

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Réponse sismique 3d des évacuateurs de crue sous l'action bidirectionnelle des séismes

JEAN-FRANÇOIS MASSE

Département de génies civil, géologique et des mines

Mémoire présenté en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*
Génie Civil

Août 2020

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Ce mémoire intitulé :

Réponse sismique 3d des évacuateurs de crue sous l'action bidirectionnelle des séismes

présenté par **Jean-François MASSE**

en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

Pierre LÉGER, président

Najib BOUAANANI, membre et directeur de recherche

Charles-Darwin ANNAN, membre externe

DÉDICACE

À ma famille.

REMERCIEMENTS

Le présent projet de recherche a été réalisé sous la direction du Professeur Najib Bouaanani, ing., Ph. D. J'aimerais le remercier pour l'opportunité qu'il m'a donné en me confiant ce projet de recherche fort intéressant. J'ai grandement apprécié mon expérience où j'ai eu la chance de bénéficier de son expertise, support financier et encadrement. Ses conseils m'ont permis de mener à bien ce projet et de développer mes capacités en tant que professionnel.

Ensuite, je souhaite remercier les Professeurs Pierre Léger, ing., Ph. D. et Charles-Darwin Annan, ing., Ph. D. pour avoir accepté d'être président et membre de mon jury respectivement.

Je tiens également à remercier mes amis et collègues du GRS que j'ai eu la chance de côtoyer durant ma maîtrise. Plus particulièrement, je souhaite exprimer ma gratitude envers Sylvain Renaud, Ph. D., Tarik Saichi, Wenbo Duan, Maxime Bolduc, Oumaima Abra et Arnaldo Pinto pour leurs conseils offerts et leur bonne humeur qui ont marqués mon expérience à la Polytechnique.

Finalement, je désire remercier ma famille et mes amis pour leur présence et soutien durant la réalisation de ce projet.

RÉSUMÉ

La défaillance d'un ouvrage hydraulique, tel qu'un barrage, un évacuateur de crue ou une écluse, lors d'un évènement extrême tel qu'un séisme peut entraîner des conséquences dévastatrices tant humainement qu'économiquement. Lorsque ces structures sont sollicitées par un tremblement de terre, celles-ci sont également soumises à de fortes pressions hydrodynamiques exercées par le réservoir. Durant le dernier siècle, la caractérisation des effets de l'interaction fluide-structure a été largement étudiée afin de modéliser adéquatement le comportement sismique des systèmes barrage-réservoir. Cependant, l'interaction vanne-réservoir demeure un sujet peu documenté. Effectivement, leur modélisation 3D s'avère complexe puisque plusieurs facteurs tels que le couplage entre l'évacuateur et la vanne, l'interaction fluide-structure et la direction des séismes affectent leur réponse sismique. Ce travail de recherche a pour objectif principal de caractériser le comportement dynamique des vannes d'évacuateur de crue sollicitées par des séismes horizontaux bidirectionnels.

Dans un premier temps, un outil de modélisation d'évacuateurs de crue par éléments finis 3D compatible avec le logiciel d'éléments finis ADINA a été développé et programmé sous MATLAB. Ce dernier paramétrise les dimensions de ces ouvrages ainsi que leurs propriétés mécaniques. Tous les modèles employés dans cette étude ont été générés à l'aide de cet outil.

En deuxième lieu, des analyses dynamiques modales ont été réalisées afin d'évaluer l'influence de diverses hypothèses de modélisation sur le comportement dynamique des vannes, soit : le couplage vanne-évacuateur, les conditions frontières structurales, l'interaction fluide-structure et la compressibilité de l'eau. À cette étape, la réponse de chaque vanne a été déterminée séparément pour les deux composantes horizontales des séismes considérés. Ces analyses ont montré que, pour les structures étudiées, la rigidité relative des vannes comparativement à l'évacuateur ainsi que l'interaction fluide-structure sont les deux paramètres les plus importants à modéliser lors de l'évaluation de la performance sismique de ces ouvrages.

Finalement, des analyses temporelles par intégration directe sont réalisées afin d'étudier le comportement dynamique des systèmes évacuateurs-réservoirs lors d'évènements réels. Les effets des composantes horizontales des séismes et du choix de la méthode de combinaison des effets par direction sur la réponse sismique des vannes sont également évalués. Pour les cas présentés, l'influence de la composante transversale s'avère suffisamment faible pour être négligée dans le cadre d'une évaluation préliminaire du comportement sismique de la structure. Elle devrait cependant être considérée lors des étapes finales de conception.

ABSTRACT

Failure of hydraulic structures, such as dams, spillways or locks during earthquakes may lead to devastating economic and environmental losses. Moreover, records from historic events like Koyna (1967) and Chi-Chi (1999) proved their vulnerability to seismic loading. Indeed, when excited dynamically, they must resist additional hydrodynamic pressures from their impounding reservoir. Over the past century, the effects of fluid-structure interaction (FSI) on the seismic response of dam – reservoir systems have been largely studied. However, the available literature characterizing the dynamic behaviour of spillway gates is still limited. Indeed, 3D modelling of those equipment proves to be complex since many factors, such as gate-spillway coupling, gate-reservoir interaction, and the earthquake's direction may affect their seismic response. This work's main objective is to characterize the dynamic behaviour of vertical lift spillway gates when excited by bidirectional horizontal earthquakes.

Firstly, a 3D spillway finite element modelling tool compatible with ADINA software was developed and programmed in MATLAB. The structure-reservoir system's dimensions and mechanical properties were parameterized for a typical spillway geometry. The models studied in this work were generated using this tool.

Secondly, dynamic modal analyses were carried out in order to evaluate the influence of various modelling assumptions on the dynamic behaviour of vertical lift gates in spillways. Those assumptions include: gate-spillway coupling, structural boundary conditions, gate-reservoir interaction, and water compressibility. At this stage, the seismic responses of the gates when excited by longitudinal and transverse ground motions were determined separately. The two main factors affecting the seismic response of the gates studied were found to be their relative stiffness compared to that of the spillways, and the effects of fluid-structure interaction. These factors should be carefully defined and studied in order to adequately evaluate the seismic response of spillway gates.

Finally, time-history analyses were carried out to evaluate the dynamic response of the studied spillway-reservoir systems including the effects of two horizontal earthquake components. Common combination rules to obtain the bidirectional seismic response of the gates were studied. The effects of transverse ground motions proved to be small enough to be neglected during preliminary seismic evaluations of the gates studied. However, the effects of this earthquake component should be considered during final seismic evaluation stages.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE	iv
REMERCIEMENTS	v
RÉSUMÉ	vi
ABSTRACT	vii
TABLE DES MATIÈRES	viii
LISTE DES TABLEAUX	xi
LISTE DES FIGURES	xii
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	xviii
LISTE DES ANNEXES	xxi
CHAPITRE 1 INTRODUCTION	1
1.1 Contexte et problématique	1
1.2 Objectifs	4
1.3 Méthodologie	4
1.4 Contenu du mémoire	5
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE	6
2.1 Introduction	6
2.2 Composition des évacuateurs de crue	6
2.2.1 Vannes	7
2.2.2 Coursier	9
2.2.3 Piles	9
2.2.4 Équipements électromécaniques	10
2.2.5 Ouvrages annexes	11
2.2.6 Modes de rupture et défaillance potentiels	12
2.3 Modélisation de l'interaction fluide-structure	14
2.3.1 Composantes de la pression hydrodynamique	15
2.3.2 Compressibilité du fluide	15

2.3.3	Absorption de fond du réservoir	16
2.3.4	Modélisation tridimensionnelle	16
2.3.5	Modélisation de plusieurs vannes	17
2.4	Méthodes de calcul	18
2.4.1	Généralités des pressions hydrodynamiques	18
2.4.2	Méthode de Westergaard	19
2.4.3	Méthodes analytiques	20
2.4.4	Méthode des éléments finis	22
2.4.5	Méthodes simplifiées	24
2.5	Effets tridimensionnels des séismes	25
2.6	Études spécifiques sur les vannes	26
2.6.1	Revue des pratiques courantes	27
2.6.2	Méthodes de modélisation	27
2.6.3	Caractérisation du comportement dynamique	30
2.6.4	Synthèse de la recherche sur les vannes	32

CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE ET MODÉLISATION DES ÉVACUATEURS DE

CRUE	34	
3.1	Introduction	34
3.2	Modélisation 3D des systèmes évacuateur-réservoir par éléments finis	34
3.2.1	Modélisation de la structure	35
3.2.2	Modélisation du réservoir	36
3.2.3	Conditions frontières	40
3.2.4	Méthodologie et analyses	41
3.3	Développement d'un outil de modélisation	41
3.3.1	Revue des dimensions d'évacuateurs de crue	41
3.3.2	Paramétrisation de la géométrie d'évacuateur	42
3.3.3	Utilisation de l'outil	44
3.3.4	Avantages de l'outil	46
3.4	Modèles générés pour l'étude	48
3.4.1	Propriétés géométries	48
3.4.2	Propriétés mécaniques et densité du maillage	52
3.5	Sollicitations sismiques	53

CHAPITRE 4 RÉSULTATS ET DISCUSSION 55

4.1	Introduction	55
4.2	Résultats des analyses modales	55

4.2.1	Comportement dynamique de la structure sèche	56
4.2.2	Comportement dynamique du système évacuateur-réservoir	75
4.3	Résultat des analyses temporelles	135
4.3.1	Système étudié	136
4.3.2	Calibration de l'amortissement	136
4.3.3	Réponses temporelles	137
4.3.4	Méthodes de combinaison des directions	143
CHAPITRE 5 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS		147
5.1	Synthèse des travaux	147
5.2	Recommandations	147
5.3	Limitations	149
5.4	Perspectives de recherche	149
RÉFÉRENCES		150
ANNEXES		158
A.1	Introduction	158
A.2	Séisme d'imperial Valley (1940)	158
A.3	Séisme de Parkfield (1969)	166

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 3.1	Hypothèses de modélisation considérées dans la littérature.	47
Tableau 4.1	Fréquence fondamentale et amplitude des réactions d'évacuateur typique.	60
Tableau 4.2	Fréquence fondamentale et amplitude des réactions d'évacuateur selon la profondeur de la poutre de levage.	70
Tableau 4.3	Fréquence fondamentale et amplitude des réactions d'évacuateur selon la longueur des piles.	73
Tableau 4.4	Comparaison des modes fondamentaux d'évacuateur sec et en contact avec un réservoir.	76
Tableau 4.5	Fréquence fondamentale et amplitude des réactions d'évacuateur typique en contact avec un réservoir sollicité longitudinalement.	78
Tableau 4.6	Fréquence fondamentale et amplitude des réactions d'évacuateur typique en contact avec un réservoir sollicité transversalement.	87
Tableau 4.7	Comparatif des réactions de vanne selon la direction de la sollicitation.	93
Tableau 4.8	Comparatif des réactions de vanne rigide selon la direction du chargement ($f = 0$ Hz)	98
Tableau 4.9	Comparatif des réactions de vanne rigide selon la direction du chargement ($f = 10$ Hz)	98
Tableau 4.10	Définition de l'amortissement de Rayleigh.	136
Tableau 4.11	Extremums et moyenne des coefficients de majoration de la réponse unidirectionnelle.	144
Tableau 4.12	Extremums et moyennes des coefficients de pondérations requis.	145
Tableau A.1	Amplitudes des réponses temporelles : Séisme de Imperial Valley.	163
Tableau A.2	Ratio entre les amplitudes sous sollicitation transversale ou combinée et celles lorsque excité longitudinalement : Séisme de Imperial Valley.	164
Tableau A.3	Coefficients de pondération requis : Séisme de Imperial Valley.	165
Tableau A.4	Amplitudes des réponses temporelles : Séisme de Parkfield.	171
Tableau A.5	Ratio entre les amplitudes sous sollicitation transversale ou combinée et celles lorsque excité longitudinalement : Séisme de Parkfield.	172
Tableau A.6	Coefficients de pondération requis : Séisme de Parkfield.	173

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1	Évacuateur de crue du barrage E.B. Campbell, Canada.	2
Figure 2.1	Composition des évacuateurs de crue.	7
Figure 2.2	Exemples de vannes.	8
Figure 2.3	Évacuateur de crue du barrage Alameda, Saskatchewan.	10
Figure 2.4	Évacuateur du barrage Bonneville, Oregon.	11
Figure 2.5	Évacuateur de crue du barrage Bartlett, Arizona.	12
Figure 2.6	Évacuateur de Shih-Kang suite au séisme de Chi Chi (1999), Taïwan.	14
Figure 2.7	Profil des pressions de Westergaard.	19
Figure 3.1	Composantes du système évacuateur-réservoir étudié.	35
Figure 3.2	Conditions frontières des vannes.	36
Figure 3.3	Hypothèses de modélisation du réservoir.	37
Figure 3.4	Exemple de maillage du réservoir.	38
Figure 3.5	Éléments de transition du réservoir.	38
Figure 3.6	Conditions frontières des évacuateurs de crue.	40
Figure 3.7	Dimensions paramétrées dans l'outil de modélisation.	43
Figure 3.8	Modules de l'outil de modélisation.	45
Figure 3.9	Ouvrage étudiés.	49
Figure 3.10	Géométries d'évacuateur de crue étudiés.	50
Figure 3.11	Dimensions générales des évacuateurs de crue.	51
Figure 3.12	Dimensions des vannes étudiées.	52
Figure 3.13	Maillage du réservoir.	53
Figure 3.14	Accélérogramme des séismes sélectionnés pour l'étude.	54
Figure 3.15	Spectre d'accélération des séismes sélectionnés pour l'étude.	54
Figure 4.1	Nomenclature et position des points d'intérêt.	56
Figure 4.2	Déformée des modes longitudinaux importants d'évacuateurs sans vannes	57
Figure 4.3	Déformée des modes transversaux importants d'évacuateurs sans vannes	58
Figure 4.4	Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne d'évacuateur typique sec : Sollicitation longitudinale.	59
Figure 4.5	Déformée des modes longitudinaux importants de structure sèche	61
Figure 4.6	Courbes de réponse en fréquences des réactions de vanne d'évacuateur typique sec : Sollicitation transversale.	62
Figure 4.7	Déformées modales des évacuateurs typiques : Direction transversale	63

Figure 4.8	Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne : (a) latérale et (b) centrale. Influence de la condition frontière à la base des vannes.	64
Figure 4.9	Courbes de réponse en fréquences des réactions de vanne d'évacuateur triple typique. Influence de la condition frontière à la base des vannes.	65
Figure 4.10	Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne : (a) latérale et (b) centrale. Influence de la condition frontière de la structure de levage.	66
Figure 4.11	Courbes de réponse en fréquences des réactions de vanne d'évacuateur triple typique. Influence de la condition frontière de la structure de levage.	67
Figure 4.12	Déformée du premier mode longitudinal d'évacuateur triple avec structure de levage : (a) non-retendue et (b) retenue.	68
Figure 4.13	Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne : (a) latérale et (b) centrale. Influence de la profondeur de la poutre de levage.	69
Figure 4.14	Courbes de réponse en fréquences des réactions de vanne d'évacuateur triple : Influence de la profondeur de la poutre de levage.	71
Figure 4.15	Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne : (a) latérale et (b) centrale. Influence de la longueur des piles.	72
Figure 4.16	Courbes de réponse en fréquences des réactions de vanne d'évacuateur triple : Influence de la longueur des piles.	74
Figure 4.17	Déformée du mode transversal des piles (Évacuateur triple avec piles longues)	75
Figure 4.18	Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne d'évacuateur triple typique vibrant en contact avec un réservoir : Sollicitation longitudinale.	77
Figure 4.19	Déformée des modes longitudinaux importants d'évacuateur vibrant en contact avec un réservoir	79
Figure 4.20	Répartition des pressions acoustiques dans le réservoir d'évacuateur simple au mode longitudinal fondamental : (a) Vue 3D ; (b) Vue en plan à $z = 11.025$ m et (c) Vue d'élévation au centre de la vanne.	80
Figure 4.21	Répartition des pressions acoustiques dans le réservoir d'évacuateur triple au mode longitudinal fondamental : (a) Vue 3D ; (b) Vue en plan à $z = 11.025$ m ; (c), (d) et (e) Vue d'élévation au centre des vannes latérale et centrale respectivement.	81

Figure 4.22	Répartition des pressions hydrodynamiques aux interfaces vanne-réservoir d'évacuateur triple sollicité longitudinalement : (a) et (b) Approximation de Westergaard ; (c) et (d) Accélération harmonique à une fréquence $f=0.8f_1^{(x)}$; (e) et (f) à $f=1.2f_1^{(x)}$	83
Figure 4.23	Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne rigide d'évacuateur typique vibrant en contact avec un réservoir : Sollicitation longitudinale.	84
Figure 4.24	Déformée du mode longitudinal important d'évacuateur à vanne rigide vibrant en contact avec un réservoir.	85
Figure 4.25	Répartition des pressions acoustiques dans le réservoir d'évacuateur triple au mode longitudinal fondamental : Vue en plan à $z=11.025$ m.	86
Figure 4.26	Courbes de réponse en fréquences des réactions de vanne d'évacuateur vibrant en contact avec un réservoir : Sollicitation transversale.	87
Figure 4.27	Déformée des modes transversaux importants d'évacuateur vibrant en contact avec un réservoir.	89
Figure 4.28	Répartition des pressions acoustiques dans le réservoir d'évacuateur simple au mode transversal fondamental : (a) Vue 3D ; (b) Vue en plan à $z=11.025$ m ; (c) Vue d'élévation à la réaction A.	90
Figure 4.29	Répartition des pressions acoustiques dans le réservoir d'évacuateur simple au mode transversal fondamental : (a) Vue 3D ; (b) Vue en plan à $z=11.025$ m ; (c), (d) et (e) Vue d'élévation aux réactions A, B et C respectivement.	91
Figure 4.30	Répartition des pressions hydrodynamiques aux interfaces vanne-réservoir d'évacuateur triple sollicité longitudinalement : (a) et (b) Accélération harmonique à une fréquence $f=0.8f_1^{(y)}$; (c) et (d) à $f=1.2f_1^{(y)}$	92
Figure 4.31	Courbes de réponse en fréquences des réactions de vanne rigide d'évacuateur vibrant en contact avec un réservoir : Sollicitation transversale.	94
Figure 4.32	Déformée des modes transversaux importants d'évacuateur à vanne rigide vibrant en contact avec un réservoir.	95
Figure 4.33	Répartition des pressions acoustiques dans le réservoir d'évacuateur triple aux modes transversaux importants : (a) Mode 2 et (b) Mode 3. Vues en plan à $z=11.025$ m.	97
Figure 4.34	Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques face aux vannes flexibles d'évacuateur triple typique : Influence de la compressibilité du réservoir.	100

Figure 4.35	Courbes de réponse en fréquences des réactions de vannes flexibles d'évacuateur triple typique : Influence de la compressibilité du réservoir.	101
Figure 4.36	Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques face aux vannes rigides d'évacuateur triple typique : Influence de la compressibilité du réservoir.	102
Figure 4.37	Courbes de réponse en fréquences des réactions de vannes rigides d'évacuateur triple typique : Influence de la compressibilité du réservoir.	103
Figure 4.38	Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques face aux vannes flexibles d'évacuateur triple typique : Influence de la condition frontière à la base de la vanne.	105
Figure 4.39	Courbes de réponse en fréquences des réactions de vannes flexibles d'évacuateur triple typique : Influence de la condition frontière à la base de la vanne.	106
Figure 4.40	Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques face aux vannes rigides d'évacuateur triple typique : Influence de la condition frontière à la base de la vanne.	107
Figure 4.41	Courbes de réponse en fréquences des réactions de vannes rigides d'évacuateur triple typique : Influence de la condition frontière à la base de la vanne.	108
Figure 4.42	Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques face aux vannes flexibles d'évacuateur triple typique : Influence des conditions frontières de la structure de levage.	110
Figure 4.43	Courbes de réponse en fréquences des réactions de vannes flexibles d'évacuateur triple typique : Influence des conditions frontières de la structure de levage.	111
Figure 4.44	Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques face aux vannes rigides d'évacuateur triple typique : Influence des conditions frontières de la structure de levage.	112
Figure 4.45	Courbes de réponse en fréquences des réactions de vannes rigides d'évacuateur triple typique : Influence des conditions frontières de la structure de levage.	113
Figure 4.46	Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques face aux vannes flexibles d'évacuateur triple : Influence de la profondeur de la poutre de levage.	115
Figure 4.47	Courbes de réponse en fréquences des réactions de vannes flexibles d'évacuateur triple : Influence de la profondeur de la poutre de levage.	116

Figure 4.48	Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques face aux vannes rigides d'évacuateur triple : Influence de la profondeur de la poutre de levage.	118
Figure 4.49	Courbes de réponse en fréquences des réactions de vannes rigides d'évacuateur triple : Influence de la profondeur de la poutre de levage.	119
Figure 4.50	Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques face aux vannes flexibles d'évacuateur triple : Influence de la longueur des piles.	121
Figure 4.51	Courbes de réponse en fréquences des réactions de vannes flexibles d'évacuateur triple : Influence de la longueur des piles.	122
Figure 4.52	Répartition des pressions acoustiques dans le réservoir au mode longitudinal fondamental d'évacuateur triple avec piles : (a) courtes, (b) typiques et (c) longues. Vues en plan à $z = 11.025$ m.	123
Figure 4.53	Répartition des pressions acoustiques dans le réservoir au mode transversal fondamental d'évacuateur triple avec piles : (a) courtes, (b) typiques et (c) longues. Vues en plan à $z = 11.025$ m.	125
Figure 4.54	Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques face aux vannes rigides d'évacuateur triple : Influence de la longueur des piles.	127
Figure 4.55	Courbes de réponse en fréquences des réactions de vannes rigides d'évacuateur triple : Influence de la longueur des piles.	128
Figure 4.56	Déformée du mode transversal supplémentaire des évacuateurs triples avec piles longues et vibrant en contact avec un réservoir.	129
Figure 4.57	Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne d'évacuateur typique avec masses de Westergaard.	130
Figure 4.58	Déformée des modes longitudinaux importants d'évacuateur avec : (a) et (c) masses de Westergaard, (b) et (d) avec réservoir modélisé par éléments finis.	131
Figure 4.59	Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne centrale d'évacuateur triple typique : Comparaison entre les masses de Westergaard et les éléments finis fluides.	132
Figure 4.60	Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne d'évacuateur typique avec vannes rigides et masses de Westergaard.	133
Figure 4.61	Déformée du mode longitudinal important d'évacuateur à vanne rigide avec masses de Westergaard.	134

Figure 4.62	Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne rigide d'évacuateur triple typique : (a) vanne latérale et (b) vanne centrale. Comparaison entre les masses de Westergaard et les éléments finis fluides.	135
Figure 4.63	Réponses temporelles de la vanne latérale.	138
Figure 4.64	Réponses temporelles de la vanne centrale.	139
Figure 4.65	15 premières secondes des réponses temporelles de la vanne latérale. .	141
Figure 4.66	15 premières secondes des réponses temporelles de la vanne centrale. .	142
Figure 4.67	Comparaison des coefficients de majoration de la réponse unidirectionnelle calculées par éléments finis et la combinaison SRSS.	144
Figure A.1	Réponse temporelle de la vanne latérale sollicitée par le séisme de Imperial Valley.	159
Figure A.2	Réponse temporelle de la vanne centrale sollicitée par le séisme de Imperial Valley.	160
Figure A.3	Réponse temporelle des réactions de vannes sollicitées par le séisme de Imperial Valley.	161
Figure A.4	Réponse temporelle de la vanne latérale sollicitée par le séisme de Parkfield.	167
Figure A.5	Réponse temporelle de la vanne centrale sollicitée par le séisme de Parkfield.	168
Figure A.6	Réponse temporelle des réactions de vannes sollicitées par le séisme de Parkfield.	169

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

Acronymes

2D	Deux dimensions
3D	Trois dimensions
CIGB	Commission Internationale des Grands Barrages
DDL	Degré(s) de liberté
FERC	Federal Energy Regulatory Commission
IEEE	Institute of Electrical and Electronics Engineers
ICOLD	International Commission on Large Dams
USBR	United States Bureau of Reclamation
USCOLD	United States Committee on Large Dams

Symboles

a_g	Accélération au sol
A_i	Aire tributaire du nœud i
b_b	Largeur de la poutre de levage
b_p	Largeur des piles
b_r	Largeur du réservoir
b_s	Largeur de la structure
C_f	Vitesse de propagation d'ondes dans la fondation
C_r	Vitesse de propagation d'onde dans le réservoir
\mathbf{C}_{rr}	Matrice d'amortissement du réservoir
\mathbf{C}_{sr}	Matrice d'interaction de l'amortissement entre la structure et le réservoir
\mathbf{C}_{ss}	Matrice d'amortissement de la structure
d_{FE}	Largeur recommandée des éléments finis fluides
E_c	Module de Young du béton
E_s	Module de Young de l'acier
f_i	Fréquence du mode i
f_{max}	Fréquence maximale de la sollicitation
g	Constante gravitationnelle (9.81 m/s^2)
H_b	Hauteur de poutre de levage
H_c	Hauteur du coursier

H_g	Hauteur de la vanne
H_p	Hauteur des piles
H_r	Profondeur du réservoir
H_s	Hauteur de la structure
K_r	Module d'élasticité du réservoir
\mathbf{K}_{rr}	Matrice de rigidité du réservoir
\mathbf{K}_{ss}	Matrice de rigidité de la structure
L_g	Largeur de la vanne
l_m	Longueur d'onde acoustique
L_r	Longueur du réservoir
L_w	Longueur amont des piles
$m(z_i)$	Masse de Westergaard
M_i	Masse participante du mode i
MF	Facteur d'amplification des pressions de Westergaard
\mathbf{M}_{rr}	Matrice de masse su réservoir
\mathbf{M}_{ss}	Matrice de masse de la structure
N_s	Nombre de mode structuraux
$p(z_i)$	Pression de Westergaard
$p(x, y, z, t)$	Pression hydrodynamique
\bar{p}	Pression hydrodynamique dans le domaine fréquentiel
\bar{p}_0	Composante rigide de la pression hydrodynamique dans le domaine fréquentiel
\bar{p}_j	Composante flexible de la pression hydrodynamique dans le domaine fréquentiel
q	Coefficient d'amortissement du fond du réservoir
\mathbf{U}	Matrice de déplacement de la structure
\bar{u}	Déplacement relatif de la structure dans la direction x
$\bar{\ddot{u}}$	Accélération relative de la structure dans la direction x
$\bar{\dot{u}}_g(t)$	Vitesse au sol
$\bar{\ddot{u}}_g(t)$	Accélération au sol
$\bar{\dot{u}}_n$	Vitesse du fluide dans la direction n
\bar{v}	Déplacement relatif de la structure dans la direction y
$\bar{\ddot{v}}$	Accélération relative de la structure dans la direction y
v_r	Vitesse du fluide
\bar{w}	Déplacement relatif de la structure dans la direction z
$\bar{\ddot{w}}$	Accélération relative de la structure dans la direction z

z_i	Position verticale des nœuds de structure
\bar{Z}_j	Coordonnée généralisée du jième mode
α	Coefficient de réflexion d'onde
ξ	Taux d'amortissement de la structure
ω	Fréquence de la sollicitation
ω_r	Fréquence naturelle du réservoir
ϕ	Potentiel de vitesse
Φ	Matrice de potentiel de vitesse
$\psi_j^{(x)}$	Forme modale du jième mode dans la direction des x
$\psi_j^{(y)}$	Forme modale du jième mode dans la direction des y
$\psi_j^{(z)}$	Forme modale du jième mode dans la direction des z
ρ_c	Densité du béton
ρ_f	Densité de la fondation
ρ_r	Densité du réservoir
ρ_s	Densité de l'acier
ρ_w	Densité de l'eau
ν_c	Coefficient de Poisson du béton
ν_s	Coefficient de Poisson de l'acier

LISTE DES ANNEXES

Annexe A Résultats des analyses temporelles 158

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Contexte et problématique

La défaillance d'un ouvrage hydraulique, tel qu'un barrage, un évacuateur de crue ou une écluse, lors d'un évènement extrême tel qu'un séisme peut entraîner des conséquences dévastatrices tant humainement qu'économiquement. Lorsque ces structures sont sollicitées par un tremblement de terre, celles-ci sont également soumises à de fortes pressions hydrodynamiques exercées par le réservoir (Chopra, 1967). Ces dernières décennies, plusieurs évènements sismiques, tels que le séisme de Koyna (1967) en Inde et de Chi Chi (1999) à Taïwan, ont endommagé certains ouvrages hydrauliques et ont démontré leur vulnérabilité sismique (USCOLD, 2000). Il est donc essentiel de modéliser adéquatement les effets de l'interaction fluide-structure lors de l'évaluation du comportement dynamique et sismique de ces structures.

Parmi ces ouvrages, les vannes d'évacuateur de crue, tel qu'illustré par la figure 1.1, constituent des éléments essentiels pour garantir la sécurité et l'opérabilité des aménagements hydrauliques. En effet, ces vannes ont pour but principal de contrôler le débit d'évacuation du réservoir afin d'éviter un niveau d'eau trop élevé et de maintenir le fonctionnement de l'aménagement. Leur défaillance suite à un séisme constitue donc une menace potentielle pour l'aménagement non seulement pendant la sollicitation sismique, mais aussi postérieurement. Or, la plupart des vannes actuelles sont vieillissantes et ont été initialement conçues sans nécessairement respecter les critères des normes modernes de génie parasismique.



Figure 1.1 Évacuateur de crue du barrage E.B. Campbell, Canada. © Dnirvine (2005). Reproduit avec permission.

Les deux types de vannes les plus courants dans les aménagements existants sont les vannes levantes et les vannes radiales. Ces deux catégories font référence à la géométrie des vannes ainsi qu'aux opérations requises pour leur ouverture. Effectivement, les vannes levantes sont verticales et retenues à leurs extrémités latérales par un système de levage tandis que les vannes radiales sont de forme courbée et supportées par des bras articulés permettant leur rotation. Dans les deux cas, la complexité mécanique et structurale des vannes constitue un défi pour la modélisation supplémentaire de l'interaction fluide-structure.

Durant le dernier siècle, la caractérisation des effets de l'interaction fluide-structure a été largement étudiée afin de modéliser adéquatement le comportement sismique des systèmes barrage-réservoir. La première méthode de calcul des pressions hydrodynamiques a été développée par Westergaard (1933). Les études sur l'interaction fluide-structure se sont ensuite multipliées dans les années 70 et 80 où Chopra et ses collaborateurs (1970; 1985a, 1985b; 1986) ont développés des méthodes de calcul analytiques, numériques et simplifiées des pressions hydrodynamiques sur les barrage-poids en 2D. D'autres études ont depuis été menées afin d'identifier les hypothèses de modélisation à considérer dans les analyses dynamiques de barrages comme la flexibilité des fondations et la compressibilité de l'eau (Chopra, 2012). Les effets de la direction des séismes sur la réponse sismique des systèmes barrage-réservoir ont également été caractérisés par plusieurs chercheurs tels que Fok et al. (1986) et Rashed et Iwan (1984).

L'interaction vanne-réservoir demeure toutefois un sujet peu documenté. Certains chercheurs tels que Kolkman (1988) ainsi que Pani et Bhattacharyya (2007, 2008, 2009) ont développé des méthodologies permettant de calculer les pressions hydrodynamiques sur une vanne. Cependant, ces méthodes négligent les effets du couplage entre la vanne et la structure d'évacuateur ou de barrage sur sa réponse dynamique. Sasaki et al. (2007) ont démontré que la rigidité relative entre une vanne et un barrage peut avoir un impact sur les pressions au niveau de celle-ci. Lorsque la vanne est modélisée seule, ils recommandent d'appliquer sur celle-ci les pressions hydrodynamiques calculées à l'aide d'un modèle barrage-réservoir plutôt que celles de Westergaard. La validité de la méthode de Westergaard vis-à-vis l'analyse des évacuateurs de crue a également été vérifiée par Melo et al. (2010) et Gazarian-Pagé (2014) à l'aide de modèles d'éléments finis 3D. Ils ont démontré que cette méthode, bien que généralement conservatrice, ne représente pas le comportement réel des vannes et peut mener parfois à des résultats non sécuritaires. Actuellement, aucune méthode de calcul proposée ne permet de modéliser adéquatement le comportement sismique des vannes d'évacuateurs de crue sans procéder à des analyses complexes par éléments finis (USBR, 2011). Il est également notable que, dans chacune de ces publications, les vannes sont sollicitées par une accélération au sol unidirectionnelle. Les effets de la direction des séismes sur la réponse sismique des vannes restent ainsi un sujet non traité dans la littérature .

Dans la pratique, la conception des vannes est traditionnellement séparée de la superstructure, i.e. l'évacuateur, car ces dernières sont considérées comme étant des équipements mécaniques. Par exemple, le guide pour l'évaluation de la sécurité sismique des barrages d'Hydro-Québec (2003) recommande de modéliser le comportement sismique d'une vanne seule selon les exigences de la norme IEEE 344-1987 ("IEEE Recommended Practice for Seismic Qualification of Class 1E Equipment for Nuclear Power Generating Stations," 1987) qui a été rédigé pour des équipements mécaniques de centrales nucléaires. Ce même guide recommande également l'utilisation des pressions de Westergaard pour considérer l'interaction vanne-réservoir.

En conclusion, des lacunes demeurent quant à l'évaluation de la sécurité sismique des vannes d'évacuateur de crue. Bien qu'elles soient essentielles pour assurer la sécurité et l'exploitation des aménagement hydroélectriques, leur conception sismique n'est pas couverte par les guides de conception d'ouvrages hydrauliques. La méthodologie à employer pour modéliser les effets de l'interaction vanne-réservoir et du couplage entre la vanne et la superstructure d'évacuateur est donc laissée à la discrétion des ingénieurs. Une caractérisation de ces effets sur la réponse dynamique des vannes constitue donc un travail original nécessaire pour modéliser adéquatement de leur comportement. À cet effet, le présent travail étudie la sensibilité de la réponse dynamique des vannes sollicitées par des composantes sismiques horizontales (i.e. effet sismique bidirectionnel) au regard de différentes hypothèses de modélisation du système

évacuateur de crue-réservoir, notamment : les conditions frontières de la vanne et de l'évacuateur de crue ; le nombre de vannes modélisées ; et la compressibilité de l'eau. Les effets de la rigidité relative entre les vannes et la superstructure ainsi que ceux de leurs géométries sont également étudiés. Le présent travail s'inscrit dans une série d'études portant sur l'analyse sismique des vannes d'évacuateur de crue à l'aide des éléments finis 3D initiée par le mémoire de Gazarian-Pagé (2014).

1.2 Objectifs

Le présent travail est la suite logique du mémoire de Carl Gazarian-Pagé (2014) portant sur l'évaluation des effets de l'interaction fluide-structure sur la réponse dynamique des vannes d'évacuateur de crue.

- Développer un outil de travail pour la modélisation par éléments finis 3D d'évacuateurs de crue avec le logiciel ADINA (2019) ;
- Caractériser les effets de la superstructure sur la réponse dynamique des vannes d'évacuateurs de crue ;
- Caractériser les effets de l'interaction fluide-structure sur la réponse dynamique des vannes d'évacuateurs de crue ;
- Évaluer l'influence de la bidirectionnalité horizontale des séismes sur le comportement sismique des vannes d'évacuateur de crue ;
- Formuler des recommandations pour les analyses sismiques de vannes d'évacuateur de crue à l'aide de la méthode des éléments finis.

L'influence des paramètres suivants est étudiée lors de la caractérisation des effets de la superstructure :

- La longueur des piles en amont de la vanne ;
- La profondeur de la poutre de levage ;
- Les conditions aux frontières à la base des vannes ;
- Les conditions frontières latérales de la superstructure ;
- La rigidité des vannes et de la superstructure.

1.3 Méthodologie

Un outil de modélisation est développé et programmé sous MATLAB (2015). Il génère un fichier de commandes compatible avec le logiciel d'éléments finis ADINA (2019). Une fois développé, le programme est validé en générant divers modèles pour lesquels les dimensions et la qualité du maillage sont revérifiés.

Dans le présent projet, deux séries de modèles par éléments finis 3D d'évacuateurs de crue sont développées. En premier lieu une série de modèles dits « simplifiés » permet d'évaluer préliminairement les effets de l'interaction fluide-structure et de la flexibilité structurale de l'évacuateur sur la réponse dynamique des vannes. Par la suite, une seconde série de modèles dits « détaillés » est générée à l'aide de l'outil de modélisation afin de réaliser les analyses au cœur de la présente étude.

La caractérisation des effets de la superstructure et de l'interaction fluide-structure s'effectuent à l'aide d'analyses fréquentielles tandis que des analyses temporelles sont réalisées pour évaluer les effets de la bidirectionnalité horizontale des séismes. Premièrement, la réponse fréquentielle des évacuateurs modélisés sans réservoir est calculée afin de distinguer les effets structuraux de ceux de l'interaction fluide-structure. Par la suite, les mêmes analyses sont réalisées pour les systèmes évacuateurs-réservoir afin d'évaluer les effets de l'interaction fluide-structure. Finalement, la réponse temporelle des évacuateurs soumis à des événements sismiques réels est calculée afin d'évaluer les effets de la bidirectionnalité des séismes.

En plus des réponses fréquentielles et temporelles, la forme modale de la structure ainsi que la répartition 3D des pressions acoustiques dans le réservoir sont tracées afin de visualiser les effets des paramètres étudiées sur le comportement global de l'ouvrage.

1.4 Contenu du mémoire

Le présent mémoire est divisé en cinq chapitres. Ce premier chapitre a introduit la problématique actuelle, le contexte et les objectifs de la recherche ainsi que la méthodologie employée durant l'étude. Le chapitre 2 présente une revue des publications pertinentes traitant du comportement sismique des ouvrages hydrauliques et des méthodes de calculs permettant de résoudre les problèmes d'interaction fluide-structure. La revue comprend également un survol des composantes des évacuateurs de crue et des études récentes concernant l'analyse sismique des vannes. Le chapitre 3 présente les analyses préliminaires réalisées ainsi que la méthodologie employée pour développer les modèles employés dans le cadre de la recherche. Le chapitre 4 présente les analyses et résultats obtenus à l'aide des modèles développés au chapitre précédent. Finalement, le chapitre 5 présente les conclusions et recommandations formulées suite à la complétion des études présentées aux chapitres précédents.

Durant la préparation de ce projet de recherche, un article concernant les effets de l'interaction fluide-structure sur la réponse sismique des vannes d'évacuateurs de crue simplifiés a été corédigé et présenté à la conférence ICOLD-CIGB 2019 à Ottawa.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

2.1 Introduction

Ce chapitre vise à résumer les notions importantes pour le travail de recherche et présenter les publications pertinentes. Pour ce faire, ce chapitre est séparé en cinq sections. La première partie décrit les structures d'évacuateurs de crue afin d'identifier leurs composantes structurales ainsi que la nomenclature employée dans ce mémoire. La deuxième partie présente les paramètres affectant la réponse dynamique des systèmes structure-réservoir. La troisième partie présente les méthodes d'analyse développées pour calculer la réponse dynamique des ouvrages hydraulique incluant les pressions hydrodynamiques. La quatrième partie présente les conclusions et les recommandations d'études concernant la direction des séismes dans les analyses d'ouvrages hydrauliques. Finalement, la dernière partie survole les études traitant de l'analyse sismique des vannes d'évacuateurs de crue.

2.2 Composition des évacuateurs de crue

Les évacuateurs de crue sont des ouvrages hydrauliques dont la fonction primaire est de contrôler le débit d'évacuation du réservoir afin de maintenir un niveau d'eau propice au fonctionnement de l'aménagement hydroélectrique. À cet effet, ces ouvrages sont généralement composés d'une superstructure munie de vannes et d'éléments mécaniques permettant leur opération. La géométrie d'un évacuateur de crue à vanne levante typique ainsi que ses composantes structurales sont illustrées à la figure 2.1. La présente section décrit brièvement les principaux éléments formant les évacuateurs de crue avec vannes.

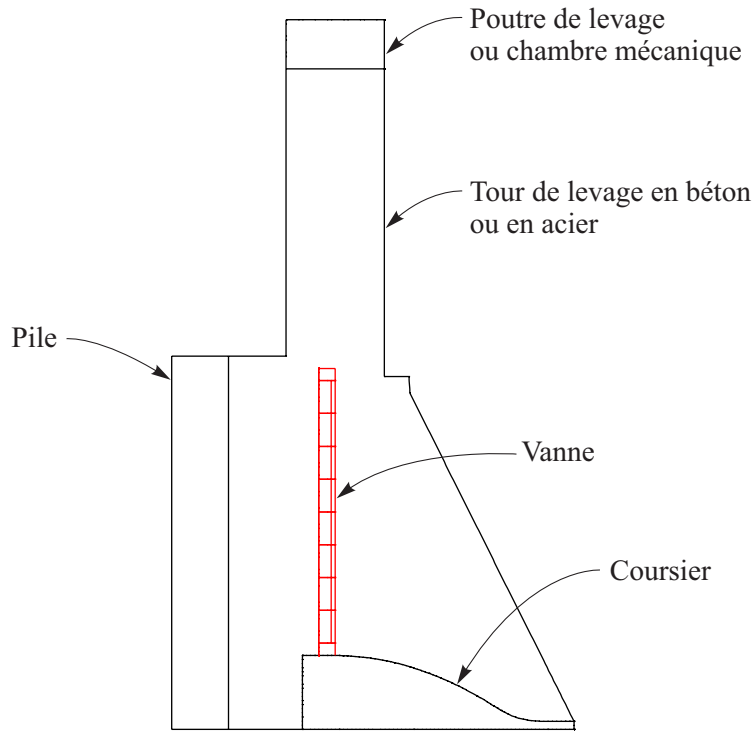


Figure 2.1 Composition des évacuateurs de crue.

2.2.1 Vannes

Les vannes sont des éléments structuraux permettant de réguler le débit d'évacuation du réservoir. Celles-ci peuvent être séparées en deux catégories principales selon leur forme et leur mode d'opération, soit les vannes radiales et les vannes levantes (Erbisti, 2014). Les vannes radiales, telles qu'illustré par la figure 2.2, sont de forme convexe et sont ouvertes à l'aide d'une rotation autour de leurs appuis tandis que les vannes levantes sont planes et ouvertes à l'aide d'un treuil de levage tel qu'illustré par la figure 2.2. Aux États-Unis, la majorité des évacuateurs de crue sont munie d'un de ces deux types de vannes (LaBoon, 2014). Il existe également des vannes gonflables et clapets, mais ces deux types sont moins récurrent dans les ouvrages existant (Sehgal, 1996). La présente étude se concentre sur la réponse dynamique des vannes levantes. Ces vannes sont composées d'une plaque en acier munie de raidisseurs horizontaux et verticaux. Ces derniers sont généralement des plaques d'acier avec ou sans semelle. Il existe toutefois des cas comme la vanne de l'évacuateur de Red Bluff aux États-Unis où les raidisseurs sont remplacés par des treillis métalliques (Dodge, 1963).



Figure 2.2 Exemples de vannes : (gauche) vanne radiale de l'évacuateur de crue du Cougar Dam, Oregon © R. Ashworth (2013) et (droite) vanne levante de l'évacuateur de crue du barrage Davis, Colorado © Bureau of Reclamation (2013). Reproduits avec permissions.

Dans la pratique, les vannes sont généralement considérées comme étant des équipements mécaniques, tel que définis dans les guides d'évaluation des ouvrages hydrauliques d'Hydro-Québec (2003) et de l'USBR (2014). Leur conception peut ainsi être séparée de l'évacuateur de crue. Par exemple, lors de la réalisation du complexe de La Grande-Rivière, seule la structure en béton armé de l'évacuateur de crue a été dimensionnée par les ingénieurs en barrage. Le dimensionnement des vannes et des mécanismes de levage a été la responsabilité de l'entrepreneur (Société d'énergie de la Baie James, 1987). Actuellement, aucun guide d'évaluation sismique des vannes n'a été publié par l'USBR, la FERC ou Hydro-Québec. Cependant, l'USBR (2011) étudie activement le comportement sismique de ces dernières et un guide de conception de ces structures est prévu. Le guide d'évaluation sismique des barrages d'Hydro-Québec (2003) recommande de considérer une vanne parfaitement rigide lors de l'analyse de l'évacuateur et de procéder à une analyse distincte lors de l'évaluation de la vanne. Pour cette analyse, le guide recommande de modéliser une vanne seule en suivant les exigences de la norme IEEE 344-1987 (1987) rédigée pour les équipements mécaniques de centrales nucléaires.

2.2.2 Coursier

Le coursier est un massif en béton armé sur lequel la vanne est posée lorsqu'elle est en position fermée. Cet élément structural permet d'acheminer le débit évacué du réservoir vers un cours d'eau ou un bassin situé en aval de l'ouvrage. La définition de sa géométrie est ainsi régie par des critères de conception hydrauliques. Par exemple, les risques de cavitations et d'aération de l'écoulement doivent être éliminés afin d'éviter l'érosion du béton (Tanchev, 2014). Plusieurs coursiers d'évacuateurs, tels que ceux des barrages de La Grande Rivière (1987), Red Bluff (1963) , et Nimbus (1957), ont un profil parabolique afin de respecter les critères hydrauliques de dimensionnement.

2.2.3 Piles

Les piles, tel qu'illustré par la figure 2.3, sont des structures en béton armé qui servent de support pour les différentes composantes de l'évacuateur de crue et assurent la stabilité de l'ouvrage (Société d'énergie de la Baie James, 1987). Leur dimensionnement est réalisé selon les critères de conception hydrauliques et structurales des barrages publiés par les autorités en vigueur telles que la FERC, l'USBR et Hydro-Québec. Pour leur évaluation sismique, Hydro-Québec (2003) recommande de procéder aux mêmes analyses dynamiques que pour les ouvrages en béton, mais commente les spécificités de ces éléments structuraux. Par exemple, les piles d'évacuateurs doivent supporter les pressions transmises par les vannes et leur déformation ne doit pas nuire à l'opérabilité de l'ouvrage. Leur géométrie peut également être affectée par divers facteurs. En effet, l'épaisseur des piles doit être suffisante pour permettre l'ancrage des treuils de levage des vannes (Société d'énergie de la Baie James, 1987). De plus, la longueur des piles en amont et en aval doit être suffisante pour supporter un pont routier ou une passerelle d'inspection, lorsque ces structures sont prévues dans l'aménagement de l'évacuateur de crue. Finalement, l'extrémité amont des piles est profilée afin de réduire les perturbations qu'elles engendrent sur les conditions d'écoulement du réservoir (Rigo et Herbillon, 2010).



Figure 2.3 Évacuateur de crue du barrage Alameda, Saskatchewan. © Wtshymanski (2006). Reproduit avec permission.

2.2.4 Équipements électromécaniques

Les évacuateurs de crue sont munis de divers éléments mécaniques et électriques permettant l'opération des vannes (LaBoon, 2014). Dans le cas des évacuateurs à vannes levantes, ces équipements incluent notamment la superstructure de levage. Cette dernière est généralement composée d'un système de poulies supporté par un treillis métallique, tel qu'illustré par la figure 2.3, ou des piles en béton armé tel qu'illustré par la figure 2.5. Cette seconde option est celle considérée dans la présente étude afin d'étudier les effets de la vibration du système de levage sur la réponse dynamique des vannes. La FERC (2019a) prépare un guide d'ingénierie intitulé : « Penstocks and Water Conveyance Facilities ». Ce dernier exige que l'opérabilité des évacuateurs de crue soit inspectée annuellement à l'aide d'un test d'ouverture des vannes (FERC, 2019b).

En plus des équipements de levages, un système de chauffage peut être installé dans les vannes lorsqu'elles sont soumises à des basses températures (Sehgal, 1996). Cette mesure permet d'éviter la formation de glace pouvant potentiellement empêcher l'ouverture des vannes. Les concepteurs des vannes de l'aménagement La Grande Rivière ont opté pour cette solution (Société d'énergie de la Baie James, 1987).

2.2.5 Ouvrages annexes

Étant donné qu'il s'agit de structures de grandes dimensions, les évacuateurs de crues comprennent généralement un pont routier assurant le transport entre les deux rives du réservoir ainsi que des ouvrages connexes permettant l'inspection des composantes de l'évacuateur tels que des passerelles et des escaliers.

Les évacuateurs de crue comprennent également des ouvrages supplémentaires afin de respecter les contraintes environnementales des aménagements hydroélectriques. Lorsque l'ouvrage est situé dans un cours d'eau, il peut être muni d'une échelle à poisson assurant un chemin de migration des espèces locales (Rigo et Herbillon, 2010). Dans le cas du projet de maîtrise, ces structures ne sont pas modélisées.



Figure 2.4 Évacuateur du barrage Bonneville, Oregon. © K. Edblom (2014). Reproduit avec permission.



Figure 2.5 Évacuateur de crue du barrage Bartlett, Arizona. © Bureau of Reclamation (2004). Reproduit avec permission

2.2.6 Modes de rupture et défaillance potentiels

Tel que mentionné auparavant, les évacuateurs de crue et leurs vannes sont des structures critiques à la sécurité des aménagements hydroélectriques puisqu'ils permettent de contrôler le niveau d'eau du réservoir (Hydro-Québec, 2003). À la suite d'un événement sismique, il peut être requis d'ouvrir les vannes afin de réduire les pressions hydrauliques exercées sur l'ouvrage potentiellement endommagé. Cette mesure a été employée aux Philippines suite au séisme de Luzon, en 1990, afin de protéger les barrages environnants tel que celui de Ambuklao (USCOLD, 2000). Il est donc essentiel que les vannes restent opérationnelles en conditions post-sismiques.

Étant donné le critère d'opérabilité des vannes, les modes de défaillance potentiels à étudier concernent autant les composantes structurales des évacuateurs de crue que les équipements électromécaniques. Les phénomènes suivants sont des exemples de modes de ruine à considérer lors de l'évaluation sismique des vannes d'évacuateur de crue (Hydro-Québec, 2003 ; Robertson et al., 2016) :

- Déformation excessive de la vanne ;
- Désalignement de la vanne ;
- Mouvement différentiel des supports de la vanne ;
- Rupture ou déformation excessive de la superstructure en béton ;
- Endommagement de la structure de levage ;
- Endommagement des équipements électromécaniques.

L'USCOLD (1992, 2000, 2014) a revu la performance sismique de 39 aménagements hydrauliques durant des événements historiques. Quelques cas recensés témoignent de la susceptibilité potentielle des évacuateurs de crue aux chargements dynamiques. Cependant, dans la majorité des cas, comme le barrage d'Ambuklao aux Philippines (USCOLD, 2000), les dommages observés sont limités à la fissuration et l'écaillage de la superstructure ainsi qu'au déplacement des murs de retenue de l'évacuateur sans perte de fonctionnalité des vannes. Seulement 3 cas de vanne endommagée ou inopérable suite à un séisme ont été recensés par l'USCOLD (1992, 2000, 2014). L'USCOLD (2000) prévient toutefois que le nombre limité de défaillance d'aménagements hydrauliques n'est pas synonyme d'une performance sismique élevée de ces structures, car peu de séismes historiques ont une intensité et une durée assez élevée pour causer leur ruine. En 1990, le séisme de Manjil en Iran, a causé le flambement d'une poutre supportant une des deux vannes radiales de l'évacuateur de crue du barrage Sefid Rud (USCOLD, 2000). La vanne endommagée est restée en fonction, mais son désalignement a permis la fuite partielle du réservoir à un taux de 100 L/s. La même année, le séisme de Luzon aux Philippines a causé le renversement du mécanisme de levage d'une des vannes de l'évacuateur de crue de Binga, la rendant ainsi non fonctionnelle. Finalement, la superstructure de l'évacuateur de Shih-Kang a cédé durant le séisme de Chi-Chi en Taïwan en 1999, l'ouvrage étant construit sur la faille sismique (USCOLD, 2000).



Figure 2.6 Évacuateur de Shih-Kang suite au séisme de Chi Chi (1999), Taïwan. © Wieland et Fan (2004).

2.3 Modélisation de l'interaction fluide-structure

L'interaction fluide-structure réfère à l'interdépendance entre la vibration de la structure et les pressions hydrodynamiques exercées sur celle-ci. L'oscillation de la structure génère des ondes de pressions hydrodynamiques dans le réservoir. Ces pressions s'exercent ensuite sur la structure et causent une déformation supplémentaire. L'interaction fluide-structure est donc souvent décrite comme un couplage entre l'accélération de la structure et la pression hydrodynamique. Ainsi, la résolution des problèmes dynamiques de structure immergées ou en contact avec un réservoir implique l'intégration des théories de la mécanique des fluides dans l'équation dynamique d'équilibre des structures (Chopra, 1967).

La réponse dynamique des structures est affectée de deux manières par l'interaction fluide-structure. Premièrement, les pressions hydrodynamiques exercées sur la structure modifient l'amplitude de ses déplacements et des contraintes. Deuxièmement, le couplage a pour effet de réduire significativement la fréquence fondamentale des ouvrages hydrauliques. Ainsi, les structures dont la fréquence fondamentale sèche (c-à-d. sans réservoir) est beaucoup plus élevée que la fréquence fondamentale du séisme peuvent devenir vulnérables aux séismes (Brusewicz et al., 2017). Fok et Chopra (1986b) ont cependant démontré que la fréquence fondamentale des barrages est peu affectée lorsque le réservoir en amont est de profondeur inférieure à la moitié de la hauteur de l'ouvrage. Brusewicz et al. (2017) ont évalué les effets de la profondeur d'un réservoir sur la fréquence des 10 premiers modes d'une vanne radiale. Ils ont ainsi démontré que la réduction des fréquences est applicable à tous les modes acoustiques de la structure et gagne en importance lorsque la hauteur du réservoir augmente.

2.3.1 Composantes de la pression hydrodynamique

La pression hydrodynamique dans le réservoir se distingue en deux composantes principales, soit les pressions impulsive et convective. Les ondes de pressions impulsives sont générées par l'accélération de l'eau contenu dans le réservoir tandis que les ondes convectives proviennent du ballotement de l'eau en surface libre (Housner, 1957). Ces deux types de pression hydrodynamique peuvent également être séparés en une composante rigide causée par l'accélération au sol et en une composante flexible causée par la vibration de la structure. La formulation analytique de la pression convective montre que cette dernière est inversement dépendante à la longueur du réservoir. Elle peut ainsi être négligée lors de l'analyse d'ouvrages vibrant en contact avec un réservoir de grandes dimensions tels qu'une écluse (Robertson et al., 2016). Ses effets sont donc négligés dans le présent projet de recherche.

2.3.2 Compressibilité du fluide

La compressibilité de l'eau est une propriété du réservoir affectant la répartition des ondes de pressions hydrodynamique dans ce dernier. Les études réalisées par Chopra et ses collaborateurs (1973; 1987) ont démontré que ce facteur a une influence significative sur la réponse dynamique des barrages poids en 2D lorsque la fréquence fondamentale de la structure sans réservoir est au moins deux fois supérieure à la celle du réservoir calculé à l'aide de l'équation 2.1.

$$\omega_r = \frac{\pi C_r}{2H_r} \quad (2.1)$$

Où C_r est la vitesse de propagation des ondes dans le fluide et H_r , la profondeur du réservoir. Selon le cas d'étude, la compressibilité de l'eau peut amplifier ou diminuer les pressions appliquées sur l'ouvrage hydraulique. Cependant, il n'existe aucune méthodologie permettant de préalablement déterminer les effets de la compressibilité de l'eau (Chopra, 2012). La compressibilité de l'eau permet également de considérer le phénomène d'absorption de fond du réservoir décrit dans la section suivante.

2.3.3 Absorption de fond du réservoir

Lors d'un séisme, une portion de l'énergie sismique est dissipée par l'absorption des ondes de pression hydrodynamique par les sédiments déposés au fond du réservoir. Ce phénomène, appelé absorption de fond du réservoir, a été étudié par Fenves et Chopra (1983). Lors de la modélisation du réservoir, la couche de sédiment est représentée par une condition frontière absorbante. La frontière est alors caractérisée par un coefficient de réflexion d'onde verticale α défini par l'équation 2.2.

$$\alpha = \frac{1 - qC_r}{1 + qC_r} \quad (2.2)$$

Où C_r est la vitesse de propagation d'onde dans le réservoir et q est le coefficient d'amortissement du fond du réservoir tel que défini dans l'équation 2.3. Celui-ci est dépendant de la densité du sol (ρ_f), de la densité du fluide (ρ_r) et de la vitesse de propagation des ondes dans la fondation (C_f).

$$q = \frac{\rho_r}{\rho_f C_f} \quad (2.3)$$

Comme il s'agit d'un phénomène dissipant l'énergie externe, le coefficient de réflexion d'onde s'apparente à un taux d'amortissement du réservoir et réduit l'amplitude de la réponse dynamique de la structure sans modifier significativement la fréquence des pics de résonance (Fenves et Chopra, 1983).

2.3.4 Modélisation tridimensionnelle

Plusieurs effets tridimensionnels, tels que la distribution latérale des pressions hydrodynamiques, la géométrie et la rigidité de la structure, peuvent être considérés lors de la modélisation de l'interaction fluide-structure. Cependant, la majorité des méthodes d'analyses traditionnelles (Chopra, 1967; Housner, 1957; Westergaard, 1933) sont développées en 2D et négligent ces effets.

Les essais expérimentaux réalisés sur le barrage des Outardes-3 par Proulx et Paultre (1997) ont démontré l'importance des effets tridimensionnels sur la réponse dynamique des ouvrages hydrauliques. En effet, seuls les modèles d'éléments finis 3D permettaient de modéliser avec justesse les propriétés dynamiques obtenues expérimentalement. Les études menées par Bouaanani et al. (2004a, 2004b) sur les effets des couverts de glace sur la réponse dynamique en 2D des barrages ont également démontré que la modélisation bidimensionnelle des ouvrages hydrauliques ne représente pas adéquatement le comportement réel de ces ouvrages.

Proulx et al. (2001) ont évalué numériquement et expérimentalement les propriétés dynamiques du barrage Emosson selon la profondeur du réservoir en amont. Dans ce cas d'analyse, le système barrage-réservoir a été modélisé en 3D afin de reproduire les résultats d'essais de vibration forcée. Cette méthodologie a ensuite été employée par Proulx et al. (2004) afin de reproduire la réponse sismique de trois barrages instrumentés lors d'un séisme, soit les barrages Emosson, Mauvoisin et Punt-dal-Gall.

2.3.5 Modélisation de plusieurs vannes

Tel que mentionné auparavant, les évacuateurs de crue sont munis de multiples vannes. Lors de leur évaluation sismique, la modélisation de la largeur complète de ces ouvrages peut s'avérer trop dispendieuse en termes de temps d'analyse et de ressources informatiques requises. Il est possible de simplifier les analyses en modélisant une section typique de l'évacuateur.

Gazarian-Pagé (2014) a développé des modèles par éléments finis 3D d'un évacuateur de crue muni de 3 vannes et d'une section typique munie d'une seule vanne afin de d'étudier l'influence du nombre de vannes modélisées sur le comportement sismique de l'ouvrage. Il a ainsi démontré que la modélisation d'une section typique d'évacuateur tend à rigidifier la structure et peut sous-estimer les effets de l'interaction vanne-superstructure. Dans le cas de la structure étudiée, le modèle typique tendait à sous-estimer la réponse des vannes latérales et à surestimer celle des vannes centrales. Les essais expérimentaux réalisés par Wang et al. (2014) sur des modèles réduits de tours de prise d'eau ont également démontré que la largeur des ouvrages hydraulique affecte leurs propriétés dynamiques.

2.4 Méthodes de calcul

2.4.1 Généralités des pressions hydrodynamiques

Tel que mentionné auparavant, les théories de mécanique des fluides sont nécessaires pour résoudre les problèmes d'interaction fluide-structure. Toutes les méthodes de calcul décrites dans cette section sont développées en solvant l'équation d'onde acoustique (Eq. 2.4) (Currie, 2002).

$$\frac{d^2p}{dx^2} + \frac{d^2p}{dy^2} + \frac{d^2p}{dz^2} = \frac{1}{C_r^2} \frac{d^2p}{dt^2} \quad (2.4)$$

Où p est la pression hydrodynamique, x , y ainsi que z sont des coordonnées et t est le temps. Lorsque le réservoir est supposé incompressible, cette équation devient l'équation de Laplace (Eq. 2.5) (Currie, 2002).

$$\frac{d^2p}{dx^2} + \frac{d^2p}{dy^2} + \frac{d^2p}{dz^2} = 0 \quad (2.5)$$

Dans les applications de génie civil, le comportement du fluide peut être étudié en employant le théorème d'Euler (Chopra, 1967). Ce théorème a été développé selon les lois de conservation d'énergie et de continuité de l'écoulement dans un volume de contrôle arbitraire. Les déplacements du fluide et les pressions hydrodynamiques sont alors formulés en fonction de son potentiel de vitesse ϕ à l'aide des relations suivantes (Currie, 2002).

$$\nabla\phi = v_r \quad p(x, y, z, t) = -\rho_r \frac{d\phi}{dt} \quad (2.6)$$

Où v_r représente le vecteur de vitesse des particules du fluide et ρ_r représente la masse volumique de l'eau. Ces relations posent comme hypothèses que le fluide est isotrope, irrotationnel et non-visqueux.

Une seconde approche disponible est de modéliser le réservoir selon le théorème de Lagrange qui définit le mouvement des particules du fluide en fonction dans un système de coordonnées cartésiennes (Currie, 2002). Cependant, cette méthodologie s'avère plus coûteuse et complexe que le théorème Eulérien.

2.4.2 Méthode de Westergaard

La première méthode de calcul des pressions hydrodynamiques appliquées sur les barrages a été développée par Westergaard (1933). Il a initialement développé la solution de l'équation d'onde acoustique (Eq. 2.4) pour un mur parfaitement rigide face à un réservoir de profondeur constante et de longueur infinie en 2D. Les effets de la flexibilité de la structure sont donc négligés. Cependant, la solution exacte de ce problème s'avère complexe puisqu'elle contient une sommation infinie de sinus impairs. Westergaard a simplifié le calcul des pressions hydrodynamiques en développant l'équation 2.7 qui est une approximation de la solution exacte lorsque le fluide est supposé incompressible. La poussée hydrodynamique est alors donnée le long de l'ouvrage par

$$p(z) = \frac{7}{8} \rho_w a_g \sqrt{H_r(H_r - z)} \quad (2.7)$$

Où ρ_w est la masse volumique de l'eau, a_g est l'accélération du sol, H_r est la profondeur d'eau dans le réservoir et z est la hauteur à laquelle la pression est calculée à partir du fond du réservoir. Tel qu'illustré à la figure 2.7, les pressions hydrodynamiques calculées à l'aide de l'équation 2.7 varient verticalement selon un profil parabolique et sont invariables sur la largeur de l'ouvrage.

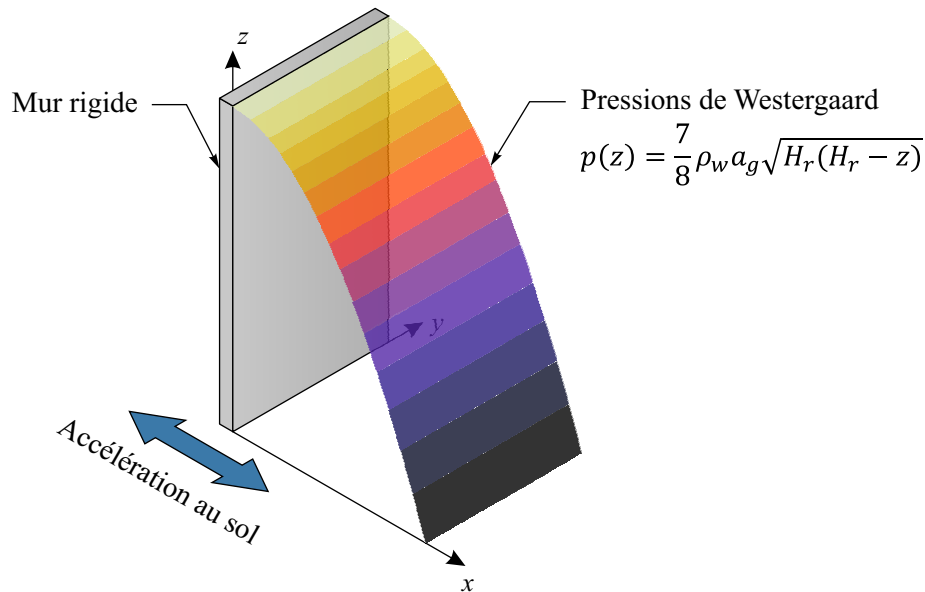


Figure 2.7 Profil des pressions de Westergaard.

De nos jours, la formulation de Westergaard reste la plus utilisée dans la pratique. Lorsque l'évaluation sismique des ouvrages hydrauliques est réalisée à l'aide de la méthode des éléments finis, les pressions de Westergaard peuvent être représentées par des masses ajoutées équivalentes. Ces dernières sont calculées à l'aide de l'équation 2.8 et appliquées aux nœuds de la structure en contact avec le réservoir.

$$m(z_i) = \frac{7}{8} \rho_w A_i \sqrt{H_r(H_r - z_i)} \quad (2.8)$$

Où i désigne le nœud du maillage, z_i est sa position verticale à partir du fond du réservoir et A_i est son aire tribulaire.

