k_e$  des isolateurs à chacun des appuis  $j$ , où  $j = 1$  et  $4$  correspondent aux culées et  $j = 2$  et  $3$  correspondent aux piles :

$$Q_{d,1} = 30 \text{ kN}, k_{d,1} = 0.5 \text{ kN/mm et } k_{e,1} = 5 \text{ kN/mm}$$

$$Q_{d,2} = 90 \text{ kN}, k_{d,2} = 1.5 \text{ kN/mm et } k_{e,2} = 15 \text{ kN/mm}$$

$$Q_{d,3} = 90 \text{ kN}, k_{d,3} = 1.5 \text{ kN/mm et } k_{e,3} = 15 \text{ kN/mm}$$

$$Q_{d,4} = 30 \text{ kN}, k_{d,4} = 0.5 \text{ kN/mm et } k_{e,4} = 5 \text{ kN/mm}$$

Pour initier le processus itératif, une valeur de départ pour le déplacement  $d$  est posée égale à :  $d = 250 \times S(T_{\text{eff}}) \times T_{\text{eff}}^2 / B$ , en supposant que  $T_{\text{eff}} = 1.0$  s et  $B = 1.0$ , soit  $d = 37$  mm. La rigidité effective à chaque appui,  $K_{\text{eff},j}$ , est obtenue de l'équation [2.4] :

$$K_{\text{eff},j} = \frac{k_{\text{sub},j} k_{\text{eff},j}}{k_{\text{sub},j} + k_{\text{eff},j}} = \frac{\gamma_{k,j} k_{\text{sub},j}}{1 + \gamma_{k,j}}$$

où le paramètre  $\gamma_{k,j}$  est donné par :

$$\gamma_{k,j} = \frac{k_{d,j} d + Q_{d,j}}{k_{\text{sub},j} d - Q_{d,j}}$$

Pour le cas étudié ici, les paramètres  $\gamma_{k,j}$  sont égaux à :



$$\gamma_{k,1} = \gamma_{k,4} = \frac{0.5 \times 37 + 30}{2000 \times 37 - 30} = 0.0006557$$

$$\gamma_{k,2} = \gamma_{k,3} = \frac{1.5 \times 37 + 90}{72.49 \times 37 - 90} = 0.05613$$

ce qui permet d'obtenir les rigidités effectives à chaque appui :

$$K_{\text{eff},1} = K_{\text{eff},4} = 1.31 \text{ kN/mm}$$

$$K_{\text{eff},2} = K_{\text{eff},3} = 3.85 \text{ kN/mm}$$

La rigidité effective totale du pont est  $K_{\text{eff}} = 2 \times (1.31 + 3.85) = 10.32 \text{ kN/mm}$ , ce qui donne une période effective  $T_{\text{eff}}$  :

$$T_{\text{eff}} = 2\pi \sqrt{\frac{W}{K_{\text{eff}} g}} = 2\pi \sqrt{\frac{4800}{10.32 \times 9810}} = 1.37 \text{ s}$$

Les déformations des isolateurs à chaque appui,  $d_{i,j}$ , sont ensuite calculées de l'équation [2.10] :

$$d_{i,j} = d \frac{K_{\text{eff},j}}{k_{\text{eff},i,j}} = \frac{d}{1 + \gamma_{k,j}}$$

On obtient :

$$d_{i,1} = d_{i,4} = 37 \text{ mm} \quad \Rightarrow \quad d_{\text{sub},1} = d_{\text{sub},4} = 0.024 \text{ mm}$$

$$d_{i,2} = d_{i,3} = 35 \text{ mm} \quad \Rightarrow \quad d_{\text{sub},2} = d_{\text{sub},3} = 2.0 \text{ mm}$$

La force horizontale totale dans les isolateurs à chaque appui,  $F_{i,j}$ , et la force correspondante dans chacun des éléments de la sous-structure,  $F_{\text{sub},j}$ , sont les mêmes puisque les isolateurs et les éléments de la sous-structure agissent en série. De l'équation [2.12], les valeurs de  $F_{i,j}$  sont :

$$F_{i,1} = F_{i,4} = 48.5 \text{ kN}$$

$$F_{i,2} = F_{i,3} = 142.5 \text{ kN}$$

Comme les deux isolateurs à chaque appui sont identiques, la force dans chacun des isolateurs est égale à la moitié de la force totale  $F_{i,j}$ .

L'énergie dissipée par cycle à chaque appui,  $EDC_j$  est déterminée au moyen de l'équation [2.14] :

$$EDC_j = 4 Q_{d,j} (d_{i,j} - d_{i,y,j})$$

où  $d_{i,y,j}$  est la déformation à l'activation des isolateurs :

$$d_{i,y,j} = \frac{Q_{d,j}}{k_{e,j} - k_{d,j}}$$

On obtient alors :

$$EDC_1 = EDC_4 = 4 \times 30 \left( 37 - \frac{30}{5.0 - 0.5} \right) = 3640 \text{ kN-mm} = 3640 \text{ J}$$

$$EDC_2 = EDC_3 = 10200 \text{ J}$$

et l'énergie de déformation à chaque appui,  $W_{s,j}$ , est obtenue de l'équation [2.6]:

$$W_{s,1} = W_{s,4} = 0.5 K_{\text{eff}} d^2 = 0.5 \times 1.31 \times 37^2 = 897 \text{ J}$$

$$W_{s,2} = W_{s,3} = 0.5 K_{\text{eff}} d^2 = 0.5 \times 3.85 \times 37^2 = 2635 \text{ J}$$

De ces valeurs, on peut déterminer avec l'équation [3.10] l'amortissement équivalent pour l'ensemble de la structure, incluant l'amortissement de 5% inhérent de la structure :

$$\xi = \frac{\sum EDC_j}{4\pi \sum W_{s,j}} + 0.05 = 0.36$$

Dans ce calcul, on suppose que le niveau d'amortissement inhérent de la structure demeure égal à 5% pour la structure isolée. De l'équation [2.8], le coefficient d'amortissement  $B = 1.5$ .

On est maintenant en mesure de calculer le déplacement  $d$  qui est anticipé pour les propriétés effectives et le taux d'amortissement obtenus ci-dessus. Pour la période effective  $T_{\text{eff}} = 1.37$  s, on trouve que  $S_d(1.37 \text{ s}) = 48.5$  mm par interpolation linéaire entre les valeurs de  $S_d$  aux périodes  $T = 1.0$  et  $2.0$  s du tableau 4.1. De l'équation [2.8], on peut ensuite déterminer la valeur du déplacement  $d$  :

$$d = \frac{S_d(T_{\text{eff}})}{B} = \frac{48.5}{1.5} = 32.4 \text{ mm}$$

Pour cette structure, la force sismique latérale totale,  $V$ , est alors égale à :

$$V = K_{\text{eff}} d = 10.32 \times 32.4 = 335 \text{ kN}$$

Ceci complète la première itération du calcul du déplacement de la structure. La déformation  $d = 37$  mm initialement supposée doit être corrigée pour 32.4 mm et le processus doit être repris jusqu'à ce que la convergence soit atteinte. Après 4 itérations, le processus converge et le déplacement de la structure,  $d$ , est égal à 31 mm.

Avant de poursuivre la conception de la structure, on doit vérifier que la méthode ASE est applicable à cette structure. Les quatre limites définies à la section 2.3.2 doivent être vérifiées :

- a)  $\xi = 37\% \leq 40\%$  ( $S_a(0.2) / S_a(2.0) = 8.75$ , donc  $> 8.0$ );
- b)  $d / S_d(T) = 31.0 \text{ mm} / 13.4 \text{ mm} = 2.31 > 1.5$ ;
- c)  $T_{\text{eff}} = 1.29 \text{ s} < 3 \text{ s}$ ; et
- d) Le pont est sur un site de catégorie C.

Les quatre critères sont satisfaits.

Dans la norme CAN/CSA-S6, la déformation sismique de calcul des isolateurs,  $d_s$ , doit être posée égale à 1.25 fois la valeur de  $d_i$  obtenue de l'analyse. Comme les isolateurs ne subissent pas

tous la même déformation, on applique le facteur 1.25 au déplacement de la structure  $d$ , plutôt qu'à la déformation de chacun des isolateurs sur une base individuelle, de façon à obtenir des déformations, déplacements et efforts cohérents sur l'ensemble de la structure. Le déplacement sismique de calcul,  $d_s$ , devient égal à  $1.25 \times 31 = 38.8$  mm. Les déformations et rigidités effectives des isolateurs sous ce déplacement sismique de calcul sont obtenus en complétant une itération supplémentaire avec le déplacement  $d = 38.8$  mm. On obtient alors une force horizontale sismique totale égale à :

$$\sum F_{i,j} = 389 \text{ kN}$$

Lorsque l'on compare cette force à celle obtenue pour le pont non-isolé (2107 kN), on obtient un facteur de modification des forces sismiques équivalent  $R_{eq} = 5.42$ . Le déplacement est cependant augmenté de 13.4 mm à 38.8 mm. Au déplacement de calcul, les propriétés effectives de la structure sont :  $K_{eff} = 10.03$  kN/mm et  $T_{eff} = 1.39$  s. Les déformations et forces dans les isolateurs sont données au tableau 4.2. Les courbes force-déformation à chaque culée et pile sont montrées aux figures 4.2 et 4.3. Le comportement d'ensemble du pont isolé est montré à la figure 4.4.

