PolyPublie
Polytechnique Montréal

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL
UNIVERSITÉ D'INGÉNIERIE

| | |
|---|---|
| **Titre:** Title: | Interactions structure-eau sous l'effet des séismes, masses ajoutées, et effets 3D: Application à une vanne radiale |
| **Auteur:** Author: | Vincent Michel Gérald Ghiglione |
| **Date:** | 2024 |
| **Type:** | Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis |
| **Référence:** Citation: | Ghiglione, V. M. G. (2024). Interactions structure-eau sous l'effet des séismes, masses ajoutées, et effets 3D: Application à une vanne radiale [Mémoire de maîtrise, Polytechnique Montréal]. PolyPublie. https://publications.polymtl.ca/62018/ |

**Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

| | |
|---|---|
| **URL de PolyPublie:** PolyPublie URL: | https://publications.polymtl.ca/62018/ |
| **Directeurs de recherche:** Advisors: | Najib Bouaanani |
| **Programme:** Program: | Génie civil |

**Ce fichier a été téléchargé à partir de PolyPublie, le dépôt institutionnel de Polytechnique Montréal**
This file has been downloaded from PolyPublie, the institutional repository of Polytechnique Montréal

https://publications.polymtl.ca

**POLYTECHNIQUE MONTRÉAL**
affiliée à l'Université de Montréal

# Interactions structure-eau sous l'effet des séismes, masses ajoutées, et effets 3D : Application à une vanne radiale

**VINCENT MICHEL GÉRALD GHIGLIONE**
Département des génies civil, géologique et des mines

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

Décembre 2024

© Vincent Michel Gérald Ghiglione, 2024.

**POLYTECHNIQUE MONTRÉAL**
affiliée à l'Université de Montréal

Ce mémoire intitulé :

**Interactions structure-eau sous l'effet des séismes, masses ajoutées, et effets 3D : Application à une vanne radiale**

présenté par **Vincent Michel Gérald GHIGLIONE**
en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*
a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

**Mahdi BEN FTIMA**, président
**Najib BOUAANANI**, membre et directeur de recherche
**Pierre LÉGER**, membre

# REMERCIEMENTS

Ce mémoire de maîtrise recherche a été réalisé sous la direction du Professeur Najib Bouaanani, je souhaite exprimer ma profonde gratitude envers le Professeur Najib Bouaanani pour son encadrement, sa patience, son aide financière et ses précieux conseils tout au long de la réalisation de ce mémoire. Son expertise m'a permis de surmonter les difficultés rencontrées et d'approfondir mes connaissances dans ce domaine.

Je tiens également à remercier le Professeur Mahdi Ben Ftima et le Professeur Pierre Léger pour avoir accepté d'évaluer mon travail, respectivement en tant que président et membre du jury d'évaluation.

J'aimerais également mettre en exergue l'appui financier du Fonds de recherche du Québec – Nature et Technologie (FRQNT), du Conseil de Recherches en Sciences Naturelles et Génie du Canada (CRSNG) et du Centre d'Etudes Interuniversitaire des Structures sous Charges Extrêmes (CEISCE).

Enfin je souhaite remercier ma famille et ma fiancée qui m'ont soutenu tout au long de ce projet.

# RÉSUMÉ

Les structures en contact direct avec un fluide sont sujettes à une interaction structure-eau ainsi qu'aux pressions hydrodynamiques générées sous excitation sismique. Ces pressions supplémentaires augmentent les charges appliquées sur la structure, ce qui accroît le risque de défaillance. C'est pourquoi de nombreux chercheurs s'efforcent de développer des modélisations précises de l'interaction Structure-eau afin de dimensionner ces ouvrages.

Cependant, la modélisation et l'analyse des effets de l'interaction structure-eau sur des interfaces tridimensionnelles (3D) complexes, telles que les vannes radiales, restent peu documentées. Une méthode couramment utilisée pour représenter ce phénomène est la méthode des éléments finis fluides, reconnue pour sa grande précision. Néanmoins, cette approche présente des inconvénients notables : elle est complexe à utiliser, nécessite une formation spécifique et engendre des temps de calcul élevés. Dans l'industrie, une méthode alternative souvent privilégiée est celle des masses ajoutées de Westergaard, initialement développée pour modéliser les barrages rigides bidimensionnels (2D). Cependant, son application à des structures tridimensionnelles et courbées peut s'avérer laborieuse et poser des défis techniques. Ce mémoire a pour objectif de développer une nouvelle technique pratique de l'application de la méthode des masses ajoutées de Westergaard pour des structures complexes.

Dans un premier temps, une nouvelle méthode pratique pour implémenter la méthode des masses ajoutées a été développée. Une étude a ensuite été réalisée pour examiner différentes manières d'intégrer la méthode de Westergaard dans des modèles 3D, incluant des interfaces planes et radiales. Les résultats ont montré que, pour des modèles peu raffinés cylindriques, la façon d'appliquer la méthode des masses ajoutées avait une influence significative sur les résultats obtenus.

Par la suite, une analyse paramétrique a été menée afin d'examiner les effets de la géométrie de l'interface structure-eau. Cette analyse a mis en évidence l'importance des caractéristiques tridimensionnelles de la géométrie sur la réponse dynamique d'une structure en contact avec un réservoir.

Enfin, les réponses dynamiques tridimensionnelles des vannes radiales dans le domaine fréquentiel ont été étudiées. À cette fin, des modèles 3D de vannes radiales ont été développés pour évaluer les effets de l'angle d'inclinaison de la vanne, des conditions aux limites, de la compressibilité du réservoir et de la largeur de la vanne. Les analyses dynamiques ont été réalisées sur des structures avec et sans réservoir, mettant en évidence les effets de l'interaction structure-eau. La modélisation du réservoir par éléments finis fluides a été comparée à la

méthode des masses ajoutées de Westergaard. Enfin, des analyses sismiques ont révélé que, dans le cas étudié, la composante verticale du séisme n'avait pas d'impact significatif sur le comportement des vannes radiales.

# ABSTRACT

Structures in direct contact with a fluid are subject to structure-water interaction and hydrodynamic pressures generated under seismic excitation. These additional pressures increase the loads applied to the structure, thereby raising the risk of failure. This is why many researchers strive to develop accurate models of structure-water interaction to design such structures effectively.

However, the modeling and analysis of structure-water interaction effects on complex 3D interfaces, such as radial gates, remain relatively undocumented. A commonly used method to represent this phenomenon is the fluid finite element method, renowned for its high precision. Nevertheless, this approach has notable drawbacks: it is complex to implement, requires specific training, and involves significant computational time. In industry, an alternative method often preferred is Westergaard's added mass method, initially developed for modeling rigid 2D dams. However, its application to curved, three-dimensional structures can be challenging and pose technical difficulties. This thesis aims to develop a new practical method for applying Westergaard's added mass method to complex structures.

Initially, a new practical method for applying the added mass approach was developed. A study was then conducted to examine different ways of integrating Westergaard's method into 3D models, including planar and radial interfaces. The results showed that for coarse models, the method of applying the added mass had a significant influence on the outcomes.

Subsequently, a parametric analysis was carried out to investigate the effects of the geometry of the structure-water interface. This analysis highlighted the importance of the three-dimensional characteristics of the geometry on the dynamic response of a structure in contact with a reservoir.

Finally, the three-dimensional dynamic responses of radial gates in the frequency domain were characterized. To this end, 3D models of radial gates were developed to evaluate the effects of gate inclination angle, boundary conditions, reservoir compressibility, and gate width. Dynamic analyses were performed on structures with and without reservoirs, highlighting the effects of structure-water interaction. The modeling of the reservoir using fluid finite elements was compared to Westergaard's added mass method. Lastly, seismic analyses revealed that, for the studied case, the vertical component of the earthquake had no significant impact on the behavior of radial gates.

# TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS . . . . . iii

RÉSUMÉ . . . . . iv

ABSTRACT . . . . . vi

TABLE DES MATIÈRES . . . . . vii

LISTE DES TABLEAUX . . . . . xi

LISTE DES FIGURES . . . . . xiii

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS . . . . . xxiii

LISTE DES ANNEXES . . . . . xxvii

CHAPITRE 1 INTRODUCTION . . . . . 1
1.1 Problématique . . . . . 1
1.2 Objectifs . . . . . 3
1.3 Méthodologie . . . . . 3
1.4 Plan du mémoire . . . . . 3

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE . . . . . 5
2.1 Introduction . . . . . 5
2.2 Éléments des évacuateurs de crue . . . . . 5
2.2.1 Vannes . . . . . 6
2.2.2 Coursier . . . . . 6
2.2.3 Pile . . . . . 7
2.2.4 Structures d'ouverture . . . . . 8
2.2.5 Mécanismes de ruptures . . . . . 8
2.3 Variables impactant le comportement dynamique . . . . . 9
2.3.1 Effet de l'interaction structure-eau . . . . . 9
2.3.2 Effet de la compressibilité du fluide . . . . . 9
2.3.3 Effet de l'interaction fondation-structure . . . . . 9
2.3.4 Effet de l'absorption des sédiments . . . . . 9
2.3.5 Effet de la corrosion . . . . . 10

2.3.6 Effet du recul de la vanne . . . . . 10
2.3.7 Effet du nombre de vannes . . . . . 10
2.3.8 Comportement non-linéaire . . . . . 11
2.4 Méthodes usuelles . . . . . 11
2.4.1 Méthode des masses ajoutées de Westergaard . . . . . 11
2.4.2 Méthodes des masses ajoutées de Kuo . . . . . 13
2.4.3 Méthode des masses ajoutées de Zangar et de Chwang . . . . . 14
2.4.4 Méthode des masses ajoutées de Housner . . . . . 15
2.4.5 Méthode de Blevins . . . . . 17
2.5 Méthodes à sous-structuration . . . . . 17
2.6 Méthodes Analytique-Numérique . . . . . 18
2.7 Méthodes simplifiées . . . . . 19
2.7.1 Méthode pseudo-dynamique . . . . . 19
2.7.2 Méthode simplifiée de Miquel et Bouaanani . . . . . 20
2.8 Méthodes des éléments finis . . . . . 20
2.8.1 Éléments fluides . . . . . 21
2.8.2 Taille du réservoir . . . . . 22
2.9 Méthodes retenues par l'industrie . . . . . 23
2.10 Expérimentations . . . . . 24
2.10.1 Essais en laboratoires . . . . . 24
2.10.2 Essais in-situ . . . . . 24
2.11 Études sur les évacuateurs de crue . . . . . 24
2.11.1 Revues de littérature . . . . . 24
2.11.2 Études spécifiques sur les vannes . . . . . 25
2.12 Conclusion . . . . . 26

CHAPITRE 3 NOUVELLE MÉTHODE PRATIQUE POUR L'APPLICATION DES MASSES AJOUTÉES DE WESTERGAARD . . . . . 28
3.1 Introduction . . . . . 28
3.2 Méthodes des masses ajoutées de Westergaard . . . . . 28
3.2.1 Méthode de répartition par nœuds . . . . . 28
3.2.2 Méthode de répartition par élément . . . . . 30
3.3 Application de la méthode des masses ajoutées avec un logiciel d'éléments finis 32
3.3.1 Utilisation du logiciel ResVor . . . . . 33
3.3.2 Procédure de la méthode des aires tributaires . . . . . 33
3.3.3 Procédure de la méthode par élément avec utilisation de coques ajoutées 33

3.4 Systèmes étudiés . . . . . 35
3.4.1 Modèles simples . . . . . 35
3.4.2 Modèles à interface raffinée . . . . . 37
3.5 Vérification des méthodes . . . . . 38
3.5.1 Modèles simples . . . . . 38
3.5.2 Modèles à interfaces raffinées . . . . . 59
3.5.3 Choix de la méthode . . . . . 76

CHAPITRE 4 ÉTUDE DES EFFETS DE LA GÉOMÉTRIE 3D SUR LA RÉPONSE DYNAMIQUE D'UNE STRUCTURE EN CONTACT AVEC UN RÉSERVOIR . 78
4.1 Introduction . . . . . 78
4.2 Systèmes d'études . . . . . 78
4.3 Réservoir modélisé par des éléments finis fluides . . . . . 79
4.3.1 Effets du rayon . . . . . 79
4.3.2 Effets de la largeur . . . . . 85
4.3.3 Effets de la compressibilité . . . . . 90
4.4 Réservoir modélisé par la méthode des masses ajoutées de Westergaard généralisée . . . . . 98
4.4.1 Effets du rayon . . . . . 98
4.4.2 Effets de la largeur . . . . . 99
4.4.3 Comparaison . . . . . 100

CHAPITRE 5 ÉTUDE 3D DYNAMIQUE ET SISMIQUE D'UNE VANNE RADIALE SIMPLIFIÉE . . . . . 102
5.1 Introduction . . . . . 102
5.2 Système d'étude . . . . . 102
5.2.1 Géométrie . . . . . 102
5.2.2 Modélisation par éléments finis . . . . . 106
5.3 Résultats des analyses dynamiques . . . . . 107
5.3.1 Étude de la structure sèche . . . . . 108
5.3.2 Étude de la structure avec réservoir . . . . . 124
5.4 Résultats des analyses sismiques . . . . . 153
5.4.1 Système d'étude . . . . . 153
5.4.2 Effet de la composante verticale . . . . . 155
5.4.3 Utilisation des masses ajoutées de Westergaard généralisées . . . . . 158

CHAPITRE 6 CONCLUSION . . . . . 164

6.1 Synthèse des travaux . . . . . 164
6.2 Limitations de la solution proposée . . . . . 165
6.3 Améliorations futures . . . . . 166

RÉFÉRENCES . . . . . 167

ANNEXES . . . . . 177

# LISTE DES TABLEAUX


Tableau 3.1 Comparaison des fréquences fondamentales de modèle 3D à 8 nœuds à interface cylindrique. . . . . 42

Tableau 3.2 Comparaison des fréquences fondamentales des modèles 3D à 8 nœuds à interface plane. . . . . 46

Tableau 3.3 Comparaison des fréquences fondamentales des modèles 3D à 20 nœuds à interface cylindrique . . . . . 52

Tableau 3.4 Comparaison des fréquences fondamentales des modèles 3D à 20 nœuds à interface plane . . . . . 58

Tableau 3.5 Liste des analyses effectuées pour un modèle de surface plane à 4 nœuds. 59

Tableau 3.6 Liste des analyses effectuées pour un modèle de surface plane à 8 nœuds. 62

Tableau 3.7 Écarts relatifs des masses totales ajoutées des modèles de surfaces planes. 76

Tableau 3.8 Écarts relatifs des masses totales ajoutées des modèles de surfaces radiales. . . . . 76

Tableau 4.1 Comparaison des fréquences au premier pic de résonance et les réponses maximales pour des structures de différents rayons pour une sollicitation longitudinale. . . . . 80

Tableau 4.2 Comparaison des fréquences au premier pic de résonance et les réponses maximales pour des structures de différents rayons pour une sollicitation verticale. . . . . 80

Tableau 4.3 Comparaison des fréquences au premier pic de résonance et les réponses maximales pour des structures de différentes largeurs sollicitées longitudinalement. . . . . 85

Tableau 4.4 Comparaison des fréquences au premier pic de résonance et les réponses maximales pour des structures de différentes largeurs sollicitées verticalement . . . . . 85

Tableau 5.1 Comparaison des fréquences et réactions au premier pic de résonance de la vanne radiale aux conditions A1 et B1. . . . . 108

Tableau 5.2 Comparaison des fréquences et réactions au premier pic de résonance de la vanne radiale aux conditions A1 pour des angles d'inclinaison $\alpha_s = -15°, 0°, 15°, 30°$. . . . . 111

Tableau 5.3 Comparaison des fréquences et réactions au premier pic de résonance de la vanne radiale aux conditions B1 pour des angles d'inclinaison $\alpha_s = -15°, 0°, 15°, 30°$. . . . . 112

Tableau 5.4 Comparaison des fréquences et masses participantes des premiers modes principaux des vannes radiales A1 et B1 avec et sans réservoir. . . . . 124
Tableau 5.5 Comparaison des fréquences et réactions au premier pic de résonance de la vanne radiale avec et sans réservoir aux conditions A1 et B1. . . 125
Tableau 5.6 Comparaison des fréquences et réactions au premier pic de résonance de la vanne radiale avec réservoir aux conditions A1 pour des angles d'inclinaisons $\alpha_s = -15°, 0°, 15°, 30°$. . . . . 129
Tableau 5.7 Comparaison des fréquences et réactions au premier pic de résonance de la vanne radiale avec réservoir aux conditions B1 pour des angles d'inclinaisons $\alpha_s = -15°, 0°, 15°, 30°$. . . . . 130
Tableau B.1 Comparaison des fréquences fondamentales de modèle 2D à 4 nœuds à interface cylindrique. . . . . 182
Tableau B.2 Comparaison des fréquences fondamentales des modèles 2D à 8 nœuds à interface cylindrique. . . . . 187

# LISTE DES FIGURES


| | | |
|---|---|---|
| Figure 1.1 | Rupture de la vanne n°3 du barrage de Folsom par USBR, 1995 [1] . . | 1 |
| Figure 2.1 | Différents types d'évacuateurs. . . . . | 5 |
| Figure 2.2 | Coursier d'évacuateur de crue du barrage de Plan d'Amont, par Maxime Homme, 2015, CC0, via Wikimedia Commons. . . . . | 6 |
| Figure 2.3 | Profil de Kutta-Joukowsky, Utilisation de Phil Ramsden, 2015, CC BY-SA 3.0 <http ://creativecommons.org/licenses/by-nc-sa/3.0>, via Wolfram Demonstrations Project. . . . . | 7 |
| Figure 2.4 | Évacuateur de crue avec pile, par Richard Coté, 2016, CC BY-SA 4.0 <https ://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0>, via Wikimedia Commons. . . . . | 7 |
| Figure 2.5 | Évacuateur de crue avec vannes radiales, par Qurren, 2007, CC BY-SA 3.0 <https ://creativecommons.org/licenses/by-sa/3.0>, via Wikimedia Commons. . . . . | 8 |
| Figure 2.6 | Méthode des masses ajoutées par la méthode de Westergaard sur une structure plane. . . . . | 12 |
| Figure 2.7 | Méthode des masses ajoutées par la méthode de Westergaard généralisée sur une structure radiale. . . . . | 13 |
| Figure 2.8 | Barrage type pouvant être utilisé par la méthode de Zangar. . . . . | 15 |
| Figure 2.9 | Masses ajoutées par la méthode de Housner. . . . . | 16 |
| Figure 2.10 | Différents types de réservoir. . . . . | 23 |
| Figure 3.1 | Aires tributaires. . . . . | 29 |
| Figure 3.2 | Méthode des masses ajoutées de Westergaard pour une surface cylindrique par masses concentrées pour un nœud $i$ d'un élément à huit nœuds. . . . . | 30 |
| Figure 3.3 | Méthode des masses ajoutées de Westergaard pour une surface cylindrique par éléments coques pour une couche d'éléments e. . . . . | 35 |
| Figure 3.4 | Modèles simples secs. . . . . | 36 |
| Figure 3.5 | Systèmes d'étude en vue isoparamétrique. . . . . | 37 |
| Figure 3.6 | Systèmes d'étude en vue XZ. . . . . | 38 |
| Figure 3.7 | Répartition des masses du modèle 3D à 8 nœuds à interface cylindrique. | 39 |
| Figure 3.8 | Courbes de réponse en fréquences selon le choix des constructions des matrices des modèles 3D 8 nœuds à interface cylindrique. . . . . | 40 |

Figure 3.9 Courbes de réponse en fréquences des modèles 3D 8 nœuds à interface cylindrique selon les différentes répartitions. . . . . 41
Figure 3.10 Répartition des masses du modèle 3D à 8 nœuds à interface plane. . . 43
Figure 3.11 Courbes de réponse en fréquences selon le choix des constructions des matrices des modèles 3D 8 nœuds à interface plane. . . . . 44
Figure 3.12 Courbes de réponse en fréquences des modèles 3D 8 nœuds à interface plane selon les différentes répartitions. . . . . 45
Figure 3.13 Répartition des masses du modèle 3D à 20 nœuds à interface cylindrique. 47
Figure 3.14 Courbes de réponse en fréquences selon le choix des constructions des matrices des modèles 3D 20 nœuds à interface cylindrique. . . . . 48
Figure 3.15 Courbes de réponse en fréquences selon le choix des constructions des matrices des modèles 3D 20 nœuds à interface cylindrique. . . . . 49
Figure 3.16 Courbes de réponse en fréquences des méthodes par coques ajoutées et par aires tributaires par élément pour des modèles 3D 20 nœuds à interface cylindrique. . . . . 50
Figure 3.17 Courbes de réponse en fréquences des méthodes par coques ajoutées et par aires tributaires par nœuds pour des modèles 3D 20 nœuds à interface cylindrique. . . . . 51
Figure 3.18 Répartitions des masses du modèle 3D à 20 nœuds à interface plane. 53
Figure 3.19 Courbes de réponse en fréquences selon le choix des constructions des matrices des modèles 3D 20 nœuds à interface plane. . . . . 54
Figure 3.20 Courbes de réponse en fréquences des méthodes par coques ajoutées et par aires tributaires par élément pour des modèles 3D 20 nœuds à interface plane. . . . . 55
Figure 3.21 Courbes de réponse en fréquences des méthodes par coques ajoutées et par aires tributaires par élément pour des modèles 3D 20 nœuds à interface plane. . . . . 56
Figure 3.22 Courbes de réponse en fréquences des méthodes par coques ajoutées et par aires tributaires par nœuds pour des modèles 3D 20 nœuds à interface plane. . . . . 57
Figure 3.23 Courbes de réponse en fréquences d'une surface plane modélisée par des éléments coques à 4 nœuds pour un maillage de 60x60. . . . . 60
Figure 3.24 Courbes de réponse en fréquences d'une surface plane modélisée par des éléments coques à 4 nœuds pour un maillage de 6x6. . . . . 61
Figure 3.25 Courbes de réponse en fréquences d'une surface plane modélisée par des éléments coques à 8 nœuds pour un maillage de 60x60. . . . . 63

Figure 3.26 Courbes de réponse en fréquences d'une surface plane modélisée par des éléments coques à 8 nœuds pour un maillage de 6x6. . . . . 64
Figure 3.27 Courbes de réponse en fréquences d'une surface plane modélisée par des éléments coques à 8 nœuds pour un maillage 6x6 pour des matrices de masses consistantes et diagonales. . . . . 65
Figure 3.28 Courbes de réponse en fréquences d'une surface plane modélisée par des éléments coques à 8 nœuds pour un maillage 6x6 utilisant différentes aires tributaires. . . . . 66
Figure 3.29 Courbes de réponse en fréquences d'une surface cylindrique modélisée par des éléments coques à 4 nœuds avec les extrémités latérales et la base encastrées pour un réservoir modélisé par la méthode des masses ajoutées de Westergaard pour un maillage de 60x64 . . . . . 68
Figure 3.30 Courbes de réponse en fréquences d'une surface cylindrique modélisée par des éléments coques à 4 nœuds avec les extrémités latérales et la base encastrées pour un réservoir modélisé par la méthode des masses ajoutées de Westergaard pour un maillage de 6x6 . . . . . 69
Figure 3.31 Courbes de réponse en fréquences d'une surface cylindrique modélisée par des éléments coques à 8 nœuds avec les extrémités latérales et la base encastrées pour un réservoir modélisé par la méthode des masses ajoutées de Westergaard pour un maillage de 60x64 . . . . . 70
Figure 3.32 Courbes de réponse en fréquences d'une surface cylindrique modélisée par des éléments coques à 8 nœuds avec les extrémités latérales et la base encastrées pour un réservoir modélisé par la méthode des masses ajoutées de Westergaard pour un maillage 6x6 . . . . . 71
Figure 3.33 Courbes de réponse en fréquences d'une surface cylindrique modélisée par des éléments coques à 8 nœuds pour un maillage de 6x6 pour des matrices de masses consistantes et diagonales pour une sollicitation longitudinale. . . . . 72
Figure 3.34 Courbes de réponse en fréquences d'une surface cylindrique modélisée par des éléments coques à 8 nœuds pour un maillage de 6x6 pour des matrices de masses consistantes et diagonales pour une sollicitation verticale. . . . . 73
Figure 3.35 Courbes de réponse en fréquences d'une surface plane modélisée par des éléments coques à 8 nœuds pour un maillage de 6x6 utilisant différentes aires tributaires pour une sollicitation longitudinale. . . . . 74

Figure 3.36 Courbes de réponse en fréquences d'une surface plane modélisée par des éléments coques à 8 nœuds pour un maillage de 6x6 utilisant différentes aires tributaires pour une sollicitation longitudinale. . . . . 75
Figure 4.1 Maillage du modèle à interface radiale avec des éléments coques extrudés. 79
Figure 4.2 Courbes de réponse en fréquences de l'accélération et de la pression hydrodynamique pour des plaques de différents rayons avec les extrémités latérales et la base encastrées. . . . . 81
Figure 4.3 Distribution des pressions hydrodynamiques le long de la ligne médiane pour des plaques de différents rayons avec les extrémités latérales et la base encastrées. . . . . 82
Figure 4.4 Courbes de réponse en fréquences de l'accélération et de la pression hydrodynamique pour des plaques de différents rayons avec les extrémités latérales libres et la base encastrée. . . . . 83
Figure 4.5 Distribution des pressions hydrodynamiques le long de la ligne médiane pour des plaques de différents rayons avec les extrémités latérales libres et la base encastrée. . . . . 84
Figure 4.6 Courbes de réponse en fréquences de l'accélération et de la pression hydrodynamique pour des plaques de différentes largeurs avec les extrémités latérales et la base encastrées. . . . . 86
Figure 4.7 Distribution des pressions hydrodynamiques le long de la ligne médiane pour des plaques de différentes largeurs avec les extrémités latérales et la base encastrées . . . . . 87
Figure 4.8 Courbes de réponse en fréquences de l'accélération et de la pression hydrodynamique pour des plaques de différentes largeurs avec les extrémités latérales libres et la base encastrée. . . . . 88
Figure 4.9 Distribution des pressions hydrodynamiques le long de la ligne médiane pour des plaques de différentes largeurs avec les extrémités latérales libres et la base encastrée. . . . . 89
Figure 4.10 Courbes de réponse en fréquences de l'accélération et de la pression hydrodynamique pour des plaques de différents rayons avec les extrémités latérales et la base encastrées pour un fluide compressible et incompressible. . . . . 90
Figure 4.11 Distribution des pressions hydrodynamiques pour des plaques de différents rayons avec les extrémités latérales et la base encastrées pour un fluide compressible et incompressible. . . . . 91

Figure 4.12 Courbes de réponse en fréquences de l'accélération et de la pression hydrodynamique pour des plaques de différents rayons avec les extrémités latérales libres et la base encastrée pour un fluide compressible et incompressible. . . . . 92
Figure 4.13 Distribution des pressions hydrodynamiques pour des plaques de différents rayons avec les extrémités latérales libres et la base encastrée pour un fluide compressible et incompressible. . . . . 93
Figure 4.14 Courbes de réponse en fréquences de l'accélération et de la pression hydrodynamique pour des plaques de différentes largeurs avec les extrémités latérales et la base encastrées pour un fluide compressible et incompressible. . . . . 94
Figure 4.15 Distribution des pressions hydrodynamiques pour des plaques de différentes largeurs avec les extrémités latérales et la base encastrées pour un fluide compressible et incompressible. . . . . 95
Figure 4.16 Courbes de réponse en fréquences de l'accélération et de la pression hydrodynamique pour des plaques de différentes largeurs avec les extrémités latérales libres et la base encastrée pour un fluide compressible et incompressible. . . . . 96
Figure 4.17 Distribution des pressions hydrodynamiques pour des plaques de différentes largeurs avec les extrémités latérales libres et la base encastrée pour un fluide compressible et incompressible. . . . . 97
Figure 4.18 Courbes de réponse en fréquences des accélérations pour des vannes de différents rayons en utilisant les masses ajoutées. . . . . 98
Figure 4.19 Courbes de réponse en fréquences des accélérations pour des vannes de différentes largeurs en utilisant les masses ajoutées. . . . . 99
Figure 4.20 Courbes de réponse en fréquences des accélérations pour des vannes pour différentes modélisations du fluide pour une sollicitation verticale. 100
Figure 4.21 Courbes de réponse en fréquences des accélérations pour des vannes pour différentes modélisations du fluide pour une sollicitation longitudinale. . . . . 101
Figure 5.1 Géométrie de la vanne radiale sèche étudiée. . . . . 103
Figure 5.2 Géométrie de la vanne radiale humide étudiée. . . . . 104
Figure 5.3 Conditions frontières étudiées. . . . . 105
Figure 5.4 Éléments de transitions. . . . . 106
Figure 5.5 Vanne radiale modélisée par éléments finis. . . . . 107
Figure 5.6 Points étudiés. . . . . 107

Figure 5.7 Courbes de réponse en fréquences des réactions des vannes sèches aux conditions A1 et B1. . . . . 109
Figure 5.8 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f). . . . . 110
Figure 5.9 Courbes de réponse en fréquences des réactions des vannes sèches aux conditions A1 et B1 pour différentes inclinaisons de vannes. . . . . 113
Figure 5.10 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale inclinée de $-15°$ à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f). . . . 114
Figure 5.11 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale inclinée de $15°$ à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f). . . . . 115
Figure 5.12 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale inclinée de $30°$ à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f). . . . . 116
Figure 5.13 Courbes de réponse en fréquences des réactions des vannes sèches aux conditions A1, B1, A2 et B2. . . . . 118
Figure 5.14 Courbes de réponse en fréquences des réactions des vannes sèches aux conditions A1, B1, A3 et B3. . . . . 119
Figure 5.15 Courbes de réponse en fréquences des réactions des vannes sèches aux conditions A1 et B1 pour différents écarts entre les bras au niveau des tourillons. . . . . 120
Figure 5.16 Courbes de réponse en fréquences des réactions des vannes sèches aux conditions A1 et B1 pour différentes largeurs de vannes. . . . . 121
Figure 5.17 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale de 8m de largeur à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f). . . . 122
Figure 5.18 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale de 16m de largeur à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f). 123
Figure 5.19 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques aux points P1 et P2 des vannes radiales A1 et B1 pour un réservoir modélisé avec un fluide compressible et incompressible. . . . . 125

Figure 5.20 Courbes de réponse en fréquences de la réaction des vannes radiales A1 et B1 pour un réservoir modélisé avec un fluide compressible et incompressible. . . . . 126
Figure 5.21 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale des vannes avec réservoir pour la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f) . . . . . 127
Figure 5.22 Pressions hydrodynamiques normalisées au sein du réservoir pour le premier mode de la direction longitudinale pour les vannes aux conditions A1 et B1. . . . . 128
Figure 5.23 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques au point P1 des vannes radiales aux conditions A1 et B1 pour différentes inclinaisons. . . . . 131
Figure 5.24 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques au point P2 des vannes radiales aux conditions A1 et B1 pour différentes inclinaisons. . . . . 132
Figure 5.25 Courbes de réponse en fréquences de la réaction des vannes radiales aux conditions A1 et B1 pour différentes inclinaisons. . . . . 133
Figure 5.26 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale inclinée de $-15°$ avec réservoir à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f). . . . . 134
Figure 5.27 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale inclinée de $15°$ avec réservoir à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f). . . . . 135
Figure 5.28 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale inclinée de $30°$ avec réservoir à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f). . . . . 136
Figure 5.29 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques aux points P1 et P2 des vannes radiales aux conditions A1, B1, A2 et B2. 137
Figure 5.30 Courbes de réponse en fréquences de la réaction des vannes radiales aux conditions A1, B1, A2 et B2. . . . . 138
Figure 5.31 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques aux points P1 et P2 des vannes radiales aux conditions A1, B1, A3 et B3. 139

Figure 5.32 Courbes de réponse en fréquences de la réaction des vannes radiales aux conditions A1, B1, A3 et B3. . . . . 140
Figure 5.33 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques aux points P1 et P2 des vannes radiales aux conditions A1 et B1 pour différents écarts entre les bras. . . . . 141
Figure 5.34 Courbes de réponse en fréquences des réactions aux tourillons des vannes radiales aux conditions A1 et B1 pour différents écarts entre les bras. . . . . 142
Figure 5.35 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques au point P1 des vannes sèches aux conditions A1 et B1 pour différentes largeurs de vannes. . . . . 143
Figure 5.36 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques au point P2 des vannes sèches aux conditions A1 et B1 pour différentes largeurs de vannes. . . . . 144
Figure 5.37 Courbes de réponse en fréquences des réactions des vannes sèches aux conditions A1 et B1 pour différentes largeurs de vannes. . . . . 145
Figure 5.38 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale de 8m de largeur avec réservoir à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f). . . . . 146
Figure 5.39 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale de 16m de largeur avec réservoir à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f). . . . . 147
Figure 5.40 Courbes de réponse en fréquences des réactions pour des vannes de différentes inclinaisons avec la méthode des masses ajoutées de Westergaard. 148
Figure 5.41 Courbes de réponse en fréquences des réactions pour des vannes de différentes inclinaisons avec la méthode des masses ajoutées de Westergaard et la méthode des éléments finis fluides compressibles. . . . . 149
Figure 5.42 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale inclinée avec réservoir modélisé par masses ajoutées de Westergaard à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f). . . . . 150
Figure 5.43 Courbes de réponse en fréquences des réactions pour des vannes rigides. 151
Figure 5.44 Courbes de réponse en fréquences des réactions pour des vannes de différentes largeurs avec la méthode des masses ajoutées de Westergaard. 152

Figure 5.45 Accélérogrammes du séisme d'Impérial Valley enregistré à la station d'El Centro. . . . . 154
Figure 5.46 Spectre en fréquence du séisme d'Impérial Valley enregistré à la station d'El Centro. . . . . 155
Figure 5.47 Réponse des vannes inclinées de 0° aux conditions A1 et B1 soumises aux accélérogrammes d'Imperial Valley. . . . . 156
Figure 5.48 Réponse des vannes inclinées de 0° aux conditions A1 et B1 soumises aux accélérogrammes d'Imperial Valley pour une durée de 10 secondes. 157
Figure 5.49 Réponse des vannes inclinées de 0° aux conditions A1 et B1 soumises aux accélérogrammes d'Imperial Valley pour un réservoir modélisé par la méthode des masses ajoutées de Westergaard. . . . . 158
Figure 5.50 Réponse des vannes inclinées de 0° aux conditions A1 et B1 soumises aux accélérogrammes d'Imperial Valley pour une durée de 10 secondes pour un réservoir modélisé par la méthode des masses ajoutées de Westergaard. . . . . 159
Figure 5.51 Réponse des vannes inclinées de 0° aux conditions A1 et B1 soumises aux accélérogrammes d'Imperial Valley tridirectionnels pour différentes modélisations de réservoir. . . . . 160
Figure 5.52 Réponse des vannes inclinées de 0° aux conditions A1 et B1 soumises aux accélérogrammes d'Imperial Valley tridirectionnels pour différentes modélisations de réservoir pour une durée de 10 secondes. . . . . 161
Figure 5.53 Réponse des vannes rigides inclinées de 0° aux conditions A1 et B1 soumises aux accélérogrammes d'Imperial Valley tridirectionnels pour différentes modélisations de réservoir. . . . . 162
Figure 5.54 Réponse des vannes rigides inclinées de 0° aux conditions A1 et B1 soumises aux accélérogrammes d'Imperial Valley tridirectionnels pour différentes modélisations de réservoir pour une durée de 10 secondes. 163
Figure B.1 Répartition des masses du modèle 2D à 4 nœuds à interface cylindrique. 179
Figure B.2 Courbes de réponse en fréquences selon le choix des constructions des matrices des modèles 2D 4 nœuds à interface cylindrique. . . . . 180
Figure B.3 Courbes des réponse en fréquences des modèles 2D 4 nœuds à interface cylindrique selon les différentes répartitions. . . . . 181
Figure B.4 Répartitions des masses du modèle 2D à 8 nœuds à interface cylindrique. 183
Figure B.5 Courbes de réponse en fréquences selon le choix des constructions des matrices des modèles 2D 8 nœuds à interface cylindrique. . . . . 184

Figure B.6 Courbes de réponse en fréquences des méthodes par coques ajoutées et par aires tributaires par élément pour des modèles 2D 8 nœuds à interface cylindrique. . . . . 185
Figure B.7 Courbes de réponse en fréquences des méthodes par coques ajoutées et par aires tributaires par nœuds pour des modèles 2D 8 nœuds à interface cylindrique. . . . . 186
Figure C.1 Déformées modales des 2 premiers pics de résonance des modèles simples cylindriques à 8 nœuds pour les différentes techniques d'application des masses ajoutées. . . . . 188
Figure C.2 Déformées modales des 2 premiers pics de résonance des modèles simples plans à 8 nœuds pour les différentes techniques d'application des masses ajoutées. . . . . 189
Figure C.3 Déformées modales des 2 premiers pics de résonance des modèles simples cylindriques à 20 nœuds pour les différentes techniques d'application des masses ajoutées. . . . . 190
Figure C.4 Déformées modales des 2 premiers pics de résonance des modèles simples plans à 20 nœuds pour les différentes techniques d'application des masses ajoutées. . . . . 191

# LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

Acronymes

| | |
|---|---|
| 2D | Deux Dimensions |
| 3D | Trois Dimensions |
| USBR | United States Bureau of Reclamation |
| USACE | United States Army Corps of Engineers |
| NZSOLD | New Zealand Society on Large Dams |
| ANCOLD | Australian National Committee on Large Dams |

Symboles

| | |
|---|---|
| $A_i$ | Aire tributaire associée au nœud $i$ |
| $A^{(j)}$ | Aire de l'élément $j$ |
| $A^e$ | Aire de la coque $e$ |
| $a_g$ | Accélération du sol |
| $A_i^{(j)}$ | Aire tributaire associée au nœud $i$ de l'élément j |
| $\mathbf{a_{ti}}$ | Accélération totale au nœud $i$ |
| $\mathbf{a_{ti}}$ | Accélération totale aux nœuds de l'interface de la structure |
| $\underline{\mathbf{a}}_{\mathbf{t}}^{\mathbf{(j)}}$ | Vecteur des accélérations totales des nœuds de l'élément $j$ |
| $a_{tni}$ | Accélération normale totale au nœud $i$ |
| $a_{tn}^{(j)}$ | Accélération normale totale pour l'élément $j$ |
| $b_r$ | Largeur du réservoir |
| $b_s$ | Largeur de la structure |
| $C_f$ | Vitesse de propagation d'onde dans la fondation |
| $C_m$ | Coefficient de pression maximale |
| $C_r$ | Vitesse de propagation d'onde dans le réservoir |
| $\mathbf{C_{rr}}$ | Matrice d'amortissement du réservoir |
| $\mathbf{C_{sr}}$ | Matrice d'amortissement entre la structure et le réservoir |
| $\mathbf{C_{ss}}$ | Matrice d'amortissement de la structure |
| $E_s$ | Module d'élasticité de la structure |
| $E_{amont}$ | Ecart entre les bras de la vanne au niveau des raidisseurs verticaux |
| $E_{aval}$ | Ecart entre les bras de la vanne au niveau des tourillons |
| $\mathbf{F_i}$ | Force hydrodynamique équivalente au nœud $i$ |

| | |
|---|---|
| $F_{ni}$ | Force hydrodynamique équivalente normale au nœud $i$ |
| $\mathbf{F^{S(j)}}$ | Force hydrodynamique équivalente pour l'élément $j$ |
| $g$ | Constante gravitationnelle égale à $9.81 m/s^2$ |
| $H_r$ | Profondeur du réservoir |
| $H_s$ | Hauteur de la structure |
| $\mathbf{H_s^{(j)}}$ | Matrice des fonctions de formes de l'interface de l'élément $j$ |
| $\mathbf{H_{sn}^{(j)}}$ | Matrice des fonctions de formes de l'interface de l'élément $j$ dans la direction normale |
| $\mathbf{J^{(j)}}$ | Matrice Jacobienne de l'élément $j$ |
| $\mathbf{J^{S(j)}}$ | Matrice Jacobienne de la surface de l'élément $j$ |
| $k_p$ | Poids utilisé au point p pour l'intégration numérique |
| $r_p,\ s_p,\ t_p$ | Coordonnées du point p pour l'intégration numérique |
| $K_r$ | Module d'élasticité du réservoir |
| $\mathbf{K_{rr}}$ | Matrice de rigidité du réservoir |
| $\mathbf{K_{ss}}$ | Matrice de rigidité de la structure |
| $L_r$ | Longueur du réservoir |
| $L_s$ | Épaisseur de la structure |
| $m_{ai}$ | Masse concentrée ajoutée au nœud $i$ des modèles simples |
| $m_i$ | Masse concentrée ajoutée au nœud $i$ |
| $\mathbf{M_i}$ | Matrice des masses ajoutées au nœud $i$ |
| $\mathbf{M^{(j)}}$ | Matrice des masses ajoutées à l'élément $j$ |
| $MF$ | Facteur d'amplification de Westergaard |
| $\mathbf{M_{rr}}$ | Matrice de masse du réservoir |
| $\mathbf{M_s}$ | Matrice des masses ajoutées pour l'ensemble de la structure |
| $\mathbf{M_{ss}}$ | Matrice de masse de la structure |
| $nb_{noeud}^{(j)}$ | Nombre de nœud dans l'élément $j$ |
| $\mathbf{N^{(e)}}$ | Vecteur des fonctions de forme de l'élément fluide $e$ |
| $n_i$ | Normale au nœud $i$ |
| $N_k^{(j)}$ | Nœud $k$ de l'élément $j$ |
| $\mathbf{N_s^{(j)}}$ | Vecteur des fonctions de formes d'un élément 3D fluide réduit à son interface 2D correspondant à l'interface de l'élément $j$ |
| $N_s$ | Nombre de modes |
| $\overline{p_0}$ | pression hydrodynamique rigide dans le domaine fréquentiel |
| $P$ | Pression hydrodynamique liée au recul des vannes |
| $p(z)$ | Pression approximative de Westergaard |
| $P_{Westergaard}$ | Pression hydrodynamique calculée avec la méthode exacte |

| | |
|---|---|
| | de Westergaard |
| 8 $\mathbf{p_r}$ | Pressions aux nœuds du réservoir qui ne sont pas sur l'interface et la surface libre |
| $\mathbf{p_s}$ | Pressions aux nœuds du réservoir qui sont sur l'interface et mais ne sont pas sur la surface libre |
| $p(x, y, z, t)$ | Pression hydrodynamique |
| $\overline{p}$ | Pression hydrodynamique dans le domaine fréquentiel |
| $p_i$ | Pression hydrodynamique au nœud i |
| $\overline{p_j}$ | Pression hydrodynamique flexible dans le domaine fréquentiel |
| $q$ | Coefficient d'amortissement du fond du réservoir |
| $R^{(j)}$ | Rayon de l'élément $j$ |
| $R_s$ | Rayon de la structure |
| $T_1$ | Période fondamentale de la structure |
| $t_{coque}$ | Épaisseur de l'élément coque ajouté |
| $\mathbf{T^{(j)}}$ | Matrice de transformation de l'élément $j$ |
| $\mathbf{U}$ | Matrice des déplacements de la structure |
| $\overline{u}(x, y, z, \omega)$ | Déplacement relatif dans la direction x dans le domaine fréquentiel |
| $\overline{\ddot{u}}(x, y, z, \omega)$ | Accélération relative dans la direction x dans le domaine fréquentiel |
| $\dot{\mathbf{u_g}}\mathbf{(t)}$ | Vitesse au sol |
| $\ddot{\mathbf{u_g}}\mathbf{(t)}$ | Accélération au sol |
| $\overline{u_j}$ | Coordonnée généralisée du mode $j$ |
| $V_{coque}$ | Volume de la coque ajoutée |
| $\overline{v}(x, y, z, \omega)$ | Déplacement relatif dans la direction y dans le domaine fréquentiel |
| $\overline{\ddot{v}}(x, y, z, \omega)$ | Accélération relative dans la direction y dans le domaine fréquentiel |
| $\overline{w}(x, y, z, \omega)$ | Déplacement relatif dans la direction z dans le domaine fréquentiel |
| $\overline{\ddot{w}}(x, y, z, \omega)$ | Accélération relative dans la direction z dans le domaine fréquentiel |
| $x_i, y_i, z_i$ | Coordonnées du nœud $i$ |
| $z^e$ | Hauteur du centre de gravité de la couche $e$ |
| $z^{(j)}$ | Hauteur du centre de gravité de l'élément $j$ |
| $\alpha$ | Coefficient de réflexion d'onde |

| | |
|---|---|
| $\alpha(z) = \rho_r\sqrt{H_r(Hr - z)}$ | Coefficient de pression de Westergaard à l'altitude $z$ |
| $\alpha_{bras}$ | Angle entre le bras supérieur et inférieur de la vanne |
| $\alpha_e$ | Coefficient de pression de Westergaard au centre d'une couche e |
| $\alpha_i$ | Coefficient de pression de Westergaard au nœud i |
| $\alpha_R$ | Coefficient de Rayleigh pour la matrice de masse |
| $\alpha_s$ | Angle d'inclinaison de la vanne |
| $\beta$ | Ratio du recul de la vanne |
| $\beta_R$ | Coefficient de Rayleigh pour la matrice de rigidité |
| $\theta^{(j)}$ | Angle d'ouverture de l'élément $j$ |
| $\theta_0^{(Lr)}$ | Condition frontière transmettante rigide |
| $\theta_j^{(Lr)}$ | Condition frontière transmettante flexible |
| $\xi_1$ | Coefficient d'amortissement du barrage |
| $\xi_f$ | Coefficient d'amortissement de la fondation |
| $\xi_r$ | Coefficient d'amortissement du barrage lié au réservoir |
| $\boldsymbol{\lambda_i}$ | Vecteur des cosinus de $n_i$ |
| $\boldsymbol{\lambda^{(j)}}$ | Vecteur des cosinus pour l'interface de l'élément $j$ |
| $\lambda_{ki}$ | Cosinus de $n_i$ dans la direction $k$ |
| $\lambda_{ki}^{(j)}$ | Cosinus de $n_i$ dans la direction $k$ pour l'élément $j$ |
| $\rho_f$ | Masse volumique de la fondation |
| $\rho_r$ | Masse volumique du réservoir |
| $\rho_s$ | Masse volumique de la structure |
| $\boldsymbol{\Phi}$ | Matrice des potentiels de vitesse |
| $\rho_{coque}$ | Masse volumique de l'élément coque ajouté |
| $\boldsymbol{\psi_j^{(k)}}$ | Déformée du mode $j$ dans la direction $k$ |
| $\omega$ | Pulsation d'excitation |

# LISTE DES ANNEXES


| | | |
|---|---|---|
| Annexe A | Formulation de la matrice des masses ajoutées de Westergaard généralisées | 177 |
| Annexe B | Application des méthodes de Westergaard à des modèles simples 2D | 179 |
| Annexe C | Déformées modales des modèles simples | 188 |

# CHAPITRE 1 INTRODUCTION

## 1.1 Problématique

Les installations hydroélectriques occupent une place centrale dans la production d'électricité, représentant la principale source d'énergie renouvelable, avec une production surpassant celle des énergies solaire et éolienne réunies [2,3]. Les défaillances des installations hydroélectriques présentent des risques majeures aux populations, et peuvent occasionner des pertes économiques importantes [4]. Au-delà de l'intégrité structurelle du corps du barrage, les structures annexes, comme les évacuateurs de crue, peuvent représenter des points de faiblesse nuisant au fonctionnement de l'ouvrage et pouvant éventuellement mener à sa rupture [1, 5]. Les séismes constituent une menace potentielle importante à considérer lors de l'évaluation de la sûreté d'une structure hydraulique. L'étude de telles structures, vibrant en contact avec l'eau sous l'effet d'un séisme, peut toutefois s'avérer complexe à réaliser.