Tel que mentionné auparavant, la méthode de Westergaard néglige les effets de la flexibilité de la structure et de la compressibilité de l'eau sur l'amplitude des pressions hydrodynamiques. Il s'agit ainsi d'une solution découplée pour la modélisation dynamique des ouvrages hydrauliques. Or, Chopra (1967) a démontré pour un barrage poids en 2D que l'interaction entre la vibration du barrage et du réservoir peut avoir une influence significative sur les pressions hydrodynamiques. La validité des pressions de Westergaard vis-à-vis la modélisation sismique des vannes a été évaluée par Melo et al. (2010) ainsi que Bouaanani et al. (2019). Ils ont démontré que l'utilisation des masses ajoutées ne permet pas de modéliser le comportement réel de ces structures et peut mener à des résultats non sécuritaires.

2.4.3 Méthodes analytiques

La modélisation analytique des pressions hydrodynamiques consiste à résoudre mathématiquement l'équation d'onde acoustique des réservoirs (Eq. 2.4). La méthodologie développée par Chopra et ses collaborateurs (1973 ; 1967, 1968 ; 1983 ; 1982) figure parmi les premières formulations permettant de calculer en 2D les pressions hydrodynamiques sur un barrage-poids en contact avec un réservoir de profondeur constante et de longueur infinie. Les effets de la compressibilité de l'eau et de l'absorption de fond du réservoir sont inclus dans la solution proposée. Comme la face amont du barrage est supposée droite et plane, cette méthode reste applicable pour la majorité des ouvrages hydrauliques. Le séisme est représenté par une accélération harmonique au sol afin de calculer la réponse du système barrage-réservoir dans le domaine fréquentiel. L'accélération au sol est alors exprimée par l'équation harmonique $\ddot{u}_g(t) = a_g^{(x)} e^{i\omega t}$ tandis que la pression hydrodynamique devient $p(x, y, z, t) = \bar{p}(x, y, z, \omega) e^{i\omega t}$. Dans ces équations, ω représente la fréquence naturelle de l'accélération au sol et $\bar{p}(x, y, z, \omega)$

désigne la pression hydrodynamique en valeurs complexes en fonction de cette fréquence. Comme la réponse dynamique du système est calculée dans le domaine fréquentiel, les déplacements relatifs de la structure peuvent être calculés à l'aide des coordonnées généralisées suivantes :

$$\bar{u}(x, y, z, \omega) = \sum_{j=1}^{N_s} \psi_j^{(x)} \bar{Z}_j(\omega) \quad \bar{\ddot{u}}(x, y, z, \omega) = -\omega^2 \sum_{j=1}^{N_s} \psi_j^{(x)} \bar{Z}_j(\omega) \quad (2.9)$$

$$\bar{v}(x, y, z, \omega) = \sum_{j=1}^{N_s} \psi_j^{(y)} \bar{Z}_j(\omega) \quad \bar{\ddot{v}}(x, y, z, \omega) = -\omega^2 \sum_{j=1}^{N_s} \psi_j^{(y)} \bar{Z}_j(\omega) \quad (2.10)$$

$$\bar{w}(x, y, z, \omega) = \sum_{j=1}^{N_s} \psi_j^{(z)} \bar{Z}_j(\omega) \quad \bar{\ddot{w}}(x, y, z, \omega) = -\omega^2 \sum_{j=1}^{N_s} \psi_j^{(z)} \bar{Z}_j(\omega) \quad (2.11)$$

où \bar{u} , \bar{v} et \bar{w} représentent les déplacements relatifs de la structure et $\bar{\ddot{u}}$, $\bar{\ddot{v}}$ et $\bar{\ddot{w}}$ représentent les accélérations relatifs de la structure dans les directions x, y et z respectivement. Les variables $\psi_j^{(x)}$, $\psi_j^{(y)}$ et $\psi_j^{(z)}$ représentent les composantes de la forme modale du j^{ième} mode de la structure sèche et $\bar{Z}_j(\omega)$ représente la coordonnée généralisée. Les déplacements sont calculés en cumulant la réponse des N_s modes structuraux considérés. La pression hydrodynamique est ensuite calculée selon l'équation 2.12.

$$\bar{p}(x, y, z, \omega) = \bar{p}_0(x, y, z, \omega) - \omega^2 \sum_{j=1}^{N_s} \bar{Z}_j(\omega) \bar{p}_j(x, y, z, \omega) \quad (2.12)$$

Où \bar{p}_0 et \bar{p}_j sont respectivement les composantes rigide et flexible de la pression hydrodynamique dans le domaine fréquentiel, calculées en solvant l'équation de Helmholtz avec les conditions frontières du réservoir correspondantes. Comme il peut être observé dans les équations précédentes, la méthode de Chopra repose sur la sous-structuration du système. Les pressions hydrodynamiques sont ainsi calculées à partir des propriétés modales sèches de la structure et la réponse dynamique est découplée. De plus, pour les géométries complexes comme les évacuateurs de crue, les propriétés modales doivent être calculées par la méthode des éléments finis. La réponse devient alors « semi-analytique ».

La méthodologie de Chopra a été reprise par Bouaanani et al. (2004a) ainsi que Goulmot et Bouaanani (2013) lors de l'étude des effets des couverts de glace sur l'interaction fluide-structure. Elle a également servi à valider la formulation des éléments finis dans le logiciel ADINA par Bouaanani et Lu (2009).

Plusieurs chercheurs tels que Kim et al. (1996) ainsi que Chen et Kianoush (2005) ont également développé leur propre méthode analytique pour le calcul de l'interaction fluide-structure. Les différentes formulations se distinguent principalement par le type de structure considéré et leurs hypothèses de base. Cependant, peu de publications (Anami et al., 2012b; Buldgen et al., 2015; Kolkman, 1988) couvrent la réponse dynamique des vannes.

Buldgen (2015) a développé la solution analytique en 3D pour le calcul de la réponse dynamique d'une porte d'écluse levante en contact avec un fluide de longueur finie. La porte d'écluse peut être supposée fermée ou ouverte dépendamment de sa condition frontière à la base et sa rigidité est évaluée à l'aide de la méthode de Rayleigh-Ritz. Cependant, les effets de la vibration des murs de l'écluse sur la porte ne sont pas considérés. Anami et al. (2012b) ont développé une formulation des pressions hydrodynamique générées par le mouvement rotationnel d'une plaque verticale parfaitement rigide. Cette solution permet d'estimer les pressions hydrodynamiques sur une surface courbée telle que les vannes radiales à l'aide de coefficients empiriques déterminés par des essais expérimentaux.

2.4.4 Méthode des éléments finis

Durant les années 1960, les avancées technologiques ont permis le développement de la méthode des éléments finis. Cette méthode d'analyse permet particulièrement de résoudre des problèmes complexes en discrétisant la structure en un ensemble d'éléments simples. Les programmes EAGD-84 (1984) et EACD-3D (1986) développés par Chopra et ses collaborateurs figurent parmi les premiers logiciels d'éléments finis permettant la modélisation d'un système barrage-réservoir en 2D et en 3D respectivement. De nos jours, plusieurs logiciels commerciaux tels que ADINA (2019), ABAQUS, LS-DYNA et ANSYS permettent de modéliser l'interaction fluide-structure (Buldgen, 2015).

Tel que mentionné dans le chapitre précédent, le présent travail de recherche est réalisé à l'aide du logiciel d'éléments finis ADINA (2019). Ce dernier permet de modéliser deux types d'éléments fluides, soit ceux basés sur les déplacements et ceux basés sur le potentiel de vitesse. Ils réfèrent respectivement aux théorèmes des fluides Lagrangiens et Eulériens. La formulation basée sur le potentiel présente comme avantage principal qu'un seul degré de liberté (DDL) est associé à chaque nœud du domaine fluide tandis que les éléments basés

sur les déplacements comprennent un DDL par direction à chaque nœud. Le nombre total de DDL des éléments fluides est donc réduit de moitié pour les analyses en 2D et au tiers pour les analyses en 3D. L'emploi des éléments basés sur le potentiel implique donc une réduction significative des coûts de calcul.

Lorsque le domaine fluide est modélisé à l'aide d'éléments basés sur le potentiel, chacune de ses faces doit être délimitée par une interface de potentiel. Les différentes interfaces sont formulées pour représenter les conditions frontières communes des fluides. Par exemple, l'interface de potentiel de type « Free surface » permet de modéliser la surface libre d'un réservoir où la pression est nulle. Les interfaces de type « Fluid – Rigid Wall » permettent de modéliser les frontières rigides du réservoir où les pressions sont reflétées. À la troncature du réservoir modélisé, la condition frontière en amont peut être représentée à l'aide d'une interface de type « Fluid – Infinite » (Zienkiewicz, 1969). Lorsque le fluide est en contact avec une structure, la compatibilité des déplacements est définie par une interface de potentiel de type « Fluid – Structure ». Cette dernière requiert que les nœuds des éléments fluides et solides soient superposés. L'interaction fluide-structure est calculée à l'aide de la formulation $\Phi - U$ développée par Everstine (1981) et programmée dans ADINA (2019) par Olson et Bathe (1985). L'équation suivante calcule numériquement la réponse dynamique d'une structure en contact avec un réservoir

$$\begin{bmatrix} M_{ss} & 0 \\ 0 & -M_{rr} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{U} \\ \ddot{\Phi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_{ss} & C_{sr} \\ C_{rs} & C_{rr} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{U} \\ \dot{\Phi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} K_{ss} & 0 \\ 0 & -K_{rr} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U \\ \Phi \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -M_{ss}\mathbf{1}\ddot{u}_g(t) \\ -C_{rs}\mathbf{1}\dot{u}_g(t) \end{bmatrix} \quad (2.13)$$

Où \mathbf{U} et Φ sont respectivement le vecteur de déplacements nodaux de la structure et le vecteur de potentiels de vitesse nodaux du réservoir. Les sous matrices \mathbf{M}_{ss} , \mathbf{C}_{ss} et \mathbf{K}_{ss} sont respectivement la matrice de masse, d'amortissement et de rigidité de la structure tandis que les sous-matrices \mathbf{M}_{rr} , \mathbf{C}_{rr} et \mathbf{K}_{rr} sont celles du réservoir. Le couplage entre la structure et le réservoir est assuré par les sous-matrices d'amortissement \mathbf{C}_{sr} et \mathbf{C}_{rs} . La partie droite de l'équation représente l'accélération sismique où \ddot{u}_g représente l'accélération au sol en fonction du temps et $\mathbf{1}$ est un vecteur colonne de même dimension que \mathbf{U} désignant la direction du séisme. Ce vecteur contient une valeur de 1 pour les DDL correspondant à la direction de l'accélération sismique et de 0 pour les autres DDL.

Bouaanani et Lu (2009) ont évalué la performance des éléments fluides 2D basés sur le potentiel d'ADINA (2019) pour la modélisation d'un barrage en contact avec un réservoir de longueur infinie. La validité des éléments 3D a également été vérifiée par Gazarian-Pagé (2014) dans le cas d'un mur rectangulaire vibrant en contact avec un réservoir de longueur semi-infinie. Ils ont démontré que la longueur de troncature des réservoirs doit être validée à

l'aide d'essais de convergence pour assurer la justesse des analyses dynamiques. Bouaanani et Lu (2009) ont également démontré que l'analyse dynamique par éléments finis est sensible à la densité du maillage. En effet, la largeur des mailles doit être suffisamment petite pour modéliser adéquatement la répartition des ondes acoustiques sous hautes fréquences. L'équation 2.14 permet de calculer la dimension maximale des mailles du fluide en fonction de l'intervalle de fréquence étudiée

$$d_{\text{FE}} = \frac{l_m}{12} = \frac{C_r}{12f_{\text{max}}} \quad (2.14)$$

Où d_{FE} est la largeur des éléments fluides, l_m est la plus petite longueur d'onde acoustique et f_{max} est la plus grande fréquence de la sollicitation. Les analyses de Bouaanani et Lu (2009) ont validé que cette règle permet de bien modéliser le comportement dynamique du réservoir avec des éléments à 4 nœuds. Il est toutefois possible d'augmenter la largeur des éléments fluides en augmentant le nombre de nœuds élémentaires.

2.4.5 Méthodes simplifiées

Bien que les méthodes d'analyse sophistiquées présentées dans les sections précédentes permettent de modéliser avec justesse l'interaction fluide-structure, leur applicabilité dans la pratique demeure limitée. En effet, les procédures analytiques nécessitent des algorithmes complexes tandis que la modélisation du domaine fluide par éléments finis devient rapidement trop coûteuse pour les ordinateurs personnels. Des méthodes simplifiées de calcul de la réponse sismique des ouvrages hydrauliques ont ainsi été développées par quelques chercheurs dont Fenves et Chopra (1985a, 1985b) ainsi que Miquel et Bouaanani (2010, 2011).

Chopra et ses collaborateurs (1985a, 1985b, 1986, 1987) ont développé une procédure simplifiée pour l'évaluation préliminaire de la performance sismique des barrage-poids considérant les effets de l'interaction fluide-structure et de la flexibilité de la fondation. Dans cette dernière, le barrage est représenté par un système équivalent à 1 DDL ayant les mêmes propriétés dynamiques que le mode fondamental de la structure. L'amplitude des pressions hydrodynamiques est ensuite calculée à l'aide d'un spectre de réponse. Les effets des modes acoustiques supérieurs sont considérés par un coefficient de correction statique. Fenves et Chopra (1987) ont publié des abaques et tableaux regroupant les propriétés habituelles des barrages. Leur méthodologie n'est applicable que pour les barrages de grande hauteur comme celui employé pour le développement des formules puisqu'elle est susceptible aux effets d'échelle.

Miquel et Bouaanani (2010) ont développé une méthodologie simplifiée permettant d'évaluer en 2D la réponse sismique d'un barrage-poids en contact avec un réservoir de longueur infinie. La procédure est initialement découplée puisque les propriétés du premier mode acoustique de l'ouvrage sont calculées en condition sèche. Les effets de l'interaction fluide-structure, de la compressibilité de l'eau et des modes supérieurs sont ensuite considérés à l'aide de paramètres qu'ils ont également développés. Finalement, la procédure calcule les forces hydrostatiques sur le barrage résultant de la sollicitation du mode fondamental de la structure et d'un nombre N_r de modes acoustiques du réservoir. Miquel et Bouaanani (2011) ont également développé une méthode généralisée en 2D pour l'évaluation des propriétés acoustiques et de la réponse sismique d'une structure en contact avec un réservoir sur une ou ses deux faces. Ces derniers peuvent être de longueur semi-infinie ou délimités par une structure rigide. Dans cette procédure, un nombre N_s de modes structuraux sont évaluées afin de considérer les effets des modes supérieurs. La déformée de chacun de ces modes est approximée par des équations polynomiales. Ils sont ensuite convertis en systèmes de coordonnées généralisées afin de calculer les pressions hydrodynamiques sur la structure en fonction du contenu fréquentiel du séisme. La performance des méthodes de Miquel et Bouaanani (2010, 2011) a été validée par des modèles analytiques et numériques.

2.5 Effets tridimensionnels des séismes

Bien que les séismes sont des phénomènes tridimensionnels, les méthodes d'analyses traditionnelles telles que Westergaard (1933) ne considèrent que leur action dans la direction longitudinale, c.-à-d. normale à la structure. En effet, la modélisation 3D des accélérations sismiques nécessite l'utilisation de méthodes sophistiquées. Par exemple, Fenves et Chopra (1983) ainsi que Rashed et Iwan (1984) ont développé des méthodes analytiques permettant de calculer la réponse d'un barrage soumis à une accélération au sol dans chacune des directions cartésiennes. D'autres chercheurs, tels que Maeso et ses collaborateurs (2016; 2002), modélisent séparément les ondes sismiques composant la sollicitation avec les éléments frontières. Actuellement, la méthode la plus employée dans la pratique, pour considérer les effets 3D des séismes, consiste à les modéliser par des accélérations unidirectionnelles représentant leurs composantes principales ou cartésiennes (Løkke et Chopra, 2018).

Bien que les méthodes de modélisation présentées à la section précédente permettent de considérer la direction 3D des séismes, la littérature traitant de ses effets sur la réponse des ouvrages hydrauliques reste limitée. Chakrabarti et Chopra (1972) figurent parmi les premiers chercheurs qui ont évalué les effets de la composante verticale des séismes sur la réponse sismique des barrages modélisés en 2D. À cet effet, ils ont calculé le déplacement

à la crête de trois barrages de hauteur différente sollicités par les accélérations horizontale et verticale enregistrées durant le séisme de Imperial Valley (1940). Ils ont ainsi démontré que la composante verticale des séismes peut affecter significativement la réponse dynamique des barrages lorsque l'interaction fluide-structure est considérée. De plus, la contribution de cette sollicitation augmente lorsque la hauteur du barrage diminue. Les analyses modales réalisées par Fenves et Chopra (1983) ont validé les conclusions précédentes. Cependant, ils ont démontré que la contribution des accélérations verticales est sensible au phénomène d'absorption de fond du réservoir. Finalement, Fok et Chopra (1986b) ont évalué les effets de cette absorption et de la flexibilité de la fondation sur la réponse des systèmes barrages-réservoir en 3D. Ils ont observé que, pour chacune des composantes du séismes, l'absorption de fond du réservoir amortie le système et réduit l'amplitude des pressions hydrodynamiques. De plus, la réponse dynamique des barrages est influencée davantage par l'interaction fluide-structure que par l'interaction sol-structure. Cependant, aucune évaluation des effets de la direction de la sollicitation sur la réponse sismique de l'ouvrage n'a été effectuée.

Rashed et Iwan (1984) ont démontré analytiquement que les composantes verticales et transversales des séismes ont une influence significative sur la réponse des barrages de faible longueur. En effet, ils ont illustré, à l'aide de courbes de réponse fréquentielle des forces hydrodynamiques, que chacune des composantes peut causer la résonance du système barrage-réservoir. Cependant, la distribution des pressions à l'interface fluide-structure varie selon la direction de la sollicitation.

Maeso et ses collaborateurs (2016 ; 2002) ont étudié les effets des différents types d'ondes sismiques sur la réponse dynamique d'un barrage à l'aide de modèles d'éléments finis frontières incluant le réservoir et la fondation. Ils ont démontré que, dans tous les cas, leur contenu fréquentiel et leur angle d'incidence a une grande influence sur la réponse dynamique de la structure. En effet, la contribution des modes asymétriques de la structure augmente lorsque l'angle d'incidence augmente. Ces derniers rendent l'ouvrage susceptible aux sollicitations ayant des fréquences élevées.

2.6 Études spécifiques sur les vannes

Bien que le phénomène de l'interaction fluide-structure soit largement documenté, peu de publications (Bouaanani et al., 2019 ; Gazarian-Pagé, 2014 ; Melo et al., 2010) traitent de ses effets sur le comportement sismique des vannes d'évacuateur de crue. En effet, la littérature concernant ce sujet est principalement limitée par la complexité structurale de ces ouvrages

ainsi que l'absence de défaillance majeure documentée suite à un événement sismique. Les sous-sections suivantes résument les études pertinentes publiées durant les dernières décennies selon trois catégories, soit : le développement de méthodes de modélisation, l'évaluation du comportement dynamique des structures et la revue des pratiques courante.

2.6.1 Revues des pratiques courantes

Bien que la littérature concernant le comportement sismique des vannes soit limitée, plusieurs états de l'art ont été réalisées ces dernières années. Premièrement, Versluis (2010) a proposé une revue de littérature exhaustive sur les méthodes de calcul des pressions hydrodynamiques dans le cadre de sa maîtrise traitant de l'analyse sismique des portes d'écluses du Canal de Panama. Celle-ci a montré que les méthodes traditionnelles de Westergaard (1933) et de Housner (1957) constituent des solutions satisfaisantes lors des analyses préliminaires, mais qu'elles peuvent mener à des conceptions non conservatrices ou non optimales. Par la suite, Salamon (2011) a publié une revue des méthodes de modélisation des pressions hydrodynamiques sur les vannes d'évacuateurs de crues. Cette dernière sert de base pour les recherches planifiées par le USBR. Finalement, Robertson et al. (2016) ont publié un guide pour l'évaluation sismique des portes d'écluse. Les recommandations dans ce dernier sont basées sur l'état de la pratique ainsi que les publications disponibles.

2.6.2 Méthodes de modélisation

Tel que mentionné auparavant, la modélisation sismique des vannes d'évacuateur de crue s'avère complexe, car leur réponse peut être affectée par plusieurs facteurs tels leur géométrie, la répartition de leurs raidisseurs et leurs conditions d'appuis. Ces derniers doivent être représentés adéquatement afin de calculer avec justesse le comportement dynamique des vannes. Quelques chercheurs ont ainsi développé des procédures analytiques et numériques permettant d'évaluer la performance sismique de ces ouvrages. Il est à noter que toutes ces méthodologies ne considèrent que l'action longitudinale des séismes sur la réponse structurale.

Kolkman (1988) a développé une procédure pour calculer les masses ajoutées sur une vanne vibrant en contact avec un fluide basée sur la méthode d'itération de Gauss-Seidel. Dans cette dernière, le domaine fluide est supposé Eulérien et est représenté par un grillage carré. Les masses ajoutées sont calculées à chaque nœud du maillage selon les conditions frontières de la vanne et les conditions de continuité entre les mailles. La méthodologie proposée a été validée pour l'analyse d'une plaque verticale submergée en comparant les masses calculées numériquement à leurs valeurs théoriques. Elle est également applicable pour différents types de vannes, telles que les vannes levantes et les vannes clapet.

Commander et al. (1994) ont mesuré expérimentalement la déformation de portes d'écluse de grandes dimensions soumises à leur poids propre et à des pressions hydrostatiques différentielles. Ils ont ensuite développé une procédure pour reproduire les résultats expérimentaux au moyen d'une modélisation tri-dimensionnelle par éléments finis. Cependant, cette procédure peut être limitée par la capacité des ordinateurs employés puisque les analyses tridimensionnelles peuvent rapidement devenir trop exigeantes pour ces derniers. De plus, la condition frontière à la base des portes est une source d'incertitude lorsqu'elles sont supposées fermées. Leurs modèles ont été développés sous l'hypothèse que la base de la porte ne peut pas se déplacer. Or, les essais ont enregistré un frottement entre celles-ci et le radier en béton offrant une résistance supplémentaire aux charges latérales.

Kaltsouni et al. (1999) ont développé une méthodologie pour l'évaluation de la performance sismique des vannes d'évacuateur de crue à l'aide de modèles 3D d'éléments finis. En premier lieu, la flexibilité du système vanne-réservoir est évaluée par une analyse modale de la vanne avec les masses ajoutées de Westergaard. L'amplitude des pressions hydrodynamique est ensuite calculée à l'aide de l'équation 2.15

$$p(z) = \frac{7}{8} \rho_w a_g \sqrt{H_r(H_r - z)} \left[MF - \frac{(MF - 1)(H_r - z)}{H_r} \right] \quad (2.15)$$

Où MF est un facteur d'amplification des pressions de Westergaard dépendant de la période fondamentale du système vanne-réservoir. Finalement, les contraintes au sein de la vanne sont calculées à l'aide d'une analyse statique combinant les charges sismiques, gravitaires et hydrostatiques. L'auteur prévient toutefois que la méthodologie proposée approxime l'amplitude des pressions hydrodynamiques. De plus, sa représentativité vis-à-vis le comportement réel du système vanne-réservoir est limitée par l'emploi des masses ajoutées de Westergaard. Ces dernières imposent comme hypothèses que l'eau est incompressible, la sollicitation sismique est unidirectionnelle et les pressions sont uniformes sur la largeur de l'interface fluide-structure. Or, tel que décrit précédemment, la compressibilité de l'eau et le comportement tri-dimensionnel de l'interaction fluide-structure peuvent affecter significativement la réponse sismique des ouvrages hydrauliques.

Zhou et Cheung (2000) ont développé une formulation analytique pour calculer la réponse dynamique d'une plaque supportée par un mur parfaitement rigide et vibrant en contact avec un réservoir de longueur infinie. Dans celle-ci, les propriétés modales de la plaque sont calculées par la méthode de Rayleigh-Ritz en supposant des déformées équivalentes à celles des poutres. À l'aide de cette méthode, ils ont démontré que la position de la plaque au sein du mur et ses conditions frontières ont une influence significative sur la réponse dynamique.

De plus, lorsque le réservoir est de grande largeur ou profondeur, une analyse de convergence peut permettre de tronquer ce dernier. La validité de ces conclusions se limite toutefois aux cas d'études où la rigidité de la structure d'évacuateur de crue ou de barrage est largement supérieure à celle de la vanne. Effectivement, la méthodologie proposée néglige le couplage entre ces éléments structuraux. L'hypothèse de modélisation de la vanne par une plaque mince élastique est également peu représentative de la réalité puisqu'elle néglige l'apport en rigidité de leurs raidisseurs.

Pani et Bhattacharyya (2007, 2008, 2009) ont développé une méthode par éléments finis basée sur le principe de sous-structuration pour le calcul des pressions hydrodynamiques face à une vanne installée dans un barrage. Dans leurs modèles, la vanne est supposée encadrée à chacune de ses extrémités et est représentée par des éléments de plaques. Le barrage est supposé infiniment rigide comparativement à la vanne et est représenté par un mur rigide. Le réservoir face à la vanne est supposé compressible et est modélisée sur une largeur supérieure à la vanne afin de représenter la dissipation latérale des pressions hydrodynamiques. La méthodologie proposée néglige toutefois les effets du couplage entre la vanne et l'ouvrage hydraulique la supportant. De plus, elle ne permet pas de modéliser le comportement sismique des ouvrages ayant une géométrie irrégulière puisque la structure entière est représentée par une surface plane.

Anami et al. (2012a, 2012b) ont développé une formulation de masses ajoutées pour le calcul des pressions hydrodynamiques sur une structure courbée comme les vannes radiales. Ils ont d'abord développé une méthode analytique pour le calcul des pressions hydrodynamiques générées par le mouvement rotationnel d'un mur vertical parfaitement rigide. Par la suite, des coefficients de correction empiriques permettant de considérer les effets de la courbure de la vanne ont été déterminés à l'aide d'essais expérimentaux. La composante rigide des pressions calculées analytiquement est convertie en masses équivalentes. Les masses ajoutées d'Anami et al. (2012a) ont été employées par Brusewicz et al. (2017) afin d'évaluer les effets de la hauteur du réservoir sur les propriétés modales d'une vanne radiale existante. La validité de la formulation analytique et des masses ajoutées d'Anami est toutefois limitée puisque ces méthodes négligent la flexibilité de la structure, la compressibilité de l'eau et les effets 3D de l'interaction fluide-structure. Buldgen et ses collaborateurs (2014; 2014; 2015) ont développé une méthode analytique permettant de calculer la réponse temporelle d'une porte d'écluse levante en position ouverte et fermée. Celle-ci a été validée en comparant la réponse temporelle de la force hydrodynamique à celle calculée par la méthode des éléments finis avec le logiciel LS-DYNA. La validité de la formulation proposée est cependant limitée par deux hypothèses, soit : (a) les murs d'écluses sont parfaitement rigides et (b) seulement l'eau

contenue à l'intérieur de l'écluse contribue à la réponse dynamique de l'ouvrage. La première hypothèse a pour effet de négliger les effets de la flexibilité de la structure de support des portes sur leur comportement sismique tandis que la seconde néglige les effets de l'interaction fluide-structure à la face externe de l'écluse.

2.6.3 Caractérisation du comportement dynamique

La réponse sismique des vannes peut être affectée par plusieurs hypothèses formulées lors de leur modélisation. Les publications suivantes évaluent la sensibilité des méthodes de calculs faces à ces dernières ainsi que leur représentativité vis-à-vis le comportement réel des ouvrages.

Sasaki et al. (2007) ont évalué les effets de la rigidité relative d'une vanne vis-à-vis celle d'un barrage-poids au sein duquel elle est installée sur les pressions hydrodynamiques faces à celle-ci. Leurs analyses par éléments finis 2D ont démontré que la vibration locale de la vanne génère des pressions hydrodynamiques de faible amplitude comparativement à celles provenant de la vibration du barrage. Ils concluent que les pressions hydrodynamiques peuvent être calculées à l'aide d'un modèle de barrage sans vanne et que ces dernières peuvent être considérées comme forces externes lors de la modélisation de la vanne.

Limoges et Léger (2009) ont évalué la performance sismique d'un évacuateur de crue existant à l'aide d'un modèle 3D par éléments finis incluant la superstructure, les vannes et les tours de levage. Dans leur analyse, les pressions hydrodynamiques étaient représentées à l'aide des masses ajoutées de Westergaard sur la face amont et des masses ajoutées de Epstein sur les faces latérales des piles. Les analyses réalisées ont démontré que la performance sismique des composantes structurales des vannes de l'évacuateur étudié est adéquate. Cependant, les équipements électriques ainsi que les ancrages à la base des tours de levage sont des composantes de l'ouvrage susceptibles aux séismes dont la défaillance peut nuire à l'opérabilité des vannes en conditions post-sismiques. Les auteurs préviennent également que la fissuration de la superstructure en béton est significativement influencée par la méthode employée pour combiner la réponse de l'ouvrage sous chaque composante directionnelle des séismes. L'étendue de l'étude est cependant limitée par deux contraintes. Premièrement, tel qu'expliqué par les auteurs, la fragilité sismique des équipements électromécaniques a été évaluée selon des références provenant du domaine nucléaire puisque les données disponibles concernant les équipements d'évacuateurs de crue ne sont pas suffisantes pour leurs analyses. Deuxièm-

mement, tel que décrit auparavant, les masses de Westergaard ne permettent pas d'évaluer adéquatement les effets de l'interaction fluide-structure des ouvrages flexibles. Les conclusions de l'article peuvent ainsi être erronées si cette formulation s'avère non sécuritaire dans le cas d'étude.

Melo et al. (2010) ont évalué l'influence de la flexibilité des vannes sur la sécurité sismique d'une superstructure d'évacuateur en comparant le cisaillement à la base des piles calculé selon diverses hypothèses de modélisation. Ils ont ainsi démontré que la flexibilité des vannes affecte significativement la réponse sismique de la superstructure. La validité de la méthode de Westergaard a également été vérifiée pour l'analyse sismique d'une vanne supportée latéralement par des murs rigides. Cette évaluation a démontré que les masses ajoutées de Westergaard ne permettent pas de modéliser adéquatement les propriétés dynamiques d'une vanne vibrant en contact avec un réservoir. Effectivement, bien que la méthode traditionnelle calcule des pressions conservatrices, elle surestime également la période des quatre premiers modes vibratoires du système vanne-réservoir modélisé. Cependant, la validation des pressions de Westergaard a été réalisée pour l'analyse sismique d'une vanne distinctivement de l'évacuateur. Les effets de la flexibilité de ce dernier et de sa géométrie ne sont donc pas considérés dans cette étude.

Gazarian-Pagé (2014) a développé un modèle 3D d'évacuateur de crue simplifié par éléments finis afin de caractériser les effets de l'interaction fluide-structure sur la réponse dynamique des vannes. Il a démontré que la réponse dynamique des vannes est principalement influencée par le nombre de vannes modélisées, leur rigidité et les hypothèses de modélisation du réservoir. Ces mêmes modèles ont été employés par Bouaanani et al. (2019) afin d'évaluer les effets de la rigidité de la superstructure et des conditions frontières de la vanne sur sa réponse dynamique. Les analyses réalisées par ces auteurs ont permis de démontrer que la flexibilité des vannes et de la superstructure doit être évaluée adéquatement afin d'assurer la fiabilité des analyses sismiques. Ainsi, la modélisation d'une section typique d'évacuateur risque de ne pas être représentatif du comportement réel de l'ouvrage. Ils ont également démontré à l'aide d'analyses modales et temporelles que la méthode traditionnelle de Westergaard risque de mener à des résultats non sécuritaires lorsque l'ouvrage atteint la résonance. Cependant, les modèles développés dans le cadre de ces études ne permettent pas de calculer avec justesse le comportement réel des évacuateurs puisque leur géométrie est simplifiée. Les modes vibratoires de torsion des piles ainsi que le confinement de l'eau face à la vanne ne peuvent pas être calculés par ces derniers. De plus, la caractérisation des effets de l'interaction fluide-structure sur la réponse sismique de l'évacuateur de crue n'a été réalisée que pour une accélération sismique longitudinale.

Buldgen, Caprace, Rigo et Le Sourne (2017) ont évalué la performance des analyses de portes d'écluse par éléments finis avec masses ajoutées. Ils ont démontré que cette méthodologie ne permet pas de calculer avec justesse le comportement dynamique de la structure contrairement à la modélisation de l'interaction fluide-structure. Elle peut donc mener à des résultats conservateurs ou non sécuritaires dépendemment de la fréquence fondamentale du modèle et du contenu fréquentiel de la sollicitation sismique. Ils ont également étudié les effets de la masse ajoutée sur la définition de l'amortissement proportionnel à la masse du modèle. L'étude est toutefois contrainte aux mêmes limites que mentionnées pour la méthode analytique développée par Buldgen (2015), soit l'absence d'eau à l'extérieur de l'écluse et la négligence des effets de la flexibilité des murs sur la réponse sismique de l'ouvrage.

2.6.4 Synthèse de la recherche sur les vannes

Les articles présentés aux sous-sections précédentes font état de l'art pour la modélisation sismique des vannes d'évacuateurs de crue. En général, les méthodes de calcul analytiques et numériques développées considèrent une vanne flexible retenue par une structure parfaitement rigide et vibrant face à un réservoir de profondeur constante et de longueur infinie (Anami et al., 2012b; Pani et Bhattacharyya, 2008; Zhou et Cheung, 2000). Or, Sasaki et al. (2007) ainsi que Bouaanani et al. (2019) ont démontré que les effets du couplage entre la vanne et l'ouvrage au sein duquel elle est installée peut affecter significativement sa réponse dynamique. De plus, ces méthodes sont souvent limitées par leur complexité. La formulation de Westergaard (1933) reste ainsi une des méthodes les plus employées dans la pratique (Robertson et al., 2016). Quelques études (Bouaanani et al., 2019; Melo et al., 2010) ont évalué les effets de l'interaction fluide-structure sur la réponse dynamique des vannes ainsi que la validité de la méthode de Westergaard (1933). Ces auteurs ont démontré que la méthode traditionnelle calcule des pressions généralement conservatrices, mais peut mener à des résultats non-sécuritaires et ne représente pas le comportement réel du système vanne-réservoir.

La littérature disponible concernant le comportement sismique des vannes contient quelques lacunes. Premièrement, bien que les effets de la rigidité relative des vannes vis-à-vis la superstructure en béton armé a été évaluée (Bouaanani et al., 2019), aucune étude ne traite des effets de la géométrie irrégulière des évacuateurs sur la répartition des pressions hydrodynamiques. Deuxièmement, bien que Rashed et Iwan (1984) ainsi que Chopra et ses collaborateurs (1972; 1986a) ont démontré que l'interaction fluide-structure affecte la réponse

sismique des barrages soumis à des sollicitations tridimensionnelles, aucune étude similaire n'a été relevée dans la littérature sur les vannes. Finalement, aucun cas de rupture de vanne n'a été enregistré à la suite d'un événement historique comme ceux recensés par l'USCOLD (1992, 2000, 2014).

Le présent projet de recherche a pour objectif de répondre aux deux premières lacunes énumérées en caractérisant les effets de l'interaction fluide-structure sur la réponse dynamique de vannes d'un évacuateur de crue soumis à un séisme horizontal bidirectionnel. La sensibilité des éléments finis vis-à-vis diverses hypothèses de modélisation, soit les conditions frontières de la vanne, sa rigidité et la compressibilité de l'eau est également étudiée.

CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE ET MODÉLISATION DES ÉVACUATEURS DE CRUE

3.1 Introduction

Ce chapitre présente la démarche employée afin de générer l'ensemble des modèles par éléments finis présentés dans ce mémoire. En première partie, les hypothèses de base formulées pour la modélisation 3D des systèmes évacuateur-réservoir sont présentées. En deuxième partie, un outil MATLAB (2015) permettant de générer des modèles d'évacuateur de crue sur ADINA (2019) est décrit. En troisième partie, les modèles d'évacuateur de crue développés à l'aide de cet outil afin de répondre aux objectifs de la recherche sont détaillés. Finalement, les événements sismiques sélectionnés pour les analyses temporelles sont présentés.

3.2 Modélisation 3D des systèmes évacuateur-réservoir par éléments finis

Le système évacuateur-réservoir étudié dans le cadre de la recherche est tel qu'illustré à la figure 3.1. Les hypothèses de base formulées afin de modéliser la réponse sismique de la structure et du réservoir sont décrites dans cette section. Plus précisément, les types d'éléments finis employés, les dimensions générales du réservoir, les conditions frontières des modèles, les types d'analyses réalisées ainsi que les chargements sismiques considérés sont détaillés.

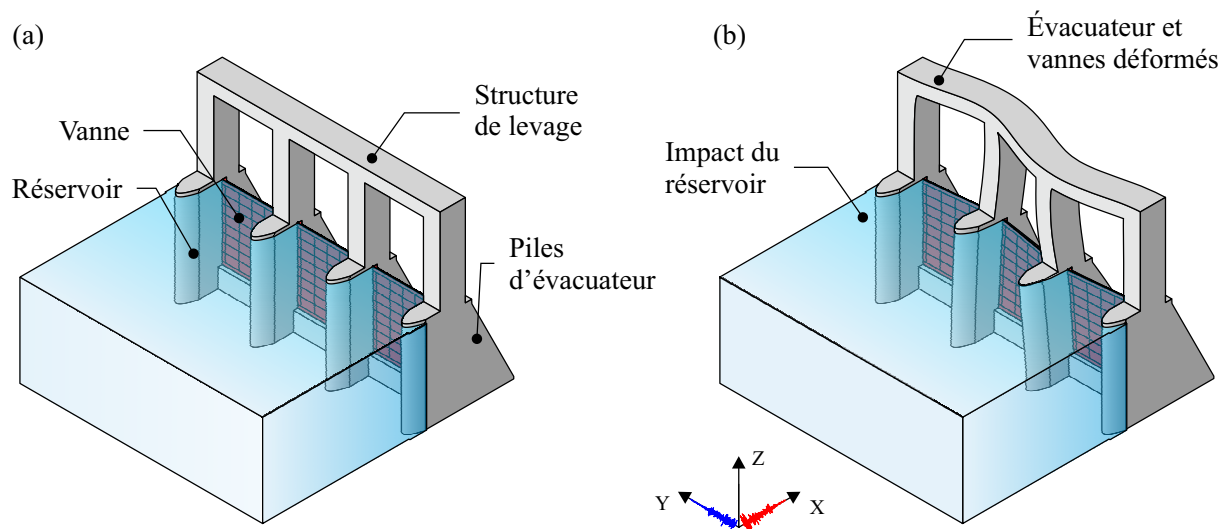


Figure 3.1 Composante du système évacuateur-réservoir étudié : (a) au repos et (b) sollicité par un séisme bidirectionnel.

3.2.1 Modélisation de la structure

Dans le cadre de la recherche, les évacuateurs de crues sont séparés en deux composantes structurales, soit les vannes en acier et la superstructure en béton. Cette dernière comprend les piles, le coursier et la structure de levage formant l'évacuateur. À cet effet, deux types d'éléments sont employés pour modéliser la structure. Les vannes sont représentées par des éléments de types Shell à 4 nœuds tandis que des éléments solides 3D à 8 nœuds sont employés pour modéliser la superstructure d'évacuateur. Dans les deux cas, les modes incompatibles sont inclus dans la formulation des éléments finis afin de bien capter le comportement dynamique de la structure. De plus, le comportement des matériaux est supposé linéaire élastique. La fissuration du béton et la plastification de l'acier sont donc négligés.

La figure 3.2 illustre les deux cas de conditions frontières de vanne prévues dans l'outil de modélisation afin d'assurer leur connexion à l'évacuateur. La première condition est une vanne dont la base est libre de se déplacer dans toutes les directions, suivant l'hypothèse qu'il n'y a aucun ancrage entre la vanne et le coursier. Par mesure simplificatrice, la friction entre le coursier et la vanne ainsi que l'écoulement entre ces deux éléments structuraux sont négligés. La seconde condition détaille une vanne dont la base est supportée par le coursier sous l'hypothèse que son poids est suffisamment important pour que les déplacements à cet endroit soit relativement faible. L'hypothèse de vanne dont la base n'est pas retenue est sélectionnée dans le cadre de la présente étude. Dans tous les cas, les extrémités latérales sont supposées supportées par l'évacuateur et la connexion entre les composantes structurales est

modélisée en partageant leurs nœuds coïncidents. Ainsi, les degrés de liberté de translation des éléments composant la vanne et l'évacuateur sont partagés tandis que la rotation de la vanne est permise. Des moments fléchissants peuvent cependant se développer aux extrémités de la vanne puisqu'elle est retenue sur sa pleine largeur.

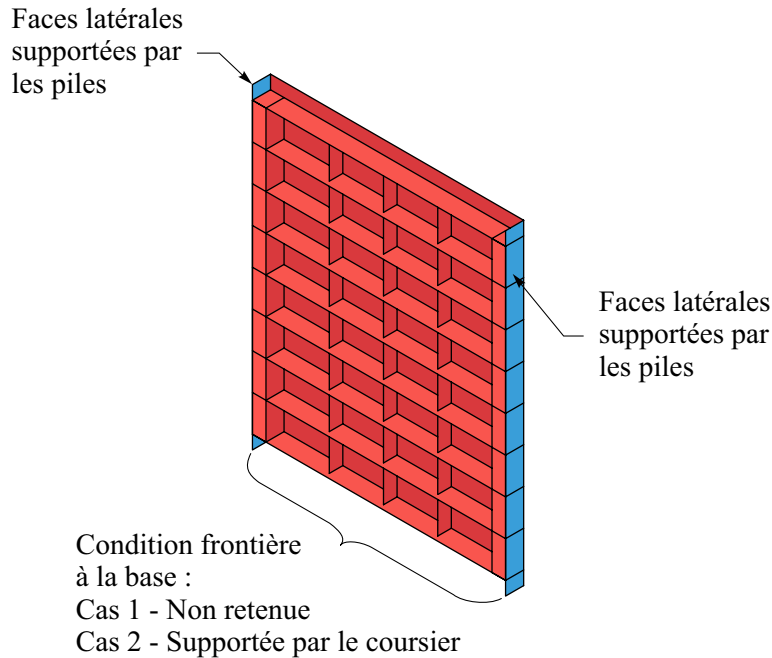


Figure 3.2 Conditions frontières des vannes.

3.2.2 Modélisation du réservoir

Dans le cadre de l'étude, le réservoir en amont des évacuateurs de crue est supposé rectangulaire avec une largeur b_r équivalente à celle de la structure b_s , une longueur L_r et une profondeur constante H_r tel qu'illustré dans la figure 3.3. La longueur L_r doit être suffisamment grande pour assurer la convergence des résultats.

Le réservoir est modélisé à l'aide d'éléments fluides 3D à 8 nœuds basés sur le potentiel de vitesse. L'eau est alors supposée isotrope, non-visqueuse avec des déplacements faibles sans rotation tel que décrit dans la section 2.4 du présent mémoire. À l'interface fluide-structure, les mailles du réservoir ont les mêmes dimensions que celles de la structure afin d'assurer leur coïncidence nodale. Par la suite, tel qu'illustré à la figure 3.4, leur longueur est augmentée graduellement sur la longueur modélisée L_r afin de réduire la taille des modèles et d'améliorer

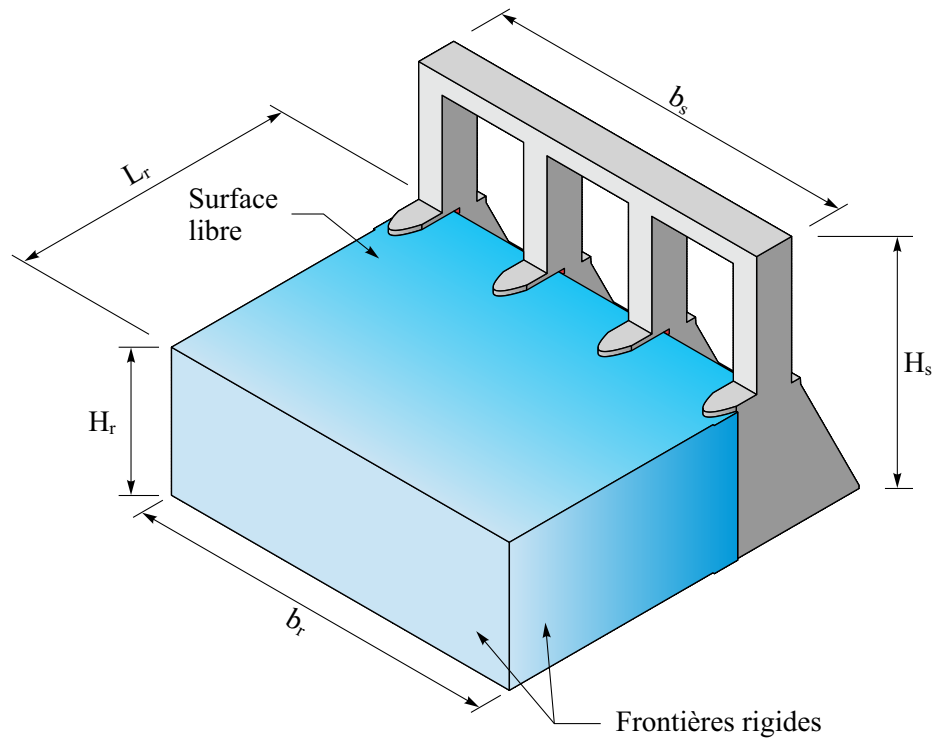


Figure 3.3 Hypothèses de modélisation du réservoir.

leur performance. Lorsque requis, la largeur et la profondeur des éléments peuvent également être augmentées à l'aide d'une couche de transition. Tel que montré à la figure 3.5, les transitions verticale et latérale sont réalisées séparément. Cette procédure permet de générer la transition par la structuration automatique du logiciel ADINA.

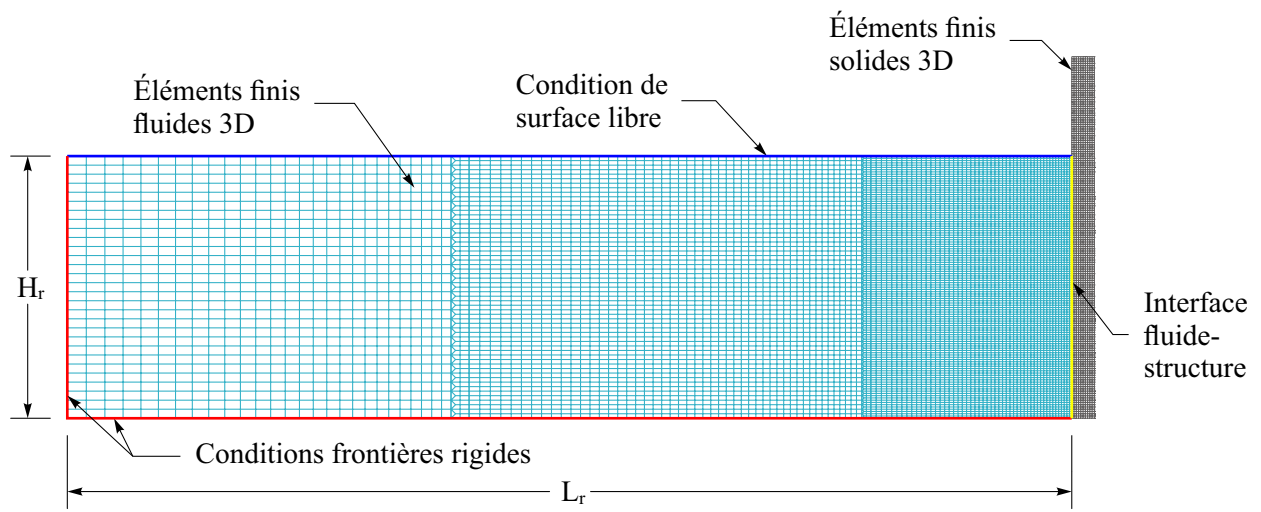


Figure 3.4 Exemple de maillage du réservoir.

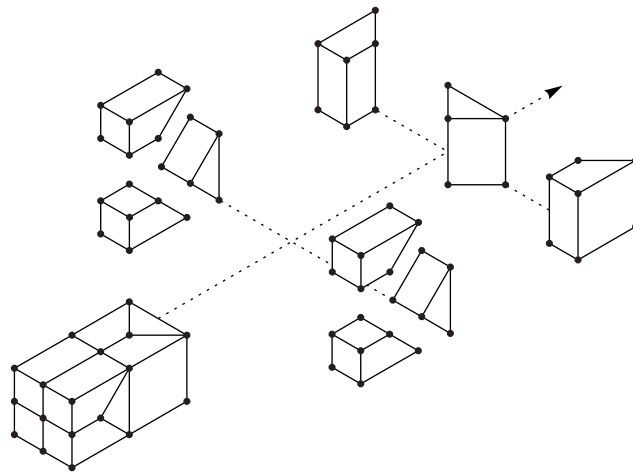


Figure 3.5 Éléments de transition du réservoir.

Comme le réservoir est modélisé à l'aide d'éléments à formulation eulérienne, ses frontières sont délimités par des interfaces imposant une valeur du potentiel de vitesse. La figure 3.4 illustre les trois types d'interface employées dans le cadre de la présente étude, soit : (i) une surface libre, (ii) des interfaces rigides, et (iii) une condition d'interaction fluide-structure. La condition de surface libre appliquée sur la face supérieure du réservoir pose comme hypothèse que la pression du fluide est nulle par le biais de la condition définie à l'équation 3.1.

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} = 0 \quad (3.1)$$

Les faces amont, latérales et inférieure du réservoir sont bornées par une interface de potentiel de vitesse du type mur rigide. Cette dernière définit les frontières du réservoir où les ondes de pressions hydrodynamiques sont entièrement réfléchies (i.e. aucune absorption). Cette condition frontière est équivalente à celle définie par l'équation 3.2

$$\frac{\partial \phi}{\partial n} = 0 \quad (3.2)$$

où n est un vecteur normal à la frontière rigide du réservoir. Tel que mentionné auparavant, la longueur L_r est suffisamment grande pour assurer la convergence des modèles. Ainsi, une condition de mur rigide est également imposée à la frontière amont du réservoir.

Finalement, une interface fluide-structure est imposée sur les faces du réservoir en contact avec la structure. Étant donné que le comportement des éléments fluides et structuraux est calculé à l'aide de degrés de libertés distincts, leurs nœuds concordant à cette interface sont dédoublés et la compatibilité de leurs déplacements est assurée par la formulation $(\Phi - U)$ décrite à la section 2.4.4. Ainsi, le potentiel de vitesse du fluide au contact avec la structure satisfait l'équation 3.3

$$\frac{\partial \phi}{\partial n} = \dot{u}_n \quad (3.3)$$

où n est un vecteur normal à la face de la structure et \dot{u}_n est la vitesse de la structure dans cette direction.

3.2.3 Conditions frontières

Pour tous les systèmes évacuateur-réservoir paramétrés, leur fondation est supposée rigide et les piles externes des évacuateurs sont supportées par les murs d'un canal de dérivation ou une structure adjacente. Deux types de conditions frontières sont cependant prévus pour la structure de levage. Effectivement, elle peut être considérée comme étant ancrée uniquement à sa base ou supportée latéralement par une structure adjacente. La figure 3.6 illustre les frontières de l'évacuateur sur lesquelles un encastrement est défini afin de respecter ces hypothèses. Dans le cadre de la présente étude, la structure de levage n'est pas retenue à ses extrémités.

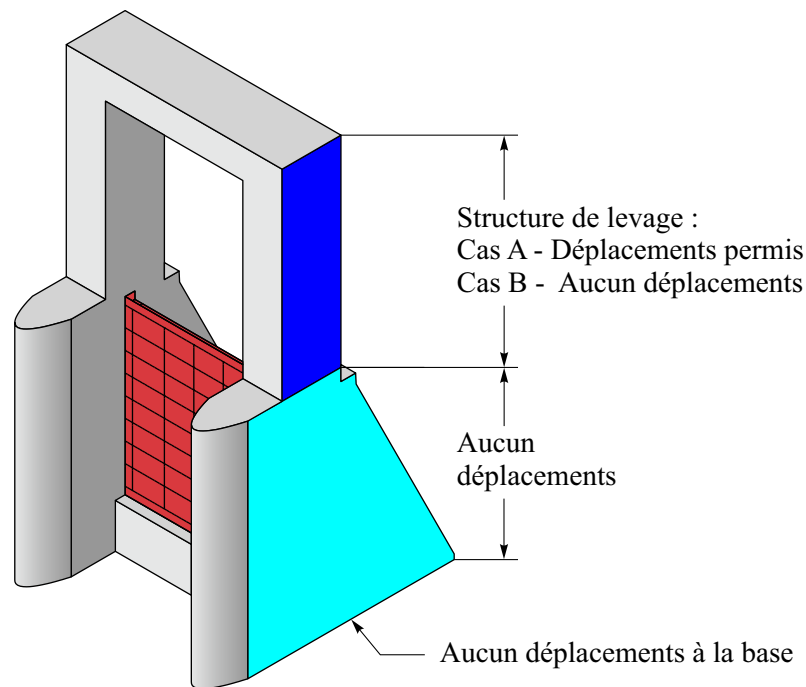


Figure 3.6 Conditions frontières des évacuateurs de crue.

Tel que mentionné auparavant, les effets du ballotement du réservoir à sa surface sont négligés puisque les pressions convectives générées par ce phénomène sont négligeables pour les réservoirs de grandes longueurs tel que celui modélisé face à l'évacuateur. Cette hypothèse de modélisation permet également d'améliorer la performance des modèles lors des analyses modales en éliminant les modes parasites provenant du déplacement des nœuds fluides sans contribution à la réponse structurale. Une condition de potentiel de vitesse fixe est donc appliquée à la surface libre du fluide.

3.2.4 Méthodologie et analyses

Deux types d'analyses sont réalisées dans le présent projet afin de répondre aux objectifs de la recherche énumérés au premier chapitre. Premièrement, des analyses modales sont complétées afin d'évaluer les effets du coulage entre la vanne et l'évacuateur, de l'interaction fluide-structure, de la compressibilité de l'eau, des conditions frontières des modèles et de la géométrie de l'évacuateur sur le comportement dynamique des vannes. Ces effets sont qualifiés et quantifiés en comparant les courbes de réponses fréquentielles, les propriétés modales et les formes modales calculées.

Par la suite, des analyses temporelles par superposition modale sont réalisées afin d'évaluer les effets de la bidirectionnalité horizontale des séismes sur la réponse sismique des vannes. Les modèles employés à cet effet sont préalablement sélectionnés en se basant sur leur réponse fréquentielle. Les chargements sismiques considérés sont décrits dans la section 3.5. Pour tous les systèmes étudiés, un taux d'amortissement de 5% est appliqué uniquement sur la structure. Bien que cette hypothèse soit simplificatrice, elle n'influence pas les résultats et conclusions présentés dans ce mémoire. Il est toutefois notable que l'amortissement réel du système évacuateur-réservoir ne correspond pas au taux appliqué puisqu'il varie entre les différentes composantes structurales. Ce dernier peut être évalué lors d'une étude ultérieure à l'aide d'essais expérimentaux ou d'analyses de vibration libre, tel que réalisé par Proulx et Paultre (1997).

3.3 Développement d'un outil de modélisation

Un outil de modélisation a été développé sous la forme d'un programme MATLAB (2015) afin de normaliser la définition des modèles d'évacuateurs de crue par éléments finis 3D. Ainsi, cet outil génère un fichier de commandes compatible avec le logiciel ADINA (2019) qui définit la géométrie du système évacuateur-réservoir, ses propriétés mécaniques et la densité du maillage. Cette section présente résumé les hypothèses géométriques formulées pour paramétriser la structure, le fonctionnement de l'outil et ses avantages.

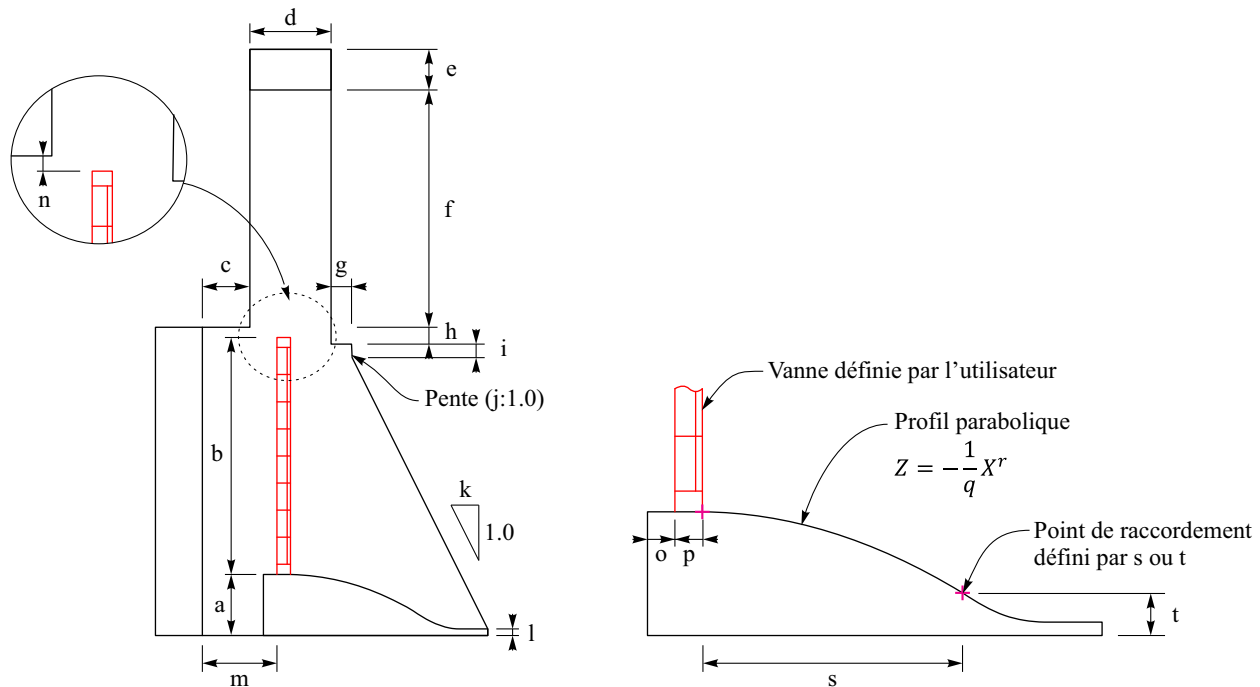
3.3.1 Revue des dimensions d'évacuateurs de crue

Une revue de littérature sur les dimensions d'évacuateur de crue existants a été réalisée avant la paramétrisation des modèles afin d'assurer leur représentativité. À cet effet, les plans d'ouvrage inclus dans les études hydrauliques du United States Bureau of Reclamation (Beichley, 1961; Dodge, 1963; Rhone, 1957), des archives du congrès américains (Historic American Engineering Record, 1968a, 1968b, 1968c), ainsi que dans les documentations déposées au

Bureau d'audience public sur l'environnement (Hydro-Québec Production, 2007) ont été étudiés afin d'observer les pratiques communes en Amérique du Nord. Les livres de Erbisti (2014) et de la Société d'énergie de la Baie James (1987) ainsi que les articles présentés dans la section 2.6 de la revue de littérature ont également été consultés. La géométrie retenue pour le présent projet de recherche ainsi que sa paramétrisation sont présentées dans la sous-section suivante.

3.3.2 Paramétrisation de la géométrie d'évacuateur

La figure 3.7 illustre la géométrie d'évacuateur paramétrée dans l'outil de modélisation ainsi que les dimensions à définir par l'utilisateur. Toute mesure non affichée est calculée par le programme à partir de ces données et la largeur totale du système est calculé selon le nombre de vannes à modéliser. Lorsque le réservoir est modélisé, l'utilisateur doit également définir sa hauteur H_r ainsi que sa longueur L_r .



- a) Hauteur du coursier
- b) Hauteur des vannes
- c) Longueur des sections droites de piles en amont
- d) Largeur des poutres de levage
- e) Profondeur des poutres de levage
- f) Hauteur des tours de levage
- g) Longueur du plateau des piles en aval
- h) Dénivelé entre la pile en amont et en aval
- i) Hauteur de la première pente de pile en aval
- j) Composante horizontale de la 1^{ere} pente de la pile
- k) Composante horizontale de la 2^e pente de la pile
- l) Profondeur de la dalle du coursier
- m) Position de la vanne en fonction du bout des piles en amont
- n) Dénivelé entre le dessus des vannes et des piles en amont
- o) Longueur de coursier en amont de la vanne
- p) Distance entre la face amont de la vanne et le profil parabolique du coursier
- q) Paramètre pour la définition du profil parabolique du coursier
- r) Paramètre pour la définition du profil parabolique du coursier
- s) Distance horizontale entre le début et la fin du profil parabolique
- t) Position verticale de la fin du profil parabolique
- u) Largeur des piles
- v) Largeur des vannes

Figure 3.7 Dimensions paramétrées dans l'outil de modélisation.

Plusieurs hypothèses géométriques ont été formulées afin de simplifier la génération des modèles et d'assurer la qualité de leur maillage. Premièrement, les piles sont supposées de largeur constante sur leur longueur. Deuxièmement, le bout amont des piles est défini par une équation parabolique. La longueur de leur pointe est ainsi proportionnelle à leur largeur. Troisièmement, la face amont du coursier ainsi que sa face supportant la vanne d'évacuateur sont supposées planes. Bien que le profil amont des évacuateurs existant ne respectent pas cette géométrie, l'hypothèse de surfaces planes a été sélectionnée dans le but de standardiser les dimensions du coursier et d'assurer l'uniformité du maillage autour de la vanne. Quatrièmement, en se basant sur les plans d'ouvrages référencés dans la sous-section précédente, le profil aval des coursiers est calculé à l'aide d'une équation parabolique. Finalement, comme la structure repose sur fondation rigide horizontale, le profil du coursier est raccordé à une dalle horizontale représentant le canal d'acheminement de l'eau évacuée.

3.3.3 Utilisation de l'outil

Lors de sa programmation, l'outil de modélisation a été segmenté en 11 modules et deux fonctions MATLAB dont la chronologie d'exécution est résumée dans la figure 3.8. Cependant, comme il s'agit d'un outil de travail privé, aucune interface d'utilisation n'a été développée. Les dimensions du modèles, ses propriétés mécaniques, la taille souhaitée des mailles et le type d'analyse à réaliser doivent ainsi être définie manuellement par l'utilisateur dans le module principal. Ce dernier permet également de sélectionner le cas de conditions frontières de l'évacuateur et des vannes et si le réservoir est modélisé. Lorsque la structure de levage de l'évacuateur à modéliser est constitué d'un treillis métallique, l'utilisateur possède l'option de ne pas modéliser la section paramétrée, mais doit générer le treillis manuellement dans ADINA.

Tel qu'illustré à la figure 3.8, la lecture du module principal amorce la génération du modèle par élément finis en créant le fichier de commande à rédiger. Les modules MATLAB sont ensuite lus consécutivement selon leur fonction et la composante du modèle à définir. En effet, le programme débute par la définition des nœuds géométriques de l'évacuateur, de la vanne et du réservoir respectivement. Par la suite, les surfaces et volumes de chacune de ces composantes sont générées selon la même séquence. Leur ordre est cependant varié lors de la génération du maillage. Effectivement, les vannes sont maillées avant la structure en béton afin de maintenir la numérotation de leurs nœuds entre tous les modèles générés lors de l'étude. Le module final rédige les conditions frontières du modèle ainsi que la définition de l'analyse.