Tableau 4.2 Propriétés des isolateurs sous le déplacement sismique de calcul

Appui	$d_i$ (mm)	$F_i$ (kN)	$k_{eff,i}$ (kN/mm)	$K_{eff}$ (kN/mm)	$d_{sub}$ (mm)
1, 4	38.8	49	1.275	1.274	0.025
2, 3	36.8	145	3.949	3.745	2.00

Comme décrit à la section 2.4.3, on doit vérifier que l'isolateur offre une capacité de recentrage minimum spécifiée à l'article 4.10.8.2 de la norme CAN/CSA-S6-14 :

$$\Delta F_{min} \geq 0.0125 W = 0.0125 \times 4800 = 60 \text{ kN}$$

Les déformations dans chacun des isolateurs étant différentes, on détermine les déformations et forces horizontales dans les isolateurs à un déplacement  $d = d_s / 2 = 38.8 \text{ mm} / 2 = 19.4$  mm. En suivant la même procédure, on obtient :

$$\sum F_{i,j} = 313 \text{ kN}$$

ce qui donne :

$$\Delta F = 389 - 313 = 76 \text{ kN} > \Delta F_{min}$$

Le système a une capacité de recentrage suffisante.

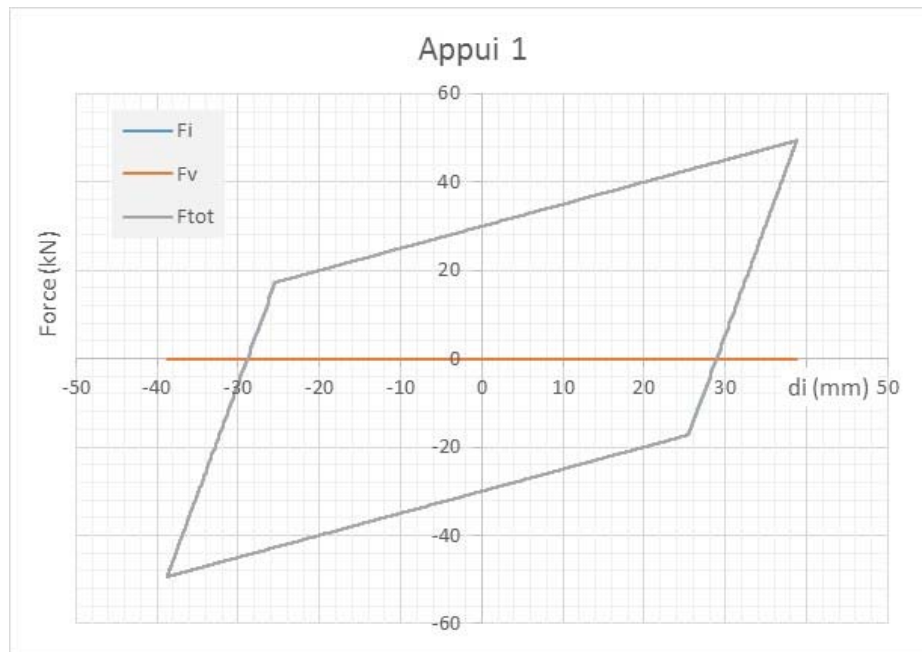


Figure 4.2 Courbe force horizontale-déformation horizontale des isolateurs aux culées 1 et 2 (appuis 1 et 4).

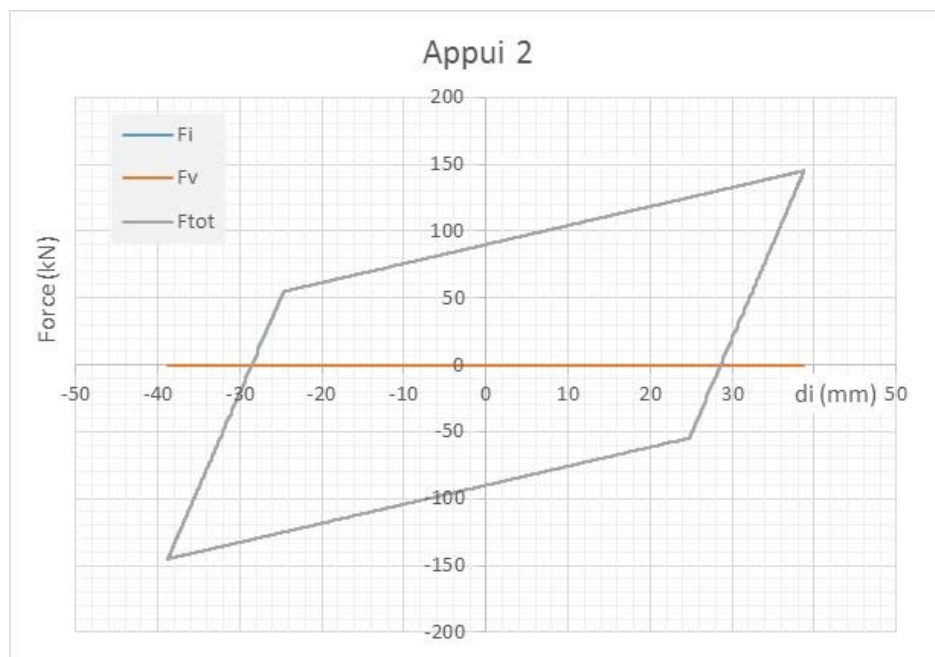


Figure 4.3 Courbe force horizontale-déformation horizontale des isolateurs aux piles (appuis 2 et 3).

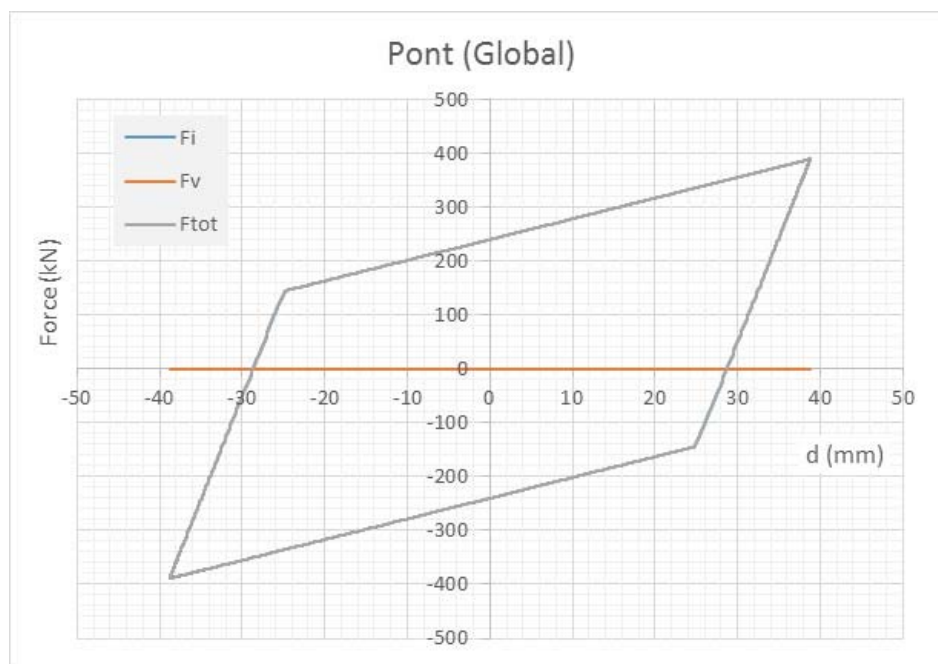


Figure 4.4 Courbe force horizontale-déplacement horizontal global du pont isolé.

## 4.4 Exemple 2

*Le pont de l'exemple 1 est repris pour l'exemple 2 sauf que le système d'isolation est modifié. On a réduit de 60% la résistance des isolateurs aux culées, on a remplacé les isolateurs aux piles par des isolateurs de type pendule à friction ayant eux aussi une résistance 60% plus faible que ceux de l'exemple 1 et on a ajouté un amortisseur visqueux à la culée 2. L'objectif de l'exemple est d'illustrer les calculs à effectuer lorsque le système d'isolation comprend des amortisseurs visqueux. Il illustre aussi, dans une certaine mesure, l'influence de varier le type et les propriétés des composantes du système d'isolation sur le comportement de la structure. Le système étudié ne représente pas nécessairement une solution optimale pour cette structure, la conception d'un système d'isolation devant être ajustée pour satisfaire les critères de performance spécifiques à chaque projet.*

*Les caractéristiques du pont et du site, de même que le niveau de sollicitation sismique, sont :*

- *Caractéristiques du pont :*  $W = 4800 \text{ kN}$   
 $k_{c-1} = k_{c-2} = 2000 \text{ kN/mm}$  (culées)  
 $k_{piles} = 72.49 \text{ kN/mm}$
- *Niveau d'amortissement de la structure non-isolée : 5%*
- *Site et lieu : site de catégorie C à Montréal, QC*
- *Probabilité de dépassement : 2% sur 50 ans*

*Le système d'isolation comprend deux isolateurs en élastomère fretté avec noyau de plomb à chacune des deux culées et deux isolateurs de type pendule à friction simple à chacune des deux piles. De plus, on place un amortisseur visqueux non linéaire à la culée 2. Les caractéristiques de chaque isolateur sont :*

<i>aux culées :</i> $Q_d = 6 \text{ kN}$ $k_e = 1.67 \text{ kN/mm}$	<i>aux piles :</i> $Q_d = 18 \text{ kN}$ $k_e = 500 \text{ kN/mm}$
--	---

$$k_d = 0.25 \text{ kN/mm}$$

$$k_d = 0.75 \text{ kN/mm}$$

et les caractéristiques de l'amortisseur visqueux à la culée 2 sont :

$$C = 3.8 \text{ kN-(s/mm)}^\alpha$$

$$\alpha = 0.5$$

$$\phi = 0.0^\circ \text{ (angle de l'amortisseur p/r à l'horizontale)}$$

#### 4.4.1 Pont non isolé

Les propriétés du pont non isolé sont les mêmes que celles données à la section 4.3.1 pour le pont de l'exemple 1. La période, le déplacement et la force sismique totale sont égaux, respectivement à  $T_e = 0.37 \text{ s}$ ,  $d = 13.4 \text{ mm}$ , et  $V = 2107 \text{ kN}$ .