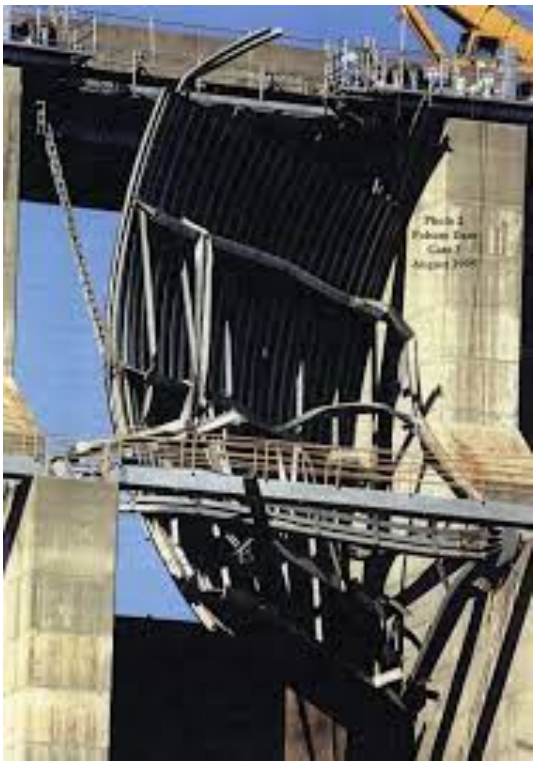


FIGURE 1.1 Rupture de la vanne n°3 du barrage de Folsom par USBR, 1995 [1] .

Par exemple, lorsque un évacuateur de crue est soumis à une excitation sismique, son compor-

tement dynamique est dicté par l'interaction des déplacements de sa paroi avec une pression, dite hydrodynamique, se développant dans le réservoir sous l'effet du séisme, en surplus de la pression hydrostatique. Il est donc important de modéliser correctement ce phénomène d'interaction structure-eau pour prédire adéquatement la réponse sismique de l'évacuateur de crue.

La pression hydrodynamique a fait l'objet de nombreuses études depuis quelques décennies. Une des méthodes les plus répandues est celle proposée par Westergaard [6] en 1933 pour un barrage rigide en deux dimensions (2D). Cette méthode consiste à attacher des masses, dites « ajoutées », à l'interface structure-eau pour représenter de manière simplifiée les effets hydrodynamiques. Le système « structure-masses ajoutées » obtenu est alors étudié en substitution du système structure-eau original. La méthode est basée sur des hypothèses d'une structure infiniment rigide, une interface structure-eau verticale, un réservoir rectangulaire semi-infini et un comportement incompressible de l'eau. Malgré sa simplicité comparativement à d'autres approches plus avancées, cette technique peut être fastidieuse à mettre en œuvre pour des structures tridimensionnelles (3D), surtout celles comportant des géométries complexes comme les vannes radiales d'évacuateurs de crue. Ce n'est qu'au cours des années 1970 que la flexibilité des barrages a commencé à être prise en compte dans l'évaluation de la pression hydrodynamique [7]. Depuis, la complexité des modélisations n'a cessé de croître avec l'intégration des effets de la direction sismique [8], de la compressibilité de l'eau [9], et de l'absorption par les sédiments au fond du réservoir [10,11]. Pour ce qui est des évacuateurs de crue, des études ont d'abord été réalisées sur les vannes seules [12]. Ensuite, il a été montré l'importance de modéliser l'interaction entre la vanne et le barrage ainsi que le nombre de vannes [13, 14]. Enfin, les effets des deux composantes horizontales des excitations sismiques ont été étudiées [15]. Ces études ont été réalisées pour des vannes planes. Dans l'industrie, le dimensionnement des vannes radiales pour les charges sismiques est encore essentiellement basée sur l'utilisation des masses ajoutées de Westergaard pour des séismes unidirectionnels [16, 17].

Ainsi, les méthodes actuelles d'application des masses ajoutées peuvent s'avérer fastidieuses à mettre en œuvre pour des surfaces complexes. De plus, des inconnues demeurent dans l'évaluation de la réponse sismique des vannes radiales, en partie dues à la géométrie complexe de ces vannes. Enfin, l'effet de la composante verticale des séismes sur les vannes radiales doit encore être évalué. Il paraît donc intéressant de développer une nouvelle méthode pratique pour appliquer les masses ajoutées de Westergaard à des structures complexes et d'étudier les réponses sismiques des vannes radiales en prenant en compte la géométrie 3D de ces structures et d'étudier leurs réponses à un séisme en tenant compte de sa composante verticale.

## 1.2 Objectifs

Ce projet de recherche vise principalement à analyser les effets de l'interaction structure-eau lors de séismes, en tenant compte de la géométrie tridimensionnelle (3D) de la paroi de la structure vibrant en contact avec l'eau. Les objectifs spécifiques suivants sont considérés à cet effet :

- Développer une méthode pratique pour implémenter les masses ajoutées de Westergaard sur des interfaces structure-eau à géométrie complexe.
- Appliquer la méthode proposée et les techniques conventionnelles, i.e. basées sur les masses ajoutées ou des modèles couplés solide-fluide, pour identifier les effets 3D de la géométrie de l'interface structure-eau sur la réponse dynamique.
- Étudier la réponse sismique d'une vanne radiale d'évacuateur de crue en utilisant les méthodes revues ou développées.

## 1.3 Méthodologie

Afin de répondre aux objectifs présentés ci-dessus, une nouvelle méthode pratique pour implémenter la méthode des masses ajoutées de Westergaard dans un logiciel classique d'analyse des structures sera d'abord développée. Cette méthode sera appliquée et comparée aux techniques usuelles en utilisant dans un premier temps des modèles simples 2D et 3D, comportant des interfaces structure-eau planes et cylindriques. Ensuite ces méthodes seront appliquées à des modèles plus raffinés à interfaces structure-eau planes et cylindriques.

Les modèles raffinés seront utilisés pour étudier les effets de la géométrie de l'interface structure-eau sur les réponses dynamiques en variant les largeurs et rayons de courbure des interfaces. Les conditions frontières des extrémités latérales des structures seront également étudiées. Dans ces analyses, les effets hydrodynamiques seront pris en compte en utilisant la méthode des éléments finis avec un fluide compressible, incompressible ainsi que la nouvelle technique développée pour implémenter les masses ajoutées.

Des modèles de vannes radiales simplifiées seront également construits et étudiés pour évaluer les effets de la géométrie des vannes et de leur rigidité, de leurs conditions frontières et de la composante verticale des séismes sur les réponses dynamiques.

## 1.4 Plan du mémoire

Ce mémoire est composé de six chapitres. Ce premier chapitre introduit le contexte de l'étude, la problématique et les objectifs de cette étude ainsi que la méthodologie utilisée

pour atteindre ces objectifs. Le deuxième chapitre présente l'environnement d'une vanne d'évacuateur de crue ainsi qu'une revue des différentes méthodes pour le calcul des effets de la pression hydrodynamique d'une interface structure-eau. Les différents travaux réalisés sur l'étude dynamique des interfaces structure-eau sont également présentés dans cette revue. Le troisième chapitre présente une nouvelle méthode pratique développée pour implémenter les masses ajoutées dans un logiciel d'éléments finis et la comparaison des résultats avec ceux obtenus en utilisant des techniques conventionnelles. Le quatrième chapitre se concentre sur l'étude des effets de la géométrie d'une interface structure-eau sur la réponse dynamique. Le cinquième chapitre présente l'étude dynamique et sismique d'une vanne radiale. Enfin, le sixième chapitre dresse la synthèse des chapitres précédents ainsi que les recommandations qui en découlent.

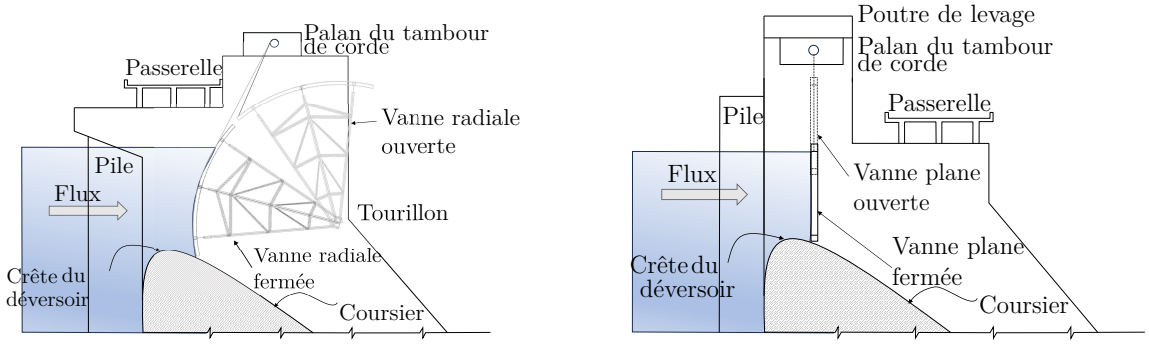
# CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

## 2.1 Introduction

Dans ce chapitre, les notions nécessaires à la compréhension du sujet seront passées en revue. Pour cela, dans un premier temps, les éléments composant un évacuateur de crue seront explicités ainsi que les variables impactant le comportement dynamique de ces structures afin de comprendre l'environnement dans lequel évoluent les vannes radiales. Ensuite, une revue des différentes méthodes pour calculer la pression hydrodynamique agissant sur les structures en contact avec un fluide soumis à une excitation dynamique sera dressée. Enfin, les études effectuées sur les évacuateurs de crue seront évoquées.

## 2.2 Éléments des évacuateurs de crue

Les évacuateurs de crue des barrages permettent de réguler le niveau d'eau du réservoir. Cette régulation nécessite la mise en mouvement de vannes de plusieurs mètres, ce qui implique la présence de plusieurs éléments. Il existe des évacuateurs de crue complètement immergés, présents au milieu et au centre du barrage, mais seront traités ici uniquement les évacuateurs de crue partiellement immergés présents sur le dessus des barrages. La figure 2.1 illustre les deux principaux types d'évacuateurs de crue : les évacuateurs de crue à vannes radiales et à vannes planes.




(a) Évacuateur à vanne radiale. (b) Évacuateur à vanne plane.

FIGURE 2.1 Différents types d'évacuateurs.

### 2.2.1 Vannes

Il existe de nombreux types de vannes permettant aux évacuateurs de crue de relâcher l'excédent d'eau des réservoirs. Dans le domaine des barrages, les plus utilisées et étudiées sont les vannes planes et les vannes radiales.

Les vannes planes sont composées d'une plaque plane renforcée par des nervures horizontales et verticales appelées raidisseurs. Une translation horizontale en dehors de l'eau est réalisée par ces vannes pour s'ouvrir. [18]

Les vannes radiales sont composées d'une plaque cylindrique soutenue par des raidisseurs horizontaux ou verticaux, sur ces raidisseurs s'ajoutent des poutres horizontales ou verticales sur lesquelles sont fixés les bras de la vanne, ces bras sont renforcés par des contreventements. Ces vannes s'ouvrent en faisant une rotation autour d'un axe formé par des tourillons [17, 19].

### 2.2.2 Coursier

Les vannes reposent sur une structure en béton armé appelée coursier. Les coursiers servent à faire passer l'eau évacuée lors de l'ouverture des vannes. Ainsi, en raison des écoulements, les coursiers doivent répondre à des problématiques d'hydraulique pour limiter l'érosion du béton [20].



FIGURE 2.2 Coursier d'évacuateur de crue du barrage de Plan d'Amont, par Maxime Homme, 2015, CC0, via Wikimedia Commons.

### 2.2.3 Pile

Les piles sont conçues pour être sollicitées lors de la fermeture de la vanne. Il est important que les piles aient un profil afin d'empêcher les perturbations dues aux écoulements. Dans ce but, le profil de Kutta-Joukowsky est le plus adéquat. Cependant, dans la pratique, il n'est pas possible de construire une pile avec un tel profil, mais celui-ci doit au moins lui ressembler. Les piles servent aussi à limiter l'apparition de glace et à évacuer cette dernière si nécessaire. Elles peuvent également être employées pour servir de support pour des ponts ou des passerelles [21].

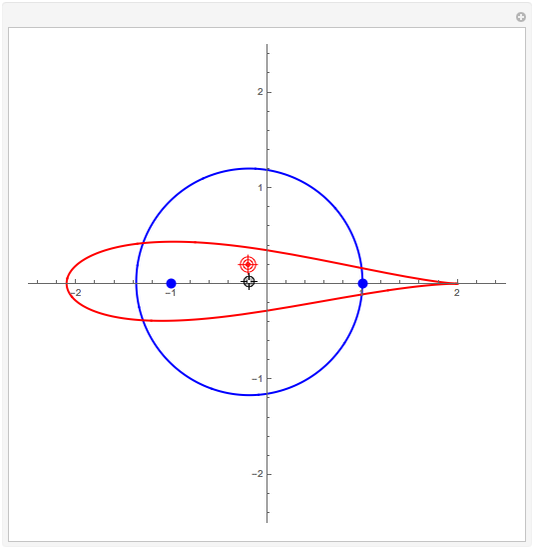



FIGURE 2.3 Profil de Kutta-Joukowsky, Utilisation de Phil Ramsden, 2015, CC BY-SA 3.0 <http ://creativecommons.org/licenses/by-nc-sa/3.0>, via Wolfram Demonstrations Project.



FIGURE 2.4 Évacuateur de crue avec pile, par Richard Coté, 2016, CC BY-SA 4.0 <https ://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0>, via Wikimedia Commons.

### 2.2.4 Structures d'ouverture

Afin de permettre l'ouverture des vannes d'évacuateurs de crue, certains éléments structurels et électromécaniques sont nécessaires. La structure de levage est composée d'un palan fixé sur une structure métallique ou des piliers en béton ou bien par des vérins. Pour les vannes radiales, des tourillons servant d'axe de rotation doivent être installés. De plus, des systèmes de dégel peuvent être installés afin que la glace n'empêche pas les systèmes de levage de fonctionner correctement [22].



FIGURE 2.5 Évacuateur de crue avec vannes radiales, par Qurren, 2007, CC BY-SA 3.0 <https ://creativecommons.org/licenses/by-sa/3.0>, via Wikimedia Commons.

### 2.2.5 Mécanismes de ruptures

Les évacuateurs, structures complexes avec de nombreux éléments, possèdent pour cette raison de nombreux points faibles pouvant entraîner une défaillance du système, que ce soit au niveau de la vanne ou de la structure en béton. Les modes de rupture d'une vanne plane, d'une vanne radiale et de la structure en béton de l'évacuateur de crue sont énumérés ci-dessous.

Modes de ruptures d'une vanne radiale [19] :

- Flambage des contreventements
- Flexion des contreventements
- Flexion des bras
- Rupture des tourillons

Modes de ruptures de la structure en béton de l'évacuateur de crue [16] :

- Rupture, fissuration ou déformation des piliers
- Rupture et déformation du coursier ou des fondations
- Endommagement de la structure et du mécanisme de levage

Modes de ruptures d'une vanne plane [16] :

- Déformations de la vanne
- Désalignement de la vanne par rapport à l'évacuateur de crue

## 2.3 Variables impactant le comportement dynamique

### 2.3.1 Effet de l'interaction structure-eau

Les déformations de la structure causées par sa flexibilité, engendrent des ondes de pression hydrodynamique dans le réservoir qui ajoutent une pression supplémentaire sur la face de la structure en contact avec le fluide, causant ainsi de nouvelles déformations. Cette pression dépend de la fréquence d'excitation. Elle a aussi pour effet de réduire la période fondamentale de la structure avec réservoir par rapport à une structure sèche [23, 24].

### 2.3.2 Effet de la compressibilité du fluide

Considérer le fluide comme incompressible permet de simplifier grandement l'étude des interactions structure-eau, cependant dans certains cas, négliger la compressibilité du fluide pourrait être source d'erreurs. Il a été montré que la compressibilité du fluide pouvait être négligée si la pulsation de la structure seule est deux fois supérieure à celle de la structure avec réservoir [9].

### 2.3.3 Effet de l'interaction fondation-structure

Les analyses réalisées en tenant compte de l'interaction fondation-structure montrent des déplacements horizontaux plus importants et des contraintes supérieures aux analyses avec fondations rigides [25].

### 2.3.4 Effet de l'absorption des sédiments

Le dépôt de sédiments dans le fond du réservoir influe, en fonction du degré de saturation, sur l'amortissement des fréquences propres. La prise en compte des sédiments réduit la réponse du système. [10] Analytiquement, l'effet des sédiments peut être représenté par un coefficient

de réflexion d'onde $\alpha$ défini ainsi [11] :

$$\alpha = \frac{1 - qC_r}{1 + qC_r}, q = \frac{\rho_r}{\rho_f C_f} \tag{2.1}$$

avec $\rho_r$ et $C_r$ la masse volumique et la vitesse de compression d'onde de l'eau et $\rho_f$ et $C_f$ la masse volumique et la vitesse de compression d'onde au niveau de la fondation.

### 2.3.5 Effet de la corrosion

Une vanne d'évacuateur de crue, alternant les milieux secs et humides et subissant des flux de grands débits d'eau, est susceptible de subir de la corrosion. La corrosion en large zone entraîne une modification des fréquences et modes propres de la structure et ne doit donc pas être négligée [26].

### 2.3.6 Effet du recul de la vanne

Il a été montré, par Nakayama [27], en 2007, et Salamon [28], en 2015, que lors d'un séisme, le recul de la vanne d'évacuateur de crue par rapport à la face du barrage au niveau l'interface structure-eau entraîne une modification de la pression hydrodynamique. Cette pression, formulée par Salamon [28] est la suivante :

$$P = P_{Westergaard} * (1,1 - 0,45 * \beta) \tag{2.2}$$

avec $P_{Westergaard}$ la pression hydrodynamique calculée avec la méthode exacte de Westergaard [6] et $\beta$ étant le rapport de la distance entre la vanne et la face du barrage au niveau l'interface structure-eau et la largeur du barrage.

### 2.3.7 Effet du nombre de vannes

Le choix du nombre de vannes modélisées influe sur la pression hydrodynamique. En effet, la comparaison d'une modélisation avec une seule vanne et une modélisation avec trois vannes a montré que la première sous-estimait la réponse des vannes extérieures et sur-estimait la réponse de la vanne centrale [14].

### 2.3.8 Comportement non-linéaire

Plusieurs sources peuvent entraîner un comportement non-linéaire de la structure. Celui-ci peut venir de la fissuration du béton du barrage ou de l'évacuateur de crue [29]. La fréquence d'ouverture et de fermeture de ces fissures va influer sur les valeurs de sous-pression ayant lieu avant le séisme [30]. Une autre source de non-linéarité peut être la cavitation causée par la pression hydrodynamique [31].

## 2.4 Méthodes usuelles

La pression hydrodynamique causée par des séismes sur les barrages ou les réservoirs est étudiée depuis des décennies. Au départ, certaines hypothèses simplificatrices étaient faites, ne tenant pas compte de la compressibilité du fluide, de certaines géométries ou interactions avec le barrage, mais la complexification des modèles et l'augmentation de la puissance de calcul des ordinateurs ont permis au fil des années d'avoir des résultats se rapprochant au mieux des résultats expérimentaux.

### 2.4.1 Méthode des masses ajoutées de Westergaard

En 1933, Westergaard [6] a été le premier à formuler une expression de la pression hydrodynamique en résolvant l'équation des ondes de Laplace, qui gouverne le comportement dynamique d'un réservoir rectangulaire semi-infini d'eau incompressible soumis à un séisme, et vibrant en contact avec un barrage rigide.
Selon cette étude, la distribution de la pression hydrodynamique à l'interface structure-eau peut s'exprimer ainsi [6] :

$$P(z)_{Westergaard} = \frac{8 a_g \rho_r H_r}{\pi^2} \sum_{1,3,5...}^{n} \frac{1}{n^2 C_n} sin(\frac{n\pi(H_r - z)}{2H_r}) \tag{2.3}$$

avec

$$C_n = \sqrt{1 - \frac{16\rho_r H_r^2}{n^2 K_r T^2}} \tag{2.4}$$

avec la hauteur par rapport au fond du réservoir, $a_g$ est l'accélération du sol, $H_r$ la profondeur du réservoir, $K_r$ le module d'élasticité du réservoir, $T$ la période de vibration de la base de la structure et $\rho_r$ la masse volumique du réservoir. Cette formulation est basée sur les hypothèses suivantes : (i) la face amont du barrage est plane, (ii) le barrage est considéré rigide, (iii) les déplacements sont faibles, (iv) le barrage a une oscillation harmonique, (v) la période

propre du réservoir est petite en comparaison avec celle de l'excitation, et (vi) les effets de la compressibilité de l'eau sont négligeables. Suite à la publication de l'article de Westergaard, Von Karman a proposé une équation similaire à Eq. (2.3) mais en utilisant l'équilibre des moments [6]. Pour faciliter l'application de l'expression de l'équation (2.3), Westergaard [6] a également proposé l'équation simplifiée basée sur une approximation parabolique suivante :

$$p(z) = \frac{7}{8}\rho_r a_g \sqrt{H_r(H_r - z)} \tag{2.5}$$

Cette expression est largement utilisée dans la pratique de l'ingénierie des barrages.

Afin de tenir compte de la flexibilité des barrages, Kaltsouni [32] a amélioré cette méthode en utilisant une condition sur la période fondamentale $T_1$ de la structure avec le coefficient d'amplification $MF$ suivant :

$$\begin{aligned} T_1 < 0,2s &\Rightarrow MF = 1 \\ 0,2s < T_1 < 1,0s &\Rightarrow MF = 5T_1 \\ T_1 > 1,0s &\Rightarrow MF = 5 \end{aligned} \tag{2.6}$$

$MF$ est pris en compte de la manière suivante :

$$p(z) = \frac{7}{8}\rho_r a_g \sqrt{H_r(H_r - z)} \left( MF - \frac{(MF-1)\,(H_r - z)}{H_r} \right) \tag{2.7}$$

La méthode des masses ajoutées consiste à ajouter à la structure des effets d'inertie permettant de prendre en compte les effets hydrodynamiques du réservoir causés par un séisme. Il est courant d'utiliser une répartition des masses en utilisant la solution approximative de Westergaard. Ainsi, la masse à ajouter correspond à un volume d'eau de longueur $\frac{7}{8}\sqrt{H_r(H_r - z_i)}$ comme indiqué sur la figure 2.6.

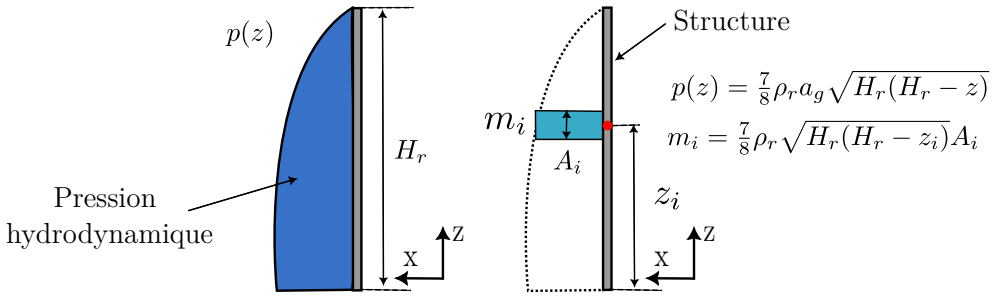



FIGURE 2.6 Méthode des masses ajoutées par la méthode de Westergaard sur une structure plane.

### 2.4.2 Méthodes des masses ajoutées de Kuo

Kuo [33] présente en 1982 deux méthodes pour déterminer les masses ajoutées. La première méthode est la méthode des masses ajoutées de Westergaard généralisée à des surfaces courbées 3D discrétisées en éléments finis. D'après cette méthode la matrice des masses à ajouter au nœud $i$ est :

$$\mathbf{M_i} = m_i \begin{bmatrix} \lambda_{xi}^{(j)}\lambda_{xi}^{(j)} & \lambda_{xi}^{(j)}\lambda_{yi}^{(j)} & \lambda_{xi}^{(j)}\lambda_{zi}^{(j)} \\ \lambda_{yi}^{(j)}\lambda_{xi}^{(j)} & \lambda_{yi}^{(j)}\lambda_{yi}^{(j)} & \lambda_{yi}^{(j)}\lambda_{zi}^{(j)} \\ \lambda_{zi}^{(j)}\lambda_{xi}^{(j)} & \lambda_{zi}^{(j)}\lambda_{yi}^{(j)} & \lambda_{zi}^{(j)}\lambda_{zi}^{(j)} \end{bmatrix} \tag{2.8}$$

Avec $m_i = \alpha_i Ai$, $\alpha_i = \rho_r \frac{7}{8}\sqrt{H_r(H_r - z_i)}$ le coefficient de pression de Westergaard, $A_i = \sum_j A_i^{(j)}$ l'aire tributaire du nœud $i$, $\lambda_{ki}^{(j)}$ le cosinus de la direction k de la normale du nœud i dans l'élément $j$ et $A_i^{(j)}$ l'aire de l'élément $j$ divisée par le nombre de nœuds de l'élément $j$. La démonstration de la formulation de cette matrice a été réalisée par Kuo [33] et est disponible en Annexe A. La méthode est illustrée par la figure 2.7.

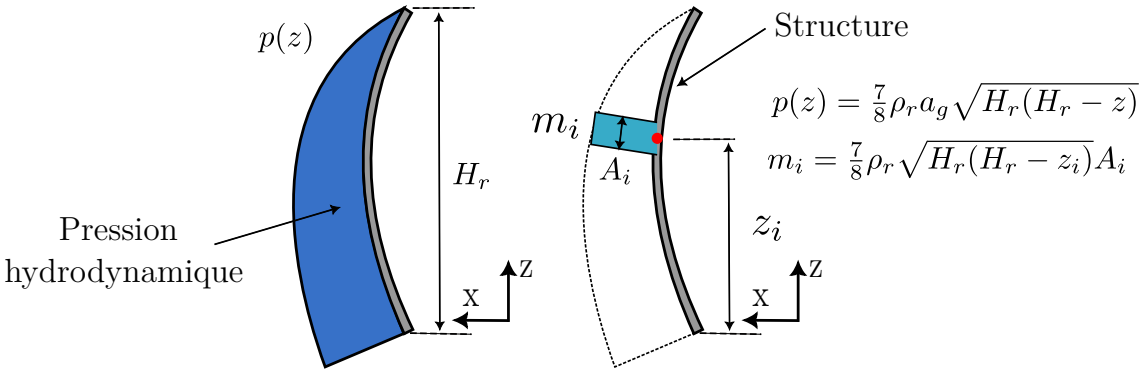



FIGURE 2.7 Méthode des masses ajoutées par la méthode de Westergaard généralisée sur une structure radiale.

La seconde méthode présentée par Kuo [33] consiste à discrétiser l'équation d'onde acoustique pour un fluide incompressible afin de déterminer la pression puis de déterminer les forces équivalentes avec les déplacements virtuels. Cette méthode nécessite de modéliser par éléments finis un réservoir et l'interface de la structure en contact avec le réservoir. La matrice des masses ajoutées déterminée pour l'ensemble de la structure est :

$$\mathbf{M_s} = \rho_r \mathbf{h_s^T g_s^{-1} h_s} \tag{2.9}$$

avec $\mathbf{h_s}$ la matrice assemblée de l'ensemble des matrices $\mathbf{h_s^{(j)}}$ des éléments $j$. $\mathbf{h_s^{(j)}}$ est calculé

de la manière suivante :

$$\mathbf{h_s^{(j)}} = \int_{S^{(j)}} \mathbf{N_s^{(j)^T}} \boldsymbol{\lambda}^{\mathbf{(j)}} \mathbf{H_s^{(j)}} dS^{(j)} \tag{2.10}$$

avec $\mathbf{N_s^{(j)}}$ le vecteur des fonctions d'interpolations d'un élément 3D fluide réduit à son interface 2D correspondant à l'interface de l'élément $j$, $\mathbf{H_s^{(j)}}$ la matrice d'interpolation de l'interface $j$ et $\boldsymbol{\lambda}^{\mathbf{(j)}}$ les cosinus de la direction de la normale de l'interface $j$ et $\mathbf{g_s}$ le produit de la condensation statique de la matrice $\mathbf{g}$ obtenue par l'équation :

$$\begin{bmatrix} \mathbf{g_{rr}} & \mathbf{g_{rs}} \\ \mathbf{g_{sr}} & \mathbf{g_{ss}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{p_r} \\ \mathbf{p_s} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{h_s} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{a_{ts}} \end{bmatrix} \tag{2.11}$$

avec $\mathbf{g_s} = \mathbf{g_{ss}} - \mathbf{g_{sr}}\mathbf{g_{rr}^{-1}}\mathbf{g_{rs}}$, $\mathbf{a_{ts}}$ l'accélération totale des nœuds de l'interface, $\mathbf{p_r}$ la pression aux nœuds du réservoir qui ne sont pas sur l'interface et la surface libre, $\mathbf{p_s}$ la pression aux nœuds du réservoir qui sont sur l'interface mais ne sont pas sur la surface libre, et $\mathbf{g_{rr}}$, $\mathbf{g_{sr}}$, $\mathbf{g_{rs}}$ et $\mathbf{g_{ss}}$ les sous matrices de $\mathbf{g}$ qui est assemblée avec les matrices $\mathbf{g^{(e)}}$ de chaque élément fluide $e$ qui a pour vecteur de fonctions d'interpolations $\mathbf{N^{(e)}}$. Avec :

$$\mathbf{g^{(e)}} = \int_{V^{(e)}} \left(\frac{\partial \mathbf{N^{(e)^T}}}{\partial x}\frac{\partial \mathbf{N^{(e)}}}{\partial x} + \frac{\partial \mathbf{N^{(e)^T}}}{\partial y}\frac{\partial \mathbf{N^{(e)}}}{\partial y} + \frac{\partial \mathbf{N^{(e)^T}}}{\partial z}\frac{\partial \mathbf{N^{(e)}}}{\partial z}\right) dV^{(e)} \tag{2.12}$$

Cette dernière méthode est utilisée par le logiciel ResVor pour déterminer la matrice des masses ajoutées diagonales d'une interface en contact avec un réservoir. La méthode de diagonalisation de la matrice $\mathbf{M_s}$ consiste à multiplier les coefficients diagonaux associés à la direction $\mathbf{r}$ de sorte que la somme de ces coefficients soit égale à $\mathbf{r^T M_s r}$, à la suite de quoi les coefficients hors diagonaux sont mis égaux à 0. Ce procédé est utilisé dans les trois directions afin d'obtenir une matrice diagonale [34].

### 2.4.3 Méthode des masses ajoutées de Zangar et de Chwang

Zangar [35] propose en 1952, avec une analogie avec les systèmes électriques, une formulation de la pression sur des barrages avec une pente. Comme dans les hypothèses de Westergaard, le fluide est considéré comme incompressible et le barrage est rigide. La figure 2.8 illustre le barrage type utilisant cette méthode. La formulation de cette pression est la suivante :

$$p(z) = \frac{1}{2}\rho_r a_g H_r C_m \left[\frac{H_r - z}{H_r}\left(2 - \frac{H_r - z}{H_r}\right) + \sqrt{\frac{H_r - z}{H_r}\left(2 - \frac{H_r - z}{H_r}\right)}\right] \tag{2.13}$$

Avec $C_m$ le coefficient de pression maximale déterminé expérimentalement pour des pentes constantes.

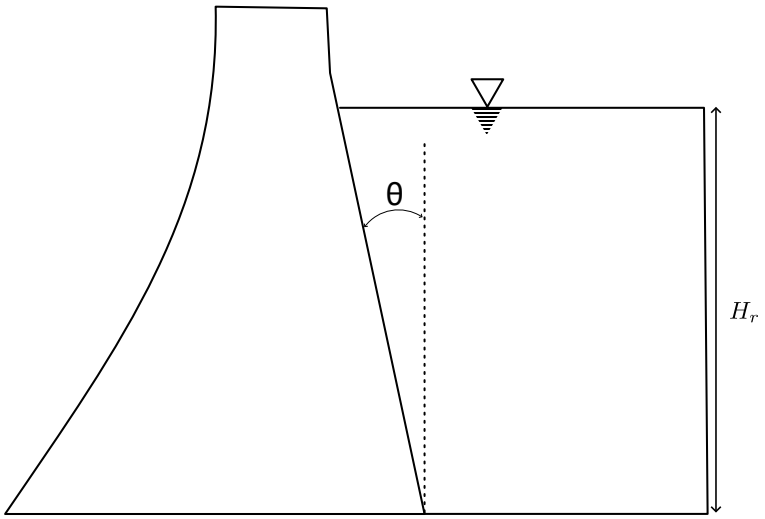



FIGURE 2.8 Barrage type pouvant être utilisé par la méthode de Zangar.

Afin d'obtenir une méthode analytique, deux manières de calculer la pression hydrodynamique sur un barrage rigide pour un fluide incompressible avec une pente ont été déterminées par Chwang [36] de la manière suivante :

$$p(z) = C_p(z)\rho_r a_g H_r \tag{2.14}$$

avec $\rho_r$ la masse volumique de l'eau, $H_r$ la profondeur du réservoir et $a_g$ l'accélération agissante. $C_p$ peut être déterminé par deux méthodes, la première en utilisant l'équilibre des moments à l'instar de la méthode de Von Karman [36] ou en utilisant la solution intégrale basée sur la théorie des flux potentiels [37].

### 2.4.4 Méthode des masses ajoutées de Housner

Housner [38] propose, en utilisant les équations de la vitesse du fluide, une méthode permettant de modéliser la pression hydrodynamique comme effets de deux types de masses ajoutées distinctes. La première, issue de la pression dite impulsive, correspond à la partie du fluide qui n'a pas de vitesse relative par rapport au réservoir, la masse ajoutée est une masse qui ne se déplace pas par rapport aux parois du barrage. Le second type de masse est la masse issue de la pression causée par le fluide qui possède une vitesse relative par rapport au réservoir. Cette pression est dite convective. Cette masse ajoutée est liée aux parois du barrage par une certaine rigidité, comme indiqué sur la figure 2.9.

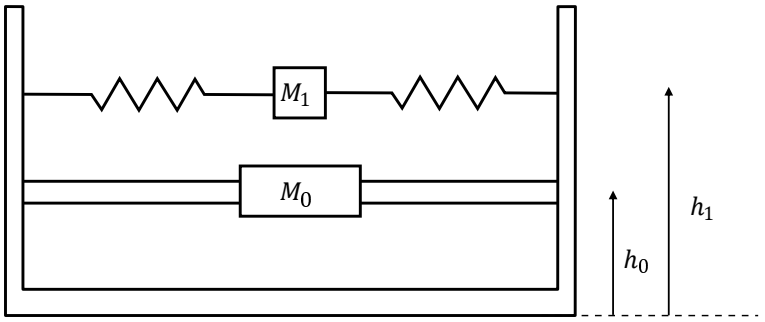



FIGURE 2.9 Masses ajoutées par la méthode de Housner.

Pour un réservoir d'une profondeur $H_r$, une longueur $L_r$, une masse volumique $\rho_r$ soumis à une accélération $\ddot{u_g}$, Housner [38] détermine la pression impulsive ainsi :

$$p_0(y) = \rho_r a_g H_r \sqrt{3} \left( \frac{y}{H_r} - \frac{1}{2} \left( \frac{y}{H_r} \right)^2 \right) \sqrt{3} tanh \left( \sqrt{3} \frac{L_r}{H_r} \right) \tag{2.15}$$

La masse équivalente positionnée à $y = h_0 = \frac{3}{8} H_r$ est calculée ainsi :

$$M_0 = M \frac{tanh \left( \sqrt{3} \frac{L_r}{H_r} \right)}{\sqrt{3} \frac{L_r}{H_r}} \tag{2.16}$$

La pression convective pour le mode 1 est calculée ainsi :

$$p_1(y) = \left( \rho_r \frac{L_r^3}{3} \sqrt{\frac{5}{2}} \frac{cosh \left( \sqrt{\frac{5}{2}} \frac{y}{L_r} \right)}{sinh \left( \sqrt{\frac{5}{2}} \frac{H_r}{L_r} \right)} \right) \omega_1 \theta_0 sin \left( \omega t \right) \tag{2.17}$$

La masse équivalente est calculée ainsi :

$$M_1 = M \frac{1}{3} \sqrt{\frac{5}{2}} \frac{L_r}{H_r} tanh \left( \sqrt{\frac{5}{2}} \frac{H_r}{L_r} \right) \tag{2.18}$$

et la pulsation du mode 1 de la manière suivante :

$$\omega_1^2 = \frac{g}{L_r} \frac{\pi}{2} tanh \left( \frac{\pi}{2} \frac{H_r}{L_r} \right) \tag{2.19}$$

avec :

$$h_1 = h \left( 1 - \frac{cosh \left( \sqrt{\frac{5}{2}} \frac{H_r}{L_r} \right) - 2}{\sqrt{\frac{5}{2}} sinh \left( \sqrt{\frac{5}{2}} \frac{H_r}{L_r} \right)} \right) \tag{2.20}$$

Pour les modes supérieurs (3,5,7...) $L_r$ doit être remplacé par $\frac{L_r}{n}$. Les formulations établies par Housner seront ensuite améliorées et simplifiées par Epstein [39].