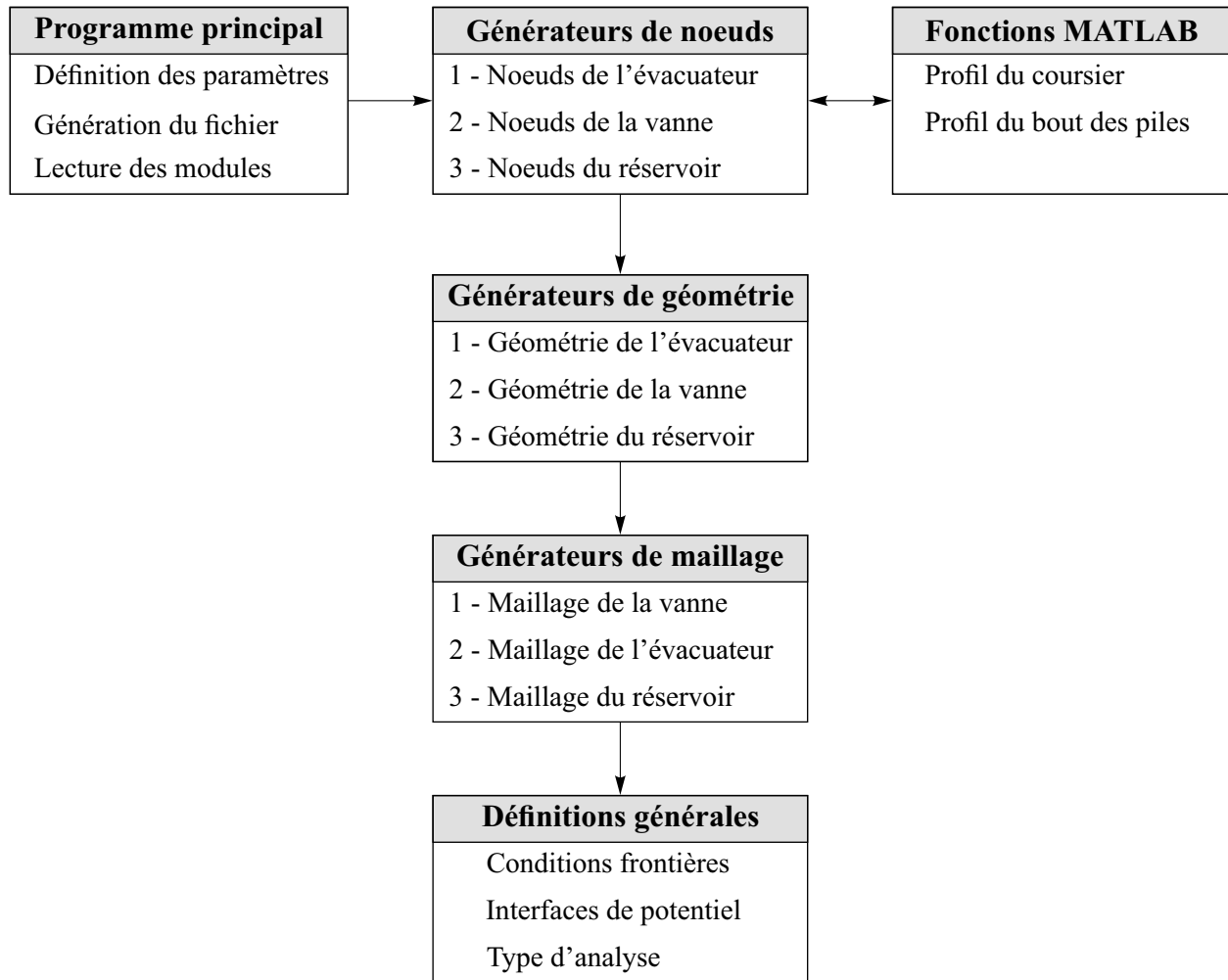


Figure 3.8 Modules de l'outil de modélisation.

3.3.4 Avantages de l'outil

L'utilisation de l'outil de modélisation présente comme avantage principal qu'il permet de générer des géométries complexes d'évacuateur de crue en 3D rapidement tout en assurant la qualité de leur maillage. De plus, ces modèles permettent de considérer simultanément les effets de la majorité des facteurs pouvant influencer la réponse des systèmes évacuateur-réservoir tandis qu'ils sont généralement négligés dans les publications présentées dans la section 2.6 de la revue de littérature. Le tableau 3.1 résume les facteurs qui ont été considérés dans chacune de ces études comparativement à l'outil développé. Il est notable qu'aucune publication n'a traité de la bidirectionnalité des séismes et qu'un seul article modélise la géométrie complète des évacuateurs de crue. La recherche actuelle présente ainsi une méthodologie originale pour l'analyse sismique des vannes.

Tableau 3.1 Hypothèses de modélisation considérées dans la littérature.

Étude	Approche (Analytique/ Numérique)	Effets 3D	Couplage vanne- structure	Irrégularité géométrique de l'évacuateur	Compressibilité de l'eau	Conditions frontières de la vanne	Bidirectionnalité des séismes
Commander et al. (1994)	Numérique	X				X	
Kaltsouni et al. (1999)	Numérique		X				
Zhou et Cheung (2000)	Analytique	X				X	
Sasaki et al. (2007)	Numérique		X		X		
Pani et Bhattacharyya (2007, 2008, 2009)	Numérique	X			X		
Limoges et Léger (2009)	Numérique	X	X	X			
Melo et al. (2010)	Numérique	X			X		
Gazarian-Pagé (2014)	Numérique	X	X		X	X	
Buldgen (2015)	Numérique/ Analytique	X			Numérique seulement	X	
Modèles développés	Numérique	X	X	X	X	X	X

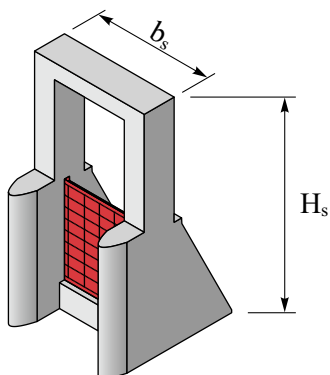
3.4 Modèles générés pour l'étude

Cette section présente les modèles générés à l'aide de l'outil de modélisation afin de répondre aux objectifs de la recherche.

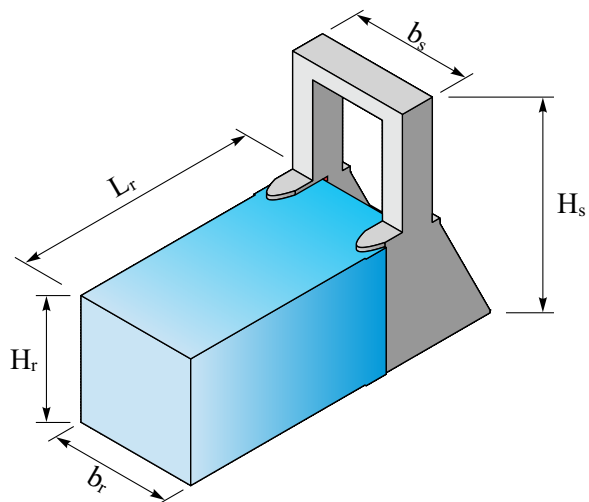
3.4.1 Propriétés géométries

Tel qu'illustré à la figure 3.9, quatre configurations d'évacuateur ont été modélisées, soit les évacuateurs simples ainsi que les évacuateurs triples avec et sans réservoir. Afin de simplifier la lecture du présent mémoire, l'appellation « évacuateur simple » est employée pour désigner les évacuateurs munis d'une seule vanne tandis que les ceux constitués de 3 vannes sont nommés « évacuateurs triples ». Pour chacune de ces configurations, cinq géométries d'évacuateurs sont également développées tel qu'illustré à la figure 3.10. Premièrement, la profondeur de la poutre de levage est variée afin d'évaluer les effets de la structure de levage sur la réponse sismique des vannes. Par la suite, la longueur des piles en amont des vannes est modifiée afin d'évaluer les effets du confinement d'eau entre elles et de leur mouvement latéral.

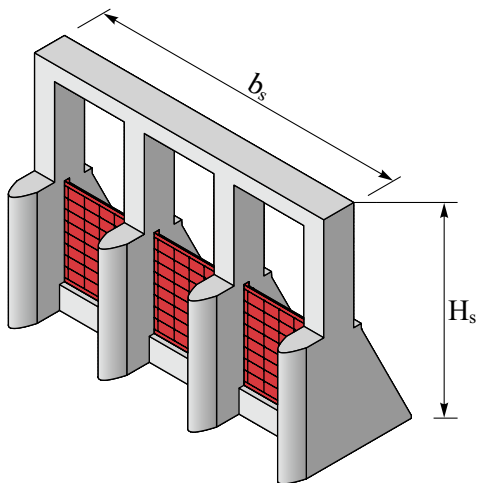
(a) Évacuateur simple



(b) Évacuateur simple - réservoir



(c) Évacuateur triple



(d) Évacuateur triple - réservoir

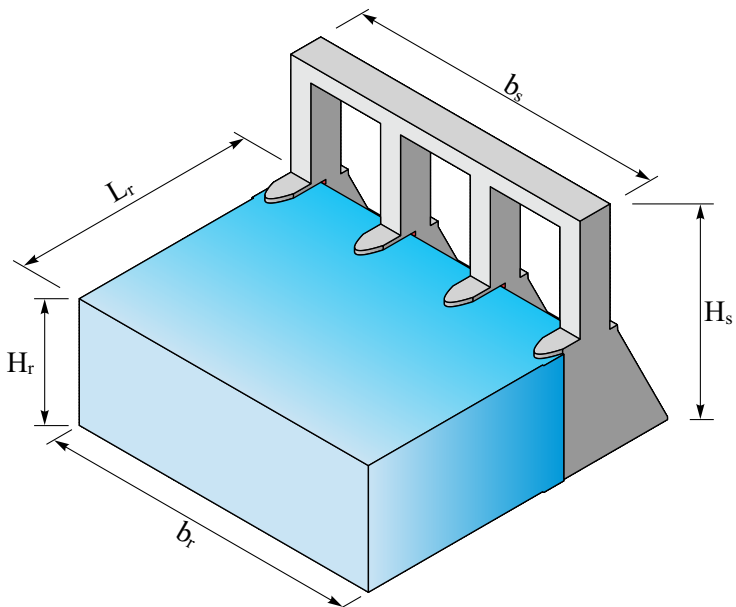


Figure 3.9 Ouvrages étudiés : (a) et (b) évacuateurs simples avec et sans réservoir ; (c) et (d) évacuateurs triples avec et sans réservoir.

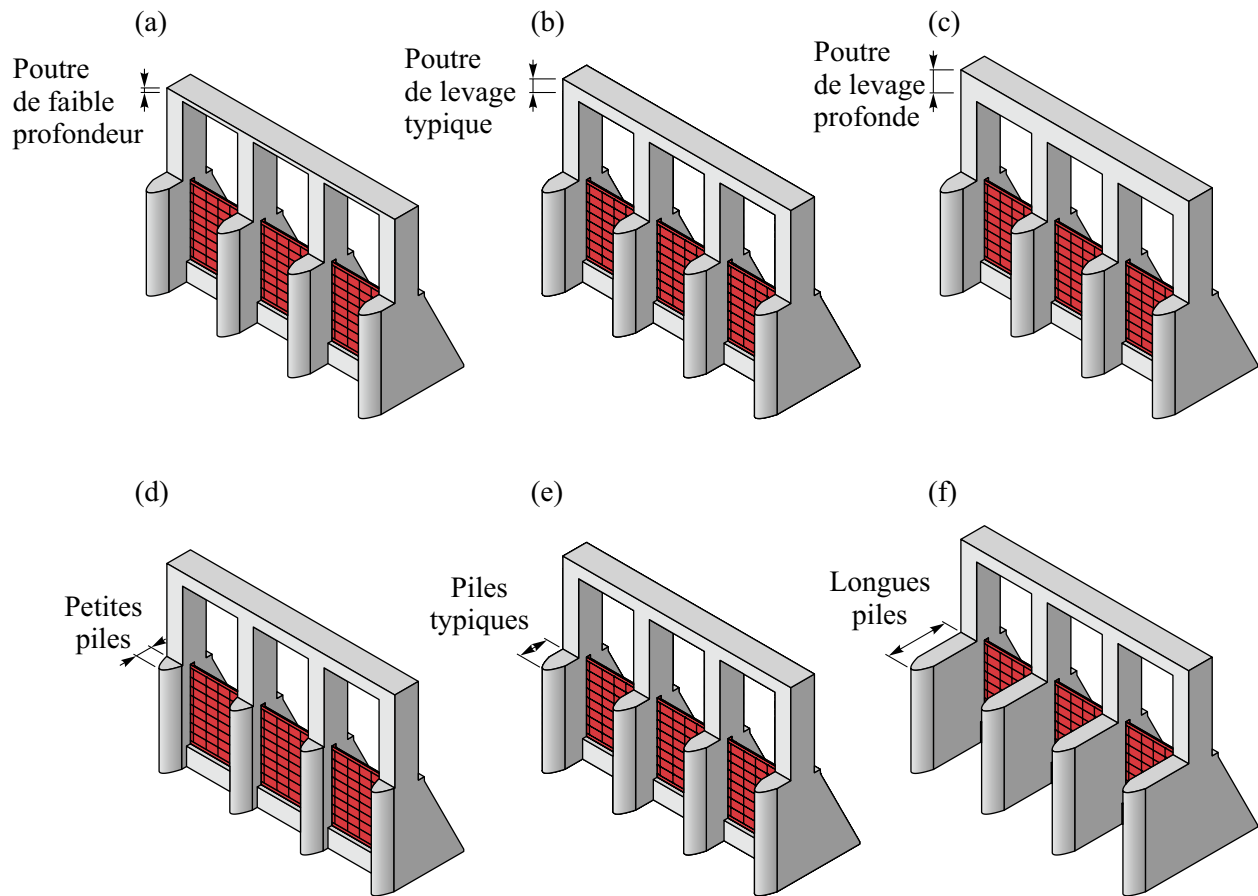


Figure 3.10 Géométries d'évacuateur de crue étudiés : (a), (b) et (c) évacuateurs avec poutre de levage de hauteur variable ; (d), (e) et (f) évacuateurs avec piles de longueur variable.

Dans chaque cas d'étude, les dimensions générales des évacuateurs telles que la largeur des piles b_p , la hauteur du coursier h_c et la hauteur des piles h_p reste fixe. Les valeurs sélectionnées pour former l'évacuateur sont décrites à la figure 3.11. La largeur totale de l'ouvrage (b_s) est de 19.8 m et 52.2 m pour les évacuateurs simple et triple respectivement. Dans le cas de l'évacuateur typique, la structure de levage représente 21 % de la masse de la superstructure.

La géométrie des vannes d'évacuateur reste également constante peu importe la configuration et la géométrie des évacuateurs étudiés. De plus, leurs dimensions générales, soit leur largeur et hauteur sont sélectionnées afin de modéliser des vannes levantes de grandes dimensions selon les ouvrages recensés par Erbisti (2014). En effet, elles sont composées d'une plaque en acier ayant une largeur $l_g = 12.6$ m et une hauteur $h_g = 15.75$ m munie de raidisseurs horizontaux et verticaux ayant une profondeur de 900 et 675 mm respectivement. L'épaisseur

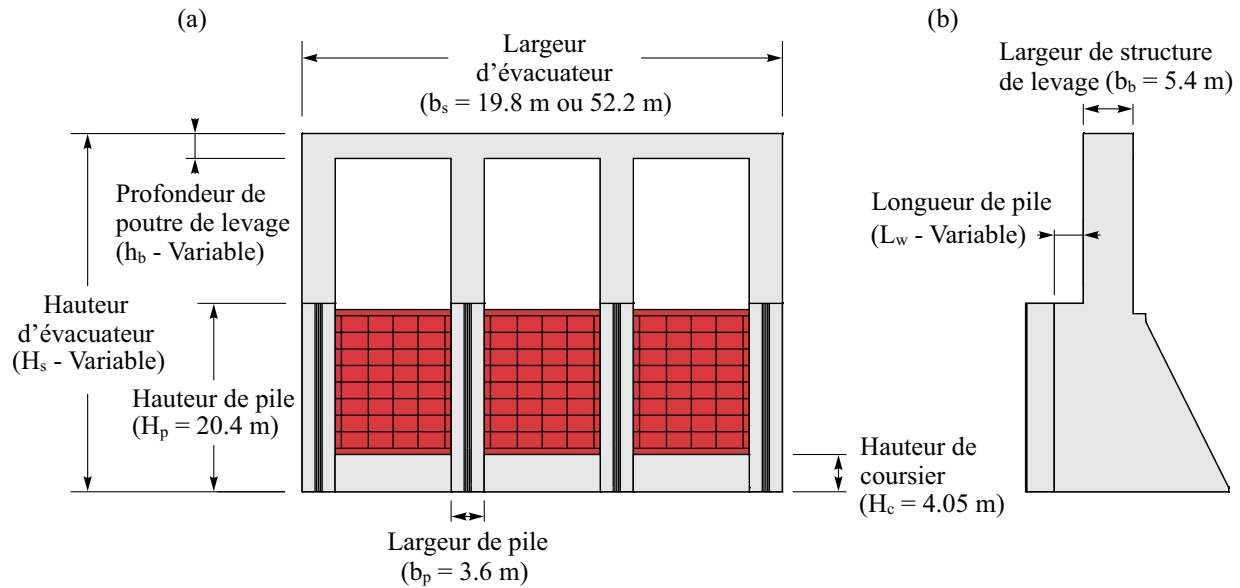


Figure 3.11 Dimensions générales des évacuateurs de crue.

de chacune de ces composantes est de 10 mm. La figure 3.12 détaille les dimensions d'une vanne typique ainsi que la distribution de ses raidisseurs. Dans le cas de l'évacuateur typique, la masse d'une vanne équivaut à 0.35 et 0.16 % celle de la superstructure d'évacuateur simple et triple respectivement.

Lorsque le réservoir est modélisé, ce dernier est défini par une hauteur constante $H_r = 19.8 \text{ m}$ correspondant au niveau supérieur des vannes, une largeur b_r équivalente à la largeur de la structure $b_s = 19.8$ et 52.2 m pour les évacuateurs simple et triple respectivement ainsi qu'une longueur $L_r = 40 \text{ m}$ déterminée par une analyse de convergence de la réponse modale des pressions hydrodynamiques.

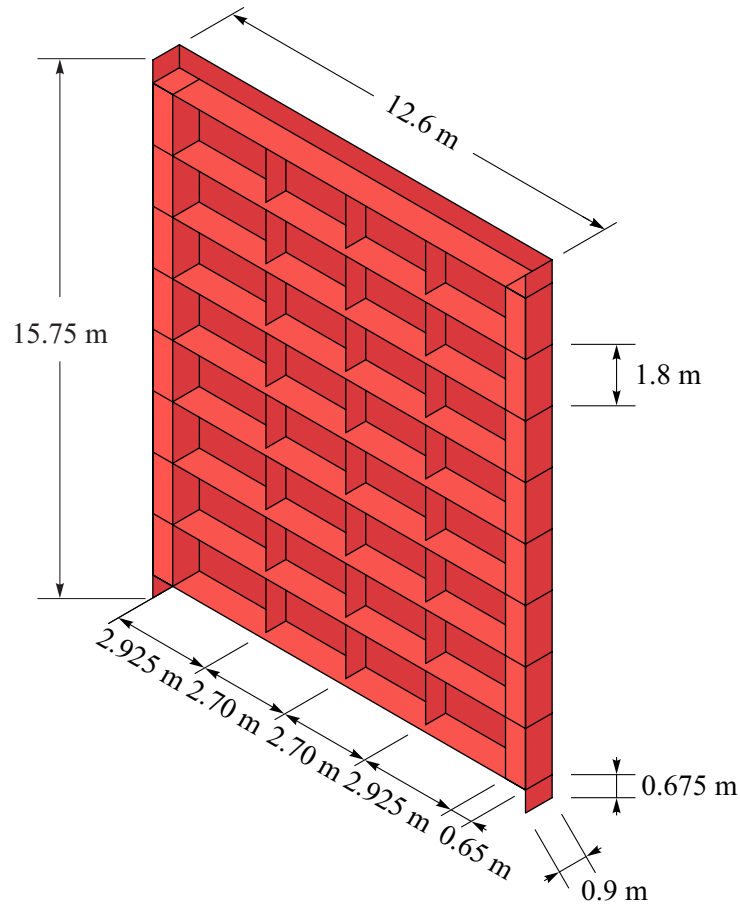


Figure 3.12 Dimensions des vannes étudiées.

3.4.2 Propriétés mécaniques et densité du maillage

La vanne est modélisée à l'aide d'éléments carrés de type Shell ayant une largeur de 225 mm ayant un module d'élasticité E_s de 200 GPa, une densité ρ_s de 7850 kg/m^3 et un coefficient de Poisson ν_s de 0,33. La structure en béton est représentée par des éléments solides de 225 mm de largeur ayant un module de Young E_c de 25 GPa, une densité ρ_c de 2400 kg/m^3 et un coefficient de Poisson ν_c de 0,2. Le réservoir est modélisé à l'aide d'éléments fluides ayant une densité ρ_r de 1000 kg/m^3 et un module d'élasticité $K_r = 2.076 \text{ GPa}$, ce qui correspond à une vitesse de propagation des ondes $C_r = 1440 \text{ m/s}$. La figure 3.13 détaille la composition du maillage du réservoir qui est segmenté en deux zones distinctes par une couche de transition. Tel qu'illustré, la première zone est constituée d'éléments ayant une largeur et une profondeur de 225 mm et une longueur variant de 225 à 450 mm à $L_r = 20 \text{ m}$. Dans la seconde zone, le réservoir est composé d'éléments de 450 mm de largeur et de profondeur dont la longueur passe de 450 à 900 mm.

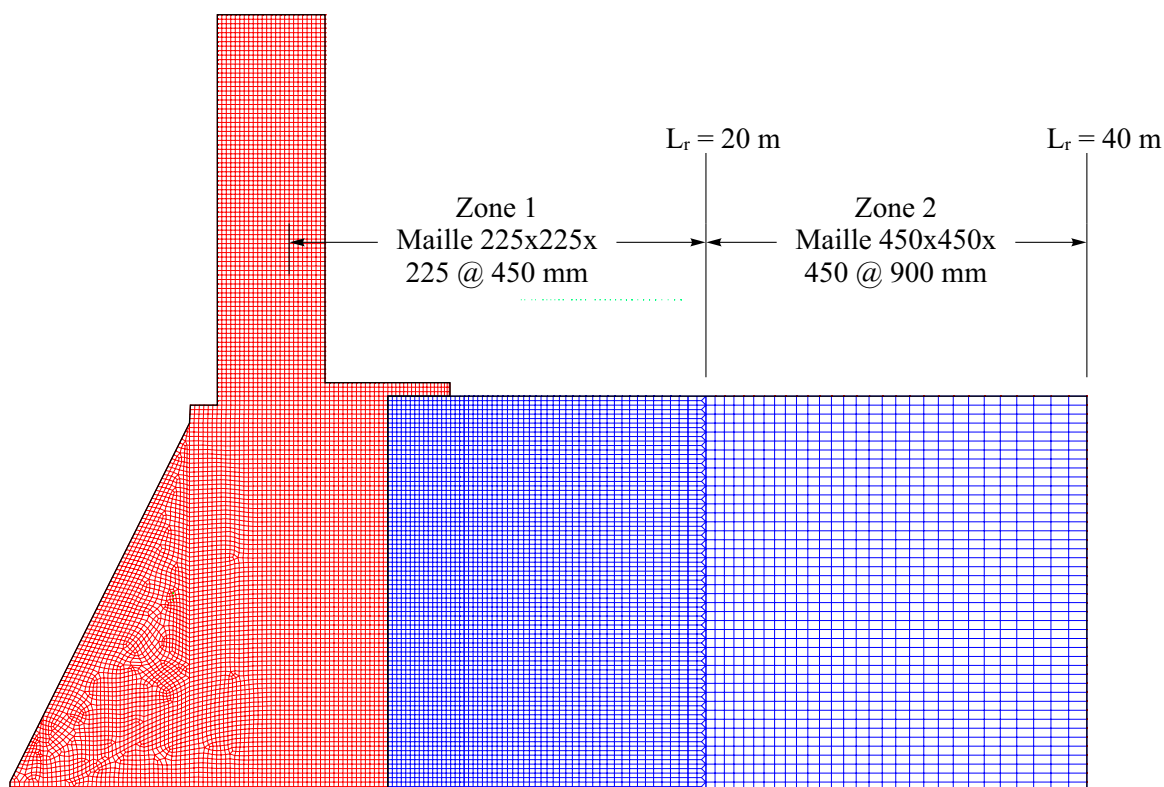


Figure 3.13 Maillage du réservoir.

3.5 Sollicitations sismiques

Deux événements sismiques historiques sont considérés afin d'évaluer les effets de la bidirectionnalité horizontale des séismes sur la réponse des systèmes évacuateur de crue – réservoir. Les accélérogrammes sélectionnés sont :

- i. Le séisme d'Imperial Valley (1940) enregistré à la station d'El Centro ;
- ii. Le séisme de Parkfield (1966) enregistré à la station Cholame no. 5 ;

La figure 3.14 illustre ces accélérogrammes tel qu'extraits à partir de la base de données NGA West 2 de PEER. Leurs spectres d'accélération sont également présentés à la figure 3.15. Pour chaque séisme, la composante principale ayant le plus grand PGA est appliquée dans la direction longitudinale (c.-à-d. dans la direction « amont – aval ») tandis que la seconde est appliquée dans la direction transversale (c.-à-d. « rive gauche – rive droite »).

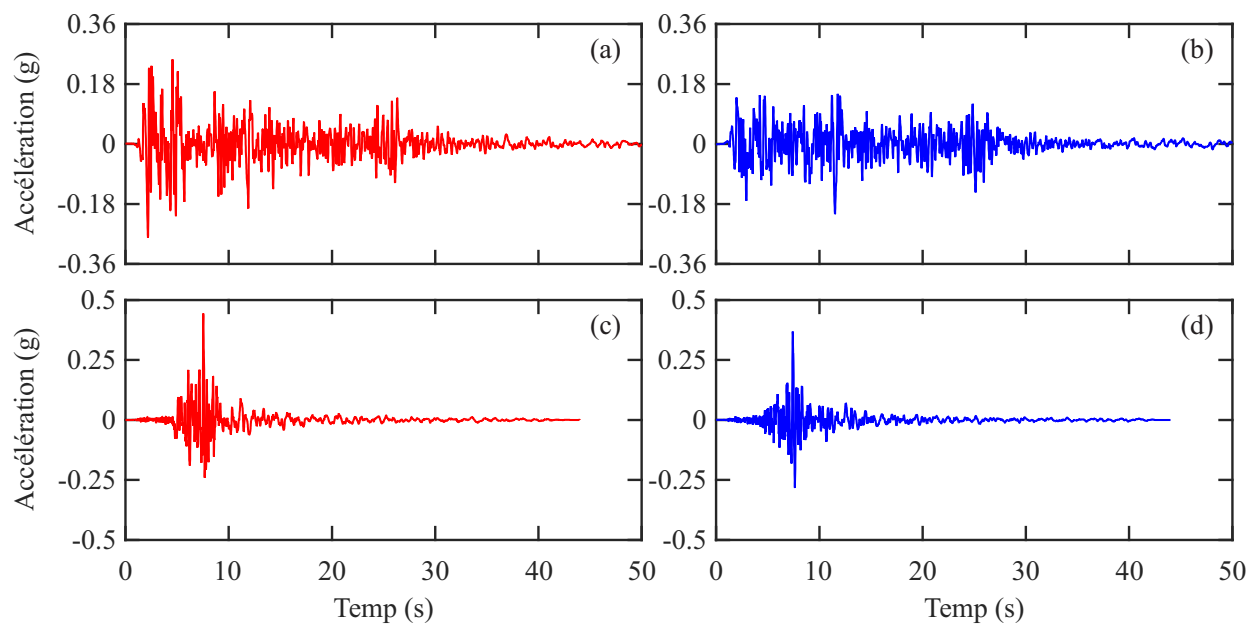


Figure 3.14 Accélérogramme des séismes sélectionnés pour l'étude : (a) et (b) séisme de l'Imperial Valley (1940); (c) et (d) séisme de Parkfield (1966); (a) et (c) : composante longitudinale des séismes; (b) et (d) : Composante transversale des séismes.

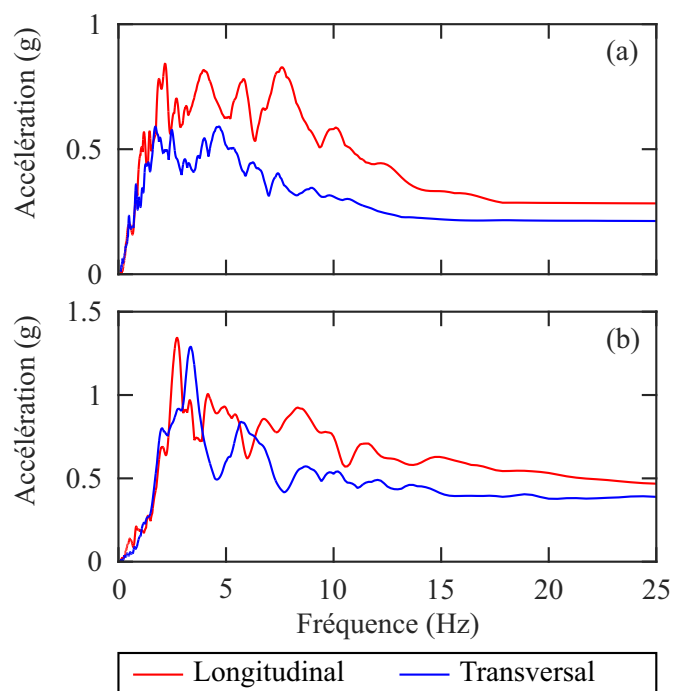


Figure 3.15 Spectre d'accélération des séismes sélectionnés pour l'étude : (a) séisme de l'Imperial Valley (1940); (b) séisme de Parkfield (1966).

CHAPITRE 4 RÉSULTATS ET DISCUSSION

4.1 Introduction

Ce chapitre présente les résultats obtenus des analyses par éléments finis réalisées sur les modèles développés au chapitre précédent. En première partie, les résultats d'analyses modales sont présentés sous forme de courbes de réponse en fréquentielle des réactions de vannes et de pressions hydrodynamiques face à ces dernières. En deuxième partie, les historiques de pression hydrodynamique et de réaction résultant d'analyses temporelles sont présentés afin d'évaluer les effets des composantes horizontales des séismes sur la réponse sismique des vannes d'évacuateur de crue étudiées.

4.2 Résultats des analyses modales

Les analyses modales ont premièrement été réalisées afin de caractériser les effets du couplage entre les vannes et l'évacuateur, des conditions frontières de ces composantes structurales, des dimensions de l'évacuateur, de l'interaction fluide-structure et de la compressibilité de l'eau sur le comportement dynamique des vannes décrites au chapitre précédent. À cet effet, des courbes de réponse en fréquence de pressions hydrodynamiques faces à ces dernières et de leurs réactions ont été tracées. La figure 4.1 illustre la position de chaque point d'intérêt étudié ainsi que leur désignation. Chacune des courbes présentées dans ce mémoire a été calculée en supposant que la structure est sollicitée par une accélération harmonique au sol de 1 m/s^2 agissant dans une seule direction et en imposant un taux d'amortissement de 5%. Lorsque le réservoir est modélisé, l'intervalle de fréquence étudié est limité à 10 Hz puisqu'il correspond à la majorité du contenu fréquentiel des événements sismiques. Cette limite est augmentée à 25 Hz dans le cas des analyses d'évacuateur sans réservoir afin d'illustrer la réponse de leur mode vibratoire fondamental.

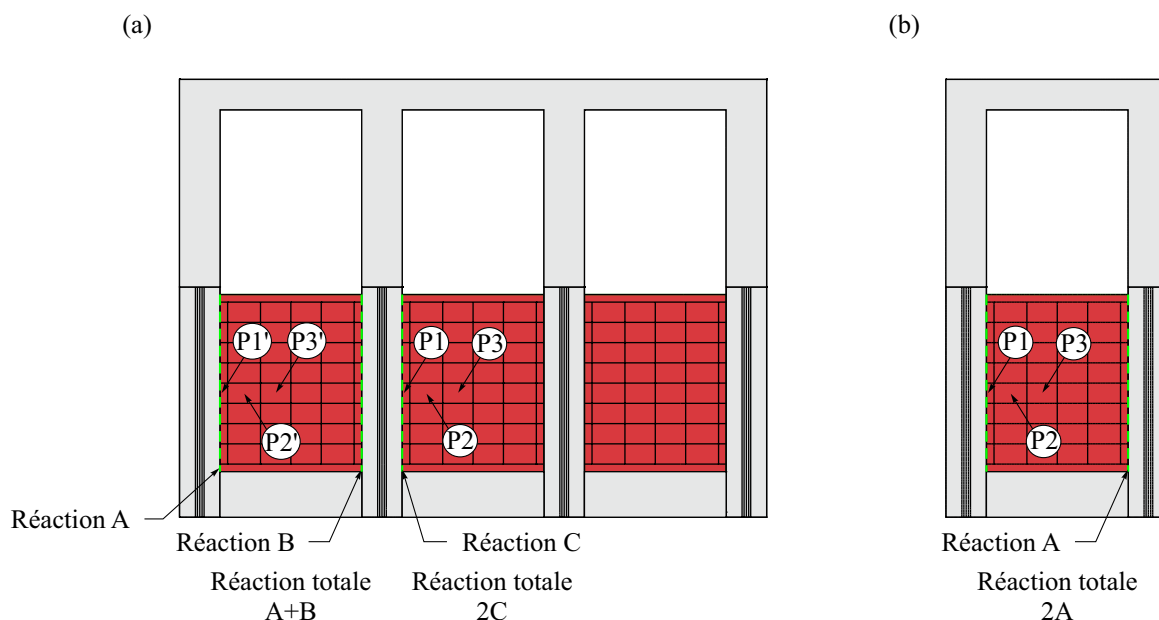


Figure 4.1 Nomenclature et position des points d'intérêt : (a) évacuateur triple et (b) évacuateur simple

4.2.1 Comportement dynamique de la structure sèche

Les propriétés modales des évacuateurs de crue en condition sèche, i.e. sans réservoir, sont d'abord calculées afin d'évaluer les effets des hypothèses de modélisation structurale et de les distinguer des effets de l'interaction fluide-structure.

Propriétés modales de la superstructure d'évacuateur

Les propriétés modales de la superstructure d'évacuateur en béton sont premièrement évaluées afin d'identifier les modes vibratoires de cette composante structurale pouvant influencer le comportement sismique des vannes lorsque l'interaction vanne-évacuateur est considérée. À cet effet, des analyses modales ont été réalisées sur les modèles d'évacuateurs simple et triple typiques sans vannes. Les figures 4.2 et 4.3 illustrent respectivement les modes importants de superstructure d'évacuateur modélisée sans vanne lorsqu'elle est sollicitée dans la direction longitudinale ou transversale. Ces modes sont dits importants puisqu'ils ont une masse effective plus élevée que les autres modes calculés et leurs déformations sont similaires à celles observés lors de l'analyse de l'évacuateur tel que présenté dans les sections suivantes. Peu importe la direction de la sollicitation, il est notable que la déformation de la structure

de levage composée d'un cadre rigide en béton influence grandement la déformation des piles de l'évacuateur. Cependant, cette observation n'est pas généralisable aux évacuateurs munis d'une structure de levage métallique telle que généralement installée dans les ouvrages existants.

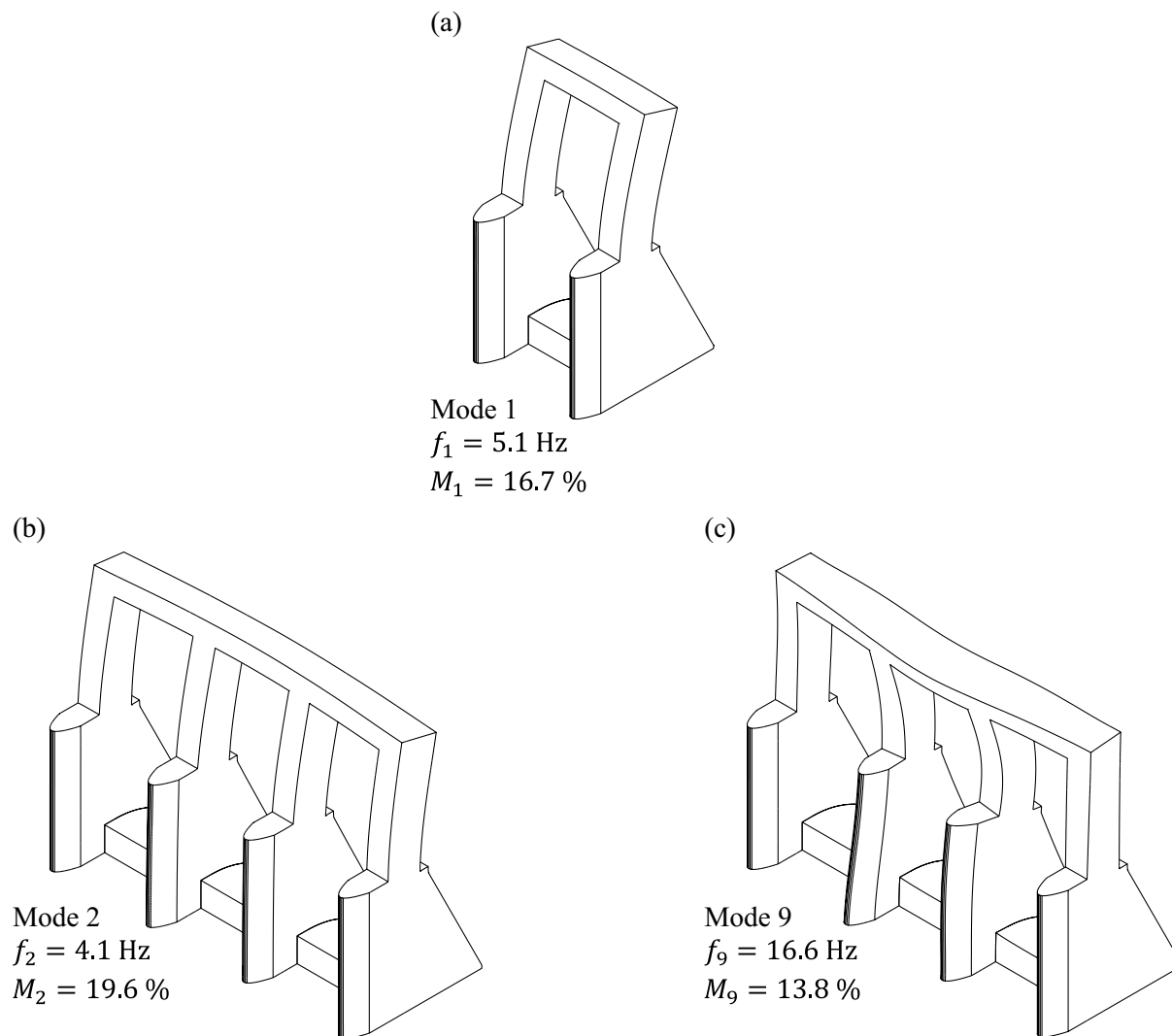


Figure 4.2 Déformée des modes longitudinaux importants d'évacuateurs sans vannes : (a) Évacuateur simple, (b) et (c) Évacuateur triple.

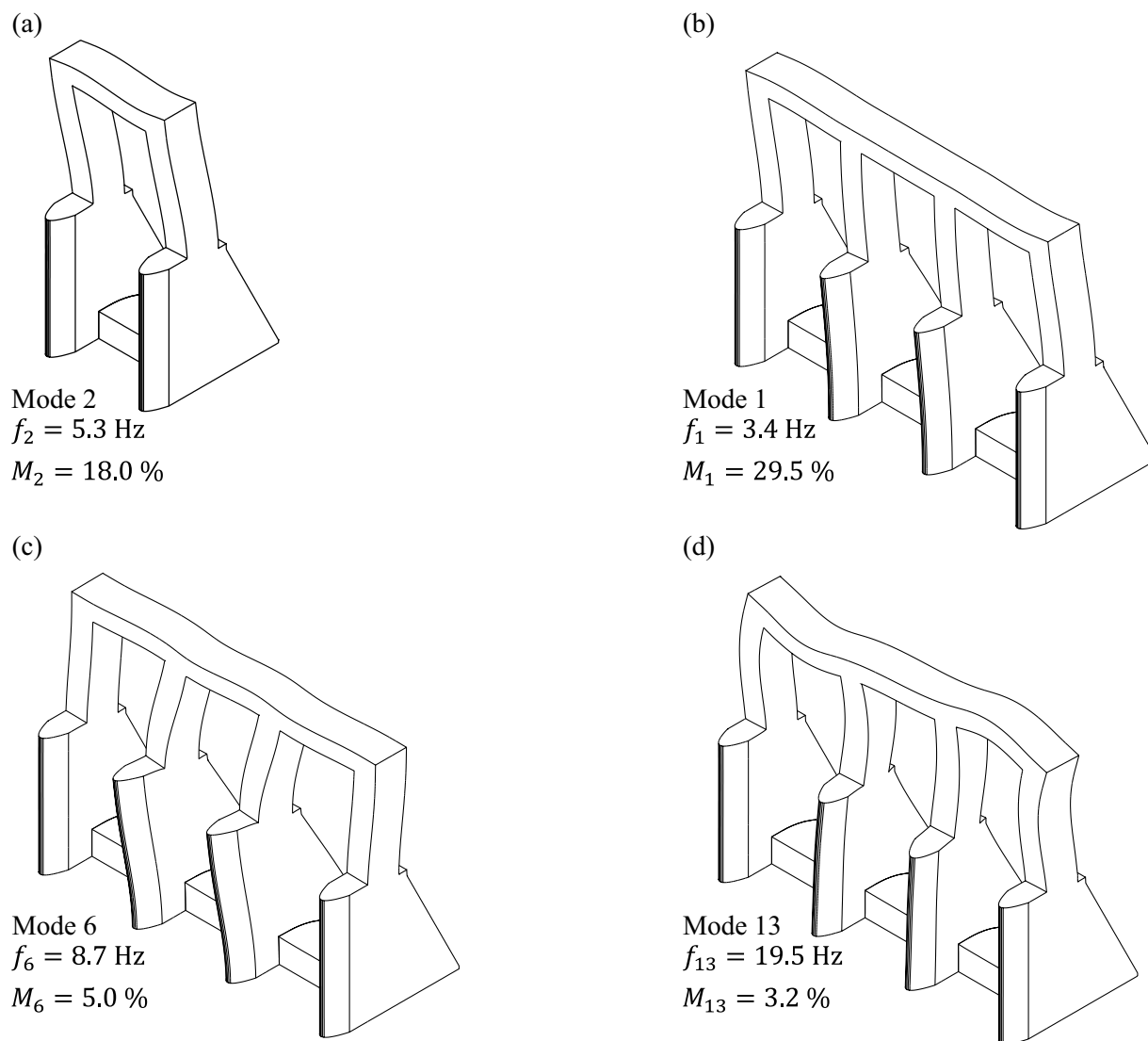


Figure 4.3 Déformée des modes transversaux importants d'évacuateurs sans vannes : (a) Évacuateur simple, (b) à (d) Évacuateur triple.

Effets de l'interaction vanne-évacuateur

Les effets du couplage vanne-évacuateur sur la réponse sismique des vannes d'évacuateur ayant une géométrie typique (Figures 3.10b et 3.10e) sont premièrement évalués. À cet effet, la figure 4.4 illustre la courbe de réponse en fréquence de la réaction totale d'une vanne lorsqu'elle est modélisée séparément de l'évacuateur, dans un évacuateur simple et dans un évacuateur triple. Lorsque la vanne est modélisée seule, les degrés de liberté de translation sont bloqués sur ses extrémités latérales afin de représenter les conditions d'appui dans l'évacuateur. Le tableau 4.1 précise la fréquence de résonance ainsi que l'amplitude de réaction pour chacune des courbes présentées. La déformée acoustique des modes vibratoires correspondant aux pics de résonance observés est également illustrée à la figure 4.5 afin d'évaluer le comportement des ouvrages modélisés. Il est notable que les ouvrages étudiés sont des structures originellement non susceptibles d'atteindre la résonance durant un événement sismique puisque leur mode fondamental est sollicité par des fréquences supérieures à 10 Hz. De plus, il est observé que, pour l'évacuateur triple, l'interaction vanne-évacuateur influence le comportement dynamique des vannes puisque les modes résonants calculés correspondent aux modes de superstructure illustrés à la sous-section précédente en termes de fréquence, masse effective et déformations.

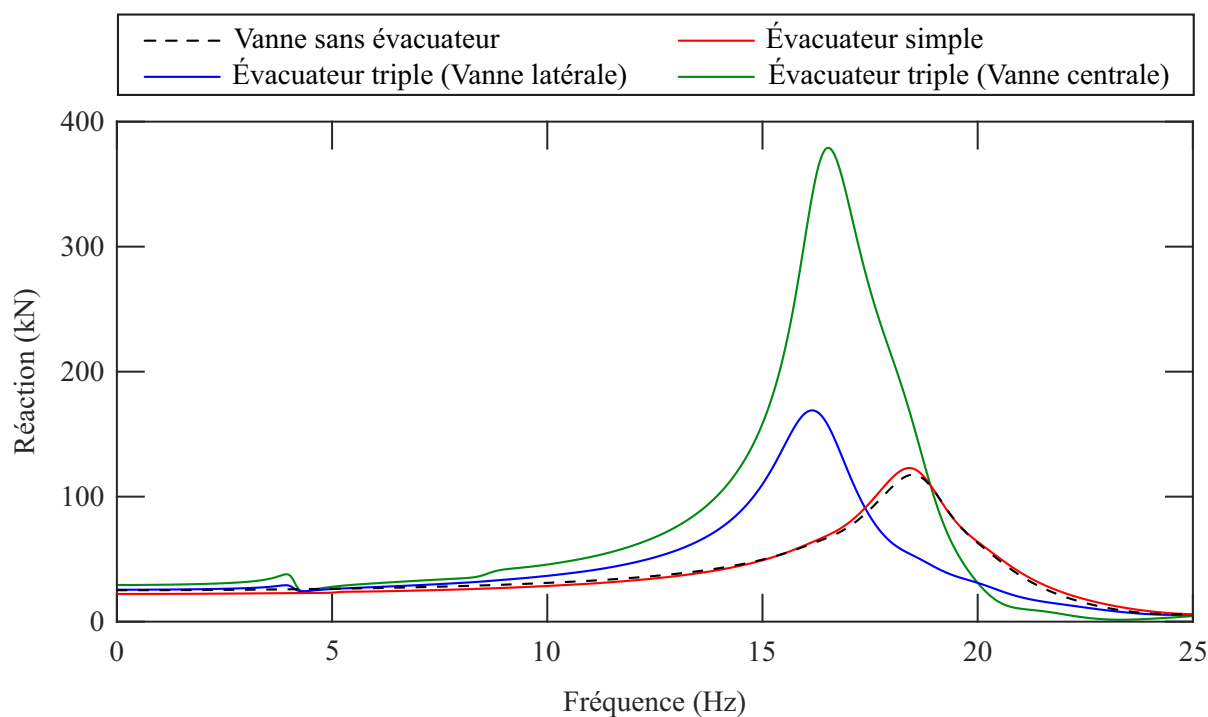


Figure 4.4 Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne d'évacuateur typique sec : Sollicitation longitudinale.

Tableau 4.1 Fréquence fondamentale et amplitude des réactions d'évacuateur typique.

Modèle	f_1 (Hz)	Réaction (kN)	Écart (relatif à la vanne seule)	
			f_1 (Hz)	Réaction (%)
Vanne seule	18.50	117.53	0.0	0.0
Évacuateur simple	18.41	122.89	-0.09	4.5
Évacuateur triple (Vanne latérale)	16.20	167.24	-2.3	42.2
Évacuateur triple (Vanne centrale)	16.54	379.58	-1.96	223

En comparant les réponses illustrées à la figure 4.4, il est observé que la fréquence fondamentale des vannes modélisées ainsi que l'amplitude de leur réaction sont respectivement réduite et amplifiée par l'interaction vanne-évacuateur. Cependant, ces effets ne sont pas significatifs lorsque la vanne est modélisée dans un évacuateur simple. Effectivement, les déformées modales illustrées à la figure 4.5 montrent que, dans ce cas, la vibration de la superstructure en béton est limitée par ses conditions frontières latérales. Ainsi, la déformée de la vanne est identique à celle de son homologue modélisée séparément de la superstructure. À l'inverse, lorsque les vannes sont modélisées dans un évacuateur triple, les modes fondamentaux calculés correspondent à la vibration jumelée des vannes et de l'évacuateur tel qu'illustré à la figure 4.5d. Ainsi, la sollicitation des vannes correspond à l'accélération au sol amplifiée par la vibration de la superstructure. De plus, pour les structures étudiées, leur réponse sismique varie en amplitude et en fréquence selon leur rigidité relative à l'évacuateur ainsi que leur position dans ce dernier. En effet, une amplification de 42 % et 223 % de la réaction totale a été calculée pour les vannes latérale et centrale respectivement. La réponse de l'évacuateur triple se distingue également de celle de la vanne celle et de l'évacuateur simple par la présence d'un faible pic de résonance à 4.1 Hz. La déformée modale illustrée à la figure 4.5c montre qu'il correspond à la vibration de la structure de levage et des piles. Cela permet de confirmer la présence d'un couplage vanne-superstructure qui n'est capté que par la modélisation complète des évacuateurs. Cependant, lorsque la réponse des vannes modélisées est comparée dans l'intervalle de fréquences inférieures à 10 Hz, l'influence de ce couplage n'est pas significative. Ainsi, dans le présent cas d'étude, la modélisation d'un évacuateur simple reste une hypothèse simplificatrice valide pour l'évaluation de la performance sismique des vannes en condition sèche à condition qu'elles ne soient pas susceptibles d'être sollicitées par des séismes à contenu fréquentiel très élevé.

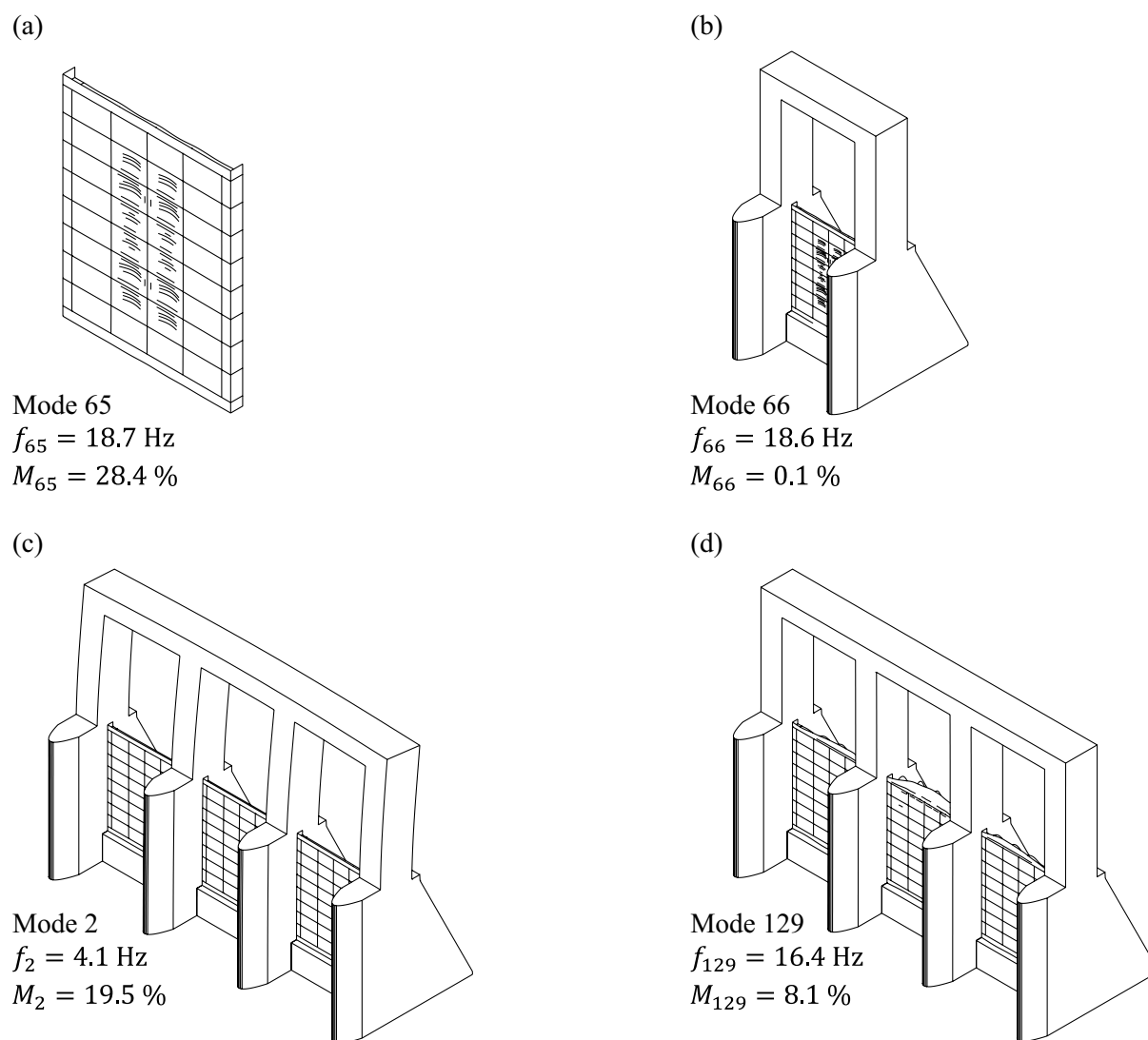


Figure 4.5 Déformée des modes longitudinaux importants de structure sèche : (a) Vanne seule, (b) Évacuateur simple, (c) et (d) Évacuateur triple.

Finalement, le comportement dynamique des évacuateurs triples sollicités transversalement est étudié. À cet effet, la figure 4.6 illustre la réponse fréquentielle des réactions de rive des vannes d'évacuateur triple de crue sollicité dans cette direction. Il est notable que, dans ce cas de chargement, les modes résonants de l'ouvrage risquent d'être sollicités par des activités sismiques de l'Est Canadien. Cependant, l'amplitude de leur premier pic de résonance reste inférieure aux réactions calculées précédemment pour une accélération au sol longitudinale ayant la même fréquence. De plus, les réactions hors-pic des vannes sont quasi-nulles. Pour les modèles étudiés, l'influence de la composante transversale des séismes sur leur performance sismique est ainsi restreinte à la résonance lorsque l'ouvrage n'est pas en contact avec un réservoir.

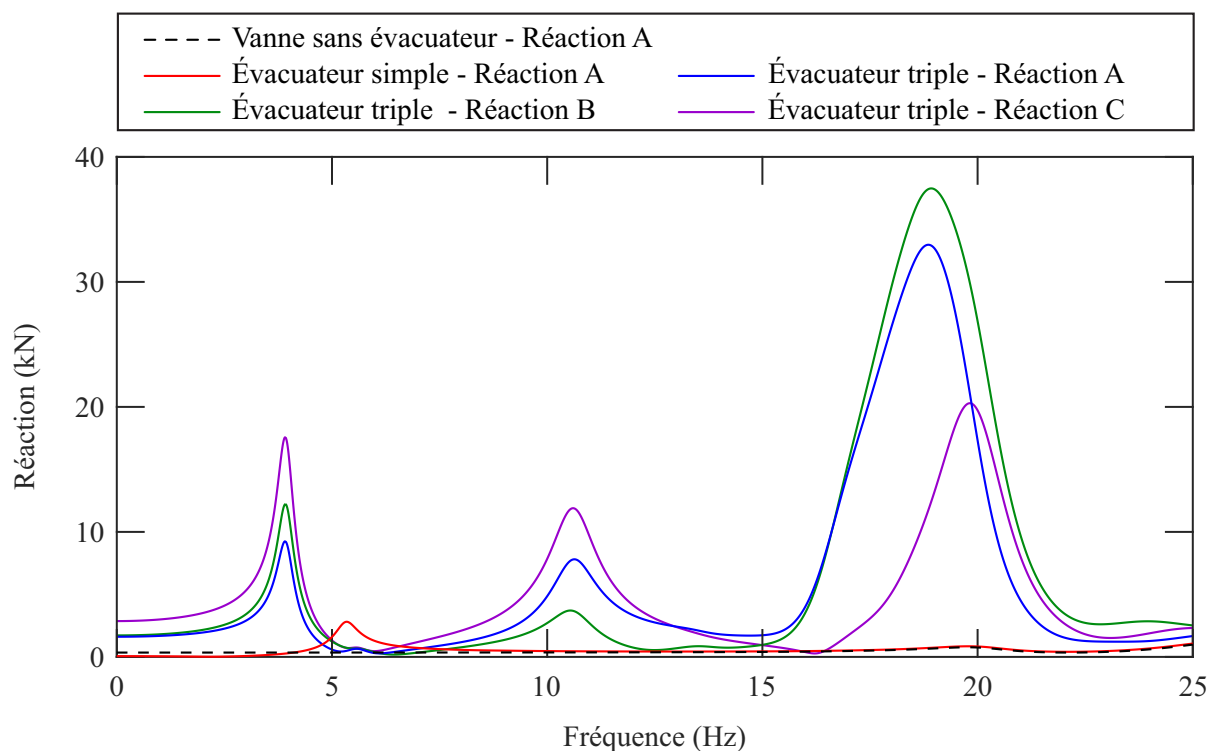


Figure 4.6 Courbes de réponse en fréquences des réactions de vanne d'évacuateur typique sec : Sollicitation transversale.

La figure 4.7 présente les déformées modales correspondant aux deux premiers pics de résonance observés à la figure 4.6. La déformée du mode transversal fondamental de la vanne modélisée seule est également montrée à titre de référence. Il est notable que, initialement, la vanne subie une torsion autour de son centre à des fréquences très élevées. Or, son comportement est grandement influencé par l'interaction vanne-évacuateur. En effet, le premier pic observé correspond à la vibration de la structure de levage et des piles sans déformation majeure de la vanne. Le second mode résonant présente la vibration simultanée des vannes et des piles en amont. Le couplage vanne-évacuateur se traduit également par une augmentation de la masse effective des modes fondamentaux tel que montré à la figure 4.7. Similairement aux analyses de l'ouvrage sollicité longitudinalement, les modes transversaux importants calculés correspondent à ceux de superstructure illustrés à la sous-section précédente.

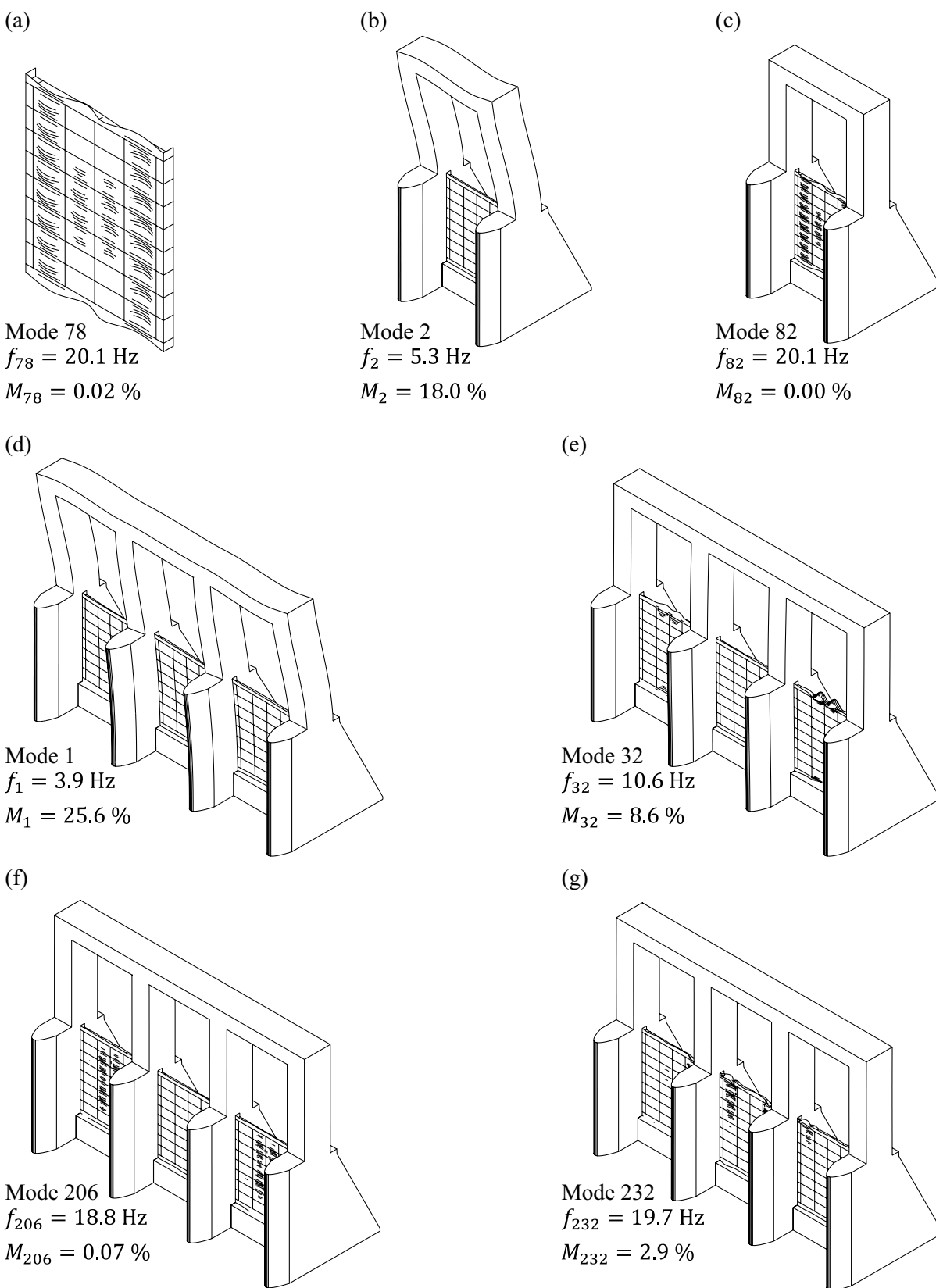


Figure 4.7 Déformée des modes transversaux importants de structure sèche : (a) Vanne seule, (b) et (c) Évacuateur simple, (d) à (g) Évacuateur triple.

En résumé, le comportement dynamique des vannes étudiées en condition sèche est significativement influencé par leur couplage avec l'évacuateur dans lequel elles sont installées. Cependant, ce phénomène ne peut pas être capté par la modélisation d'une section typique d'évacuateur munie d'une seule vanne. Il est donc recommandé de modéliser l'ouvrage sur une largeur permettant de calculer adéquatement sa rigidité. Les prochaines sous-sections évaluent l'influence des hypothèses de modélisation et des dimensions de la superstructure sur le comportement des vannes lorsque sollicité longitudinalement. La réponse dynamique des structures excitées transversalement est évaluée qualitativement.

Effets des conditions frontières de la vanne

Tel que mentionné au Chapitre 3, les vannes étudiées sont supposées retenues par l'évacuateur uniquement à leurs extrémités latérales. Cependant, il est également possible de modéliser des vannes retenues latéralement et à leur base. La figure 4.8 illustre la courbe de réponse en fréquence de la réaction totale des vannes d'évacuateurs typiques pour ces deux cas de conditions frontières lorsque sollicité longitudinalement. Il est noté que la réponse sismique des évacuateurs étudiés n'est pas influencée par cette hypothèse de modélisation. Ce résultat concorde avec les déformées modales présentées à la figure 4.5 puisque les déplacements à la base des vannes sont presque nuls dans ces dernières.

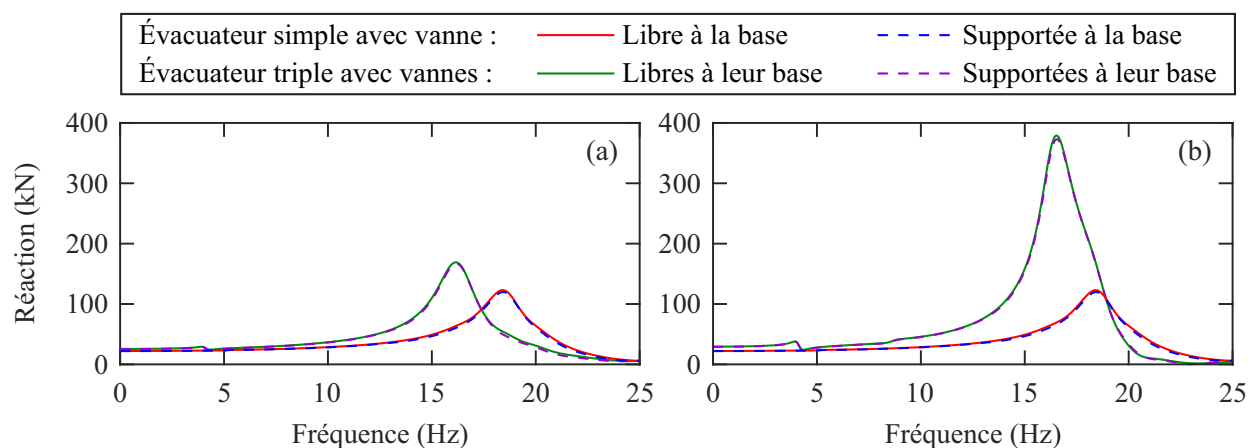


Figure 4.8 Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne : (a) latérale et (b) centrale. Influence de la condition frontière à la base des vannes.

Les effets de la condition frontière à la base des vannes d'évacuateur triple sur leur comportement dynamique lorsque soumis à une accélération bidirectionnelle sont ensuite évalués. À cet effet, la figure 4.9 présente la réponse fréquentielle des réactions de bords de vannes d'évacuateur triple typique selon les deux hypothèses de modélisation pour chaque composante

de la sollicitation. Similairement aux résultats précédents, la réponse sismique des réactions d'ouvrage sollicité longitudinalement n'est pas affectée par cette condition frontière. Cette observation s'applique également au pic fondamental des réactions lorsque sollicité transversalement. Cependant, sous cette même composante, l'amplitude des deux premiers pics résonants est grandement réduite par la fixation des vannes au coursier. Ainsi, dans le cas présenté, la modélisation d'une vanne non-retenue à sa base est une hypothèse conservatrice.