#### 4.4.2 Pont isolé

Les propriétés totales  $Q_d$ ,  $k_d$  et  $k_e$  des isolateurs à chacun des appuis sont :

$$Q_{d,1} = 12 \text{ kN}, k_{d,1} = 0.5 \text{ kN/mm et } k_{e,1} = 3.34 \text{ kN/mm}$$

$$Q_{d,2} = 36 \text{ kN}, k_{d,2} = 1.5 \text{ kN/mm et } k_{e,2} = 1000 \text{ kN/mm}$$

$$Q_{d,3} = 36 \text{ kN}, k_{d,3} = 1.5 \text{ kN/mm et } k_{e,3} = 1000 \text{ kN/mm}$$

$$Q_{d,4} = 12 \text{ kN}, k_{d,4} = 0.5 \text{ kN/mm et } k_{e,4} = 3.34 \text{ kN/mm}$$

Comme décrit à la section 4.3.2, on amorce le calcul itératif en supposant une valeur initiale du déplacement de la structure  $d = 37 \text{ mm}$ . La rigidité effective à chaque appui,  $K_{\text{eff},j}$ , est obtenue de l'équation [2.4] :

$$K_{\text{eff},j} = \frac{k_{\text{sub},j} k_{\text{eff},j}}{k_{\text{sub},j} + k_{\text{eff},j}} = \frac{\gamma_{k,j} k_{\text{sub},j}}{1 + \gamma_{k,j}}$$



dans laquelle les paramètres  $\gamma_{k,j}$  sont obtenus de l'équation [3.8] :

$$\gamma_{k,1} = \gamma_{k,4} = \frac{0.5 \times 37 + 12}{2000 \times 37 - 12} = 0.0004122$$

$$\gamma_{k,2} = \gamma_{k,3} = \frac{1.5 \times 37 + 36}{72.49 \times 37 - 36} = 0.03458$$

D'où l'on obtient les rigidités effectives à chaque appui :

$$K_{\text{eff},1} = K_{\text{eff},4} = 0.82 \text{ kN/mm}$$

$$K_{\text{eff},2} = K_{\text{eff},3} = 2.42 \text{ kN/mm}$$

La rigidité effective totale du pont est  $K_{\text{eff}} = 2 \times (0.82 + 2.42) = 6.49 \text{ kN/mm}$ , ce qui donne une période effective  $T_{\text{eff}}$  :

$$T_{\text{eff}} = 2\pi \sqrt{\frac{W}{K_{\text{eff}} g}} = 2\pi \sqrt{\frac{4800}{6.49 \times 9810}} = 1.73 \text{ s}$$

On peut ensuite déterminer les déformations  $d_{i,j}$  de l'équation [2.10] :

$$d_{i,j} = d \frac{K_{\text{eff},j}}{k_{\text{eff},i,j}} = \frac{d}{1 + \gamma_{k,j}}$$

On obtient :

$$d_{i,1} = d_{i,4} = 37.0 \text{ mm} \quad \Rightarrow \quad d_{\text{sub},1} = d_{\text{sub},4} = 0.015 \text{ mm}$$

$$d_{i,2} = d_{i,3} = 35.8 \text{ mm} \quad \Rightarrow \quad d_{\text{sub},2} = d_{\text{sub},3} = 1.24 \text{ mm}$$

Pour évaluer le taux d'amortissement équivalent du système d'isolation, on doit déterminer l'énergie totale dissipée par tous les isolateurs par cycle d'oscillation,  $EDC_j$ , celle dissipée par l'amortisseur visqueux,  $W_{v,j}$ , et l'énergie de déformation emmagasinée dans les quatre éléments de la sous-structure. Pour les isolateurs en élastomère fretté avec noyau de plomb placés aux culées,  $EDC_j$  est calculée par l'équation [2.14] :

$$EDC_j = 4 Q_{d,j} (d_{i,j} - d_{i,y,j})$$

où  $d_{i,y,j}$  est la déformation à l'activation des isolateurs :

$$d_{i,y,j} = \frac{Q_{d,j}}{k_{e,j} - k_{d,j}}$$

On obtient alors aux culées :

$$EDC_1 = EDC_4 = 4 \times 12 \left( 37 - \frac{12}{3.34 - 0.5} \right) = 1572 \text{ J}$$

et aux piles :

$$EDC_2 = EDC_3 = 4 \times 36 \left( 35.8 - \frac{36}{1000 - 1.5} \right) = 5150 \text{ J}$$

L'énergie de déformation aux quatre appuis est donnée par l'équation [2.6] :

$$W_{s,1} = W_{s,4} = 0.5 K_{\text{eff}} d^2 = 0.5 \times 0.82 \times 37^2 = 562 \text{ J}$$

$$W_{s,2} = W_{s,3} = 0.5 K_{\text{eff}} d^2 = 0.5 \times 2.42 \times 37^2 = 1656 \text{ J}$$

Pour déterminer l'énergie dissipée par l'amortisseur visqueux non linéaire à la culée,  $W_{v,j}$ , on doit déterminer le paramètre  $\lambda$  de l'équation [3.12] ou l'approximation cubique donnée par l'équation [3.13]. Pour un amortisseur avec  $\alpha = 0.5$ , on obtient :

$$\lambda = -0.062(0.5)^3 + 0.0378(0.5)^2 - 1.175(0.5) + 4.0 = 3.5$$

Comme un amortisseur visqueux n'est utilisé qu'à la culée 2, on a  $W_{v,1} = W_{v,2} = W_{v,3} = 0$ , et  $W_{v,4}$  est donné par (équation [3.11]) :

$$\begin{aligned}
 W_{v,4} &= \left( \frac{2\pi}{T_{\text{eff}}} \right)^\alpha C \lambda d^{(1+\alpha)} (\cos \phi)^{(1+\alpha)} \\
 &= \left( \frac{2\pi}{1.73} \right)^{0.5} 3.8 \times 3.5 (37)^{1.5} (\cos 0^\circ)^{1.5} = 5705 \text{ J}
 \end{aligned}$$

On peut alors déterminer le niveau d'amortissement équivalent (équation [3.10]), en supposant un niveau d'amortissement inhérent de 5% pour la structure :

$$\xi = \frac{\sum (EDC_j + W_{v,j})}{4\pi \sum W_{s,j}} + 0.05 = \frac{2(1572 + 5150) + 5705}{4\pi (2)(562 + 1656)} + 0.05 = 0.393$$

Le calcul du coefficient d'amortissement B et du déplacement corrigé permettant de passer à la seconde itération est décrit plus bas. Au préalable, on présente dans ce qui suit le calcul de la force horizontale totale,  $V$ , et des forces horizontales à chaque appui,  $V_j$ , pour la première itération. En présence d'amortisseurs visqueux, la force sismique latérale totale est obtenue en combinant les forces induites par les isolateurs et l'amortisseur, en tenant compte que la force horizontale totale maximum ne se produit pas nécessairement au point où le déplacement est maximum :

$$V = K_{\text{eff}} d \left[ \cos \delta + \frac{2\pi \beta_v}{\lambda} (CFV)^\alpha (\sin \delta)^\alpha \right] \geq K_{\text{eff}} d \quad (\text{équation [3.16]})$$

où les paramètres  $\delta$  et  $\beta_v$  sont donnés par :

$$\delta = \left( \frac{2\pi \alpha \beta_v}{\lambda} \right)^{\frac{1}{(2-\alpha)}} \quad (\text{équation [3.17]})$$

$$\beta_v = \frac{\lambda}{(2\pi)^{(1-\alpha)} T_{\text{eff}}^\alpha K_{\text{eff}} d^{(1-\alpha)}} \sum C_j (\cos \phi_j)^{(1+\alpha)} \quad (\text{équation [3.18]})$$

Dans cet exemple, on ne retrouve un amortisseur visqueux qu'à la culée 2 (appui 4), les paramètres  $\beta_v$  et  $\delta$  sont alors :

$$\beta_v = \frac{3.5}{(2\pi)^{0.5} (1.73)^{0.5} (6.49) (37)^{0.5}} \times 3.8 (\cos 0^\circ)^{1.5} = 0.102$$

$$\delta = \left( \frac{2\pi \times 0.5 \times 0.102}{3.5} \right)^{\frac{1}{1.5}} = 0.204$$