### 2.4.5 Méthode de Blevins

Une manière de déterminer la fréquence d'une plaque en contact avec un réservoir en tenant compte de la flexibilité de la plaque et la compressibilité du fluide a été proposée par Blevins [40] en déterminant le ratio de la fréquence propre de la plaque avec réservoir ($f_r$) et de la fréquence de la plaque seule ($f_a$), de la manière suivante :

$$\frac{f_r}{f_a} = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{m_{sr}}{m_{ss}}}} \tag{2.21}$$

avec $m_{ss}$ la masse de la plaque seule et $m_{sr}$ la masse ajoutée due aux effets d'inertie du réservoir. Blevins [40] propose plusieurs formules et tableaux afin de déterminer $m_{sr}$ en fonction de la géométrie de la plaque ainsi que de ses conditions frontières.

## 2.5 Méthodes à sous-structuration

Initiée par Chopra [7, 9, 41–43] et ses collaborateurs, la méthode par sous-structuration consiste à considérer que les interactions des domaines étudiés se situent uniquement aux interfaces, structure-eau et fondation-structure pour un barrage par exemple. La compressibilité du fluide et l'absorption par les sédiments au fond du réservoir sont prises en compte dans cette méthode [7, 9, 41–43]. Initialement, la méthode de Chopra était utilisée en 2D pour des structures à surfaces droites et planes. Chopra et ses collaborateurs ont également proposé les programmes EAGD-84 et EACD-3D afin de modéliser les interactions structure-eau [44, 45]. Le principe de cette méthode a été repris par Bouaanani et Gazarian-Pagé pour inclure les effets 3D [14]. Cette méthode consiste à résoudre l'équation d'onde acoustique suivante :

$$\frac{\partial^2 p}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 p}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 p}{\partial z^2} = \frac{1}{C_r^2}\frac{\partial^2 p}{\partial t^2} \tag{2.22}$$

L'accélération horizontale harmonique au sol s'exprime $\ddot{x_g} = a_g^{(x)} e^{i\omega t}$ et la pression hydrodynamique étant dans le domaine fréquentiel $p(x, y, z, t) = \overline{p}(x, y, z, \omega)e^{i\omega t}$, avec $\omega$ la fréquence de l'excitation et $\overline{p}(x, y, z, \omega)$ la norme de la pression hydrodynamique dans le domaine des fréquences. Ce qui permet de calculer les déplacements et accélérations de la structure en

fonction des coordonnées généralisées :

$$\overline{u}(x,y,z,\omega) = \sum_{j=1}^{N_s} \psi_j^{(x)} \overline{Z_j}(\omega) \qquad \overline{\ddot{u}}(x,y,z,\omega) = -\omega^2 \sum_{j=1}^{N_s} \psi_j^{(x)} \overline{Z_j}(\omega) \tag{2.23}$$

$$\overline{v}(x,y,z,\omega) = \sum_{j=1}^{N_s} \psi_j^{(y)} \overline{Z_j}(\omega) \qquad \overline{\ddot{v}}(x,y,z,\omega) = -\omega^2 \sum_{j=1}^{N_s} \psi_j^{(y)} \overline{Z_j}(\omega) \tag{2.24}$$

$$\overline{w}(x,y,z,\omega) = \sum_{j=1}^{N_s} \psi_j^{(z)} \overline{Z_j}(\omega) \qquad \overline{\ddot{w}}(x,y,z,\omega) = -\omega^2 \sum_{j=1}^{N_s} \psi_j^{(z)} \overline{Z_j}(\omega) \tag{2.25}$$

$\overline{u}$,$\overline{v}$ et $\overline{w}$ représentent les déplacements de la structure, $\overline{\ddot{u}}$,$\overline{\ddot{v}}$ et $\overline{\ddot{w}}$ représentent les accélérations, $\psi_j^{(x)}$,$\psi_j^{(y)}$ et $\psi_j^{(z)}$ représentent les déformées des $j^{ème}$ mode dans les directions $x$,$y$ et $z$, $\overline{Z_j}(\omega)$ représente la coordonnée généralisée dans la direction de l'excitation et $N_s$ le nombre de modes pris en compte dans le calcul. La pression hydrodynamique peut être exprimée ainsi :

$$\overline{p}(x,y,z,\omega) = \overline{p_0}(x,y,z,\omega) - \omega^2 \sum_{j=1}^{N_s} \overline{p_j}(x,y,z,\omega)\overline{Z_j}(\omega) \tag{2.26}$$

avec $\overline{p_0}(x,y,z,\omega)$ la pression hydrodynamique due à l'excitation sismique pour la structure considérée comme infiniment rigide et $\overline{p_j}(x,y,z,\omega)$ la pression hydrodynamique due aux déformations de la structure considérée comme flexible le long de la surface en contact avec le fluide. Pour des structures complexes, le calcul des propriétés modales peut se faire grâce à la méthode des éléments finis.
Lee et Tsai [46–48] ont également développé une méthode par sous-structuration, mais ils divisent également le réservoir en deux, une partie proche de la structure et une partie éloignée.

## 2.6 Méthodes Analytique-Numérique

Kolkman [12] a mis au point une méthode pour calculer les masses ajoutées représentant les effets d'inertie causés par le réservoir. Cette méthode consiste à subdiviser la face de l'interface structure-eau en éléments carrés afin de résoudre les équations de potentiels du fluide, en prenant en compte les différentes conditions frontières, grâce à une méthode itérative de Gauss-Seidel.

Lee et Tsai ont présenté une méthode exacte dans le domaine temporel pour un réservoir rempli, qui tient compte de la flexibilité de la structure. Ils ont montré que l'interaction structure-eau influait grandement sur les réponses en déplacement et en pression [49].

Avilès et Li [50] ont développé une solution en utilisant la méthode de Trefftz pour un barrage rigide 2D en contact avec un fluide compressible et visqueux subissant une excitation horizontale.

Anami [51, 52] et ses collaborateurs ont mis au point une méthode pour calculer la pression hydrodynamique agissant sur les vannes possédant un centre de rotation et sur les surfaces incurvées des vannes radiales.

Buldgen [53–56] conçoit quant à lui une méthode pour calculer la pression hydrodynamique agissant sur des vannes d'écluse en tenant compte de l'interaction structure-eau. Cette méthode utilise la méthode de Rayleigh-Ritz pour déterminer les vecteurs et valeurs propres de la structure sans réservoir qui sont utilisés pour réaliser des analyses dynamiques utilisant la forme faible des équations d'équilibre et la méthode de Galerkin. Buldgen met en garde sur l'utilisation de la méthode de Westergaard pour des structures flexibles.

## 2.7 Méthodes simplifiées

### 2.7.1 Méthode pseudo-dynamique

Fenves et Chopra [57–59] ont élaboré une méthode pseudo-dynamique permettant de déterminer des forces statiques équivalentes. Pour cela, ils ont déterminé une approximation de la période fondamentale $T_1$ d'un barrage représentatif avec un module d'Young $E_s$ et une hauteur $H_s$ :

$$T_1 = \frac{0.38 H_s}{\sqrt{E_s}} \tag{2.27}$$

En observant que les effets des interactions structure-eau et fondation-structure pouvaient être séparés, ils déterminent la période de vibration $\widetilde{T_1}$ et le coefficient d'amortissement $\widetilde{\xi_1}$du système complet, ainsi :

$$\widetilde{T_1} = R_r R_f T_1 \qquad \widetilde{\xi_1} = \frac{1}{R_r}\frac{1}{R_f^3}\xi_1 + \xi_r + \xi_f \tag{2.28}$$

avec $\xi_1$ le coefficient d'amortissement du barrage, $\xi_f$ le coefficient d'amortissement des fondations et $\xi_r$ le coefficient d'amortissement du barrage dû à l'interaction structure-eau. $R_r$ est un facteur dépendant des propriétés du barrage, du niveau d'eau, et de l'absorption due aux sédiments au fond du réservoir, $R_f$ est un facteur dépendant des propriétés du barrage

et des fondations. Les forces statiques équivalentes $f_1(z)$ sont calculées ainsi :

$$f_1(z) = \frac{\widetilde{L_1}}{\widetilde{M_1}} S_a(\widetilde{T_1}, \widetilde{\xi_1} \left( \mu_s(z) \psi_1^{(x)}(0,z) - \overline{p_1}(0,z,T_r) \right) \tag{2.29}$$

avec $\widetilde{L_1}$ la force généralisée, $\widetilde{M_1}$ la masse généralisée, et $\widetilde{T_r}$ la période fondamentale du système barrage-réservoir, $S_a(\widetilde{T_1}, \widetilde{\xi_1})$ est la pseudo-accélération obtenue par le spectre de dimensionnement et $\mu_s(z)$ est la masse linéique du barrage. En négligeant les effets de la fondation et des termes d'inertie sur les modes supérieurs, une formule des forces statiques équivalentes est dressée en tenant compte des modes supérieurs.

$$f(z) = \ddot{x_g}^{(max)} \left( \mu_s(z) \left( 1 - \frac{L_1}{M_1} \psi_1^{(x)}(0,z) \right) - \left( \overline{p_0}(0,z) + \frac{\mu_s(z)}{M_1} \psi_1^{(x)} \int_0^{H_r} \overline{p_0}(0,z) \psi_1^{(x)} dz \right) \right) \tag{2.30}$$

### 2.7.2 Méthode simplifiée de Miquel et Bouaanani

Miquel et Bouaanani [60] ont proposé une méthode simplifiée pour calculer la réponse à une excitation sismique d'un barrage 2D en contact avec un réservoir. Les effets de l'interaction structure-eau, de la compressibilité de l'eau et des modes supérieurs sont considérés pour obtenir les forces statiques équivalentes suivantes :

$$f(z) = \ddot{x_g}^{(max)} \left( \mu_s(z) \left( 1 - \left( \frac{L_1}{M_1} + 8\rho_r H_s^2 \frac{\hat{\theta}(\eta)}{M_1} \right) \psi_1^{(x)}(0,z) \right) - \overline{p_0}(0,z) \right) \tag{2.31}$$

avec :

$$\psi_1^{(x)}(0,z) = \sum_{i=1}^{3} a_i \left( \frac{z}{H_s} \right)^2 \tag{2.32}$$

$$\hat{\theta}(\eta) = \eta^3 \sum_{i=1}^{3} \hat{\zeta}_i a_i^{i-1} \tag{2.33}$$

$\eta$ est le rapport de la hauteur d'eau par rapport à la hauteur du barrage, les coefficients $a_i$ peuvent être déterminés avec une analyse par éléments finis du barrage et les coefficients $\hat{\theta}(\eta)$ sont proposés par Miquel et Bouaanani.

## 2.8 Méthodes des éléments finis

Depuis l'introduction de l'expression *éléments-finis* par Clough en 1960 [61], les progrès en matière de calcul ont permis de développer la méthode des éléments finis. Ainsi de nombreux outils permettant d'appliquer la méthode des éléments finis à une structure et un réservoir ont

été développés comme ADINA [62], ABAQUS [63], ANSYS [64], LS-DYNA [65], OPENSEES [66] et CODE_ASTER [67]. La méthode des éléments finis permet notamment de complexifier la géométrie des modèles tout en ayant des conditions frontières adéquates et de prendre en compte la compressibilité du fluide du réservoir [68].

### 2.8.1 Éléments fluides

Deux approches sont principalement utilisées pour modéliser les fluides par la méthode des éléments finis, l'approche Lagrangienne et Eulérienne. La principale différence entre ces deux approches est la variable d'état qui est utilisée comme degré de liberté. Les éléments Lagrangiens utilisent les déplacements aux nœuds et ont ainsi les mêmes fonctions de formes que les éléments solides, mais une résistance au cisaillement nulle. Afin d'assurer la compatibilité à l'interface structure-eau les déplacements aux nœuds du fluide et aux nœuds du solide doivent être égaux. Les éléments Eulériens utilisent les potentiels (de pressions, de vitesses ou de déplacements) du fluide [69], ce qui permet à ces éléments d'utiliser moins de degrés de liberté qu'un élément Lagrangien, réduisant ainsi le temps de calcul, mais des éléments d'interactions sont nécessaires entre le fluide et le solide pour assurer la compatibilité de l'interface structure-eau. L'approche Lagrangienne montre des limites pour les fluides incompressibles avec l'apparition de modes parasites dans le domaine fréquentiel, ce qui fait, en plus du temps de calcul, des éléments Eulériens des éléments privilégiés [70, 71]. De plus Bouaanani et Lu [72] ont vérifié les éléments fluides Eulériens 2D du logiciel ADINA avec la méthode de Chopra et Gazarian-Pagé [14] a vérifié les éléments fluides Eulériens 3D de logiciel ADINA avec la méthode de Bouaanani.
Ainsi la réponse dynamique d'une structure avec une interface structure-eau se calcule ainsi :

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M_{ss}} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & -\mathbf{M_{rr}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{\mathbf{U}} \\ \ddot{\mathbf{\Phi}} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{C_{ss}} & \mathbf{C_{sr}} \\ \mathbf{C_{rs}} & \mathbf{C_{rr}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\mathbf{U}} \\ \dot{\mathbf{\Phi}} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K_{ss}} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & -\mathbf{K_{rr}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{U} \\ \mathbf{\Phi} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} -\mathbf{M_{ss}} \mathbf{1} \ddot{\mathbf{u_g}}(\mathbf{t}) \\ -\mathbf{C_{rs}} \mathbf{1} \dot{\mathbf{u_g}}(\mathbf{t}) \end{Bmatrix} \quad (2.34)$$

avec $\mathbf{M_{ss}}$ la matrice des masses de la structure, $\mathbf{M_{rr}}$ celle du réservoir, $\mathbf{C_{ss}}$ la matrice d'amortissement de la structure, $\mathbf{C_{rr}}$ celle du réservoir, $\mathbf{K_{ss}}$ la matrice de rigidité de la structure, $\mathbf{K_{rr}}$ celle du réservoir, $\mathbf{C_{rs}}$ et $\mathbf{C_{sr}}$ sont les sous-matrices d'amortissement du couplage entre la structure et le réservoir, $\mathbf{U}$ est le vecteur déplacement aux nœuds du solide, $\mathbf{\Phi}$ est le vecteur de potentiel des vitesses aux nœuds du réservoir et $\ddot{\mathbf{u_g}}(\mathbf{t})$ est l'accélération du sol et $\mathbf{1}$ le vecteur correspondant à la direction du séisme, composé de 1 pour les degrés de libertés correspondant à la direction du séisme et 0 pour les autres.

### 2.8.2 Taille du réservoir

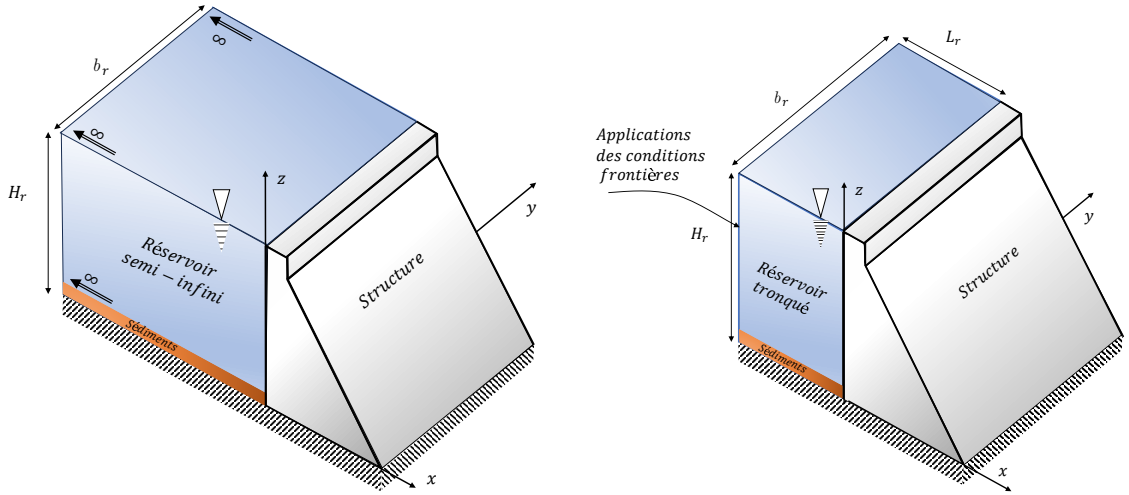
La taille des réservoirs de barrage étant très grande comparée à la taille des barrages, le réservoir peut être considéré comme semi-infini. Cependant afin de pouvoir être modélisé avec la méthode des éléments finis, il est nécessaire d'utiliser des réservoirs finis de taille $L_r$. Un première manière consiste à appliquer une condition rigide pour le fond du réservoir et à utilisé une taille $L_r$ suffisamment grande pour que l'augmentation de $L_r$ n'influe pas sur les réponses. Ce qui est appelé condition rigide est la condition qui permet d'imposer sur une face du réservoir $\frac{\partial \mathbf{\Phi}}{\partial n}$, avec $n$ la direction normale de la face du réservoir. Une deuxième manière consiste à appliquer des conditions frontières dites *Conditions Frontières Transmettantes* pour modéliser l'absorption à l'infini du réservoir empêchant les réflexions d'onde parasite. La figure 2.10 illustre un barrage avec un réservoir tronqué. Cette taille $L_r$ de réservoir doit être supérieure à une certaine valeur déterminée à l'aide des équations suivantes :

$$\frac{\partial \overline{p_0}^{(\infty)}}{\partial x}(-L_r, y, z, \omega) = \theta_0^{(L_r)}(y, z, \omega)\overline{p_0}^{(\infty)}(-L_r, y, z, \omega) \tag{2.35}$$

$$\frac{\partial \overline{p_j}^{(\infty)}}{\partial x}(-L_r, y, z, \omega) = \theta_j^{(L_r)}(y, z, \omega)\overline{p_j}^{(\infty)}(-L_r, y, z, \omega) \tag{2.36}$$

avec $\theta_0^{(L_r)}$ la représentation de la condition frontière transmettante liée aux déplacements rigides et $\theta_j^{(L_r)}$ celle liée aux déplacements flexibles. La condition aux frontières de Sommerfeld [73] est la plus utilisée et est définie ainsi :

$$\theta_0^{(L_r)} = \theta_0^{(L_r)} = \frac{i\omega}{C_r} \tag{2.37}$$




(a) Structure avec réservoir semi-infini (b) Structure avec réservoir tronqué

FIGURE 2.10 Différents types de réservoir.

Sharan [74] a également élaboré une méthode permettant de modéliser un réservoir infini par un réservoir fini pour une structure immergée dans un fluide incompressible en utilisant l'expression analytique de la pression et d'implémenter cette méthode dans un programme d'éléments finis. Sharan [74] applique cette méthode au cas des barrages rigides.

Maity [75–79] présente un algorithme pour l'analyse des systèmes couplés barrage-réservoir. Le système complet est considéré comme étant composé du sous-système réservoir et du sous-système barrage considéré élastique. Le fluide est considéré comme étant non-visqueux et compressible. L'amortissement structurel du matériau du barrage est pris en compte dans l'étude.

## 2.9 Méthodes retenues par l'industrie

Le Corps du génie de l'armée des États-Unis (USACE) a réalisé un guide de conception des vannes radiales dans lequel il est recommandé d'utiliser la méthode des masses ajoutées avec la méthode approximative de Westergaard pour calculer la pression hydrodynamique [17] [80]. Ce guide est également cité par le guide de conception de la Société des grands barrages de Nouvelle-Zélande (NZSOLD) [81]. Le bureau de réclamation des États-Unis recommande également cette méthode et propose d'utiliser la formule de Salamon pour calculer l'effet de recul de la vanne [19], il suggère également d'utiliser la méthode des éléments finis [82]. Les

mêmes méthodes sont recommandées par le Comité National Australien des Grands Barrages (ANCOLD) [83].

## 2.10 Expérimentations

### 2.10.1 Essais en laboratoires

Nakayama [27] et son équipe ont réalisé des essais en laboratoire sur des vannes radiales dans le but de mesurer la pression hydrodynamique. Pour ce faire, ils ont immergé une table vibrante sur laquelle était placée la vanne radiale. Avec cette méthode, ils ont également pu mesurer l'effet du recul de la vanne. Lee [84] et son équipe ont mesuré les fréquences de résonance d'un modèle de vanne radiale avec un ratio de 1 :25 et ont comparé les résultats avec la méthode des éléments finis.

### 2.10.2 Essais in-situ

Afin de déterminer les fréquences et modes propres de vannes radiales, Nam-Gyu [85] et son équipe ont réalisé des essais sur une vanne radiale d'un barrage coréen. Pour ce faire, deux méthodes ont été utilisées, une avec une vibration forcée obtenue par un impact et une avec une vibration ambiante. Les mesures sont récupérées par treize accéléromètres répartis sur la vanne radiale. Les résultats sont comparés avec une analyse modale réalisée par la méthode des éléments finis. Graveleine et Lhuillier [86] ont réalisé des tests sur une vanne radiale et ont comparé les résultats avec la méthode des éléments finis et la méthode des masses ajoutées de Westergaard. Leurs résultats expérimentaux étaient semblables aux résultats obtenus par la méthode des éléments finis contrairement à la méthode des masses ajoutées de Westergaard qui sous-estimait les fréquences de résonance.

## 2.11 Études sur les évacuateurs de crue

### 2.11.1 Revues de littérature

Par le passé, plusieurs revues de littératures traitant de l'interaction structure-eau et des vannes d'évacuateurs de crue ont été réalisées. Tout d'abord Versluis [87] dans son mémoire de maîtrise sur la pression hydrodynamique sur les vannes des écluses du canal du Panama élabora une revue de littérature sur les méthodes permettant de calculer la pression hydrodynamique agissant sur des structures en contact avec un fluide soumise à une sollicitation dynamique. Salamon [88] rédigea une revue de littérature pour le USBR. Par la suite, Gazarian-Pagé [14] rédigea une revue de littérature pour son mémoire sur les effets 3D des

vannes flexibles. Enfin, Masse [15] rédigea une revue de littérature pour son mémoire sur l'action bidirectionnelle des séismes sur les évacuateurs de crue.

### 2.11.2 Études spécifiques sur les vannes

Limoges et Léger [89] ont réalisé un modèle 3D complet par la méthode des éléments finis d'évacuateur de crue à vanne plane afin d'appliquer une méthode d'évaluation sismique. Melo et al. [90] ont réalisé un modèle 3D d'évacuateur de crue à vanne plane simplifié par la méthode des éléments finis afin de déterminer l'interaction vanne-structure. Un modèle avec réservoir est comparé à la méthode des masses ajoutées de Westergaard.
Li et al. [91] ont réalisé des modèles par éléments finis de vannes planes pour déterminer les vibrations induites par la pression hydrodynamique dans la procédure d'ouverture des vannes.

Daniell et Taylor [92] ont réalisé un modèle 3D d'une vanne radiale issue du barrage Kilmorack en Écosse. Ce modèle a été comparé à un test expérimental, la méthode de Kolkman et une solution analytique du modèle 2D. Il a été montré que les vannes radiales au Royaume-Unis pourraient être vulnérables aux charges sismiques. Sasaki et al. [13] ont montré l'importance de prendre en compte la géométrie du barrage dans le calcul de la pression hydrodynamique agissant sur les vannes d'évacuateurs de crue, en particulier pour les hautes fréquences. Pani et Battacharyya [93–95] ont élaboré une méthode utilisant la méthode des éléments finis pour déterminer la pression sur une vanne d'évacuateur de crue en utilisant un réservoir fini. Leur méthode utilise des éléments plaques de Mindlin et prend en compte les effets de la compressibilité du fluide et de l'interaction structure-eau. Kim et al. [96] ont montré que pour les vannes radiales, la méthode des masses ajoutées de Westergaard pour des hauts niveaux d'eau n'était pas cohérente avec les résultats expérimentaux.

Anami et al. [97] ont réalisés un modèle 3D de vanne radiale modélisant la vanne radiale du barrage de Folsom afin d'en déterminer la cause de défaillance qui serait due à un mécanisme d'instabilité auto-excité à mode couplé. Brusewicz et Jankowski [23, 24] ont réalisé un modèle de vanne radiale avec des éléments coques. Les valeurs propres sont calculées pour différents niveaux d'eau et il est montré que plus le niveau d'eau est haut plus les valeurs propres sont faibles. Phan et Lee [98] ont étudié la réponse de différentes géométries d'interfaces structure-eau soumises au séisme de Koyna. Les interfaces étudiées sont une surface plane, une surface inclinée et une surface cylindrique de différents rayons. Ils ont montré que la réponse maximale d'une interface cylindrique était 33% plus importante qu'une interface plane pour le séisme étudié.

Faridmehr et al. [99] ont présenté une étude sur les performances hydrostatiques et hydrodynamiques d'une vanne radiale du déversoir du barrage de Karkheh, utilisant des modèles à éléments finis 3D avec ABAQUS/Explicit. L'analyse porte sur les charges couramment appliquées sur la vanne radiale et englobe également l'évaluation de l'indice de dommage par cavitation sur des structures. Zhang et al. [100] ont testé et comparé plusieurs modèles de vannes radiales en faisant varier les types d'élément finis. Pour ce faire, ils ont testé la structure complète et chaque composant de la structure indépendamment. Liu et al. [101] ont réalisé un modèle de vanne radiale et des piliers d'évacuateurs de crue afin de prendre en compte ces derniers sur la réponse dynamique des vannes radiales. La présence de piliers baisse la fréquence propre des vannes sèches de 57%.

Siddiqui et al. [102] ont travaillé sur une méthodologie d'évaluation sismique adaptée aux vannes du déversoir du barrage de Waipapa sur la rivière Waikato, révélant des problèmes potentiels de sécurité lors de séismes rares. L'analyse de la performance sismique des vannes radiales a intégré les actions combinées de la pression hydrostatique et des charges hydrodynamiques. Un modèle PLAXIS en éléments finis 3D a été utilisé, avec des mouvements sismiques choisis, pour déterminer les contraintes sismiques à la base du déversoir et aux tourillons des vannes. Une méthodologie améliorée a été développée pour prendre en compte l'interaction fluide-vanne et a été comparée à la méthode de Westergaard. L'évaluation sismique a confirmé que les composants des vannes ont une capacité adéquate pour résister aux sollicitations lors d'événements sismiques rares.

XU et al. [103, 104] ont proposé une étude sur l'instabilité des vannes radiales en considérant plusieurs modes pendant le processus d'ouverture de la vanne. Une méthode numérique est développée pour transférer le problème d'instabilité à un problème de valeurs propres généralisées en utilisant la méthode de Galerkin, le théorème de Floquet et les méthodes d'équilibre harmonique. Les résultats révèlent l'existence d'une ouverture critique de la vanne pendant le processus. L'intensité d'instabilité présentée sert à diagnostiquer l'état vibratoire de la vanne.

## 2.12 Conclusion

Bien que des différences aient été montrées entre les réponses obtenues par la méthode des masses ajoutées, la méthode des éléments finis et les résultats expérimentaux, cette revue

de littérature a confirmé que la méthode des masses ajoutées demeure très populaire dans la pratique de l'ingénierie des barrages, en particulier pour le dimensionnement et l'analyse sismiques des vannes d'évacuateurs de crue. Ce constat justifie le besoin d'améliorer davantage la procédure d'applications des masses ajoutées avec les logiciels d'éléments finis, notamment pour des cas à géométrie complexe comme les vannes radiales. De plus, les analyses des effets de la géométrie 3D des interfaces fluide-structure ont été réalisées dans la littérature principalement par la méthode des forces statiques équivalentes et les effets du rayon sur les interfaces fluide-structure ont été étudiés pour une géométrie 2D. Cependant l'étude des courbes de réponse en fréquences en prenant en compte les effets de la géométrie 3D de l'interface fluide-structure reste à être réalisée. De plus, si la caractérisation de la composante verticale des séismes a été réalisée pour des structures comme les barrages, cette caractérisation demeure rare ou absente pour les vannes radiales d'évacuateur de crue. Ainsi, les chapitres suivants du présent mémoire auront pour objectif d'étudier dans un premier temps les effets des géométries 3D des interfaces structure-eau puis d'évaluer les effets de la composante verticale des séismes sur une vanne radiale d'évacuateur de crue.

# CHAPITRE 3 NOUVELLE MÉTHODE PRATIQUE POUR L'APPLICATION DES MASSES AJOUTÉES DE WESTERGAARD

## 3.1 Introduction

Ce chapitre a pour but de développer une méthode pratique pour implémenter les masses ajoutées générées par un séisme sur la paroi d'une structure vibrant en contact avec un réservoir. Pour ce faire, différentes approches d'attribution des masses ajoutées seront revues et appliquées à des modèles simples tridimensionnel (3D) à interfaces structure-eau planes et cylindriques. Les résultats des différentes approches seront comparés à ceux obtenus par la méthode proposée.

## 3.2 Méthodes des masses ajoutées de Westergaard

Tel que discuté dans la section 2.9 du chapitre 2, le principe de la méthode des masses ajoutées consiste à déterminer des masses ajoutées équivalentes aux pressions hydrodynamiques générées à l'interface structure-eau par un séisme. Ces masses ajoutées sont ensuite assemblées et implémentées dans la matrice de masse de la structure étudiée, qui contient aussi l'effet sismique du réservoir. Cette section se penchera sur la détermination des matrices de masses ajoutées selon différentes approches. La formulation de Westergaard [6] classique est utilisée pour obtenir les masses ajoutées.

### 3.2.1 Méthode de répartition par nœuds

Afin de répartir les masses ajoutées sur l'interface structure-eau, une première méthode que l'on appellera "méthode par nœuds", issue de la méthode présenté par Kuo [33] consiste à attribuer à chaque nœud $i$ du modèle éléments finis de l'interface structure-eau une masse concentrée $m_i = \alpha_i A_i$ selon la direction normale à la surface au nœuds $i$ avec $\alpha_i = \alpha(z_i) = \rho_r \frac{7}{8}\sqrt{H_r(H_r - z_i)}$ représentant le coefficient de pression de Westergaard au nœud $i$, $A_i$ l'aire tributaire du nœud $i$ et $z_i$ la hauteur du nœud i par rapport au fond du réservoir. L'aire tributaire $A_i$ peut être déterminée de manière simple pour une paroi d'une structure 3D maillée avec des éléments finis à 4 nœuds sur l'interface, e.g. structure modélisée avec des éléments finis 3D à 8 nœuds ou coques à 4 nœuds. Cependant, plusieurs alternatives sont possibles pour déterminer $A_i$ lorsque l'interface est maillée avec des éléments finis à 8 nœuds, e.g. structure modélisée avec des éléments finis 3D à 20 nœuds ou coques à 8 nœuds.
La figure 3.1 présente les différentes aires tributaires utilisées dans ce mémoire. $N_k^{(j)}$ est le

nœud $k$ de l'élément $j$ et $A_i^{(j)}$ l'aire tributaire du nœud $i$ dans l'élément $j$ d'aire $A^{(j)}$.

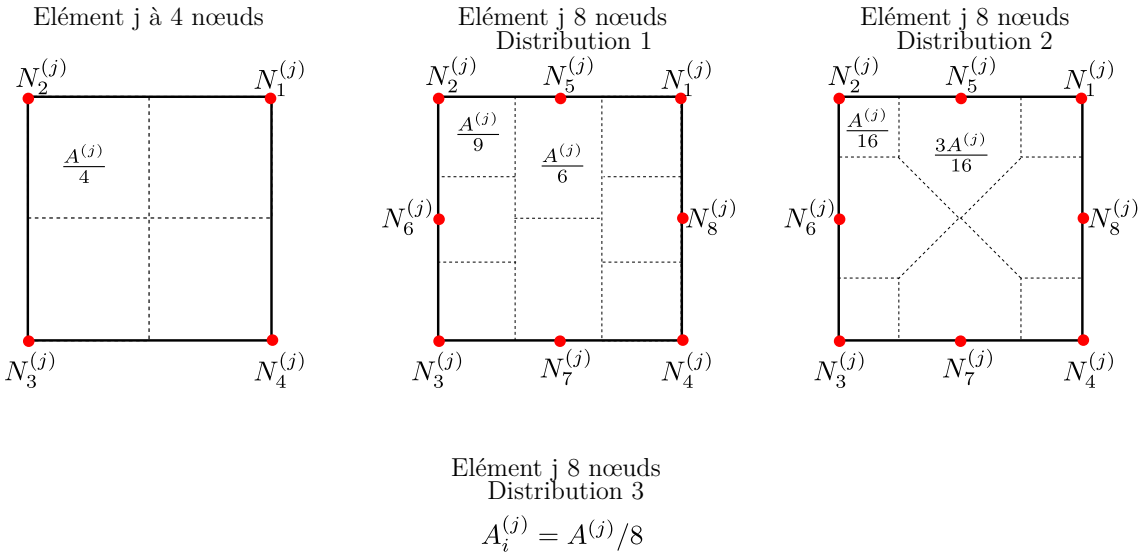



FIGURE 3.1 Aires tributaires.

D'après cette méthode, la matrice des masses à ajouter au nœud $i$ est :

$$\mathbf{M_i} = \sum_j \alpha_i A_i^{(j)} \begin{bmatrix} \lambda_{xi}\lambda_{xi} & \lambda_{xi}\lambda_{yi} & \lambda_{xi}\lambda_{zi} \\ \lambda_{yi}\lambda_{xi} & \lambda_{yi}\lambda_{yi} & \lambda_{yi}\lambda_{zi} \\ \lambda_{zi}\lambda_{xi} & \lambda_{zi}\lambda_{yi} & \lambda_{zi}\lambda_{zi} \end{bmatrix} \tag{3.1}$$

avec $\lambda_{ki}$ le cosinus de la direction k de la normale du nœud $i$. La démonstration de l'expression de cette matrice a été réalisée par Kuo [33] et est présente en Annexe A.

Afin d'ajouter cette matrice de masse $\mathbf{M_i}$ à la matrice de masse de la structure, une masse $\sum_j \alpha_i A_i^{(j)}$ est appliquée au nœud $i$ dans la direction normale. La figure 3.2 illustre la méthode par nœuds pour une surface cylindrique.

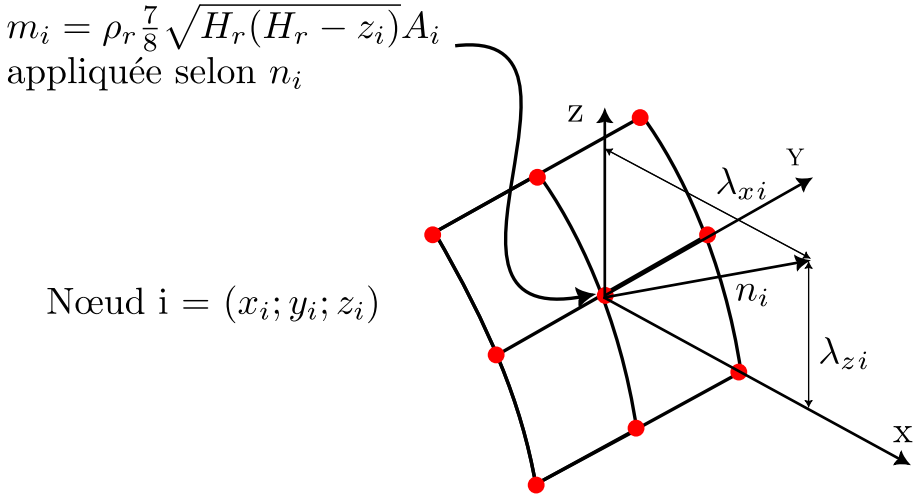



FIGURE 3.2 Méthode des masses ajoutées de Westergaard pour une surface cylindrique par masses concentrées pour un nœud $i$ d'un élément à huit nœuds.

### 3.2.2 Méthode de répartition par élément

Une autre manière de modéliser la masse à ajouter est de calculer le vecteur des forces de surfaces $\mathbf{F^{S(j)}}$ sur un élément et d'identifier la matrice des masses ajoutées $\mathbf{M^{(j)}}$ avec $\mathbf{F^{S(j)}} = -\mathbf{M^{(j)}}\underline{\mathbf{a}}_\mathbf{t}^{\mathbf{(j)}}$ pour $\underline{\mathbf{a}}_\mathbf{t}^{\mathbf{(j)}}$ le vecteur des accélérations totales des nœuds de l'interface de l'élément $j$. $a_{tn}^{(j)}$ est l'accélération totale normale d'un point dans l'élément $j$. L'accent $\widehat{\ }$ est utilisé pour spécifier que la grandeur est dans la base locale de l'élément. Ainsi pour un élément $j$ plat rectangulaire la matrice des masses ajoutées dans la base locale associée à cet élément dont la matrice des fonctions de formes au niveau de la surface des pressions est $\mathbf{H_s^{(j)}}$ et dont la normale dans la base locale est [0 0 1] se détermine ainsi :

$$\widehat{\mathbf{F}}^{\mathbf{S(j)}} = \int_S \mathbf{H_s^{(j)^T}} \widehat{\mathbf{f}}_\mathbf{s} \det(\mathbf{J^{S(j)}}) dS \tag{3.2}$$

avec

$$\widehat{\mathbf{f}}_\mathbf{s} = -\begin{bmatrix}0\\0\\1\end{bmatrix} \alpha(z)\widehat{a}_{tn} = -\begin{bmatrix}0\\0\\1\end{bmatrix}\begin{bmatrix}0 & 0 & 1\end{bmatrix} \alpha(z)\mathbf{H_s^{(j)}}\widehat{\underline{\mathbf{a}}}_\mathbf{t}^{\mathbf{(j)}} \tag{3.3}$$

donc

$$\widehat{\mathbf{F}}^{\mathbf{S(j)}} = -\int_S \mathbf{H_{sn}^{(j)^T}} \mathbf{H_{sn}^{(j)}} \alpha(z) \det(J^{S^{(j)}}) dS \widehat{\underline{\mathbf{a}}}_\mathbf{t}^{\mathbf{(j)}} \tag{3.4}$$

avec $\mathbf{H_{sn}^{(j)}}$ la matrice des fonctions de formes dans la direction normale. Il est possible d'identifier

$$\widehat{\mathbf{M}}^{\mathbf{(j)}} = \int_S \mathbf{H_{sn}^{(j)^T}} \mathbf{H_{sn}^{(j)}} \alpha(z) \det(\mathbf{J^{S(j)}}) dS \tag{3.5}$$

Soit $T^{(j)}$ la matrice de transformation de la base locale à la base globale avec $\widehat{\mathbf{F}}^{\mathbf{S^{(j)}}} = \mathbf{T^{(j)}}\mathbf{F}^{\mathbf{S^{(j)}}}$ et $\underline{\widehat{\mathbf{a}}}_{\mathbf{t}}^{\mathbf{(j)}} = \mathbf{T^{(j)}}\underline{\mathbf{a}}_{\mathbf{t}}^{\mathbf{(j)}}$ alors $\mathbf{M^{(j)}} = \mathbf{T^{(j)T}}\widehat{\mathbf{M}}^{\mathbf{(j)}}\mathbf{T^{(j)}}$. La matrice des masses ajoutées est similaire à une matrice de masse d'un élément surfacique de masse surfacique $\alpha(z)$ dans la direction normale.

Si $\alpha(z)$ est choisi consistant avec la distribution de la pression hydrodynamique, la matrice des masses ajoutées se calcule avec la quadrature de Gauss de la manière suivante :

$$\widehat{\mathbf{M}}^{\mathbf{(j)}} = \sum_p \sum_q k_p k_q \mathbf{H}_{\mathbf{sn}}^{\mathbf{(j)^T}}(s_q, r_p)\mathbf{H}_{\mathbf{sn}}^{\mathbf{(j)}}(s_q, r_p)\alpha(s_q, r_p)\det(\mathbf{J}^{\mathbf{S^{(j)}}}) \tag{3.6}$$

avec $\mathbf{J}^{\mathbf{S^{(j)}}}$ la matrice jacobienne de surface de l'élément $j$.

Cependant cette matrice des masses ajoutées est complexe à mettre en œuvre avec le logiciel de modélisation par éléments finis utilisé pour ce mémoire en raison des coefficients hors diagonaux de cette matrice. Ainsi pour la suite il sera choisi d'utiliser $\alpha(z)$ constant sur l'élément.

Si $\alpha(z)$ est choisi constant la matrice des masses ajoutées d'un élément $j$ à 4 nœuds calculée avec la quadrature de Gauss à deux points d'intégration, réduite à la direction normale est :

$$\widehat{\mathbf{M}}^{\mathbf{(j)}} = \frac{\alpha(z^{(j)})A^{(j)}}{36}\begin{bmatrix} 4 & & & \\ 2 & 4 & Sym. & \\ 1 & 2 & 4 & \\ 2 & 1 & 2 & 4 \end{bmatrix} \tag{3.7}$$

La matrice des masses ajoutées d'un élément $j$ à 8 nœuds calculée avec la quadrature de Gauss à trois points d'intégration, réduite à la direction normale est :

$$\widehat{\mathbf{M}}^{\mathbf{(j)}} = \frac{\alpha(z^{(j)})A^{(j)}}{540}\begin{bmatrix} 18 & & & & & & & \\ 6 & 18 & & & & & & \\ 9 & 6 & 18 & & Sym. & & & \\ 6 & 9 & 6 & 18 & & & & \\ -18 & -18 & -24 & -24 & 96 & & & \\ -24 & -18 & -18 & -24 & 60 & 96 & & \\ -24 & -24 & -18 & -18 & 48 & 60 & 96 & \\ -18 & -24 & -24 & -18 & 60 & 48 & 60 & 96 \end{bmatrix} \tag{3.8}$$

ces matrices correspondent aux matrices de masses d'un élément surface de masse volumique $\rho_{coque} = \frac{\alpha(z^{(j)})}{t_{coque}}$ et d'épaisseur $t_{coque}$.