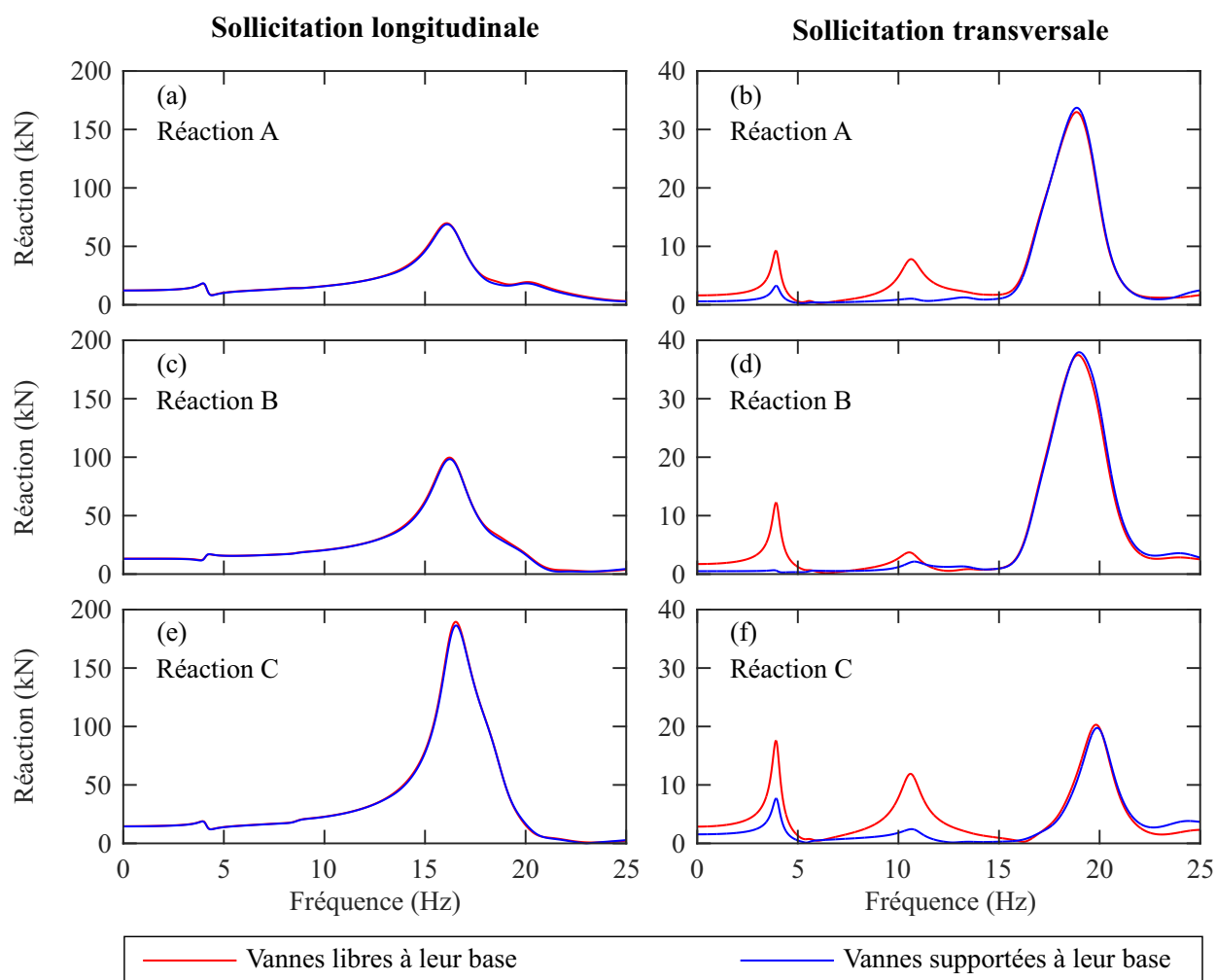


Figure 4.9 Courbes de réponse en fréquences des réactions de vanne d'évacuateur triple typique. Influence de la condition frontière à la base des vannes.

Effets des conditions frontières d'évacuateur

Tel que mentionné au Chapitre 3, les évacuateurs de crue étudiés sont modélisés sous l'hypothèse que la structure de levage est uniquement ancrée à sa base. Les déformées modales illustrées à la figure 4.7 montrent bien que, pour l'évacuateur triple, la vibration de cette composante structurale est impliquée dans les modes fondamentaux des vannes. Cependant, ses extrémités latérales peuvent être fixées dépendamment des conditions réelles de l'ouvrage. La figure 4.10 illustre la courbe de réponse en fréquence de la réaction totale des vannes d'évacuateurs typiques pour ces deux cas de conditions frontières. Il est premièrement observé que, pour les structures étudiées, cette hypothèse de modélisation influence principalement la réponse de la vanne centrale où une réduction de 8.6 % de sa réaction est causée par la retenue de la structure de levage. Pour les vannes latérales et d'évacuateur simple, cet écart est plutôt de l'ordre de 4.3 % et 0.3 % respectivement, ce qui est négligeable. Deuxièmement, pour l'évacuateur triple, la définition des frontières de la structure de levage modifie les propriétés dynamiques du premier pic de résonance correspondant à la vibration de cette même composante. Effectivement, lorsque cette condition frontière est modélisée, la fréquence fondamentale de ce pic augmente de 2.8 Hz et l'amplitude de réaction de la vanne à cette résonance augmente de 39 %.

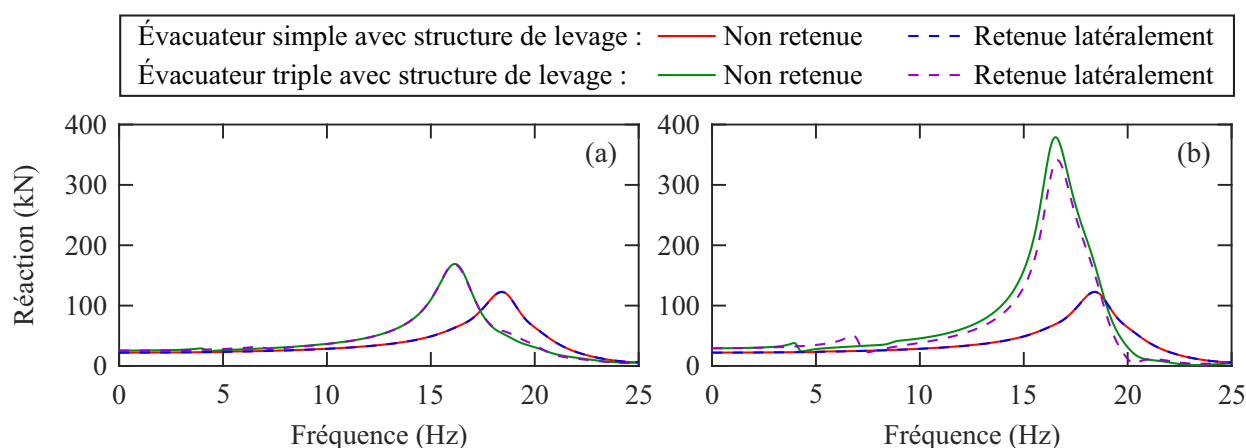


Figure 4.10 Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne : (a) latérale et (b) centrale. Influence de la condition frontière de la structure de levage.

Les effets de la condition frontière latérale de la structure de levage sur le comportement dynamique de l'évacuateur triple lorsque soumis à une accélération bidirectionnelle sont ensuite évalués. À cet effet, la figure 4.11 présente la réponse fréquentielle des réactions de bords de vannes d'évacuateur triple typique selon les deux hypothèses de modélisation pour chaque composante de la sollicitation. Similairement aux résultats précédents, la réponse sis-

mique des réactions d'ouvrage sollicité longitudinalement n'est pas affectée significativement par cette condition frontière. À l'inverse, lorsque sollicité transversalement, la fréquence des pics résonants est augmentée par la retenue latérale de l'ouvrage tandis que l'amplitude des réactions est amplifiée ou réduite selon leur position et le mode étudié. Ce résultat est prévisible puisque les déformées modales illustrées à la figure 4.7 impliquent principalement la vibration latérale ou la torsion de l'évacuateur entraîné par la déformation du cadre rigide. De plus, la fixité latérale de l'ouvrage sur sa pleine hauteur a pour effet de rigidifier les ouvrages étudiés, ce qui explique le décalage des modes vers des fréquences supérieures. À titre d'exemple, la figure 4.12 illustre la déformée du premier mode résonant longitudinal selon les deux hypothèses de conditions frontières.

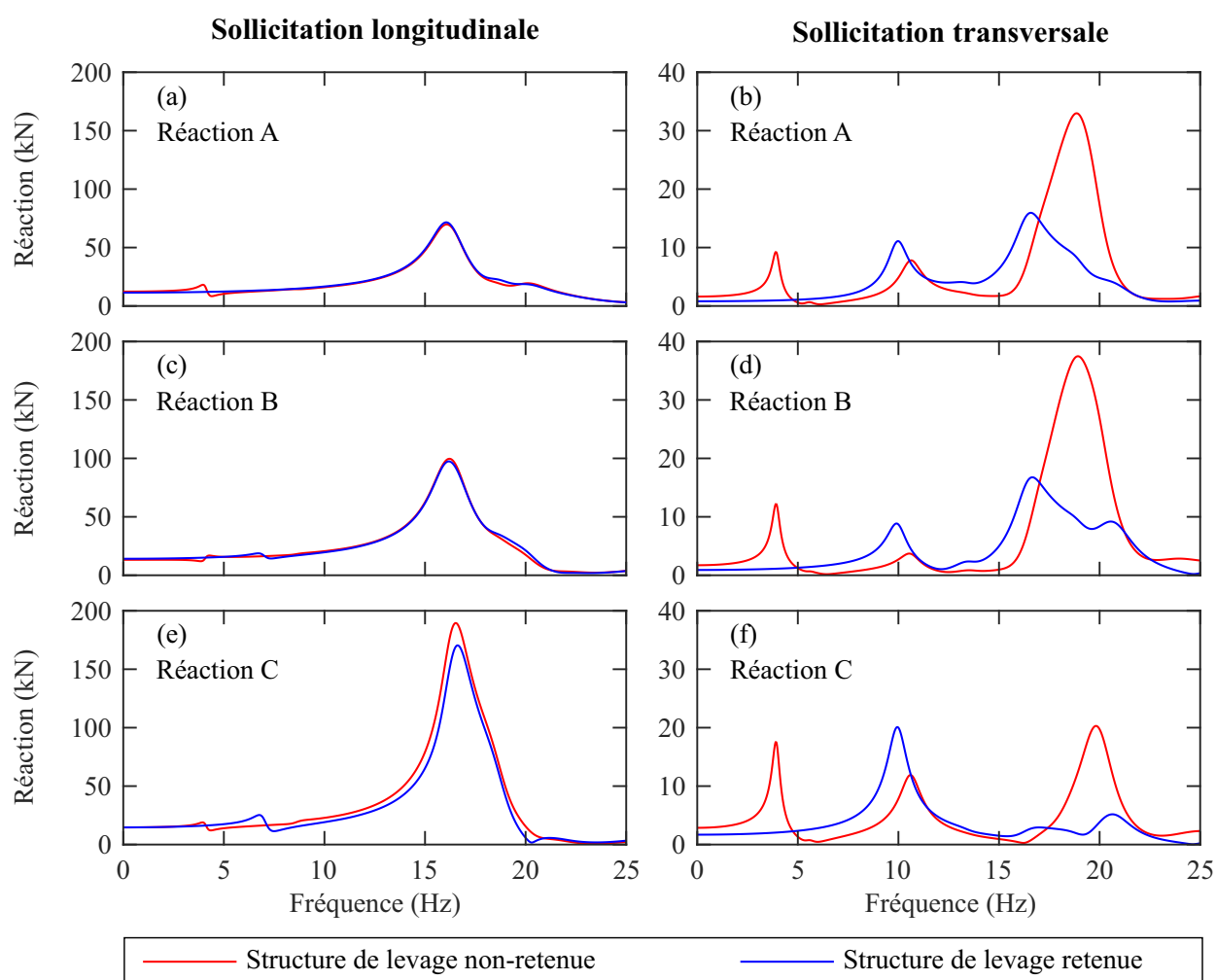


Figure 4.11 Courbes de réponse en fréquences des réactions de vanne d'évacuateur triple typique. Influence de la condition frontière de la structure de levage.

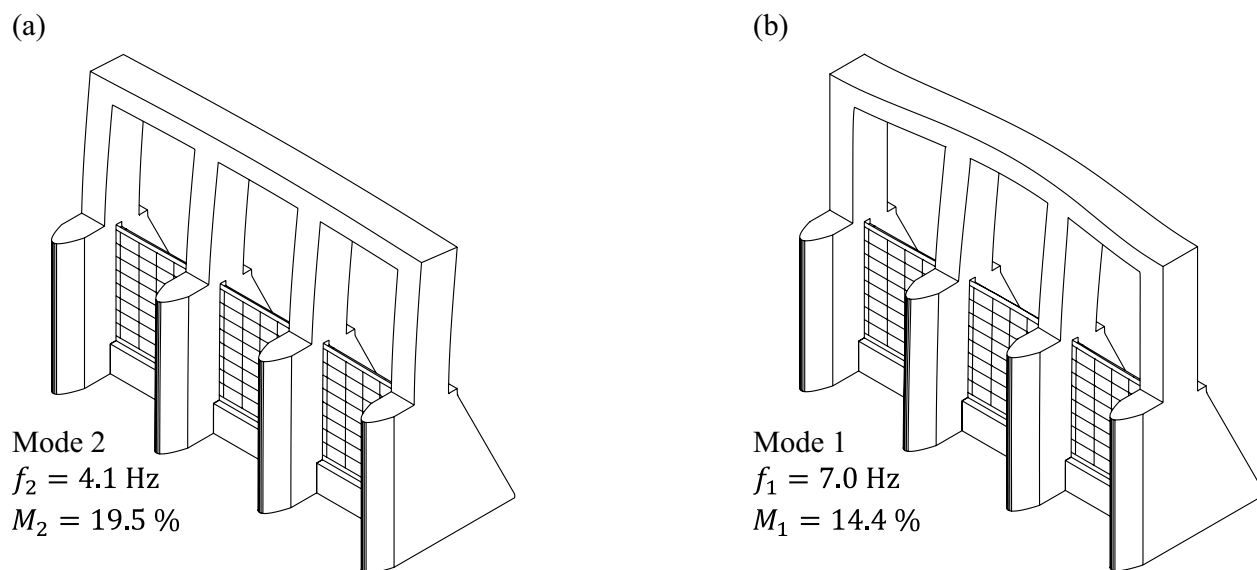


Figure 4.12 Déformée du premier mode longitudinal d'évacuateur triple avec structure de levage : (a) non-retendue et (b) retenue.

Considérant les résultats présentés, il est recommandé de modéliser les conditions frontières réelles de la structure de levage lors de l'évaluation de la performance sismique des évacuateurs de crue. Ainsi, la contribution des modes latéraux et torsionnels de ces ouvrages est calculée adéquatement. Il est toutefois notable que le cas étudié ne représente pas les évacuateurs munies d'une structure de levage métallique, dont la rigidité est inférieure à celle du cadre rigide modélisé. Des études supplémentaires sont requises pour généraliser les résultats présentés.

Effets de la profondeur de la poutre de levage

La figure 4.13 illustre la réponse fréquentielle de la réaction totale des vannes d'évacuateurs triples avec poutre de levage de faible à grande profondeur. La réponse de la réaction de la vanne d'évacuateur simple typique est également tracée à titre de référence. Tel que discuté dans les sous-sections précédentes, les effets du couplage vanne-superstructure ne sont pas significatifs pour ce modèle. À l'inverse, pour les évacuateurs triples, les dimensions de la poutre de levage ont une influence significative sur la réponse sismique des vannes latérales et centrales. Effectivement, lorsque la profondeur de la poutre de levage augmente, leur fréquence fondamentale et l'amplitude de leur réaction diminuent. Le tableau 4.2 résume la fréquence et l'amplitude des pics de résonance observés à la figure 4.13. Il est notable que les modèles avec poutre de levage de faible profondeur calculent une réaction de vanne centrale 73 % supérieure à celle des vannes d'évacuateur à poutre profonde. Ainsi, pour les modèles étudiés, l'influence de cette composante structurale sur le comportement dynamique des vannes ne peut pas être négligée.

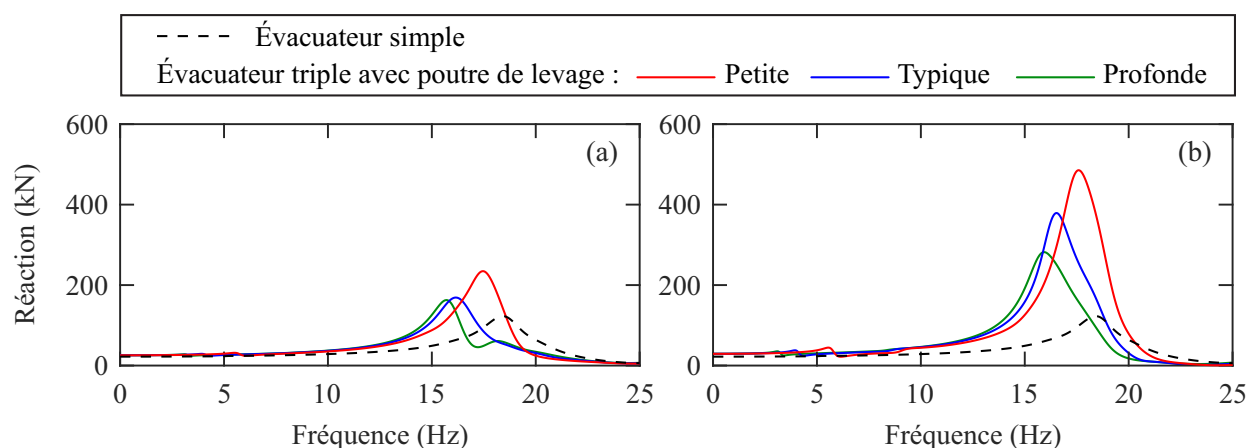


Figure 4.13 Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne : (a) latérale et (b) centrale. Influence de la profondeur de la poutre de levage.

Tableau 4.2 Fréquence fondamentale et amplitude des réactions d'évacuateur selon la profondeur de la poutre de levage.

Position de la vanne	Profondeur de la poutre de levage	f_1 (Hz)	Réaction (kN)	Écart (relatif à la vanne seule)	
				f_1 (Hz)	Réaction (%)
Évacuateur simple	Typique	18.41	122.89	0.0	0.0
Évacuateur triple (Vanne latérale)	Faible	17.49	236.33	-0.92	92.3
	Typique	16.20	167.24	-2.21	36.1
	Profonde	15.72	161.44	-2.69	31.4
Évacuateur triple (Vanne centrale)	Faible	17.60	487.75	-0.81	297
	Typique	16.54	379.58	-1.87	209
	Profonde	15.94	281.70	-2.47	129

Dans l'intervalle d'intérêt de 10 Hz, les dimensions de la structure de levage modélisée influencent uniquement la fréquence et l'amplitude du premier pic de résonance correspondant à sa vibration. Similairement aux pics fondamentaux, lorsque la profondeur de poutre augmente, la fréquence ainsi que l'amplitude du premier pic résonant diminuent. Ainsi, un écart de 2.5 Hz et 41 kN est noté entre les pics de vanne centrale d'évacuateur à poutre de faible et grande profondeur.

Les effets de la profondeur de la poutre de levage sur le comportement dynamique de l'évacuateur triple lorsque soumis à une accélération bidirectionnelle sont ensuite évalués. À cet effet, la figure 4.14 présente la réponse fréquentielle des réactions de bords de vannes d'évacuateurs triples pour chaque composante de la sollicitation. Similairement aux résultats précédents, la réponse sismique des réactions d'ouvrage sollicité longitudinalement est influencée significativement par cette dimension. Sous l'action d'une accélération transversale, les effets de la profondeur des poutres sur la réponse de chaque réaction dépendent du mode étudié. Effectivement, la fréquence du deuxième mode résonant augmente lorsque la poutre est approfondie tandis que l'effet inverse est observé aux deux autres pics. En ce qui concerne l'amplitude des réactions, seul le pic fondamental est significativement influencé par la géométrie de l'ouvrage

puisque les réactions d'évacuateur à poutre de faible ou grande profondeur équivalent à 70 % des réactions d'évacuateur typique. Les tendances observées sont toutefois spécifiques aux modèles étudiés. Des études supplémentaires considérant diverses géométries d'évacuateur sont requises afin de généraliser les conclusions pour ce type d'ouvrage.

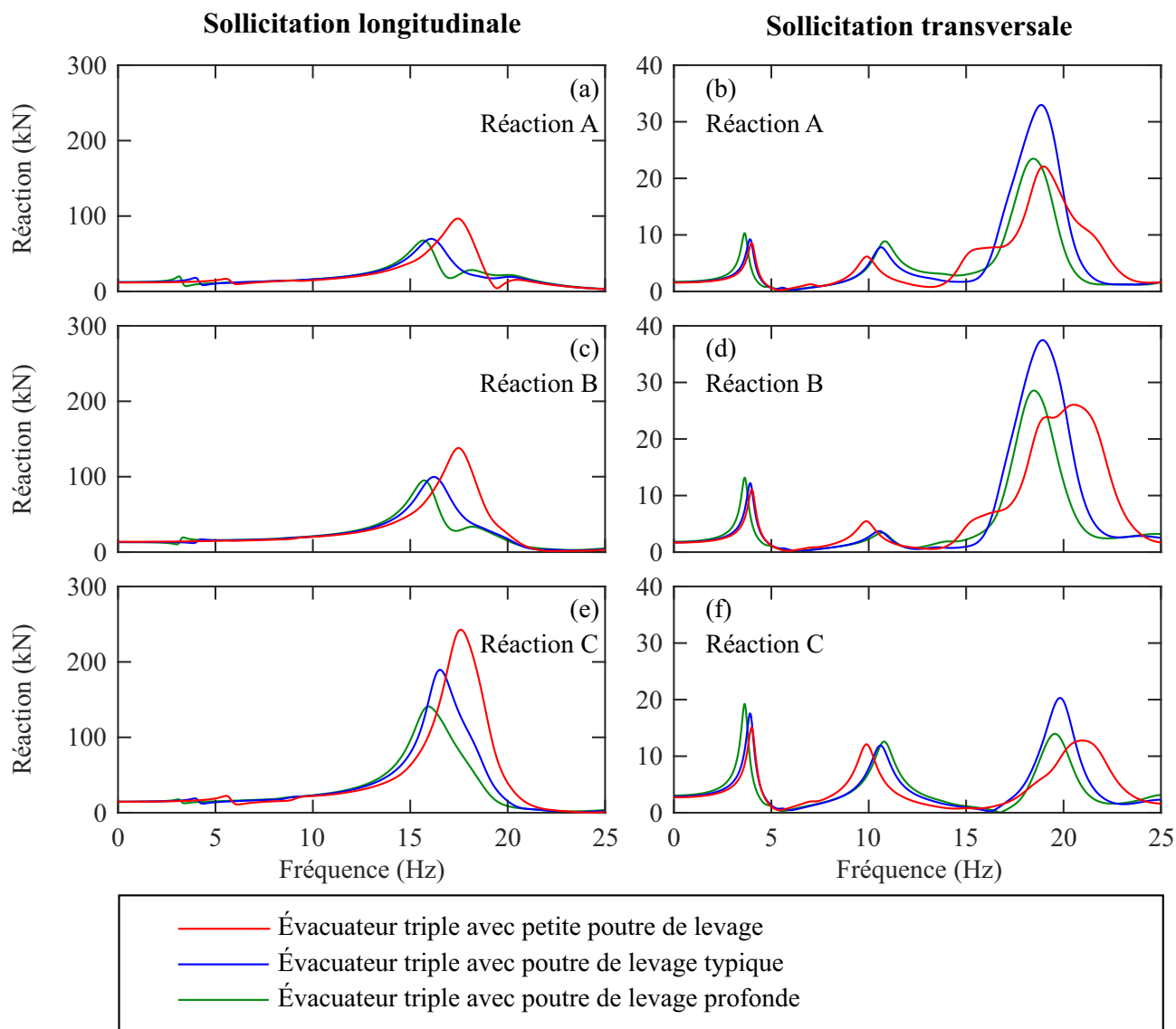


Figure 4.14 Courbes de réponse en fréquences des réactions de vanne d'évacuateur triple : Influence de la profondeur de la poutre de levage.

En résumé, la structure de levage formée d'un cadre rigide est une composante structurale des évacuateurs ayant une grande influence sur le comportement dynamique des structures étudiées lorsque sollicitées longitudinalement ou transversalement. Ainsi, elle doit être modélisée adéquatement afin de bien évaluer le couplage vanne-évacuateur lors de l'évaluation de la

performance sismique des vannes. Il est toutefois notable que le cas étudié ne représente pas les évacuateurs munies d'une structure de levage métallique, dont la rigidité est inférieure à celle du cadre rigide modélisé. Des études supplémentaires sont requises pour généraliser les résultats présentés.

Effets de la longueur des piles

La figure 4.15 illustre la réponse fréquentielle de la réaction totale des vannes d'évacuateurs triples avec des piles de longueur variable. La réponse de la réaction de la vanne d'évacuateur simple typique est également tracée à titre de référence. Tel que discuté dans les sous-sections précédentes, les effets du couplage vanne-superstructure ne sont pas significatifs pour ce modèle. À l'inverse, pour les évacuateurs triples, la longueur amont des piles a une influence significative sur la réponse sismique des vannes latérales et centrales. Effectivement, lorsque cette dimension augmente, leur fréquence fondamentale et leur amplitude de réaction augmentent également. Le tableau 4.3 résume la fréquence et l'amplitude des pics de résonance observés à la figure 4.15. Il est notable que les modèles avec piles longues calculent une réaction de vanne latérale 152 % supérieure à celle des vannes d'évacuateur à piles courtes. Ainsi, l'influence de cette composante structurale sur le comportement dynamique des vannes étudiées ne peut pas être négligée. Finalement, lorsque les piles sont courtes, la réaction des vannes latérales et centrale comprennent un second pic de résonance de faible amplitude à la même fréquence que la vanne d'évacuateur simple. Il s'agit d'un mode découplé où les vannes vibrent sans déformation de l'évacuateur.

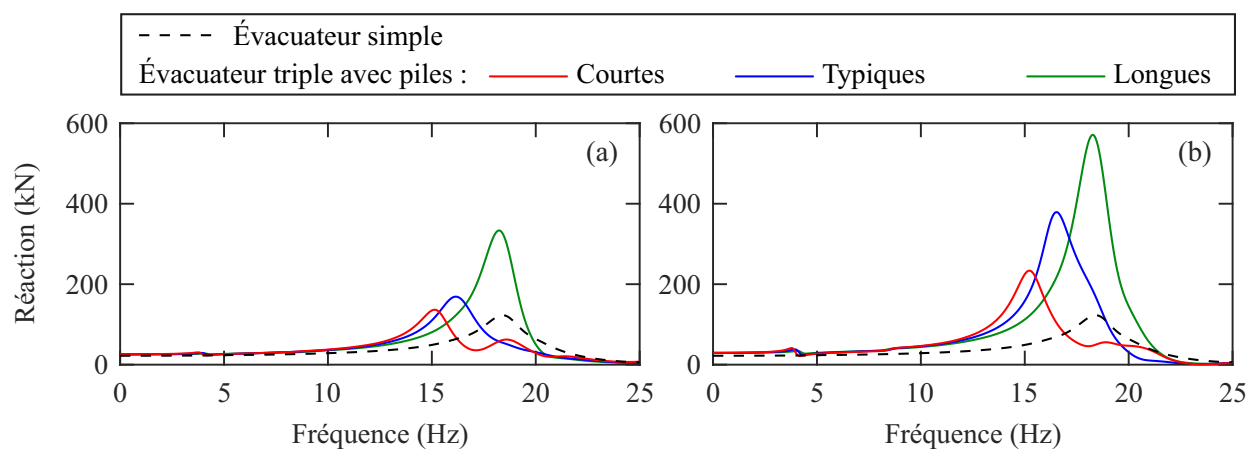


Figure 4.15 Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne : (a) latérale et (b) centrale. Influence de la longueur des piles.

Tableau 4.3 Fréquence fondamentale et amplitude des réactions d'évacuateur selon la longueur des piles.

Position de la vanne	Longueur de pile	f_1 (Hz)	Réaction (kN)	Écart (relatif à la vanne seule)	
				f_1 (Hz)	Réaction (%)
Évacuateur simple	Typique	18.41	122.89	0.0	0.0
	Courte	15.17	133.61	-3.24	8.7
	Typique	16.20	167.24	-2.21	36.1
Évacuateur triple (Vanne latérale)	Longue	18.26	337.22	-0.15	174
	Courte	15.24	232.59	-3.17	89.3
	Typique	16.54	379.58	-1.87	209
Évacuateur triple (Vanne centrale)	Longue	18.28	574.16	-0.13	367

Les effets de la longueur des piles sur le comportement dynamique de l'évacuateur triple lorsque soumis à une accélération bidirectionnelle sont ensuite évalués. À cet effet, la figure 4.16 présente la réponse fréquentielle des réactions de bords de vannes d'évacuateurs triples pour chaque composante de la sollicitation. Similairement aux résultats précédents, la réponse sismique des réactions d'ouvrage sollicité longitudinalement est influencée significativement par cette dimension. Sous l'action d'une accélération transversale, la réponse de chacune des réactions est dépendante de la longueur des piles puisqu'elle influence la rigidité latérale ainsi que la masse de l'ouvrage. Ainsi, dans le présent cas d'étude, lorsque les piles sont longues, un pic résonant supplémentaire correspondant à leur vibration latérale est calculé. La déformée de ce mode vibratoire est illustrée à la figure 4.17. Les évacuateurs à longues piles deviennent ainsi plus susceptibles aux séismes que les ouvrages ayant des piles courtes ou typiques. Cependant, les amplitudes de réactions d'ouvrage sollicité transversalement restent négligeables comparativement à celles de structure excitée longitudinalement. Similairement à la sous-section précédente, les tendances observées sont spécifiques aux modèles étudiés. Des études supplémentaires considérant diverses géométries d'évacuateur sont requises afin de généraliser les conclusions pour ce type d'ouvrage.

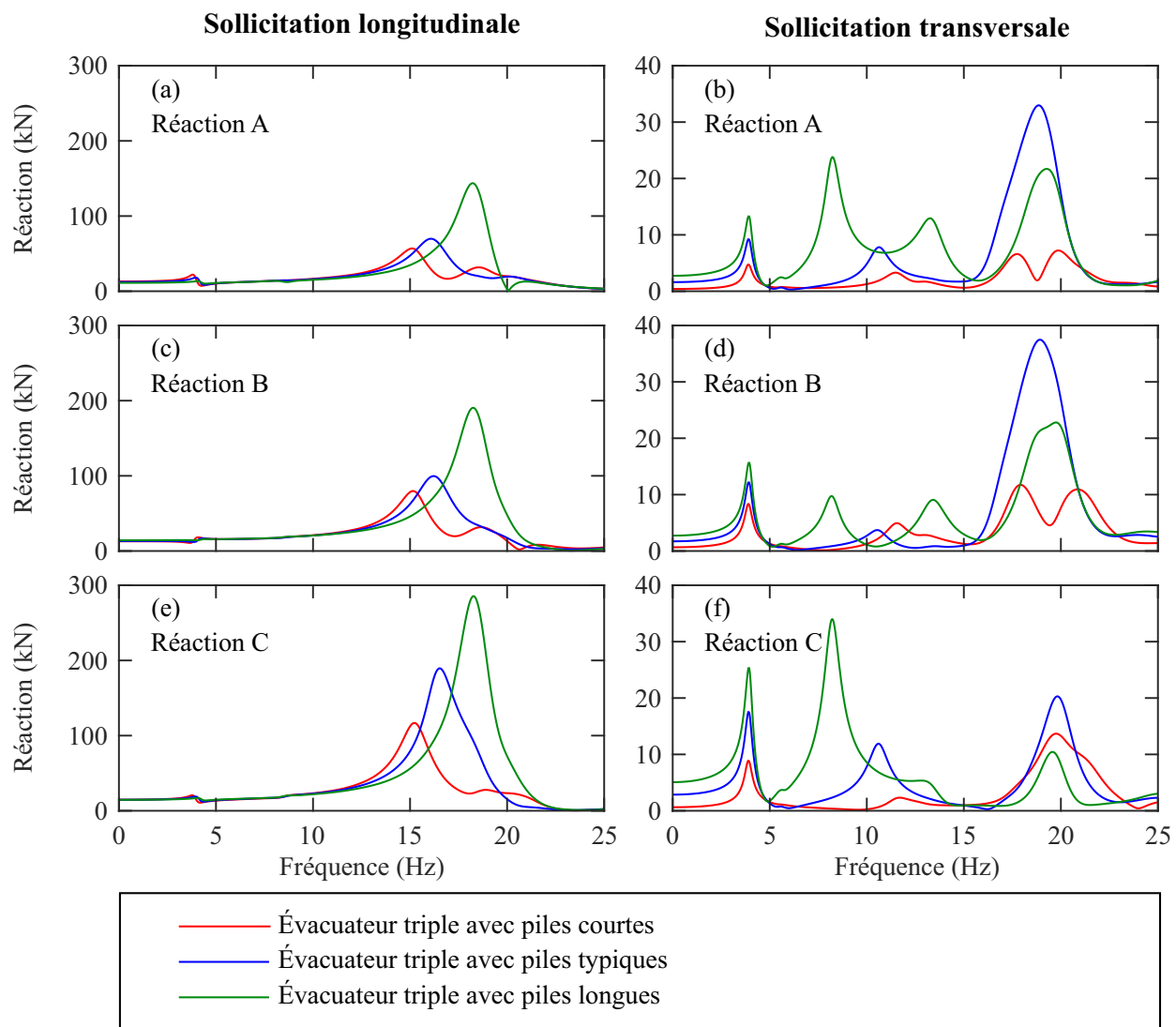


Figure 4.16 Courbes de réponse en fréquences des réactions de vanne d'évacuateur triple : Influence de la longueur des piles.

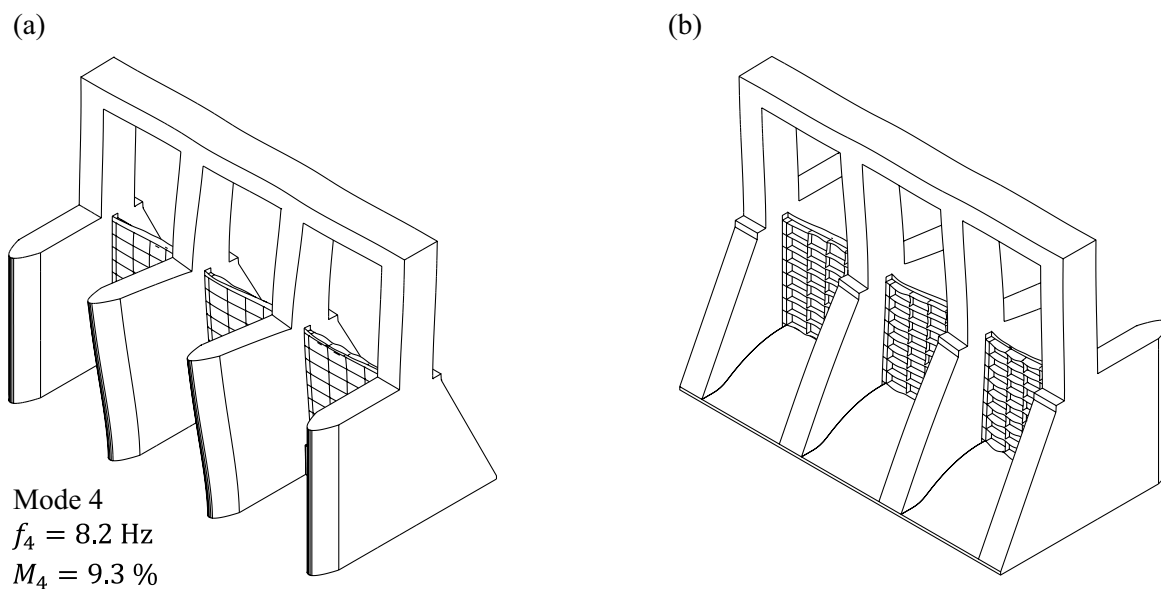


Figure 4.17 Déformée du mode transversal des piles (Évacuateur triple avec piles longues) : (a) vue amont et (b) vue aval.

En résumé, les piles d'évacuateurs sont une composante structurale ayant une grande influence sur leur comportement dynamique lorsque sollicités longitudinalement ou transversalement. Ainsi, il est recommandé de les modéliser sur leur pleine longueur afin de bien évaluer le couplage vanne-évacuateur lors de l'évaluation de la performance sismique des vannes.

4.2.2 Comportement dynamique du système évacuateur-réservoir

Les propriétés modales des systèmes évacuateurs-réservoir sont calculées afin d'évaluer les effets jumelés de l'interaction fluide-structure et des hypothèses de modélisation structurales sur la réponse sismique des vannes modélisées. Comme les effets de l'interaction fluide-structure sont dépendants de la flexibilité de l'ouvrage, des évacuateurs munis de vannes rigidifiées artificiellement sont également étudiés. Ces dernières se distinguent des vannes décrites au chapitre précédent par leur module d'élasticité $E = 1000E_s$. L'appellation « vanne rigide » est utilisée dans ce mémoire afin de distinguer les deux types de vanne.

Effets de l'interaction fluide-structure sur la réponse des ouvrages sollicités longitudinalement

Les propriétés modales des évacuateurs de crue typiques vibrant en contact avec un réservoir ont été calculées afin d'évaluer les effets de l'interaction fluide-structure sur le comportement dynamique des vannes étudiées. À cet effet, la réponse des ouvrages sollicités longitudinalement est premièrement calculée. La figure 4.18 présente la courbe de réponse en fréquence des réactions totales de vannes d'évacuateurs typiques simple et triple sollicités par une accélération harmonique dans cette direction. Le tableau 4.4 compare la fréquence fondamentale ainsi que la masse effective du mode fondamental des vannes d'évacuateurs en condition sèche et vibrant en contact avec un réservoir. Il est notable que l'interaction fluide-structure a pour effet de réduire significativement la fréquence fondamentale des ouvrages hydrauliques puisqu'elle cause une amplification de leur masse effective sans influence sur leur rigidité. Effectivement, lorsque le réservoir est modélisé, la fréquence fondamentale des vannes est réduite de 16.1 et 13.9 Hz pour les évacuateurs simple et triples respectivement. Elles deviennent ainsi des structures sensibles aux activités sismiques de l'Est Canadien. Les amplitudes de réaction calculées sont également grandement amplifiées par l'interaction fluide-structure. Ce résultat s'explique par l'ajout de pressions hydrodynamiques ainsi que l'amplification des forces inertielles des vannes résultant de l'augmentation de leur masses participante. Dans le cas présent, comme la fréquence fondamentale du système évacuateur-réservoir est largement inférieure à celle de la vanne modélisée en condition sèche, il est notable que la masse active du réservoir correspondant aux pressions hydrodynamiques est importante comparativement à celle de la structure. Il s'agit ainsi d'un scénario critique pour l'évaluation de la performance sismique des vannes.

Tableau 4.4 Comparaison des modes fondamentaux d'évacuateur sec et en contact avec un réservoir.

Position de la vanne	Évacuateur sec		Évacuateur-réservoir	
	f_1 (Hz)	M_1 (%)	f_1 (Hz)	M_1 (%)
Évacuateur simple	18.6	0.1	2.31	33.2
Évacuateur triple (Vanne latérale)	16.4	8.0	2.28	44.1
Évacuateur triple (Vanne centrale)	16.6	5.0	2.28	44.1

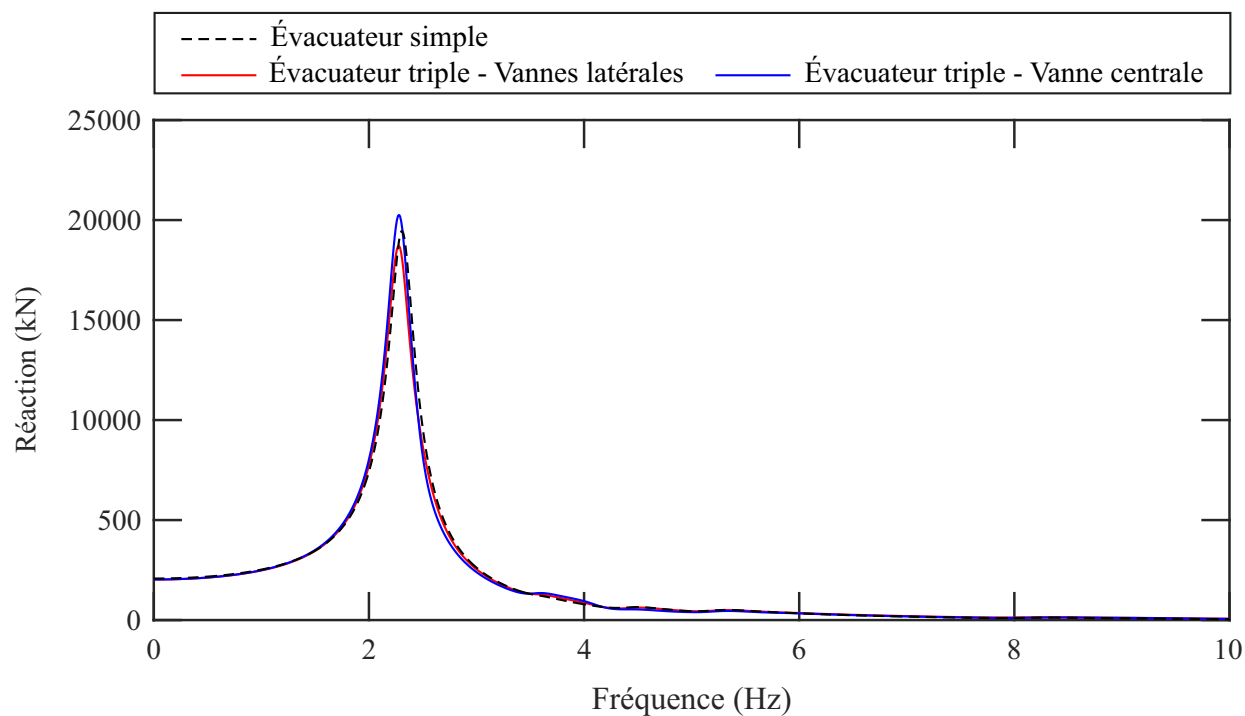


Figure 4.18 Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne d'évacuateur typique vibrant en contact avec un réservoir : Sollicitation longitudinale.

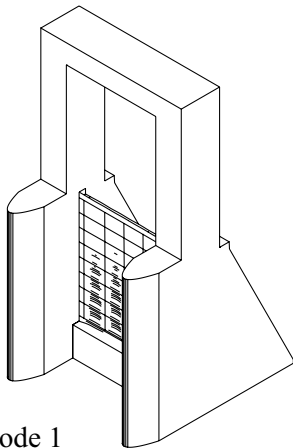
Les effets du couplage vanne-évacuateurs sur la réponse sismique des systèmes sollicités longitudinalement sont ensuite évalués. À cet effet, la fréquence et l'amplitude des pics de résonance illustrés à la figure 4.18 sont détaillés au tableau 4.5. Les écarts calculés entre la réponse d'une vanne d'évacuateur simple et triple sont également présentés dans ce tableau. Contrairement aux structures en conditions sèches, le nombre de vanne modélisée ainsi que leur position latérale n'a pas d'effet significatif sur leur réponse sismique. Effectivement, les modèles d'évacuateurs simple et triple calculent la même fréquence fondamentale, soit 2.3 Hz, avec un écart maximal de réaction de 4.2%. Il est donc possible, pour le cas présenté, d'évaluer la performance sismique d'une vanne d'évacuateur sollicité longitudinalement en ne modélisant qu'une portion typique de l'ouvrage et du réservoir en amont.

Tableau 4.5 Fréquence fondamentale et amplitude des réactions d'évacuateur typique en contact avec un réservoir sollicité longitudinalement.

Position de la vanne	f_1 (Hz)	Réaction (kN)	Écart (relatif à l'évacuateur simple)	
			f_1 (Hz)	Réaction (%)
Évacuateur simple	2.31	19 454	0.0	0.0
Évacuateur triple (Vanne latérale)	2.28	18 714	-0.03	-3.8
Évacuateur triple (Vanne centrale)	2.28	20 267	-0.03	4.2

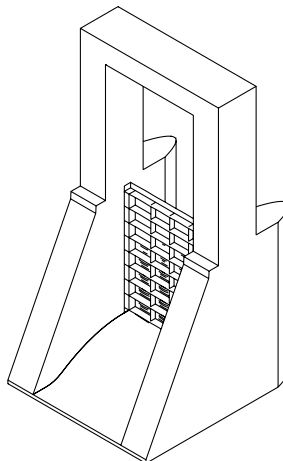
Le comportement dynamique des systèmes évacuateur-réservoir est étudié d'avantage afin d'évaluer l'influence des interactions fluide-structure et vanne-évacuateur sur la réponse sismique des vannes. À cet effet, la figure 4.19 illustre la déformée modale des évacuateurs simple et triple vibrant en contact avec le réservoir. Il est visible que ce mode correspond à la vibration des vannes sans mouvement significatif de la superstructure en béton. Ainsi, il est cohérent que les effets du couplage vanne-évacuateur soient négligeables lors de l'évaluation de la performance sismique des structures étudiées. La figure 4.19 permet également d'expliquer la hausse de la masse effective de la structure notée au tableau 4.4. Effectivement, en comparant la déformée de la structure sèche (figure 4.5) à celle illustrée à la figure 4.19, il est observé que l'interaction fluide-structure a pour effet d'amplifier la vibration de la vanne sur sa pleine hauteur.

(a) Vue amont

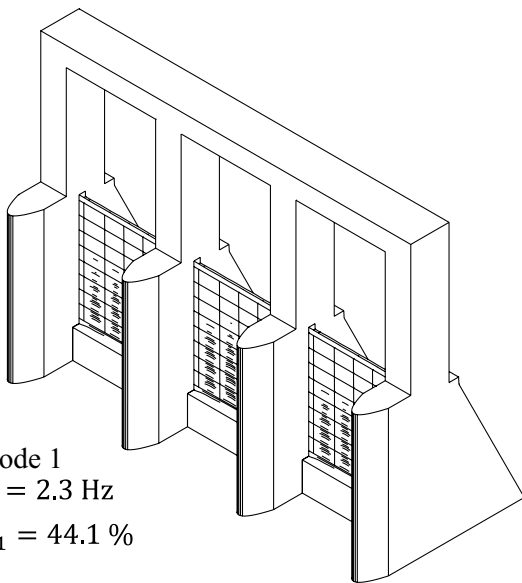


Mode 1
 $f_1 = 2.3 \text{ Hz}$
 $M_1 = 33.2 \%$

(b) Vue aval



(c) Vue amont



Mode 1
 $f_1 = 2.3 \text{ Hz}$
 $M_1 = 44.1 \%$

(d) Vue aval

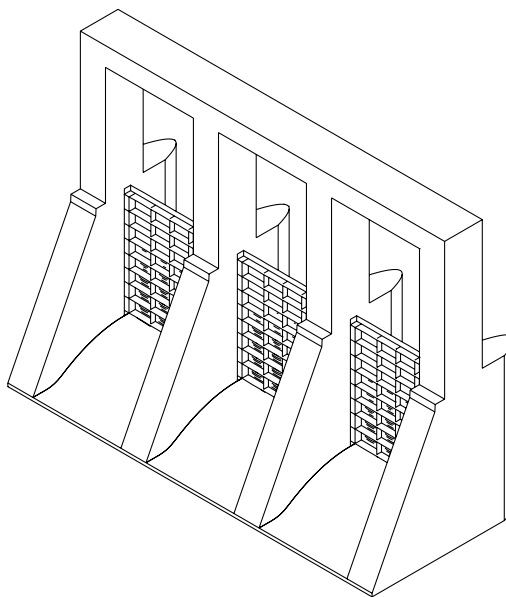


Figure 4.19 Déformée des modes longitudinaux importants d'évacuateur vibrant en contact avec un réservoir : (a) et (b) évacuateur simple, (c) et (d) évacuateur triple.

Les figures 4.20 et 4.21 illustrent la répartition des pressions acoustiques normalisées dans le réservoir au mode fondamental des évacuateurs simple et triple respectivement. Il est notable que cette distribution est similaire lorsque les deux systèmes sont comparés. Effectivement, la distribution des pressions face à l'évacuateur triple s'apparente à trois cloches de pressions vis-à-vis des vannes. Cependant, les pressions faces à la vanne centrale se distinguent de celles faces aux vannes latérales par leur amplitude et longueur de propagation plus élevées. Cela concorde avec les réponses fréquentielles calculées précédemment puisque la réaction de la vanne centrale a une amplitude supérieure à celle des vannes latérales.

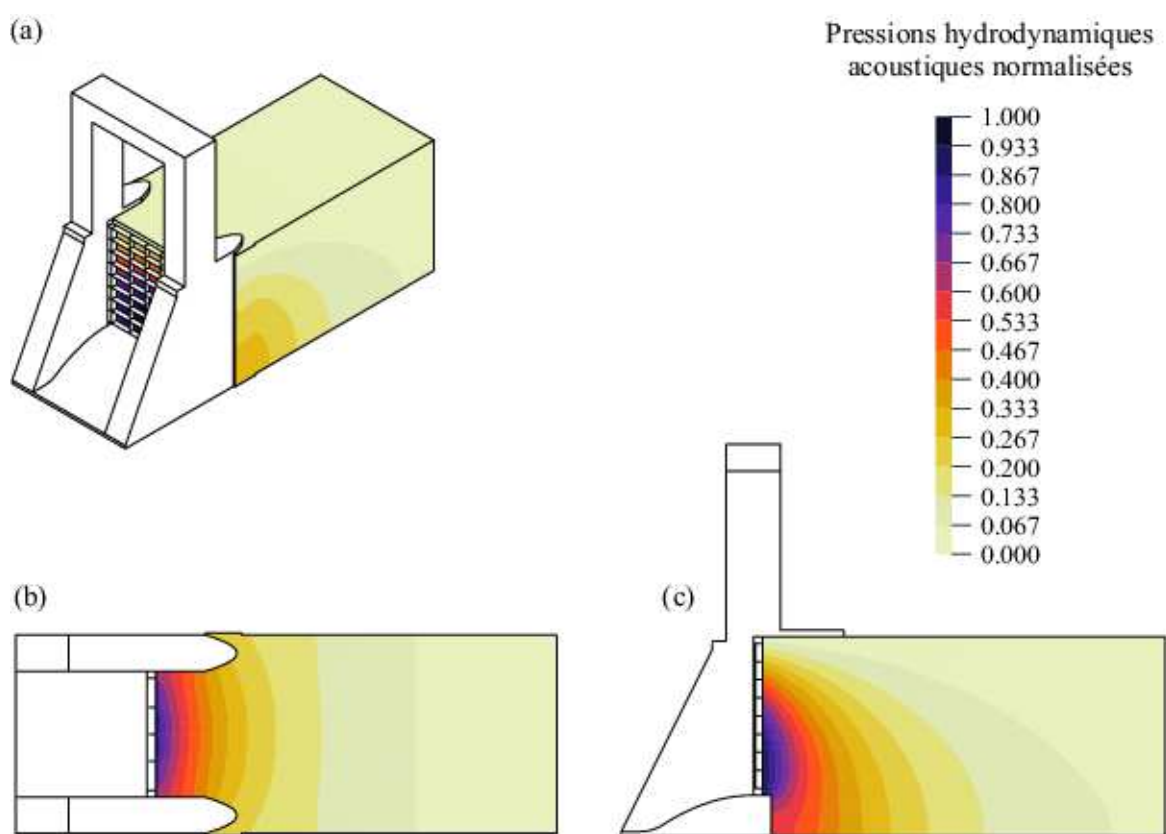


Figure 4.20 Répartition des pressions acoustiques dans le réservoir d'évacuateur simple au mode longitudinal fondamental : (a) Vue 3D; (b) Vue en plan à $z = 11.025$ m et (c) Vue d'élévation au centre de la vanne.

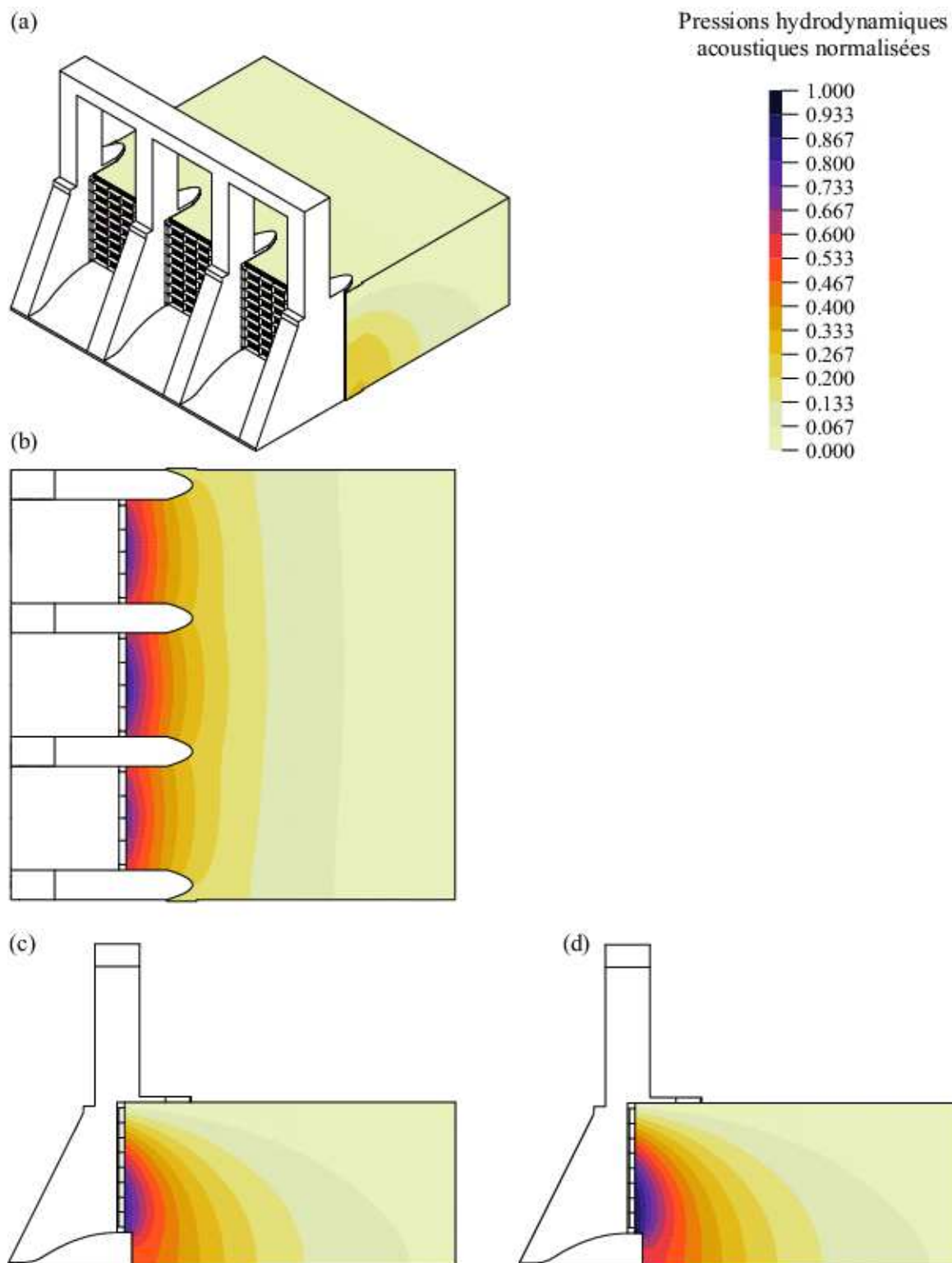


Figure 4.21 Répartition des pressions acoustiques dans le réservoir d'évacuateur triple au mode longitudinal fondamental : (a) Vue 3D ; (b) Vue en plan à $z = 11.025$ m ; (c), (d) et (e) Vue d'élévation au centre des vannes latérale et centrale respectivement.

La figure 4.22 illustre la distribution des pressions hydrodynamiques à l'interface vanne-réservoir lorsque l'évacuateur triple est sollicité par une accélération harmonique unitaire ayant une fréquence équivalant à 80 et 120 % de la fréquence fondamentale du système, soit 1.83 et 2.74 Hz respectivement. Le profil des pressions de Westergaard est également présenté à titre de comparaison. Il est premièrement noté que, similairement aux discussions précédentes, la répartition des pressions hydrodynamiques à l'interface vanne-réservoir est peu influencée par la position de cette dernière. En deuxième lieu, il est observé que les profils calculés comprennent plusieurs sauts de pressions. Ces derniers correspondent à la vibration des plaques de vanne entre les raidisseurs illustrée à la figure 4.19. En comparant les résultats d'analyses aux pressions de Westergaard, il est notable que les hypothèses de base de la méthodologie traditionnelle ne correspondent pas au comportement réel de l'ouvrage. Effectivement, pour les modèles étudiés, la distribution verticale des pressions ne respecte pas un profil parabolique et n'est pas constante sur la largeur de l'ouvrage. De plus, lorsque le système étudié atteint la résonance, les pressions de Westergaard mène à une évaluation non sécuritaire de la performance sismique des vannes puisque leur amplitude est largement inférieure à celle des pressions calculées par éléments finis. Dans la pratique, la méthode des masses ajoutées de Westergaard est employée afin de considérer indirectement les effets de la flexibilité des structures sur leur réponse sismique. La validité de cette méthode pour l'évaluation de la réponse sismique des vannes étudiées est évaluée à la fin de la présente section du mémoire.

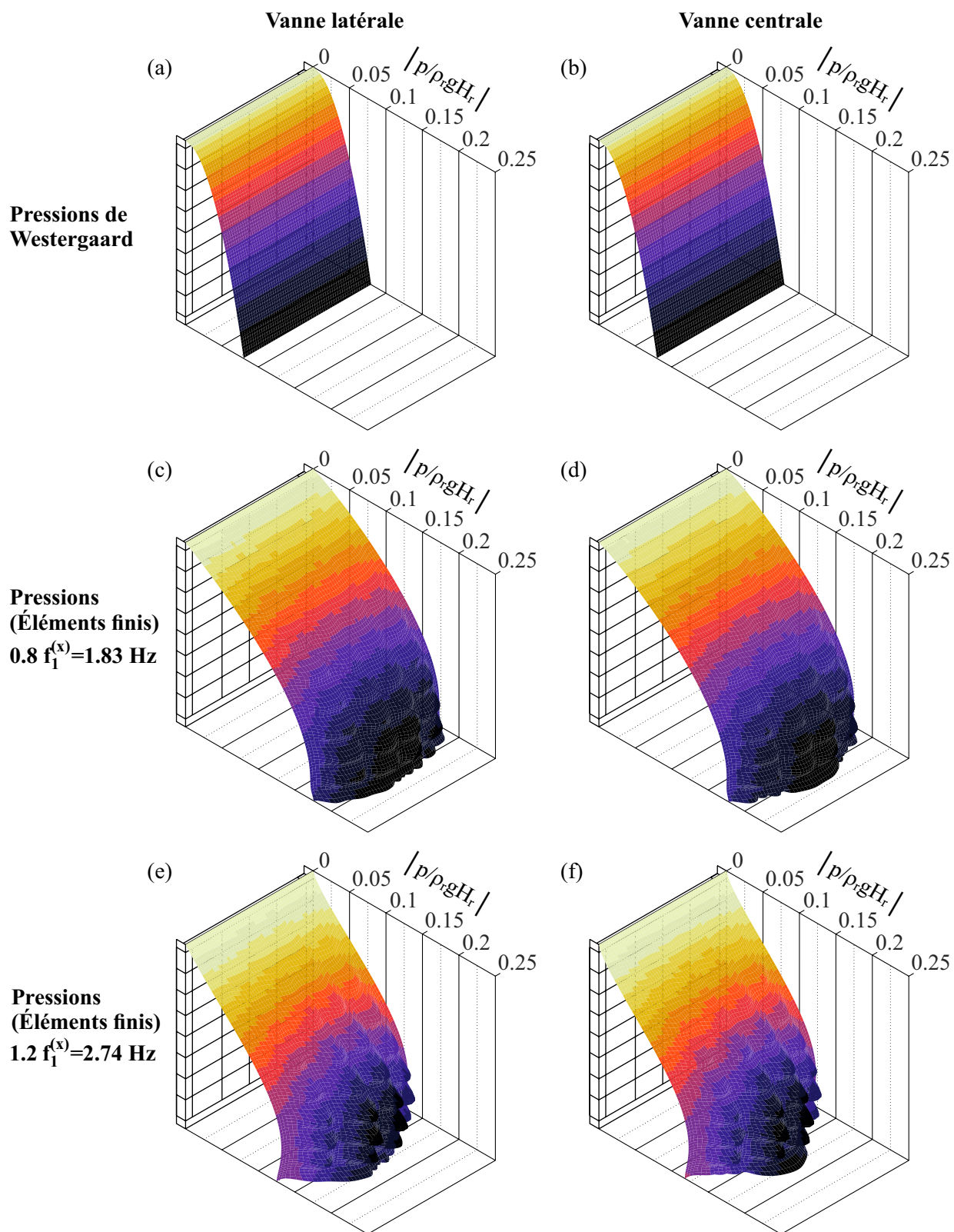


Figure 4.22 Répartition des pressions hydrodynamiques aux interfaces vanne-réservoir d'évacuateur triple sollicité longitudinalement : (a) et (b) Approximation de Westergaard ; (c) et (d) Accélération harmonique à une fréquence $f = 0.8 f_1^{(x)}$; (e) et (f) à $f = 1.2 f_1^{(x)}$.

Finalement, les effets de la rigidité des vannes sur la réponse sismique des évacuateurs typiques sollicités longitudinalement sont évalués. À cet effet, la figure 4.23 illustre la réponse fréquentielle de la réaction totale des vannes rigides. Il est premièrement observé que la fréquence fondamentale des systèmes étudiés est largement supérieure à la limite de 10 Hz. Ainsi, la réponse d'évacuateur simple est quasi-constante dans l'intervalle de fréquences d'intérêt tandis que les réactions de vannes d'évacuateur triple comprennent un pic de résonance ayant une fréquence de 3.95 Hz. Ce dernier correspond à la vibration de la structure de levage. Similairement aux analyses de structure sèche, ce phénomène n'apparaît pas dans la réponse de l'évacuateur simple dû à la proximité de ses conditions frontières latérales. En comparant les amplitudes de réaction à 10 Hz, il est noté que, dans le présent cas d'étude, la modélisation d'une vanne singulière implique une réduction maximale de 17 et 26 % des réactions de vannes latérales et centrales respectivement. Considérant que, pour ce même chargement, la réaction de vanne non rigidifiée ne varie que de 4 %, il est notable que les effets du couplage vanne-évacuateur deviennent plus importants lorsque la rigidité de la vanne augmente. Cependant, dans le présent cas d'étude, ces effets deviennent significatifs à des fréquences élevées comparativement à la majorité du contenu fréquentiel des séismes.

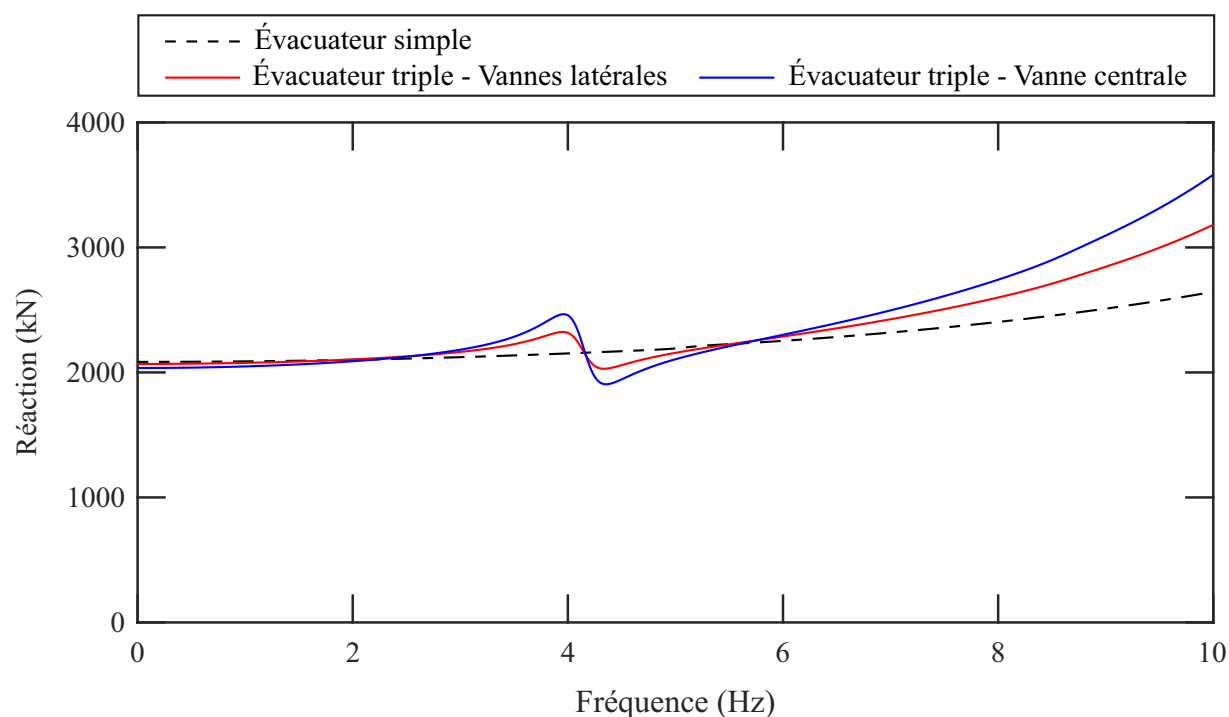


Figure 4.23 Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne rigide d'évacuateur typique vibrant en contact avec un réservoir : Sollicitation longitudinale.