Le facteur de correction pour la vitesse,  $CFV$ , doit aussi être obtenu du tableau 3.2, par interpolation linéaire à partir du niveau d'amortissement équivalent  $\xi$  et la période effective  $T_{\text{eff}}$ . Pour les valeurs de  $\xi = 0.393$  et  $T_{\text{eff}} = 1.73$  s, on trouve  $CFV = 1.10$ . La force totale  $V$  est alors égale à :

$$V = 6.49 \times 37 \left[ \cos \left( 0.204 \times \frac{180}{\pi} \right) + \frac{2\pi(0.102)}{3.5} (1.10)^{0.5} \left[ \sin \left( 0.204 \times \frac{180}{\pi} \right) \right]^{0.5} \right] = 256 \text{ kN}$$

Cette valeur est supérieure à  $K_{\text{eff}} \times d = 6.49 \times 37 = 240$  kN, ce qui indique que la force horizontale maximum se produit à un déplacement moindre que le déplacement  $d$ , ceci étant dû à la présence de l'amortisseur visqueux. En fait, l'angle  $\delta$  correspond au décalage entre le point de force maximum et le point de déplacement maximum, sur un cycle d'oscillation qui fait 360 deg. ( $2\pi$ ) à partir de la position initiale. Ici,  $\delta = 0.204$  rad. = 11.7 deg., ce qui signifie que la force maximum se produit 11.7 deg. avant d'atteindre le point de déplacement maximum qui se situe à un angle de 90 deg. Le déplacement à ce point est égal à  $d = 36.2$  mm, tout juste avant  $d = 37$  mm, comme illustré sur la figure 4.5 qui présente les forces horizontales totales dans les isolateurs et l'amortisseur.

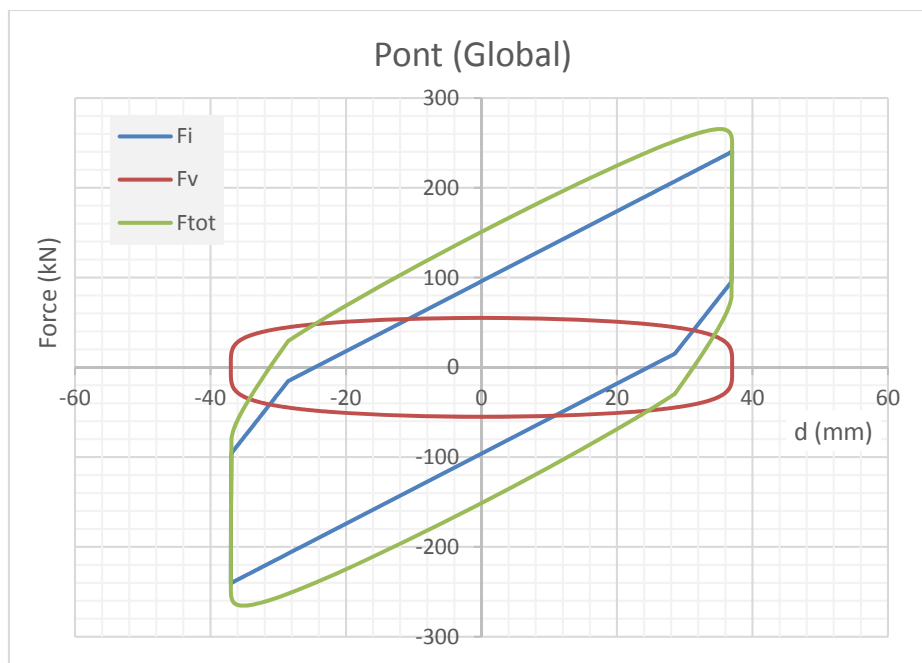


Figure 4.5 Courbes force horizontale-déplacement horizontal globales du pont isolé.

Comme mentionné dans la section 3.2.3, la méthode ci-dessus permet de prédire la force sismique totale maximum à la base de l'ouvrage, et non la force maximum dans chacun des éléments de la sous-structure. On peut toutefois estimer les forces horizontales maximum qui seront transmises à chaque appui individuel en utilisant l'équation [3.16] avec la valeur de  $K_{eff,j}$  de chaque appui. Le paramètre  $\beta_v$  et, par conséquent, le paramètre  $\delta$ , sont aussi déterminés pour chaque appui, avec la valeur de  $K_{eff,j}$  de l'appui, mais avec la période  $T_{eff}$  de l'ensemble. Le facteur  $CFV$  demeure celui de la structure pour refléter le comportement global de l'ouvrage. Dans le cas des appuis sans amortisseurs visqueux, la force horizontale maximum est simplement égale à  $K_{eff,j} \times d$ . Ainsi, aux appuis 1 à 3, on trouve :

$$V_1 = 0.82 \times 37 = 30.3 \text{ kN}$$

$$V_2 = V_3 = 2.42 \times 37 = 89.5 \text{ kN}$$

Pour l'appui 4 (culée 2), où on retrouve un amortisseur visqueux, on a :

$$\beta_{v,4} = \frac{3.5}{(2\pi)^{0.5} (1.73)^{0.5} (0.82) (37)^{0.5}} \times 3.8 (\cos 0^\circ)^{1.5} = 0.809$$

$$\delta_4 = \left( \frac{2\pi \times 0.5 \times 0.809}{3.5} \right)^{\frac{1}{1.5}} = 0.808$$

$$V_4 = 0.82 \times 37 \left[ \cos \left( 0.808 \times \frac{180}{\pi} \right) + \frac{2\pi(0.809)}{3.5} (1.10)^{0.5} \left[ \sin \left( 0.808 \times \frac{180}{\pi} \right) \right]^{0.5} \right] = 60.3 \text{ kN}$$

La force totale de 60.3 kN est supérieure à la valeur obtenue de :  $K_{\text{eff},4} \times d = 0.82 \times 37 = 30.3$  kN. On montre à la figure 4.6 la courbe de la force horizontale en fonction de la déformation horizontale dans les isolateurs à la pile correspondant à l'appui 2. On obtient le même résultat à l'autre pile. À la figure 4.7, on présente les courbes force-déformation des isolateurs et de l'amortisseur à la culée 2 (appui 4). On obtient le même résultat à la culée 1 sauf que la force dans l'amortisseur est nulle. Sur la figure 4.7, la force maximum totale à la culée 2 (appui 4) est de l'ordre de 61 kN et se produit à une déformation d'environ  $d_i \approx d \approx 22$  mm. En comparant les courbes des figures 4.5 et 4.7, on note que l'influence de l'amortisseur est plus importante sur la force totale imposée à la culée que sur celle imposée au pont. On remarque également que la somme des forces maximum à chaque appui,  $30.3 + 2 \times 89.5 + 60.3 = 270$  kN, est plus élevée que la force horizontale totale calculée précédemment pour l'ensemble du pont, la raison étant que les forces maximum individuelles ne se produisent pas au même déplacement.

De l'équation [2.8], on trouve que  $B = 1.51$  pour  $\xi = 38.9\%$ . On est maintenant en mesure de calculer le déplacement  $d$  qui est anticipé pour les propriétés effectives et le taux d'amortissement obtenus ci-dessus. Pour la période effective  $T_{\text{eff}} = 1.73$  s,  $S_d(1.73 \text{ s}) = 59.8$  mm par interpolation linéaire entre les valeurs de  $S_d$  aux périodes  $T = 1.0$  et  $2.0$  s du tableau 4.1. De l'équation [2.8], on peut ensuite déterminer la valeur du déplacement  $d$  :

$$d = \frac{S_d(T_{\text{eff}})}{B} = \frac{59.8}{1.51} = 39.6 \text{ mm}$$

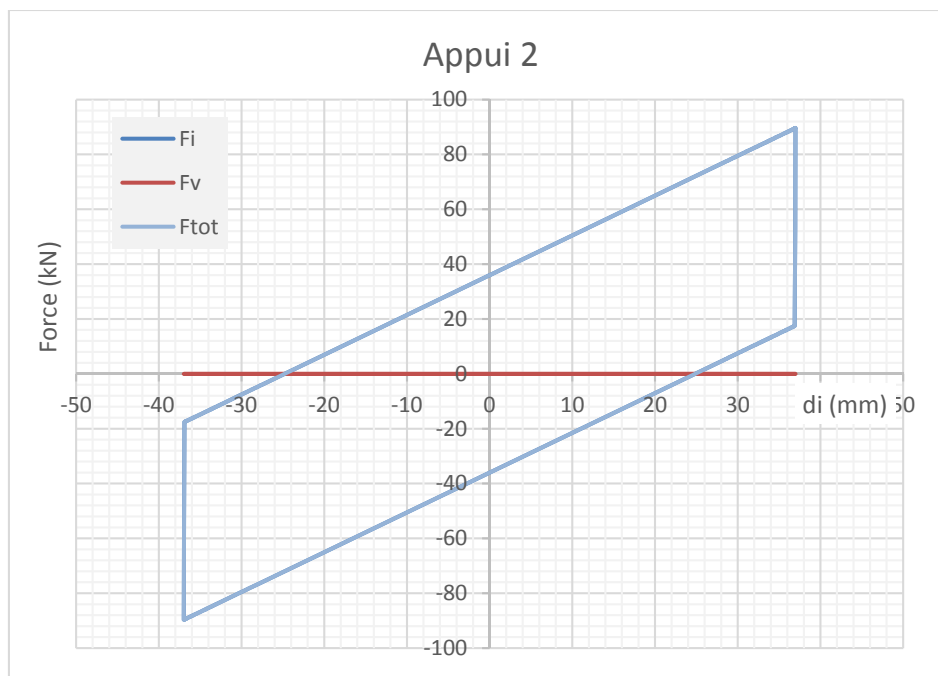


Figure 4.6 Courbe force horizontale-déformation horizontale dans les isolateurs à la pile 1 (appui 2).