Pour un élément $j$ courbé et $\boldsymbol{\lambda}^{(\mathbf{j})^{\mathbf{T}}}$ sa normale en un point quelconque :

$$\mathbf{F}^{\mathbf{S}^{(\mathbf{j})}} = \int_S \mathbf{H}_{\mathbf{s}}^{(\mathbf{j})^{\mathbf{T}}} \mathbf{f}_{\mathbf{s}} \det(\mathbf{J}^{\mathbf{S}^{(\mathbf{j})}}) dS \tag{3.9}$$

avec

$$\mathbf{f}_{\mathbf{s}} = -\boldsymbol{\lambda}^{(\mathbf{j})^{\mathbf{T}}} \alpha(z) a_{tn}^{(j)} = -\boldsymbol{\lambda}^{(\mathbf{j})^{\mathbf{T}}} \boldsymbol{\lambda}^{(\mathbf{j})} \alpha(z) \mathbf{H}_{\mathbf{s}}^{(\mathbf{j})} \underline{\mathbf{a}}_{\mathbf{t}}^{(\mathbf{j})} \tag{3.10}$$

ainsi

$$\mathbf{F}^{\mathbf{S}^{(\mathbf{j})}} = -\int_S \mathbf{H}_{\mathbf{s}}^{(\mathbf{j})^{\mathbf{T}}} \boldsymbol{\lambda}^{(\mathbf{j})^{\mathbf{T}}} \boldsymbol{\lambda}^{(\mathbf{j})} \mathbf{H}_{\mathbf{s}}^{(\mathbf{j})} \alpha(z) \det(\mathbf{J}^{\mathbf{S}^{(\mathbf{j})}}) dS \underline{\mathbf{a}}_{\mathbf{t}}^{(\mathbf{j})} \tag{3.11}$$

Il est possible d'identifier

$$\mathbf{M}^{(\mathbf{j})} = \int_S \mathbf{H}_{\mathbf{s}}^{(\mathbf{j})^{\mathbf{T}}} \boldsymbol{\lambda}^{(\mathbf{j})^{\mathbf{T}}} \boldsymbol{\lambda}^{(j)} \boldsymbol{H}_{\boldsymbol{s}}^{(j)} \alpha(z) \det(\mathbf{J}^{\mathbf{S}^{(\mathbf{j})}}) dS \tag{3.12}$$

Cependant en raison de la complexité d'appliquer cette matrice des masses ajoutées avec le logiciel de modélisation par éléments finis utilisé, le choix a été fait de répartir la masse issue de la masse surfacique $\alpha(z^{(j)})$ avec les fonctions de formes d'un élément coque général de volume $V_{coque}$ similaire à l'élément coque général [105] et programmé dans le logiciel ADINA [62]. Ainsi, la matrice des masses ajoutées utilisée est :

$$\mathbf{M}^{(\mathbf{j})} = \mathbf{T}^{(\mathbf{j})\mathbf{T}} \widehat{\mathbf{M}}_{\mathbf{n}}^{(\mathbf{j})} \mathbf{T}^{(\mathbf{j})} \tag{3.13}$$

avec $\widehat{\mathbf{M}}_{\mathbf{n}}^{(\mathbf{j})}$ issue de la matrice $\mathbf{T}^{(\mathbf{j})} \int_V \mathbf{H}^{(\mathbf{j})^{\mathbf{T}}} \mathbf{H}^{(\mathbf{j})} \alpha(z) \frac{A^{(j)}}{V_{coque}} \det(\mathbf{J}^{(\mathbf{j})}) dV \mathbf{T}^{(\mathbf{j})\mathbf{T}}$ avec les coefficients non associés à la direction normale mis égaux à 0. $\mathbf{J}^{(\mathbf{j})}$ est la matrice Jacobienne de l'élément coque. Ainsi la masse à distribuer entre les nœuds de l'élément $j$ sera réalisée en utilisant les fonctions de formes d'un élément coque. Cette méthode n'est donc pas exacte pour les éléments courbés. Cependant cela reste une méthode efficace pour distribuer la masse à ajouter selon la normale. Pour les mêmes raisons que précédemment, $\alpha(z)$ est considéré constant sur l'élément.

## 3.3 Application de la méthode des masses ajoutées avec un logiciel d'éléments finis

Dans la pratique, la méthode des masses ajoutées de Westergaard est utilisée. Cependant d'autres méthodes de masses ajoutées comme celle programmée dans le logiciel ResVor sont couramment utilisées [33, 34]. C'est pourquoi l'utilisation du logiciel ResVor sera également étudiée. Dans la suite de cette section seront présentées les méthodes pouvant être utilisées avec un logiciel d'analyse de structure utilisant la méthode des éléments finis, à l'instar du

logiciel ADINA [62] pour appliquer les méthodes des masses ajoutées.

### 3.3.1 Utilisation du logiciel ResVor

Les calculs réalisés par le logiciel ResVor [33] ont été expliqués dans le chapitre précédent. Ce qui suit décrit la procédure permettant à un utilisateur d'utiliser le logiciel ResVor.

1. Créer le modèle du réservoir et de l'interface structure-eau avec le logiciel ResVor.

2. Récupérer les masses correspondant aux direction X, Y et Z de chaque nœud de l'interface.

3. Appliquer les masses, récupérées par le logiciel ResVor, dans le modèle du logiciel de modélisation par éléments finis utilisé.

### 3.3.2 Procédure de la méthode des aires tributaires

Avec le logiciel ADINA la méthode des aires tributaires nécessite l'utilisation de masses concentrées. Ce qui suit décrit la procédure utilisée pour déterminer la masse concentrée $m_i$ à ajouter au nœud $i$ de hauteur $z_i$ pour la méthode par nœuds.

1. Calculer le coefficient de pression de Westergaard au nœud $i$ :
   $\alpha_i = \rho_r \frac{7}{8} \sqrt{H_r(H_r - z_i)}$
2. Calculer l'aire tributaire du nœud $i$ :
   $A_i = \sum_j A_i^{(j)}$ avec $A_i^{(j)}$ l'aire tributaire du nœud $i$ pour l'élément $j$.
3. Calculer et appliquer la masse concentrée au nœud $i$ selon la direction normale au nœud $i$ :
   $m_i = \alpha_i A_i$

Dans la suite de cette étude, la méthode nommée "aire tributaire par élément" correspond à la méthode des aires tributaires pour une pression constante par élément.

### 3.3.3 Procédure de la méthode par élément avec utilisation de coques ajoutées

L'utilisation de masses concentrées ne permet pas d'affecter des coefficients négatifs dans la matrice des masses avec le logiciel ADINA. Ainsi, une manière de procéder, que l'on appellera méthode des coques ajoutées par la suite, est d'ajouter un élément coque de masse volumique $\rho_{coque}$ les nœuds de l'élément coque représentant la masse ajoutée sont contraints aux nœuds de l'élément $j$ pour la translation selon la normale aux nœuds de l'élément $j$. La répartition

des masses se fera de manière consistante aux fonctions de formes par le logiciel ADINA. Dans le cas étudié dans ce mémoire, la géométrie des éléments de centre de hauteur $z^e$ par rapport au fond du réservoir, étant uniforme, les éléments coques ajoutées seront créés par couches de largeur $b_r$ et de la même hauteur que la hauteur d'une maille de la structure positionnée à la hauteur $z^e$. Cette couche sera subdivisée selon la largeur en autant de subdivisions que la structure afin que les nœuds des éléments coques ajoutées puissent être contraints par un nœud de la structure. Ainsi le long de la hauteur de la surface plane, au niveau de chaque couche d'éléments sont créés des éléments coques d'épaisseurs $t_{coque}$ et de masses volumiques $\rho_{coque} = \alpha(z^e)\frac{A^e}{V_{coque}}$, avec $\alpha(z^e) = \rho_r \frac{7}{8}\sqrt{H_r(H_r - z^e)}$, $A^e$ l'aire totale des éléments de la couche $e$ et $V_{coque}$ le volume de la plaque ajoutée. L'épaisseur $t_{coque}$ est égale pour chaque couche.

Ce qui suit décrit la procédure utilisée pour déterminer les paramètres des éléments coques représentant les masses ajoutées pour les éléments de la couche $e$ dont le centre est à une hauteur $z^e$.

1. Choisir l'épaisseur des éléments coques $t_{coque}$.
2. Calculer le coefficient de pression de Westergaard à la hauteur $z^e$ :
   $\alpha(z^e) = \rho_r \frac{7}{8}\sqrt{H_r(H_r - z^e)}$
3. Calculer la masse volumique du matériau à attribuer aux éléments coques de la couche à ajouter :
   $\rho_{coque} = \frac{\alpha(z^e)A^e}{V_{coque}}$
4. Créer une surface de largeur $b_r$ et de hauteur $h_e$ subdivisée en autant d'éléments que la couche e afin de créer les éléments coques à ajouter.
5. Rendre les nœuds de la couche d'éléments coques ajoutés esclaves, selon la direction normale, des nœuds associés de la structure à l'aide d'un "constraint".

La figure 3.3 illustre la méthode des coques ajoutées pour une couche d'éléments dont le centre est à la hauteur $z^e$ par rapport au fond du réservoir.

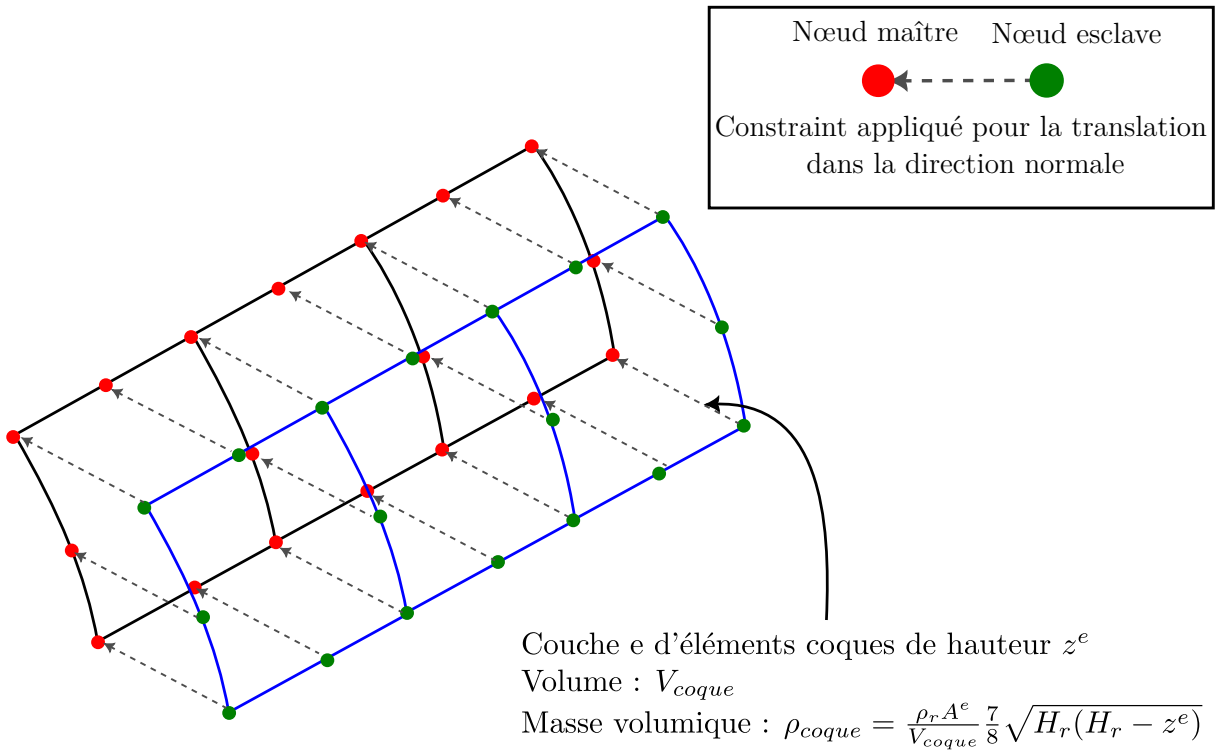



FIGURE 3.3 Méthode des masses ajoutées de Westergaard pour une surface cylindrique par éléments coques pour une couche d'éléments e.

Le logiciel ADINA permet de choisir la méthode de construction des matrices de masses (consistante ou diagonale) pour l'ensemble des éléments de l'analyse.

## 3.4 Systèmes étudiés

### 3.4.1 Modèles simples

Afin d'étudier la répartition des masses, des modèles à deux éléments 2D-solides à contraintes planes et 3D-solides d'ordre 1 et 2 sont étudiés. Leur géométrie est un quart de cylindre d'épaisseur 10m, de largeur 10m et de rayon 20m en béton ($E_s = 25$GPa et $\rho_s = 2400 kg/m^3$) encastré à la base. Les structures seront soumises à une accélération harmonique de $1 m/s^2$ dans la direction longitudinale (dans la direction de la dimension $L_s$) et verticale (dans la direction de la dimension $H_r$). L'étude des modèles 2D est disponible en Annexe B. Des modèles à interface plane d'épaisseur 10m, de largeur 10m et de rayon 20m en éléments 3D-solides seront également étudiés. Les résultats seront comparés à ceux obtenus avec le logiciel

ResVor. Les réservoirs des modèles ResVor ont des longueurs de 60m. La figure 3.4 illustre les modèles secs.

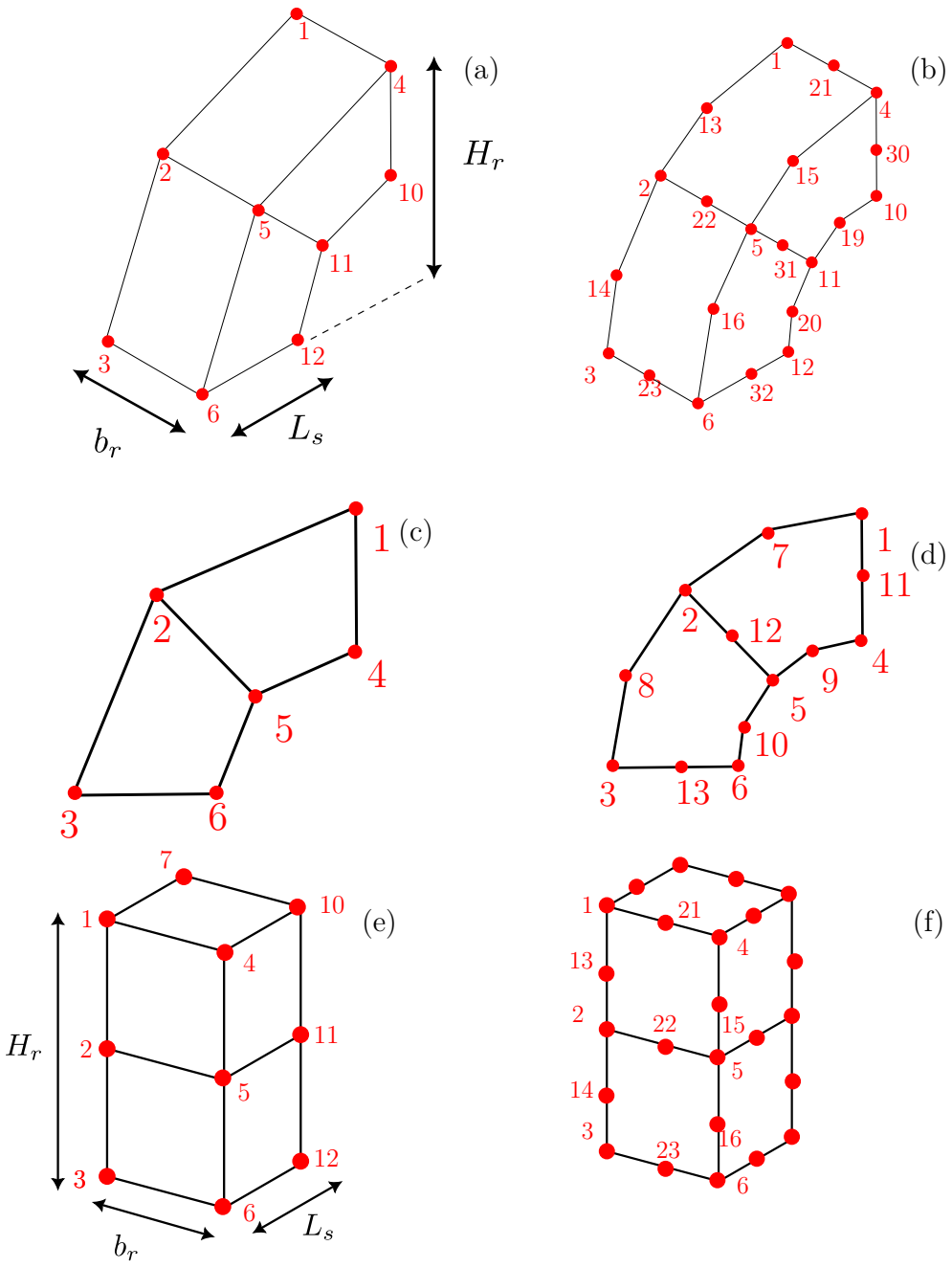
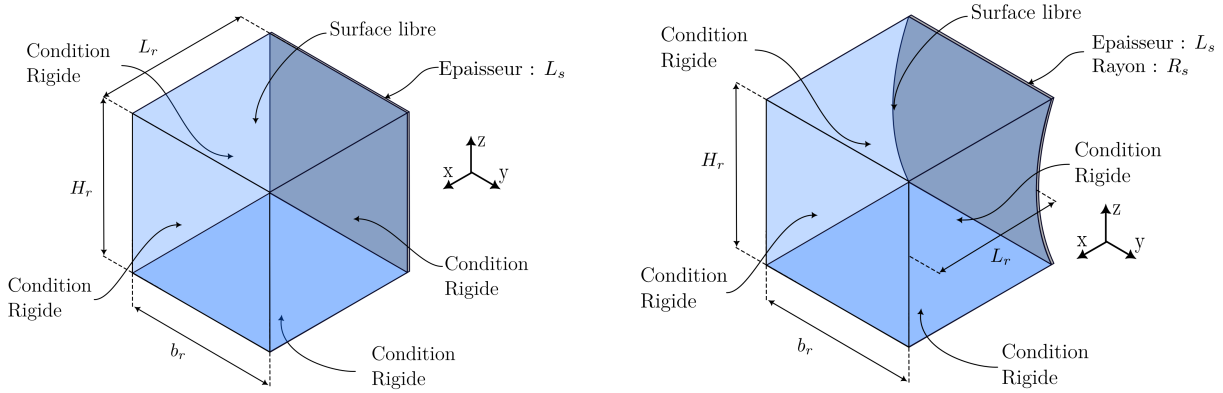



FIGURE 3.4 Modèles simples secs.

### 3.4.2 Modèles à interface raffinée

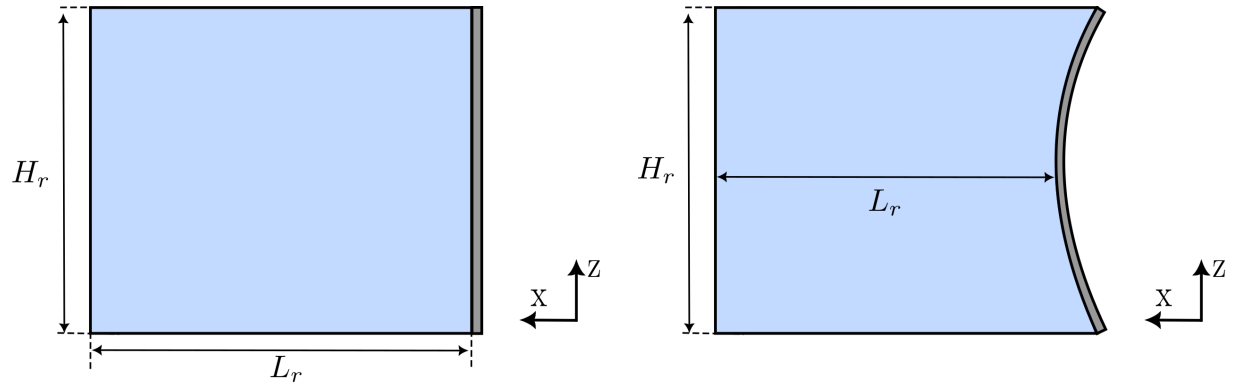
Les systèmes raffinés étudiés sont des plaques de module d'élasticité $E_s$, de masse volumique $\rho_s$, de hauteur $H_s$ selon $z$, de largeur $b_s$ selon $y$ et d'épaisseur $L_s$ selon $x$ couplé à un réservoir de hauteur d'eau $H_r$, de largeur $b_r$ et de longueur $L_r$. Les modèles possèdent une surface cylindrique de rayon $R_s$ ou une surface plane comme indiqué sur les figures 3.5 et 3.6. Les dimensions utilisées sont les suivantes : $H_s$=$b_s$=$H_r$=$b_r$=12m $L_s$=0.1m $R_s$=13m et $E_s$ = 200GPa. Les éléments utilisés sont des éléments coques à quatre et huit nœuds. Les résultats issus de la méthode des masses ajoutées serons comparés aux résultats pour un réservoir modélisé par des éléments finis fluides. Pour un fluide incompressible le module d'élasticité isostatique $K_r$ sera pris infiniment grand et pour un fluide compressible le module d'élasticité isostatique $K_r = 2.0736GPa$ ce qui correspond à une vitesse de propagation du son dans le fluide $Cr = 1440m/s$. Le fluide possède une masse volumique $\rho_r = 1000kg/m^2$. Un maillage fin de 60x60 et de 60x64 sera utilisé respectivement pour l'interface plane et l'interface radiale. Un maillage grossier de 6x6 pour les deux interfaces sera également étudié. Dans la suite de ce chapitre les résultats étudiés sont les accélérations au centre de l'extrémité supérieure de la structure lorsque la structure est soumise à une accélération harmonique de $1m/s^2$ dans la direction longitudinale (selon X) et verticale (selon Z).




(a) Modèle à interface structure-eau plane.

(b) Modèle à interface structure-eau radiale.

FIGURE 3.5 Systèmes d'étude en vue isoparamétrique.




(a) Modèle à interface structure-eau plane vue dans le plan xz.

(b) Modèle à interface structure-eau radiale vue dans le plan xz.

FIGURE 3.6 Systèmes d'étude en vue XZ.

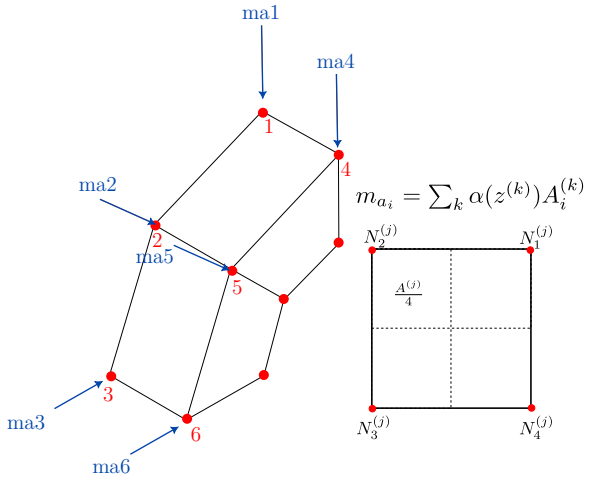
## 3.5 Vérification des méthodes

Afin de vérifier la méthode des coques ajoutées les courbes de réponse en fréquences des modèles sont tracées, en premier pour les modèles simples. Les résultats de la méthode des coques ajoutées serons comparés aux résultats des méthodes par aires tributaires pour une répartition des pressions par nœuds et par élément. A titre de comparaison le logiciel ResVor sera utilisé pour les structures 3D et enfin les méthodes seront appliquées à des modèles d'interfaces planes et radiales avec un nombre d'éléments plus importants. L'option des constructions des matrices diagonales par le logiciel ADINA sera étudiée.

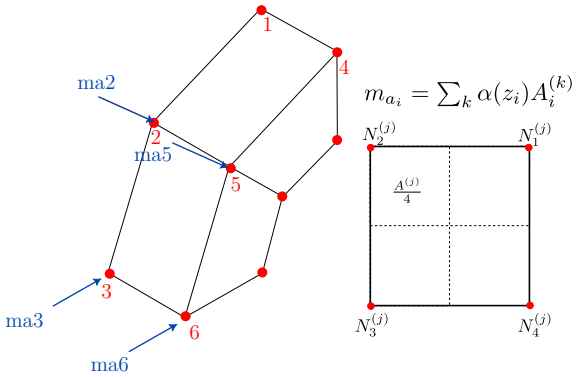
### 3.5.1 Modèles simples

#### Éléments d'ordre 1

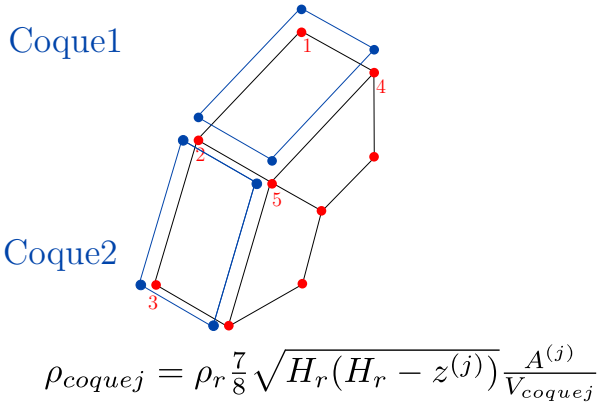
La figure 3.7 résume les répartitions utilisées pour le modèle 3D à 8 nœuds à interface cylindrique.




(a) 3D_Radiale_8N_Aires_Pélément_ADINAConsistante
(b) 3D_Radiale_8N_Aires_Pélément_ADINADiagonale




(c) 3D_Radiale_8N_Aires_Pnœuds_ADINAConsistante
(d) 3D_Radiale_8N_Aires_Pnœuds_ADINADiagonale




(e) 3D_Radiale_8N_Coque_Pélément_ADINAConsistante
(f) 3D_Radiale_8N_Coque_Pélément_ADINADiagonale

FIGURE 3.7 Répartition des masses du modèle 3D à 8 nœuds à interface cylindrique.

La figure 3.8 présente les courbes de réponse en fréquences des différentes analyses lorsque le choix d'une matrice diagonale est fait dans ADINA. L'utilisation de matrices diagonales diminue la fréquence et l'amplitude de résonance. Les déformées modales correspondant aux deux premiers pics de résonance sont disponibles en Annexe C.

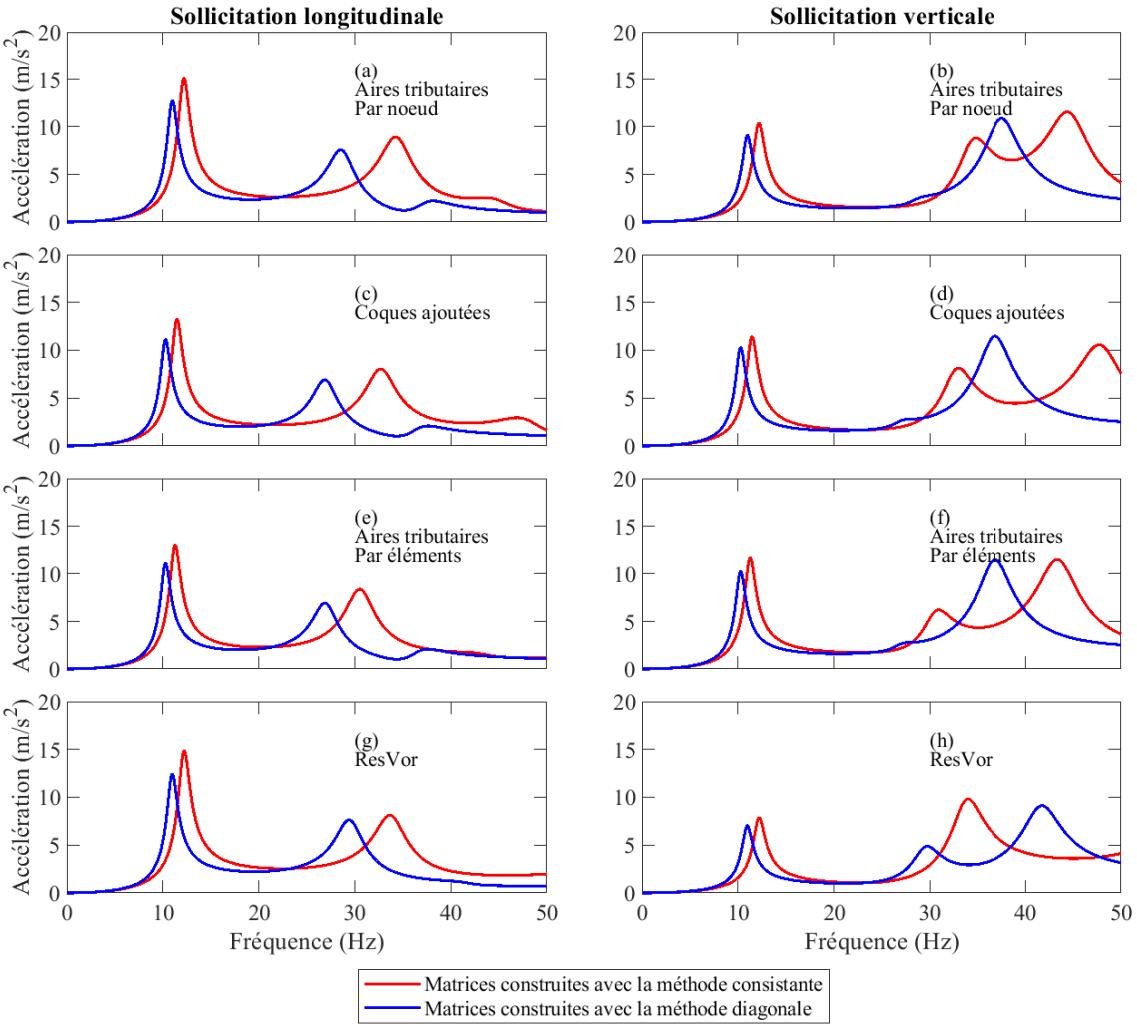



FIGURE 3.8 Courbes de réponse en fréquences selon le choix des constructions des matrices des modèles 3D 8 nœuds à interface cylindrique.

La figure 3.9 compare les courbes de réponse en fréquences des différentes répartitions pour des sollicitations longitudinales et verticales. Les réponses des modèles avec un réservoir modélisé par le logiciel ResVor sont également tracées. La méthode par nœuds permet d'obtenir des résultats similaires aux résultats obtenus par ResVor pour le premier mode dans la direction longitudinale. Pour la direction verticale, l'amplitude de la réponse est plus importante. Les résultats des méthodes par éléments et par coques ajoutées sont similaires mais leurs fréquences de résonance sont plus faibles que celles des modèles par nœuds et par ResVor.

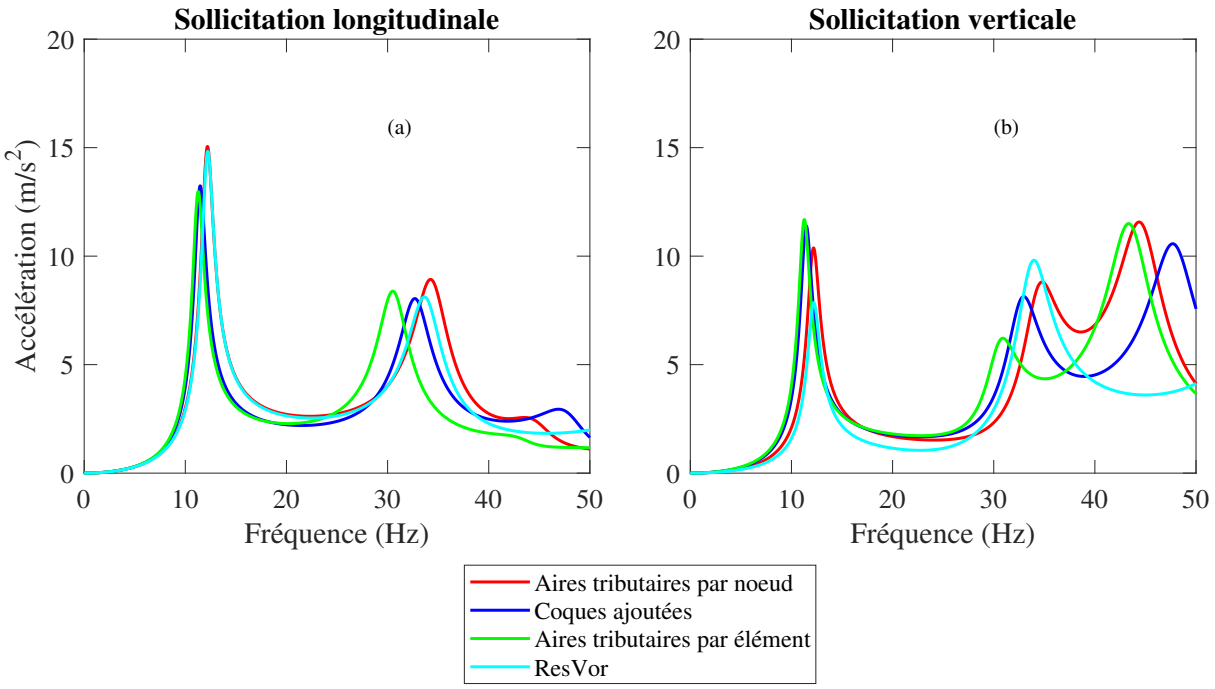


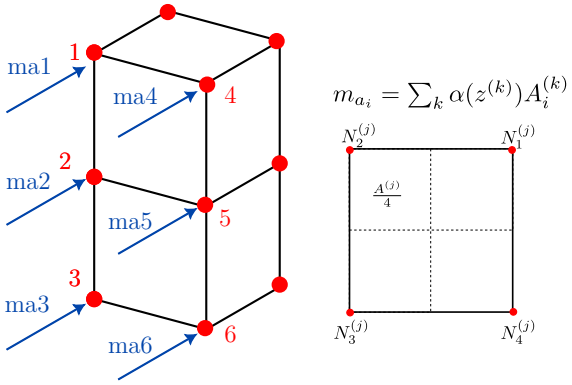

FIGURE 3.9 Courbes de réponse en fréquences des modèles 3D 8 nœuds à interface cylindrique selon les différentes répartitions.

Le tableau 3.1 résume les fréquences fondamentales des différentes analyses des modèles 3D à 8 nœuds à interface cylindrique.

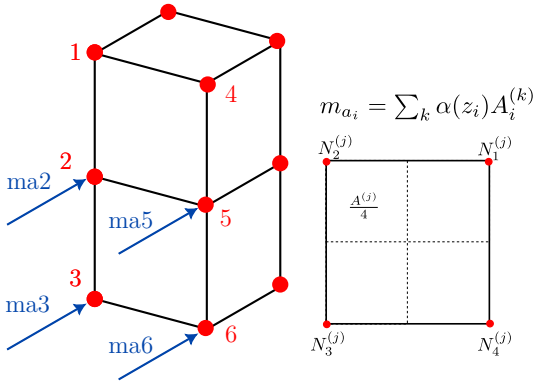
TABLEAU 3.1 Comparaison des fréquences fondamentales de modèle 3D à 8 nœuds à interface cylindrique.

| Méthode | Construction des matrice ADINA | $f_1$ (Hz) |
|---|---|---|
| Coques ajoutées | Consistante | 11.44 |
| Coques ajoutées | Diagonale | 10.25 |
| Aires - Nœud | Consistante | 12.01 |
| Aires - Nœud | Diagonale | 10.19 |
| Aires - Élément | Consistante | 11.24 |
| Aires - Élément | Diagonale | 10.25 |
| ResVor | Consistante | 11.63 |
| ResVor | Diagonale | 10.06 |

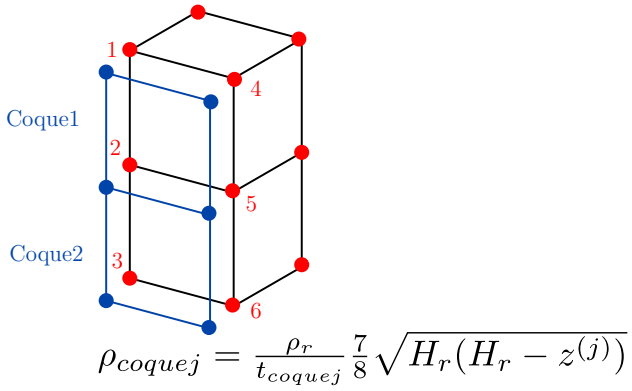
La figure 3.10 résume les répartitions utilisées pour le modèle 3D à 8 nœuds à interface plane.




(a) 3D_Plane_8N_Aires_Pélément_ADINAConsistante
(b) 3D_Plane_8N_Aires_Pélément_ADINADiagonale




(c) 3D_Plane_8N_Aires_Pnœuds_ADINAConsistante
(d) 3D_Plane_8N_Aires_Pnœuds_ADINADiagonale




(e) 3D_Plane_8N_Coque_Pélément_ADINAConsistante
(f) 3D_Plane_8N_Coque_Pélément_ADINADiagonale

FIGURE 3.10 Répartition des masses du modèle 3D à 8 nœuds à interface plane.

La figure 3.11 présente les courbes de réponse en fréquences des différentes analyses lorsque le choix d'une matrice diagonale est fait dans ADINA. L'utilisation de matrices diagonales diminue la fréquence et l'amplitude de résonance. Les déformées modales correspondant aux deux premiers pics de résonance sont disponibles en Annexe C.

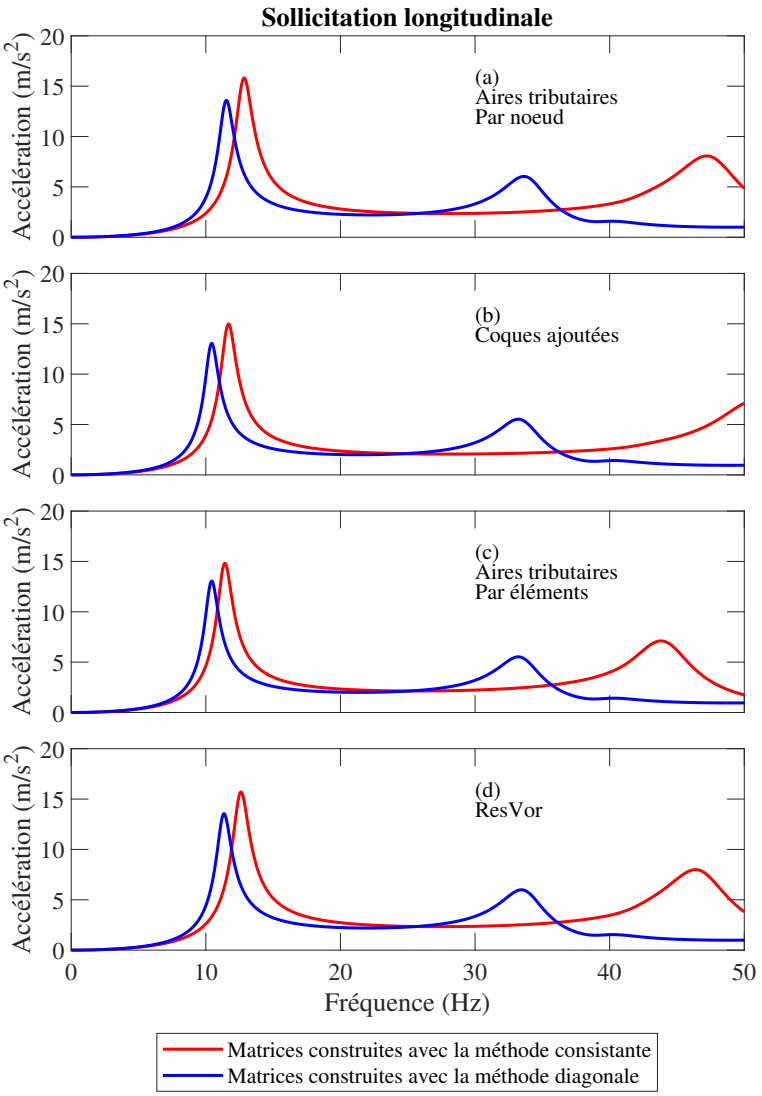



FIGURE 3.11 Courbes de réponse en fréquences selon le choix des constructions des matrices des modèles 3D 8 nœuds à interface plane.

La figure 3.12 compare les courbes de réponse en fréquences des différentes répartitions pour des sollicitations longitudinales. Les réponses des modèles avec un réservoir modélisé par le logiciel ResVor sont également tracées. La méthode par nœuds permet d'obtenir des résultats similaires aux résultats obtenus par ResVor pour le premier mode. Les résultats des méthodes par éléments et par coques ajoutées sont similaires mais leurs fréquences de résonance sont plus faibles que celles des modèles par nœuds et par ResVor.

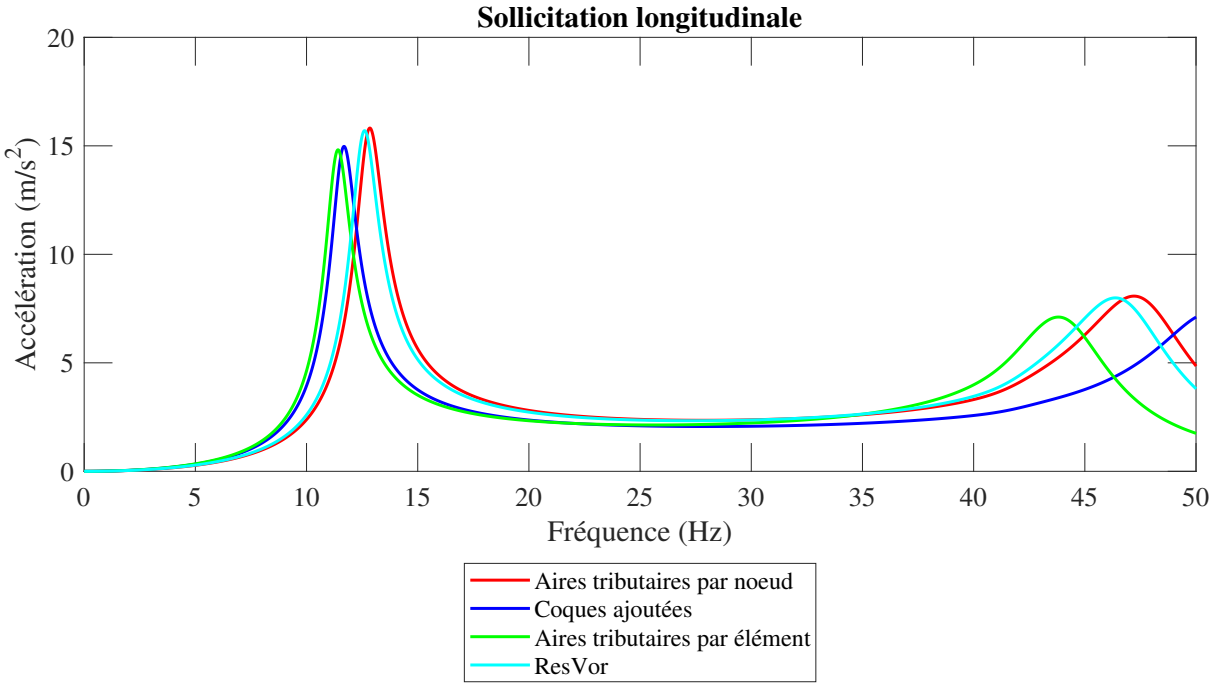



FIGURE 3.12 Courbes de réponse en fréquences des modèles 3D 8 nœuds à interface plane selon les différentes répartitions.