La figure 4.24 illustre la déformée modale des évacuateurs munis de vannes rigides. Il est visible que le pic de réaction de vanne d'évacuateur triple observé provient de la vibration de la structure de levage et des piles centrales. Bien que l'évacuateur simple calcule le même type de déformée que l'évacuateur triple, aucun pic de réaction n'apparaît dans la figure 4.23. Cela est dû à la proximité des conditions frontières latérales qui limitent la vibration de la vanne dans ce cas. Ainsi, la fréquence fondamentale est surestimée de 1 Hz et la masse effective est réduite de 4.6 %.

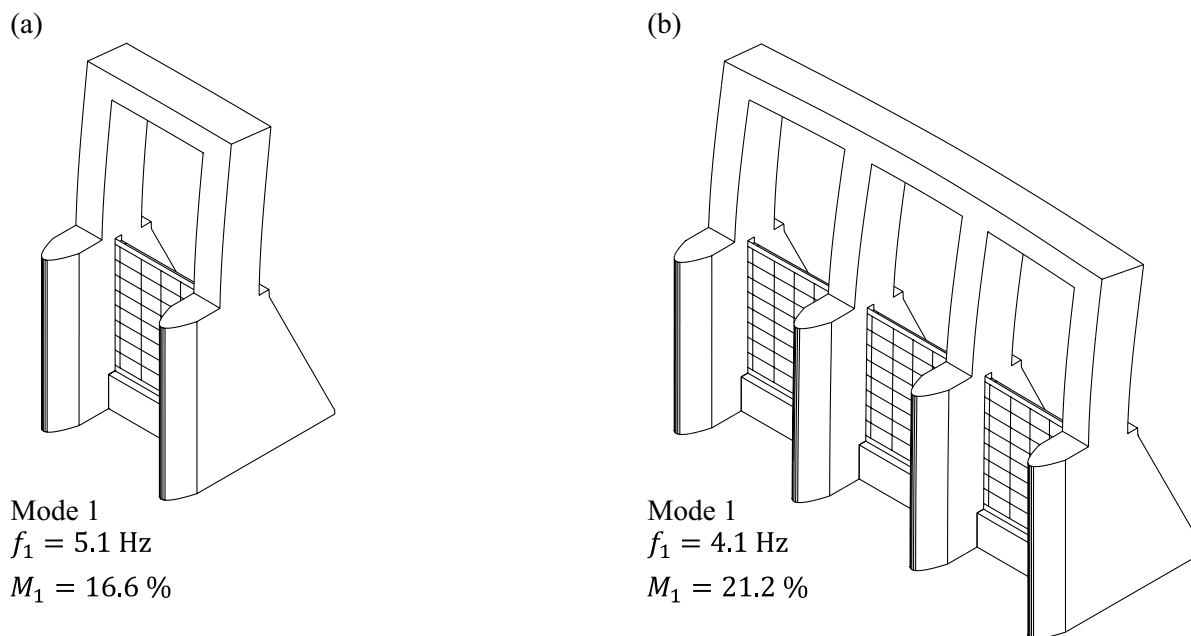


Figure 4.24 Déformée du mode longitudinal important d'évacuateur à vanne rigide vibrant en contact avec un réservoir : (a) évacuateur simple et (b) évacuateur triple.

La répartition horizontale des pressions acoustiques dans le réservoir d'évacuateur triple est illustrée à la figure 4.25. Contrairement au cas où les vannes ne sont pas rigidifiées, cette distribution ne contient qu'une seule cloche de pression dont l'amplitude est maximale face à la vanne centrale et minimale à la rive des vannes latérales. Il est ainsi cohérent que la réaction de vanne centrale soit supérieure à celle de la vanne latérale. Ce résultat concorde également avec la déformée de la figure 4.19 où les déplacements sont maximaux au centre de l'ouvrage. Il est toutefois notable que la distribution des pressions observée est spécifique aux géométries d'évacuateurs modélisées.

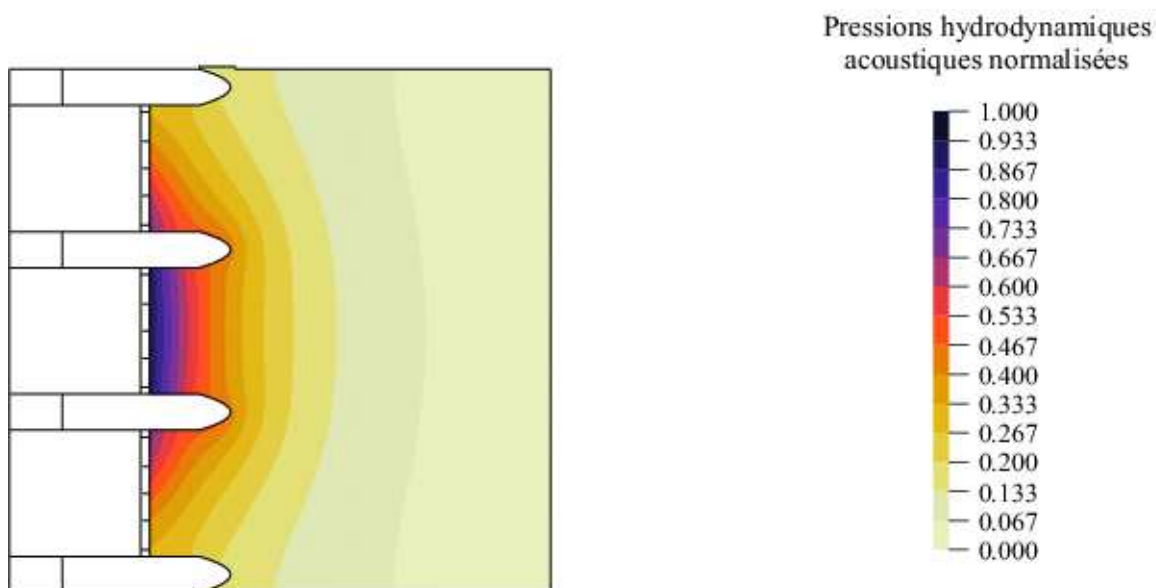


Figure 4.25 Répartition des pressions acoustiques dans le réservoir d'évacuateur triple au mode longitudinal fondamental : Vue en plan à $z = 11.025$ m.

Effets de l'interaction fluide-structure sur la réponse des systèmes sollicités transversalement

Les propriétés modales des évacuateurs de crue typiques vibrant en contact avec un réservoir ont été calculées afin d'évaluer les effets de l'interaction fluide-structure sur le comportement dynamique des vannes. La figure 4.26 illustre la courbe de réponse en fréquence des réactions de vannes d'évacuateurs typiques simple et triple lorsqu'ils sont sollicités par une accélération au sol transversale. Il est observé que les réactions A et B d'évacuateur triple se distinguent des autres par la présence d'un premier pic de résonance à 2.4 Hz correspondant à la vibration latérale de la superstructure. Ce phénomène n'est pas capté par l'évacuateur simple à cause de la proximité de ses conditions frontières latérales. Les fréquences fondamentales ainsi que les amplitudes de réaction observées sont précisées dans le tableau 4.6. Il est noté que, sous ce type de chargement, le couplage vanne-évacuateur influence significativement la réponse sismique des modèles étudiés puisqu'elle varie selon le nombre de vannes modélisées et leur position. Ainsi, la modélisation d'un évacuateur simple ne permet pas de calculer le comportement réel des évacuateurs triples. Cette méthodologie mène à une surestimation de la fréquence fondamentale de l'ouvrage et de l'amplitude de sa réponse sismique. Effectivement, dans le cas présenté, la réaction B des vannes d'évacuateur triple équivaut à 74 % de la réaction de rive d'une vanne d'évacuateur simple.

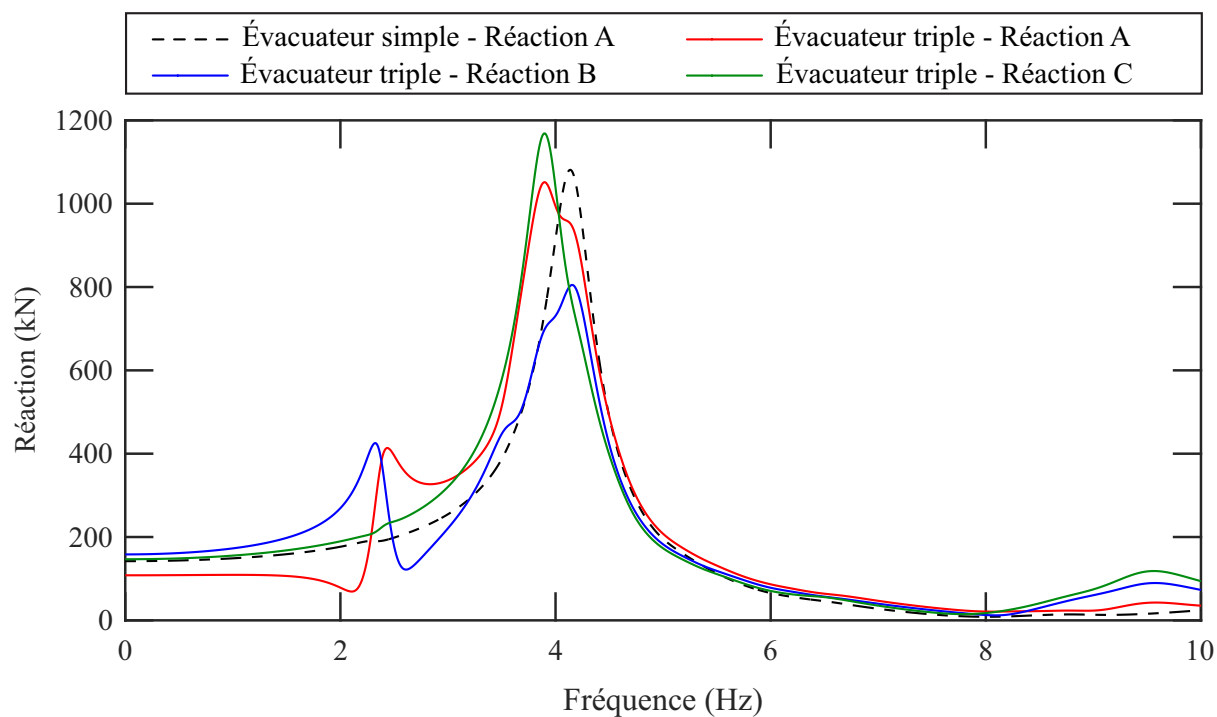


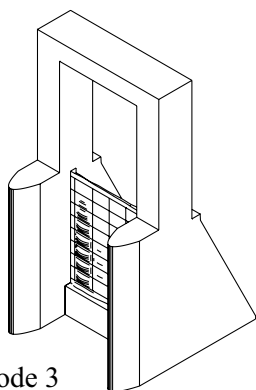
Figure 4.26 Courbes de réponse en fréquences des réactions de vanne d'évacuateur vibrant en contact avec un réservoir : Sollicitation transversale.

Tableau 4.6 Fréquence fondamentale et amplitude des réactions d'évacuateur typique en contact avec un réservoir sollicité transversalement.

Position de la vanne	f_1 (Hz)	Réaction (kN)	Écart (relatif à l'évacuateur simple)	
			f_1 (Hz)	Réaction (%)
Évacuateur simple	4.14	1081	0.0	0.0
Évacuateur triple (Réaction A)	3.9	1052	-0.24	-2.74
Évacuateur triple (Réaction B)	4.15	805	0.01	-25.6
Évacuateur triple (Réaction C)	3.9	1169	-0.24	8.10

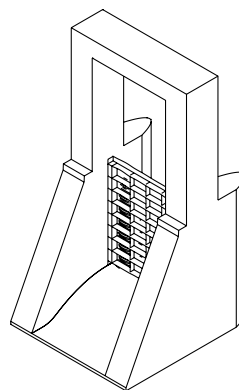
Le comportement dynamique des systèmes évacuateur-réservoir modélisés est étudié d'avantage afin d'évaluer l'influence des interactions fluide-structure et vanne-évacuateur sur la réponse sismique des vannes. À cet effet, la figure 4.27 illustre les déformées modales des évacuateurs simple et triple correspondant aux pics de résonance observés à la figure 4.26. Il est premièrement visible que, dans tous les cas, les vannes subissent de la torsion à la résonance. Cependant, seulement le mode fondamental d'évacuateur triple comprend la vibration de la superstructure en béton. Ainsi, la masse effective de cette structure est largement supérieure à celle de l'évacuateur simple. En comparant les déformées fondamentales celles des structures sèches illustrée à la figure 4.7c, il est notable qu'il s'agit principalement du même mode vibratoire que calculé auparavant. Cependant, lorsque l'interaction fluide-structure est considérée, les vannes se déforment significativement. Ainsi, la masse participante de l'ouvrage est augmentée par ce phénomène. La fréquence du mode acoustique n'est cependant pas affectée significativement puisque cette masse supplémentaire est faible comparativement à celle de l'évacuateur déjà sollicité en condition sèche. La déformée correspondant au premier pic des réactions A et B d'évacuateur triple est ensuite étudiée. Tel que montré à la figure 4.24, ce mode implique uniquement la torsion des vannes latérales. Comme la réaction C est calculée à la rive de la vanne centrale, il est cohérent que sa réponse soit exempte de pic de résonance à 2.4 Hz.

(a) Vue amont

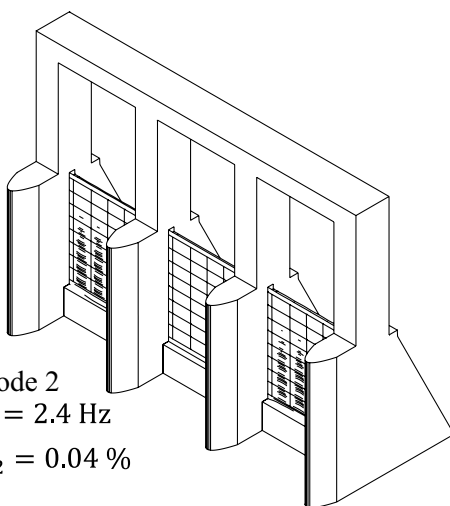


Mode 3
 $f_3 = 4.2 \text{ Hz}$
 $M_3 = 2.2 \%$

(b) Vue aval

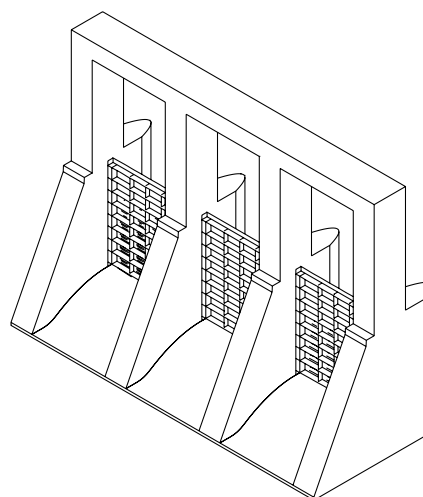


(c) Vue amont

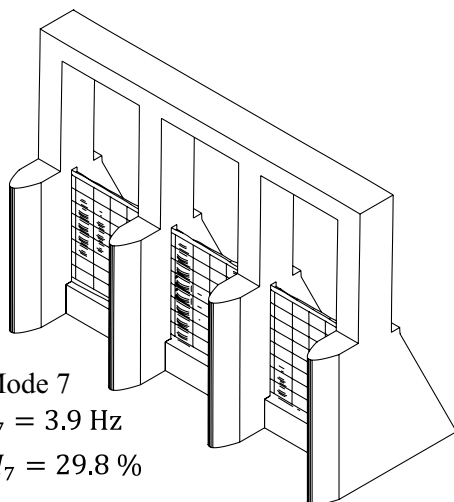


Mode 2
 $f_2 = 2.4 \text{ Hz}$
 $M_2 = 0.04 \%$

(d) Vue aval



(e) Vue amont



Mode 7
 $f_7 = 3.9 \text{ Hz}$
 $M_7 = 29.8 \%$

(f) Vue aval

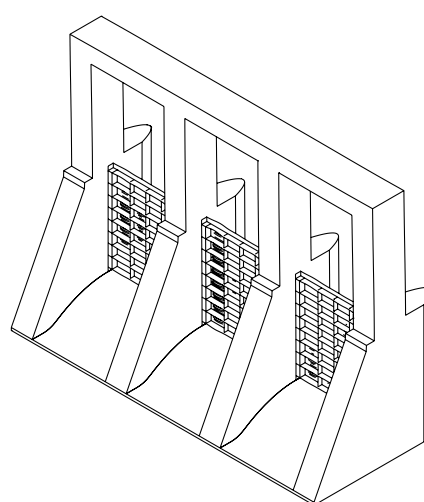


Figure 4.27 Déformée des modes transversaux importants d'évacuateur vibrant en contact avec un réservoir : (a) et (b) Évacuateur simple et (c) à (f) Évacuateur triple

Les figures 4.28 et 4.29 illustrent la répartition des pressions acoustiques normalisées dans le réservoir au mode fondamental des évacuateurs simple et triple respectivement. Dans les deux cas présentés, il est notable que les pressions sont maximales et de signes opposés aux rives des vannes tandis qu'elles sont nulles à leur centre. Cependant, la largeur et la longueur des zones de propagation des ondes de pression sont variables selon le nombre de vanne modélisée et leur position. Ce résultat concorde avec les réponses fréquentielles et déformées présentées aux figures 4.26 et 4.27. La distribution des pressions calculée est toutefois spécifique aux géométries d'évacuateur modélisées.

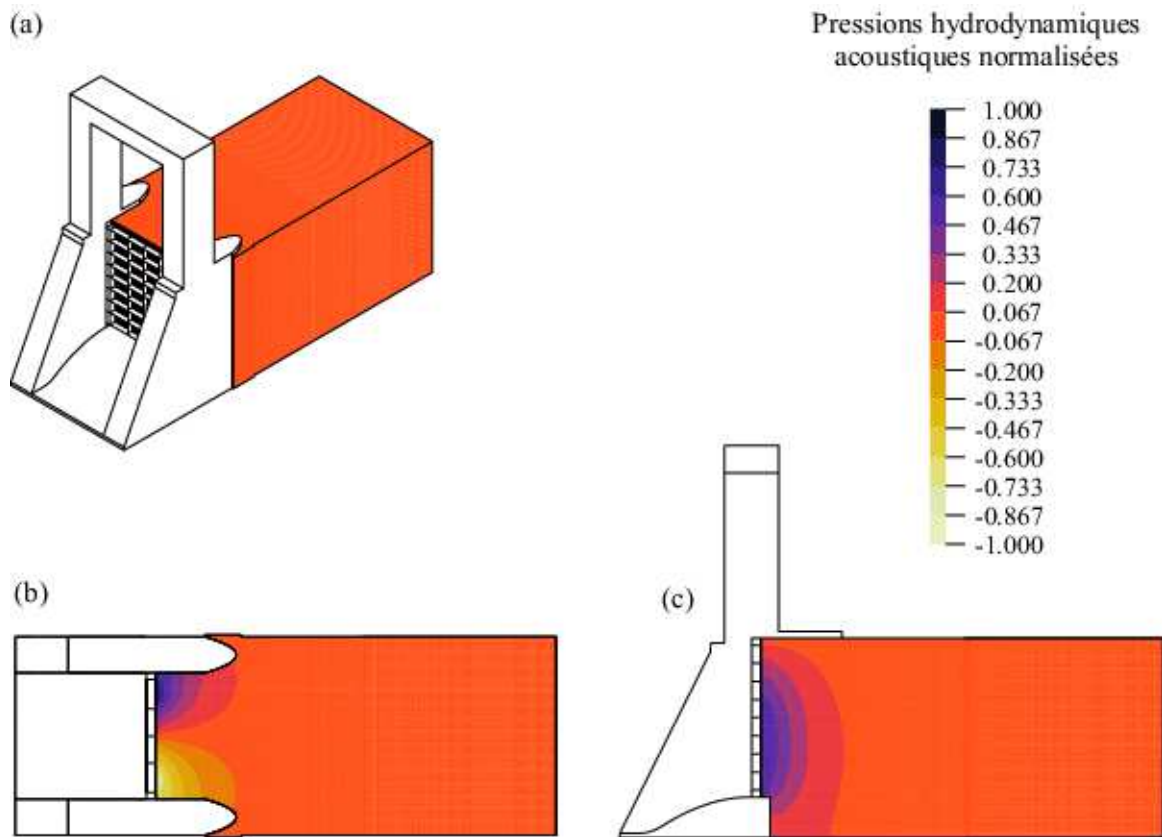


Figure 4.28 Répartition des pressions acoustiques dans le réservoir d'évacuateur simple au mode transversal fondamental : (a) Vue 3D; (b) Vue en plan à $z = 11.025$ m; (c) Vue d'élévation à la réaction A.

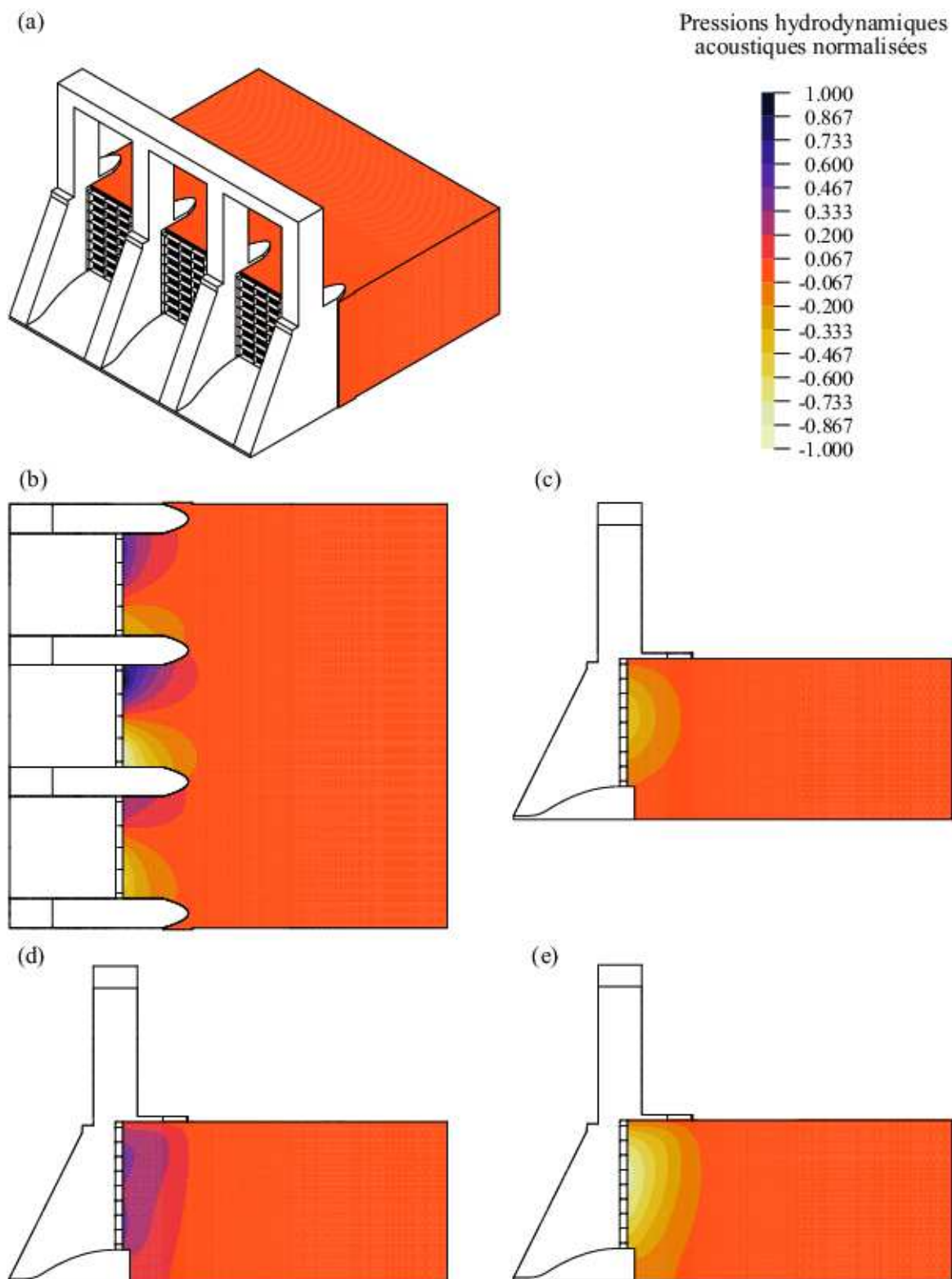


Figure 4.29 Répartition des pressions acoustiques dans le réservoir d'évacuateur simple au mode transversal fondamental : (a) Vue 3D; (b) Vue en plan à $z = 11.025$ m; (c), (d) et (e) Vue d'élévation aux réactions A, B et C respectivement.

La figure 4.30 illustre la distribution des pressions hydrodynamiques à l'interface vanne-réservoir lorsque l'évacuateur triple est sollicité par une accélération harmonique unitaire ayant une fréquence équivalant à 80 et 120 % de la fréquence fondamentale du système, soit 3.13 et 4.70 Hz respectivement. Il est premièrement noté que, similairement aux discussions précédentes, les pressions hydrodynamiques sont maximales aux rives des vannes et nulles à leur centre. De plus, leur amplitude varie selon la position de la vanne. Ensuite, il est observé que les profils de pressions calculés comprennent des sauts correspondant à la vibration de la plaque amont de la vanne entre ses raidisseurs illustrée à la figure 4.27.

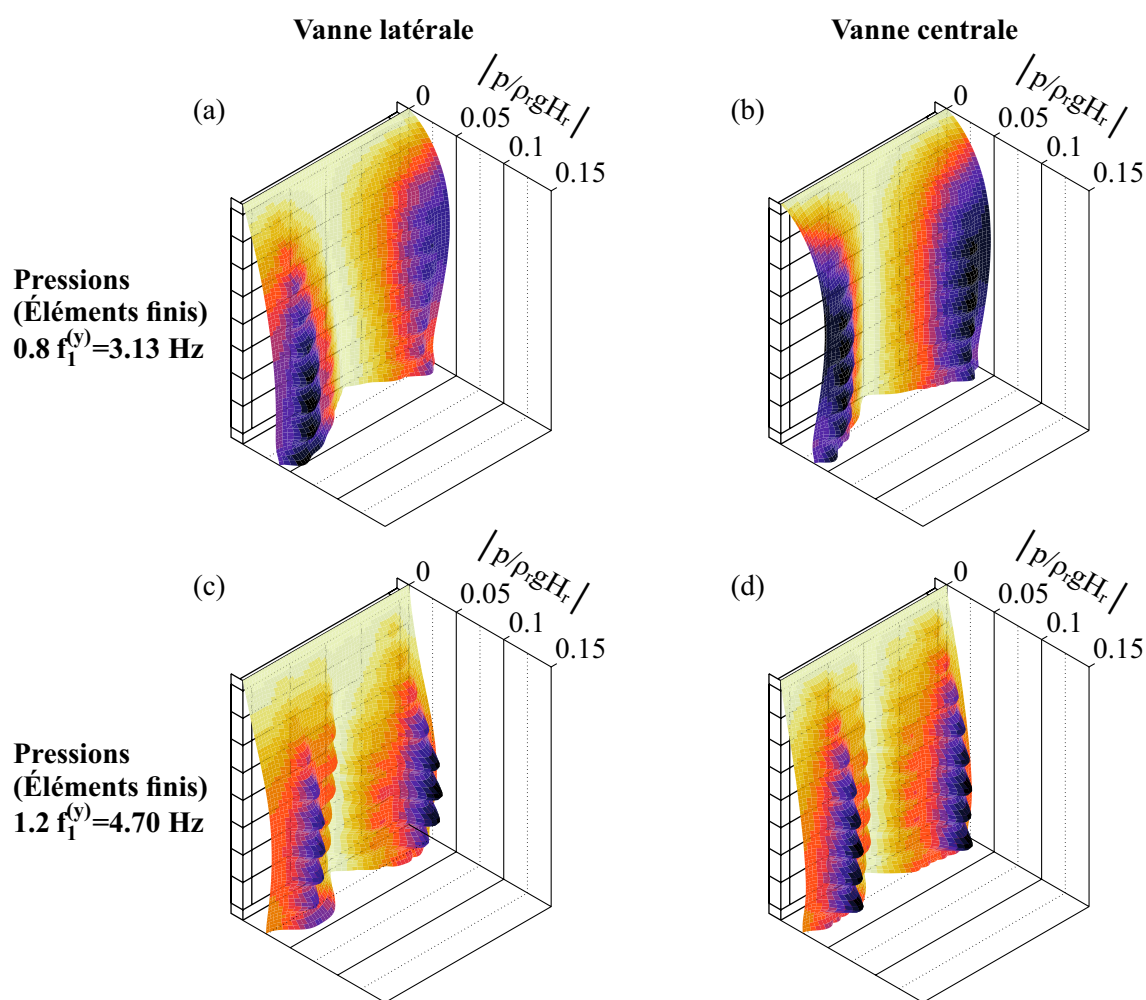


Figure 4.30 Répartition des pressions hydrodynamiques aux interfaces vanne-réservoir d'évacuateur triple sollicité longitudinalement : (a) et (b) Accélération harmonique à une fréquence $f = 0.8 f_1^{(y)}$; (c) et (d) à $f = 1.2 f_1^{(y)}$.

L'influence de la bidirectionnalité des séismes est ensuite préalablement évaluée. Ainsi, le tableau 4.7 résume l'amplitude des réactions de vannes calculées lorsque les évacuateurs sont sollicités longitudinalement et transversalement. Il est noté que, à leur résonance respective par une accélération de même amplitude, la réponse des vannes sous chargement transversal représente entre 9 et 12 % de leur réponse lorsque sollicitée longitudinalement. La composante transversale des séismes peut ainsi potentiellement influencer la performance sismique de ce type d'ouvrage. Les effets de la bidirectionnalité des séismes sont d'avantage étudiés dans la section 4.3 du présent mémoire.

Tableau 4.7 Comparatif des réactions de vanne selon la direction de la sollicitation.

Position de la réaction de vanne	Réactions (kN)		
	Sollicitation longitudinale	Sollicitation transversale	Transversale / Longitudinale
Évacuateur simple	9743	1081	0.111
Évacuateur triple (Réaction A)	9339	1052	0.113
Évacuateur triple (Réaction B)	9375	805	0.086
Évacuateur triple (Réaction C)	10 126	1169	0.115

Les effets de la rigidité des vannes sur la réponse sismique des évacuateurs typiques sollicités transversalement sont ensuite évalués. À cet effet, la figure 4.31 illustre la réponse fréquentielle des réactions des vannes rigides. Similairement aux discussions précédentes, il est premièrement observé que l'évacuateur simple ne permet pas de calculer le premier pic de résonance des évacuateurs triples à cause de la proximité de ses conditions frontières latérales. Cette résonance correspond à deux modes vibratoires de l'ouvrage à une fréquence de 4.9 et 5.6 Hz. En comparant la réponse des réactions de vanne d'évacuateur triple, il est noté que la fréquence de ce pic n'est pas sensible à la position de la vanne tandis que son amplitude varie significativement. Ainsi, à la résonance, l'amplitude de la réaction A correspond à 81 % de la réaction C. Lorsque le contenu fréquentiel de la sollicitation est supérieur à 6 Hz, la réaction A se distingue également des autres par une réponse quasi-constante. Effectivement, au-delà de la limite de 10 Hz, le mode résonant du système étudié implique le déplacement latéral des piles centrales. Les piles de rives ne sont cependant pas déformées puisqu'elles sont retenues latéralement.

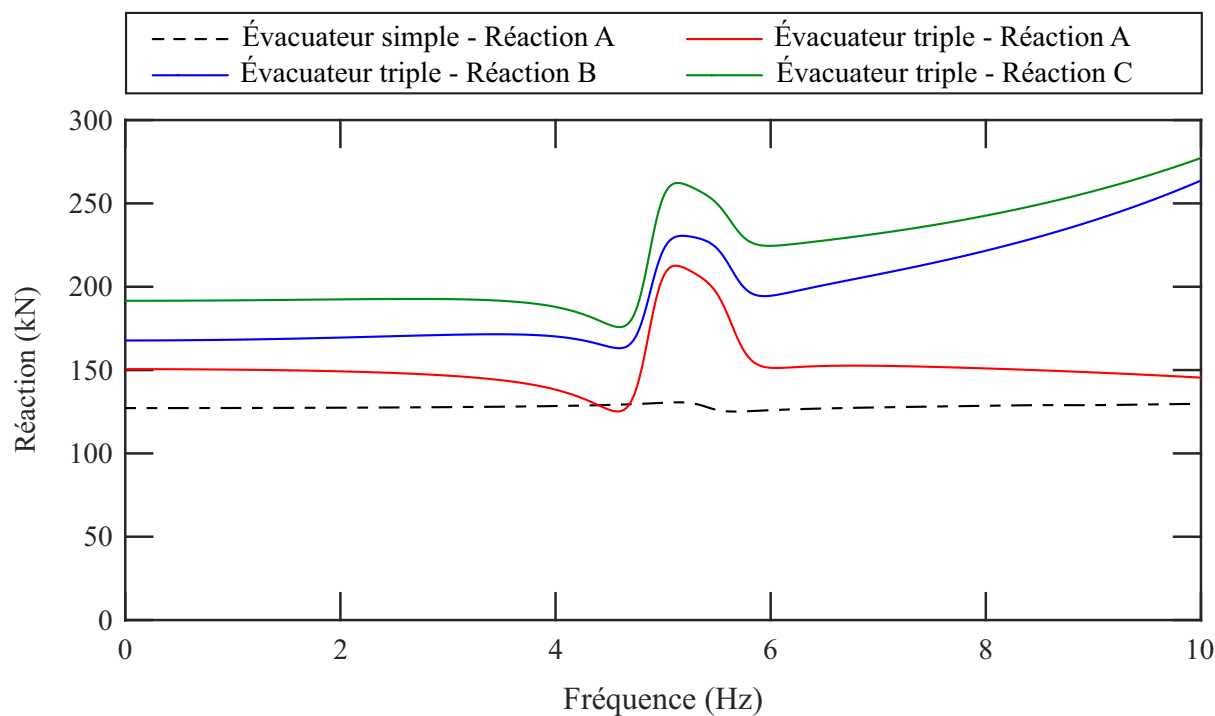


Figure 4.31 Courbes de réponse en fréquences des réactions de vanne rigide d'évacuateur vibrant en contact avec un réservoir : Sollicitation transversale.

La figure 4.32 illustre les déformées modales des évacuateurs munis de vannes rigides correspondant au pic de résonance observé. Il est visible que ces modes correspondent respectivement à la vibration latérale de l'ouvrage et à sa torsion sans déformation significative des vannes. Bien que l'évacuateur simple calcule les mêmes types de déformée que l'évacuateur triple, aucun pic de réaction n'apparaît dans la figure 4.31. Cela est dû à la proximité des conditions frontières latérales qui limitent la vibration de la vanne dans ce cas. Ainsi, la fréquence fondamentale des deux modes est surestimée de 0.5 et 3.2 Hz respectivement.

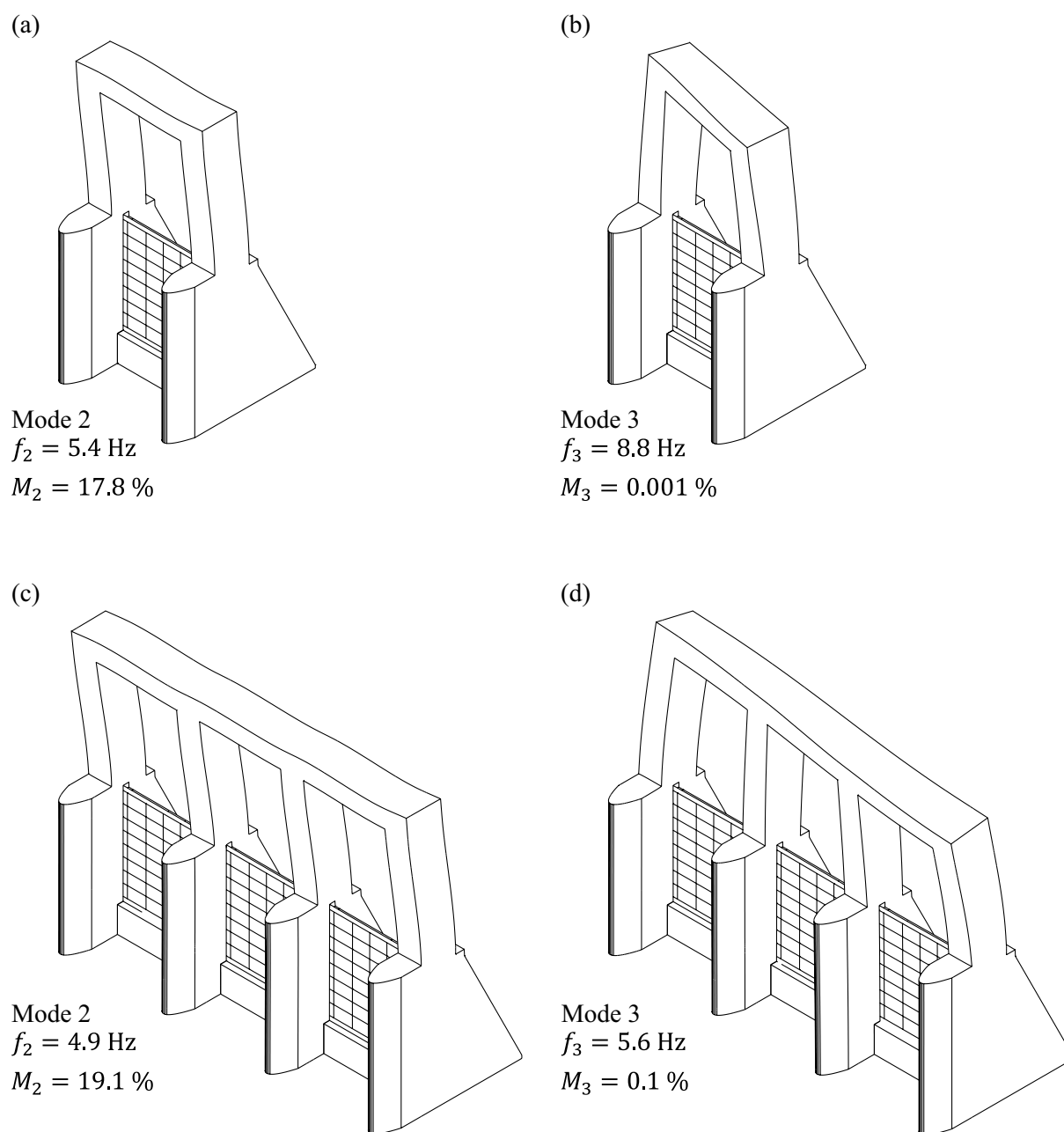


Figure 4.32 Déformée des modes transversaux importants d'évacuateur à vanne rigide vibrant en contact avec un réservoir : (a) et (b) évacuateur simple et (c) et (d) évacuateur triple

La répartition horizontale des pressions acoustiques dans le réservoir d'évacuateur triple est illustrée à la figure 4.33. Il est notable que cette distribution correspond au comportement de l'ouvrage montré à la figure 4.32. Effectivement, pour le premier mode fondamental, comme les piles centrales sont en mouvement, les pressions sont concentrées à l'interface pile-réservoir. Lors du deuxième mode résonant, les pressions sont maximales et opposées aux rives du réservoir tandis qu'elles sont nulles à son centre puisqu'il s'agit d'un mode de torsion de l'évacuateur entier. Toutefois, les présentes observations sont spécifiques à la géométrie d'évacuateur modélisée.

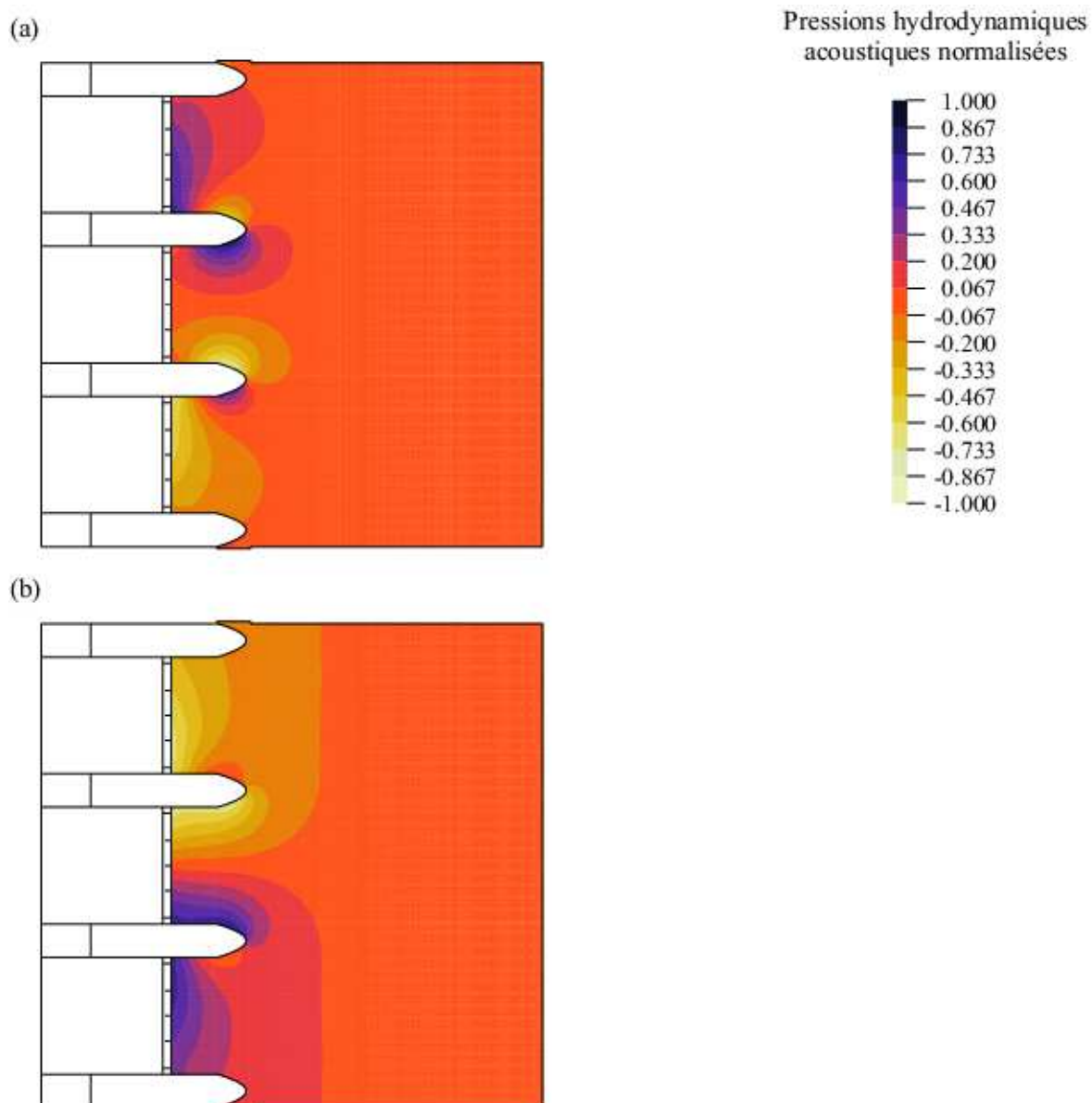


Figure 4.33 Répartition des pressions acoustiques dans le réservoir d'évacuateur triple aux modes transversaux importants : (a) Mode 2 et (b) Mode 3. Vues en plan à $z=11.025$ m.

Finalement, l'influence de la bidirectionnalité des séismes sur la réponse des vannes rigides est préalablement évaluée. Ainsi, les tableaux 4.8 et 4.9 résument l'amplitude de leurs réactions calculées lorsque les évacuateurs sont sollicités longitudinalement et transversalement. Cette amplitude est mesurée pour une sollicitation ayant une fréquence de 0 et 10 Hz respectivement afin d'évaluer l'influence de la bidirectionnalité sur l'intervalle de fréquences étudiées. Il est noté que la réponse des vannes rigides sous chargement transversal représente entre 9 et 19 % de leur réponse lorsque sollicitée longitudinalement. La composante transversale des séismes peut ainsi potentiellement influencer la performance sismique des ouvrages étudiés.

Tableau 4.8 Comparatif des réactions de vanne rigide selon la direction du chargement ($f = 0$ Hz)

Position de la réaction de vanne	Réactions (kN)		
	Sollicitation longitudinale	Sollicitation transversale	Transversale / Longitudinale
Évacuateur simple	1043	127	0.122
Évacuateur triple (Réaction A)	1155	151	0.130
Évacuateur triple (Réaction B)	912	168	0.184
Évacuateur triple (Réaction C)	1017	192	0.188

Tableau 4.9 Comparatif des réactions de vanne rigide selon la direction du chargement ($f = 10$ Hz)

Position de la réaction de vanne	Réactions (kN)		
	Sollicitation longitudinale	Sollicitation transversale	Transversale / Longitudinale
Évacuateur simple	1323	130	0.098
Évacuateur triple (Réaction A)	1691	145	0.086
Évacuateur triple (Réaction B)	1490	264	0.177
Évacuateur triple (Réaction C)	1790	277	0.155

Effets de la compressibilité du fluide

Les figures 4.34 et 4.35 illustrent la réponse en fréquence des pressions hydrodynamiques face aux vannes d'évacuateurs typiques et de leurs réactions respectivement lorsque le réservoir modélisé est supposé compressible ou incompressible. Il est notable que la compressibilité de l'eau n'a aucune influence sur les propriétés modales des systèmes étudiés puisqu'aucune réponse n'a été modifiée par cette hypothèse. Cependant, tel que mentionné auparavant, les courbes de réponses calculées dans ce projet considèrent un taux d'amortissement imposé de 5%. Les effets de l'amortissement induit par la compressibilité du fluide ne sont donc pas captés dans cette analyse. Les résultats présentés restent cependant concluants puisque la fréquence des pics résonant ainsi que la réponse hors-pic des systèmes compressible et incompressible sont identiques. Ils peuvent également être prédits en se basant sur les conclusions de Fok et Chopra (1987) qui indiquent que, pour un barrage modélisé en 2D, les effets de la compressibilité de l'eau sont négligeables lorsque le ratio de fréquence fondamentale entre la structure et le réservoir est inférieur à 2. Effectivement, dans le cas des évacuateurs triples typiques, ce ratio est de 0.9.

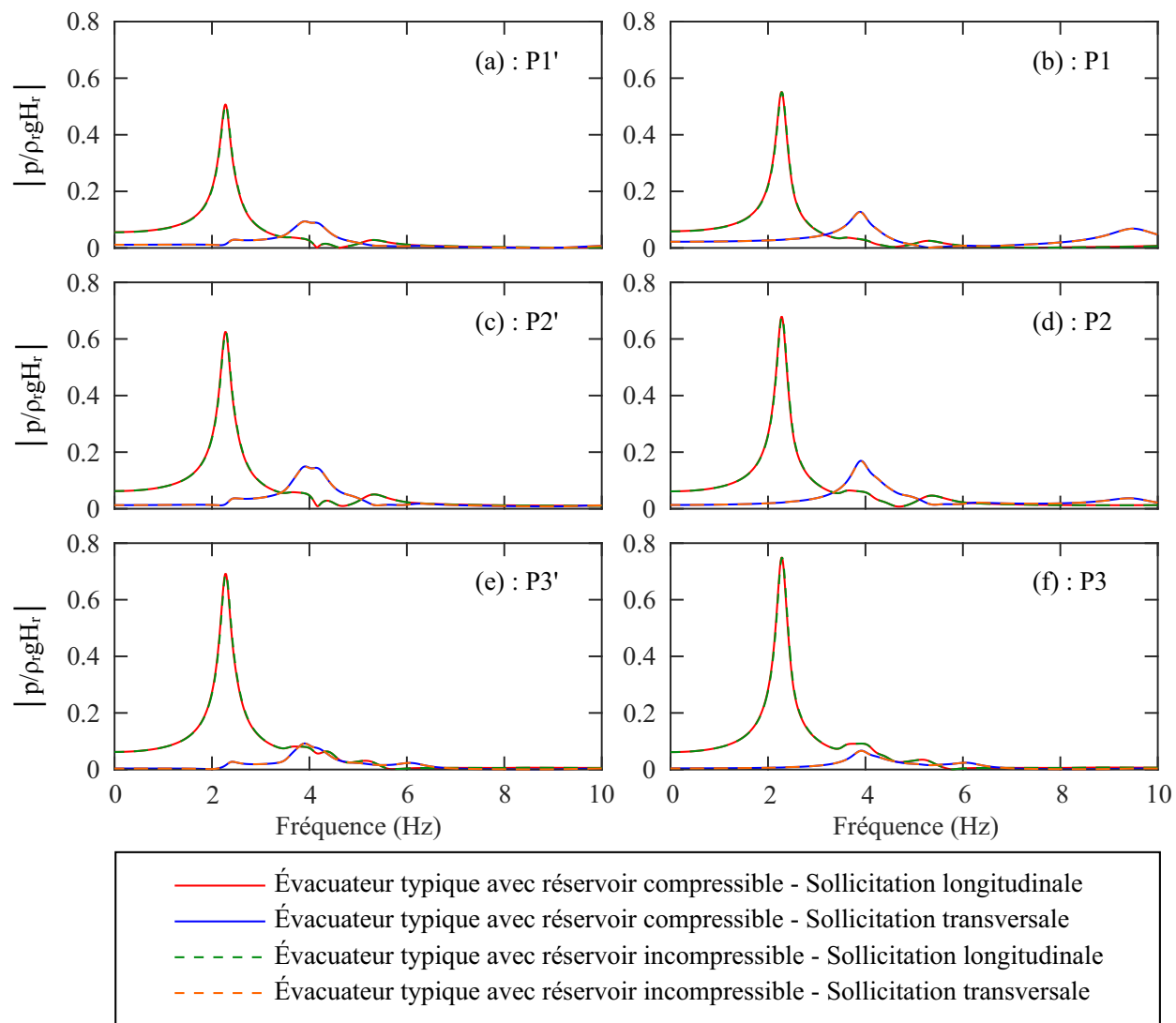


Figure 4.34 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques face aux vannes flexibles d'évacuateur triple typique : Influence de la compressibilité du réservoir.

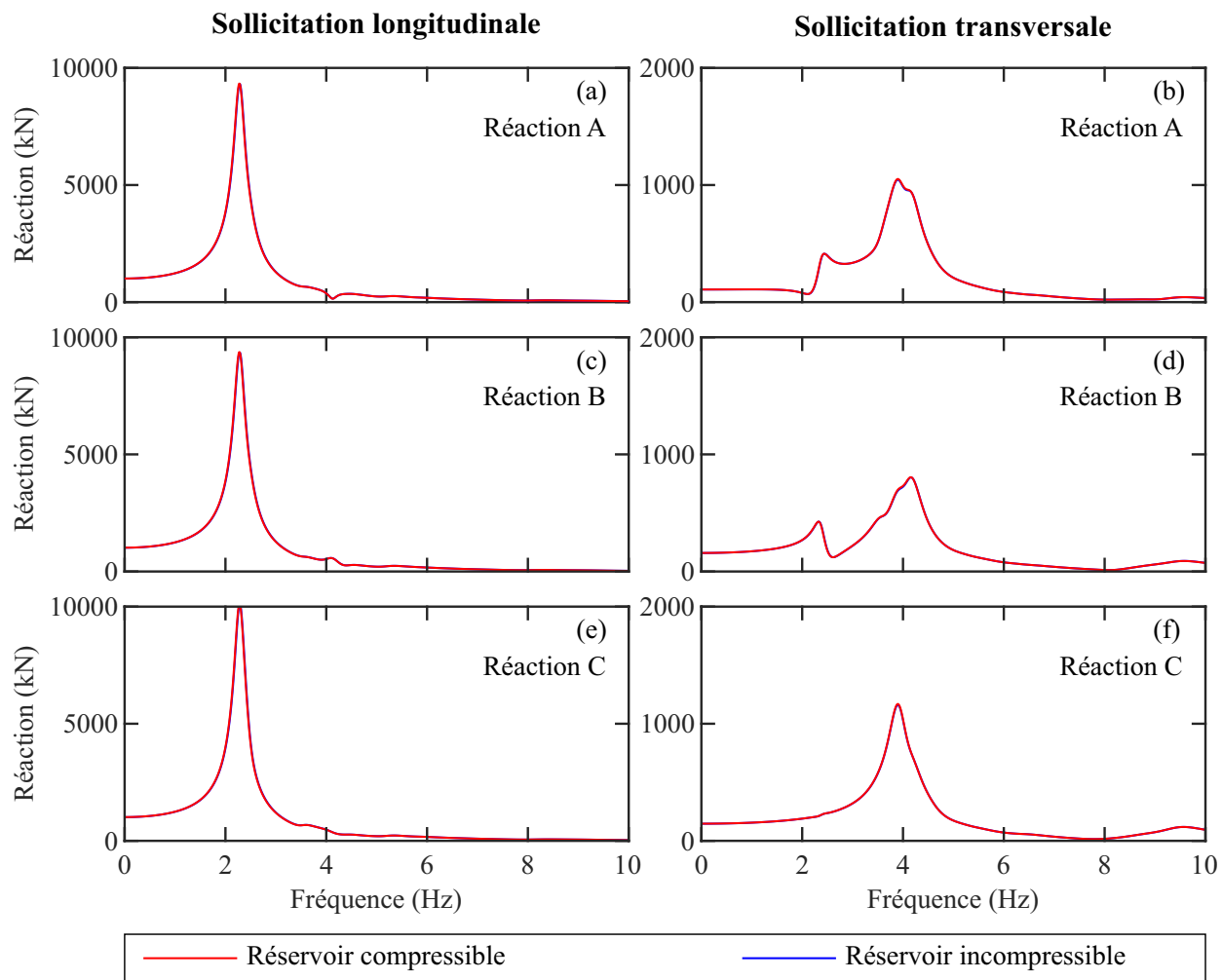


Figure 4.35 Courbes de réponse en fréquences des réactions de vannes flexibles d'évacuateur triple typique : Influence de la compressibilité du réservoir.

Les figures 4.36 et 4.37 illustrent la réponse en fréquence des pressions hydrodynamiques face aux vannes rigides d'évacuateurs typiques et de leurs réactions respectivement lorsque le réservoir modélisé est supposé compressible ou incompressible. Il est premièrement observé que, lorsque sollicitée par une accélération longitudinale ayant une fréquence supérieure à 5 Hz, la compressibilité de l'eau a pour effet d'amplifier l'amplitude des pressions hydrodynamiques et des réactions de vannes. Ces effets sont toutefois limités puisque la fréquence fondamentale de ces modèles est supérieure à 10 Hz. Ainsi, dans l'intervalle de fréquence étudié, la compressibilité de l'eau cause une amplification maximale des pressions hydrodynamiques de 27 % face au point P3'. Deuxièmement, lorsque l'évacuateur est sollicité par une accélération transversale, la compressibilité de l'eau n'a pas d'effet significatif sur les réponses calculées. Effectivement,

tel qu'illustré, cette hypothèse de modélisation ne génère pas de modes supplémentaires dans l'intervalle de fréquence étudiée a peu d'influence sur l'amplitude des pressions et réaction calculées. Ainsi, une augmentation maximale de la pression hydrodynamique de 0.76 kPa est calculée au point P2' tandis que la réaction B est amplifiée de 4.8 %.

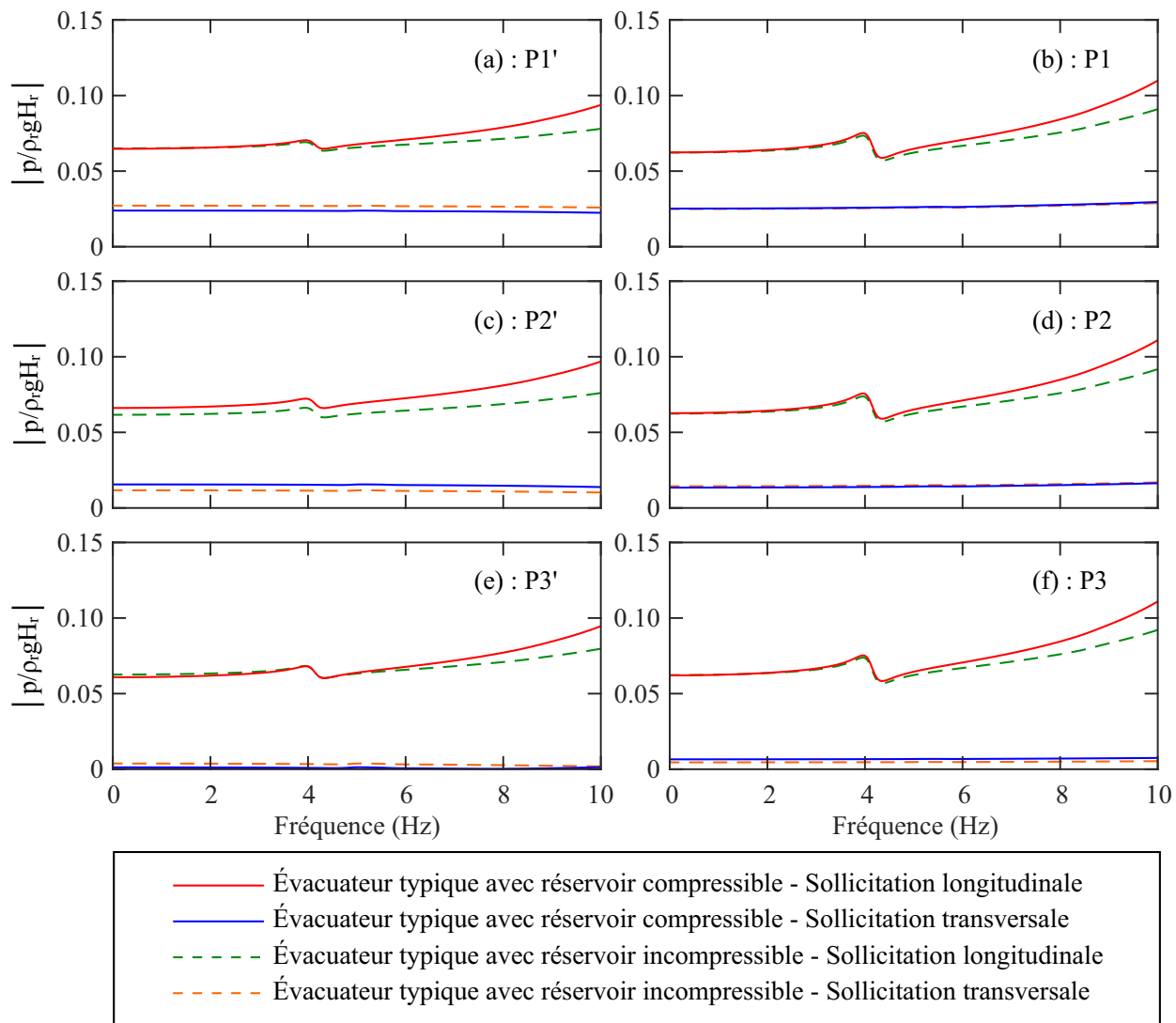


Figure 4.36 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques face aux vannes rigides d'évacuateur triple typique : Influence de la compressibilité du réservoir.

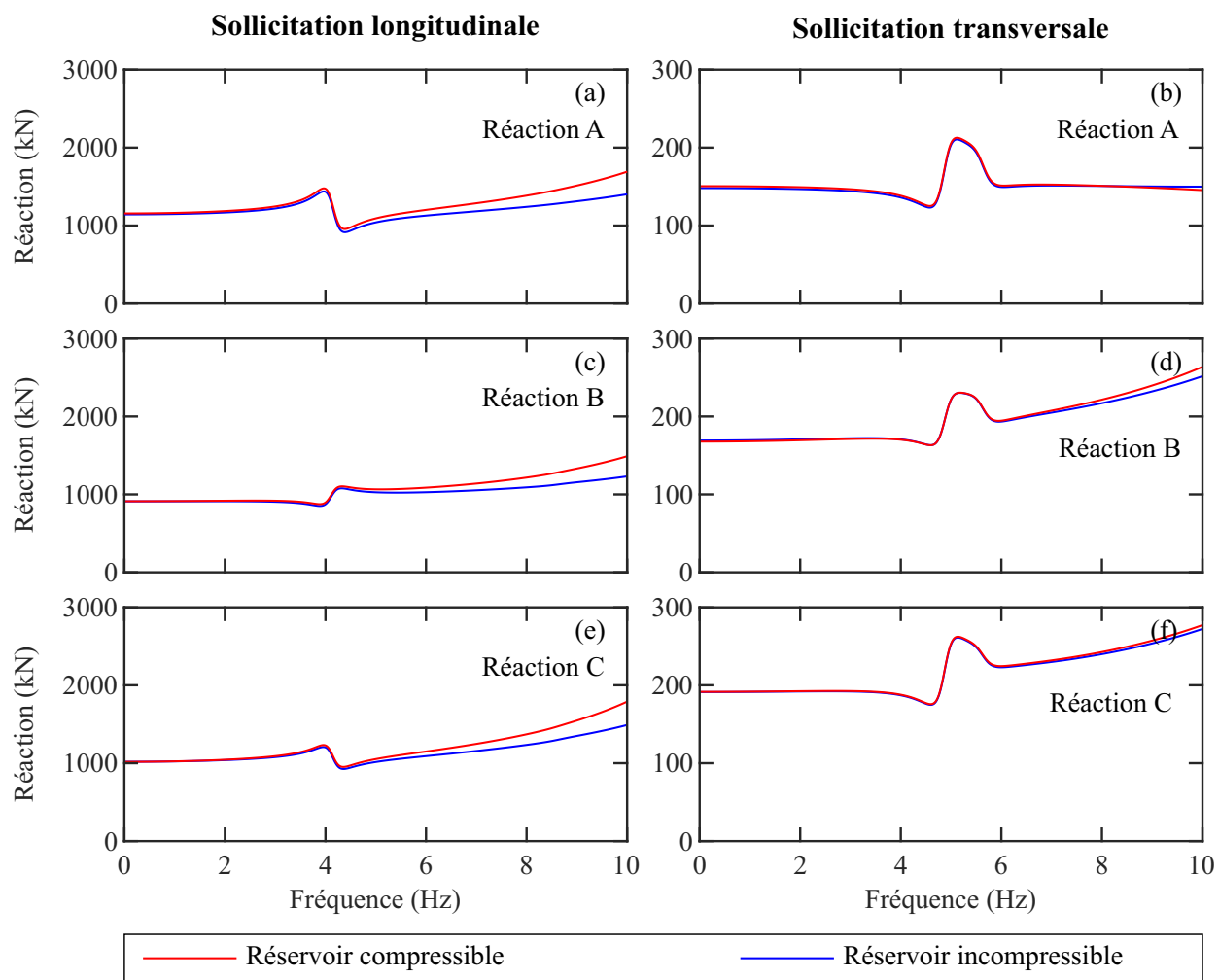


Figure 4.37 Courbes de réponse en fréquences des réactions de vannes rigides d'évacuateur triple type : Influence de la compressibilité du réservoir.

En résumé, les analyses réalisées sur les évacuateurs de géométrie typique ont démontré que la compressibilité du réservoir n'a pas d'effet significatif sur la réponse sismique des vannes étudiées. Il est donc possible de reproduire les résultats de ce projet en modélisant un réservoir incompressible. Cette propriété mécanique du fluide est cependant considérée dans les prochaines sections puisqu'elle est conservatrice et plus adéquate pour calculer la répartition 3D des pressions hydrodynamiques.