Ceci complète la première itération du calcul du déplacement de la structure. La déformation  $d = 37$  mm initialement supposée doit être corrigée pour 39.6 mm et le processus doit être repris jusqu'à ce que la convergence soit atteinte. Après 4 itérations, le processus converge et le déplacement de la structure,  $d$ , est égal à 40.3 mm. Pour ce déplacement,  $T_{eff} = 1.75$  s et  $\xi = 37.7\%$ .

Avant de poursuivre la conception de la structure, on doit vérifier que la méthode ASE est applicable à cette structure. Les quatre limites définies à la section 2.3.2 doivent être vérifiées :

- $\xi = 37.9\% \leq 40\%$  ( $S_a(0.2) / S_a(2.0) = 8.75$ , donc  $> 8.0$ );
- $d / S_d(T) = 40.3 \text{ mm} / 13.4 \text{ mm} = 3.00 > 1.5$ ;
- $T_{eff} = 1.75 \text{ s} < 3 \text{ s}$ ; et
- Le pont est sur un site de catégorie C.

Les quatre critères sont satisfaits.

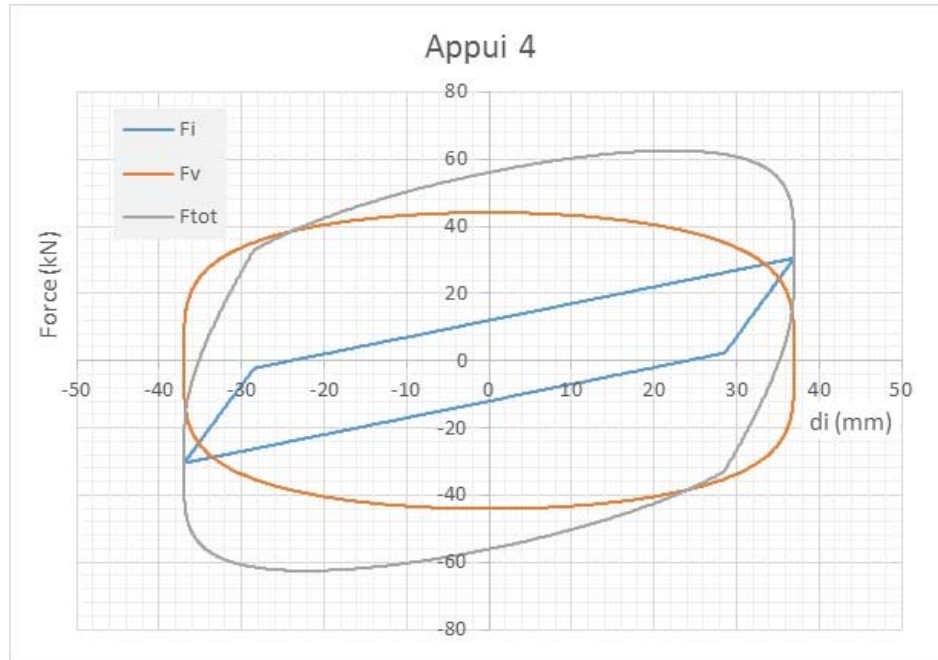


Figure 4.7 Courbe force horizontale-déformation horizontale dans les isolateurs à la culée 2 (appui 4).

Comme dans l'exemple 1, le déplacement  $d$  est amplifié par 1.25 pour obtenir le déplacement sismique de calcul de la structure,  $d_s$ . On refait ensuite les calculs comme s'il s'agissait d'une itération supplémentaire avec un déplacement  $d_s = 1.25 \times 40.3 = 50.4$  mm. De cette itération, on trouve  $T_{\text{eff}} = 1.82$  s,  $\xi = 34.4\%$  et les rigidités effectives suivantes :

$$K_{\text{eff},1} = K_{\text{eff},4} = 0.738 \text{ kN/mm}$$

$$K_{\text{eff},2} = K_{\text{eff},3} = 2.17 \text{ kN/mm}$$

La rigidité effective totale du pont isolé est  $K_{\text{eff}} = 5.82$  kN/mm. On peut ensuite déterminer  $\beta_v = 0.095$ ,  $\delta = 0.194$  et  $CFV = 1.12$ , ce qui permet de calculer la force totale se produisant lors d'un cycle d'oscillation ayant une amplitude de 50.4 mm :

$$V_s = 5.82 \times 50.4 \left[ \cos\left(0.194 \times \frac{180}{\pi}\right) + \frac{2\pi(0.095)}{3.5} (1.12)^{0.5} \left[ \sin\left(0.194 \times \frac{180}{\pi}\right) \right]^{0.5} \right] = 311 \text{ kN}$$

Cette force se produit à un déplacement de 49.4 mm et est légèrement supérieure à celle obtenue à



$d = d_s = 50.4$  mm, lorsque la vitesse est nulle ( $V = K_{\text{eff}} \times d = 5.82 \times 50.4 = 293$  kN). Si l'on compare la force horizontale totale maximum  $V_s = 311$  kN à celle obtenue pour le pont non-isolé (2107 kN), on obtient un facteur de modification des forces sismiques équivalent  $R_{\text{eq}} = 6.8$ . Le déplacement est cependant augmenté de 13.1 mm à 50.4 mm. Pour ce niveau de déplacement, on peut déterminer les déformations et forces maximum dans chaque élément de la sous-structure de la même manière que cela a été fait ci-dessus dans la première itération. Les propriétés sont résumées au tableau 4.3.

Comme décrit à la section 2.4.3, on doit vérifier que l'isolateur offre une capacité de recentrage minimum spécifiée à l'article 4.10.8.2 de la norme CAN/CSA-S6-14 :

$$\Delta F_{\text{min}} \geq 0.0125 W = 0.0125 \times 4800 = 60 \text{ kN}$$

En suivant la procédure décrite ci-dessus, on détermine la force horizontale totale dans le système d'isolation à des déplacements  $d = d_s$  et  $d = d_s/2$ , mais sans la contribution de l'amortisseur visqueux à la culée 2. Ces deux forces sont respectivement égales à 293 kN et 194 kN, ce qui donne une force de recentrage  $\Delta F = 99$  kN. Cette valeur est supérieure à la valeur minimum prescrite, ce qui est satisfaisant.

Tableau 4.3 Propriétés des isolateurs et de l'amortisseur (déplacement sismique de calcul)

Appui	$d_i$ (mm)	$F_{i,\text{max}}$ (kN)	$F_{D,\text{max}}$ (kN)	$F_{\text{tot,max}}$ (kN)	$k_{\text{eff},i}$ (kN/mm)	$K_{\text{eff}}$ (kN/mm)	$d_{\text{sub}}$ (mm)
1	50.4	37	-	37	0.738	0.738	0.02
2, 3	48.9	109	-	109	2.24	2.17	1.51
4	50.4	37	56 <sup>(a)</sup>	71 <sup>(b)</sup>	0.738	0.738	0.02

Notes : <sup>(a)</sup> à un déplacement nul; <sup>(b)</sup> à un déplacement  $d = 33$  mm.

Lorsque l'on compare les systèmes d'isolation des exemples 1 et 2, on remarque que les déplacements sismiques de calcul sont égaux à 38.8 et 50.3 mm, respectivement, alors que les forces horizontales totales correspondantes sont égales à 389 et 255 kN. Dans l'exemple 2, l'utilisation d'isolateurs de moindre capacité couplés avec un amortisseur visqueux à une culée a

donné lieu à un déplacement accru de 30% mais à une réduction de 35% de l'effort horizontal total. En comparant les tableaux 4.2 et 4.3, on note que l'ajout de l'amortisseur dans l'exemple 2 produit un effort horizontal plus important à la culée 2 (71 vs 49 kN); cependant les efforts maximum anticipés aux piles sont réduits dans l'exemple 2 (109 vs 145 kN).

## Chapitre 5 ÉTUDES PARAMÉTRIQUES

### 5.1 Introduction

Dans ce chapitre, on présente une étude paramétrique qui a été réalisée sur le pont étudié aux sections 4.3 et 4.4 afin d'examiner l'influence des paramètres suivants sur le comportement des ponts isolés : la rigidité post-activation,  $k_d$ , la résistance,  $Q_d$ , et les propriétés  $C$  et  $\alpha$  des amortisseurs visqueux.