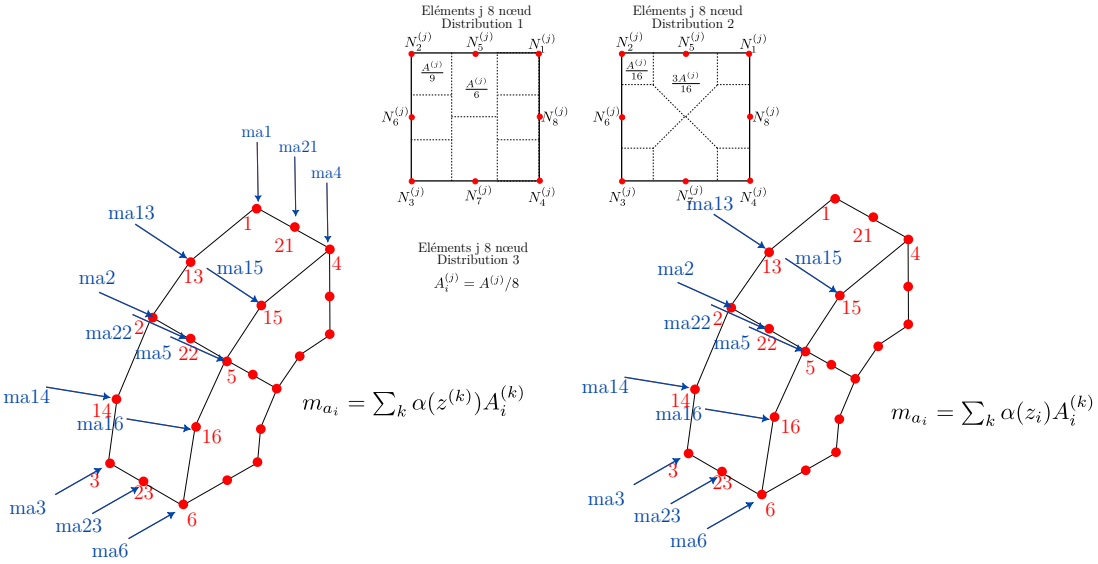
Le tableau 3.2 résume les fréquences fondamentales des différentes analyses du modèle 3D à 8 nœuds à interface plane.

TABLEAU 3.2 Comparaison des fréquences fondamentales des modèles 3D à 8 nœuds à interface plane.

| Méthode | Construction des matrice ADINA | $f_1$ (Hz) |
|---|---|---|
| Coques ajoutées | Consistante | 11.66 |
| Coques ajoutées | Diagonale | 10.41 |
| Aires - Nœud | Consistante | 12.81 |
| Aires - Nœud | Diagonale | 11.50 |
| Aires - Élément | Consistante | 11.39 |
| Aires - Élément | Diagonale | 10.41 |
| ResVor | Consistante | 12.58 |
| ResVor | Diagonale | 11.32 |

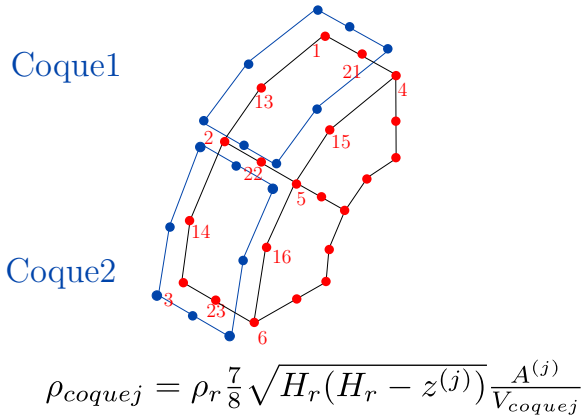
### Éléments ordre 2

La figure 3.13 résume les répartitions utilisées pour le modèle 3D à 20 nœuds à interface cylindrique.




(a) 3D_Radiale_20N_AiresD1_Pélément_ADINAConsistante
(b) 3D_Radiale_20N_AiresD1_Pélément_ADINADiagonale
(c) 3D_Radiale_20N_AiresD2_Pélément_ADINAConsistante
(d) 3D_Radiale_20N_AiresD2_Pélément_ADINADiagonale
(e) 3D_Radiale_20N_AiresD3_Pélément_ADINAConsistante
(f) 3D_Radiale_20N_AiresD3_Pélément_ADINADiagonale

(g) 3D_Radiale_20N_AiresD1_Pnœuds_ADINAConsistante
(h) 3D_Radiale_20N_AiresD1_Pnœuds_ADINADiagonale
(i) 3D_Radiale_20N_AiresD2_Pnœuds_ADINAConsistante
(j) 3D_Radiale_20N_AiresD2_Pnœuds_ADINADiagonale
(k) 3D_Radiale_20N_AiresD3_Pnœuds_ADINAConsistante
(l) 3D_Radiale_20N_AiresD3_Pnœuds_ADINADiagonale




(m) 3D_Radiale_20N_Coque_Pnœuds_ADINAConsistante
(n) 3D_Radiale_20N_Coque_Pnœuds_ADINADiagonale

FIGURE 3.13 Répartition des masses du modèle 3D à 20 nœuds à interface cylindrique.

Les figures 3.14 et 3.15 présentent les courbes de réponse en fréquences des différentes analyses lorsque le choix d'une matrice diagonale est fait dans ADINA. L'utilisation de matrices diagonales diminue la fréquence et l'amplitude de résonance. Les déformées modales correspondant aux deux premiers pics de résonance sont disponibles en Annexe C pour la distribution 3.

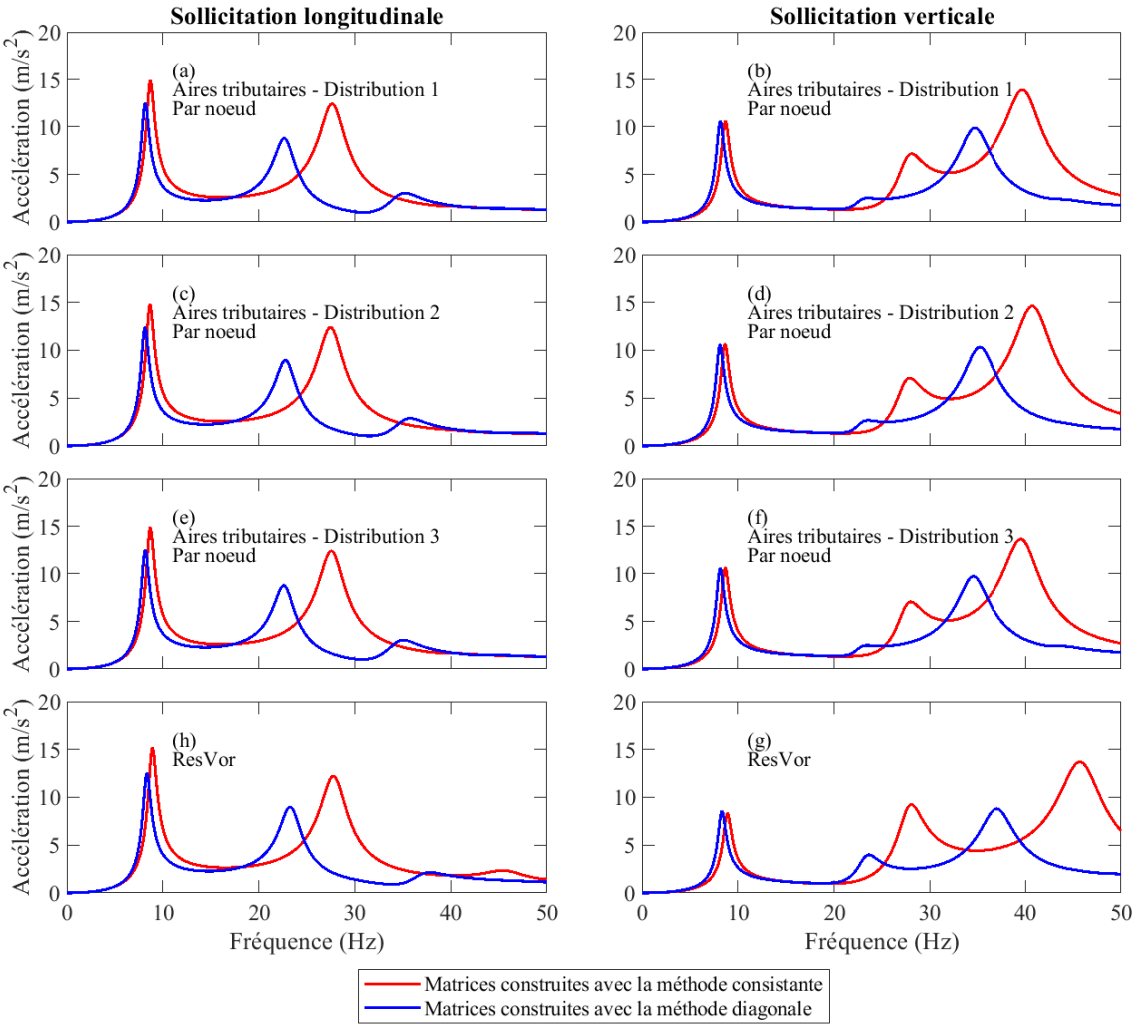



FIGURE 3.14 Courbes de réponse en fréquences selon le choix des constructions des matrices des modèles 3D 20 nœuds à interface cylindrique.

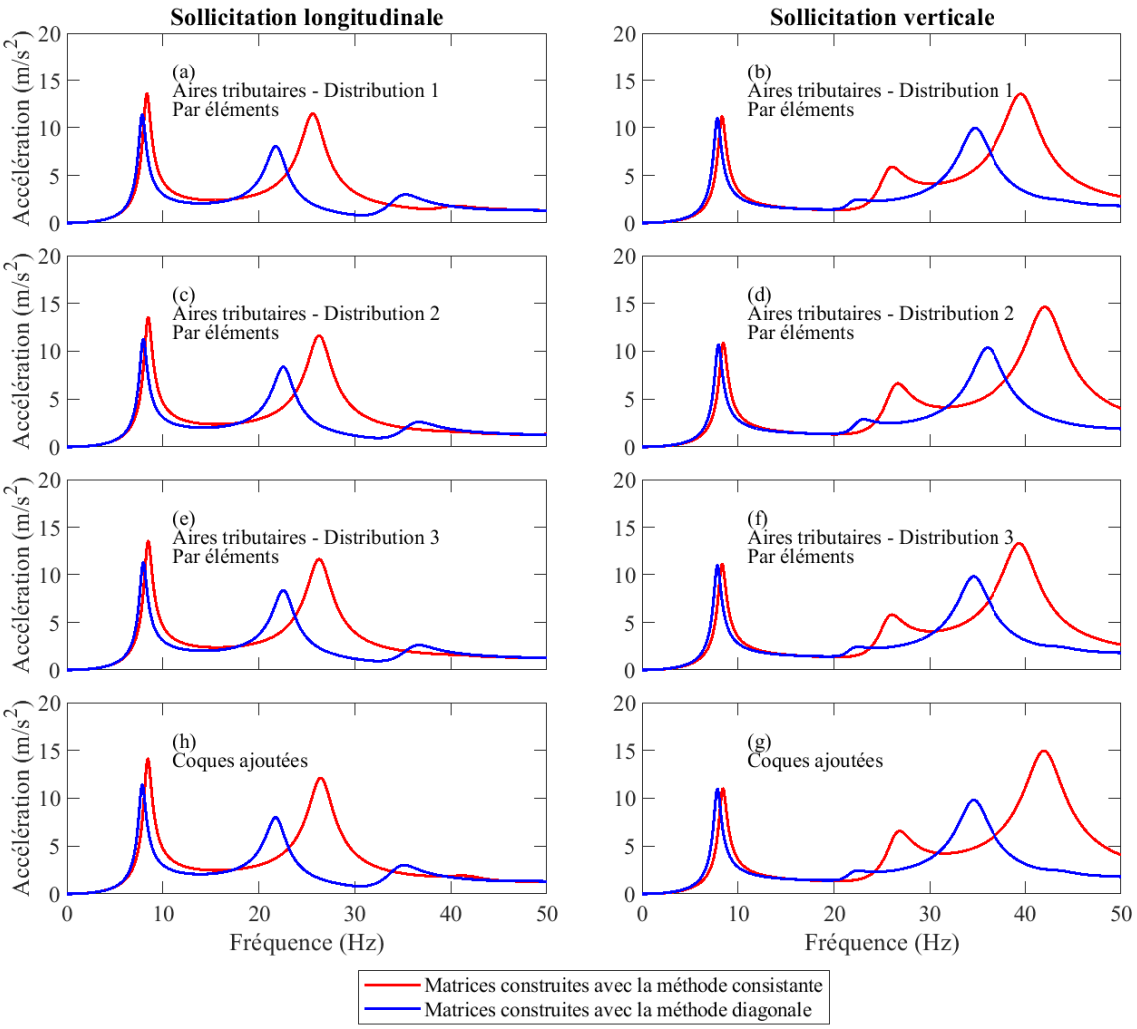



FIGURE 3.15 Courbes de réponse en fréquences selon le choix des constructions des matrices des modèles 3D 20 nœuds à interface cylindrique.

La figure 3.16 compare les courbes de réponse en fréquences de la méthode par coques ajoutées avec les méthodes de répartition par élément. Les résultats obtenus par la méthode des coques ajoutées et par aires tributaires sont similaires pour le premier mode si la pression est considérée constante sur l'élément.

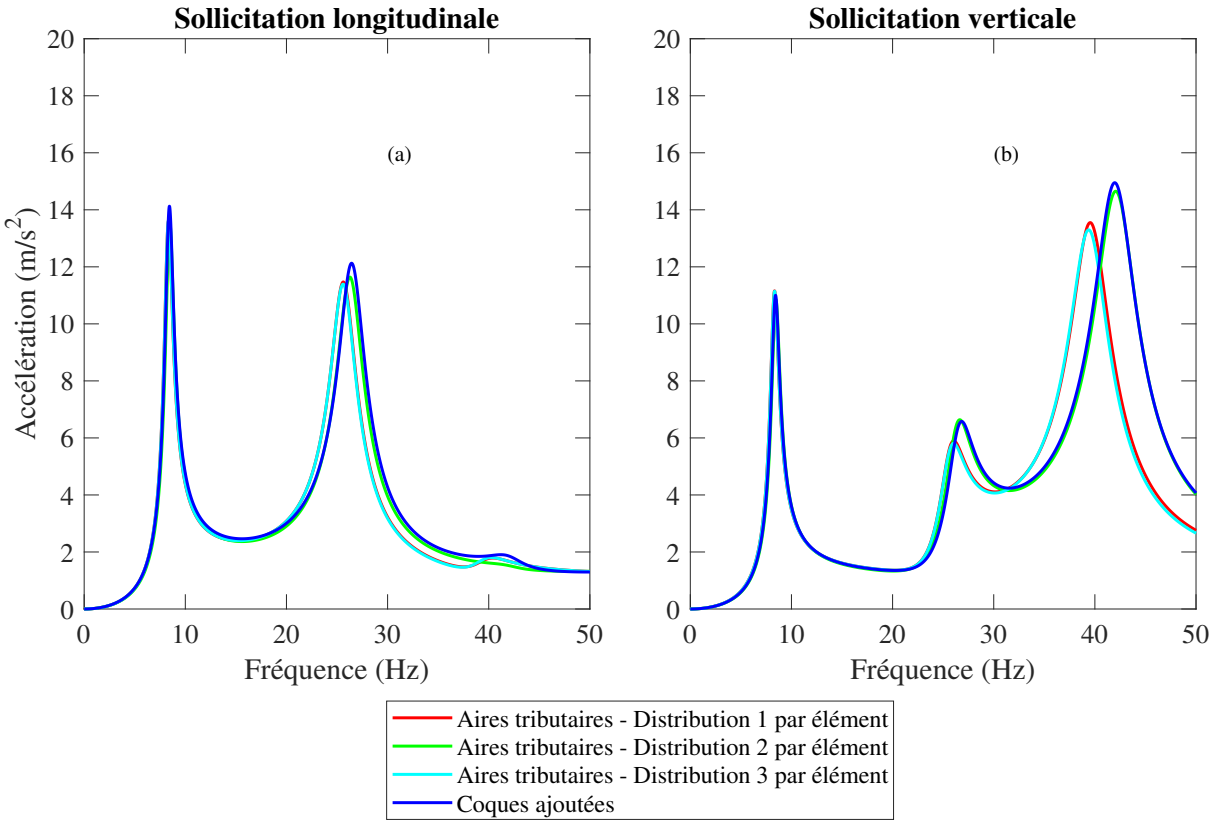



FIGURE 3.16 Courbes de réponse en fréquences des méthodes par coques ajoutées et par aires tributaires par élément pour des modèles 3D 20 nœuds à interface cylindrique.

La figure 3.17 compare les courbes de réponse en fréquences de la méthode par coques ajoutées avec les méthodes de répartition par nœuds. Les résultats obtenus par la méthode des coques ajoutées sont plus proches, pour le premier mode, des résultats obtenus par aires tributaires et par ResVor que pour le modèle 4 nœuds.

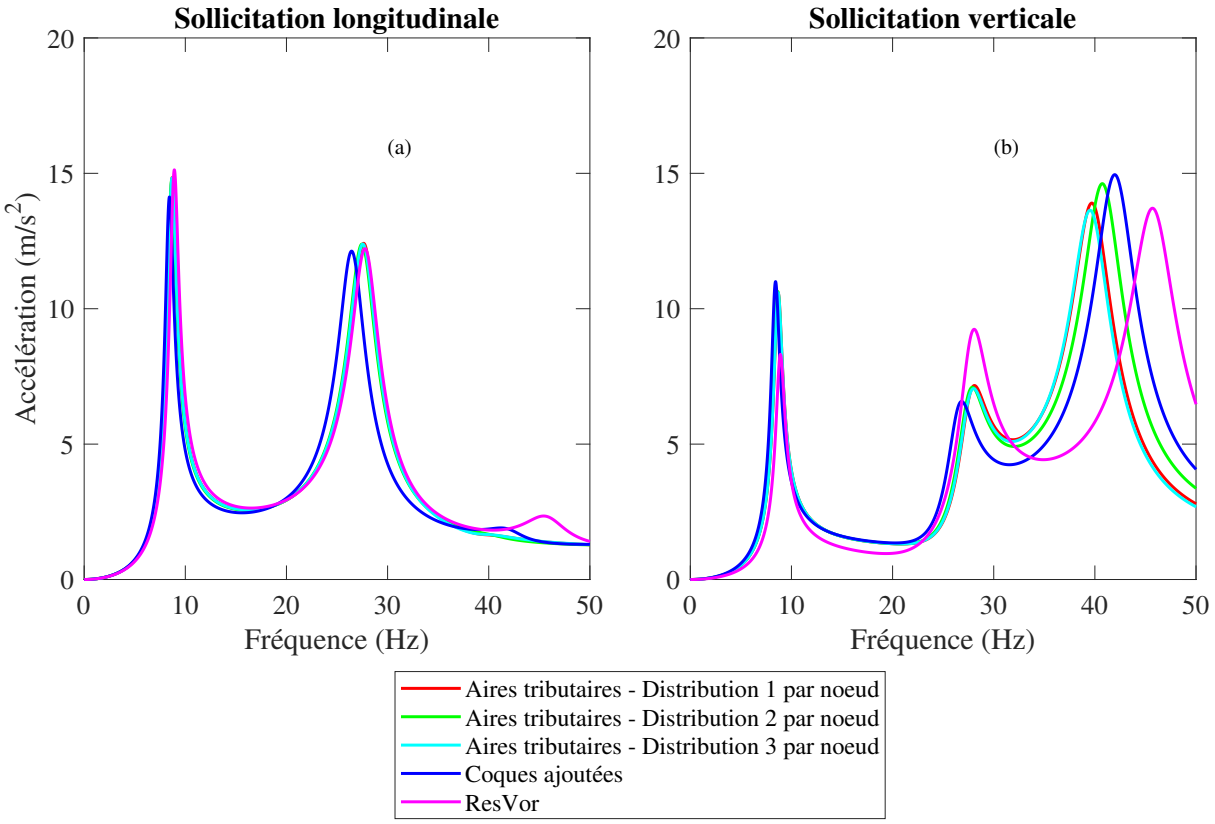


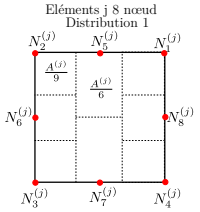

FIGURE 3.17 Courbes de réponse en fréquences des méthodes par coques ajoutées et par aires tributaires par nœuds pour des modèles 3D 20 nœuds à interface cylindrique.

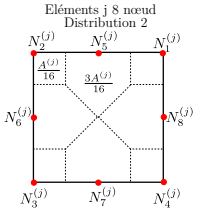
Le tableau 3.3 résume les fréquences fondamentales des différentes analyses du modèle 3D à 20 nœuds à interface cylindrique.

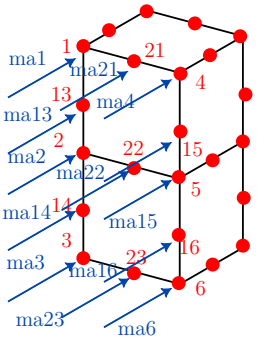
TABLEAU 3.3 Comparaison des fréquences fondamentales des modèles 3D à 20 nœuds à interface cylindrique

| Méthode | Construction des matrice ADINA | $f_1$ (Hz) |
|---|---|---|
| Coques ajoutées | Consistante | 8.40 |
| Coques ajoutées | Diagonale | 7.83 |
| Aires Distribution 1 - Nœud | Consistante | 8.67 |
| Aires Distribution 1 - Nœud | Diagonale | 8.20 |
| Aires Distribution 1 - Élément | Consistante | 8.31 |
| Aires Distribution 1 - Élément | Diagonale | 7.82 |
| Aires Distribution 2 - Nœud | Consistante | 8.63 |
| Aires Distribution 2 - Nœud | Diagonale | 8.11 |
| Aires Distribution 2 - Élément | Consistante | 8.44 |
| Aires Distribution 2 - Élément | Diagonale | 7.93 |
| Aires Distribution 3 - Nœud | Consistante | 8.66 |
| Aires Distribution 3 - Nœud | Diagonale | 8.20 |
| Aires Distribution 3 - Élément | Consistante | 8.32 |
| Aires Distribution 3 - Élément | Diagonale | 7.83 |
| ResVor | Consistante | 8.64 |
| ResVor | Diagonale | 7.98 |

La figure 3.18 résume les répartitions utilisées pour le modèle 3D à 20 nœuds à interface plane.

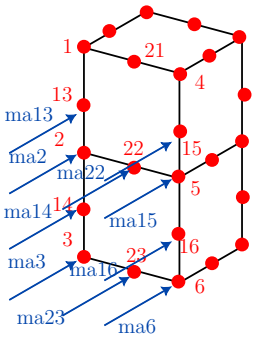



Eléments j 8 nœud
Distribution 3
$A_i^{(j)} = A^{(j)}/8$

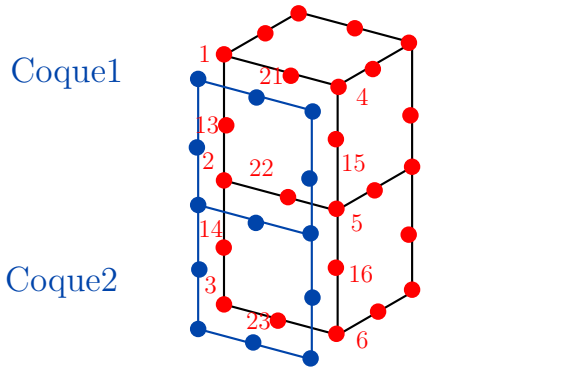
$m_{a_i} = \sum_k \alpha(z^{(k)}) A_i^{(k)}$




$m_{a_i} = \sum_k \alpha(z_i) A_i^{(k)}$

(a) 3D_Plane_20N_AiresD1_Pélément_ADINAConsistante
(b) 3D_Plane_20N_AiresD1_Pélément_ADINADiagonale
(c) 3D_Plane_20N_AiresD2_Pélément_ADINAConsistante
(d) 3D_Plane_20N_AiresD2_Pélément_ADINADiagonale
(e) 3D_Plane_20N_AiresD3_Pélément_ADINAConsistante
(f) 3D_Plane_20N_AiresD3_Pélément_ADINADiagonale

(g) 3D_Plane_20N_AiresD1_Pnœuds_ADINAConsistante
(h) 3D_Plane_20N_AiresD1_Pnœuds_ADINADiagonale
(i) 3D_Plane_20N_AiresD2_Pnœuds_ADINAConsistante
(j) 3D_Plane_20N_AiresD2_Pnœuds_ADINADiagonale
(k) 3D_Plane_20N_AiresD3_Pnœuds_ADINAConsistante
(l) 3D_Plane_20N_AiresD3_Pnœuds_ADINADiagonale




$$\rho_{coquej} = \frac{\rho_r}{t_{coquej}} \frac{7}{8} \sqrt{H_r(H_r - z^{(j)})}$$

(m) 3D_Plane_20N_Coque_Pélément_ADINAConsistante
(n) 3D_Plane_20N_Coque_Pélément_ADINADiagonale

FIGURE 3.18 Répartitions des masses du modèle 3D à 20 nœuds à interface plane.

Les figures 3.19 et 3.20 présentent les courbes de réponse en fréquences des différentes analyses lorsque le choix d'une matrice diagonale est fait dans ADINA. L'utilisation de matrices diagonales diminue la fréquence et l'amplitude de résonance. Les déformées modales correspondant aux deux premiers pics de résonance sont disponibles en Annexe C pour la distribution 3.

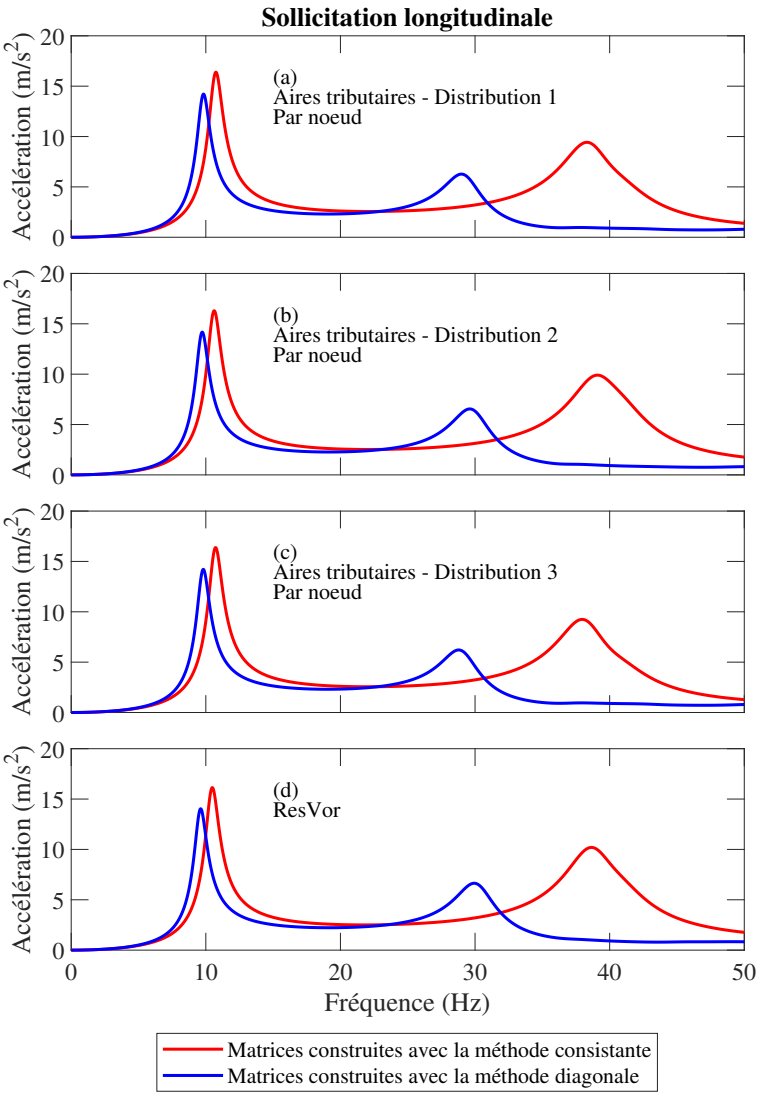



FIGURE 3.19 Courbes de réponse en fréquences selon le choix des constructions des matrices des modèles 3D 20 nœuds à interface plane.

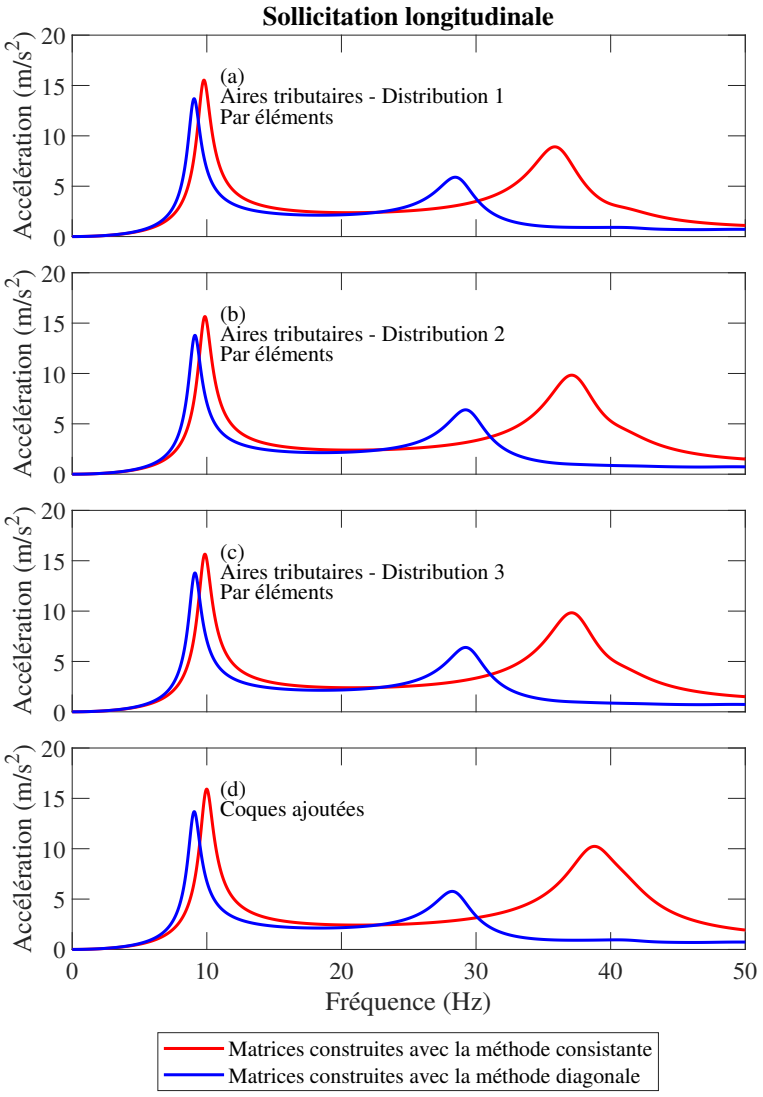



FIGURE 3.20 Courbes de réponse en fréquences des méthodes par coques ajoutées et par aires tributaires par élément pour des modèles 3D 20 nœuds à interface plane.

La figure 3.21 compare les courbes de réponse en fréquences de la méthode par coques ajoutées avec les méthodes de répartition par élément. Si la pression est considérée constante sur l'élément, les résultats obtenus par la méthode des coques ajoutées et par aires tributaires sont similaires pour le premier mode.

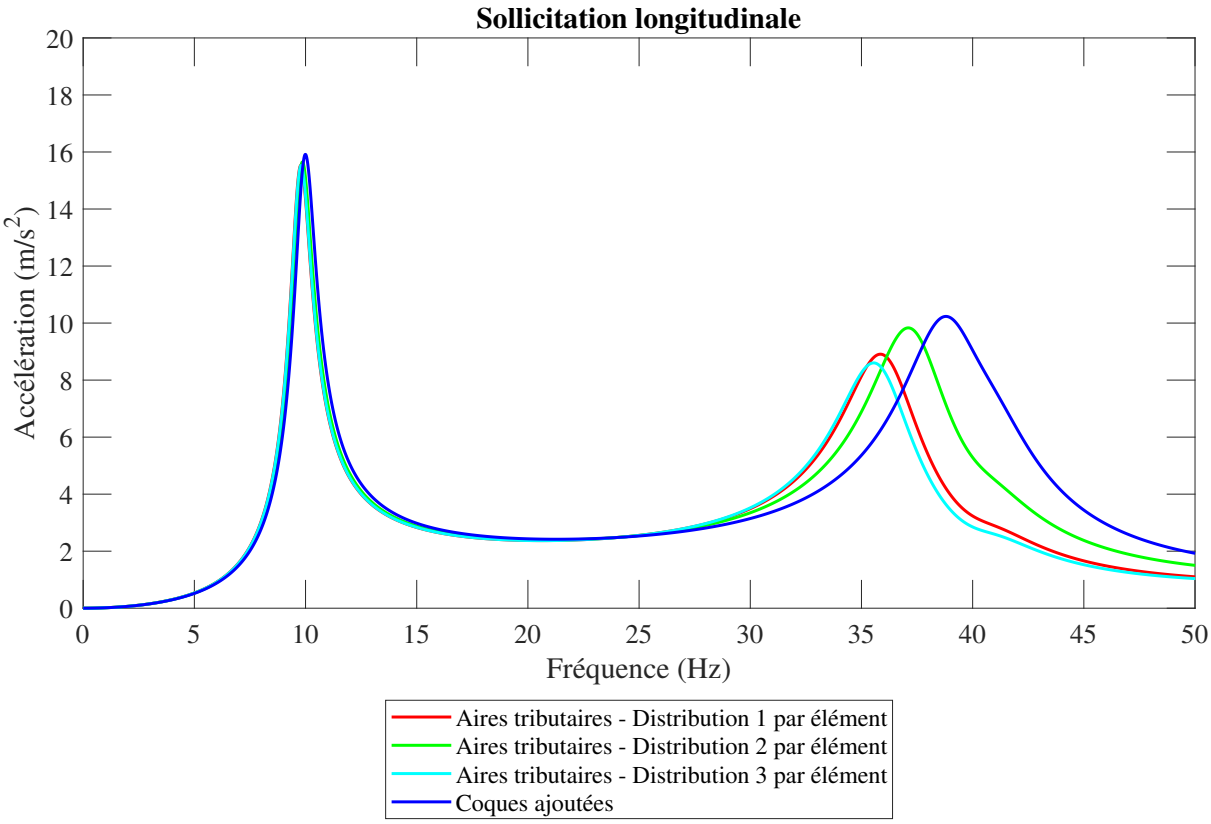



FIGURE 3.21 Courbes de réponse en fréquences des méthodes par coques ajoutées et par aires tributaires par élément pour des modèles 3D 20 nœuds à interface plane.

La figure 3.22 compare les courbes de réponse en fréquences de la méthode par coques ajoutées avec les méthodes de répartition par nœuds. Les résultats des méthodes par aires tributaires et par ResVor sont proches. Contrairement aux interfaces radiales une différence plus importante est observée entre la méthode par nœuds et par coques ajoutées.

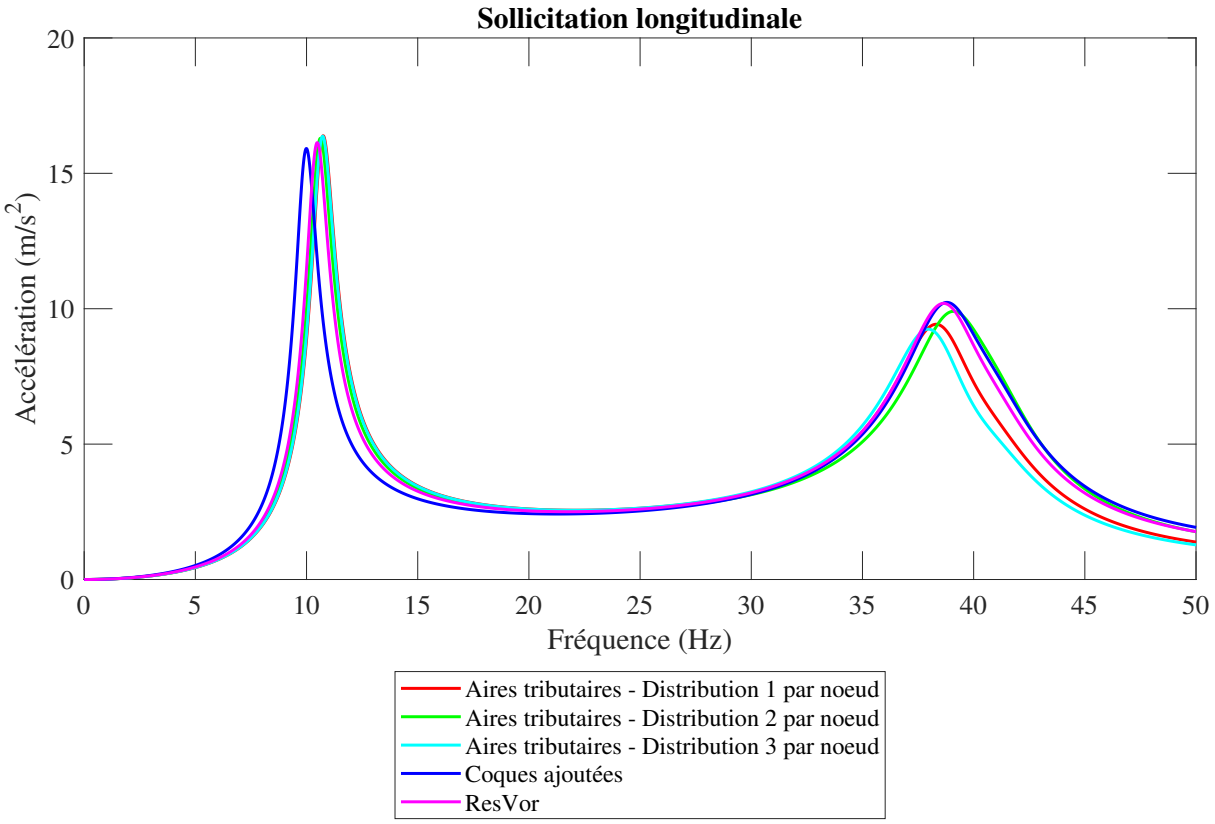



FIGURE 3.22 Courbes de réponse en fréquences des méthodes par coques ajoutées et par aires tributaires par nœuds pour des modèles 3D 20 nœuds à interface plane.

Le tableau 3.4 résume les fréquences fondamentales des différentes analyses du modèle 3D à 20 nœuds à interface plane.

TABLEAU 3.4 Comparaison des fréquences fondamentales des modèles 3D à 20 nœuds à interface plane

| Méthode | Construction des matrice ADINA | $f_1$ (Hz) |
|---|---|---|
| Coques ajoutées | Consistante | 9.97 |
| Coques ajoutées | Diagonale | 9.04 |
| Aires Distribution 1 - Nœud | Consistante | 10.72 |
| Aires Distribution 1 - Nœud | Diagonale | 9.80 |
| Aires Distribution 1 - Élément | Consistante | 9.76 |
| Aires Distribution 1 - Élément | Diagonale | 9.03 |
| Aires Distribution 2 - Nœud | Consistante | 10.59 |
| Aires Distribution 2 - Nœud | Diagonale | 9.71 |
| Aires Distribution 2 - Élément | Consistante | 9.83 |
| Aires Distribution 2 - Élément | Diagonale | 9.10 |
| Aires Distribution 3 - Nœud | Consistante | 10.70 |
| Aires Distribution 3 - Nœud | Diagonale | 9.79 |
| Aires Distribution 3 - Élément | Consistante | 9.77 |
| Aires Distribution 3 - Élément | Diagonale | 9.04 |
| ResVor | Consistante | 10.45 |
| ResVor | Diagonale | 9.59 |

### 3.5.2 Modèles à interfaces raffinées

Les modèles utilisés pour l'application des méthodes sont des plaques planes et radiales en acier ($E_s = 200GPa,\ \rho_s = 7850kg/m^3$) modélisées par des éléments coques avec $b_r = H_r = H_s = b_s = 12m$, $L_s = 0.1m$, et $R_s = 13m$ pour l'interface radiale comme présenté à la section 3.4.2 de ce chapitre.

#### Interface plane

Dans un premier temps les résultats du modèle à interface plane sont étudiés. Le tableau 3.5 présente les analyses effectuées pour une interface plane modélisée par des éléments coques à 4 nœuds.

Tableau 3.5 Liste des analyses effectuées pour un modèle de surface plane à 4 nœuds.

| N° | Méthode | Construction des matrices ADINA |
|---|---|---|
| 1 | Aires par nœuds | Consistante |
| 2 | Coques ajoutées | Consistante |
| 3 | Aires par élément | Consistante |
| 4 | Aires par nœuds | Diagonale |
| 5 | Coques ajoutées | Diagonale |

La figure 3.23 présente les courbes de réponse en fréquences des accélérations d'une surface plane modélisée par des éléments coques à 4 nœuds avec des extrémités latérales encastrées et libres pour un maillage de 60x60. Le réservoir est modélisé par masses ajoutées utilisant différentes méthodes d'application des masses. Les méthodes des masses ajoutées sous-estiment la fréquence et l'amplitude des réponses dynamiques des modèles avec éléments fluides. Pour l'interface dont les extrémités sont encastrées, la fréquence obtenue par la méthode des masses ajoutées est de 1.5Hz contre 1.8Hz pour la méthode par éléments finis fluides. L'amplitude maximale des accélérations est 40% plus faible pour la méthode des masses ajoutées. Cependant pour ce modèle raffiné, les réponses selon les différentes méthodes de masses ajoutées sont similaires.