Effet de la condition frontière à la base de la vanne

Les figures 4.38 et 4.39 montrent les courbes de réponse en fréquence des pressions hydrodynamiques et des réactions de vannes lorsqu'elles sont supposées retenues ou non à leur base. Il est remarquable que cette hypothèse de modélisation structurale n'a pas d'effet significatif sur la réponse sismique des systèmes évacuateur – réservoir sollicité longitudinalement ou transversalement. Dans le premier cas, la fixité à la base de la vanne cause une augmentation de sa fréquence fondamentale de 0.06 Hz ainsi qu'une amplification maximale des amplitudes de pressions hydrodynamiques et réactions de 3.3 %. Lorsque sollicité transversalement, la fréquence fondamentale n'est pas influencée par cette condition tandis que l'amplitude des réponses calculées subit une réduction allant jusqu'à 5.8 %. Ainsi, dans le cas d'étude présenté, les deux types de conditions frontières considérées peuvent être modélisées sans influencer le comportement dynamique des vannes. Les résultats présentés dans les sous-sections précédentes permettent d'expliquer d'avantage les effets de la condition frontière à la base des vannes. Effectivement, les études de structures sèches présentées à la section 4.2.1 ont démontré que la rigidité globale des vannes étudiées n'est pas influencée par cette hypothèse. Considérant que la rigidité structurale n'est pas affectée par le couplage entre le fluide et l'ouvrage, les propriétés dynamiques des systèmes évacuateur – réservoir calculées ne varient pas significativement.

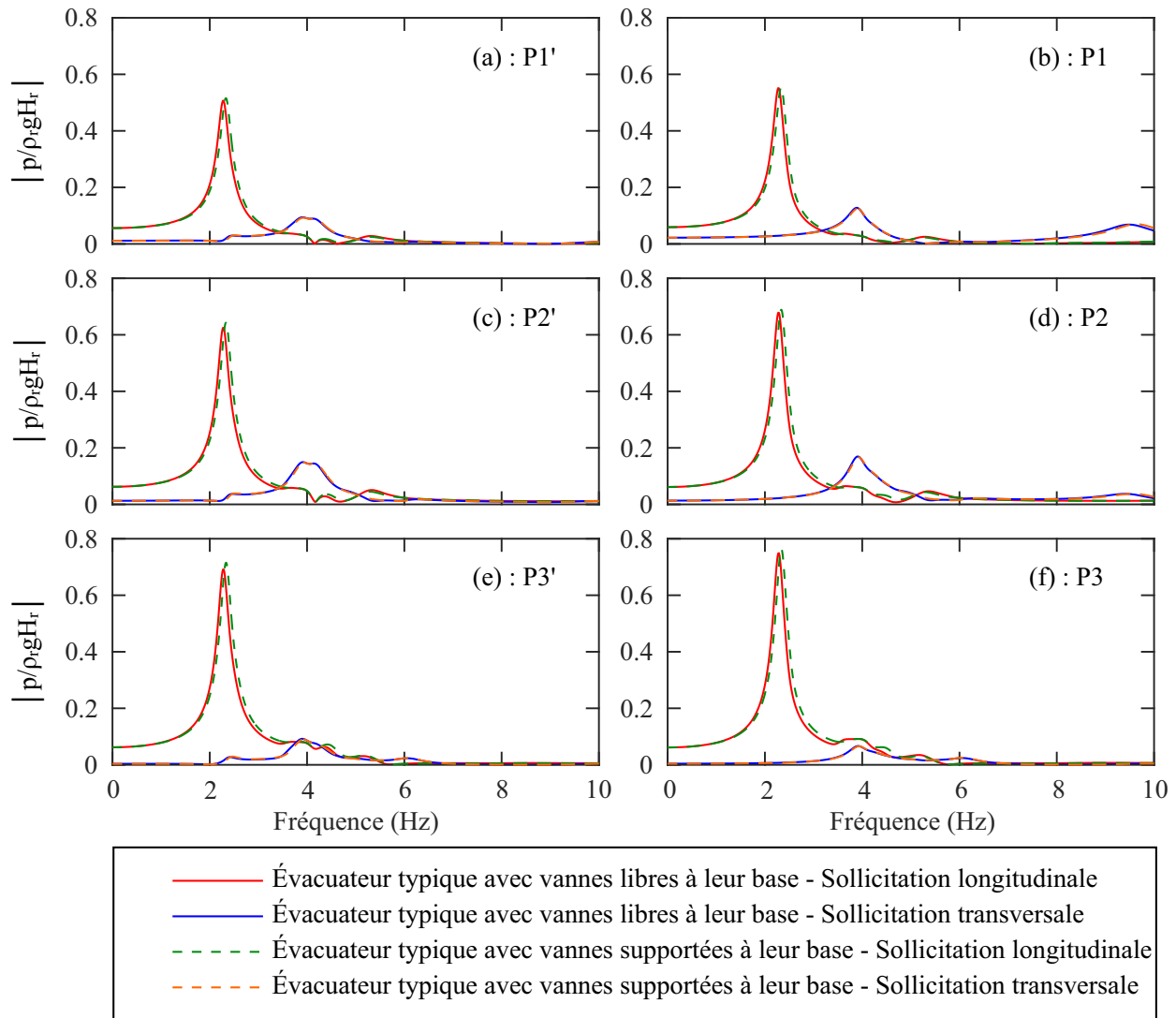


Figure 4.38 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques face aux vannes flexibles d'évacuateur triple typique : Influence de la condition frontière à la base de la vanne.

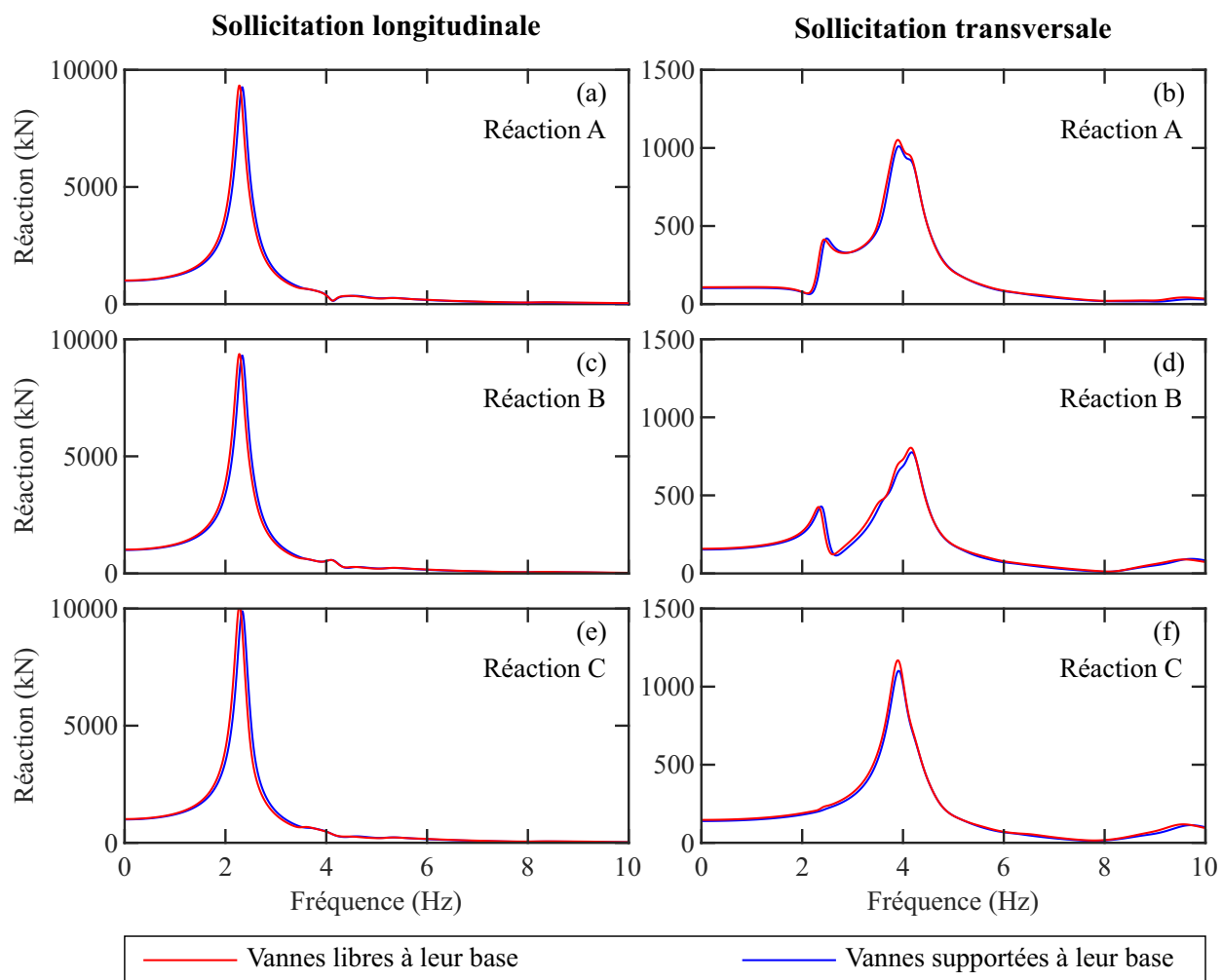


Figure 4.39 Courbes de réponse en fréquences des réactions de vannes flexibles d'évacuateur triple typique : Influence de la condition frontière à la base de la vanne.

La figure 4.40 illustre les courbes de réponse en fréquence des pressions hydrodynamiques faces aux vannes rigidifiées. Il est observé que la condition frontière des vannes rigides n'a pas d'influence sur la réponse sismique du réservoir puisque les pressions calculées sont identiques. La figure 4.41 illustre les courbes de réponse en fréquence des réactions de vannes rigidifiées. Contrairement aux pressions hydrodynamiques, leur amplitude est influencée significativement par leurs conditions frontières. De plus, la fixité de la base d'une vanne rigide a pour effet de diminuer l'amplitude des réponses sous l'action d'une accélération longitudinale et de les augmenter lorsque le système est sollicité transversalement. Ainsi, une réduction maxi-

male de 5.3% est observé à la réaction B tandis qu'une amplification maximale de 9.0% est calculé à la réaction C. Comme les écarts observés entre les deux hypothèses de conditions frontières sont relativement faible, les deux hypothèses sont valides pour évaluer adéquatement la performance sismique des vannes d'évacuateurs étudiés.

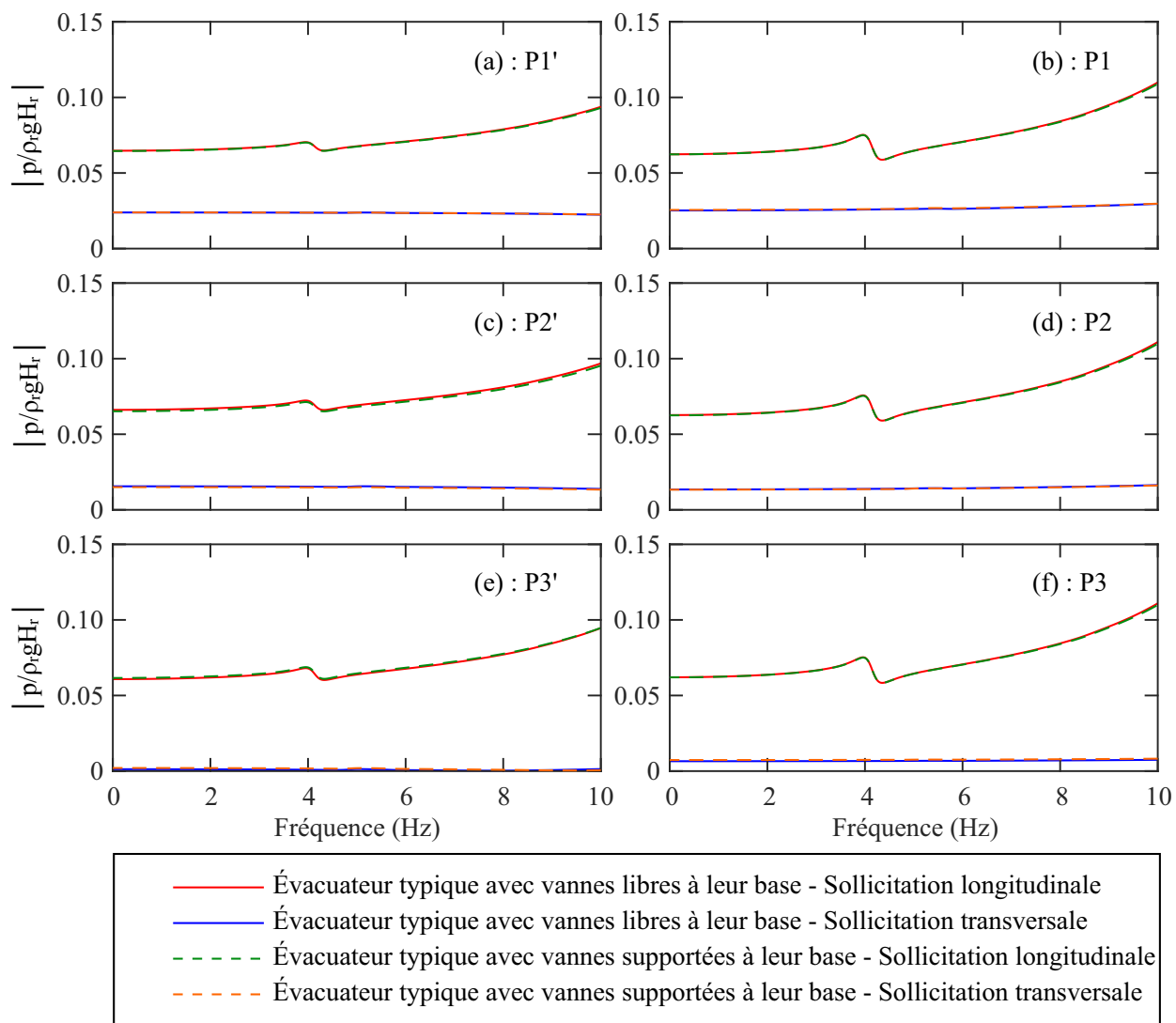


Figure 4.40 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques face aux vannes rigides d'évacuateur triple typique : Influence de la condition frontière à la base de la vanne.

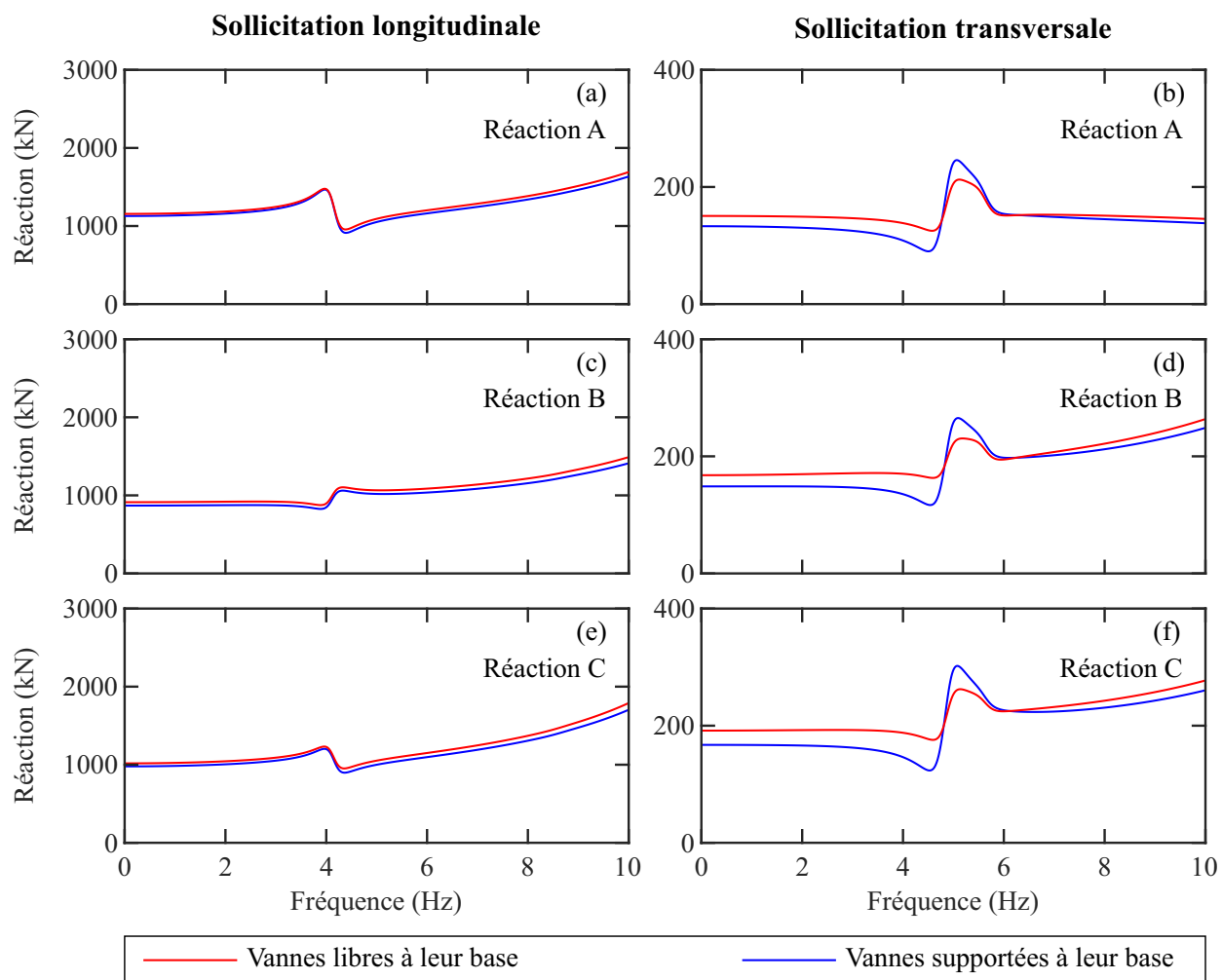


Figure 4.41 Courbes de réponse en fréquences des réactions de vannes rigides d'évacuateur triple typique : Influence de la condition frontière à la base de la vanne.

Pour résumer, la condition frontière à la base des vannes étudiées n'a pas d'influence significative sur leurs réponses fréquentielles à l'exception des cas où la vanne est rigide et sollicitée transversalement. Considérant que la rigidité globale des vannes est dépendante de la distribution de leurs raidisseurs, il est recommandé de bien évaluer les effets de cette hypothèse lorsque requis.

Effets de la condition frontière latérale de la structure de levage

Les figures 4.42 et 4.43 illustrent respectivement les effets des conditions frontières de la structure de levage sur la réponse en fréquence des pressions hydrodynamiques et des réactions de vannes. Il est premièrement observé que cette hypothèse n'affecte pas la réponse sismique des systèmes évacuateurs – réservoirs étudiés lorsque sollicités par une accélération longitudinale. À l'inverse, sous l'action d'une sollicitation transversale, la fixation des frontières latérales de la structure de levage a pour effet de rigidifier la structure et d'augmenter sa réponse sismique. Effectivement, les figures 4.42 et 4.43 montrent que la fixité latérale de la structure de levage a pour effet d'augmenter la fréquence fondamentale transversale du système évacuateur-réservoir de 0.24 Hz. À l'exception du point P3', cette condition frontière cause également une augmentation de l'amplitude des réponses fréquentielles calculées. Effectivement, une amplification maximale de 44.9 % est observée à la réaction B. Tel que discuté à la section 4.2.1, la modélisation d'une structure retenue sur sa pleine hauteur a pour effet de rigidifier ses modes vibratoires latéraux. La déformée modale d'évacuateur présentée à la figure 4.27 illustre bien que la résonance transversale de l'évacuateur implique le déplacement de la structure de levage. Les écarts notés concordent ainsi avec les observations précédentes.

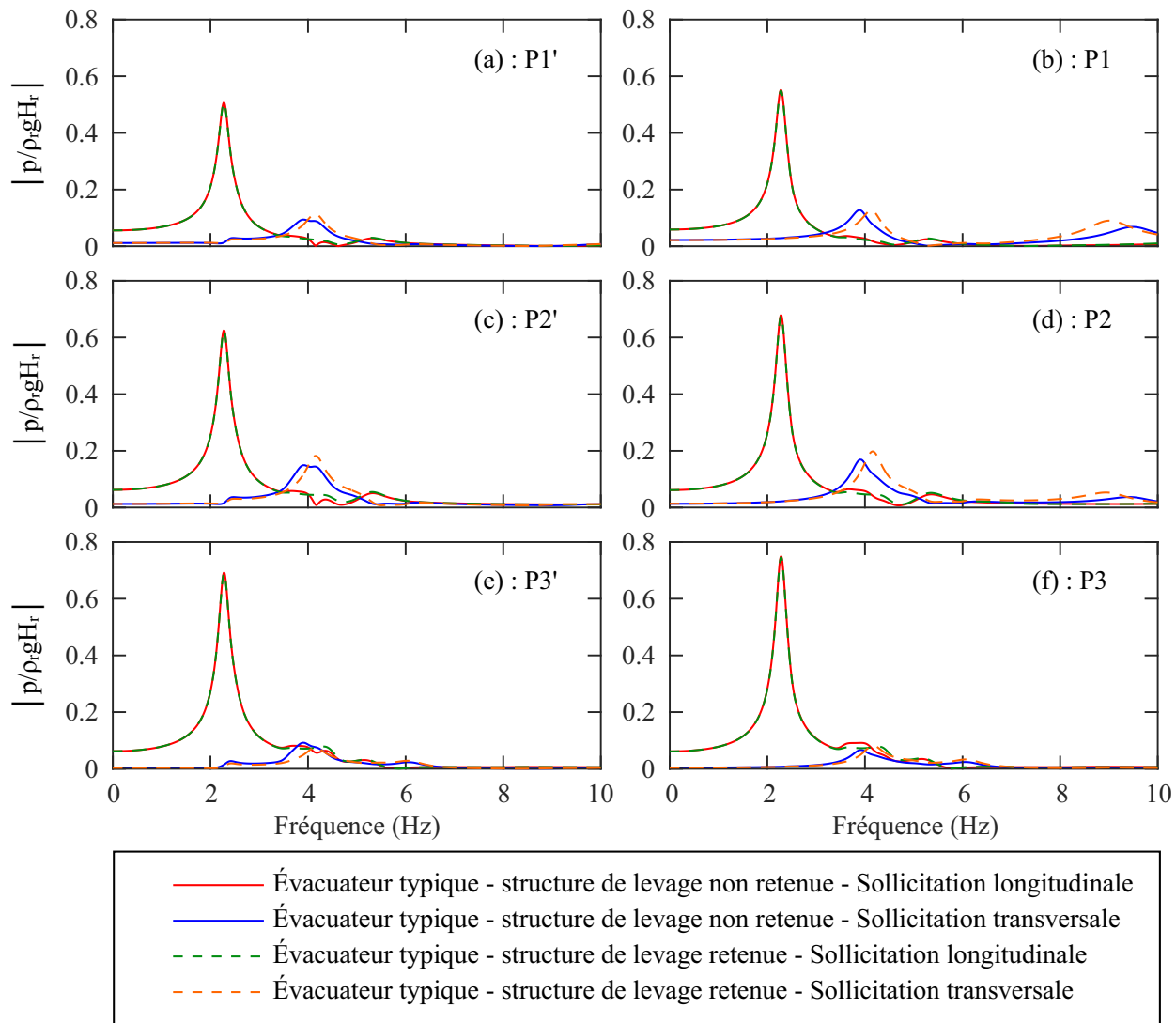


Figure 4.42 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques face aux vannes flexibles d'évacuateur triple typique : Influence des conditions frontières de la structure de levage.

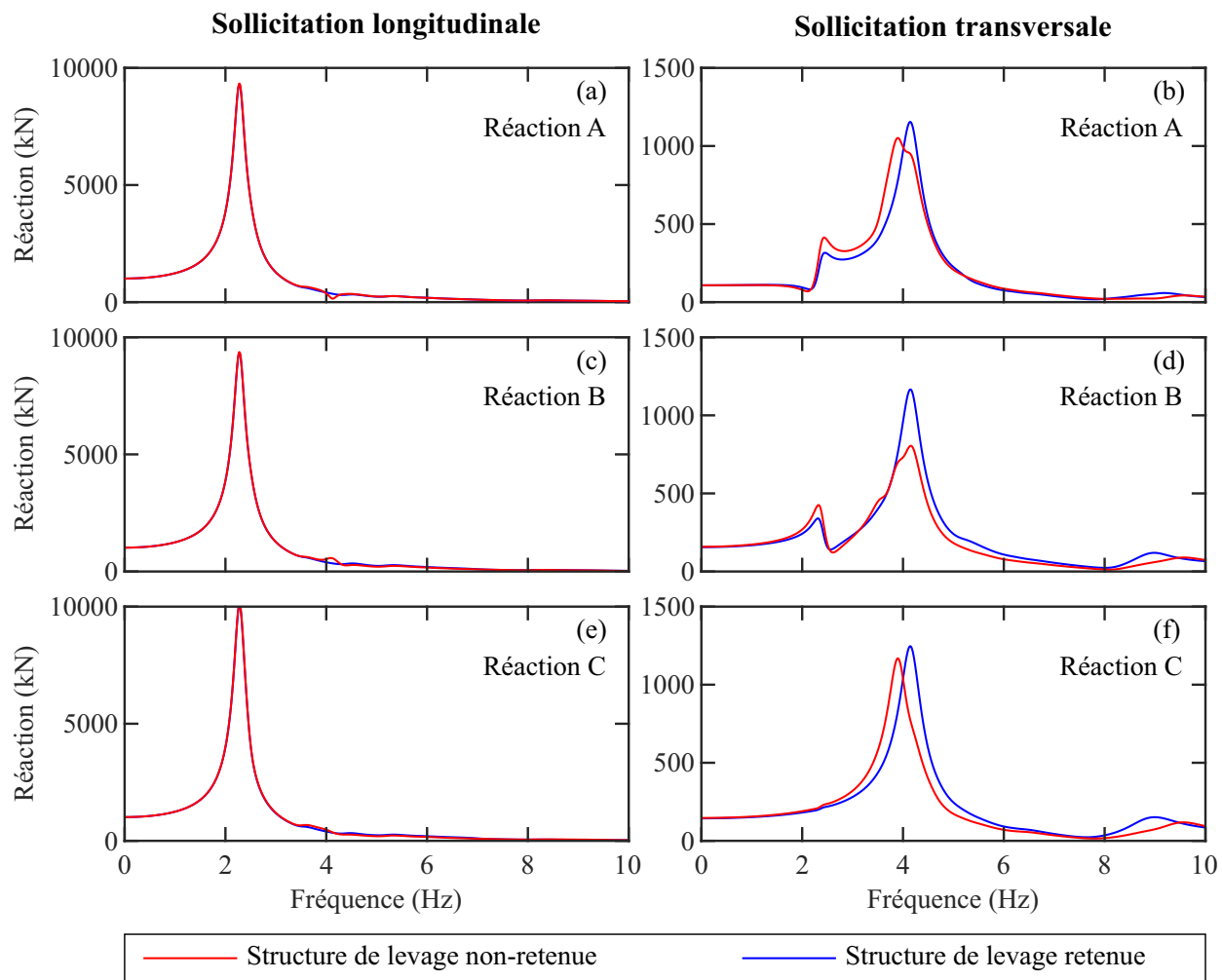


Figure 4.43 Courbes de réponse en fréquences des réactions de vannes flexibles d'évacuateur triple type : Influence des conditions frontières de la structure de levage.

Les figures 4.44 et 4.45 illustrent respectivement les courbes de réponse en fréquence des pressions hydrodynamiques et des réactions de vannes rigidifiées selon les hypothèses de modélisation de la structure de levage. Il est premièrement observé que la réponse des pressions hydrodynamiques et des réactions est significativement influencée par cette hypothèse sous l'action de la sollicitation longitudinale. Effectivement, la retenue de la structure de levage a pour effet de rigidifier l'évacuateur. Ainsi, la fréquence fondamentale longitudinale de l'évacuateur passe de 4.1 à 7.0 Hz suite à l'ajout de cette condition frontière. L'amplitude des réponses est également influencée avec une amplification maximale de 23.4 % pour la réaction C. Ensuite, il est noté que, pour les modèles étudiés, seules les réactions des vannes sont sensibles à la définition des conditions frontières de la structure de levage lorsque le système est sollicité par une accélération transversale. Effectivement, dans les deux cas considérés, les

pressions hydrodynamiques sont quasi-constantes tandis que la réaction d'évacuateur retenue uniquement sur la hauteur de ses piles contient un pic de résonance. Lorsque cette condition frontière est prolongée sur la hauteur de la structure de levage, ce mode vibratoire est restreint et aucun pic de résonance n'est observé dans l'intervalle de 10 Hz étudié.

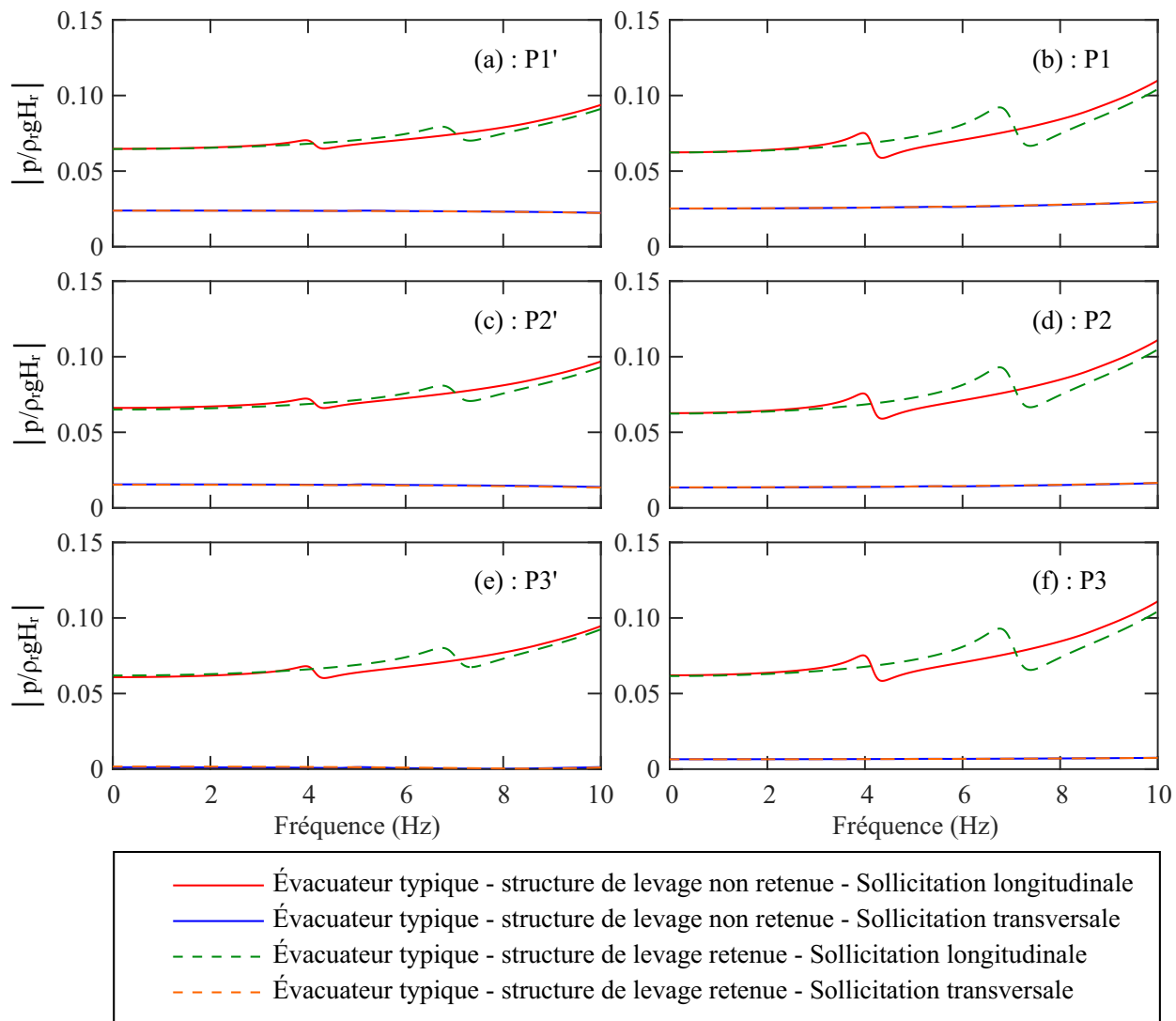


Figure 4.44 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques face aux vannes rigides d'évacuateur triple typique : Influence des conditions frontières de la structure de levage.

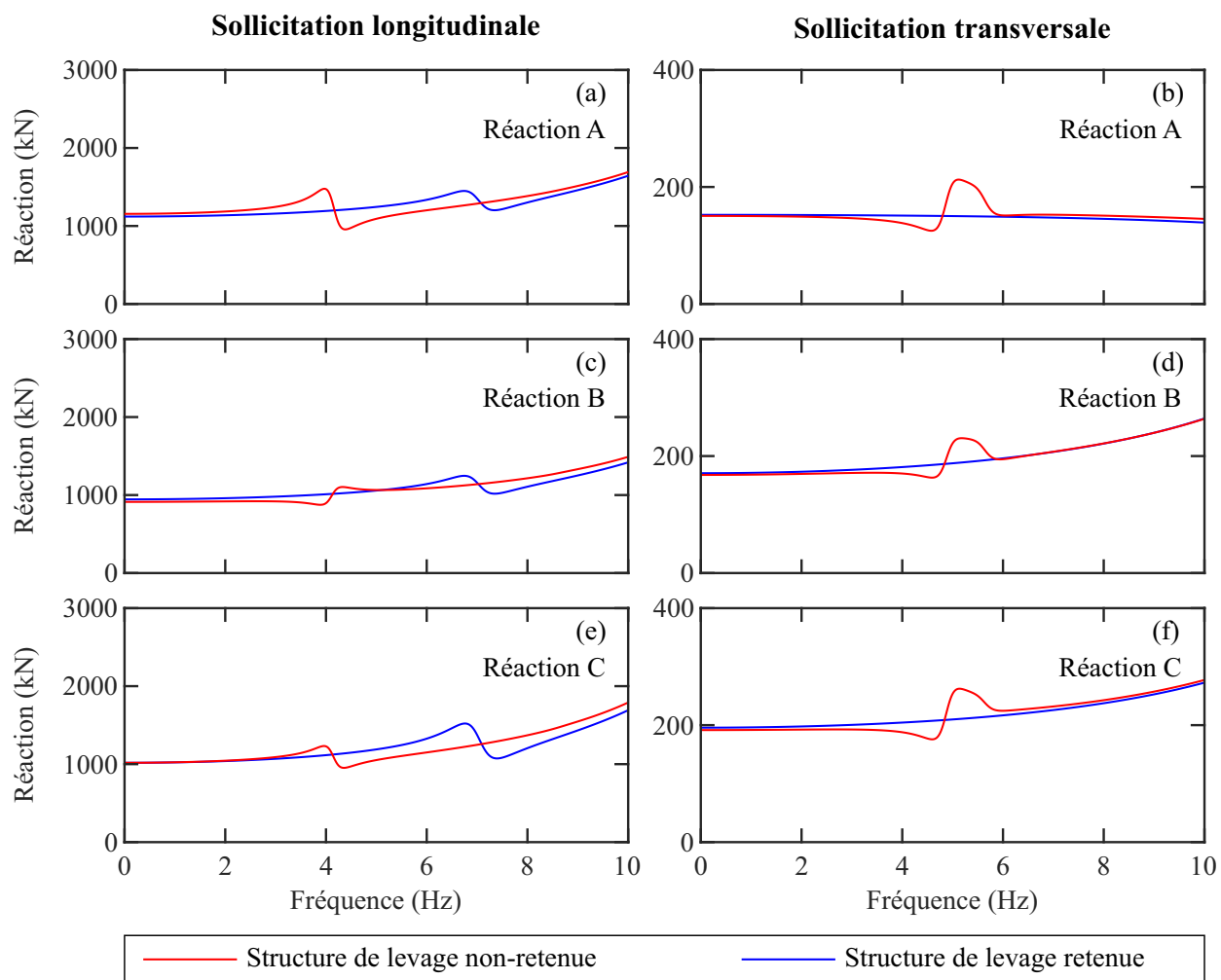


Figure 4.45 Courbes de réponse en fréquences des réactions de vannes rigides d'évacuateur triple typique : Influence des conditions frontières de la structure de levage.

Effets de la profondeur de la poutre de levage

Les figures 4.46 et 4.47 illustrent respectivement la réponse en fréquence des pressions hydrodynamiques et des réactions de vannes pour diverses hauteurs de poutre de levage modélisées sous l'action séparée d'accélération dans les directions longitudinales et transversales. Sous l'action longitudinale des séismes, la structure de levage n'a pas d'influence significative sur la réponse du système. Tel que discuté auparavant, lorsque le réservoir est modélisé, la réponse sismique des vannes est contrôlée par les effets de l'interaction fluide-structure. Il est donc cohérent que les effets structuraux observés lors des analyses de structures sèches ne soient pas importants pour les systèmes évacuateur – réservoir étudiés. Par contre, les dimensions de la poutre de levage ont une influence significative sur la réponse sismique des vannes et réservoirs sollicités transversalement. Il est premièrement observé que l'amplitude des pressions et réactions calculés augmentent lorsque la profondeur de la poutre diminue. Effectivement, en comparant leur réponse à celle de l'évacuateur typique, les modèles munis de poutres de faible et grande profondeur calculent respectivement une amplification maximale de 13.6 % et une réduction maximale de 32 % de l'amplitude des réactions de vannes. Les réponses de réactions illustrées à la figure 4.47 permettent également d'évaluer les effets des dimensions de la structure de levage sur le comportement dynamique des vannes. En effet, lorsque la poutre de levage a une profondeur faible ou typique, la résonance fondamentale du système évacuateur – réservoir est constitué d'un seul pic correspondant à la vibration simultanée des vannes et de la structure de levage. Lorsque la poutre de levage est profonde, la réponse sismique des vannes étudiées est plutôt composée de deux pics à des fréquences de 3.6 et 4.2 Hz correspondant à la torsion des vannes.

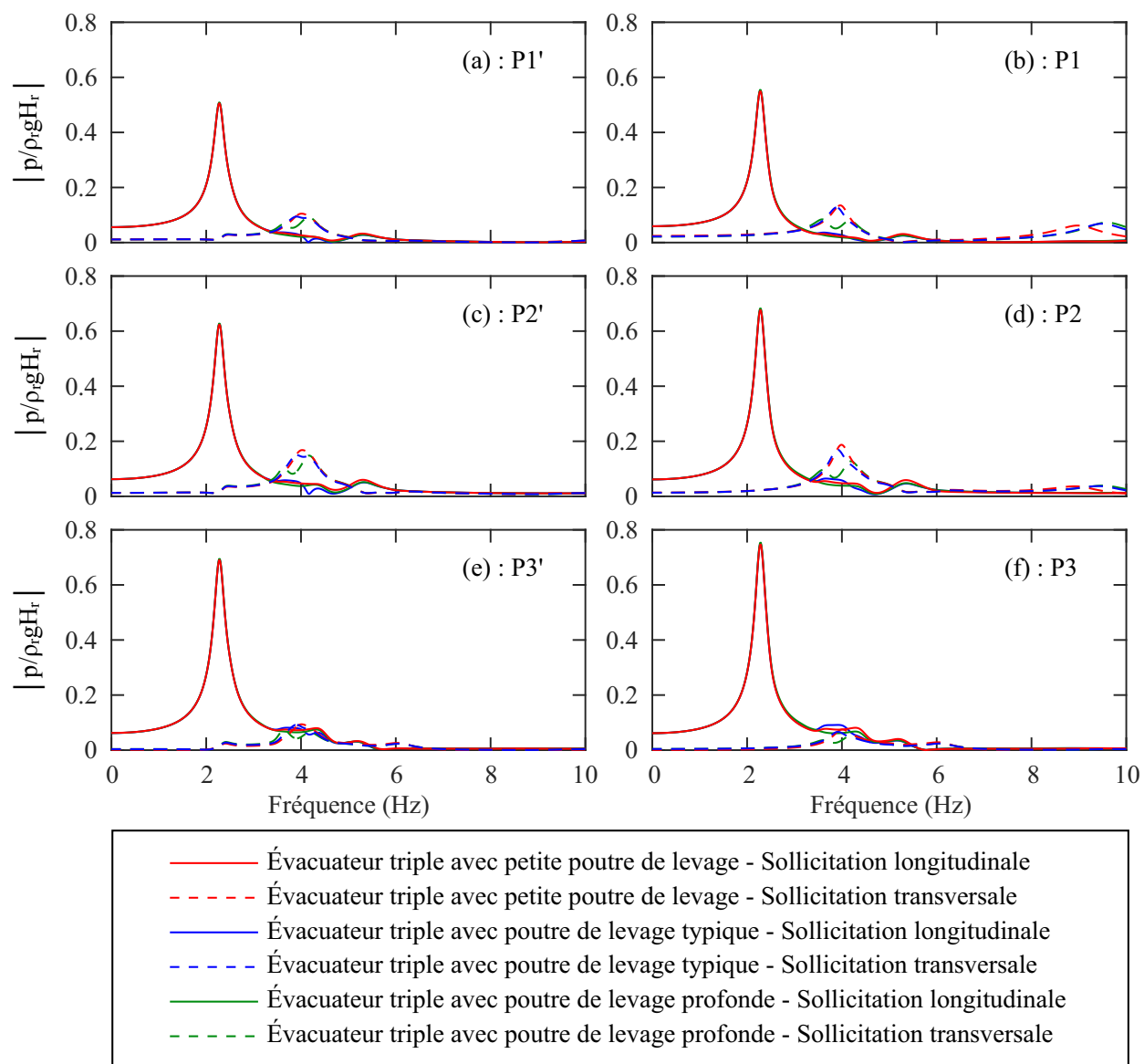


Figure 4.46 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques face aux vannes flexibles d'évacuateur triple : Influence de la profondeur de la poutre de levage.

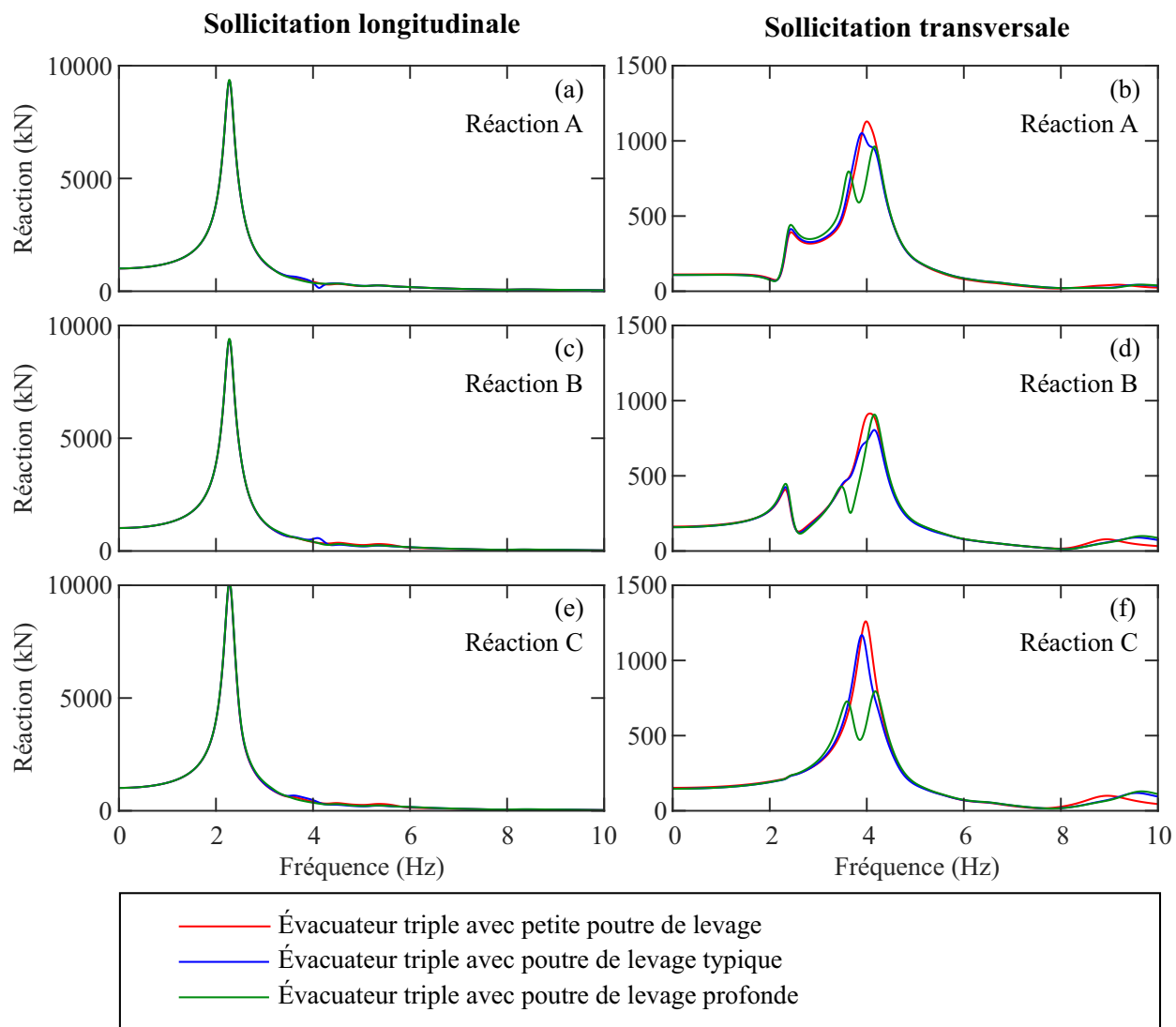


Figure 4.47 Courbes de réponse en fréquences des réactions de vannes flexibles d'évacuateur triple : Influence de la profondeur de la poutre de levage.

Les figures 4.48 et 4.49 illustrent la réponse en fréquence des pressions hydrodynamiques et des réactions de vannes rigides dépendamment de la profondeur de la poutre de levage. Dans les deux cas, lorsque le système est sollicité par une accélération longitudinale, la profondeur de la poutre a pour effet de réduire la fréquence fondamentale ainsi que l'amplitude de la réponse dynamique. Cette composante de l'évacuateur se compare ainsi à une masse supplémentaire ajoutée à sa crête. La fréquence fondamentale longitudinale des modèles étudiés varie ainsi entre 3.2 et 5.8 Hz tandis que celle transversale varie de 4.5 à 7.2 Hz. Lorsque la structure est sollicitée dans cette direction, l'amplitude du premier pic de résonance calculé n'est pas significativement influencée. Effectivement, en comparant leur réponse à celle de l'évacuateur typique, les modèles munis de poutres de faible et grande profondeur calculent respectivement un écart maximal de 15.2 % et 6.8 % de l'amplitude des réactions de vannes. Sous l'action transversale des séismes, la réponse du réservoir n'est pas influencée par les dimensions de la poutre de levage. Cependant, il est observé que, pour les modèles étudiés, l'amplitude des réactions augmente lorsque la profondeur de la poutre augmente. Effectivement, en comparant leur réponse à celle de l'évacuateur typique, les modèles munis de poutres de faible et grande profondeur calculent respectivement une réduction maximale de 17.9 % et une amplification maximale de 12.1 % pour la réaction A.

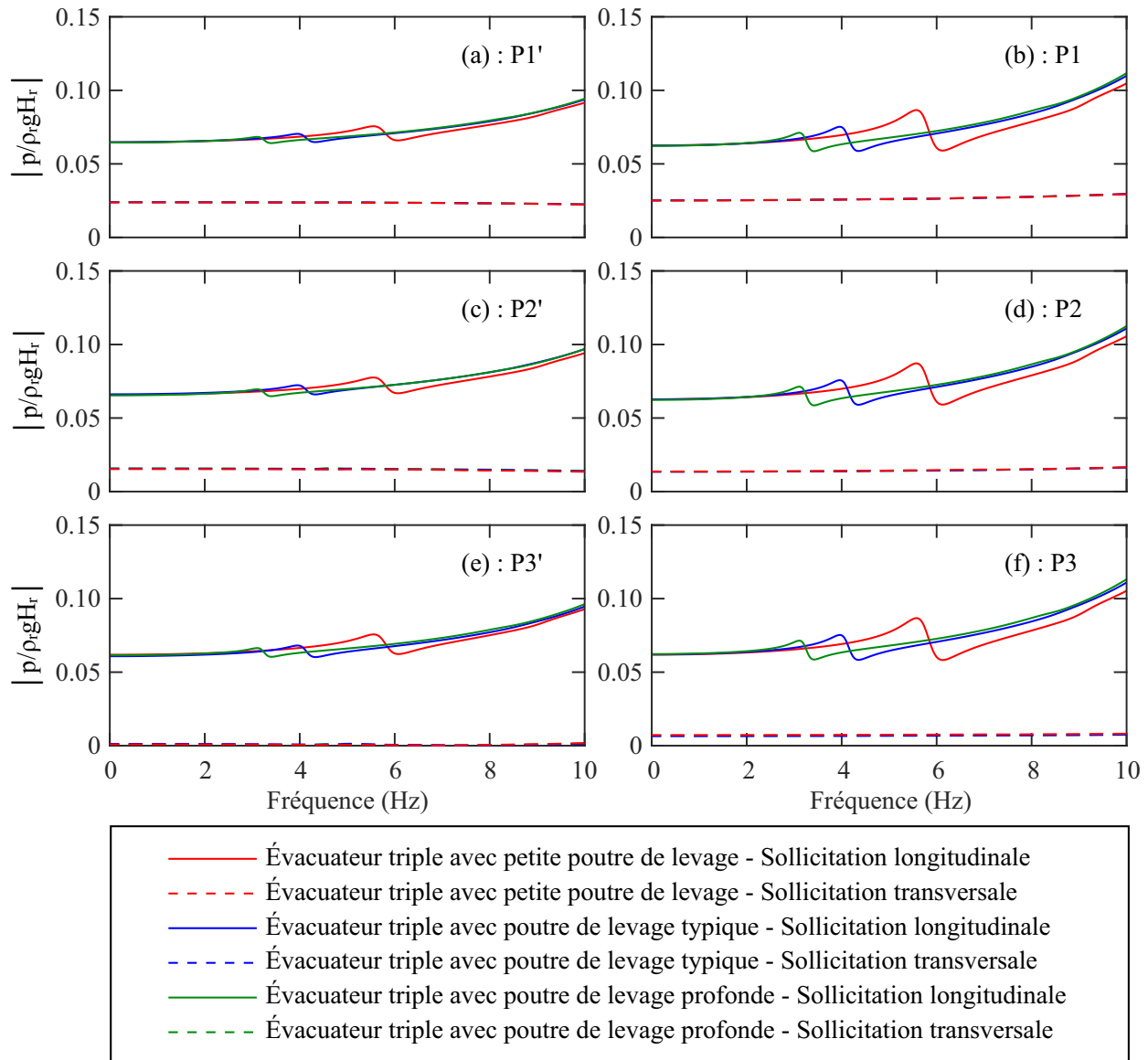


Figure 4.48 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques face aux vannes rigides d'évacuateur triple : Influence de la profondeur de la poutre de levage.

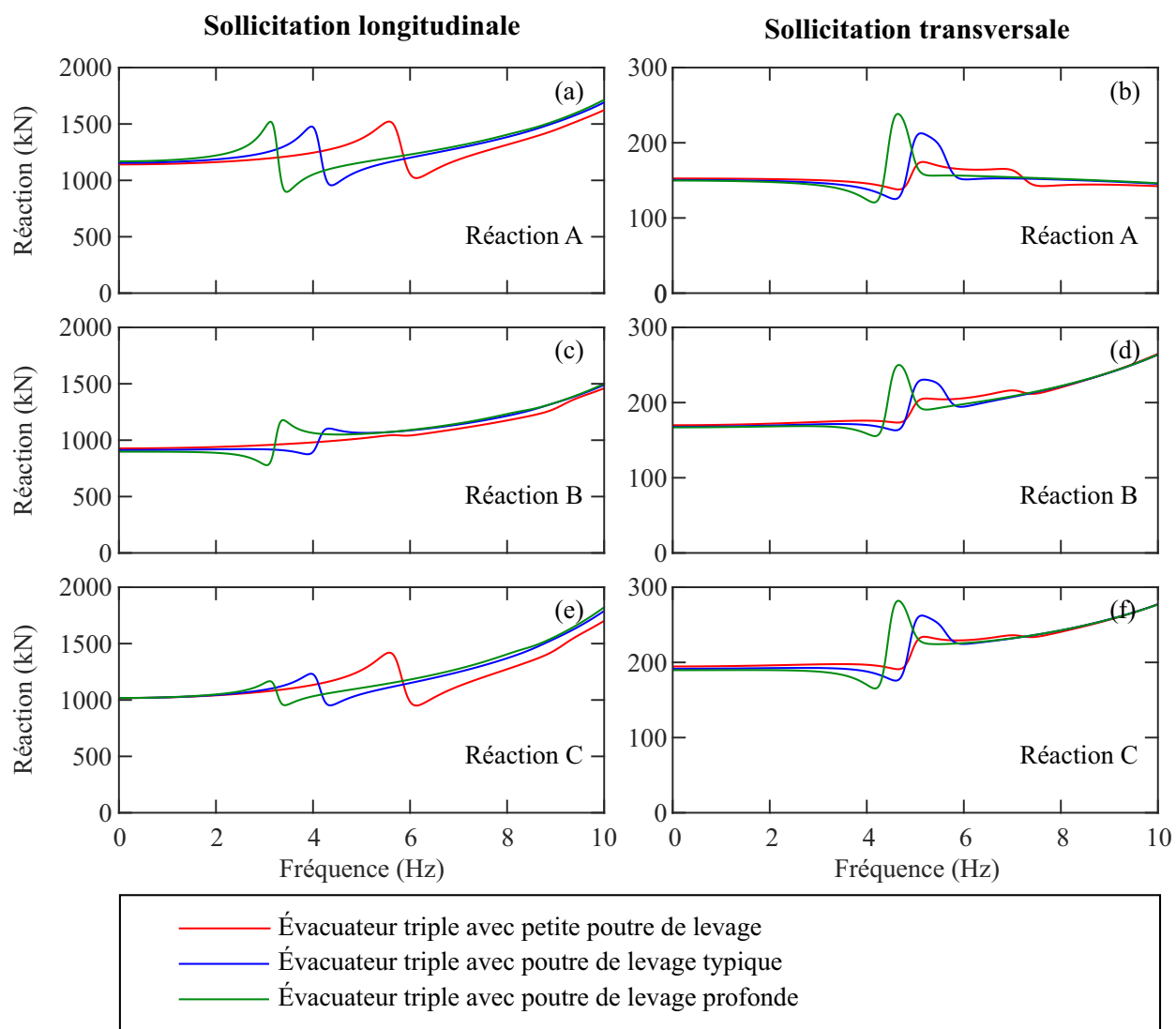


Figure 4.49 Courbes de réponse en fréquences des réactions de vannes rigides d'évacuateur triple : Influence de la profondeur de la poutre de levage.

Effets de la longueur des piles en amont

Les figures 4.50 et 4.51 illustrent respectivement la réponse en fréquence des pressions hydrodynamiques et des réactions de vannes pour diverses longueurs de piles modélisées sous l'action séparée d'accélération dans les directions longitudinales et transversales. Sous l'action longitudinale des séismes, cette dimension n'a pas d'influence significative sur la réponse du système. Tel que discuté auparavant, lorsque le réservoir est modélisé, la réponse sismique des vannes étudiées est contrôlée par les effets de l'interaction fluide-structure. Il est donc cohérent que les effets structuraux observés lors des analyses de structures sèches ne soient pas importants pour les systèmes évacuateur – réservoir présentés. Par contre, la longueur des piles en amont des vannes a une influence significative sur la réponse sismique des vannes et réservoirs sollicités transversalement. Il est observé que l'amplitude des pressions et réactions calculés augmentent lorsque la longueur de la pile augmente. Effectivement, en comparant leur réponse à celle de l'évacuateur typique, les modèles munis de piles courtes et longues calculent respectivement une réduction maximale de 45 % et une amplification maximale de 46 % de l'amplitude de pression à P3.

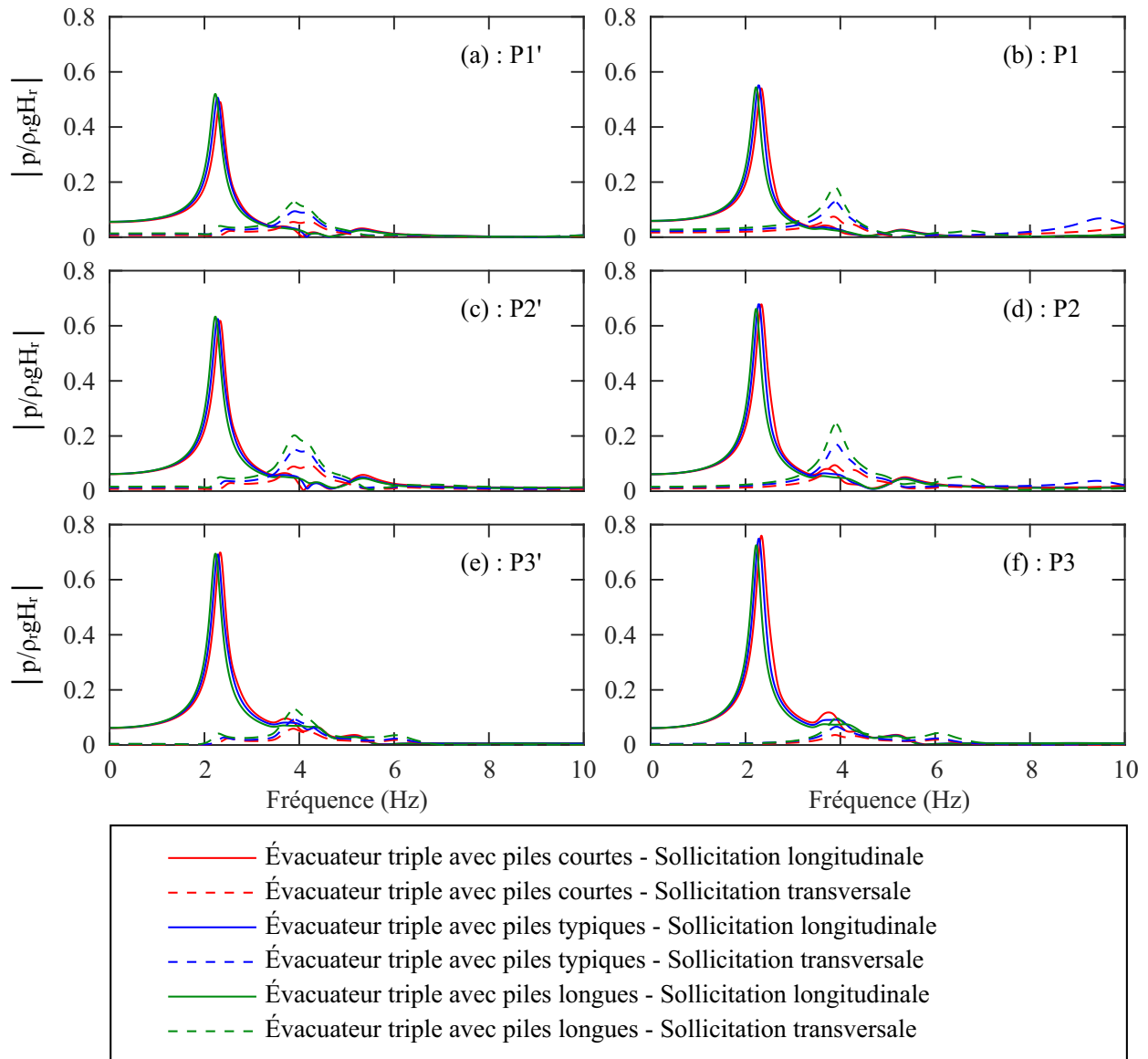


Figure 4.50 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques face aux vannes flexibles d'évacuateur triple : Influence de la longueur des piles.

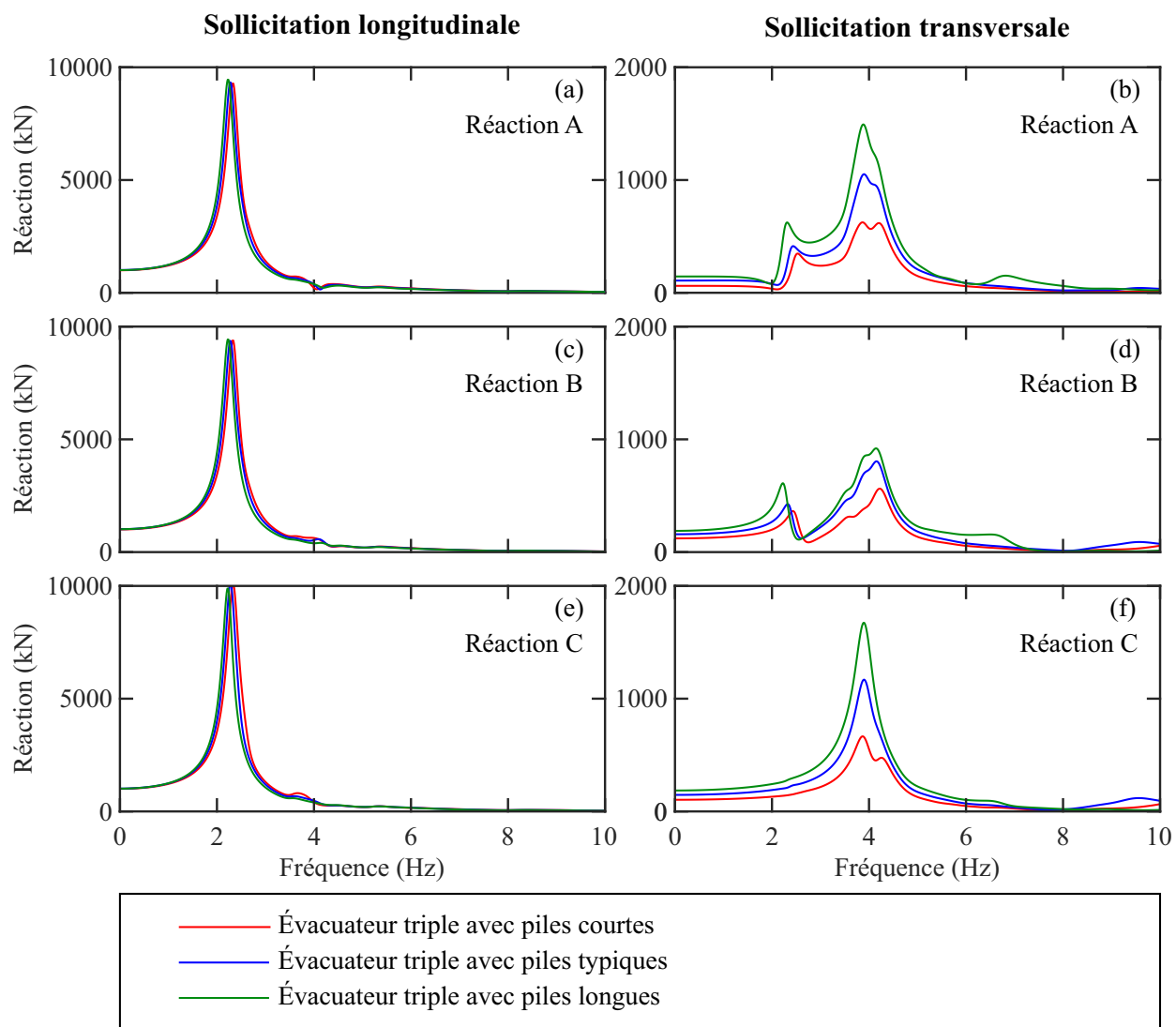


Figure 4.51 Courbes de réponse en fréquences des réactions de vannes flexibles d'évacuateur triple : Influence de la longueur des piles.

Les effets de la longueur des piles sur la réponse du réservoir sont étudiés d'avantage en comparant la répartition horizontale des pressions acoustiques aux modes fondamentaux calculés. Pour chaque longueur de pile, les pressions sont normalisées relativement à leur propre valeur maximale afin d'évaluer leur propagation au sein du réservoir. Ainsi, la variation d'amplitude entre les modèles ne peut pas être évaluée. La figure 4.52 présente la répartition des pressions acoustiques pour le mode fondamental longitudinal. Il est notable que, peu

importe la longueur des piles, la réponse est constituée de trois zones de concentration de pressions. De plus, la longueur de dissipation des pressions n'est pas significativement affectée. Il est ainsi cohérent que, pour les géométries modélisées, la longueur des piles n'affecte pas significativement la réponse longitudinale du système évacuateur-réservoir.