### 5.2 Influence de $k_d$ et $Q_d$

Pour cette étude, on utilise le pont qui a été considéré dans l'exemple 1 de la section 4.3. Les plages choisies pour les paramètres  $k_d$  et  $Q_d$  pour chacun des deux isolateurs à chaque appui sont :  $0.20 \text{ kN/mm} \leq k_d \leq 0.45 \text{ kN/mm}$  et  $5 \text{ kN} \leq Q_d \leq 45 \text{ kN}$ . Dans ce qui suit, on utilisera les propriétés totales pour les deux appuis, soient :  $0.4 \text{ kN/mm} \leq k_d \leq 0.9 \text{ kN/mm}$  et  $10 \text{ kN} \leq Q_d \leq 90 \text{ kN}$ . La rigidité  $k_c$  a été modifiée pour conserver le rapport  $k_c/k_d = 10$  et ainsi refléter des propriétés représentatives des produits utilisés en pratique. On utilise les mêmes isolateurs aux quatre appuis (deux culées et deux piles). Les paramètres  $W$ ,  $k_c$  et  $k_{piles}$  de la structure ont été maintenus constants. Pour chaque combinaison des paramètres  $k_d$  et  $Q_d$ , on a procédé au calcul itératif permettant de déterminer le déplacement de la structure et les forces maximales anticipées dans les différents éléments. On présente à la figure 5.1 la variation de la force horizontale totale  $V_s$  et du déplacement sismique de calcul  $d_s$  en fonction de  $k_d$  et  $Q_d$ .

Tel que prévu, on remarque sur le graphique qu'une augmentation de la résistance ou de la rigidité post-activation des isolateurs permet généralement de réduire le déplacement sismique de calcul mais cela se fait au détriment d'une augmentation de la force sismique horizontale totale. L'influence de la résistance  $Q_d$  sur le déplacement sismique est plus marquée dans la plage des résistances plus faibles. Pour des résistances élevées, cette influence diminue et la tendance s'inverse lorsqu'on augmente  $Q_d$  de 70 à 90 kN dans la plage  $k_d = 0.4-0.6 \text{ kN/mm}$ . Ce comportement est principalement dû au fait qu'au-delà d'une certaine valeur de  $Q_d$ , la méthode d'analyse simplifiée ASE converge vers une solution où l'amortissement visqueux équivalent

diminue lorsque l'on augmente  $Q_d$  et diminue  $k_d$ . Cet aspect est discuté dans les paragraphes suivants.

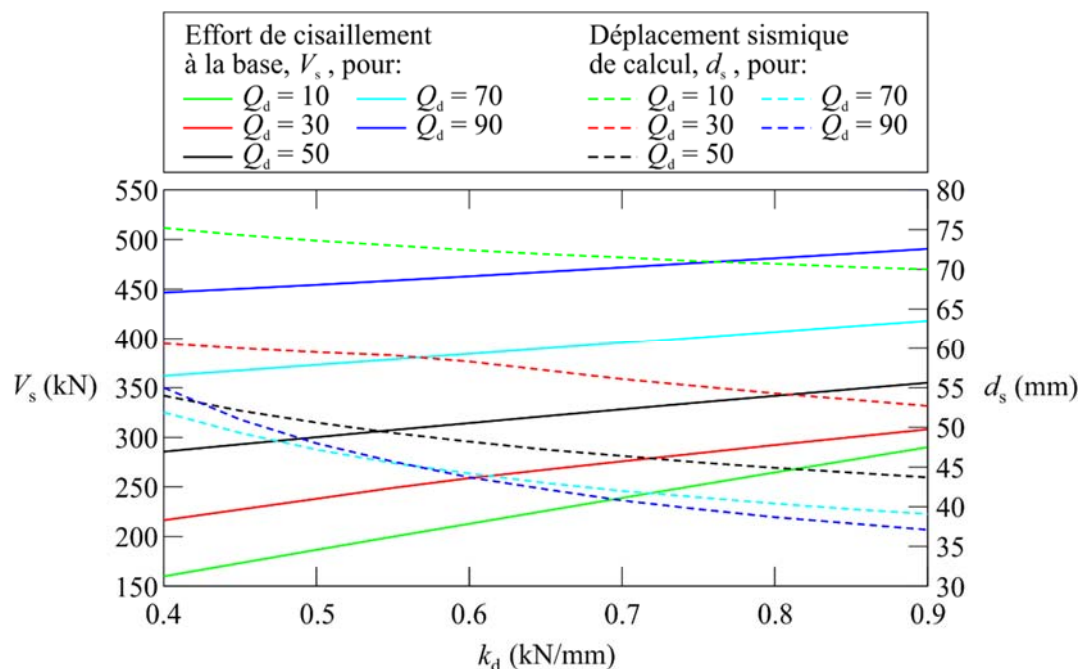


Figure 5.1 Influence de la rigidité post-activation  $k_d$  et de la résistance des isolateurs  $Q_d$  sur la force horizontale totale  $V_s$  et le déplacement sismique de calcul  $d_s$ .

On illustre à la Figure 5.2 l'influence de la résistance et de la rigidité post-activation des isolateurs sur le facteur de modification des forces sismiques  $R_{eq}$  et le taux d'amortissement visqueux équivalent  $\xi$ . Comme la période initiale de la structure demeure la même pour toutes les combinaisons des paramètres  $k_d$  et  $Q_d$ , la force latérale élastique de référence du pont non isolé demeure aussi la même pour tous les cas étudiés. Les tendances que l'on observe pour le facteur  $R_{eq}$  sont donc inverses à celles montrées sur la Figure 5.1 pour la force latérale totale  $V_s$  :  $R_{eq}$  diminue lorsque l'on augmente la résistance ou la rigidité post-activation des isolateurs. L'effet de la résistance des isolateurs sur  $R_{eq}$  est généralement plus prononcé que celui de leur rigidité post-activation.

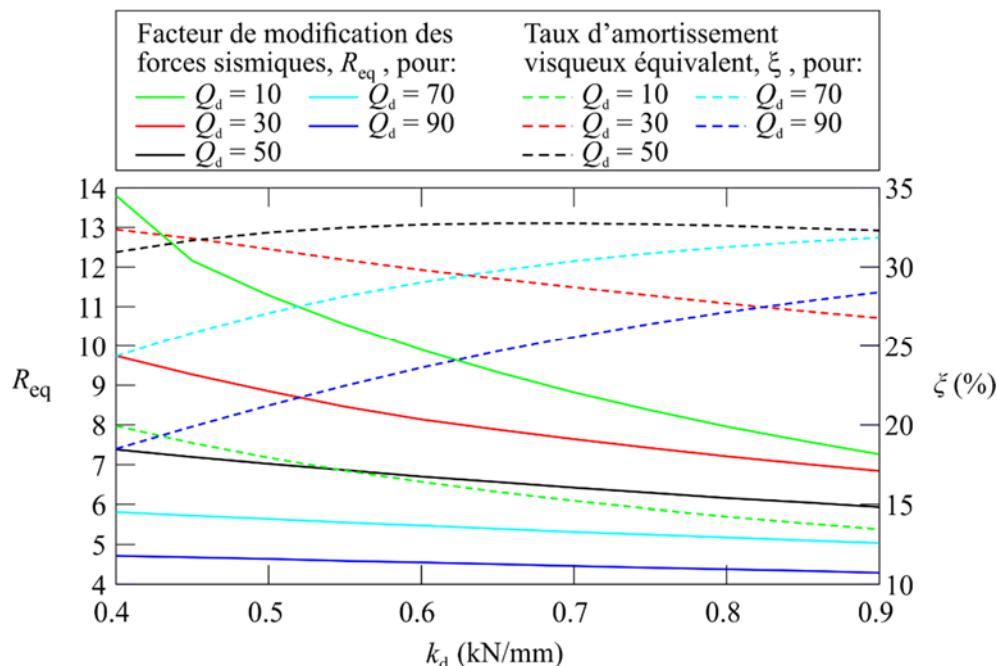


Figure 5.2 Influence de la rigidité post-activation  $k_d$  et de la résistance des isolateurs  $Q_d$  sur le facteur de modification des forces sismiques  $R_{eq}$  et le taux d'amortissement visqueux équivalent  $\xi$ .

Sur la Figure 5.2, le facteur d'amortissement équivalent augmente généralement lorsque l'on accroît la résistance  $Q_d$  de 10 kN à 50 kN et diminue ensuite lorsque l'on augmente  $Q_d$  au-delà de 50 kN. À la Figure 5.3, on illustre la variation du facteur d'amortissement en fonction de la résistance  $Q_d$  des isolateurs. Les calculs ont été faits pour chaque valeur de la rigidité post-activation. Dans chaque valeur de  $k_d$ , l'amortissement  $\xi$  augmente avec la résistance  $Q_d$  jusqu'à un maximum au-delà duquel il diminue. La valeur maximum de l'amortissement ne varie pas avec le paramètre  $k_d$  mais la résistance  $Q_d$  à laquelle l'amortissement atteint un maximum qui augmente avec la rigidité post-activation  $k_d$ . Ainsi, pour une structure donnée, on peut avoir la même valeur d'amortissement équivalent pour deux valeurs différentes de la résistance  $Q_d$ . Cette variation de l'amortissement équivalent est caractéristique des isolateurs offrant une courbe d'hystérésis bilinéaire comme ceux considérés dans cette étude.