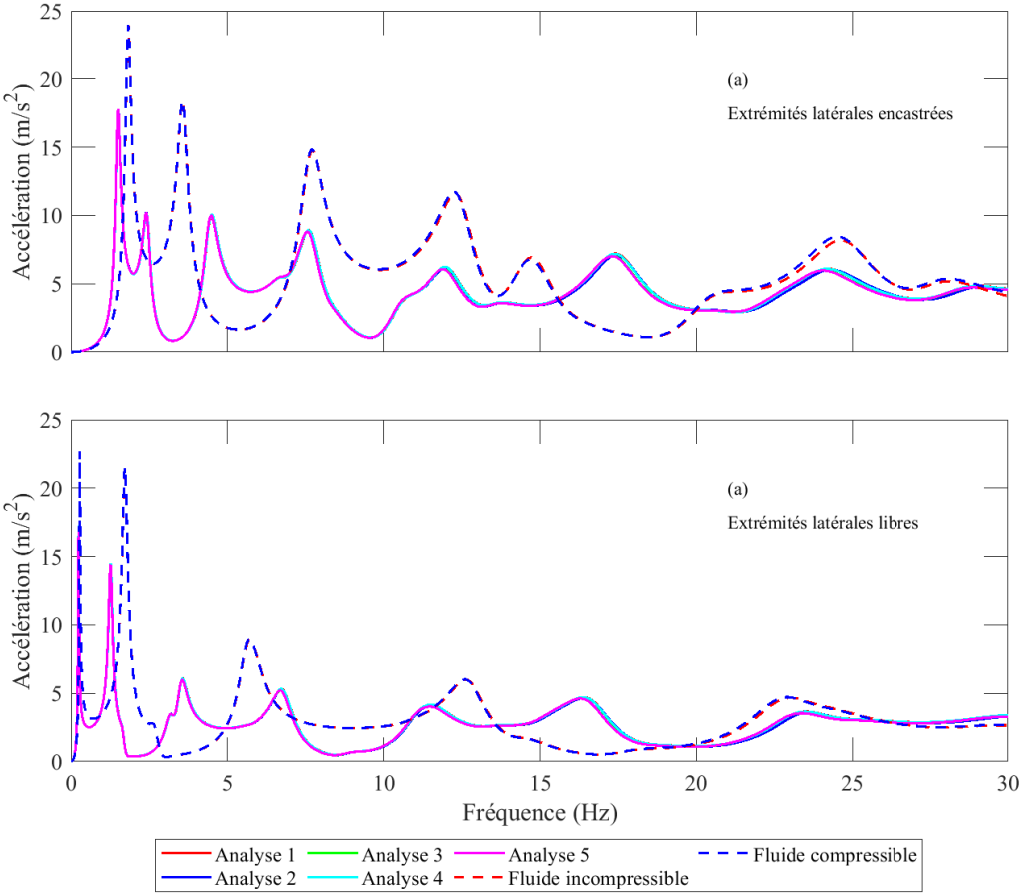



FIGURE 3.23 Courbes de réponse en fréquences d'une surface plane modélisée par des éléments coques à 4 nœuds pour un maillage de 60x60.

La figure 3.24 présente les courbes de réponse en fréquences des accélérations d'une surface plane modélisée par des éléments coques à 4 nœuds avec des extrémités latérales encastrées et libres pour un maillage de 6x6. Le réservoir est modélisé par masses ajoutées utilisant différentes méthodes d'application des masses. A l'instar du maillage raffiné, les méthodes des masses ajoutées sous-estiment la fréquence et l'amplitude des réponses dynamiques des modèles avec éléments fluides. Cependant pour ce maillage les réponses obtenues sont différentes selon la méthode utilisée.

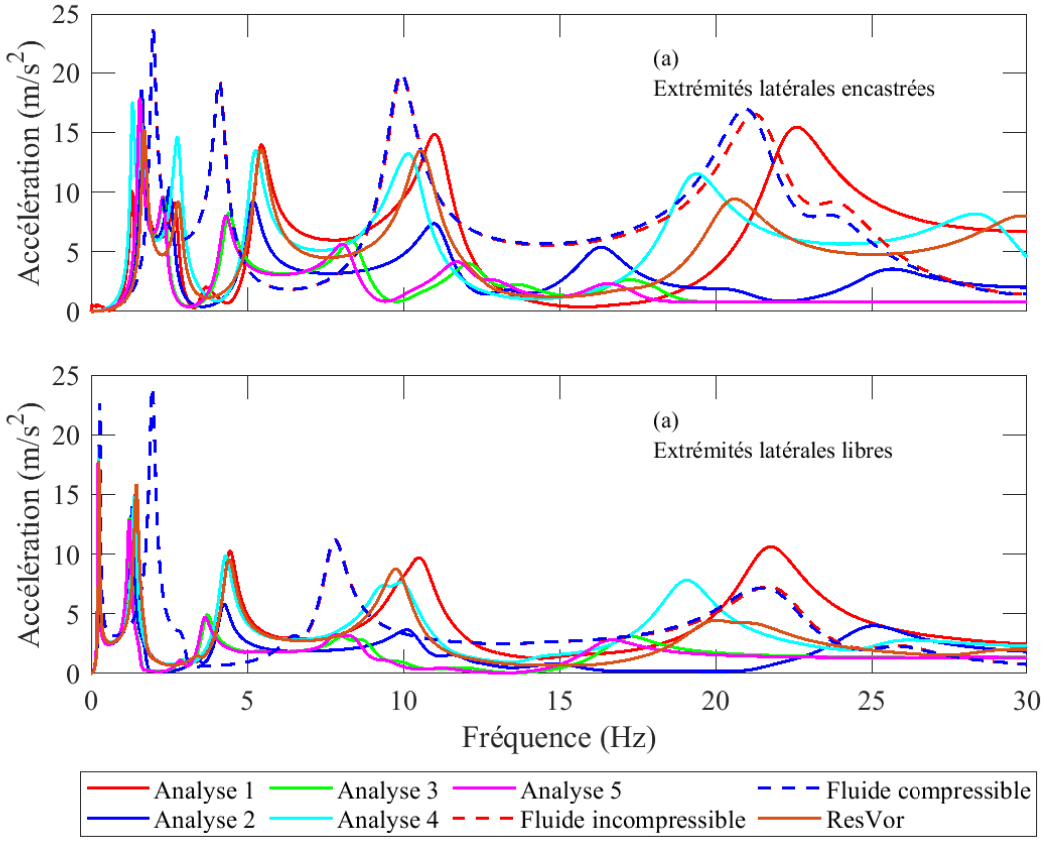



FIGURE 3.24 Courbes de réponse en fréquences d'une surface plane modélisée par des éléments coques à 4 nœuds pour un maillage de 6x6.

Le tableau 3.6 présente les analyses effectuées pour une interface plane modélisée par des éléments à 8 nœuds. Ces analyses seront d'abord effectuées pour un modèle avec un maillage de 60x60 mailles puis 6x6 mailles.

TABLEAU 3.6 Liste des analyses effectuées pour un modèle de surface plane à 8 nœuds.

| N° | Méthode | Construction des matrices ADINA |
|---|---|---|
| 1 | Aires par nœuds - Distribution 1 | Consistante |
| 2 | Aires par nœuds - Distribution 2 | Consistante |
| 3 | Aires par nœuds - Distribution 3 | Consistante |
| 4 | Coques ajoutées | Consistante |
| 5 | Aires par élément - Distribution 3 | Consistante |
| 6 | Aires par nœuds - Distribution 1 | Diagonale |
| 7 | Aires par nœuds - Distribution 2 | Diagonale |
| 8 | Aires par nœuds - Distribution 3 | Diagonale |
| 9 | Coques ajoutées | Diagonale |

La figure 3.25 présente les courbes de réponse en fréquences des accélérations d'une surface plane modélisée par des éléments coques à 8 nœuds avec des extrémités latérales encastrées et libres pour un maillage de 60x60. Le réservoir est modélisé par masses ajoutées utilisant différentes méthodes d'application des masses. Les méthodes des masses ajoutées sous-estiment la fréquence et l'amplitude des réponses dynamiques des modèles avec éléments fluides pour des résultats similaires au modèle à 4 nœuds. Pour ce modèle raffiné, les réponses selon les différentes méthodes de masses ajoutées sont similaires.

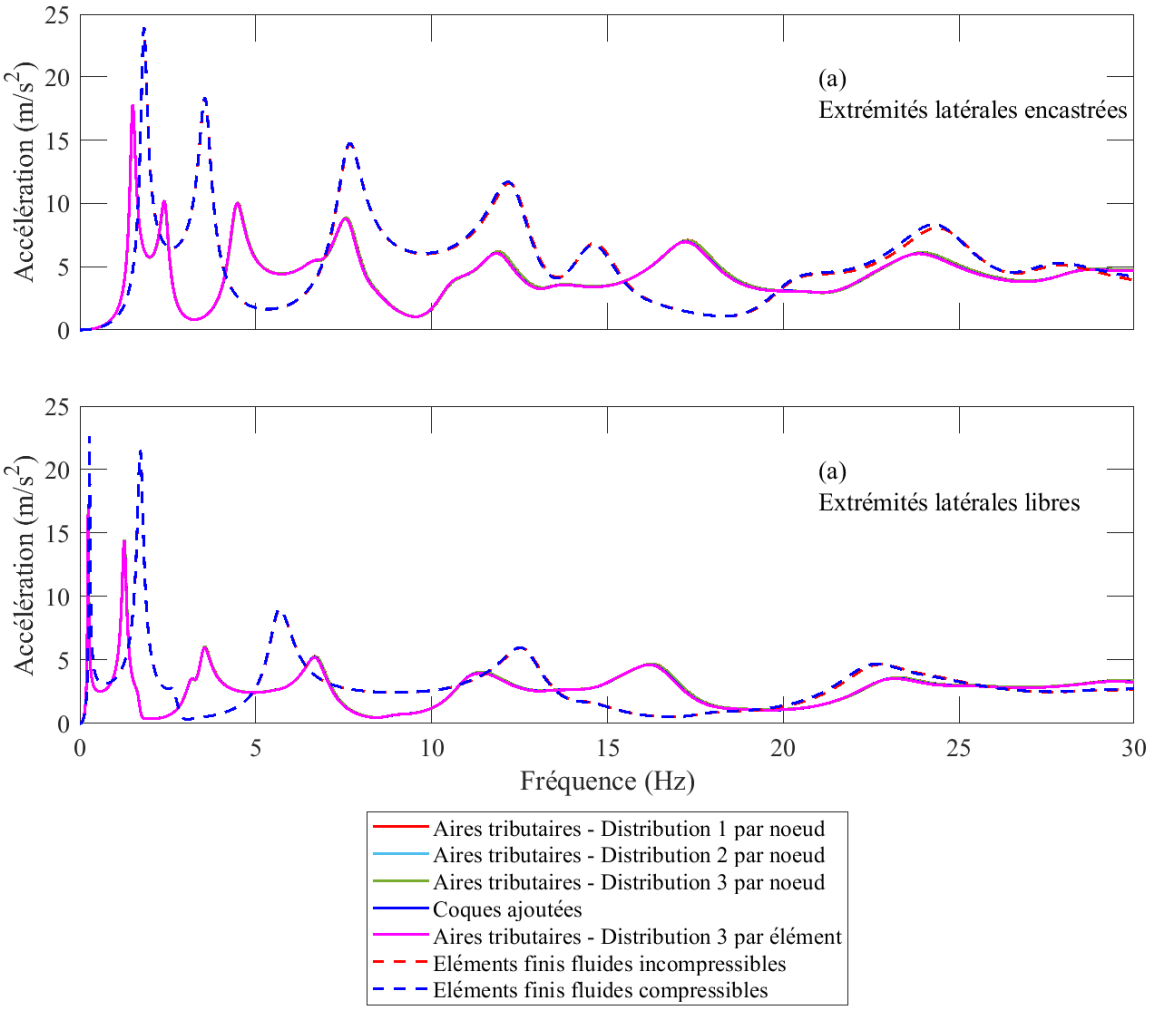



FIGURE 3.25 Courbes de réponse en fréquences d'une surface plane modélisée par des éléments coques à 8 nœuds pour un maillage de 60x60.

La figure 3.26 présente les courbes de réponse en fréquences des accélérations d'une surface plane modélisée par des éléments coques à 8 nœuds avec des extrémités latérales encastrées et libres pour un maillage de 6x6. Le réservoir est modélisé par masses ajoutées utilisant différentes méthodes d'application des masses. A l'instar du maillage raffiné, les méthodes des masses ajoutées sous-estiment la fréquence et l'amplitude des réponses dynamiques des modèles avec éléments fluides. Cependant pour ce maillage les réponses obtenues sont différentes selon la méthode utilisée pour les modes supérieurs, mais ces différences sont moins grandes que le modèle à 4 nœuds étant donné que les éléments d'ordre 2 apportent un raffinement du maillage supplémentaire.

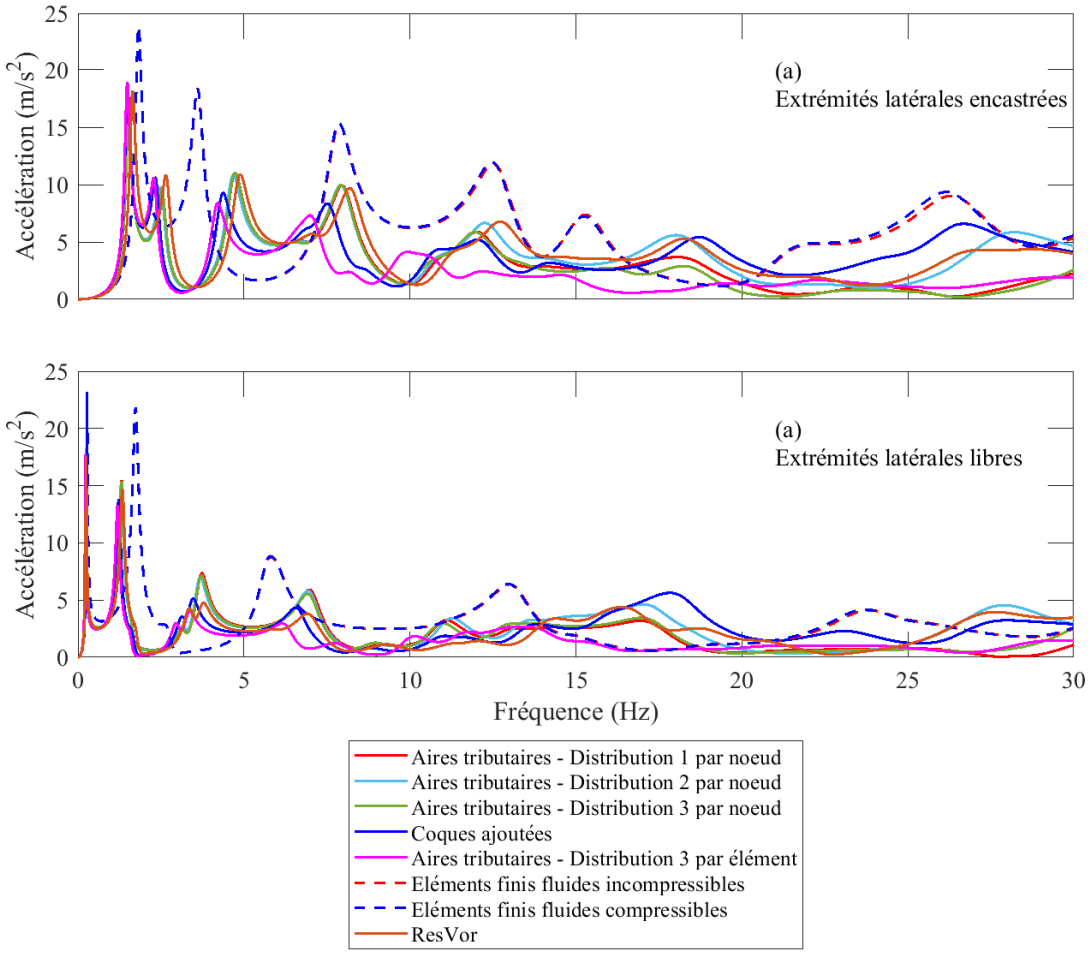



FIGURE 3.26 Courbes de réponse en fréquences d'une surface plane modélisée par des éléments coques à 8 nœuds pour un maillage de 6x6.

La figure 3.27 compare les courbes utilisant la construction des matrices des masses par la

méthode diagonale et consistante. Les réponses pour les premiers modes sont similaires mais une différence est observée pour les modes supérieurs.

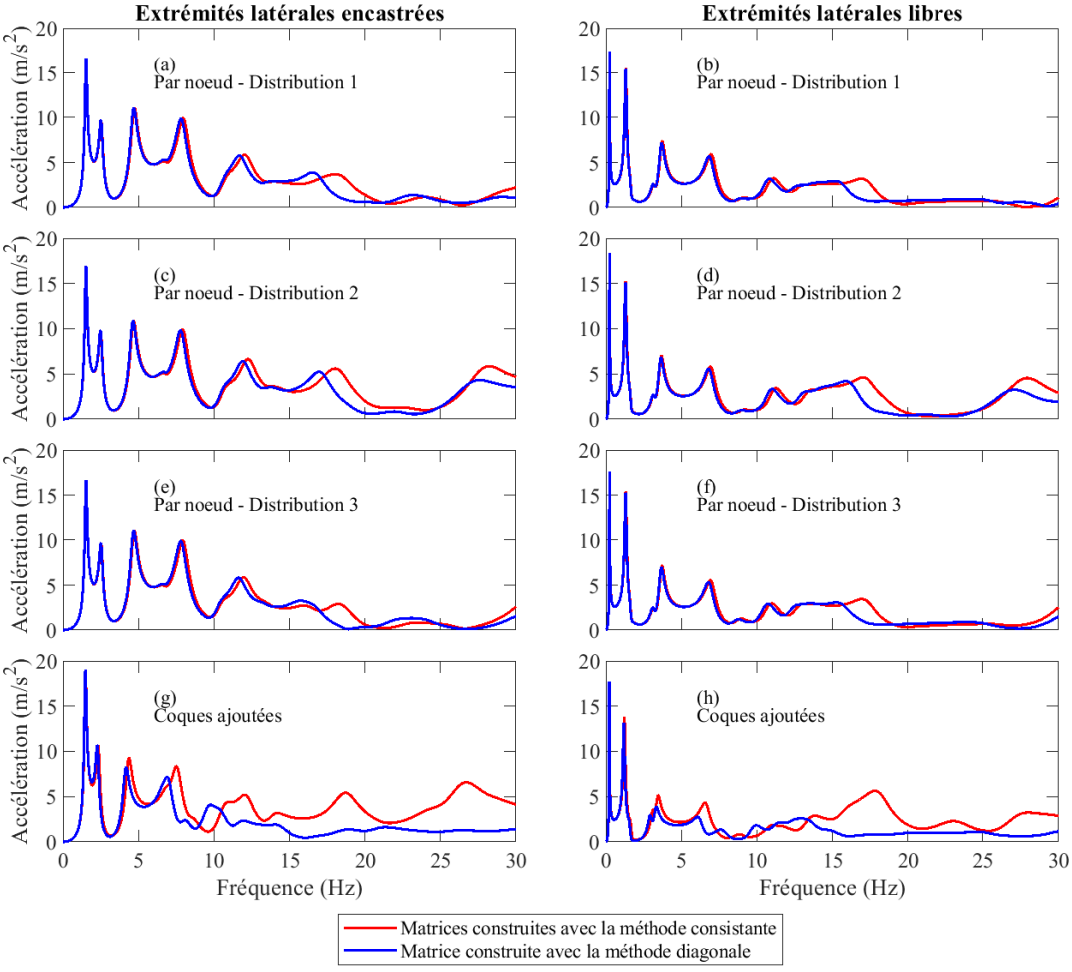



FIGURE 3.27 Courbes de réponse en fréquences d'une surface plane modélisée par des éléments coques à 8 nœuds pour un maillage 6x6 pour des matrices de masses consistantes et diagonales.

La figure 3.28 compare les courbes de réponse en fréquences des différentes distributions utilisées pour la méthode des aires tributaires. Les réponses pour les premiers modes sont similaires mais une différence est observée pour les modes supérieurs.

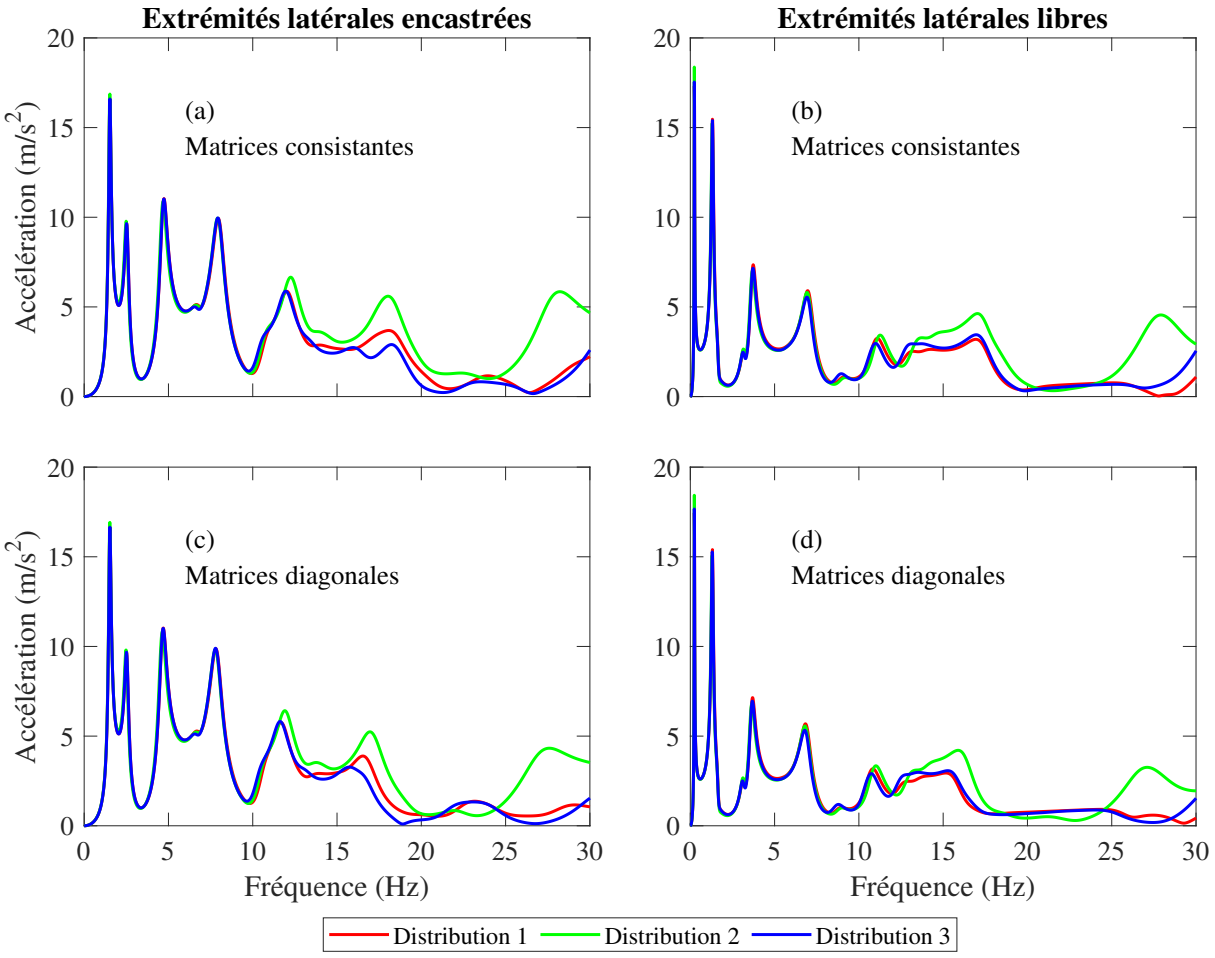



FIGURE 3.28 Courbes de réponse en fréquences d'une surface plane modélisée par des éléments coques à 8 nœuds pour un maillage 6x6 utilisant différentes aires tributaires.

### Interface radiale

Après avoir étudié les résultats du modèle à interface plane, les résultats du modèle à interface radiale avec un rayon de 13m sont étudiés. Les analyses effectuées pour l'interface radiale sont les mêmes que pour l'interface plane.

La figure 3.29 présente les courbes de réponse en fréquences des accélérations d'une surface radiale modélisée par des éléments coques à 4 nœuds avec des extrémités latérales encastrées et libres pour un maillage de 60x64. Le réservoir est modélisé par masses ajoutées utilisant différentes méthodes d'application des masses. Les méthodes des masses ajoutées sous-estiment la fréquence et l'amplitude des réponses dynamiques des modèles avec éléments fluides, la fréquence obtenue par la méthode des masses ajoutées est de 4.3Hz contre 6.3Hz pour la méthode par éléments finis fluides. L'amplitude maximale des accélérations est 34% plus faible pour la méthode des masses ajoutées. Cependant pour ce modèle raffiné, les réponses selon les différentes méthodes de masses ajoutées sont similaires.

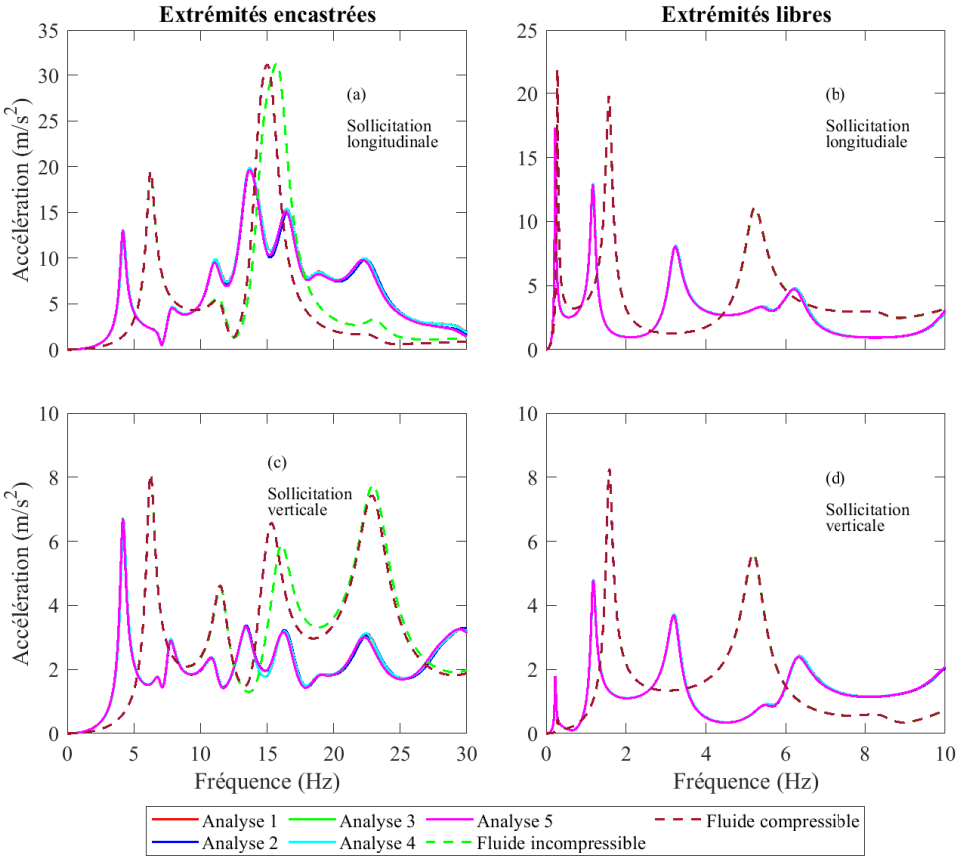



FIGURE 3.29 Courbes de réponse en fréquences d'une surface cylindrique modélisée par des éléments coques à 4 nœuds avec les extrémités latérales et la base encastrées pour un réservoir modélisé par la méthode des masses ajoutées de Westergaard pour un maillage de 60x64

La figure 3.30 présente les courbes de réponse en fréquences des accélérations d'une surface radiale modélisée par des éléments coques à 4 nœuds avec des extrémités latérales encastrées et libres pour un maillage de 6x6. Le réservoir est modélisé par masses ajoutées utilisant différentes méthodes d'application des masses. A l'instar du maillage raffiné, les méthodes des masses ajoutées sous-estiment la fréquence et l'amplitude des réponses dynamiques des modèles avec éléments fluides. Cependant pour ce maillage les réponses obtenues sont différentes selon la méthode utilisée. La méthode par nœuds prédit des fréquences de résonances plus élevées.

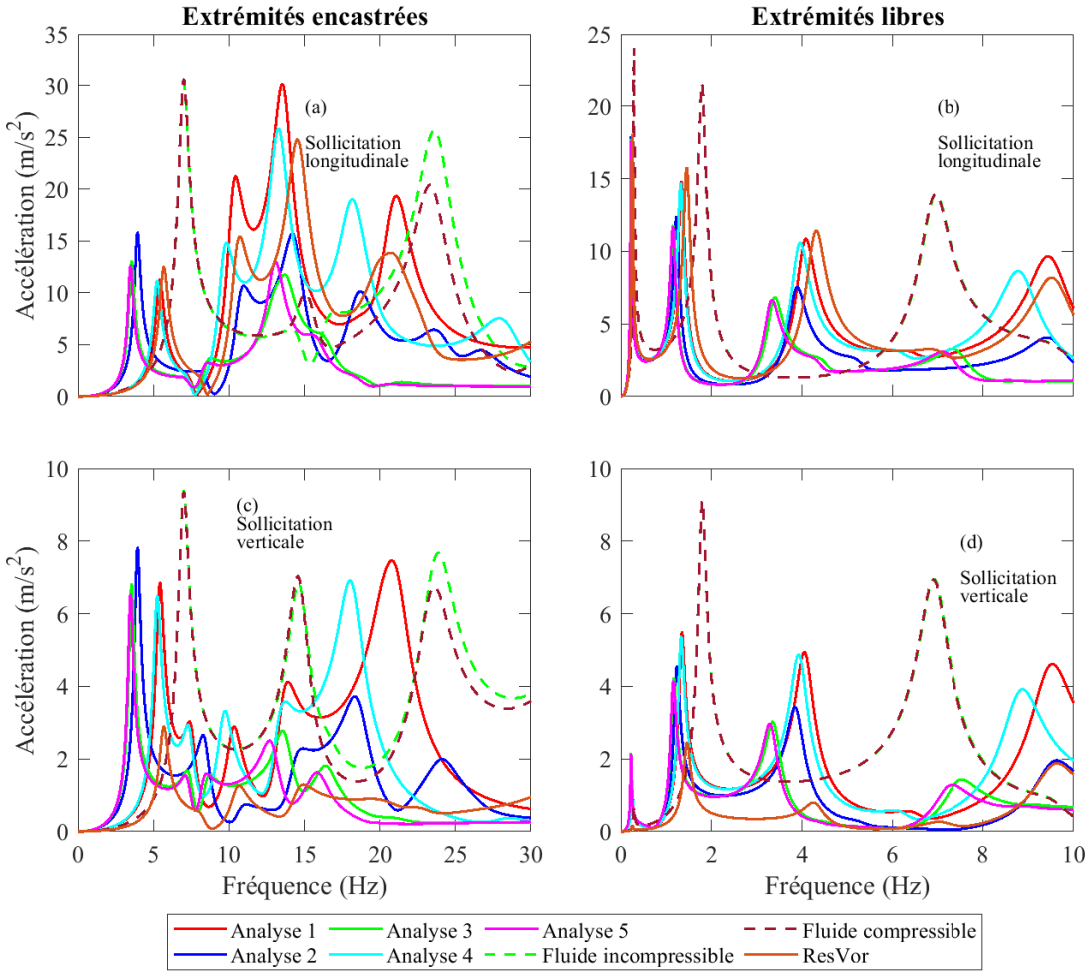



FIGURE 3.30 Courbes de réponse en fréquences d'une surface cylindrique modélisée par des éléments coques à 4 nœuds avec les extrémités latérales et la base encastrées pour un réservoir modélisé par la méthode des masses ajoutées de Westergaard pour un maillage de 6x6

La figure 3.31 présente les courbes de réponse en fréquences des accélérations d'une surface radiale modélisée par des éléments coques à 8 nœuds avec des extrémités latérales encastrées et libres pour un maillage de 60x64. Le réservoir est modélisé par masses ajoutées utilisant différentes méthodes d'application des masses. Les méthodes des masses ajoutées sous-estiment la fréquence et l'amplitude des réponses dynamiques des modèles avec éléments fluides, cependant, pour ce modèle raffiné, les réponses selon les différentes méthodes de masses ajoutées sont similaires.

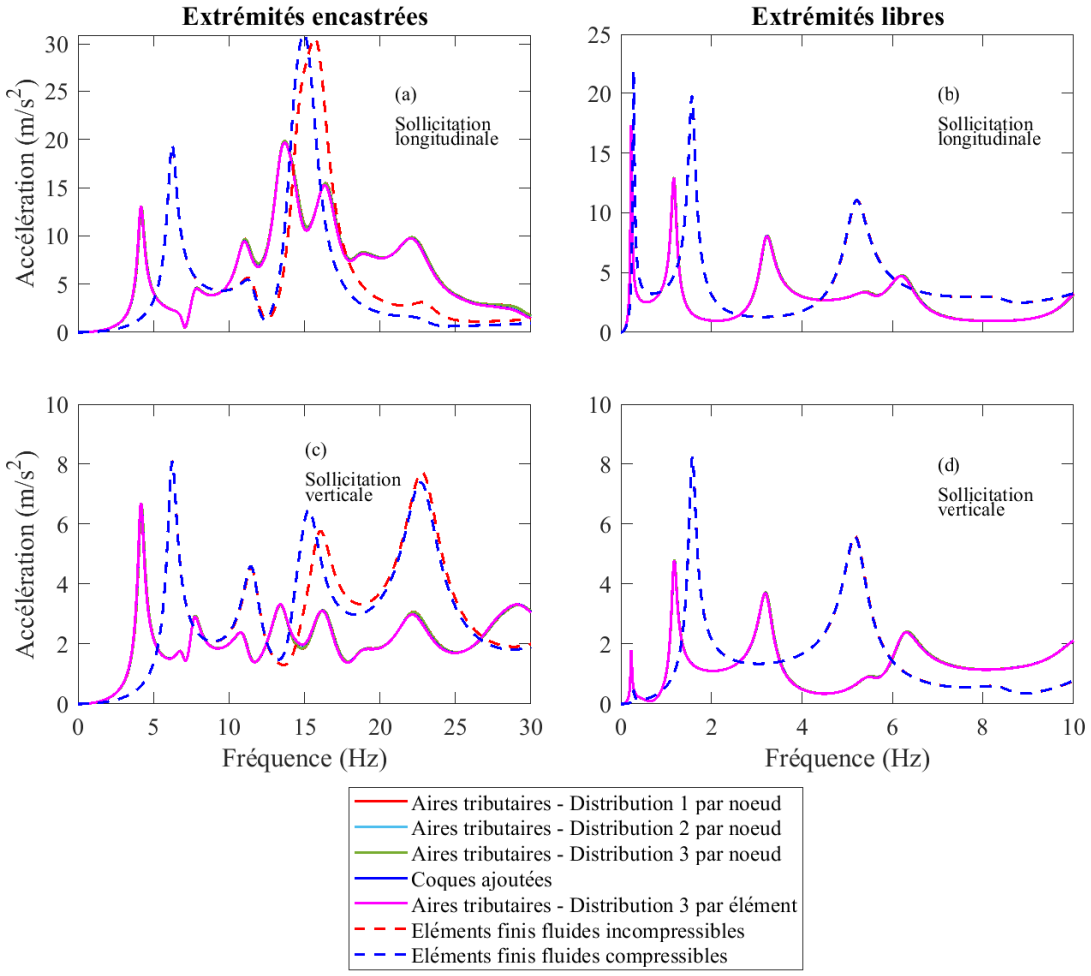



FIGURE 3.31 Courbes de réponse en fréquences d'une surface cylindrique modélisée par des éléments coques à 8 nœuds avec les extrémités latérales et la base encastrées pour un réservoir modélisé par la méthode des masses ajoutées de Westergaard pour un maillage de 60x64

La figure 3.32 présente les courbes de réponse en fréquences des accélérations d'une surface radiale modélisée par des éléments coques à 8 nœuds avec des extrémités latérales encastrées et libres pour un maillage de 6x6. Le réservoir est modélisé par masses ajoutées utilisant différentes méthodes d'application des masses. A l'instar du maillage raffiné, les méthodes des masses ajoutées sous-estiment la fréquence et l'amplitude des réponses dynamiques des modèles avec éléments fluides. Cependant pour ce maillage les réponses obtenues sont différentes selon la méthode utilisée, les méthodes par nœuds prédisent des fréquences de résonances plus élevées. Mais ces différences sont moins grandes que le modèle à 4 nœuds étant donné que les éléments d'ordre 2 apportent un raffinement du maillage supplémentaire.

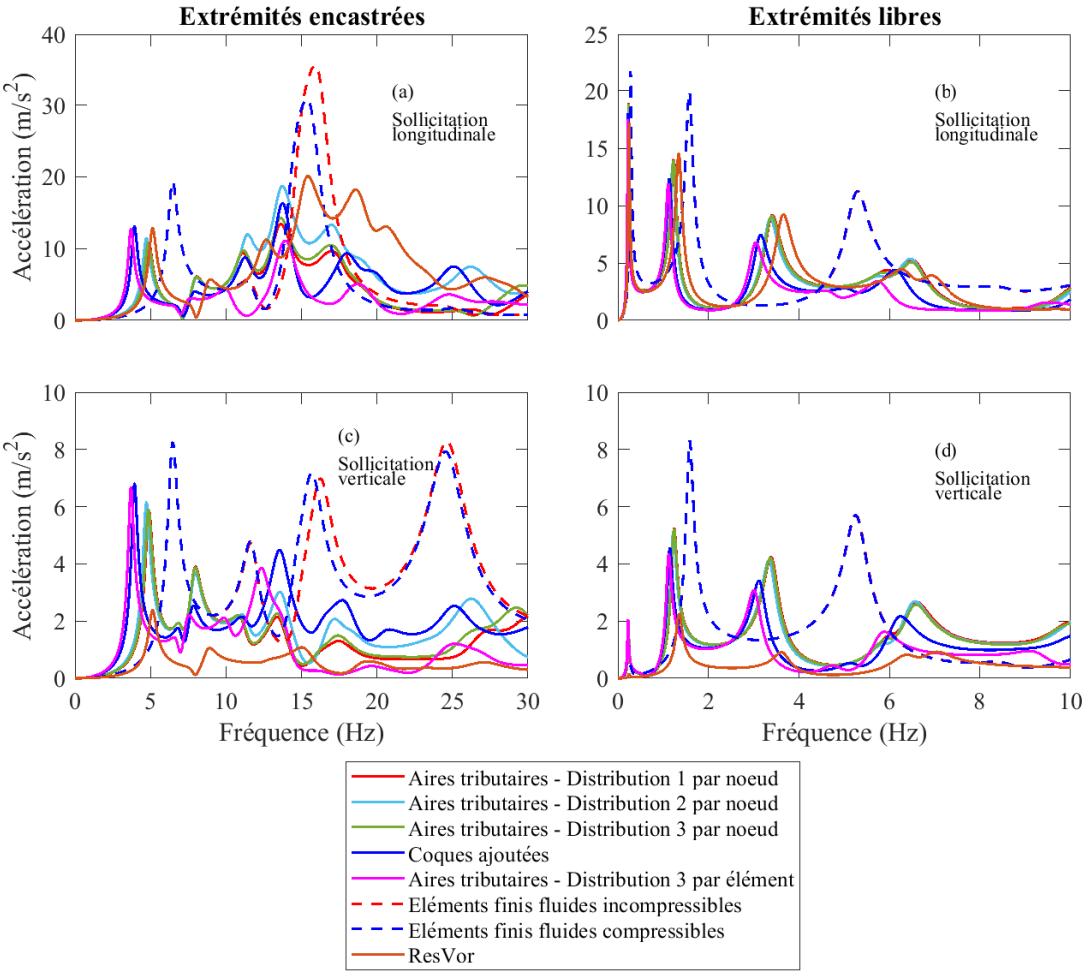



FIGURE 3.32 Courbes de réponse en fréquences d'une surface cylindrique modélisée par des éléments coques à 8 nœuds avec les extrémités latérales et la base encastrées pour un réservoir modélisé par la méthode des masses ajoutées de Westergaard pour un maillage 6x6

La figure 3.33 et 3.34 comparent les courbes utilisant la construction des matrices des masses par la méthode diagonale et consistante. Les réponses pour les premiers modes sont similaires mais une différence est observée pour les modes supérieurs, excepté pour la méthode des coques ajoutées pour laquelle une légère différence est observée pour le premier mode.

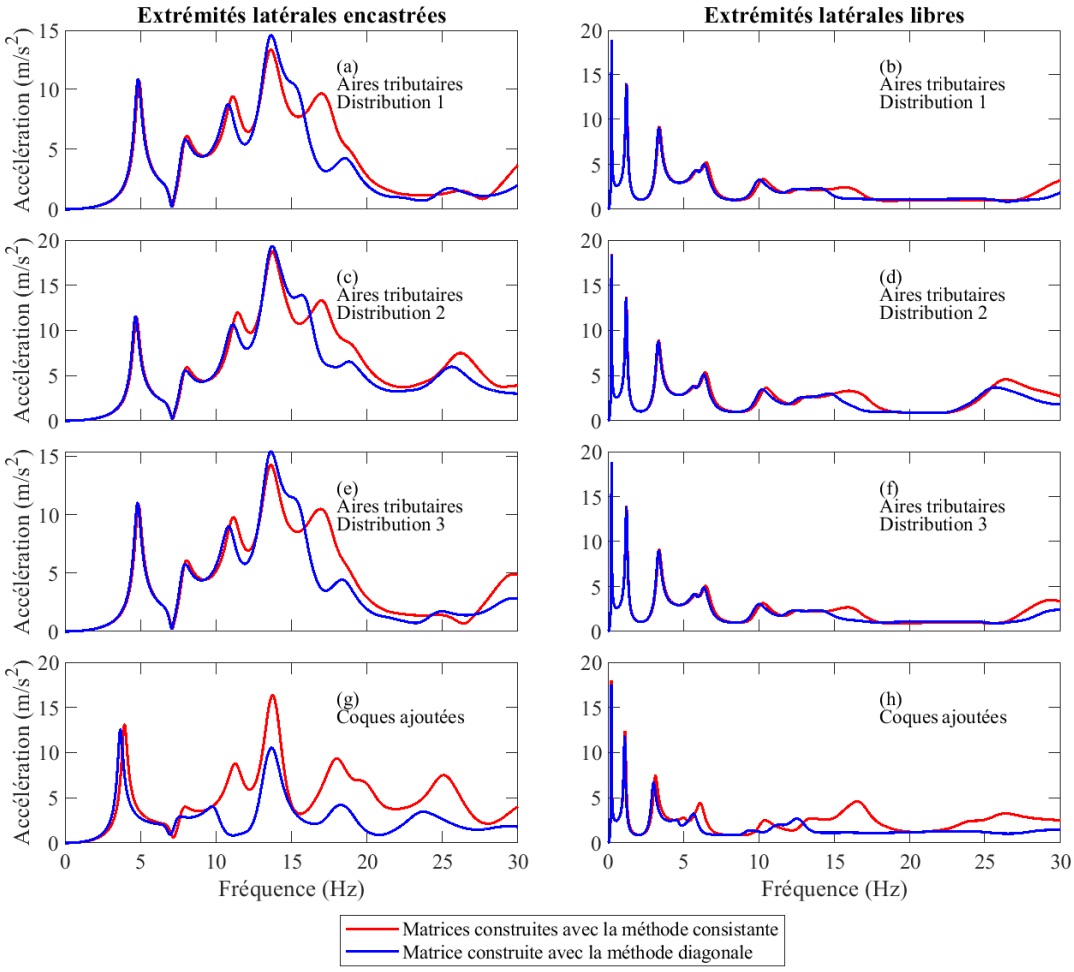



FIGURE 3.33 Courbes de réponse en fréquences d'une surface cylindrique modélisée par des éléments coques à 8 nœuds pour un maillage de 6x6 pour des matrices de masses consistantes et diagonales pour une sollicitation longitudinale.