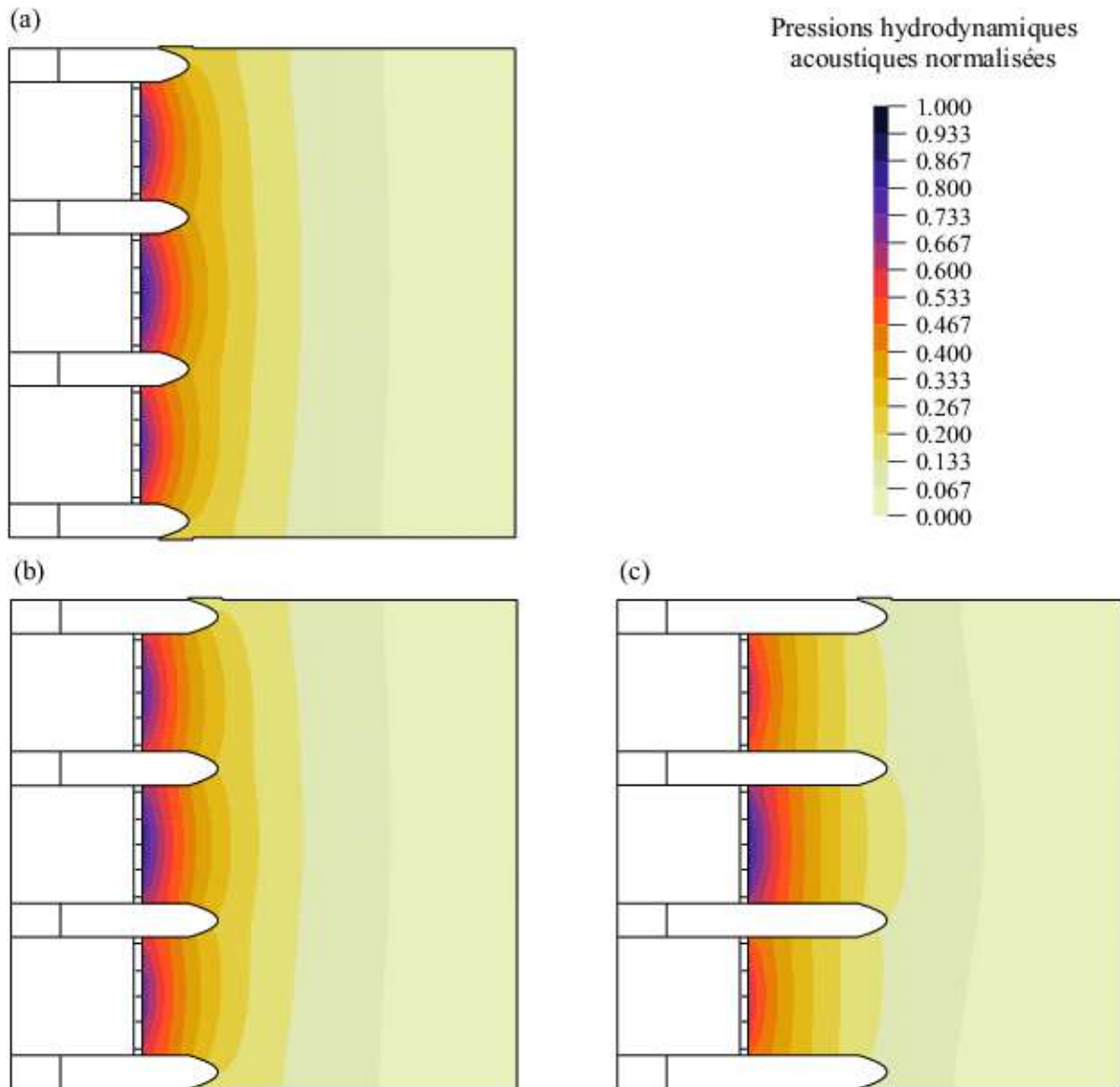


Figure 4.52 Répartition des pressions acoustiques dans le réservoir au mode longitudinal fondamental d'évacuateur triple avec piles : (a) courtes, (b) typiques et (c) longues. Vues en plan à $z = 11.025$ m.

La figure 4.53 présente la répartition des pressions acoustiques pour le mode fondamental transversal. Il est notable que, lorsque la longueur des piles augmente, le volume d'eau contribuant à la réponse du système évacuateur-réservoir augmente également. Cela se traduit par une concentration des pressions hydrodynamiques sur la pleine longueur des piles centrales. Il est ainsi cohérent que la longueur des piles influence significativement l'amplitude de la réponse transversale du système évacuateur-réservoir modélisé.

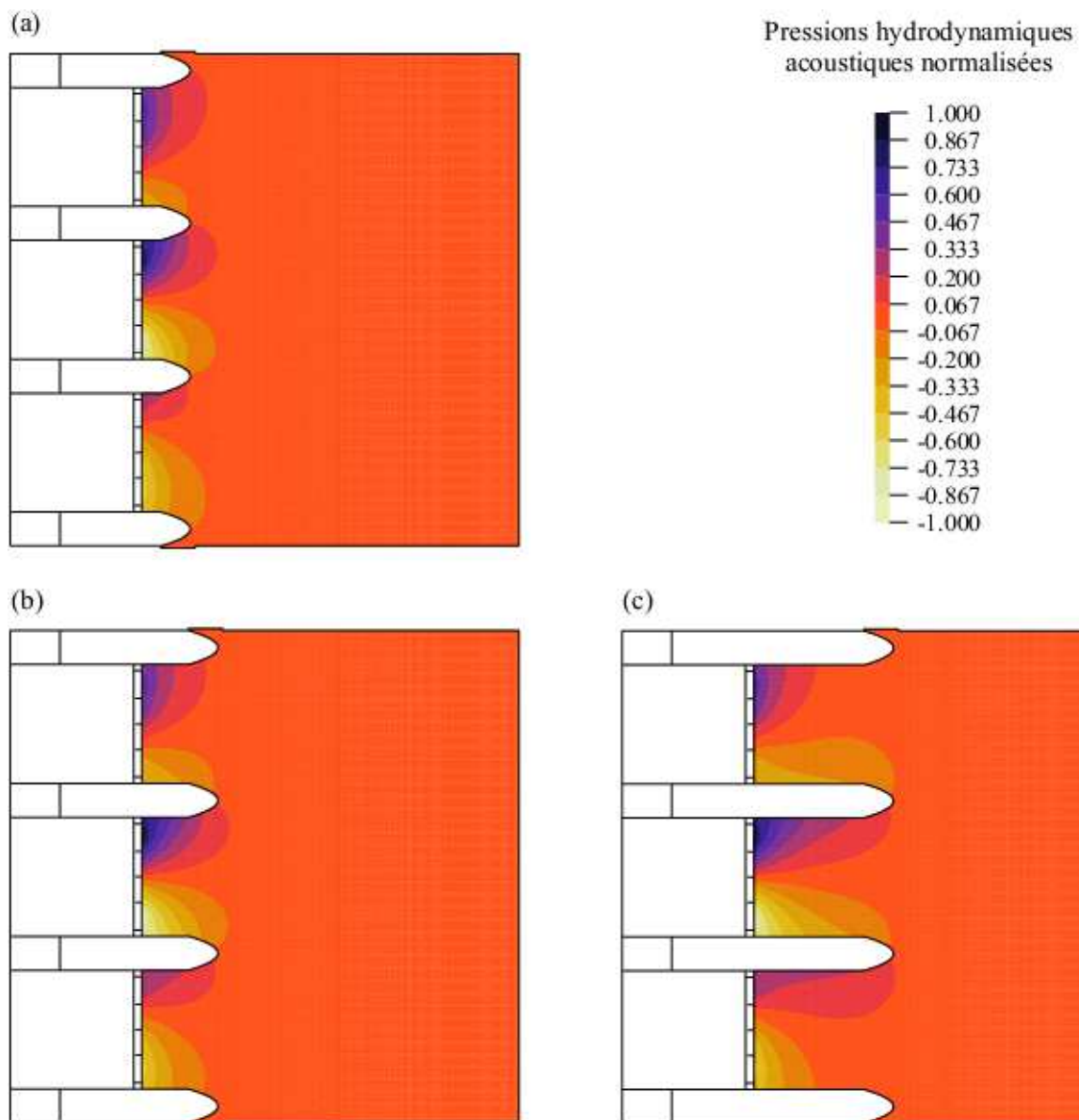


Figure 4.53 Répartition des pressions acoustiques dans le réservoir au mode transversal fondamental d'évacuateur triple avec piles : (a) courtes, (b) typiques et (c) longues. Vues en plan à $z = 11.025$ m.

Les figures 4.54 et 4.55 illustrent la réponse fréquentielle de pressions hydrodynamiques face à des vannes rigides et de leurs réactions selon la longueur des piles. Sous l'action d'un séisme longitudinal, cette dimension de l'évacuateur n'a pas d'effets significatifs sur la réponse de la structure puisque la fréquence du premier pic de résonance est de 4.9 Hz pour tous les modèles étudiés. De plus, un écart maximum de 14.3% est observé entre la réponse d'un évacuateur typique et celle d'une structure munie de piles courtes ou longues.

Lorsque l'évacuateur est sollicité transversalement, la longueur des piles influence significativement l'amplitude des pressions et réactions. Similairement aux résultats précédents, pour les structures étudiées, elles augmentent avec la longueur de pile. Ainsi, en comparant leur réponse à celle de l'évacuateur typique, les modèles munis de piles courtes et longues calculent respectivement une réduction maximale de 38.9% et une amplification maximale de 160% de l'amplitude de la réaction C. Il est également notable que, contrairement aux deux autres cas, la réponse de l'évacuateur à piles longues se distingue par la présence d'un pic de résonance transversal dans l'intervalle de fréquences étudié. La déformée modale illustrée à la figure 4.56 montre que ce pic correspond à la vibration latérale des piles centrales. Cependant, ce mode n'apparaît pas dans la réponse des modèles à piles courtes et typiques puisque la rigidité latérale de leurs piles est plus élevée. Elles sont ainsi sollicitées à des fréquences supérieures à 10 Hz.

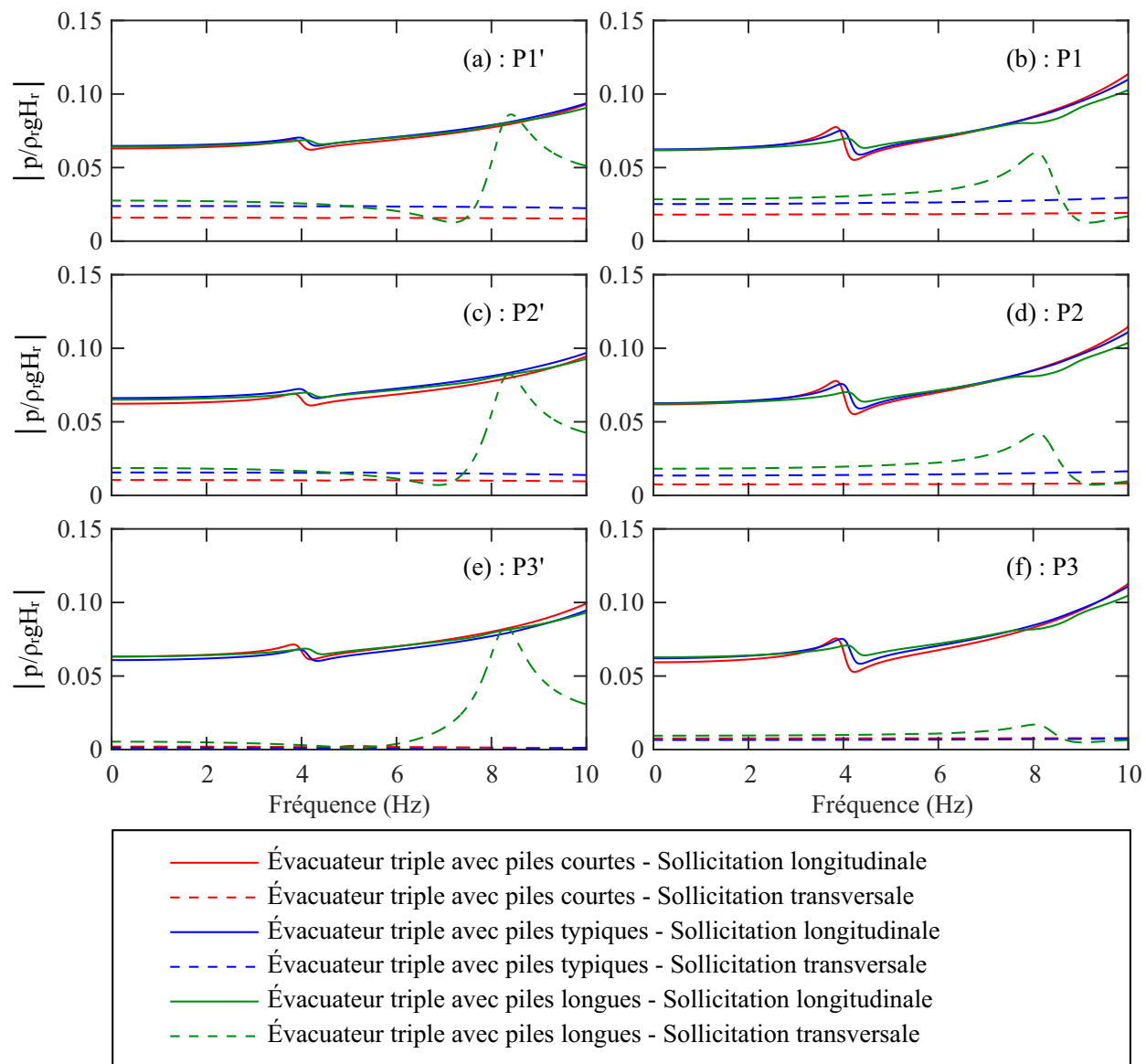


Figure 4.54 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques face aux vannes rigides d'évacuateur triple : Influence de la longueur des piles.

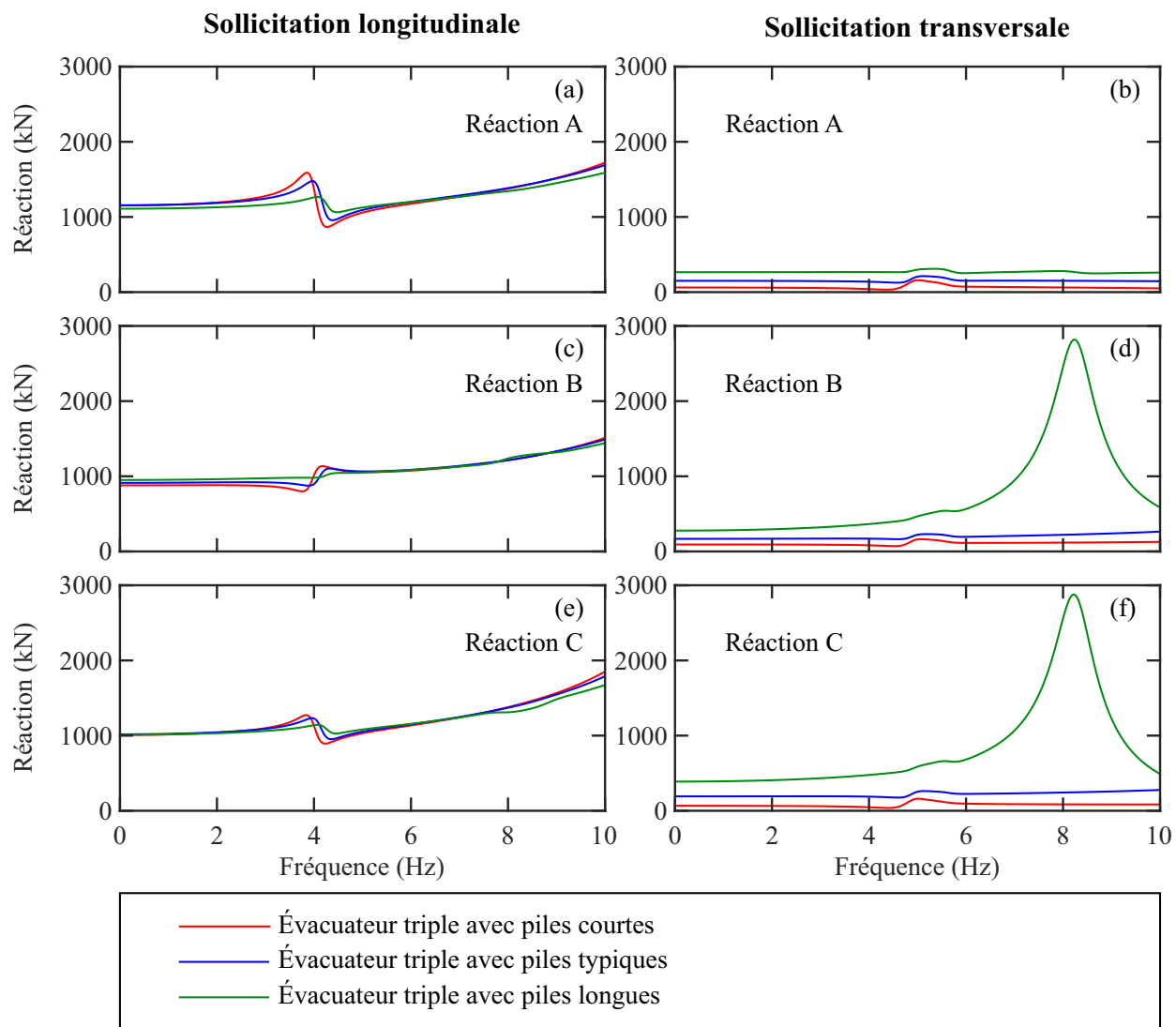


Figure 4.55 Courbes de réponse en fréquences des réactions de vannes rigides d'évacuateur triple : Influence de la longueur des piles.

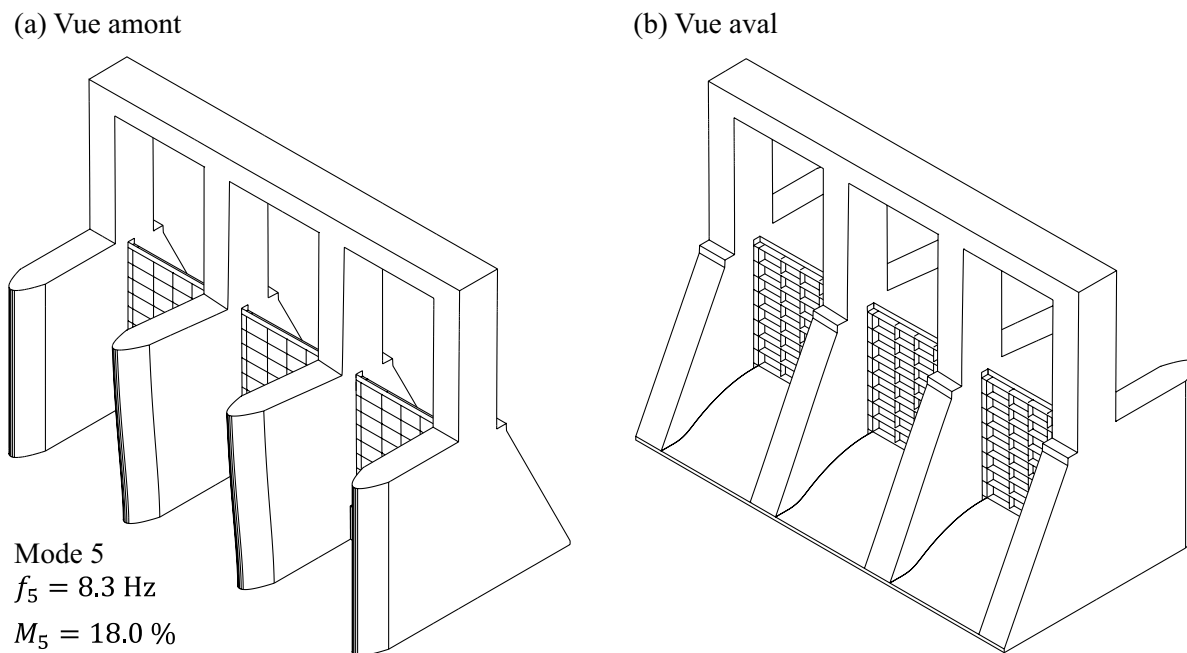


Figure 4.56 Déformée du mode transversal supplémentaire des évacuateurs triples avec piles longues et vibrant en contact avec un réservoir : (a) vue amont et (b) vue aval.

Réponse de l'évacuateur avec masses de Westergaard

Suite à l'étude des effets des interactions fluide-structure et vanne-évacuateur, la validité de la méthode des masses ajoutées de Westergaard pour l'évaluation de la performance sismique des structures étudiées est évaluée. La figure 4.57 illustre la réponse en fréquence des réactions totales de vannes d'évacuateur typique lorsque le réservoir est modélisé à l'aide des masses de Westergaard. Il est notable que, pour le présent cas d'étude, similairement aux analyses avec éléments fluides, les effets du couplage vanne-évacuateur n'influence pas significativement la fréquence et l'amplitude du mode fondamental. Le pic fondamental de réaction est cependant élargi puisqu'il est composé de plusieurs modes résonants de vannes à des fréquences rapprochées.

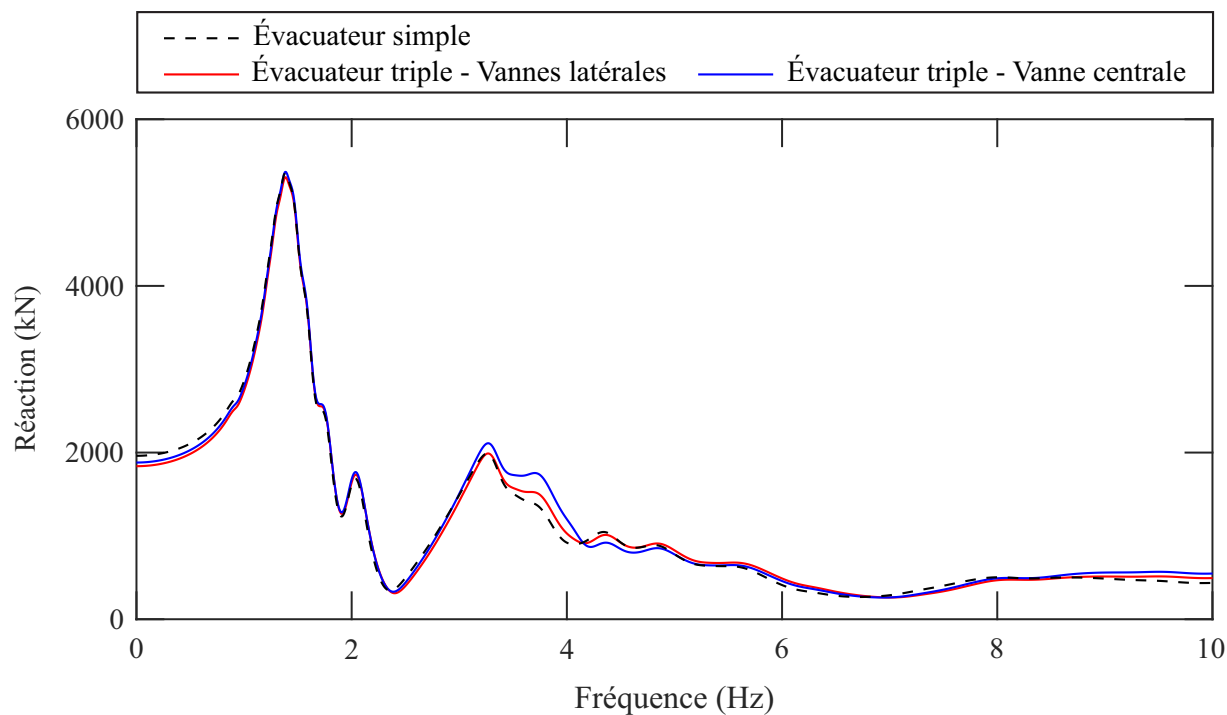
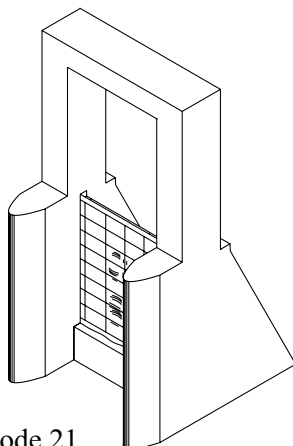


Figure 4.57 Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne d'évacuateur typique avec masses de Westergaard.

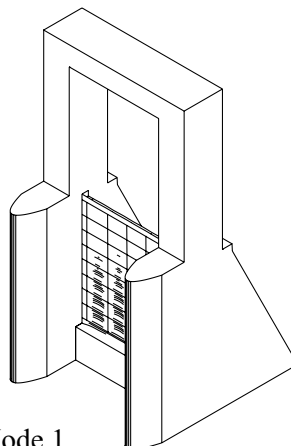
À titre de comparaison, la déformée fondamentale des modèles avec masses de Westergaard et éléments fluides sont présentés à la figure 4.58. Tel que montré, les deux modes consistent en la vibration des vannes sans mouvement significatif de la structure d'évacuateur. Or, il est notable que l'utilisation des masses de Westergaard ne permet pas de calculer le même mode que la modélisation du réservoir. Effectivement, lorsque la méthode traditionnelle est employée, seulement une portion de chaque vanne est sollicitée au mode fondamental contrairement au comportement global observé dans les sections précédentes. Ainsi, les masses ajoutées causent une réduction de la fréquence fondamentale de 0.9 Hz ainsi qu'une réduction du pourcentage de masse effective de 31.3%. Cette réduction de masse est premièrement expliquée par le fait que le pic fondamental de réaction illustré à la figure 4.57 est composé de plusieurs modes. La masse effective de l'évacuateur est ainsi distribuée entre ces derniers. Ensuite, la variation des propriétés dynamiques est attribuée à la flexibilité des vannes qui est négligée lors de la définition des masses ajoutées.

(a) Masses de Westergaard



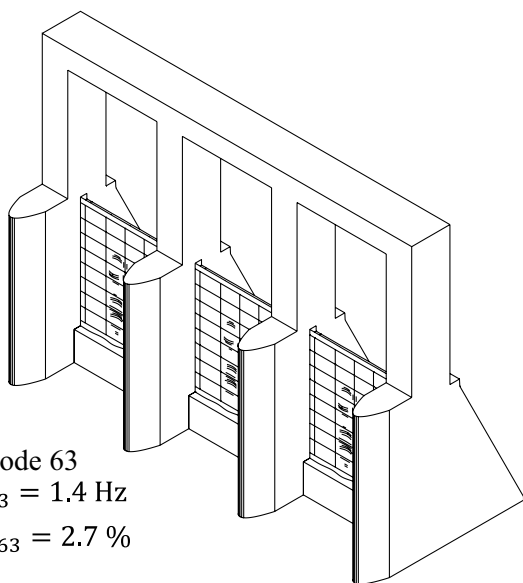
Mode 21
 $f_{21} = 1.4 \text{ Hz}$
 $M_{21} = 1.9 \%$

(b) Éléments finis



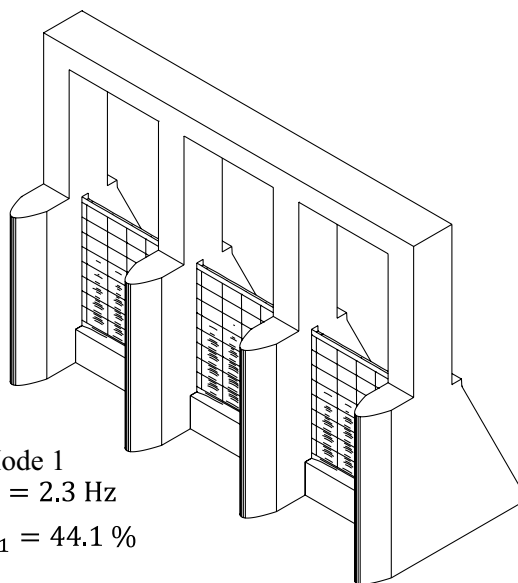
Mode 1
 $f_1 = 2.3 \text{ Hz}$
 $M_1 = 33.2 \%$

(c) Masses de Westergaard



Mode 63
 $f_{63} = 1.4 \text{ Hz}$
 $M_{63} = 2.7 \%$

(d) Éléments finis



Mode 1
 $f_1 = 2.3 \text{ Hz}$
 $M_1 = 44.1 \%$

Figure 4.58 Déformée des modes longitudinaux importants d'évacuateur avec : (a) et (c) masses de Westergaard, (b) et (d) avec réservoir modélisé par éléments finis.

La figure 4.59 illustre la réponse de la vanne centrale d'évacuateur triple lorsque le réservoir est modélisé à l'aide des masses de Westergaard et des éléments finis fluides compressibles. Il est notable que la méthode de Westergaard sous-estime la fréquence fondamentale du système ainsi que l'amplitude des réactions de 0.9 Hz et 72 % respectivement. Considérant que la compressibilité du fluide n'a aucune influence dans ce cas d'étude, les écarts constatés entre la méthode de Westergaard et la modélisation du réservoir proviennent de la flexibilité des vannes. Ce résultat correspond aux tendances observées lors de la comparaison des profils de pressions à la figure 4.22. Lorsque l'ouvrage étudié est sollicité par des hautes fréquences, les masses de Westergaard sont légèrement conservatrices comparativement à la modélisation complète du réservoir.

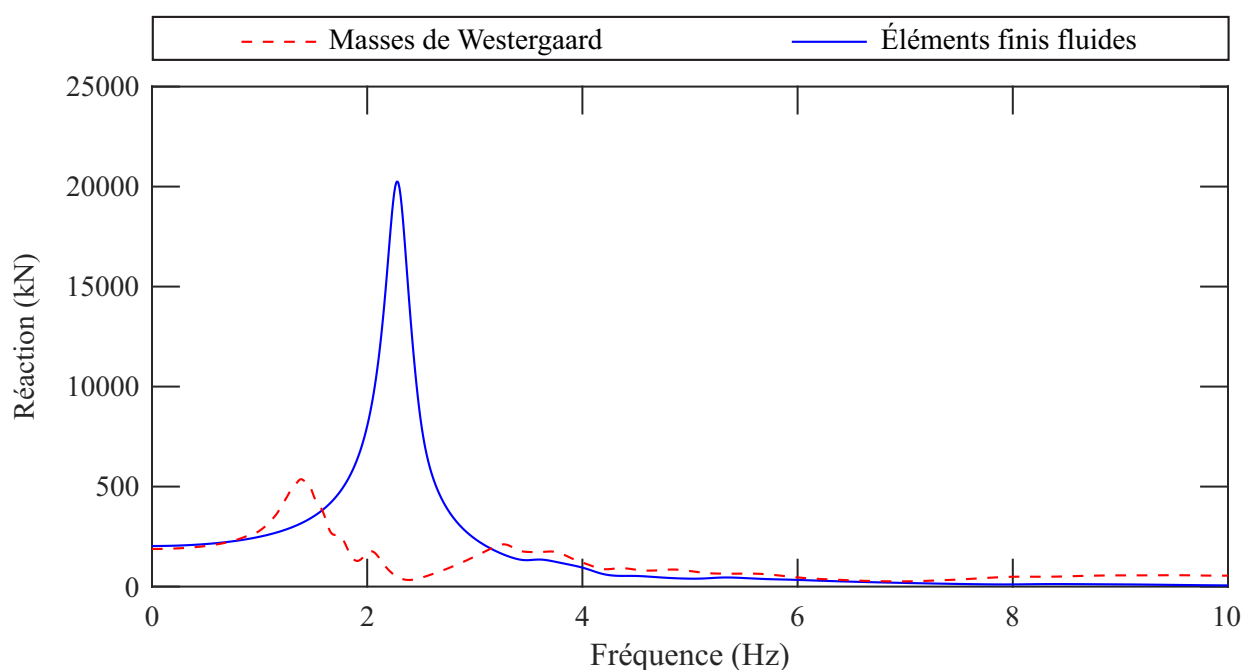


Figure 4.59 Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne centrale d'évacuateur triple typique : Comparaison entre les masses de Westergaard et les éléments finis fluides.

La figure 4.60 illustre la réponse en fréquence des réactions totales de vannes rigides d'évacuateur typique lorsque le réservoir est modélisé à l'aide des masses de Westergaard. Il est notable que, similairement aux analyses avec éléments fluides, les effets du couplage vanne-évacuateur deviennent plus importants lorsque les vannes sont rigidifiées. De plus, le premier pic de résonance observé correspond à la vibration de la structure de levage tandis que la fréquence fondamentale du système est supérieure à 10 Hz. La figure 4.61 présente la déformée du premier pic de résonance avec masses de Westergaard et éléments finis à titre de

comparaison. Il est notable que, pour les structures étudiées, la méthode des masses ajoutées calcule bien le comportement de ce premier mode puisqu'elle calcule les mêmes fréquences et masses participantes que la modélisation complète du réservoir. Ce résultat est attendu puisque les vannes sont peu impliquées dans ce mode vibratoire.

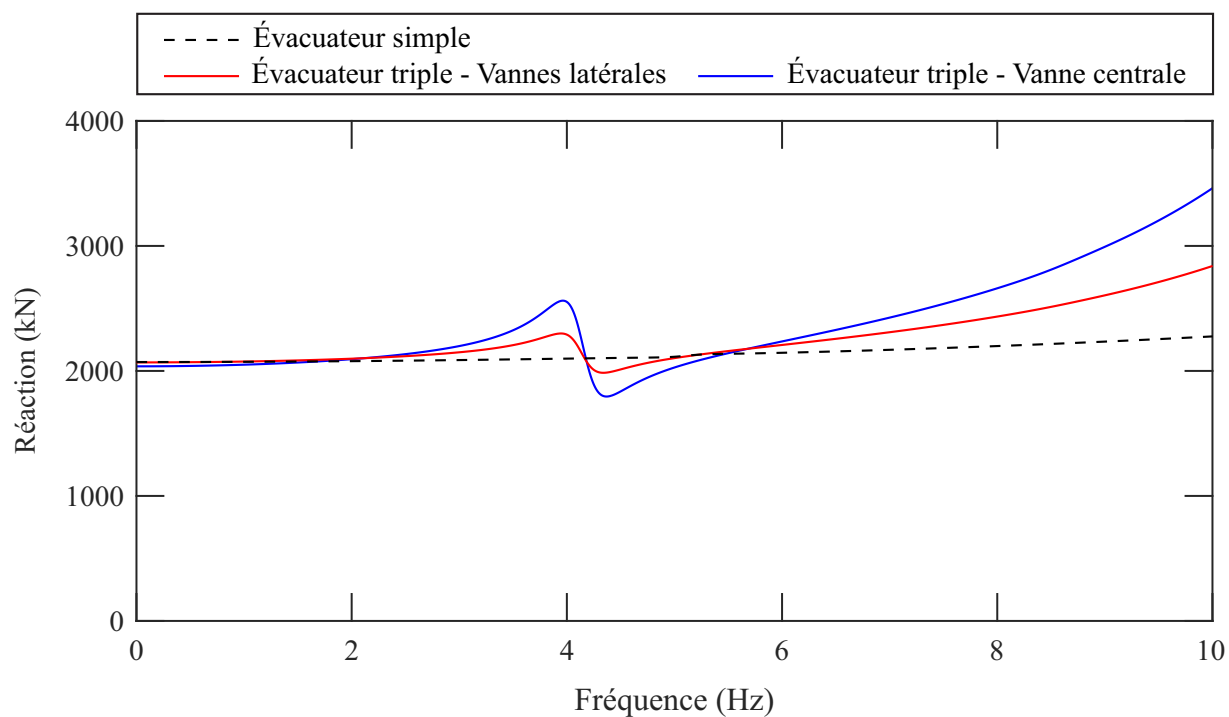


Figure 4.60 Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne d'évacuateur typique avec vannes rigides et masses de Westergaard.

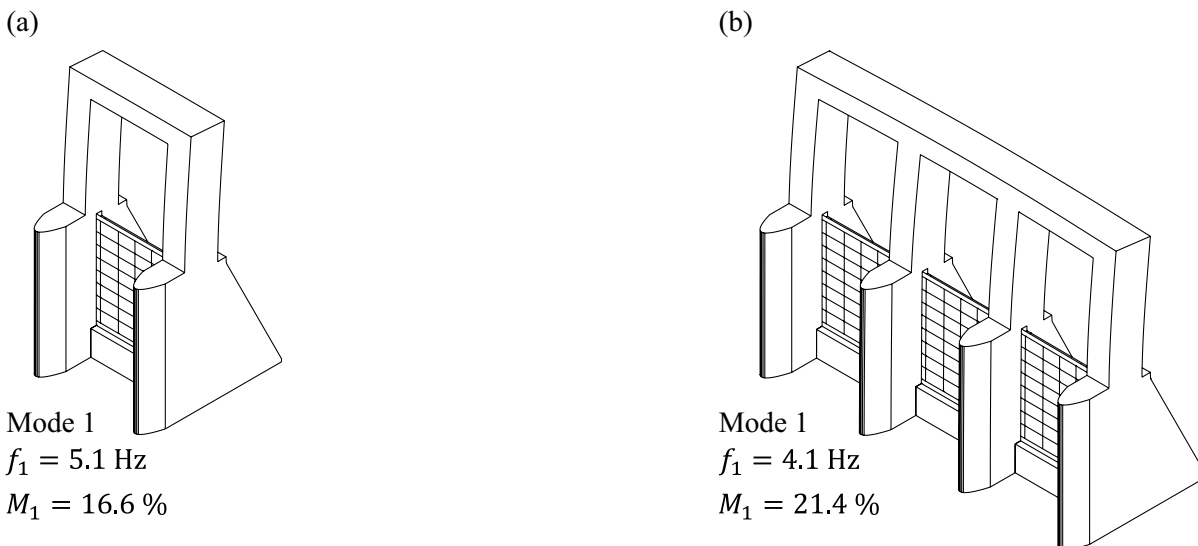


Figure 4.61 Déformée du mode longitudinal important d'évacuateur à vanne rigide avec masses de Westergaard : (a) évacuateur simple et (b) évacuateur triple.

La figure 4.62 illustre la réponse des vannes rigides latérale et centrale d'évacuateur triple lorsque le réservoir est modélisé à l'aide des masses de Westergaard ainsi que des éléments finis fluides compressibles et incompressibles. Il est notable que, pour le premier pic résonant observé, la méthode de Westergaard évalue adéquatement la fréquence résonante ainsi que l'amplitude des réactions de vannes étudiées. Cela est justifiable par le fait que ce mode correspond principalement à la vibration de la structure de levage. Cependant, suite à cette résonance, la réaction des vannes avec masses de Westergaard se situe entre celle des ouvrages vibrant en contact avec un réservoir compressible et incompressible. Dans ce cas, les écarts constatés proviennent de la flexibilité de l'évacuateur ainsi que la compressibilité du fluide.

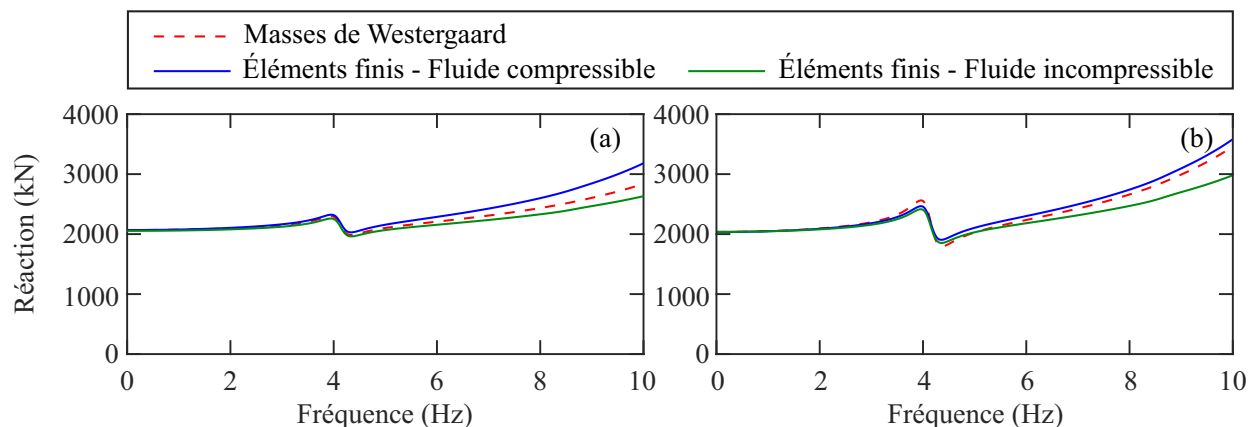


Figure 4.62 Courbes de réponse en fréquences de la réaction totale de vanne rigide d'évacuateur triple typique : (a) vanne latérale et (b) vanne centrale. Comparaison entre les masses de Westergaard et les éléments finis fluides.

En résumé, la méthode des masses ajoutées de Westergaard ne permet pas d'évaluer adéquatement la performance sismique des vannes étudiées puisque leur flexibilité est non-négligeable. À l'inverse, lorsqu'elles sont rigidifiées et que le mode fondamental du système évacuateur-réservoir n'est pas sollicité par des séismes, cette méthodologie évalue adéquatement le comportement dynamique de la structure. Des études supplémentaires sont requises afin de définir un critère permettant d'évaluer la validité des pressions de Westergaard sans procéder à la modélisation complète du système évacuateur-réservoir. La méthode traditionnelle reste néanmoins une approche de calcul valide lors de l'évaluation préliminaire de la performance sismique des vannes modélisées. Une attention particulière doit être portée à la validité de cette méthodologie lors de l'évaluation finale de la performance sismique des vannes.

4.3 Résultat des analyses temporelles

Les analyses temporelles ont été réalisées dans le but d'évaluer le comportement dynamique des évacuateurs de crue vibrant en contact avec un réservoir lorsque sollicités par des événements sismiques. Tel que mentionné dans le chapitre précédent, les accélérogrammes horizontaux de Imperial Valley (El Centro, 1940) et Parkfield (Cholame no. 5, 1969) ont été sélectionnés dans le cadre de cette étude. La présente section est séparée en quatre sous-sections présentant respectivement le système évacuateur-réservoir sélectionné, la calibration de l'amortissement de Rayleigh, les résultats d'analyses temporelles et l'influence du choix de la méthode de combinaison des réponses temporelles.

4.3.1 Système étudié

Tous les résultats d'analyse temporels présentés dans ce mémoire correspondent à la réponse d'un évacuateur triple de dimensions typiques (Figure 3.10b et 3.10e) afin d'éviter la redondance des analyses et discussions. Effectivement, les réponses fréquentielles calculées précédemment ont démontré que, dans le présent cas d'étude, les conditions frontières et dimensions de l'ouvrage n'ont pas d'effets significatifs sur la réponse sismique des systèmes évacuateur-réservoir. La réponse de l'évacuateur simple n'est également pas évaluée puisque l'influence de la composante transversale des séismes est limitée par ses conditions frontières latérales. La réponse des évacuateurs munis de vannes rigide ne sont également pas présentés puisqu'ils ne sont pas susceptibles aux séismes. Similairement aux résultats d'analyses modales, les réponses temporelles et discussions présentées dans les prochaines sous-sections sont spécifiques à la géométrie du système sélectionné.

4.3.2 Calibration de l'amortissement

Les coefficients d'amortissement de Rayleigh ont été calibrés à l'aide des propriétés modales de l'évacuateur en condition sèche afin d'obtenir un taux d'amortissement de 5% uniquement sur la structure. Pour ce faire, la fréquence des pics de résonance des vannes sollicitées longitudinalement, transversalement et dans les deux directions a été évaluée à l'aide de courbes de réponse fréquentielle et des fréquences modales calculés précédemment. Le tableau 4.10 résume, pour chaque direction, les fréquences considérées ainsi que les coefficients d'amortissement correspondants.

Tableau 4.10 Définition de l'amortissement de Rayleigh.

Direction du chargement	Mode 1 (Hz)	Mode 2 (Hz)	α	β
Longitudinale	4.10	16.42	2.0615	0.000776
Transversale	3.94	10.61	1.8044	0.001094
Combinée	3.94	16.42	1.9952	0.000782

4.3.3 Réponses temporelles

Pour chacune des analyses temporelles réalisées, les accélérations et pressions aux points d'étude ainsi que les réactions de vannes ont été enregistrées. L'ensemble de ces réponses temporelles ainsi que leurs amplitudes est présenté à l'annexe B.

La réponse sismique de la vanne latérale est premièrement étudiée. La figure 4.63 présente les réponses temporelles d'accélération et de pression au point P2' ainsi que celles de la réaction B. Il est notable que, lorsque sollicité par la composante longitudinale du séisme de Parkfield, le système étudié atteint la résonance. Effectivement, dans ce cas, l'amplitude des réponses reste quasi-constante entre 10 et 20 secondes, bien que les accélérations sismiques soient concentrées dans les 10 premières secondes de l'événement. Il est également observé que le système étudié reste excité durant une longue période suivant cette résonance. Ce phénomène provient de l'absence d'amortissement dans le fluide. Il est également observé que, pour les deux séismes, le système sollicité longitudinalement se distingue de celui excité transversalement par des amplitudes et durées de dissipation de l'énergie sismique plus élevées. Effectivement, les ratios entre les amplitudes extrêmes des réponses temporelles d'analyses unidirectionnelles varie entre 8.4 et 49 %. Ce résultat concorde avec les discussions des analyses fréquentielles où le mode fondamental longitudinal du système étudié est susceptible d'être sollicité par les séismes et d'amplitude élevée comparativement à son homologue transversal. Il est toutefois notable que les deux composantes de Imperial Valley génèrent des réponses d'amplitudes similaires entre 20 et 30 secondes, ce qui reflète de l'importance potentielle des accélérations sismiques transversales. La figure 4.63 permet également d'observer que la bidirectionnalité des séismes n'influence pas significativement la réponse sismique de la vanne comparativement à l'analyse unidirectionnelle longitudinale. Effectivement, dans les cas illustrés, la considération des deux composantes cause une réduction et amplification maximale des réactions de vannes de 2.3 et 5.2 % respectivement. Les réponses d'accélération sont toutefois plus sensibles à la bidirectionnalité des séismes avec une amplification maximale de 18.3 % des amplitudes extrêmes.

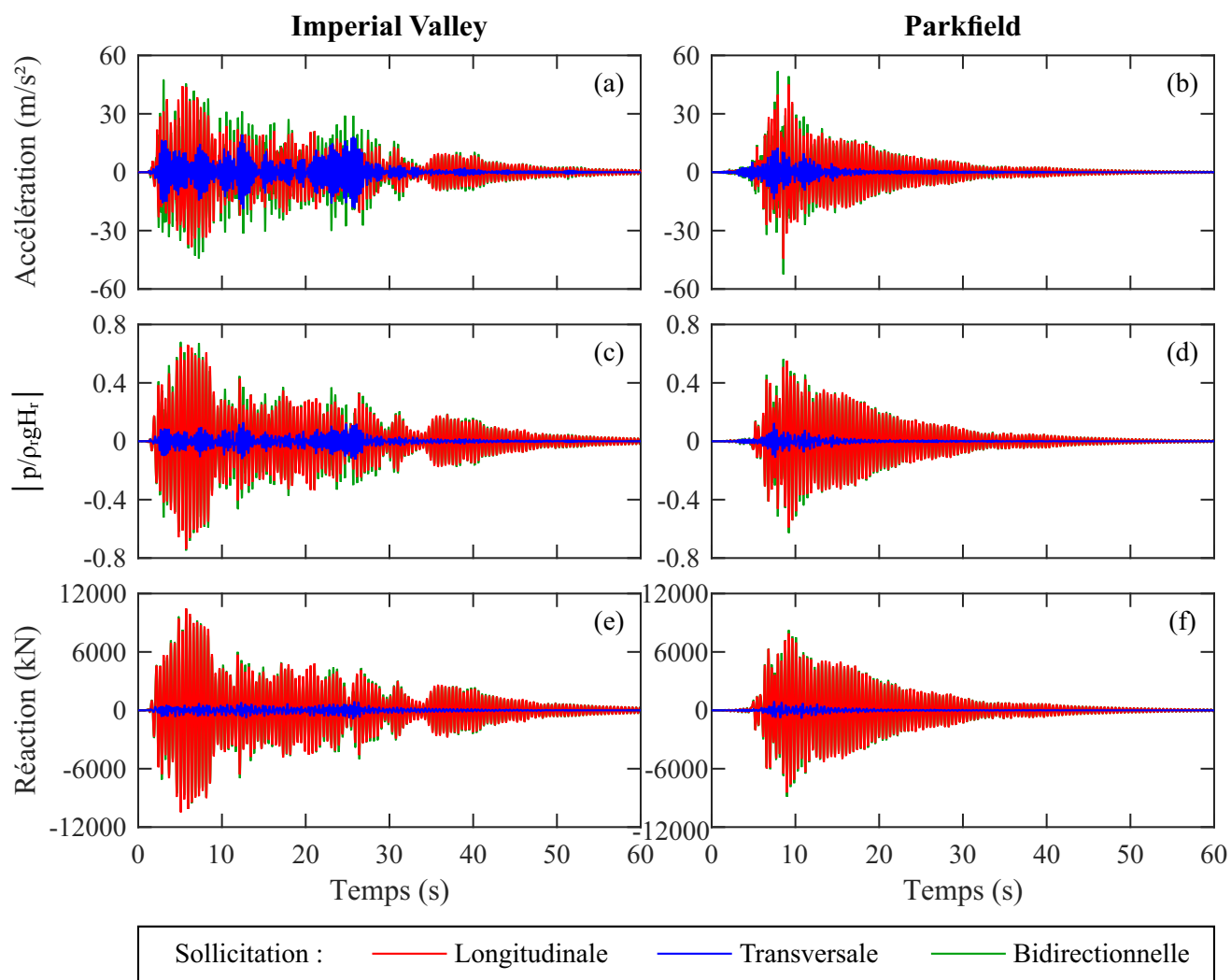


Figure 4.63 Réponses temporelles de la vanne latérale sous les séismes d'Imperial Valley (gauche) et de Parkfield (droite) : (a) et (b) accélération au point P2' ; (c) et (d) pressions hydrodynamiques normalisées au point P2' et (e) et (f) réaction B.

La réponse sismique de la vanne centrale est ensuite évaluée. La figure 4.64 présente les réponses temporelles d'accélération et de pression hydrodynamique au point P2 ainsi que celles de la réaction C. Similairement à la vanne latérale, les ratios entre les amplitudes extrêmes des réponses temporelles d'analyses unidirectionnelles varie entre 7.4 et 45 % tandis que l'amplification de l'enveloppe des réactions varie ente -2.5 et 2.2 %. Ces résultats concordent avec les analyses modales où la position des vannes n'influence pas significativement leur réponse sismique.

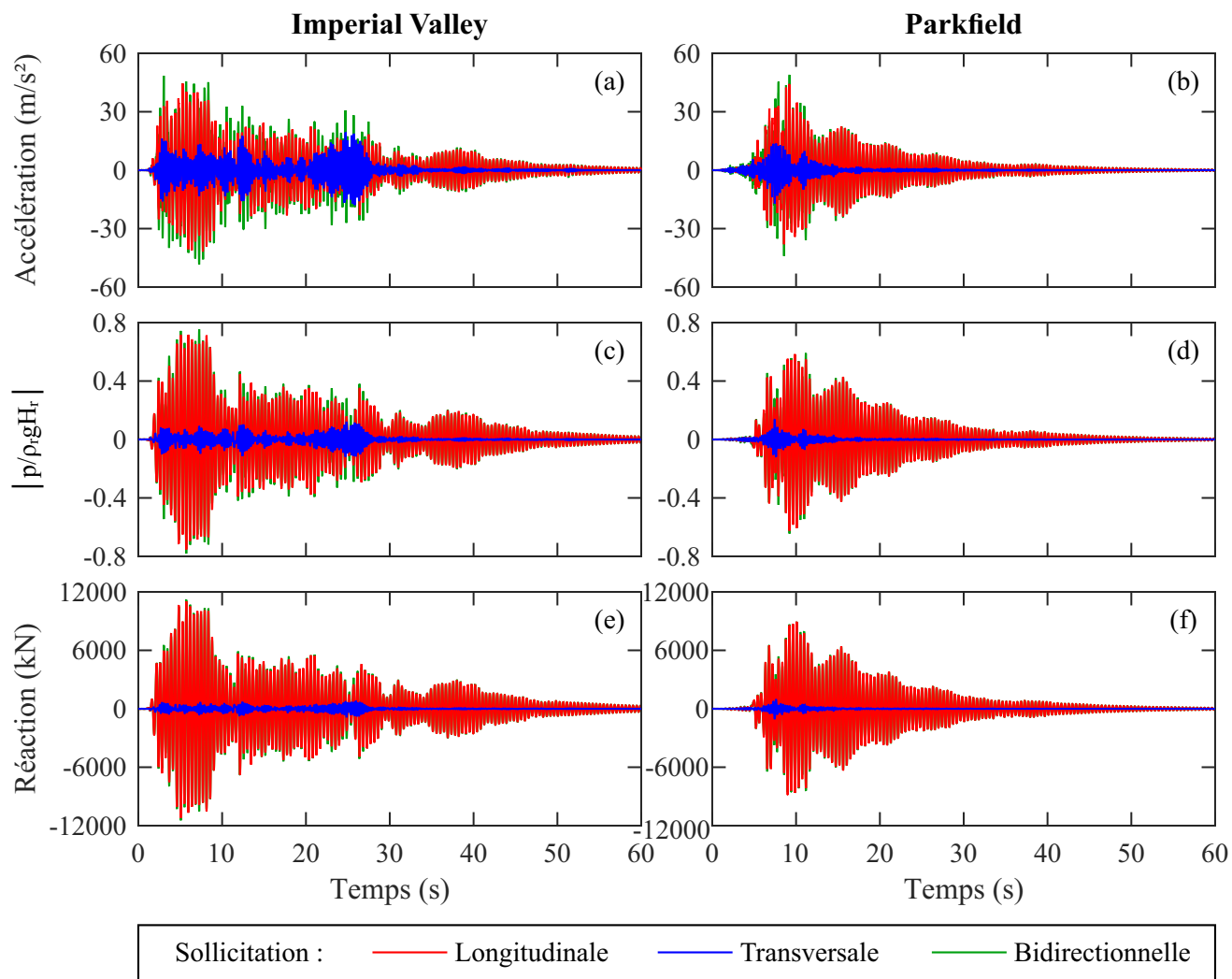


Figure 4.64 Réponses temporelles de la vanne centrale sous les séismes d'Imperial Valley (gauche) et de Parkfield (droite) : (a) et (b) accélération au point P2 ; (c) et (d) pressions hydrodynamiques normalisées au point P2 et (e) et (f) réaction C.

Finalement, les 15 premières secondes des réponses temporelles des vannes latérales et centrales sont présentées aux figures 4.65 et 4.66 respectivement afin d'étudier localement l'influence de la bidirectionnalité des séismes sur le comportement sismique de l'ouvrage. Un déphasage entre les réponses d'analyses unidirectionnelles est premièrement observé. Ce phénomène est induit par l'événement sismique appliqué puisque ses composantes sont déphasées. Il peut également être causé par l'écart entre la fréquence de sollicitation et celle des modes vibratoires du système évacuateur-réservoir. L'influence de la composante transversale est ainsi réduite puisque les pics de réponse ne sont pas atteints simultanément. Cependant, aucun déphasage notable n'est observé entre la réponse de l'ouvrage sollicité longitudinalement et simultanément par les deux composantes sismiques.

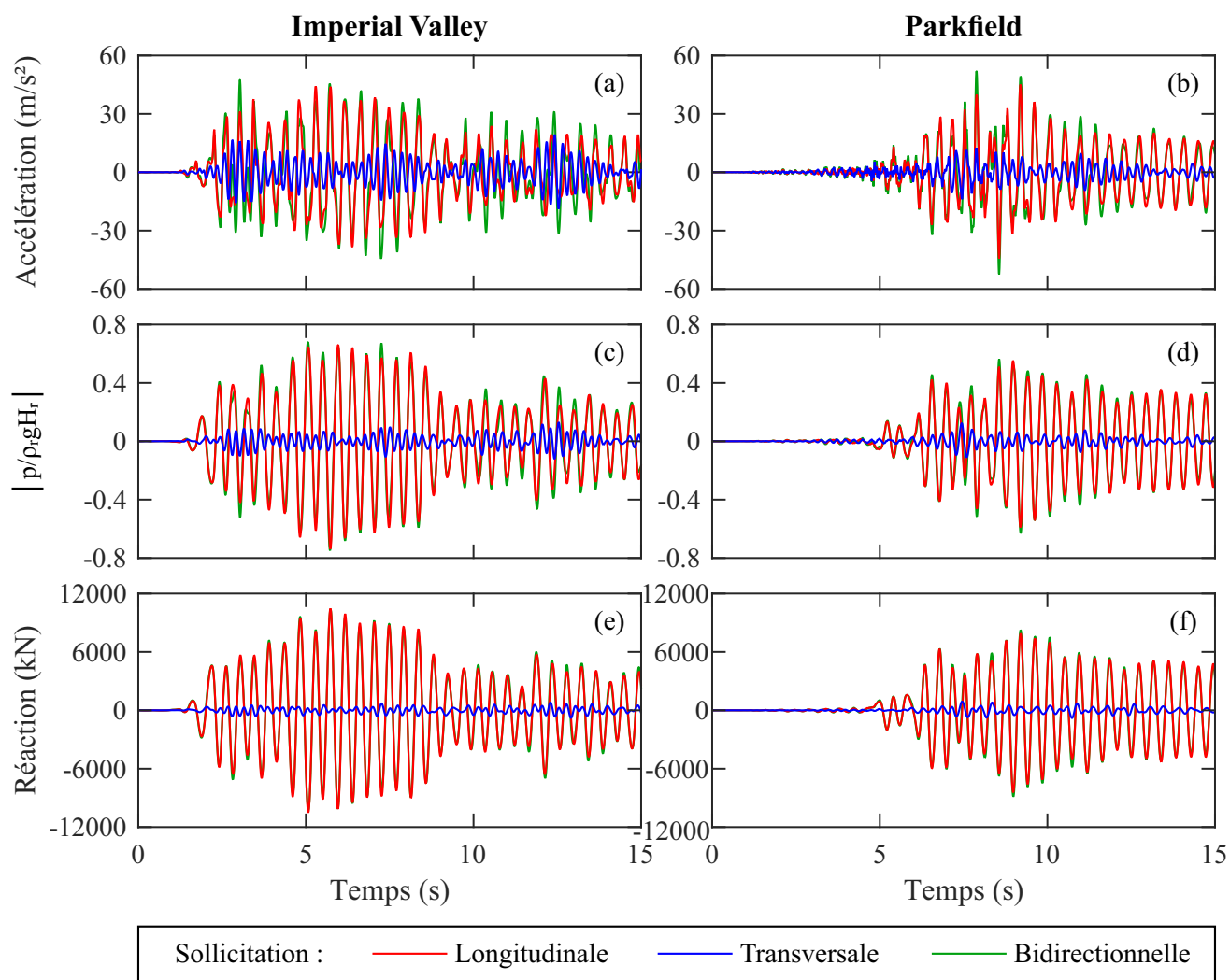


Figure 4.65 15 premières secondes des réponses temporelles de la vanne latérale sous les séismes d'Imperial Valley (gauche) et de Parkfield (droite) : (a) et (b) accélération au point P2' ; (c) et (d) pressions hydrodynamiques normalisées au point P2' et (e) et (f) réaction C.

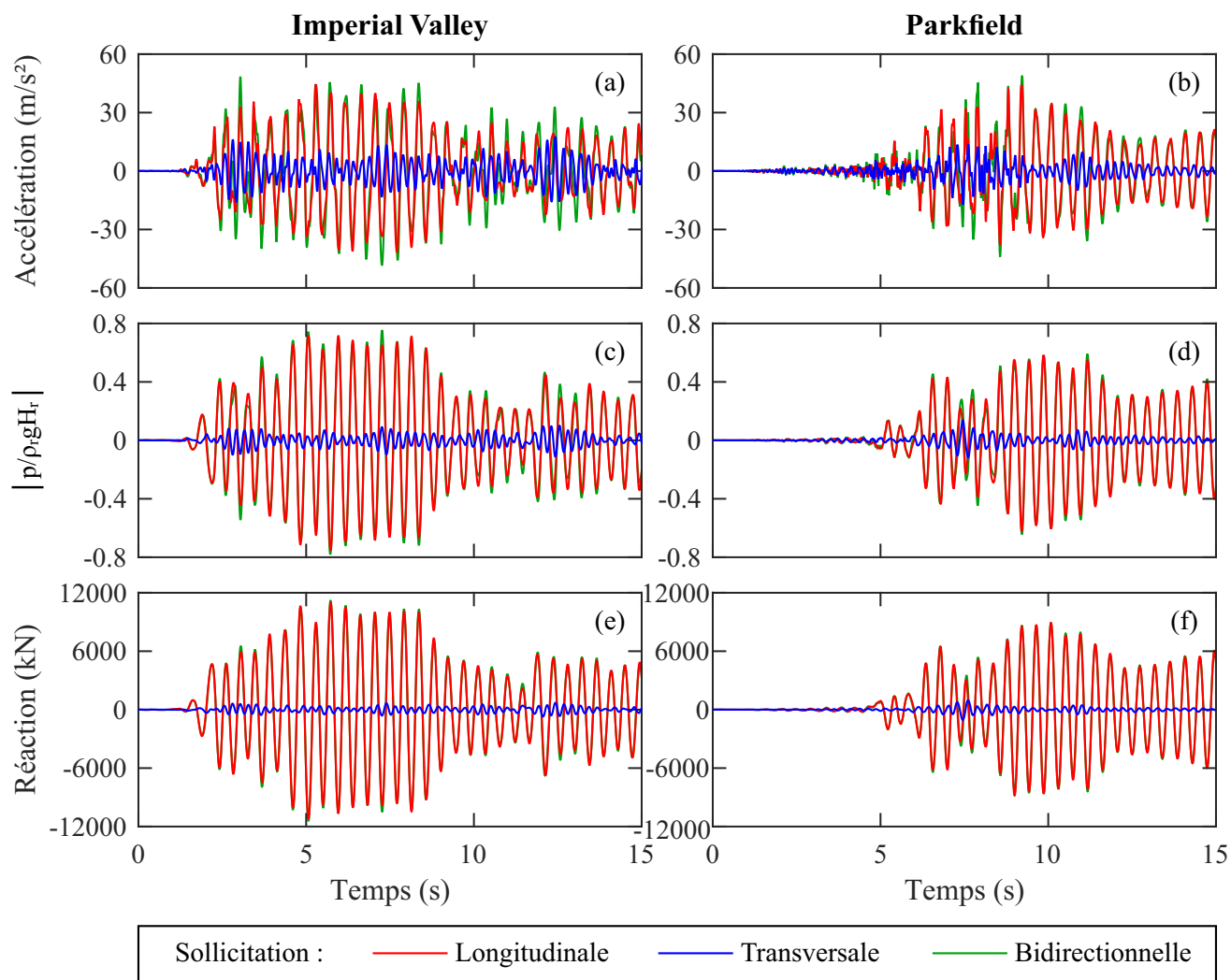


Figure 4.66 15 premières secondes des réponses temporelles de la vanne centrale sous les séismes d'Imperial Valley (gauche) et de Parkfield (droite) : (a) et (b) accélération au point P2 ; (c) et (d) pressions hydrodynamiques normalisées au point P2 et (e) et (f) réaction C.

4.3.4 Méthodes de combinaison des directions

Dans la pratique, plusieurs méthodes de combinaison des efforts sismiques sont disponibles afin de considérer l'action tridimensionnelle des séismes. Dans la sous-section précédente, cette combinaison est réalisée en appliquant les deux accélérations horizontales simultanément dans un modèle par éléments finis. Or, il est de pratique courante d'employer la méthode de la « Racine des sommes carrées » (SRSS) ou des sommes pondérées afin d'estimer l'enveloppe des réponses sismiques. Ces deux méthodes sont ainsi comparées aux résultats d'analyse pour le cas d'étude présenté. Afin de simplifier la lecture de cette section, le ratio entre les amplitudes extrêmes des réponses combinées et celles causées par la composante longitudinale des séismes est nommé « coefficient de majoration de la réponse unidirectionnelle ».

L'influence de la méthode SRSS sur la performance sismique de l'ouvrage étudié est premièrement évaluée. Les amplitudes extrêmes de chaque réponse sismique estimées à l'aide de cette dernière sont détaillées à l'annexe B. La figure 4.67 compare les coefficients de majoration de la réponse unidirectionnelle calculés par les éléments finis et la méthode SRSS pour chacune de ces amplitudes. Le tableau 4.11 présente les extremums ainsi que la moyenne de ces coefficients et du ratio entre les réponses d'analyses unidirectionnelles selon le type de résultat calculé. Il est notable que les coefficients moyens résultants des deux méthodologies sont du même ordre de grandeur. Ainsi, pour le présent cas d'étude, la combinaison SRSS permet généralement de bien estimer l'influence de la bidirectionnalité sur l'enveloppe des réponses sismiques. Cependant, les coefficients calculés par cette méthode sont moins variables que ceux calculés par éléments finis. Par exemple, une amplification maximale de l'accélération de 11.4 % est notée pour cette première méthodologie comparativement à 20 % pour la seconde. De plus, la combinaison SRSS ne permet pas de considérer une réduction potentielle de la réponse sismique de l'ouvrage, estimant plutôt une amplification minimale des pressions hydrodynamiques de 0.2 %. Dans tous les cas étudiés, il est également constaté que les accélérations de vanne constituent les réponses les plus sensibles à la bidirectionnalité des séismes. Ce résultat correspond aux réponses temporelles illustrées à la sous-section précédente où cette même tendance est observée.