L'amortissement équivalent a une influence significative sur le déplacement de la structure. Par contre, la période effective de la structure a aussi un effet important sur les déplacements et les conditions qui correspondent à un amortissement optimum ne donnent pas nécessairement le

déplacement minimum. Pour le pont étudié ici, par exemple, on obtient des Figures 5.2 et 5.3 qu'un isolateur ayant une résistance  $Q_d = 50$  kN aura un amortissement équivalent maximum si  $k_d = 0.65$  kN/mm. Sur le Figure 5.1, on observe que le déplacement prévu pour cet isolateur n'est pas à un minimum pour  $k_d = 0.65$  kN/mm.

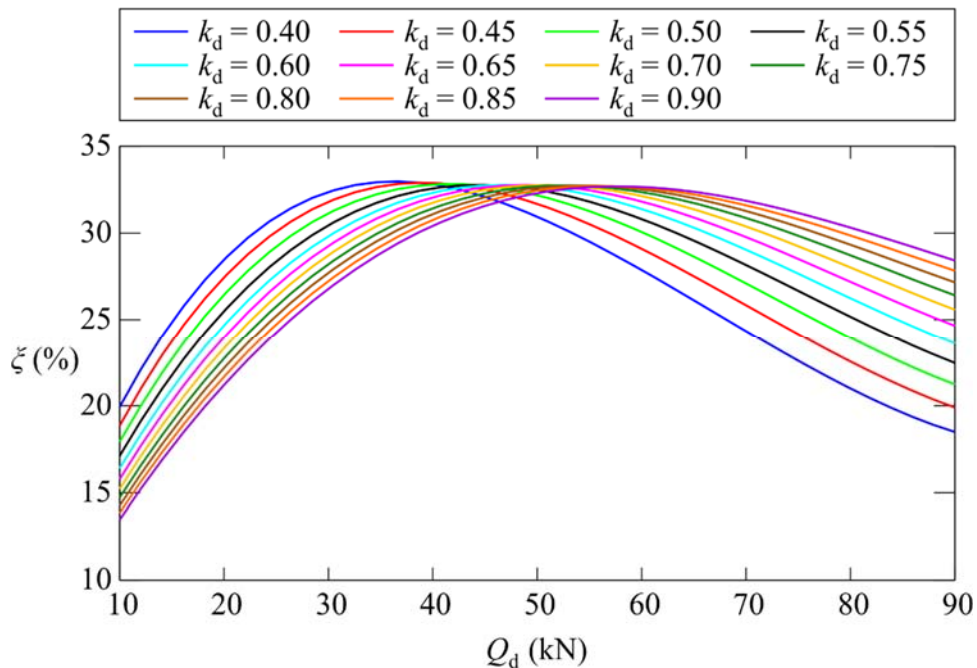


Figure 5.3 Variation de l'amortissement visqueux équivalent  $\xi$  en fonction de la résistance  $Q_d$  et la rigidité post-activation  $k_d$  des isolateurs.

### 5.3 Influence des paramètres $C$ et $\alpha$ des amortisseurs visqueux

Cette étude porte sur le pont de l'exemple 2 à la section 4.4. Les propriétés  $W$ ,  $k_c$  et  $k_{piles}$  de ce pont sont les mêmes que pour le pont de l'exemple 1 examiné à la section 5.2. Dans cette section, on peut noter sur la Figure 5.3 que l'amortissement équivalent est au minimum pour des isolateurs ayant une résistance  $Q_d = 10$  kN et une rigidité post-activation  $k_d = 0.9$  kN/mm. Ces propriétés sont donc retenues pour les isolateurs du pont étudié dans cette section car un faible amortissement équivalent des isolateurs permet de mieux voir les effets d'une variation des propriétés de l'amortisseur visqueux additionnel placé à la culée 2. On a aussi supposé une rigidité

$k_e = 6 \text{ kN/mm}$ . Ces propriétés sont utilisées aux quatre appuis du pont et représentent le total des deux isolateurs. Les plages des paramètres  $C$  et  $\alpha$  qui ont été choisies pour cet isolateur sont  $1 \text{ kN} \cdot (\text{s/mm})^\alpha \leq C \leq 7 \text{ kN} \cdot (\text{s/mm})^\alpha$  et  $0.1 \leq \alpha \leq 0.7$ . Le calcul itératif permettant de déterminer le déplacement sismique de calcul a été réalisé pour chaque combinaison des paramètres  $C$  et  $\alpha$ . On montre à la Figure 5.4 la variation de la force latérale totale  $V_s$  et du déplacement sismique de calcul  $d_s$  en fonction des paramètres  $C$  et  $\alpha$ .

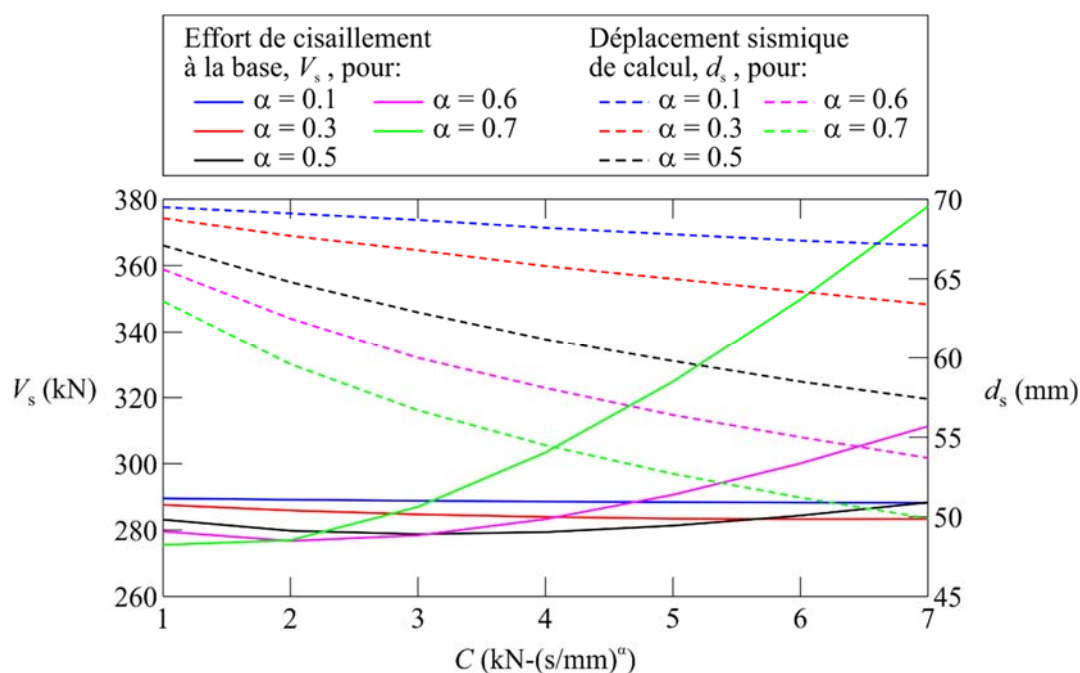


Figure 5.4 Influence des paramètres  $C$  et  $\alpha$  de l'amortisseur visqueux additionnel sur la force horizontale totale  $V_s$  et le déplacement sismique de calcul  $d_s$ .

Pour le pont isolé, mais sans amortisseur visqueux à la culée 2, les analyses donnent un déplacement sismique de calcul de 70 mm et une force latérale totale de 290 kN. Les résultats des analyses sur la figure montre que l'on peut réduire significativement les déplacements en augmentant les valeurs des paramètres  $C$  et  $\alpha$  et ce, sans augmentation de la force latérale totale imposée à la structure. La contribution d'un amortisseur offrant un comportement fortement non linéaire ( $\alpha = 0.1$ ) est cependant très limitée, peu importe la valeur du paramètre  $C$ . La réduction

des déplacements s'accroissent lorsque le comportement de l'amortisseur s'approche d'un amortisseur visqueux linéaire. Pour chaque valeur de l'exposant  $\alpha$ , le déplacement diminue aussi progressivement lorsque l'on augmente la valeur du paramètre  $C$ , cette variation étant plus prononcée lorsque le comportement tend vers un comportement linéaire. Pour de faibles valeurs de  $C$ , les forces diminuent légèrement lorsque l'on augmente la valeur du paramètre  $\alpha$ . Pour des valeurs élevées de  $C$ , on observe la tendance inverse et l'augmentation des forces devient plus marquée pour des valeurs élevées de  $\alpha$ .

L'évolution du facteur de modification des forces sismiques  $R_{eq}$  et du taux d'amortissement visqueux équivalent  $\xi$  en fonction des paramètres  $C$  et  $\alpha$  est illustrée à la Figure 5.5. La variation du facteur  $R_{eq}$  est l'inverse de celle de la force latérale  $V_s$ , puisque la force latérale du pont non isolé est la même pour toutes les combinaisons des paramètres  $C$  et  $\alpha$ .