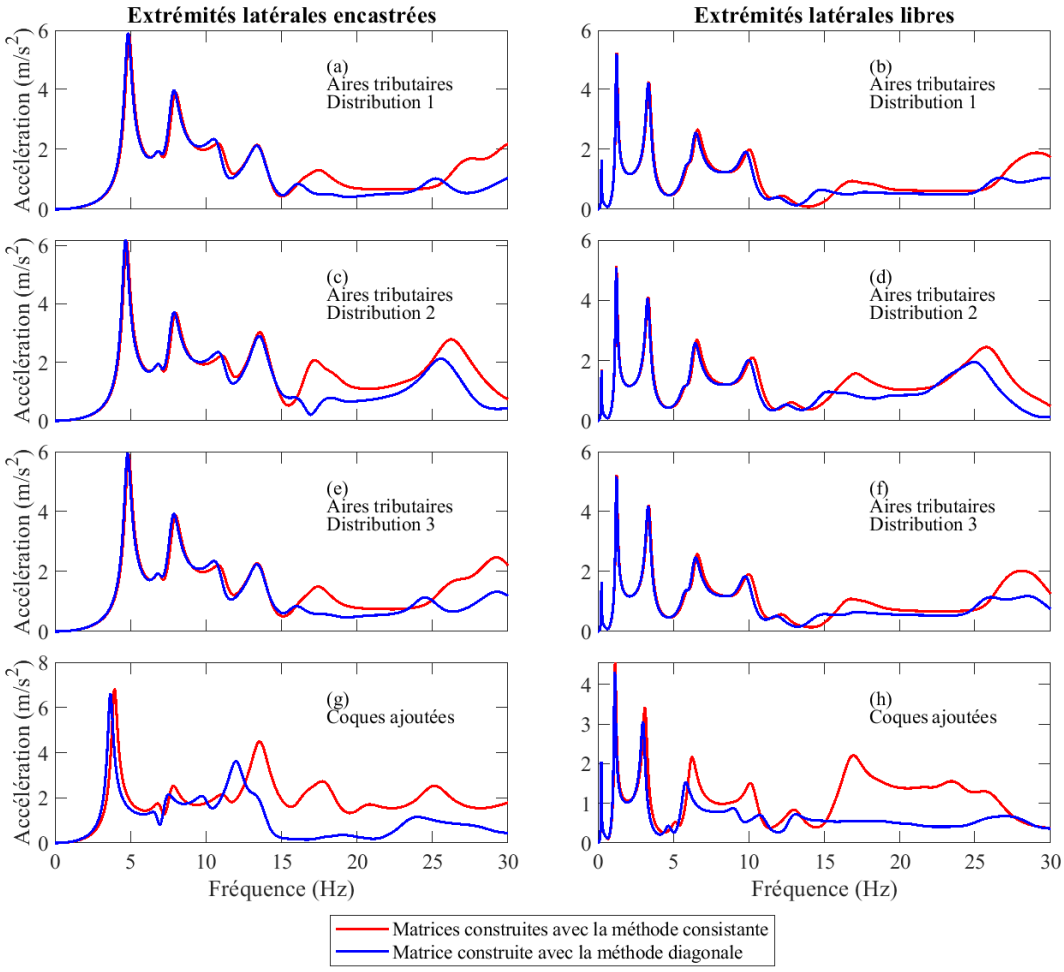



FIGURE 3.34 Courbes de réponse en fréquences d'une surface cylindrique modélisée par des éléments coques à 8 nœuds pour un maillage de 6x6 pour des matrices de masses consistantes et diagonales pour une sollicitation verticale.

Les figures 3.35 et 3.36 comparent les courbes de réponse en fréquences des différentes distributions utilisées pour la méthode des aires tributaires. Les réponses pour les premiers modes sont similaires mais une différence est observée pour les modes supérieurs.

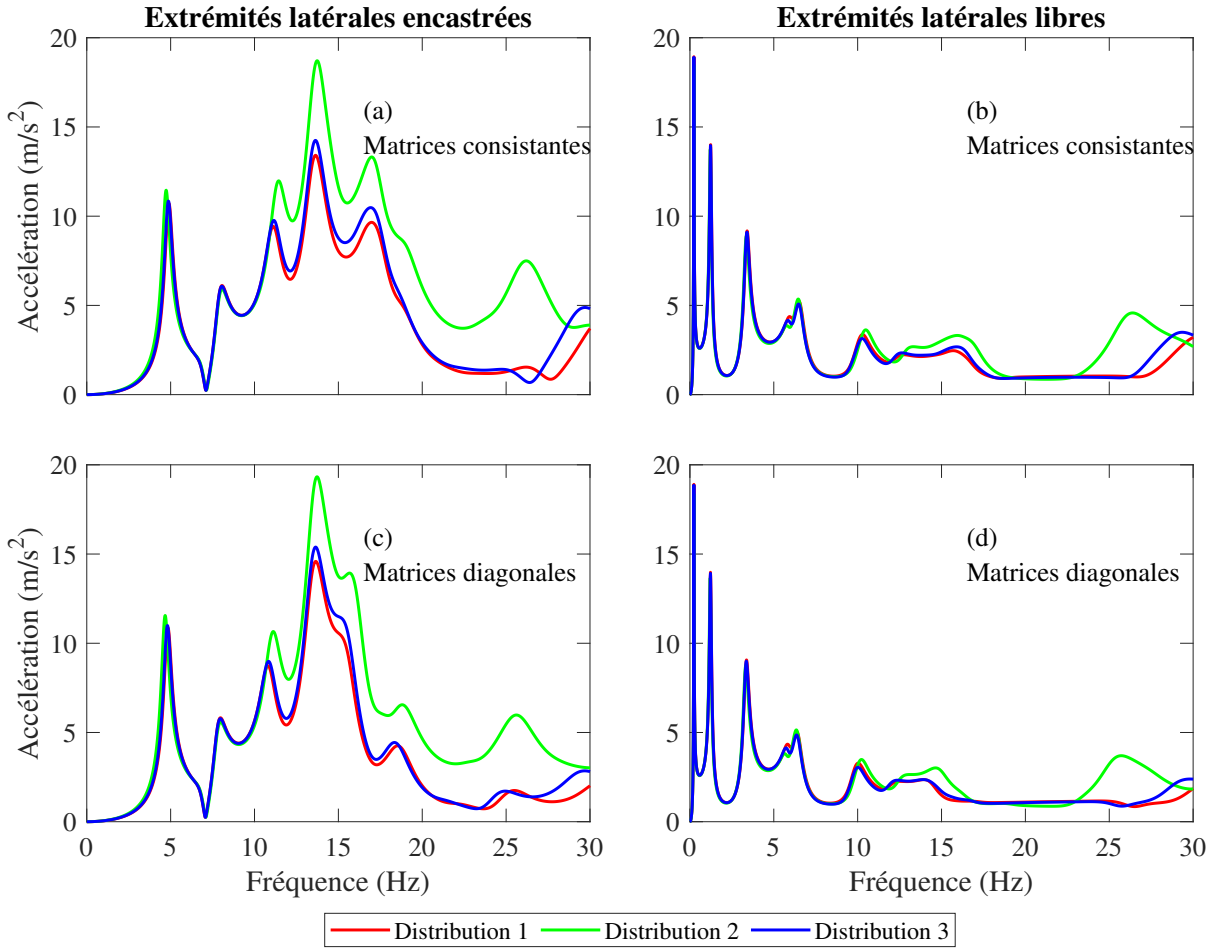



FIGURE 3.35 Courbes de réponse en fréquences d'une surface plane modélisée par des éléments coques à 8 nœuds pour un maillage de 6x6 utilisant différentes aires tributaires pour une sollicitation longitudinale.

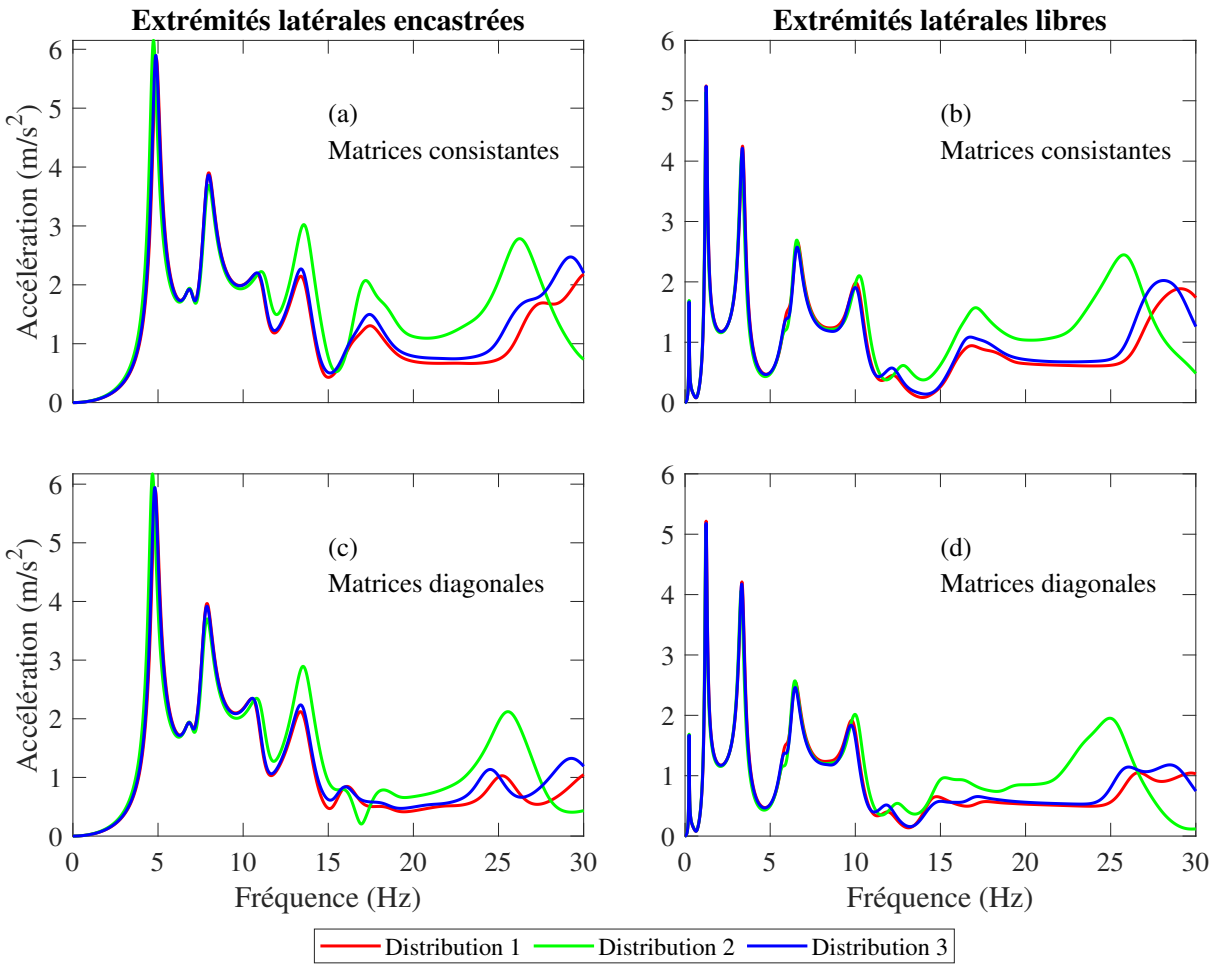



FIGURE 3.36 Courbes de réponse en fréquences d'une surface plane modélisée par des éléments coques à 8 nœuds pour un maillage de 6x6 utilisant différentes aires tributaires pour une sollicitation longitudinale.

### 3.5.3 Choix de la méthode

Les tableaux 3.7 et 3.8 présentent les écarts relatifs des masses totales ajoutées par rapport à la masse totale théorique pour les interfaces cylindriques et planes. La masse totale théorique, calculé en intégrant $\alpha(z)$ le long de la surface, à ajouter pour une surface cylindrique de largeur 12m avec une hauteur d'eau de 12m est $1045.10^3 kg$ et pour une interface plane cette masse est de $1008.10^3 kg$. La méthode par coques ajoutées permet une meilleure estimation de la masse totale théorique à ajouter par rapport aux méthodes par nœuds car cette dernière n'applique pas de masse aux nœuds de la surface libre.

Tableau 3.7 Écarts relatifs des masses totales ajoutées des modèles de surfaces planes.

| Méthode | Nombre de nœuds | $\Delta m_{totale}$ (%) Maillage 60x60 | Maillage 6x6 |
|---|---|---|---|
| Aires tributaires par nœuds | 4 | 0.07 | 1.95 |
| Coques ajoutées | 4 | 0.02 | 0.53 |
| Aires tributaires distribution 1 par nœuds | 8 | 0.04 | 1.39 |
| Aires tributaires distribution 2 par nœuds | 8 | 0.03 | 1.02 |
| Aires tributaires distribution 3 par nœuds | 8 | 0.04 | 1.33 |
| Coques ajoutées | 8 | 0.02 | 0.53 |

Tableau 3.8 Écarts relatifs des masses totales ajoutées des modèles de surfaces radiales.

| Méthode | Nombre de nœuds | $\Delta m_{totale}$ (%) Maillage 60x60 | Maillage 6x6 |
|---|---|---|---|
| Aires tributaires par nœuds | 4 | 0.06 | 1.99 |
| Coques ajoutées | 4 | 0.02 | 0.47 |
| Aires tributaires distribution 1 par nœuds | 8 | 0.04 | 1.38 |
| Aires tributaires distribution 2 par nœuds | 8 | 0.03 | 1.01 |
| Aires tributaires distribution 3 par nœuds | 8 | 0.04 | 1.31 |
| Coques ajoutées | 8 | 0.02 | 0.49 |

La méthode par éléments coques ajoutés permet d'utiliser une distribution des masses ajoutées en utilisant les fonctions de formes. Cette distribution est réalisée par le logiciel de modélisation par élément fini et non par l'utilisateur contrairement à la méthode par aire tributaire. De plus elle permet de réduire le nombre de calculs lors de l'application des masses car les calculs de masses ajoutées se font par couches contrairement aux autres méthodes qui se font par nœuds. La méthode par éléments coques ajoutées est donc plus simple à mettre

en œuvre, car les coordonnées de tous les nœuds de l'interface ne sont pas nécessaires. La méthode par coques ajoutées peut plus facilement se passer de programmations contrairement à la méthode par aire tributaire pour laquelle ajouter les masses nœud par nœud peut devenir rapidement chronophage. Lors de la mise en pratique de ces méthodes, le gain de temps pour l'application de la méthode des coques ajoutées par rapport à la méthode par aire tributaire a été estimé à environ 25%. Lorsque le modèle d'étude est raffiné, les deux méthodes prédisent des résultats similaires même lorsque la méthode des coques ajoutées est appliquée à des éléments 8 nœuds courbés. A l'aide d'une étude de convergence non présente dans ce mémoire, un maillage de 30x30 a pu être déterminé comme maillage permettant d'obtenir des résultats similaires pour les premiers modes entre les différentes techniques.

Dans la suite de l'étude, la technique des coques ajoutées sera utilisée pour appliquer la méthode des masses ajoutées, car la méthode est plus simple d'utilisation et prédit des résultats similaires à la méthode par aires tributaires pour les maillages utilisés.

# CHAPITRE 4 ÉTUDE DES EFFETS DE LA GÉOMÉTRIE 3D SUR LA RÉPONSE DYNAMIQUE D'UNE STRUCTURE EN CONTACT AVEC UN RÉSERVOIR

## 4.1 Introduction

Ce chapitre vise à évaluer les effets de la géométrie 3D sur la réponse dynamique de structure en contact avec un réservoir. Pour cela les réponses dynamiques de modèles de différentes courbures et de différentes largeurs seront étudiées pour des réservoirs modélisés par éléments finis fluides compressibles, incompressibles et par la méthode des masses ajoutées de Westergaard.

## 4.2 Systèmes d'études

Cette section présentera l'étude de la géométrie 3D d'une interface structure-eau semblable à la structure présentée figure 3.5 de la section 3.4.2 du chapitre 3. Ainsi un système standard de dimension $H_s$=$b_s$=$H_r$=$b_r$=12m $L_s$=0.1m $R_s$=13m et $E_s$ = 200GPa modélisé avec des éléments coques à quatre nœuds sera comparé à des sous-systèmes à $b_s$ fixe et $R_s$ variable ($0.75R_s$ :$1R_s$ ;$1.25R_s$ ;$2R_s$ et surface plane) et puis à des sous-systèmes à $R_s$ fixe et $b_s$ variable ($0.5b_s$ :$1b_s$ ;$2b_s$ et $4b_s$). Les courbes de réponse en fréquences en accélération et en pression seront tracées pour des structures soumises à une accélération harmonique de $1m/s^2$ dans une direction, longitudinale (selon X) ou verticale (selon Z). Pour les surfaces planes, les excitations verticales produisant des amplitudes faibles par rapport aux excitations longitudinales, seules les réponses aux excitations longitudinales seront tracées pour ces surfaces. Une longueur de réservoir $L_r = 24m$ a été déterminée comme suffisante pour modéliser un réservoir semi-infini. Dans la suite de ce chapitre les résultats étudiés sont les accélérations au centre de l'extrémité supérieure de la structure et les pressions hydrodynamiques à une distance $0.75H_r$ de la surface libre. La figure 4.1 illustre le maillage du modèle utilisé pour $R_s = 13m$.

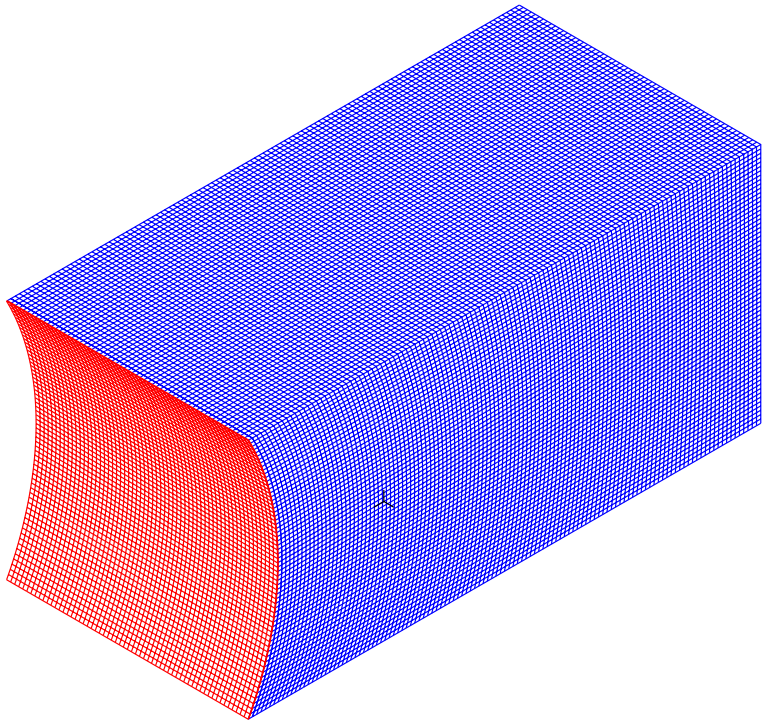


FIGURE 4.1 Maillage du modèle à interface radiale avec des éléments coques extrudés.

## 4.3 Réservoir modélisé par des éléments finis fluides

### 4.3.1 Effets du rayon

#### Extrémités latérales et base encastrées

La figure 4.2 présente les courbes de réponse en fréquences de l'accélération et de la pression hydrodynamique pour des interfaces structure-eau de rayon $R_s = 9.75m$, $R_s = 13m$, $R_s = 16.25m$, $R_s = 26m$ et une interface plane avec les extrémités latérales et la base encastrées. Le fluide est considéré comme compressible. Le tableau 4.1 résume les réponses pour les vannes de différents rayons avec réservoir et leurs comparaisons avec la vanne de rayon $R_s = 13m$ sollicitées longitudinalement. Le tableau 4.2 présente les mêmes résultats pour une structure sollicitée verticalement. La fréquence de résonance augmente avec la diminution du rayon.

TABLEAU 4.1 Comparaison des fréquences au premier pic de résonance et les réponses maximales pour des structures de différents rayons pour une sollicitation longitudinale.

| $R_s$ (m) | $f_1$ (Hz) | Accélération $(m/s^2)$ | pression $(p/(\rho_r g H_r))$ | $\Delta f_1^{(i)}$ (Hz) | $\Delta$Accélération (%) | $\Delta$Pression (%) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 9.75 | 18.54 | 16.21 | 0.751 | 4.28 | 47.91 | 26.63 |
| 13 | 14.26 | 31.13 | 0.593 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| 16.25 | 12.04 | 21.25 | 0.718 | -2.22 | 31.72 | 21.09 |
| 26 | 7.66 | 28.01 | 0.444 | -6.60 | 10.01 | 25.14 |
| $\infty$ | 1.82 | 23.99 | 0.510 | -12.44 | 22.93 | 14.10 |

TABLEAU 4.2 Comparaison des fréquences au premier pic de résonance et les réponses maximales pour des structures de différents rayons pour une sollicitation verticale.

| $R_s$ (m) | $f_1$ (Hz) | Accélération $(m/s^2)$ | pression $(p/(\rho_r g H_r))$ | $\Delta f_1^{(i)}$ (Hz) | $\Delta$Accélération (%) | $\Delta$Pression (%) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 9.75 | 18.54 | 10.42 | 0.155 | 3.22 | 28.51 | 31.20 |
| 13 | 15.32 | 8.11 | 0.118 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| 16.25 | 12.04 | 6.62 | 0.091 | -3.28 | 18.31 | 23.37 |
| 26 | 8.91 | 3.83 | 0.053 | -6.41 | 52.79 | 55.10 |

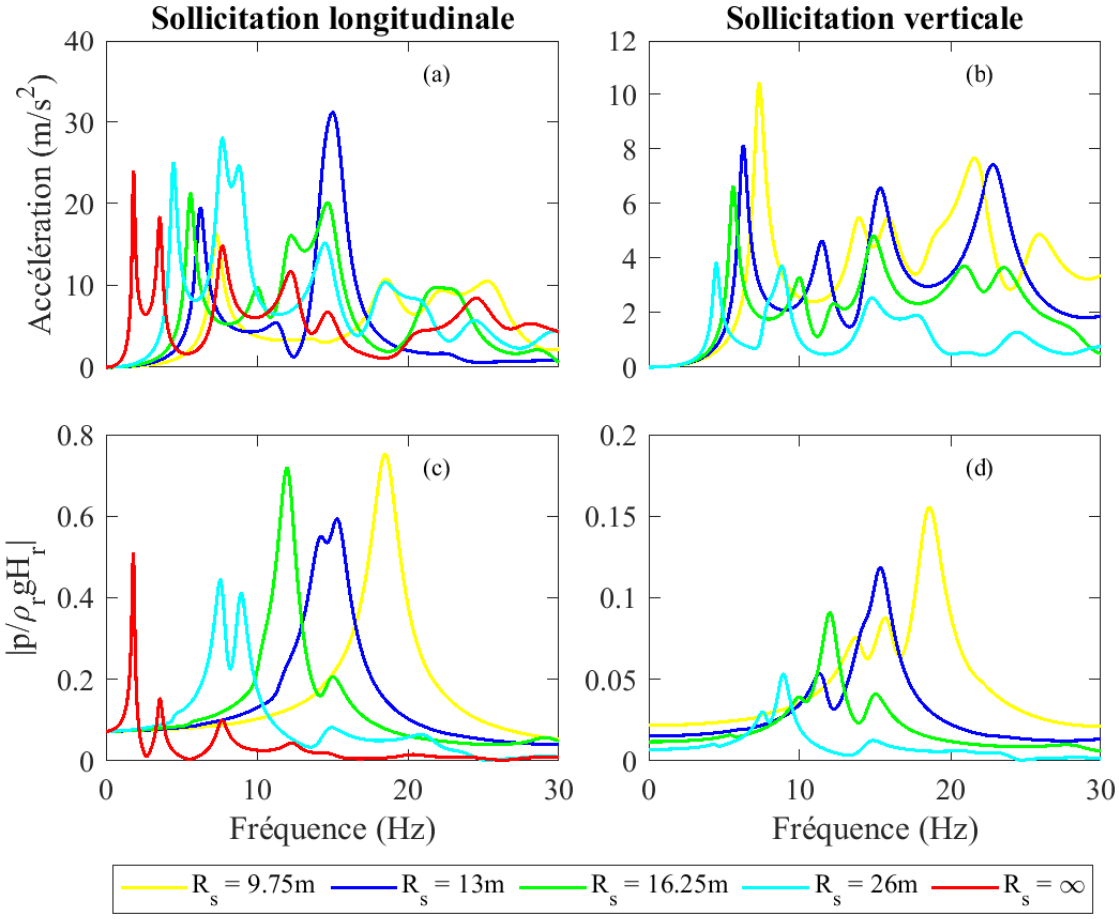



FIGURE 4.2 Courbes de réponse en fréquences de l'accélération et de la pression hydrodynamique pour des plaques de différents rayons avec les extrémités latérales et la base encastrées.

La figure 4.3 illustre la distribution des pressions hydrodynamiques le long de la ligne médiane pour des plaques de différents rayons avec les extrémités latérales et la base encastrées.

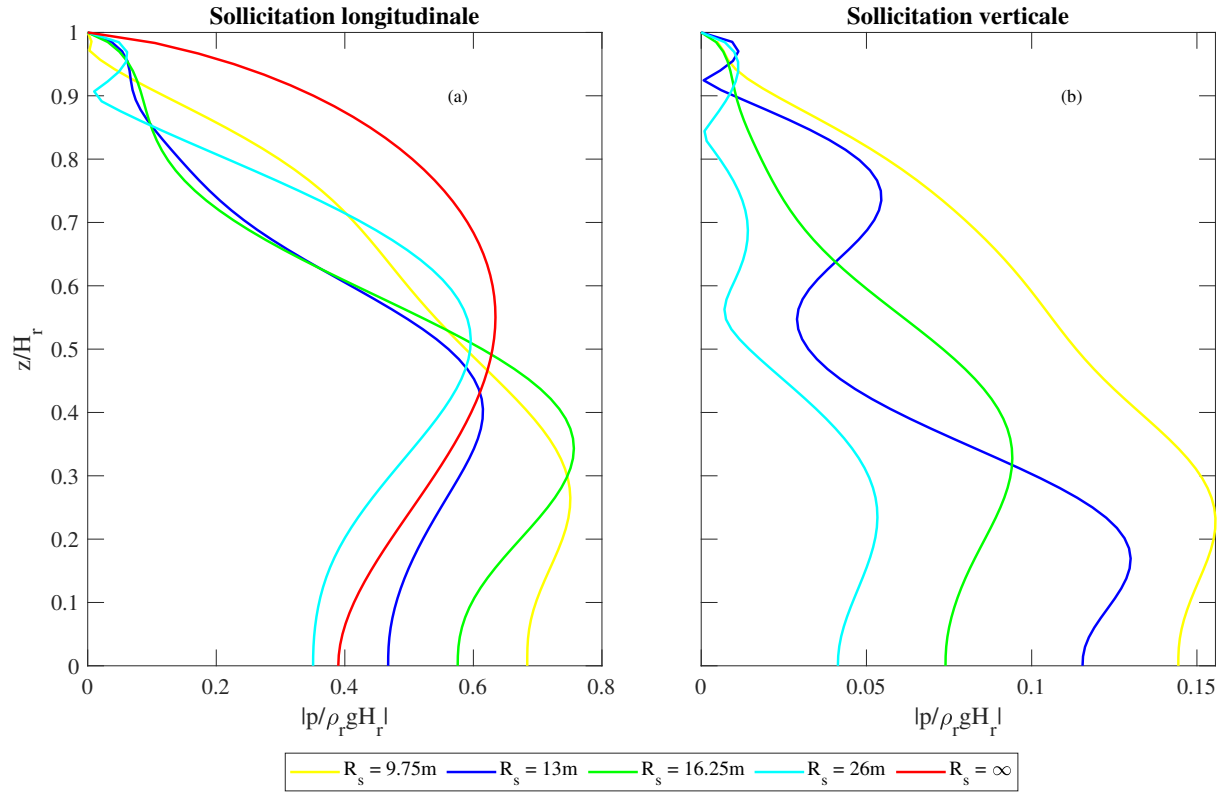



FIGURE 4.3 Distribution des pressions hydrodynamiques le long de la ligne médiane pour des plaques de différents rayons avec les extrémités latérales et la base encastrées.

### Extrémités latérales libres et base encastrée

La figure 4.4 présente les courbes de réponse en fréquences de l'accélération et de la pression hydrodynamique pour des interfaces structure-eau rayon $R_s = 9.75m$, $R_s = 13m$, $R_s = 16.25m$, $R_s = 26m$ et une interface plane avec les extrémités latérales libres et la base encastrée. Le fluide est considéré comme compressible. Pour une structure sollicitée longitudinalement les effets du rayon de l'interface sont moins importants lorsque les extrémités sont libres, en effet, la fréquence du premier mode est identique et les modes supérieurs, bien que différents, demeurent à des fréquences proches. Cependant, pour une structure sollicitée verticalement l'amplitude de la réponse augmente avec la diminution du rayon.

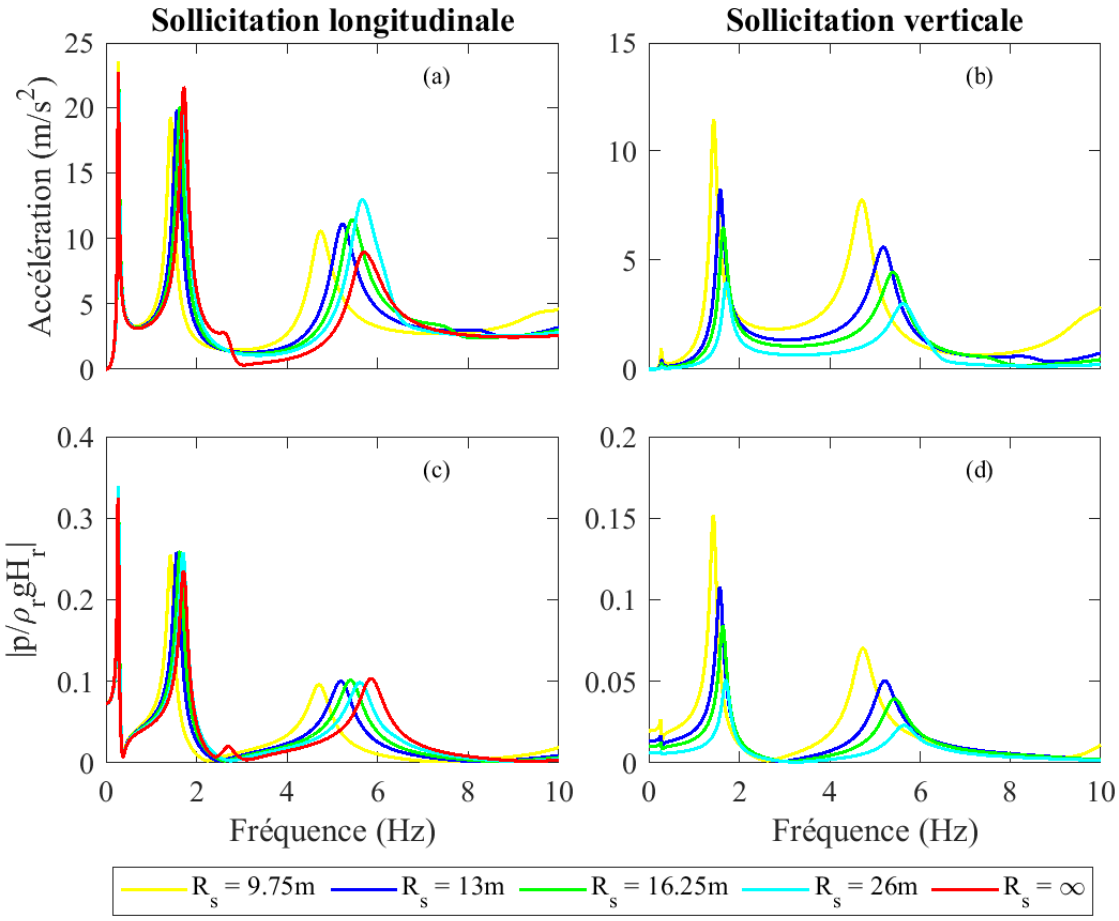



FIGURE 4.4 Courbes de réponse en fréquences de l'accélération et de la pression hydrodynamique pour des plaques de différents rayons avec les extrémités latérales libres et la base encastrée.

La figure 4.5 présente la distribution des pressions hydrodynamiques le long de la ligne médiane pour des plaques de différents rayons avec les extrémités latérales libres et la base encastrée. Bien qu'une différence soit plus importante entre l'interface plane et les interfaces courbées, pour une structure sollicitée longitudinalement, le rayon n'a pas de grande incidence sur la distribution des pressions hydrodynamiques lorsque les bords sont libres. Cependant, pour une structure sollicitée verticalement même si les distributions de pression ont la même allure, l'augmentation du rayon entraîne une diminution des pressions hydrodynamiques le long de la structure. Des pressions nulles peuvent être observé en raison de la déformée modale de la structure.

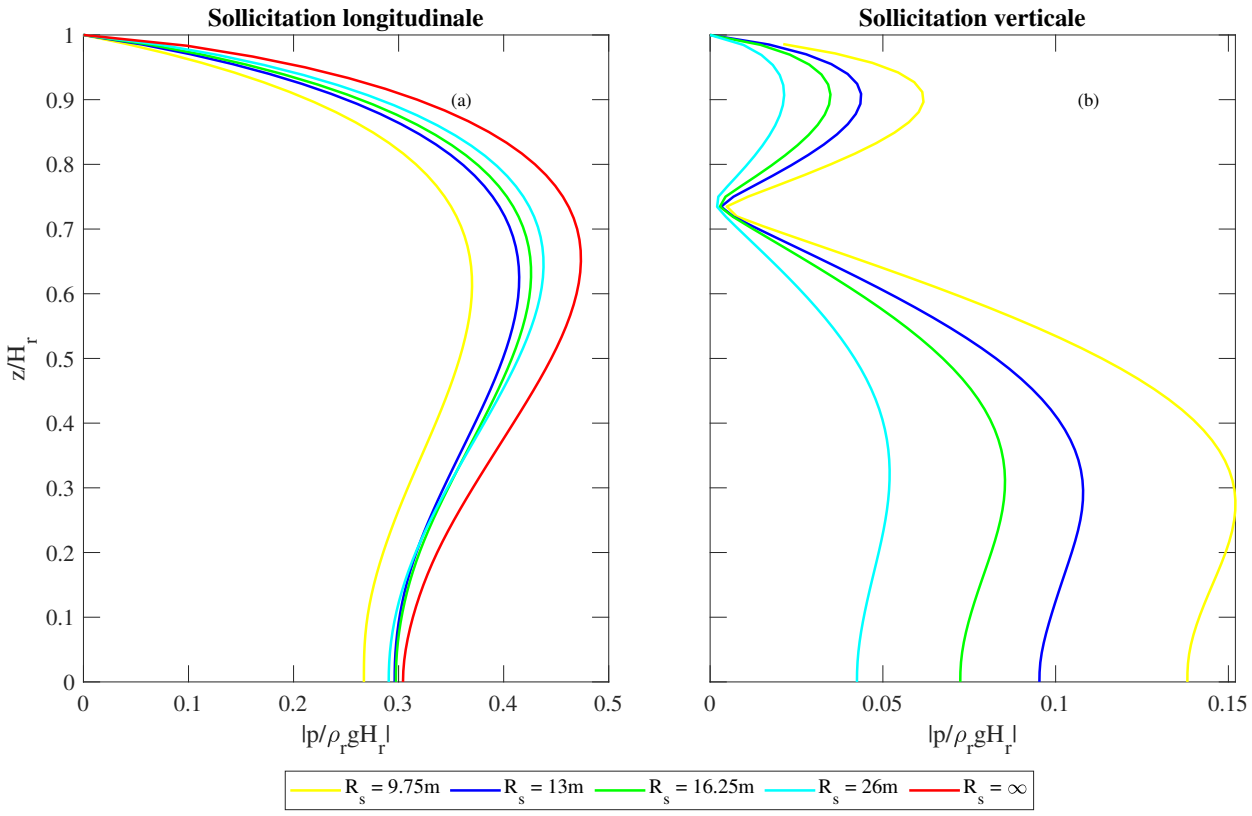



FIGURE 4.5 Distribution des pressions hydrodynamiques le long de la ligne médiane pour des plaques de différents rayons avec les extrémités latérales libres et la base encastrée.

### 4.3.2 Effets de la largeur

**Extrémités latérales et base encastrées**

La figure 4.6 présente les courbes de réponse en fréquences de l'accélération et de la pression hydrodynamique pour des interfaces structure-eau de rayon $R_s = 13m$ de largeurs $b_s = 0.5H_r$ (6m), $b_s = 1H_r$ (12m), $b_s = 2H_r$ (24m) et $b_s = 4H_r$ (48m) avec les extrémités latérales et la base encastrées. Le fluide est considéré comme compressible. Les tableaux 4.3 et 4.4 résume les réponses pour les différentes largeurs. La fréquence de résonance augmente avec la diminution de la largeur.

Tableau 4.3 Comparaison des fréquences au premier pic de résonance et les réponses maximales pour des structures de différentes largeurs sollicitées longitudinalement.

| $b_r$ (m) | $f_1$ (Hz) | Accélération $(m/s^2)$ | pression $(p/(\rho_r g H_r))$ | $\Delta f_1^{(i)}$ (Hz) | ΔAccélération (%) | ΔPression (%) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 6 | 18.8 | 19.76 | 0.787 | 4.54 | 36.52 | 32.65 |
| 12 | 14.26 | 31.13 | 0.593 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| 24 | 8.93 | 21.56 | 0.740 | -5.33 | 30.73 | 24.78 |
| 48 | 3.57 | 48.27 | 0.479 | -10.69 | 55.09 | 19.32 |

Tableau 4.4 Comparaison des fréquences au premier pic de résonance et les réponses maximales pour des structures de différentes largeurs sollicitées verticalement

| $b_r$ (m) | $f_1$ (Hz) | Accélération $(m/s^2)$ | pression $(p/(\rho_r g H_r))$ | $\Delta f_1^{(i)}$ (Hz) | ΔAccélération (%) | ΔPression (%) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 6 | 18.8 | 8.34 | 0.135 | 3.48 | 2.91 | 13.68 |
| 12 | 15.32 | 8.11 | 0.118 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| 24 | 8.93 | 7.91 | 0.147 | -6.39 | 2.45 | 24.29 |
| 48 | 5.76 | 7.80 | 0.110 | -9.56 | 3.77 | 7.03 |

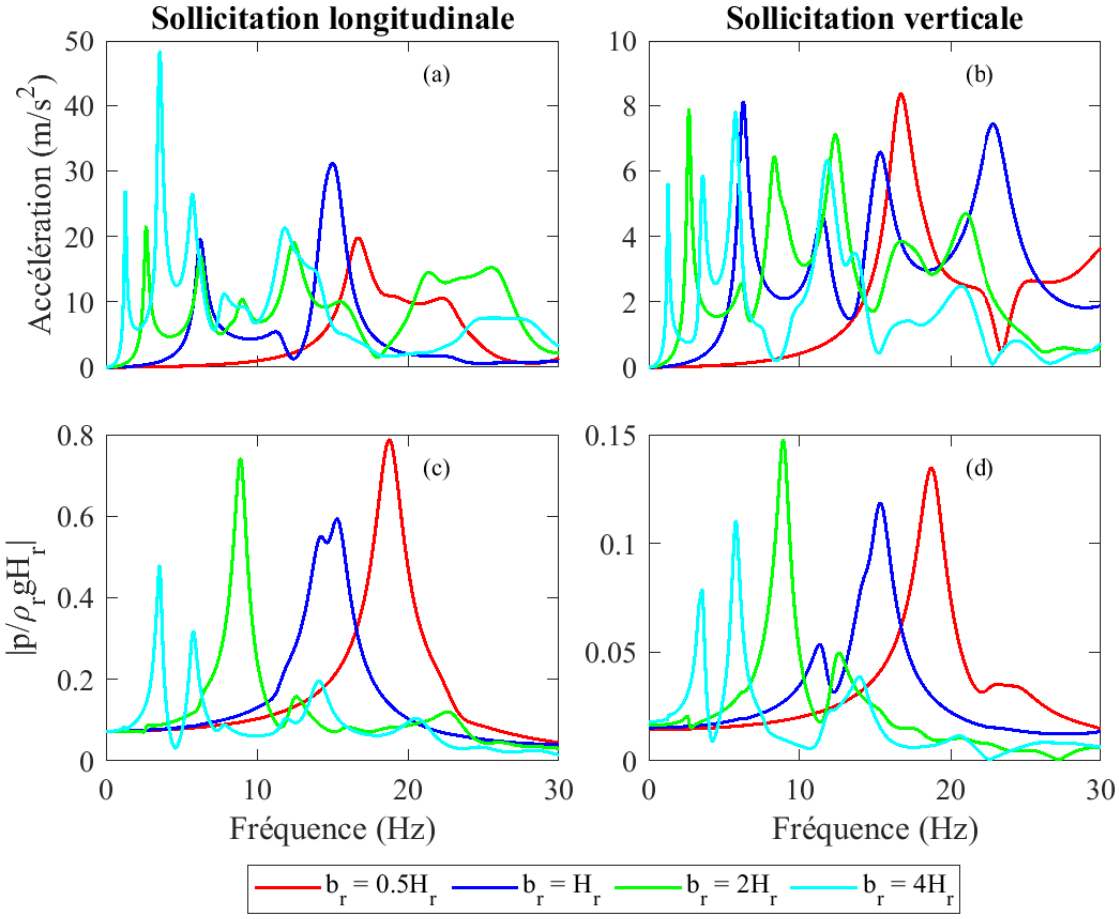



FIGURE 4.6 Courbes de réponse en fréquences de l'accélération et de la pression hydrodynamique pour des plaques de différentes largeurs avec les extrémités latérales et la base encastrées.