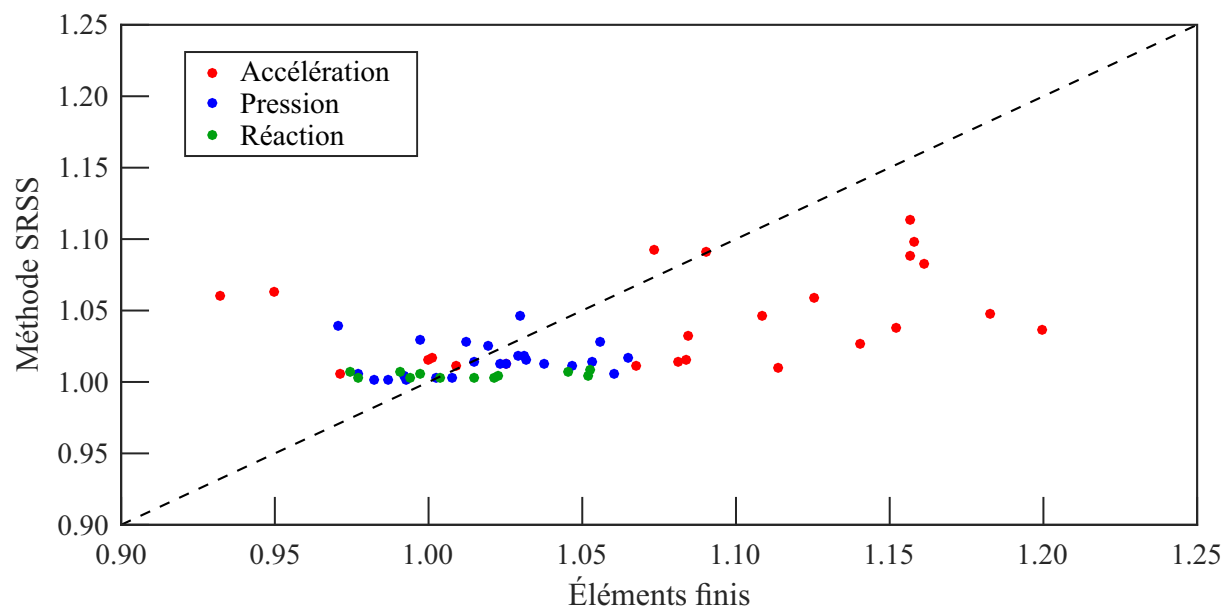


Figure 4.67 Comparaison des coefficients de majoration de la réponse unidirectionnelle calculées par éléments finis et la combinaison SRSS.

Tableau 4.11 Extremums et moyenne des coefficients de majoration de la réponse unidirectionnelle.

Ratio	Variable	Minimum	Maximum	Moyenne
Transversal / Longitudinal	Accélération	0.112	0.490	0.284
	Pressions	0.056	0.307	0.162
	Réactions	0.074	0.126	0.098
Bidirectionnel / Longitudinal	Accélération	0.932	1.200	1.084
	Pressions	0.971	1.065	1.019
	Réactions	0.975	1.053	1.012
SRSS / Longitudinal	Accélération	1.006	1.114	1.045
	Pressions	1.002	1.046	1.015
	Réactions	1.003	1.008	1.005

L'influence de la méthode des sommes pondérées sur la performance sismique des vannes est ensuite évaluée. Cette dernière est une estimation empirique de la contribution des composantes des séismes via l'équation 4.1

$$E = \max \begin{cases} E_x + \alpha E_y \\ E_y + \alpha E_x \end{cases} \quad (4.1)$$

où E , E_x et E_y sont respectivement l'amplitude des efforts sismiques causés par une accélération au sol bidirectionnelle, longitudinale et transversale tandis que α est un facteur de pondération qui varie généralement entre 0.3 et 0.5 selon les normes en vigueur (Robertson et al., 2016). Ainsi, similairement à la méthode SRSS, les réductions d'amplitude calculées par éléments finis ne peuvent pas être considérées par cette méthode. Les coefficients de pondération requis afin d'estimer les amplitudes calculées par éléments finis sont détaillés à l'annexe B. Le tableau 4.12 présente les extremums et la moyenne de ces coefficients selon le type de résultat évalué. La moyenne d'amplification présentée en dernière colonne exclue les cas où une réduction de la réponse sismique est observée. Similairement aux discussions précédentes, l'accélération de vanne constitue la réponse pour laquelle les coefficients requis sont les plus variables. Ensuite, il est observé que, pour tous les types de résultat, le coefficient maximum requis excède les valeurs recommandées tandis que les moyennes sont inférieures à la valeur minimale de 30 %. Cette dernière observation est également applicable pour les moyennes d'amplification des pressions et des réactions. Ainsi, pour le présent cas d'étude, la méthode des sommes pondérées permet généralement de bien estimer l'influence de la bidirectionnalité sur l'enveloppe des réponses sismiques.

Tableau 4.12 Extremums et moyennes des coefficients de pondérations requis.

Variable	Minimum	Maximum	Moyenne	Moyenne d'amplification
Accélération	-0.26	0.79	0.30	0.37
Pression	-0.32	0.59	0.09	0.19
Réaction	-0.27	0.55	0.12	0.30

En résumé, dans le présent cas d'étude, la combinaison des résultats d'analyses temporelles par la méthode SRSS ou des sommes pondérées estime adéquatement l'amplitude des pressions hydrodynamiques et des réactions de vanne comparativement au calcul par éléments finis. De plus, la bidirectionnalité horizontale des séismes n'affecte pas significativement la performance sismique des vannes puisqu'une amplification maximale des pressions et réac-

tions de 6.5 % est notée. La composante transversale des séismes peut ainsi être négligée lors de l'évaluation préliminaire de la performance sismique des vannes étudiées. Il est cependant recommandé de considérer la bidirectionnalité sismique lors de la conception finale de ces ouvrages.

CHAPITRE 5 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

5.1 Synthèse des travaux

Ce travail de recherche s'est concentré sur l'étude de la sensibilité de la réponse sismique des vannes d'évacuateur de crue vis-à-vis des hypothèses de modélisation de la structure et du réservoir ainsi que de la bidirectionnalité des séismes. Un outil de modélisation des systèmes évacuateur-réservoir a d'abord été développé sous la forme d'un programme MATLAB. Ce dernier a permis de générer les modèles par éléments finis 3D de systèmes évacuateur-réservoir étudiés. Par la suite, des analyses dynamiques par superposition modale ont été réalisées sur ces modèles dans le cadre d'une étude paramétrique. Les effets du couplage entre la vanne et l'évacuateur, de la longueur de ses piles, de la profondeur de la poutre de levage, des conditions frontières structurales, de l'interaction fluide-structure et de la compressibilité de l'eau ont été évalués en déterminant des courbes de réponses fréquentielles des réactions de vannes et des pressions hydrodynamiques sous l'effet d'accélération sismiques dans la direction longitudinale (i.e. perpendiculairement à la vanne) ou transversale (i.e. parallèlement à la vanne). Les résultats présentés sont toutefois spécifiques aux géométries des ouvrages modélisées dans ce mémoire. Finalement, des analyses temporelles par intégration directe ont été réalisées afin d'évaluer l'influence de la bidirectionnalité des séismes sur la réponse sismique des vannes d'évacuateur de crue étudiées. La validité de la combinaison des réponses temporelles par la racine des sommes carrées (SRSS) et les sommes pondérées a également été évaluée pour le cas d'étude présenté.

5.2 Recommandations

Les résultats présentés dans ce mémoire permettent de formuler les recommandations suivantes concernant l'analyse sismique des vannes étudiées :

- Les deux principaux facteurs à considérer lors de l'analyse sismique des évacuateurs de crue sont la rigidité relative des vannes comparativement à l'évacuateur ainsi que les effets de l'interaction fluide-structure. Bien que d'autres hypothèses étudiées puissent influencer la réponse sismique des vannes de manière générale, leurs effets sont négligeables comparativement à ces deux facteurs pour les cas d'étude présentés.

- La rigidité relative des vannes vis-à-vis de l'évacuateur doit être proprement évaluée afin de considérer les effets du couplage entre ces deux composantes structurales. Ce phénomène est particulièrement important en conditions sèches, c.-à.-d. sans réservoir, où la réponse sismique de la vanne modélisée dépend également de sa position dans l'ouvrage. Il est ainsi recommandé de bien modéliser la géométrie de l'évacuateur dans le but de calculer adéquatement sa rigidité.
- La largeur du système évacuateur-réservoir peut être réduite à une section typique lors de l'évaluation préliminaire de la réponse sismique des vannes sollicitées longitudinalement (i.e. perpendiculairement à la vanne). La validité de ce modèle simplifié doit cependant être vérifiée lors d'une évaluation sismique finale afin de considérer le couplage potentiel entre la vanne et l'évacuateur.
- La méthode des masses ajoutées de Westergaard offre une approximation de la réponse sismique des vannes étudiées à condition que le système évacuateur-réservoir soit loin d'une zone de résonance lors de la secousse sismique. Il s'agit ainsi d'une méthode utile pour l'évaluation préliminaire de la sécurité sismique des vannes. La validité de cette méthode doit cependant être vérifiée lors d'évaluations sismiques finales.
- L'influence des sollicitations sismique transversales (i.e. parallèlement à la vanne) sur la réponse dynamique des vannes peut être négligée lors des étapes préliminaires de conception et d'évaluation. Il est cependant recommandé de considérer ce cas de chargement lors de l'évaluation finale de la performance sismique de ce type d'ouvrage. Pour les cas d'étude présentés, la prise en compte de la bidirectionnalité des séismes a causé une majoration moyenne et maximale des réponses unidirectionnelles de 4.4 et de 20 %, respectivement.
- Une attention particulière doit être portée à la combinaison des directions lorsque la bidirectionnalité des séismes est considérée. Pour les cas d'étude présentés, toutes les méthodes comparées permettent de bien estimer l'amplification moyenne des réponses temporelles.

Il est à noter que ces recommandations ne peuvent pas être généralisées à tout type d'évacuateur ou de vanne.

5.3 Limitations

Les principales limitations de la méthodologie employée dans le projet sont les suivantes :

- Les analyses réalisées dans cette étude n'ont pas permis de montrer les effets de la compressibilité sur la réponse dynamique des évacuateurs de crue. L'analyse de systèmes avec des réservoirs et des vannes de géométries variables permettrait de mieux cerner l'importance de cette hypothèse dans l'évaluation sismique des vannes d'évacuateur.
- Pour les cas étudiés, les conditions frontières à la base des vannes n'ont pas d'influence significative sur leur comportement dynamique. Cependant, ce résultat ne peut pas être généralisé. La sensibilité de la réponse sismique à ce paramètre doit être vérifiée pour chaque vanne étudiée en fonction de sa géométrie et des conditions réelles d'opération.
- Les analyses réalisées dans cette étude ne permettent pas de formuler des conclusions générales s'appliquant à tout évacuateur de crue. Les configurations de ces ouvrages peuvent en effet différer grandement des géométries modélisées dans la présente étude. Par exemple, certains évacuateurs de crue sont munis d'une structure de levage composée d'un treillis métallique plus flexible que les cadres rigides en béton modélisés dans les cas présentés.
- L'influence de la composante verticale des séismes sur la réponse sismique des évacuateurs de crue n'a pas été considérée pour simplifier l'étude.

5.4 Perspectives de recherche

Les résultats présentés dans ce mémoire peuvent servir de base pour approfondir certaines perspectives de recherche relatives au comportement sismique des systèmes évacuateur-réservoir, en particulier :

- une évaluation des effets de l'absorption de fond du réservoir, de la flexibilité des fondations, du couplage évacuateur-barrage et de la composante verticale des séismes sur la réponse sismique des vannes permettrait de compléter l'étude paramétrique présentée.
- il serait intéressant d'évaluer l'influence d'une structure de levage composée d'un treillis métallique sur la réponse sismique des vannes.
- il serait judicieux de réaliser des analyses expérimentales afin d'assurer la correspondance entre les pressions hydrodynamiques calculées par la méthode des éléments finis et celles mesurées dans des conditions réelles.

RÉFÉRENCES

- ADINA. (2019). *Adina Theory and Modeling Guide* : ADINA R&D Inc.
- Anami, K., Ishii, N., & Knisely, C. W. (2012a). Added mass and wave radiation damping for flow-induced rotational vibrations of skinplates of hydraulic gates. *Journal of Fluids and Structures*, *35*, 213-228. doi:10.1016/j.jfluidstructs.2012.07.008
- Anami, K., Ishii, N., & Knisely, C. W. (2012b). Pressure induced by vertical planar and inclined curved weir-plates undergoing streamwise rotational vibration. *Journal of Fluids and Structures*, *29*, 35-49. doi:10.1016/j.jfluidstructs.2011.11.007
- Ashworth, R. (2013). Spillway gate, Cougar Dam east of Eugene, OR. [Photographie]. Consulté le 3 février 2019, tiré de [https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Spillway_gate,_Cougar_Dam_east_of_Eugene,_OR._\(10899627635\).jpg](https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Spillway_gate,_Cougar_Dam_east_of_Eugene,_OR._(10899627635).jpg).
- Beichley, G. L. (1961). Hydraulic Model Studies of Navajo Dam Spillway and Auxiliary Outlet Works Junction with the Spillway. *Hydraulic Laboratory Report No. Hyd-458, Bureau of Reclamation, Denver, CO*.
- Bouaanani, N., Gazarian-Pagé, C., & Masse, J.-F. (2019). Spillway gate-reservoir interaction under earthquakes. *Sustainable and Safe Dams Around the World / Un monde de barrages durables et sécuritaires : Proceedings of the ICOLD 2019 Symposium* (vol. 2, p. 2845-2857) : CRC Press.
- Bouaanani, N., & Lu, F. Y. (2009). Assessment of potential-based fluid finite elements for seismic analysis of dam-reservoir systems. *Computers & Structures*, *87*(3-4), 206-224.
- Bouaanani, N., Paultre, P., & Proulx, J. (2004a). Dynamic response of a concrete dam impounding an ice-covered reservoir : Part I. Mathematical modelling. *Canadian Journal of Civil Engineering*, *31*(6), 956-964.
- Bouaanani, N., Paultre, P., & Proulx, J. (2004b). Dynamic response of a concrete dam impounding an ice-covered reservoir : Part II. Parametric and numerical study. *Canadian Journal of Civil Engineering*, *31*(6), 965-976.
- Brusewicz, K., Sterpejkowicz-Wersocki, W., & Jankowski, R. (2017). Modal Analysis of a Steel Radial Gate Exposed to Different Water Levels. *Archives of Hydro-Engineering and Environmental Mechanics*, *64*(1). doi:10.1515/heem-2017-0003

- Buldgen, L. (2015). *Simplified analytical methods for the crashworthiness and the seismic design of lock gates*. (Université de Liège, Liège, Belgique).
- Buldgen, L., Degée, H., Lesourne, H., & Rigo, P. (2014). *Simplified seismic analysis of lock gates*. Communication présentée à PIANC 2014 Conference.
- Buldgen, L., Gazerzadeh, A., Bela, A., Rigo, P., & Le Sourne, H. (2014). *A simplified procedure to assess the dynamic pressures on lock gates*. Communication présentée à Proceedings of the ICTWS 2014 7th International Conference on Thin-Walled Structures, Busan 28th September-02 October 2014.
- Buldgen, L., Rigo, P., & Le Sourne, H. (2015). A simplified analytical method to evaluate the seismic pressure on plane lock gates. *Engineering Structures*, *100*, 522-534. doi:10.1016/j.engstruct.2015.06.030
- Bureau of Reclamation. (2004). Bartlett Dam [Photographie]. Consulté le 3 février 2019, tiré de <https://www.flickr.com/photos/usbr/8674386731>.
- Bureau of Reclamation. (2013). Davis Spillway [Photographie]. Consulté le 3 février 2019, tiré de <https://www.flickr.com/photos/usbr/8588702975/in/photostream/>.
- Chakrabarti, P., & Chopra, A. K. (1972). Hydrodynamic pressures and response of gravity dams to vertical earthquake component. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, *1*(4), 325-335.
- Chakrabarti, P., & Chopra, A. K. (1973). Earthquake analysis of gravity dams including hydrodynamic interaction. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, *2*(2), 143-160. doi:10.1002/eqe.4290020205
- Chen, J. Z., & Kianoush, M. R. (2005). Seismic response of concrete rectangular tanks for liquid containing structures. *Canadian Journal of Civil Engineering*, *32*(4), 739-752. doi:10.1139/105-023
- Chopra, A. K. (1967). Reservoir-dam interaction during earthquakes. *Bulletin of the Seismological Society of America*, *57*(4), 675-687.
- Chopra, A. K. (1968). Earthquake behavior of reservoir-dam systems. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, *94*(6), 1475-1500.
- Chopra, A. K. (1970). *Earthquake response of concrete gravity dams*. University of California, Earthquake Engineering Research Center.
- Chopra, A. K. (2012). Earthquake analysis of arch dams : factors to be considered. *Journal of Structural Engineering*, *138*(2), 205-214.

Commander, B. C., Schulz, J. X., Goble, G. G., & Chasten, C. P. (1994). *Field Testing and Structural Analysis of Vertical Lift Lock Gates*. Army Engineer Waterways Experiment Station, Vicksburg, MS.

Currie, I. G. (2002). *Fundamental mechanics of fluids* : Crc Press.

Dnirvine. (2005). The spill way at the E.B. Campbell Hydro Electric Station / Dam spilling water [Photographie]. Consulté le 3 février 2019, tiré de https://commons.wikimedia.org/wiki/File:EB_Campbell_Dam_Spillway.jpg.

Dodge, R. A. J. (1963). Hydraulic Downpull Studies of the Fixed-wheel Spillway Gates for Red Bluff Diversion Dam - Central Valley Project, California. *Hydraulic Branch Report No. Hyd-511, Bureau of Reclamation, Denver, CO*.

Edblom, K. (2014). Bonneville Dam Spillway [Photographie]. Consulté le 3 février 2019, tiré de https://www.flickr.com/photos/kirt_edblom/14150670993.

Erbisti, P. C. (2014). *Design of hydraulic gates* : CRC Press.

Everstine, G. (1981). A symmetric potential formulation for fluid-structure interaction. *Journal of Sound Vibration*, 79, 157-160.

Fenves, G., & Chopra, A. K. (1983). Effects of reservoir bottom absorption on earthquake response of concrete gravity dams. *Earthquake engineering & structural dynamics*, 11(6), 809-829.

Fenves, G., & Chopra, A. K. (1984). *EAGD-84 : A computer program for earthquake analysis of concrete gravity dams*. University of California, Earthquake Engineering Research Center.

Fenves, G., & Chopra, A. K. (1985a). Simplified earthquake analysis of concrete gravity dams : Combined hydrodynamic and foundation interaction effects. *Journal of engineering mechanics*, 111(6), 736-756.

Fenves, G., & Chopra, A. K. (1985b). Simplified earthquake analysis of concrete gravity dams : Separate hydrodynamic and foundation interaction effects. *Journal of engineering mechanics*, 111(6), 715-735.

Fenves, G., & Chopra, A. K. (1986). *Simplified analysis for earthquake resistant design of concrete gravity dams*. University of California, Earthquake Engineering Research Center.

Fenves, G., & Chopra, A. K. (1987). Simplified earthquake analysis of concrete gravity dams. *Journal of Structural Engineering*, 113(8), 1688-1708.

FERC. (2019a). Engineering Guidelines for the Evaluation of Hydropower Projects : Status of Proposed New Chapters and Proposed Revisions.

FERC. (2019b). Testing and Reporting on Spillway Gate Operations.

Fok, K.-L., & Chopra, A. K. (1986a). Earthquake analysis of arch dams including dam–water interaction, reservoir boundary absorption and foundation flexibility. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, *14*(2), 155-184. doi:10.1002/eqe.4290140202

Fok, K.-L., & Chopra, A. K. (1986b). Frequency response functions for arch dams : hydrodynamic and foundation flexibility effects. *Earthquake engineering & structural dynamics*, *14*(5), 769-795.

Fok, K.-L., & Chopra, A. K. (1987). Water compressibility in earthquake response of arch dams. *Journal of Structural Engineering*, *113*(5), 958-975.

Fok, K.-L., Hall, J. F., & Chopra, A. K. (1986). *EACD-3D : A computer program for three-dimensional earthquake analysis of concrete dams*. Earthquake Engineering Research Center, University of California Berkeley.

García, F., Aznárez, J., Padrón, L., & Maeso, O. (2016). Relevance of the incidence angle of the seismic waves on the dynamic response of arch dams. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, *90*, 442-453.

Gazarian-Pagé, C. (2014). *Réponse dynamique et sismique 3D des évacuateurs de crue : Effets de la flexibilité des vannes et de l'interaction fluide-structure*.

Goulmot, D., & Bouaanani, N. (2013). Seismic analysis of rectangular water-containing structures with floating ice blocks. *Cold Regions Science and Technology*, *90-91*, 22-32. <https://doi.org/10.1016/j.coldregions.2012.12.010>

Hall, J. F., & Chopra, A. K. (1982). Two-dimensional dynamic analysis of concrete gravity and embankment dams including hydrodynamic effects. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, *10*(2), 305-332.

Historic American Engineering Record. (1968a). *Bartlett Dam, Verde River, Phoenix, Maricopa County, AZ*. Library of Congress. Tiré de <https://www.loc.gov/item/az0248/>.

Historic American Engineering Record. (1968b). *Bonneville Project, Bonneville Dam, Columbia River, Bonneville, Multnomah County, OR*. Library of Congress. Tiré de <https://www.loc.gov/item/or0207/>.

Historic American Engineering Record. (1968c). *Mormon Flat Dam, On Salt River, Eastern Maricopa County, east of Phoenix, Phoenix, Maricopa County, AZ*. Library of Congress. Tiré de <https://www.loc.gov/item/az0234/>.

Housner, G. W. (1957). Dynamic pressures on accelerated fluid containers. *Bulletin of the seismological society of America*, 47(1), 15-35.

Hydro-Québec. (2003). Guide pour l'évaluation de la sécurité sismique des barrages.

Hydro-Québec Production. (2007). Projet d'aménagement d'un complexe hydroélectrique sur la rivière Romaine. *Documentation relative à l'étude d'impact déposée au ministre du Développement durable, de l'Environnement et des Parcs : Volume 1 – Vue d'ensemble et description des aménagements, décembre 2007*. Archives du BAPE.

IEEE Recommended Practice for Seismic Qualification of Class 1E Equipment for Nuclear Power Generating Stations. (1987). *IEEE Std 344-1987*, 1-42. doi:10.1109/IEEESTD.1987.122155

Kaltsouni, M., Morgan, M., & Sehgal, C. (1999). Seismic consideration in the design of gates. *Waterpower'99 : Hydro's Future : Technology, Markets, and Policy* (p. 1-11).

Kim, J. K., Koh, H. M., & Kwahk, I. J. (1996). Dynamic response of rectangular flexible fluid containers. *Journal of Engineering Mechanics*, 122(9), 807-817.

Kolkman, P. A. (1988). A simple scheme for calculating the added mass of hydraulic gates. *Journal of Fluids and Structures*, 2(4), 339-353. [https://doi.org/10.1016/S0889-9746\(88\)90051-5](https://doi.org/10.1016/S0889-9746(88)90051-5)

LaBoon, J. (2014). Design Standards No. 14, Appurtenant Structures for Dams (Spillways and Outlet Works), Chapter 3 : General Spillway Design Considerations. *US Bureau of Reclamation. USA*.

Limoges, A., & Léger, P. (2009). Seismic safety assessment of gated spillways. *Journal of performance of constructed facilities*, 23(4), 209-218.

Løkke, A., & Chopra, A. K. (2018). Direct finite element method for nonlinear earthquake analysis of 3-dimensional semi-unbounded dam–water–foundation rock systems. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 47(5), 1309-1328. Tiré de <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/pdf/10.1002/eqe.3019>

Maeso, O., Aznárez, J. J., & Domínguez, J. (2002). Effects of space distribution of excitation on seismic response of arch dams. *Journal of Engineering Mechanics*, 128(7), 759-768.

- MATLAB. (2015). MATLAB version 8.5.0 (R2015a). Natick, Massachusetts : The MathWorks Inc.
- Melo, C., Stefan, L., Léger, P., Pedroso, L., & Bouaanani, N. (2010). *Seismic safety of gated spillways : modeling hydrodynamic pressure on gates*. Communication présentée à Proceedings of the 9th US National and 10th Canadian Conference on Earthquake Engineering.
- Miquel, B., & Bouaanani, N. (2010). Simplified evaluation of the vibration period and seismic response of gravity dam–water systems. *Engineering structures*, *32*(8), 2488-2502.
- Miquel, B., & Bouaanani, N. (2011). Practical dynamic analysis of structures laterally vibrating in contact with water. *Computers & Structures*, *89*(23-24), 2195-2210. doi:10.1016/j.compstruc.2011.08.017
- Olson, L. G., & Bathe, K.-J. (1985). Analysis of fluid-structure interactions. A direct symmetric coupled formulation based on the fluid velocity potential. *Computers & Structures*, *21*(1-2), 21-32. [https://doi.org/10.1016/0045-7949\(85\)90226-3](https://doi.org/10.1016/0045-7949(85)90226-3)
- Pani, P. K., & Bhattacharyya, S. K. (2007). Fluid–structure interaction effects on dynamic pressure of a rectangular lock-gate. *Finite Elements in Analysis and Design*, *43*(10), 739-748. <https://doi.org/10.1016/j.finel.2007.03.003>
- Pani, P. K., & Bhattacharyya, S. K. (2008). Hydrodynamic pressure on a vertical gate considering fluid–structure interaction. *Finite Elements in Analysis and Design*, *44*(12-13), 759-766. doi:10.1016/j.finel.2008.04.006
- Pani, P. K., & Bhattacharyya, S. K. (2009). Finite Element Analysis of a Vertical Rectangular Plate Coupled with an Unbounded Fluid Domain on One Side Using a Truncated Far Boundary. *Journal of Hydrodynamics*, *21*(2), 190-200. doi:10.1016/s1001-6058(08)60136-5.
- Proulx, J., Darbre, G. R., & Kamileris, N. (2004). *Analytical and experimental investigation of damping in arch dams based on recorded earthquakes*. Communication présentée à 13th World Conference on Earthquake Engineering (vol. 68).
- Proulx, J., & Paultre, P. (1997). Experimental and numerical investigation of dam reservoir foundation interaction for a large gravity dam. *Canadian Journal of Civil Engineering*, *24*(1), 90-105.
- Proulx, J., Paultre, P., Rheault, J., & Robert, Y. (2001). An experimental investigation of water level effects on the dynamic behaviour of a large arch dam. *Earthquake engineering & structural dynamics*, *30*(8), 1147-1166.

- Rashed, A. A., & Iwan, W. D. (1984). Hydrodynamic Pressure on Short-Length Gravity Dams. *Journal of Engineering Mechanics*, 110(9), 1264-1283. doi:10.1061/(ASCE)0733-9399(1984)110:9(1264).
- Rhone, T. J. (1957). Hydraulic Model Studies of Nimbus Dam Spillway ; Folsom Unit ; American River Division, Central Valley Project, California. *Hydraulic Laboratory Report No. Hyd-431, Bureau of Reclamation, Denver, CO.*
- Rigo, P., & Herbillon, V. (2010). *Voies navigables et constructions hydrauliques : Notes de cours destinées aux étudiants de la 2ème année du Master en Ingénieur Civil des Constructions.* Cours GCIV0009-1. Université de Liège.
- Robertson, C., Buldgen, L., Quiroz, J., Salamon, J. W., & Bouaanani, N. (2016). *Design of Lock Gates under Seismic Actions.*
- Salamon, J. W. (2011). Seismic Induced Loads on Spillway Gates : Phase I - Literature Review. *US Bureau of Reclamation. USA.*
- Sasaki, T., Iwashita, T., & Yamaguchi, Y. (2007). *Calculation Method of Hydrodynamic Pressure in Seismic Response Analysis of Gates.* Communication présentée à The Thirty-Ninth Joint Meeting of UNJR, Japan.
- Sehgal, C. K. (1996). Design guidelines for spillway gates. *Journal of Hydraulic Engineering*, 122(3), 155-165.
- Société d'énergie de la Baie James. (1987). *Le complexe hydroélectrique de la Grande Rivière : réalisation de la première phase.* Québec (Province) : Société d'énergie de la Baie James.
- Tanchev, L. (2014). *Dams and appurtenant hydraulic structures* : CRC Press.
- USCOLD. (1992). Observed Performance of Dams During Earthquakes : US Committee on Large Dams Denver, CO.
- USCOLD. (2000). Observed Performance of Dams During Earthquakes (vol. Volume II) : US Committee on Large Dams Denver, CO.
- USCOLD. (2014). Observed Performance of Dams During Earthquakes (vol. Volume III) : US Committee on Large Dams Denver, CO.
- Versluis, M. (2010). *Hydrodynamic pressures on large lock structures.* Master Thesis Report, Technical University of Delft, Delft.
- Wang, H., Li, D., & Tang, B. (2014). Experimental study of dynamic interaction between group of intake towers and water. *Earthquakes and Structures*, 6(2), 163-179.

doi:10.12989/eas.2014.6.2.163.

Westergaard, H. M. (1933). Water pressures on dams during earthquakes. *Trans. ASCE*, 95, 418-433.

Wieland, M., & Fan, B. H. (2004). *The activities of the international commission on large dams (ICOLD) in the earthquake safety of large dams*. Communication présentée à Proceedings of the 13th World Conference on Earthquake Engineering.

Wtshymanski. (2006). Spillway at Alameda Dam, near Estevan Saskatchewan, showing hydraulically operated vertical lift gates. September, 2006 [Photographie]. Consulté le 3 février 2019, tiré de https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Alameda_Dam_Spillway_Saskatchewan.jpg.

Zhou, D., & Cheung, Y. (2000). Vibration of vertical rectangular plate in contact with water on one side. *Earthquake engineering & structural dynamics*, 29(5), 693-710.

Zienkiewicz, O. C. (1969). *Coupled vibrations of a structure submerged in a compressible fluid*. Communication présentée à Proc. of Symposium on Finite Element Techniques Held at the University of Stuttgart.

ANNEXE A RÉSULTATS DES ANALYSES TEMPORELLES

A.1 Introduction

Cette annexe présente l'ensemble des résultats d'analyses temporelles réalisées lors de cette étude. Pour chacun des séismes, les réponses temporelles aux points d'intérêts illustrés à la figure 4.1 sont présentées. Leurs amplitudes sont également notées dans le but de comparer les méthodes de combinaison communes dans la pratique.

A.2 Séisme d'imperial Valley (1940)

La figure A.1 présente les réponses temporelles de l'accélération de vanne et de la pression hydrodynamique aux points P1', P2' et P3' tandis que ces réponses aux points P1, P2 et P3 sont illustrés à la figure A.2. Les réponses temporelles concordent avec les résultats d'analyses modales puisque l'amplitude maximale des pressions hydrodynamiques face aux vannes sollicitées longitudinalement ne varie pas significativement selon leur position dans l'évacuateur. De plus, l'amplitude des pressions hydrodynamiques diminue en se rapprochant du centre des vannes lorsqu'elles sont sollicitées uniquement par une accélération transversale. Pour chacun des points d'étude, la bidirectionnalité des séismes influence principalement l'amplitude des réponses durant les 30 premières secondes de l'événement. Il est également notable que, pour les points P2 et P2', l'amplitude des accélérations et pressions causées par chacune des composantes sismiques sont d'amplitudes similaires entre 20 et 30 secondes. Cette contribution locale n'influence cependant pas l'amplitude maximale des réponses sismiques.

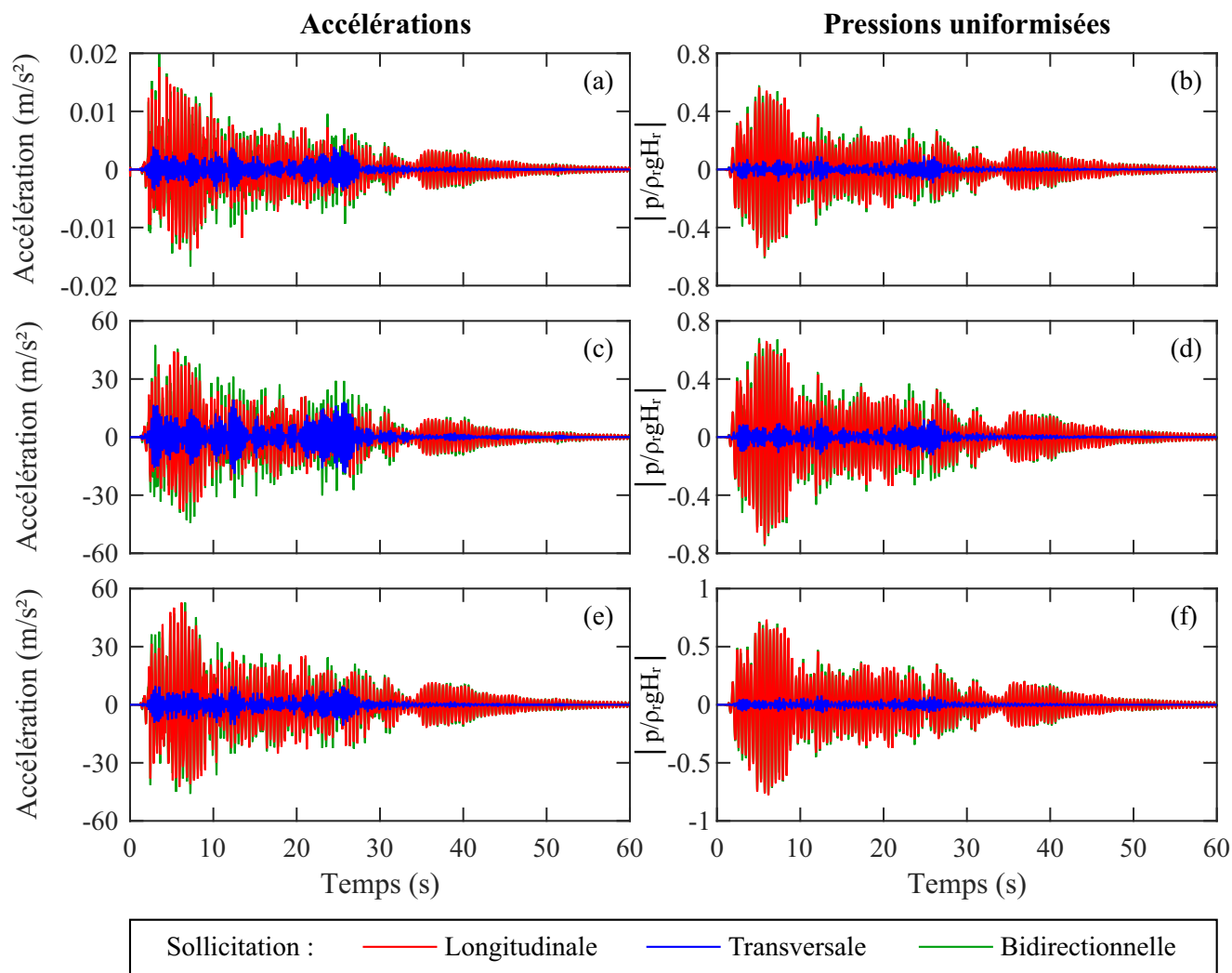


Figure A.1 Réponse temporelle de la vanne latérale sollicitée par le séisme de Imperial Valley. Accélération au point : (a) P1', (c) P2' et (e) P3'. Pressions hydrodynamiques normalisées aux points : (b) P1', (d) P2' et (f) P3'.

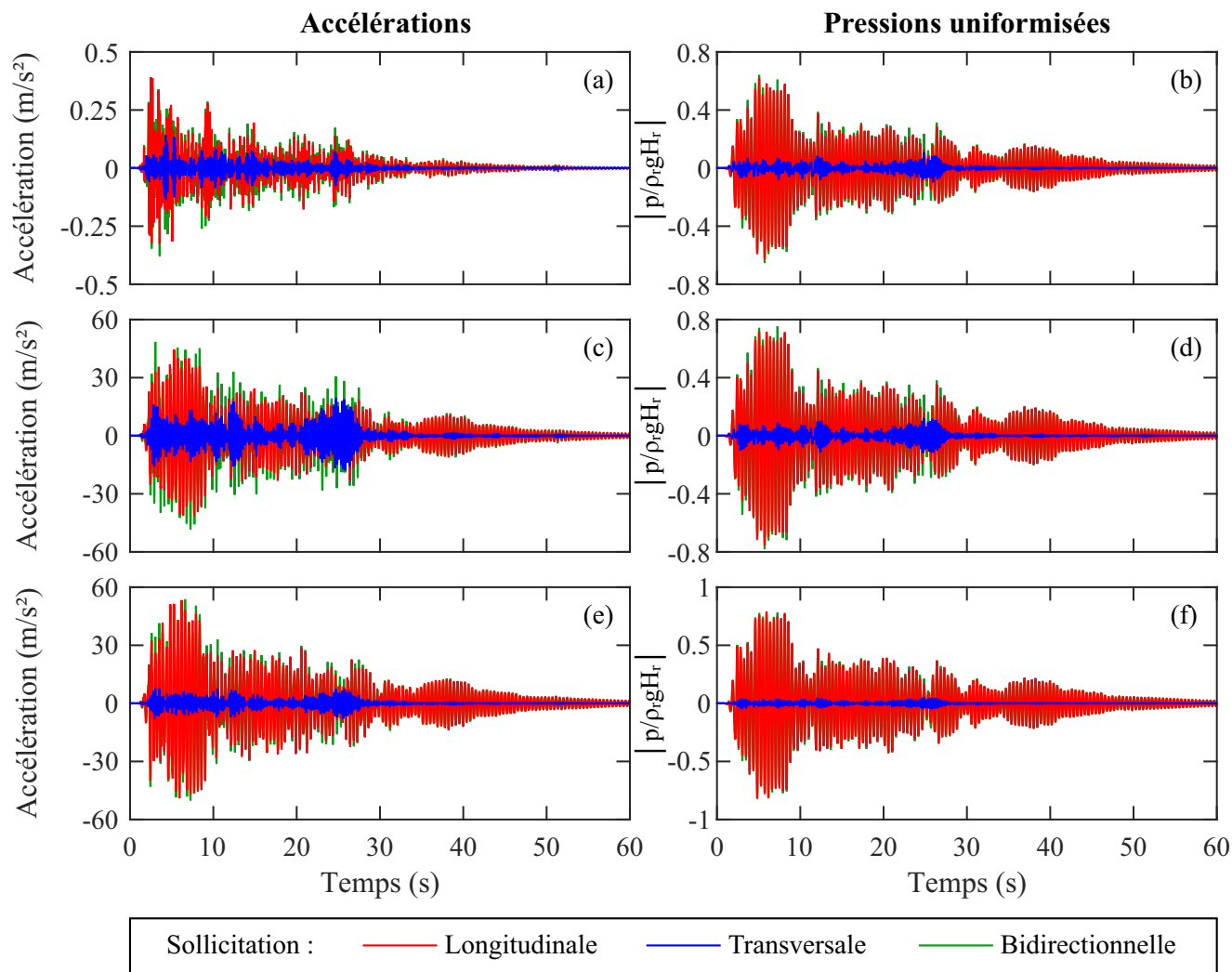


Figure A.2 Réponse temporelle de la vanne centrale sollicitée par le séisme de Imperial Valley. Accélération au point : (a) P1, (c) P2 et (e) P3. Pressions hydrodynamiques normalisées aux points : (b) P1, (d) P2 et (f) P3.

La figure A.3 présente les réponses temporelles de réactions de vanne A, B et C. Ces dernières présentent les mêmes tendances que les réponses de pressions illustrées aux figures précédentes. Cependant, la contribution des composantes transversales observée précédemment entre 20 et 30 secondes n'est pas aussi significative. Il s'agit donc d'un phénomène local.

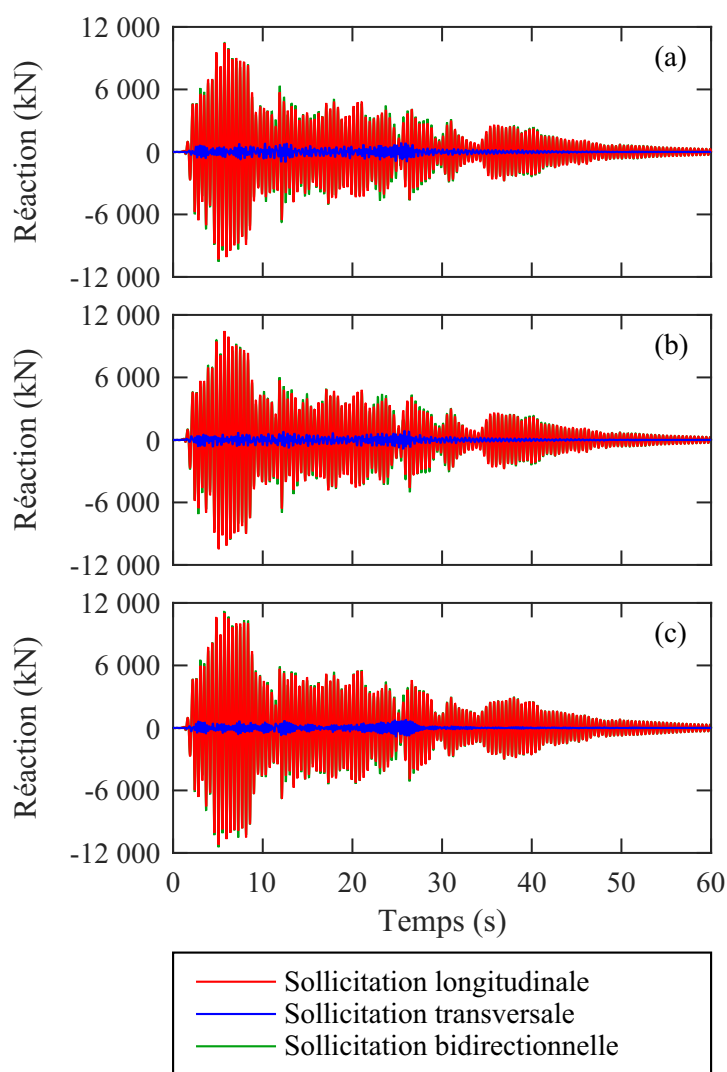


Figure A.3 Réponse temporelle des réactions de vanne sollicitées par le séisme de Imperial Valley : (a) Réaction A, (b) Réaction B et (c) Réaction C.

Le tableau A.1 résume les amplitudes minimale et maximale des réponses temporelles présentées aux figures A.1, A.2 et A.3 sous l'action séparée et combinée des composantes horizontales du séisme de Imperial Valley. Les amplitudes des réponses combinées par la méthode SRSS sont également présentées.

Le tableau A.2 présente les ratios entre les amplitudes extrêmes des réponses temporelles sous l'action transversale ou bidirectionnelle des séismes et celles causées par sa composante longitudinale. Ces mêmes ratios sont également présentés pour le cas combiné par la méthode SRSS. Il est premièrement notable que, lorsque le système est sollicité transversalement, les amplitudes calculées varient entre 7.4 et 49 % de leur valeur lorsqu'excité par l'accélération longitudinale. Cependant, lorsque l'action des composantes sismiques est combinée, l'amplification de l'amplitude de la réponse structurale varie entre -2.7 et 20 %. Ce résultat provient d'un déphasage entre les réponses sous l'action longitudinale et transversale. Somme toute, les résultats démontrent que la bidirectionnalité peut potentiellement affecter la performance sismique des vannes d'évacuateur.

Tableau A.1 Amplitudes des réponses temporelles : Séisme de Imperial Valley.

Réponse	Point	Séisme longitudinal		Séisme transversal		Séisme bidirectionnel		Combinaison SRSS	
		Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max
Accélération (m/s ²)	P1	-0.326	0.392	-0.135	0.142	-0.378	0.372	0.352	0.417
	P1'	-0.014	0.018	-0.004	0.004	-0.017	0.020	0.014	0.018
	P2	-41.823	44.480	-17.926	19.394	-48.369	48.495	45.503	48.524
	P2'	-38.438	44.168	-18.841	19.364	-44.457	47.400	42.807	48.226
	P3	-48.927	53.306	-7.905	7.836	-50.157	53.777	49.562	53.879
	P3'	-42.431	52.738	-10.754	9.487	-46.011	52.746	43.773	53.584
Pressions ($p/\rho g H_r$)	P1	-0.623	0.621	-0.096	0.109	-0.653	0.641	0.631	0.631
	P1'	-0.598	0.563	-0.095	0.092	-0.612	0.577	0.606	0.570
	P2	-0.753	0.716	-0.118	0.121	-0.781	0.754	0.762	0.726
	P2'	-0.737	0.660	-0.124	0.129	-0.749	0.679	0.748	0.672
	P3	-0.820	0.791	-0.047	0.049	-0.814	0.781	0.821	0.792
	P3'	-0.779	0.731	-0.068	0.078	-0.773	0.714	0.782	0.735
Réactions (kN)	Réaction A	-10 308	10 461	-986	882	-10 540	10 500	10 355	10 498
	Réaction B	-10 477	10 458	-878	886	-10 237	10 396	10 514	10 496
	Réaction C	-11 215	11 032	-873	812	-11 457	11 199	11 249	11 062

Tableau A.2 Ratio entre les amplitudes sous sollicitation transversale ou combinée et celles lorsque excité longitudinalement : Séisme de Imperial Valley.

Réponse	Point	Transversal / Longitudinal		Bidirectionnel / Longitudinal		SRSS / Longitudinal	
		Min	Max	Min	Max	Min	Max
Accélération (m/s ²)	P1	0.413	0.361	1.161	0.950	1.082	1.063
	P1'	0.275	0.233	1.200	1.140	1.037	1.027
	P2	0.429	0.436	1.157	1.090	1.088	1.091
	P2'	0.490	0.438	1.157	1.073	1.114	1.092
	P3	0.162	0.147	1.025	1.009	1.013	1.011
	P3'	0.253	0.180	1.084	1.000	1.032	1.016
Pressions ($p/\rho g H_r$)	P1	0.155	0.175	1.047	1.032	1.012	1.015
	P1'	0.158	0.164	1.023	1.025	1.012	1.013
	P2	0.157	0.170	1.037	1.053	1.012	1.014
	P2'	0.169	0.196	1.015	1.029	1.014	1.019
	P3	0.058	0.062	0.992	0.987	1.002	1.002
	P3'	0.088	0.106	0.992	0.977	1.004	1.006
Réactions (kN)	Réaction A	0.096	0.084	1.022	1.004	1.005	1.004
	Réaction B	0.084	0.085	0.977	0.994	1.004	1.004
	Réaction C	0.078	0.074	1.022	1.015	1.003	1.003
Moyenne		0.204	0.194	1.061	1.025	1.029	1.025

Le tableau A.3 présente les valeurs de coefficient de pondération α requis afin de recalculer les amplitudes des réponses bidirectionnelles calculées par éléments finis. Il est notable qu'il varie entre -0.27 et 0.73 tandis que sa valeur moyenne est de 0.16. Ainsi, les coefficients recommandés dans la pratique ont tendance à être conservateurs dans le cas présenté.

Tableau A.3 Coefficients de pondération requis : Séisme de Imperial Valley.

Réponse	Point	Pondération requise	
		Min	Max
Accélération (m/s ²)	P1	0.39	-0.14
	P1'	0.73	0.60
	P2	0.37	0.21
	P2'	0.32	0.17
	P3	0.16	0.06
	P3'	0.33	0.00
Pressions ($p/\rho g H_r$)	P1	0.30	0.18
	P1'	0.15	0.15
	P2	0.24	0.31
	P2'	0.09	0.15
	P3	-0.13	-0.21
	P3'	-0.09	-0.22
Réactions (kN)	Réaction A	0.23	0.04
	Réaction B	-0.27	-0.07
	Réaction C	0.28	0.20
Moyenne		0.21	0.10

A.3 Séisme de Parkfield (1969)

La figure A.4 présente les réponses temporelles de l'accélération de vanne et de la pression hydrodynamique aux points P1', P2' et P3' tandis que ces réponses aux points P1, P2 et P3 sont illustrés à la figure A.5. Les réponses temporelles concordent avec les résultats d'analyses modales puisque l'amplitude maximale des pressions hydrodynamiques face aux vannes sollicitées longitudinalement ne varie pas significativement selon leur position dans l'évacuateur. De plus, l'amplitude des pressions hydrodynamiques diminue en se rapprochant du centre des vannes lorsqu'elles sont sollicitées uniquement par une accélération transversale. Il est cependant notable que le comportement sismique des vannes latérales et centrales sollicitées longitudinalement varie principalement à partir de 10 secondes. Finalement, pour chacun des points d'étude, la bidirectionnalité des séismes influence principalement l'amplitude des réponses durant les 15 premières secondes de l'événement.

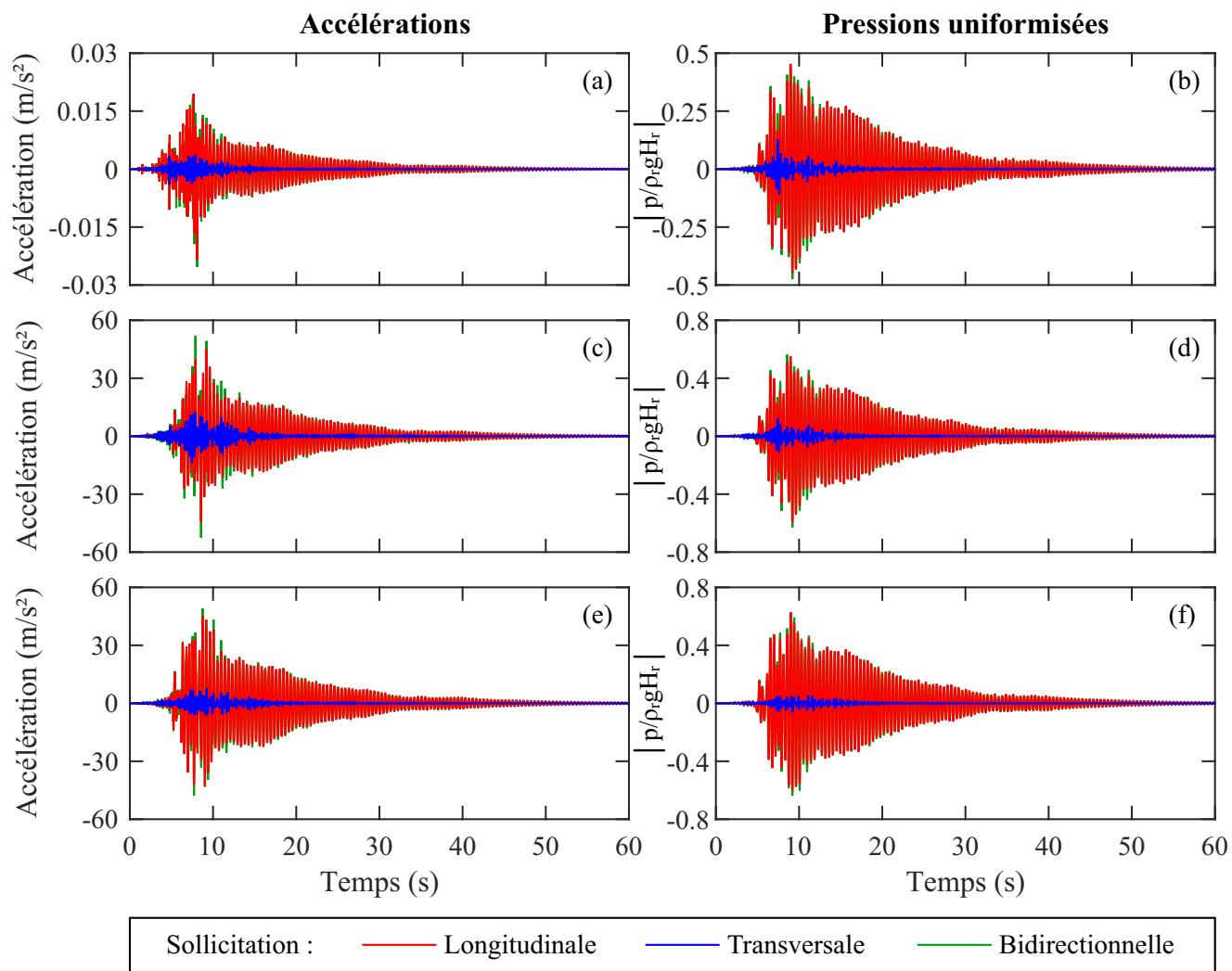


Figure A.4 Réponse temporelle de la vanne latérale sollicitée par le séisme de Parkfield. Accélération au point : (a) P1', (c) P2' et (e) P3'. Pressions hydrodynamiques normalisées aux points : (b) P1', (d) P2' et (f) P3'.

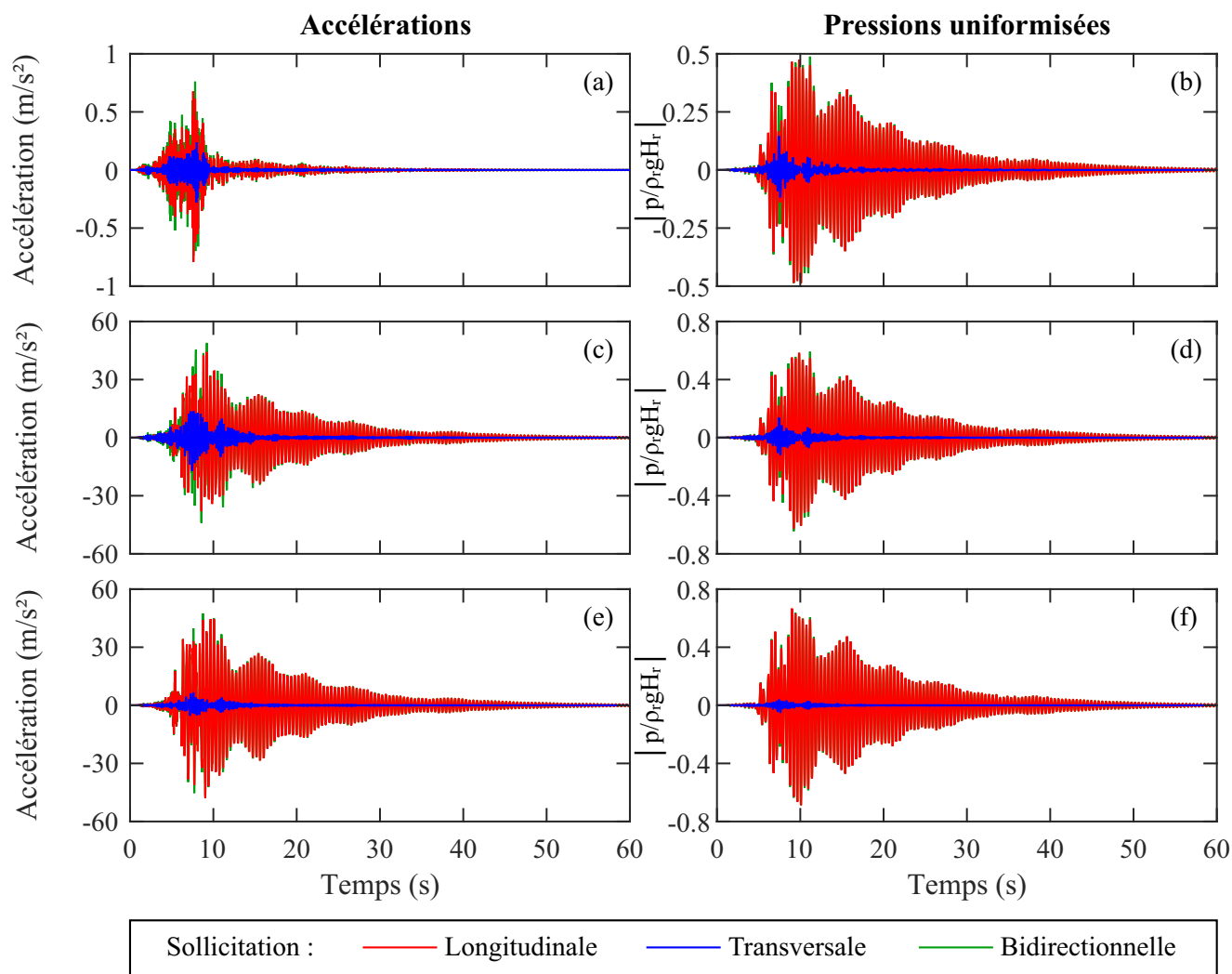


Figure A.5 Réponse temporelle de la vanne centrale sollicitée par le séisme de Parkfield. Accélération au point : (a) P1, (c) P2 et (e) P3. Pressions hydrodynamiques normalisées aux points : (b) P1, (d) P2 et (f) P3.

La figure A.6 présente les réponses temporelles de réactions de vanne A, B et C. Ces dernières présentent les même tendances que les réponses de pressions illustrées aux figures précédentes.

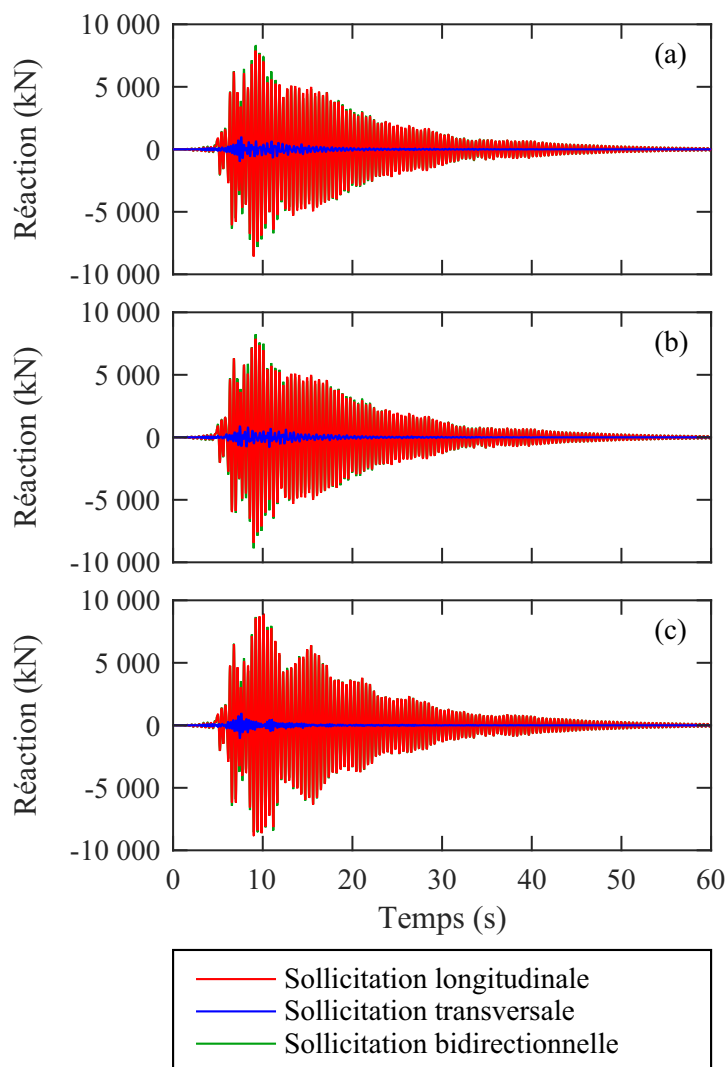


Figure A.6 Réponse temporelle des réactions de vanne sollicitées par le séisme de Parkfield : (a) Réaction A, (b) Réaction B et (c) Réaction C.

Le tableau A.4 résume les amplitudes minimale et maximale des réponses temporelles présentées aux figures A.4, A.5 et A.6 sous l'action séparée et combinée des composantes horizontales du séisme de Parkfield. Les amplitudes des réponses combinées par la méthode SRSS sont également présentées.

Le tableau A.5 présente les ratios entre les amplitudes extrêmes des réponses temporelles sous l'action transversale ou bidirectionnelle des séismes et celles causées par sa composante longitudinale. Ces mêmes ratios sont également présentés pour le cas combiné par la méthode SRSS. Il est premièrement notable que, lorsque le système est sollicité transversalement, les amplitudes calculées varient entre 9.4 et 45 % de leur valeur lorsqu'excité par l'accélération longitudinale. Cependant, lorsque l'action des composantes sismiques est combinée, l'amplification de l'amplitude de la réponse structurale varie entre -6.8 et 18 %. Ce résultat provient d'un déphasage entre les réponses sous l'action longitudinale et transversale. Somme toute, les résultats démontrent que la bidirectionnalité peut potentiellement affecter la performance sismique des vannes d'évacuateur.

Tableau A.4 Amplitudes des réponses temporelles : Séisme de Parkfield.

Réponse	Point	Séisme longitudinal		Séisme transversal		Séisme bidirectionnel		Combinaison SRSS	
		Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max
Accélération (m/s ²)	P1	-0.791	0.676	-0.280	0.237	-0.738	0.761	0.840	0.716
	P1'	-0.023	0.019	-0.004	0.004	-0.025	0.020	0.024	0.020
	P2	-38.033	44.105	-17.256	13.669	-44.039	48.883	41.765	46.174
	P2'	-44.351	45.010	-13.876	12.540	-52.448	51.868	46.471	46.724
	P3	-47.875	44.495	-5.383	6.660	-46.485	47.492	48.176	44.991
	P3'	-43.002	45.361	-6.195	7.864	-47.881	49.156	43.446	46.037
Pressions ($p/\rho g H_r$)	P1	-0.487	0.474	-0.118	0.146	-0.486	0.488	0.502	0.496
	P1'	-0.450	0.454	-0.108	0.128	-0.475	0.441	0.462	0.472
	P2	-0.625	0.584	-0.120	0.138	-0.644	0.591	0.636	0.600
	P2'	-0.590	0.552	-0.110	0.123	-0.628	0.563	0.600	0.566
	P3	-0.686	0.667	-0.050	0.037	-0.688	0.655	0.688	0.668
	P3'	-0.602	0.625	-0.062	0.051	-0.638	0.630	0.605	0.627
Réactions (kN)	Réaction A	-8572	7893	-798	994	-8492	8310	8628	7955
	Réaction B	-8443	7883	-795	900	-8879	8243	8481	7935
	Réaction C	-8836	8938	-1052	967	-8611	8916	8898	8990

Tableau A.5 Ratio entre les amplitudes sous sollicitation transversale ou combinée et celles lorsque excité longitudinalement : Séisme de Parkfield.

Réponse	Point	Transversal / Longitudinal		Bidirectionnel / Longitudinal		SRSS / Longitudinal	
		Min	Max	Min	Max	Min	Max
Accélération (m/s ²)	P1	0.354	0.350	0.932	1.126	1.061	1.059
	P1'	0.171	0.187	1.081	1.001	1.014	1.017
	P2	0.454	0.310	1.158	1.108	1.098	1.047
	P2'	0.313	0.279	1.183	1.152	1.048	1.038
	P3	0.112	0.150	0.971	1.067	1.006	1.011
	P3'	0.144	0.173	1.113	1.084	1.010	1.015
Pressions ($p/\rho g H_r$)	P1	0.242	0.307	0.998	1.030	1.029	1.046
	P1'	0.240	0.282	1.056	0.971	1.028	1.039
	P2	0.191	0.236	1.031	1.012	1.018	1.028
	P2'	0.187	0.224	1.065	1.019	1.017	1.025
	P3	0.073	0.056	1.003	0.982	1.003	1.002
	P3'	0.103	0.082	1.060	1.008	1.005	1.003
Réactions (kN)	Réaction A	0.114	0.126	0.991	1.053	1.006	1.008
	Réaction B	0.094	0.114	1.052	1.046	1.004	1.006
	Réaction C	0.119	0.108	0.975	0.998	1.007	1.006
Moyenne		0.194	0.199	1.044	1.044	1.024	1.023

Le tableau A.6 présente les valeurs de coefficient de pondération α requis afin de recalculer les amplitudes des réponses bidirectionnelles calculées par éléments finis. Il est notable qu'il varie entre -0.19 et 0.79 tandis que sa valeur moyenne est de 0.22. Ainsi, les coefficients recommandés dans la pratique ont tendance à être conservateurs dans le cas présenté.

Tableau A.6 Coefficients de pondération requis : Séisme de Parkfield.

Réponse	Point	Pondération requise	
		Min	Max
Accélération (m/s ²)	P1	-0.19	0.36
	P1'	0.48	0.00
	P2	0.35	0.35
	P2'	0.58	0.55
	P3	-0.26	0.45
	P3'	0.79	0.48
Pressions ($p/\rho g H_r$)	P1	-0.01	0.10
	P1'	0.23	-0.10
	P2	0.16	0.05
	P2'	0.35	0.09
	P3	0.04	-0.32
	P3'	0.59	0.10
Réactions (kN)	Réaction A	-0.08	0.42
	Réaction B	0.55	0.40
	Réaction C	-0.21	-0.02
Moyenne		0.22	0.19