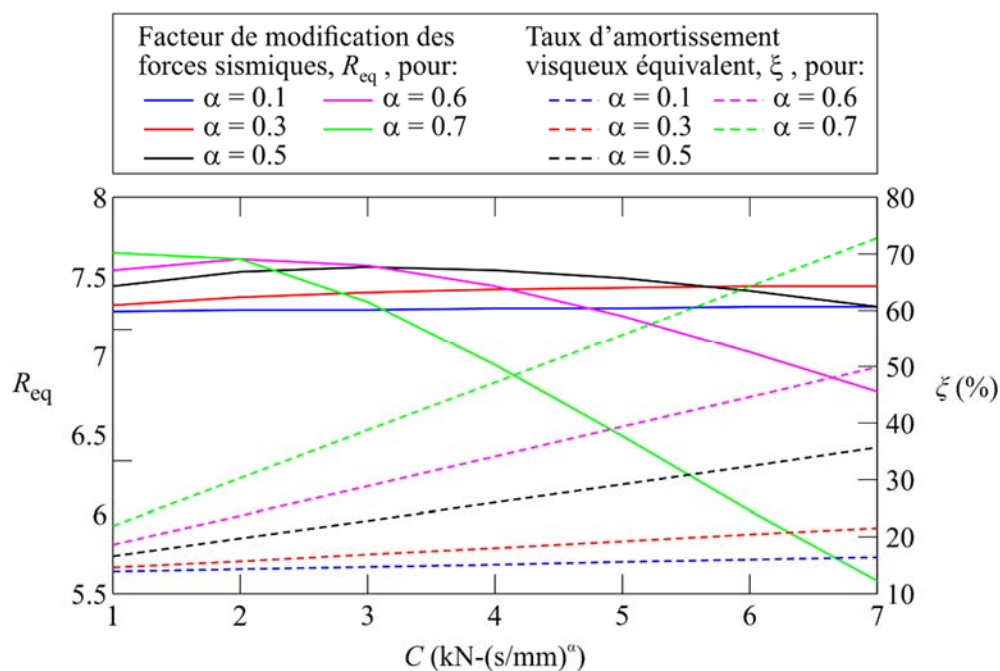


Figure 5.5 Influence des paramètres  $C$  et  $\alpha$  de l'amortisseur visqueux additionnel sur le facteur de modification des forces sismiques  $R_{eq}$  et le taux d'amortissement visqueux équivalent  $\xi$ .



On montre aussi sur la figure l'influence des paramètres  $C$  et  $\alpha$  sur l'amortissement visqueux équivalent de l'ensemble du système isolateurs-amortisseurs. Celle-ci est beaucoup plus marquée. L'amortissement augmente pratiquement linéairement avec le paramètre  $C$  à un taux qui s'accroît lorsque l'on augmente l'exposant  $\alpha$ . On pouvait prévoir cette tendance car l'amortissement tend alors vers un amortissement visqueux linéaire. Pour cette structure, on note sur la figure que l'amortissement visqueux équivalent atteint des valeurs très élevées si on utilise un amortisseur ayant un exposant  $\alpha$  égal ou supérieur à 0.5 et de grandes valeurs pour le paramètre  $C$ . Pour cette plage de valeurs,  $\xi$  peut excéder la limite de 40% prescrite dans la norme CAN/CSA-S6-14 pour l'utilisation de la méthode ASE et on devra valider la solution retenue au moyen d'une autre méthode d'analyse.

## 5.4 Résumé

On a présenté dans ce chapitre l'influence des propriétés des isolateurs et amortisseurs visqueux additionnels sur le comportement d'un pont isolé. On a montré que le déplacement de la structure diminue généralement lorsque l'on choisit des isolateurs sismiques ayant une résistance  $Q_d$  ou une rigidité post-activation  $k_d$  plus élevée, mais que cette réduction est obtenue au détriment d'une force latérale totale plus élevée. L'étude a révélé que les isolateurs qui combinent une résistance très élevée et une faible rigidité post-activation peuvent être moins efficaces à réduire les déplacements, principalement parce qu'ils développent un taux d'amortissement équivalent plus faible. L'ajout d'amortisseurs visqueux permet aussi de réduire les déplacements d'une structure. Cette réduction est plus prononcée lorsque l'on augmente la valeur du paramètre  $C$  et lorsque le comportement de l'amortisseur s'approche d'un amortisseur visqueux linéaire (exposant  $\alpha$  tend vers 1.0). Pour le pont étudié, contrairement aux isolateurs sismiques, le contrôle des déplacements n'était pas accompagné d'une augmentation de la force latérale totale. Le taux d'amortissement visqueux équivalent augmente lorsque l'on augmente la valeur des paramètres  $C$  ou  $\alpha$ . Il est d'ailleurs possible que l'utilisation d'amortisseurs visqueux additionnels conduise à un amortissement équivalent qui excède la limite d'utilisation de la méthode ASE.

## Chapitre 6 CONCLUSIONS

Dans ce rapport, on a présenté la méthode d'analyse statique équivalente (ASE) proposée dans la norme CAN/CSA-S6-14 pour la conception sismique des ponts isolés. La méthode a été appliquée pour le calcul du déplacement longitudinal des ponts droits.

On a d'abord illustré l'utilisation de la méthode ASE pour un exemple de pont simple à deux travées muni d'isolateurs sismiques à la pile centrale. Dans l'exemple, on a aussi vérifié les limites d'application de la méthode ASE de même que le critère de capacité de recentrage minimum qui est prescrit dans la norme CAN/CSA-S6.

On a ensuite présenté une approche permettant d'utiliser la méthode ASE pour les ponts équipés d'isolateurs sismiques et systèmes de dissipation d'énergie ayant des propriétés et caractéristiques différentes à chacun des appuis. Les propriétés des éléments de la sous-structure du pont peuvent aussi varier d'un appui à l'autre. L'approche permet d'évaluer la rigidité effective et le niveau d'amortissement équivalent de l'ensemble de l'ouvrage. Elle a été implantée dans un tableur Excel afin de créer un outil informatisé d'aide à la conception des ponts isolés, l'outil CAPI. L'utilisation de cette approche et de l'outil CAPI a été illustrée dans deux exemples traitant d'un pont à 3 travées équipé d'isolateurs et d'un amortisseur visqueux.

L'outil CAPI peut traiter des ponts droits comprenant une culée à chaque extrémité et jusqu'à 19 piles intermédiaires, i.e. 20 travées, chacune des culées et piles pouvant avoir des propriétés de rigidité et de résistance différentes. Il permet d'évaluer facilement et rapidement l'influence des propriétés du système d'isolation sur les déplacements et efforts induits par les séismes dans la structure, facilitant ainsi le développement de stratégies efficaces pour l'isolation sismique des ponts. Des études paramétriques présentées ont illustré que plusieurs scénarios étaient possibles pour obtenir un comportement donné. L'outil peut être utilisé pour la conception des nouveaux ponts ou la réhabilitation de ponts existants.

Pour des fins de simplification, les effets des déplacements concomitants de la superstructure dus aux variations thermiques et autres sources n'ont pas été traités dans le rapport ni inclus dans l'outil d'aide à la conception. Ces effets devront être considérés pour la conception des ponts.

## RÉFÉRENCES

- Bridgestone (2015). Seismic Isolation Product Line-Up. Bridgestone Corporation. [http://www.bridgestone.com/products/diversified/antiseismic\\_rubber/pdf/catalog\\_201312.pdf](http://www.bridgestone.com/products/diversified/antiseismic_rubber/pdf/catalog_201312.pdf) Last accessed November 2015.
- Cardone, D., Dolce, M., and Palermo, G. (2009). Direct Displacement-Based Design of Seismically Isolated Bridges. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 7, 391-410.
- Constantinou, M.C., Kalpakidis, I., Filiatrault, A., and Ecker Lay, R.A. (2011). LRFD-Based Analysis and Design Procedures for Bridge Bearings and Seismic Isolators. Technical Report MCEER-11-0004, MCEER, University at Buffalo, State University of New York, Red Jacket Quadrangle, Buffalo, NY 14261.
- Constantinou, M.C., and Quarshie, J.K. (2007). Performance of Seismic Isolation Hardware under Service Seismic Loading. Technical Report MCEER-07-0012, MCEER, University at Buffalo, State University of New York, Red Jacket Quadrangle, Buffalo, NY 14261.
- CSA. (2014). CAN/CSA-S6-14 , Canadian Highway Bridge Design Code. Canadian Standards Association, Mississauga, ON
- Dicleli, M., and Buddaram, S. (2006). Effect of isolator and ground motion characteristics on the performance of seismic-isolated bridges. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 35, 233-250.
- Dynamic Isolation Systems (2015). Isolator Engineering Properties. <http://www.dis-inc.com/technical.html>, Last accessed November 2015.
- HITEC (1999). Summary of Evaluation Findings for the Testing of Seismic Isolation and Energy Dissipating Devices. Technical Report CERF Report 40404 Highway Innovative Technology Evaluation Center (HITEC), A Service Center of the Civil Engineering Research Foundation (CERF).
- ITT Enidine (2015). ITT Infrastructure Products. ITT Enidine Inc. [http://www.enidine.com/CorporateSite/media/itt/Resources/TechnicalData/Seismic\\_Products\\_Catalog.pdf?ext=.pdf](http://www.enidine.com/CorporateSite/media/itt/Resources/TechnicalData/Seismic_Products_Catalog.pdf?ext=.pdf), Last accessed November 2015.
- Ramirez, O.M., Constantinou, M.C., Kircher, C.A., Whittaker, A.S., Johnson, M.W., and Gomez, J.D. (2000). Development and Evaluation of Simplified Procedures for Analysis and Design of Buildings with Passive Energy Dissipation Systems. Technical Report MCEER-00-0010, MCEER, University at Buffalo, State University of New York, Red Jacket Quadrangle, Buffalo, NY 14261.