La figure 4.7 présente la distribution des pressions hydrodynamiques le long de la ligne médiane pour des plaques de différentes largeurs avec les extrémités latérales libres et la base encastrée. Des différences entre les allures de la distribution des pressions sont observées entre les différentes largeurs d'interfaces.

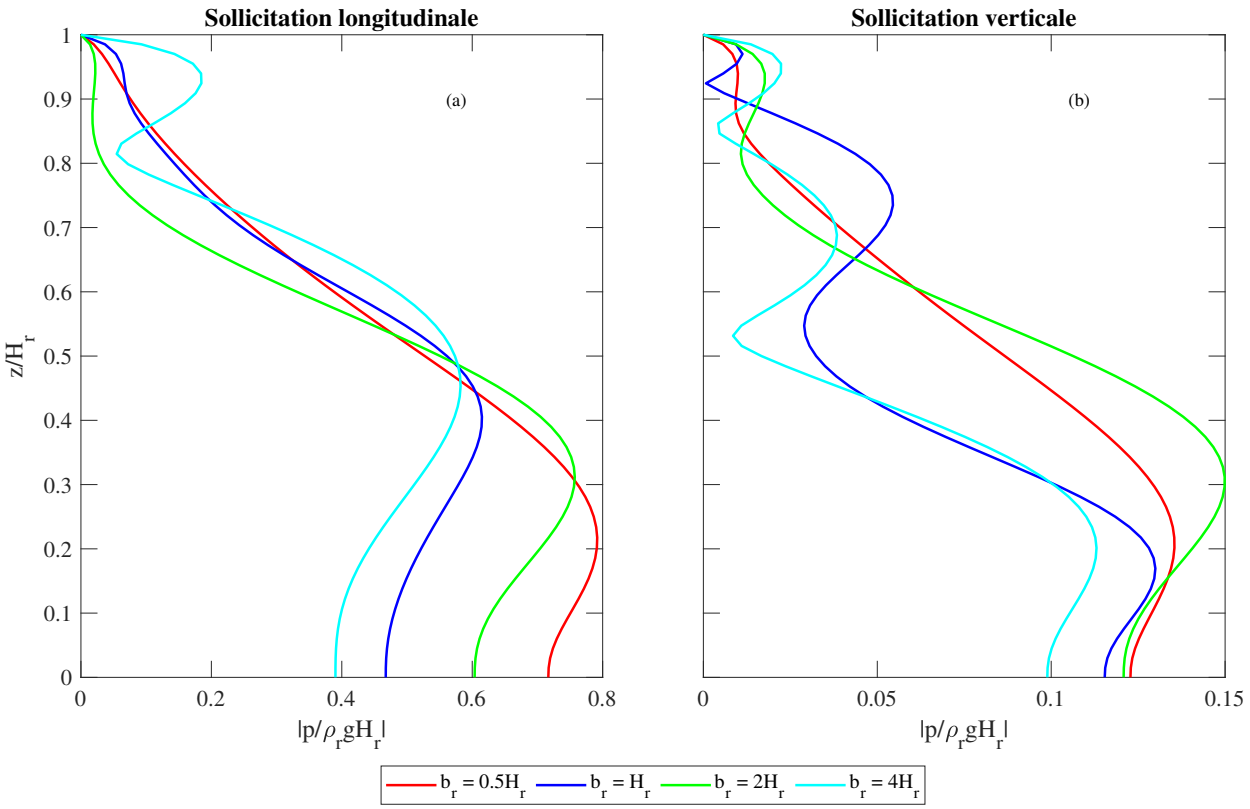



FIGURE 4.7 Distribution des pressions hydrodynamiques le long de la ligne médiane pour des plaques de différentes largeurs avec les extrémités latérales et la base encastrées

### Extrémités latérales libres et base encastrée

La figure 4.8 présente les courbes de réponse en fréquences de l'accélération et de la pression hydrodynamique pour des interfaces structure-eau de rayon $R_s = 13m$ de largeurs $b_s = 0.5H_r$ (6m), $b_s = 1H_r$ (12m), $b_s = 2H_r$ (24m) et $b_s = 4H_r$ (48m) avec les extrémités latérales et la base encastrées. Le fluide est considéré comme compressible. La largeur de l'interface n'a pas d'effet sur la réponse lorsque les extrémités sont libres. La figure 4.9 qui illustre la distribution des pressions permet de montrer que la largeur de l'interface n'a pas non-plus d'effet sur la distribution des pressions lorsque les extrémités sont libres.

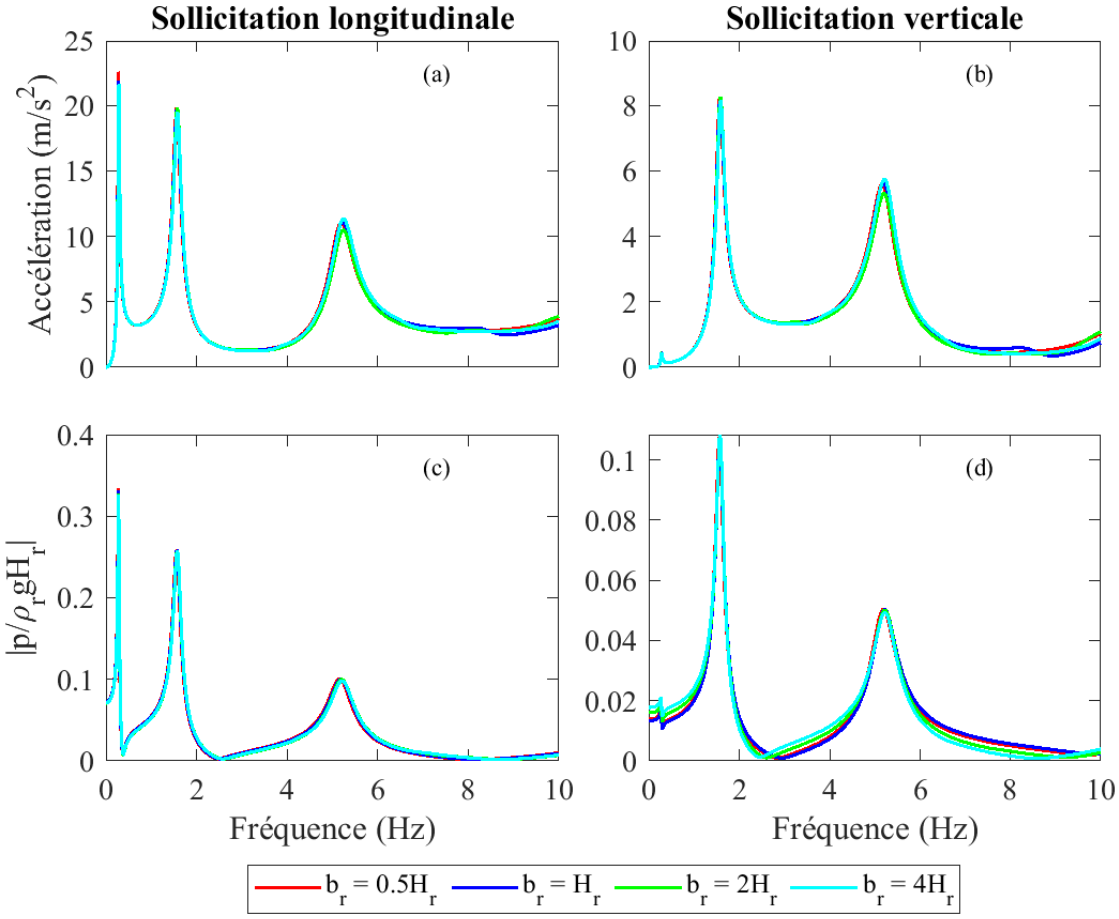



FIGURE 4.8 Courbes de réponse en fréquences de l'accélération et de la pression hydrodynamique pour des plaques de différentes largeurs avec les extrémités latérales libres et la base encastrée.

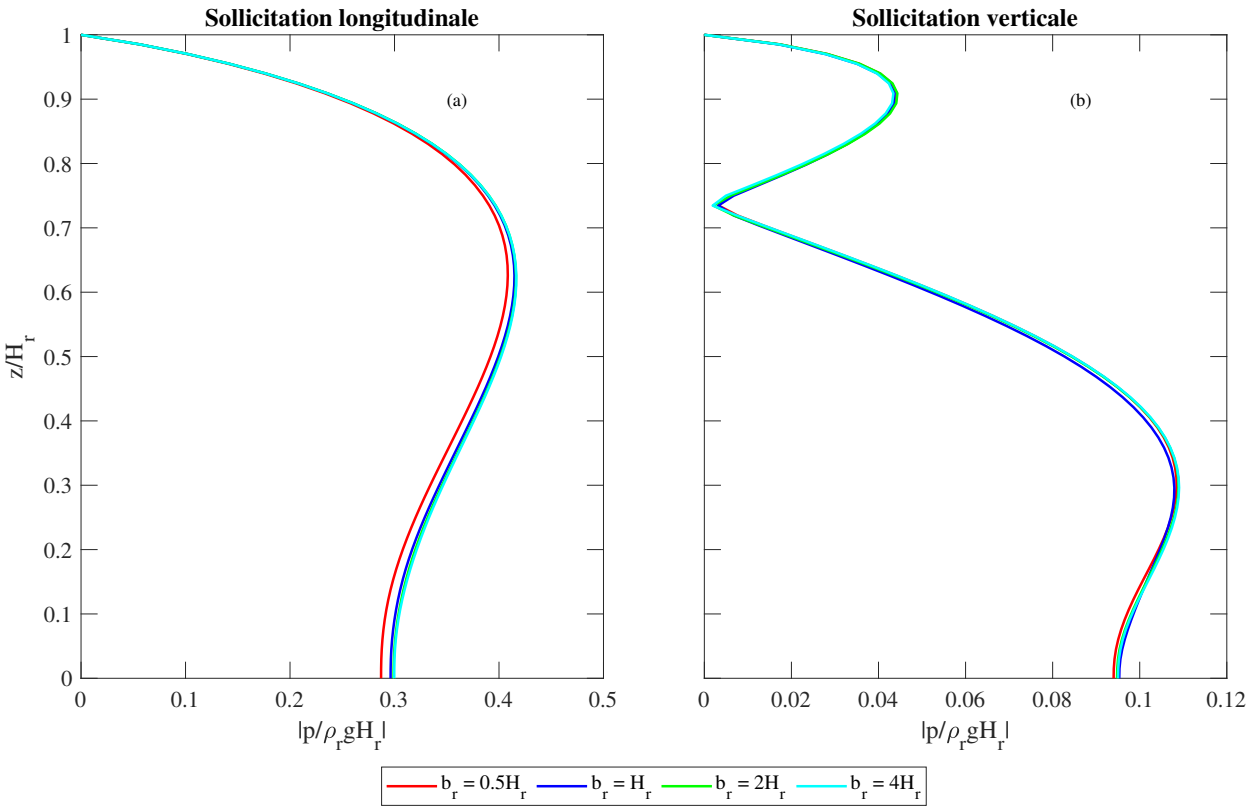



FIGURE 4.9 Distribution des pressions hydrodynamiques le long de la ligne médiane pour des plaques de différentes largeurs avec les extrémités latérales libres et la base encastrée.

### 4.3.3 Effets de la compressibilité

Afin d'étudier l'effet de la compressibilité sur les réponses dynamiques, les modèles précédents sont comparés aux modèles avec un réservoir modélisé par un fluide incompressible.

#### Effets du rayon

La figure 4.10 présente les courbes de réponse en fréquences des modèles à interfaces planes et avec $R_s = 13m$ et $R_s = 9.75m$ avec les extrémités latérales et la base encastrées, pour un réservoir modélisé par un fluide compressible et incompressible. La compressibilité du fluide n'a pas d'effet sur les réponses de l'interface plane, cependant, pour les interfaces radiales la réponse avec le fluide incompressible augmente les fréquences de résonance par rapport au modèle avec fluide compressible. La compressibilité a plus d'effets sur la réponse en pression que sur la réponse en accélération, en effet pour la réponse en accélération la compressibilité du fluide n'a pas d'effet sur le premier mode.

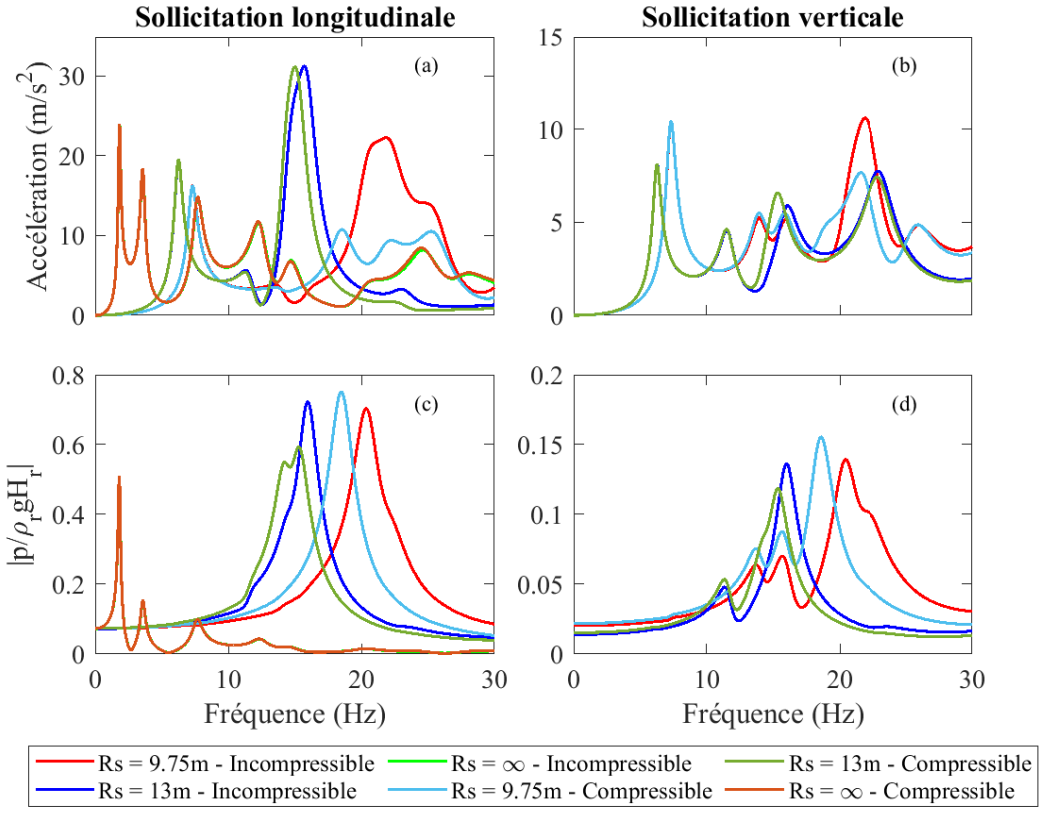



FIGURE 4.10 Courbes de réponse en fréquences de l'accélération et de la pression hydrodynamique pour des plaques de différents rayons avec les extrémités latérales et la base encastrées pour un fluide compressible et incompressible.

La figure 4.11 illustre les distributions de pressions le long de la ligne médiane des modèles à interfaces planes et avec $R_s = 13m$ et $R_s = 9.75m$ avec les extrémités latérales et la base encastrées, pour un réservoir modélisé par un fluide compressible et incompressible. Les pressions sont plus importantes dans les modèles avec fluide compressible que dans ceux avec fluide incompressible.

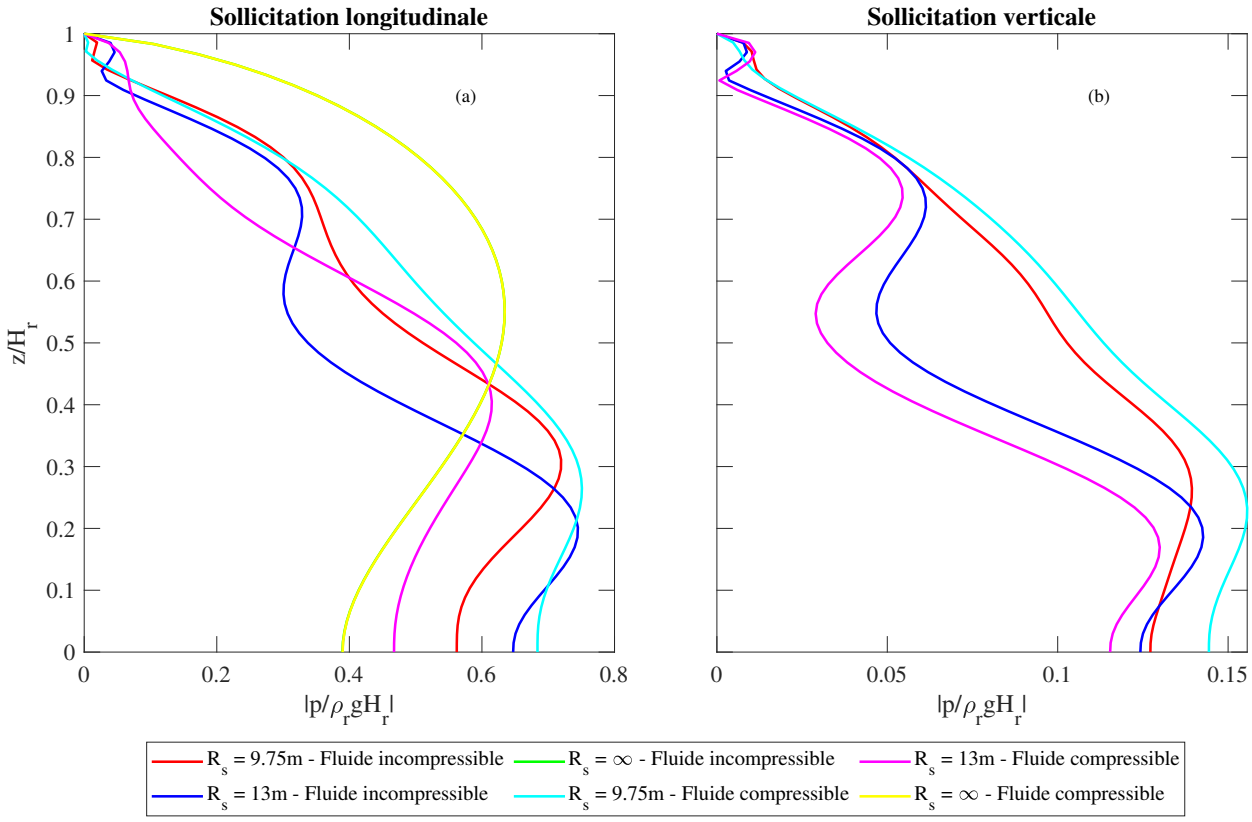



FIGURE 4.11 Distribution des pressions hydrodynamiques pour des plaques de différents rayons avec les extrémités latérales et la base encastrées pour un fluide compressible et incompressible.

Les figures 4.12 et 4.13 présentent les courbes de réponse en fréquences et les distributions de pressions le long de la ligne médiane des modèles à interfaces planes et avec $R_s = 13m$ et $R_s = 9.75m$ avec les extrémités latérales libres et la base encastrée, pour un réservoir modélisé par un fluide compressible et incompressible. Lorsque les extrémités latérales sont libres, la compressibilité du fluide n'a pas d'effet sur les réponses.

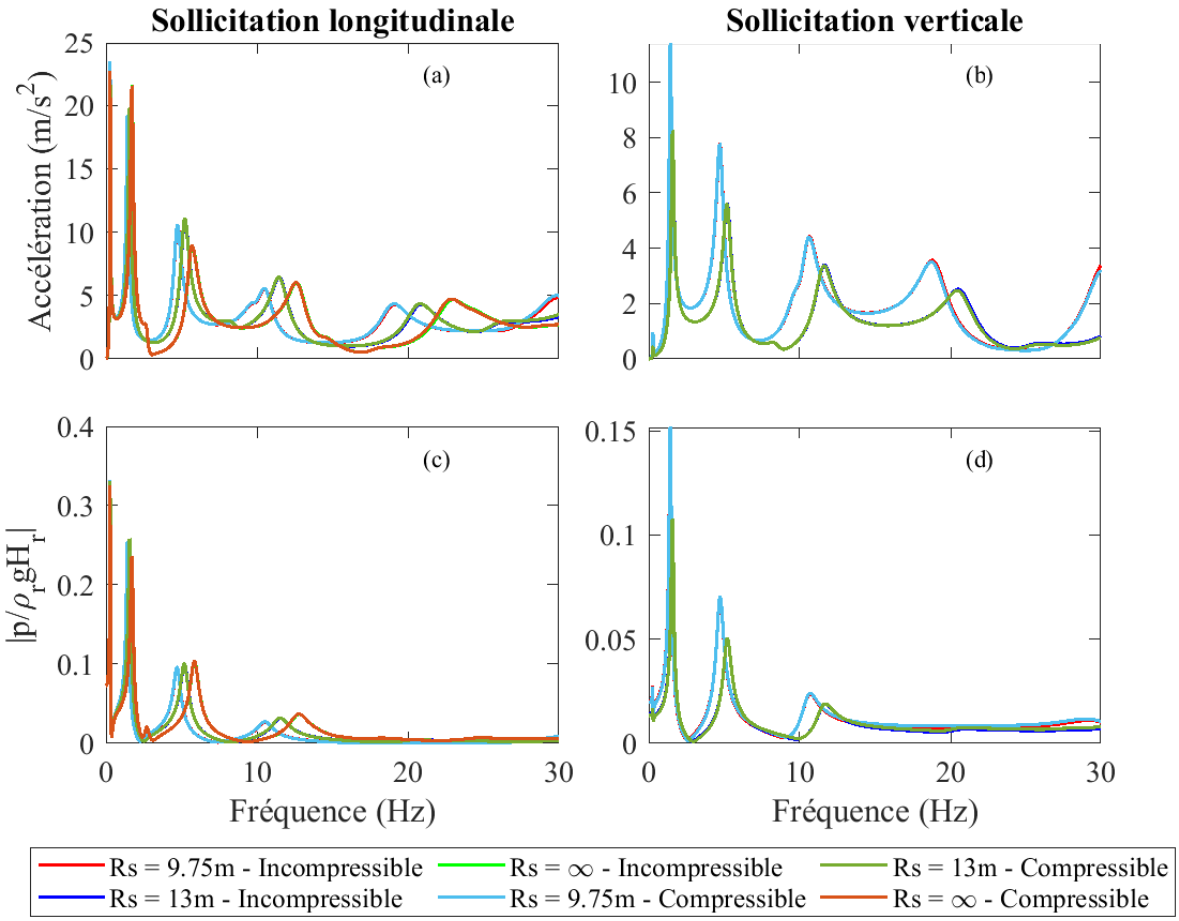



FIGURE 4.12 Courbes de réponse en fréquences de l'accélération et de la pression hydrodynamique pour des plaques de différents rayons avec les extrémités latérales libres et la base encastrée pour un fluide compressible et incompressible.

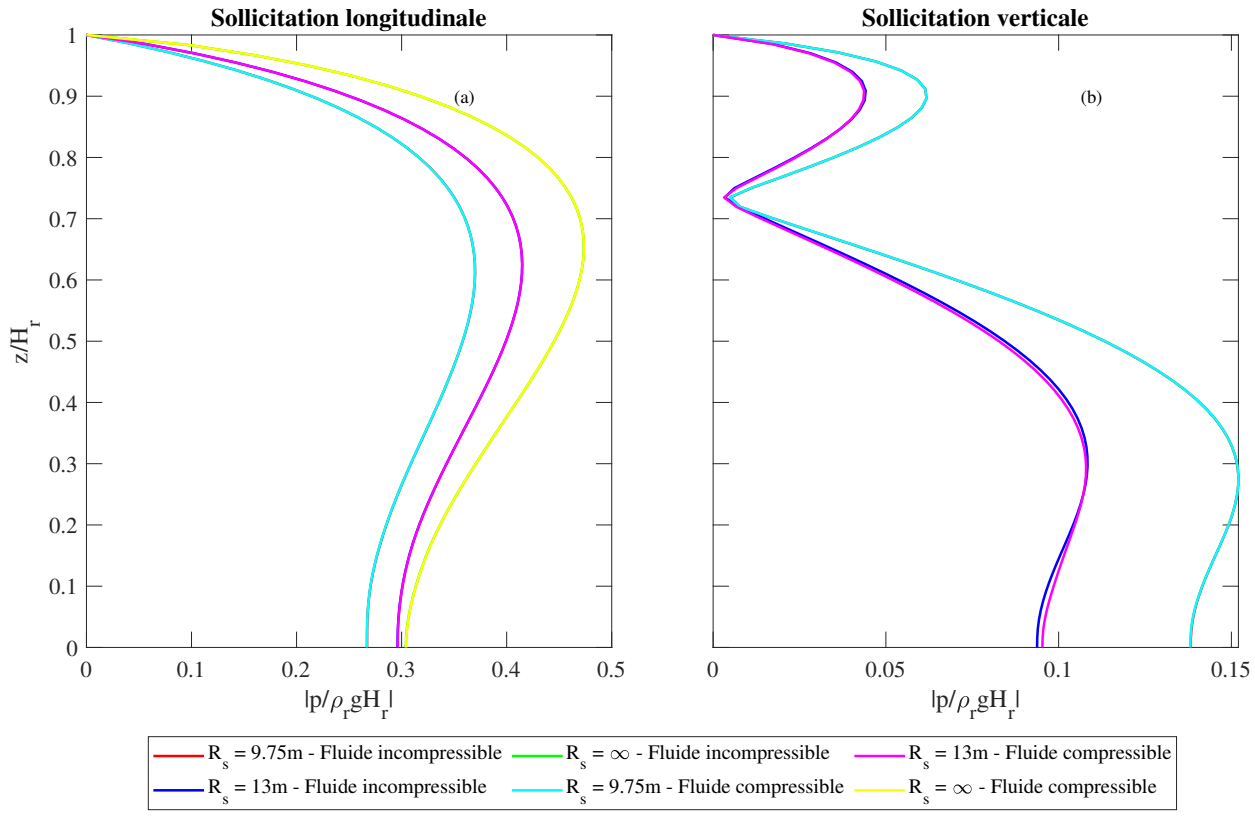



FIGURE 4.13 Distribution des pressions hydrodynamiques pour des plaques de différents rayons avec les extrémités latérales libres et la base encastrée pour un fluide compressible et incompressible.

### Effets de la largeur

La figure 4.14 présente les courbes de réponse en fréquences des modèles à interfaces radiales avec $R_s = 13m$ et $b_s = 1H_r,\ 2H_r$ et $0.5H_r$ avec les extrémités latérales et la base encastrées, pour un réservoir modélisé par un fluide compressible et incompressible. Le fluide incompressible augmente les fréquences de résonance par rapport au modèle avec fluide compressible. Cet effet semble s'accentuer avec la diminution de la largeur. La compressibilité à plus d'effets sur la réponse en pression que sur la réponse en accélération, en effet pour la réponse en accélération la compressibilité du fluide n'a pas d'effet sur le premier mode.

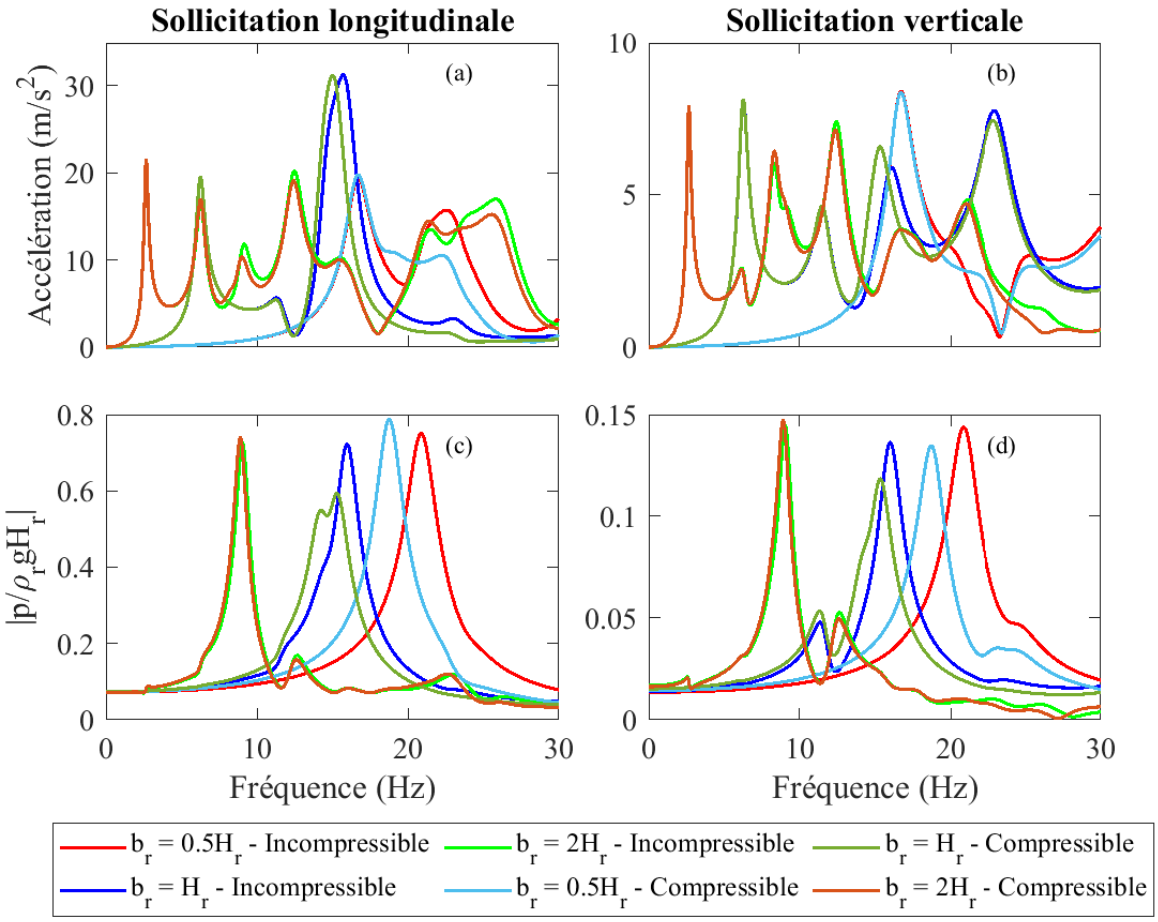



FIGURE 4.14 Courbes de réponse en fréquences de l'accélération et de la pression hydrodynamique pour des plaques de différentes largeurs avec les extrémités latérales et la base encastrées pour un fluide compressible et incompressible.

La figure 4.15 illustre les distributions des pressions hydrodynamiques le long de la ligne médiane des modèles à interfaces radiales avec $R_s = 13m$ et $b_s = 1H_r,\ 2H_r$ et $0.5H_r$ avec les extrémités latérales et la base encastrées, pour un réservoir modélisé par un fluide compressible et incompressible. Les pressions des modèles avec fluide compressible sont plus importantes que celles des modèles avec fluide incompressible.

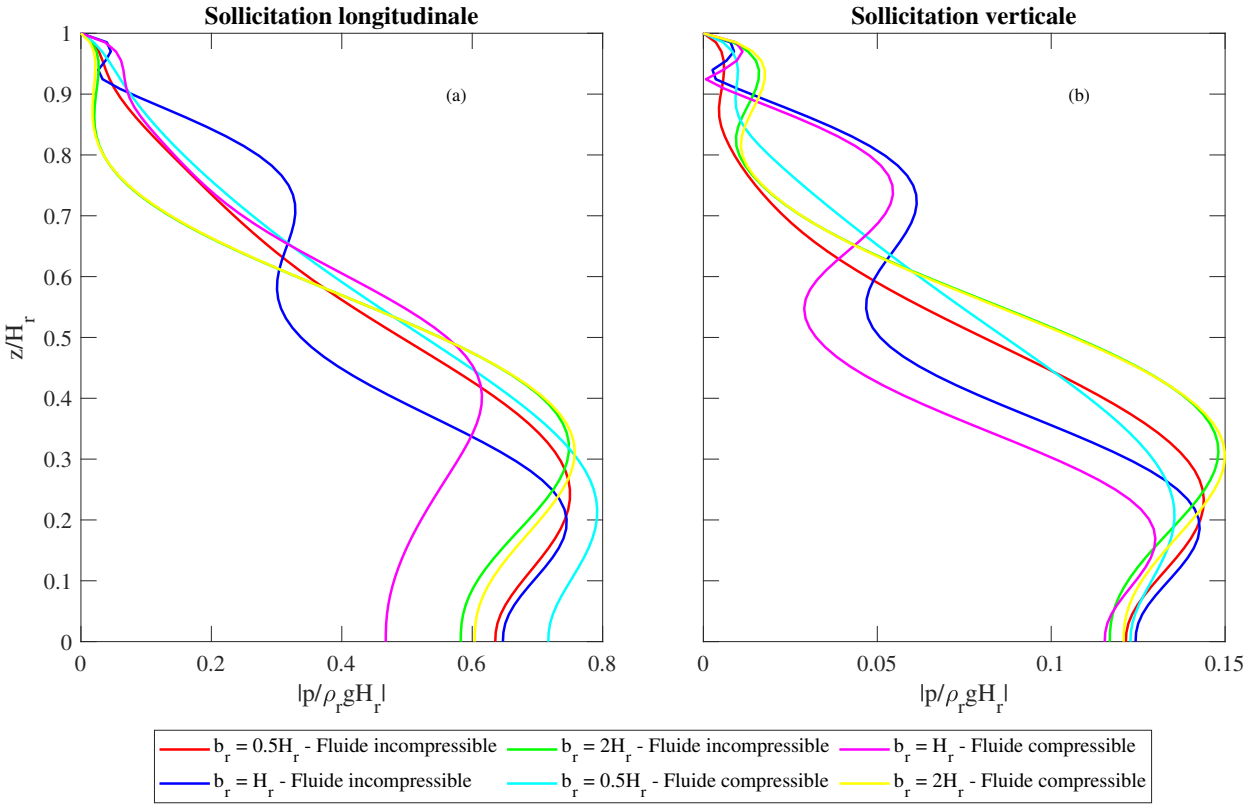



FIGURE 4.15 Distribution des pressions hydrodynamiques pour des plaques de différentes largeurs avec les extrémités latérales et la base encastrées pour un fluide compressible et incompressible.

Les figures 4.16 et 4.17 présentent les courbes de réponse en fréquences et les distributions des pressions hydrodynamiques le long de la ligne médiane des modèles à interfaces radiales avec $R_s = 13m$ et $b_s = 1H_r,\ 2H_r$ et $0.5H_r$ avec les extrémités latérales libres et la base encastrée, pour un réservoir modélisé par un fluide compressible et incompressible. La compressibilité du fluide n'a pas d'effet sur la réponse lorsque les extrémités latérales sont libres.

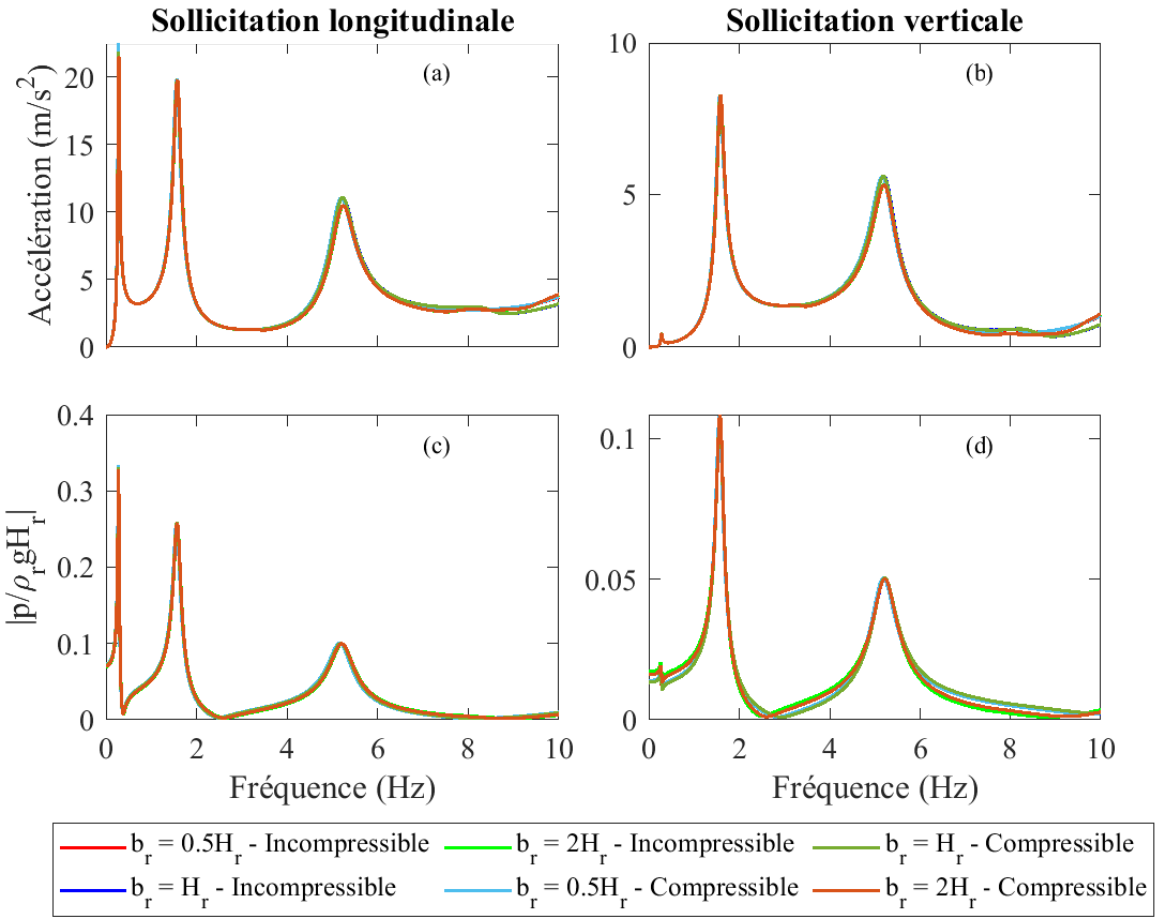



FIGURE 4.16 Courbes de réponse en fréquences de l'accélération et de la pression hydrodynamique pour des plaques de différentes largeurs avec les extrémités latérales libres et la base encastrée pour un fluide compressible et incompressible.

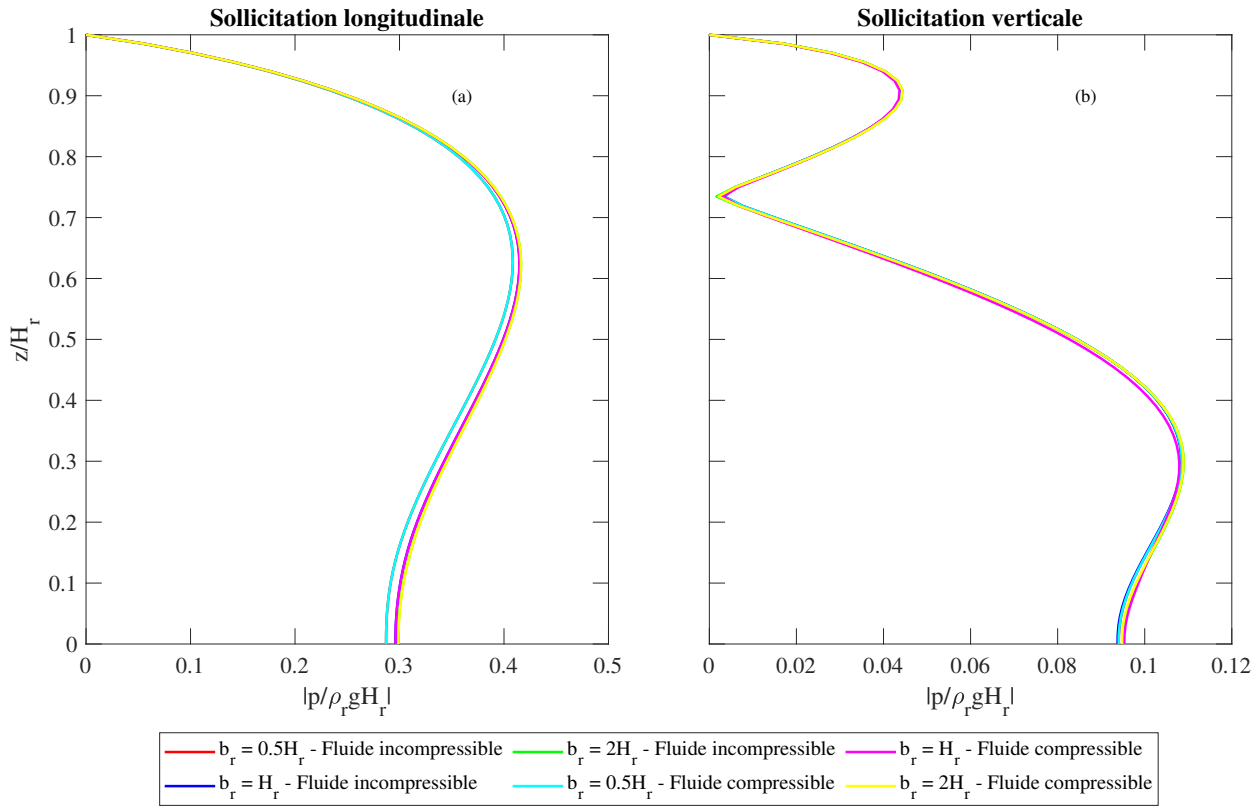



FIGURE 4.17 Distribution des pressions hydrodynamiques pour des plaques de différentes largeurs avec les extrémités latérales libres et la base encastrée pour un fluide compressible et incompressible.

## 4.4 Réservoir modélisé par la méthode des masses ajoutées de Westergaard généralisée

### 4.4.1 Effets du rayon

La figure 4.18 présente les courbes de réponse en fréquences en accélération des modèles à interfaces planes et radiales pour différents rayons avec les extrémités latérales libres et encastrées pour un réservoir modélisé par des masses ajoutées de Westergaard. Lorsque la structure est soumise à une sollicitation verticale, l'amplitude de l'accélération du premier mode augmente avec la diminution du rayon et lorsque les extrémités latérales sont encastrées la fréquence du premier mode augmente avec la diminution du rayon, cette remarque est également vérifiée pour les structures sollicitées longitudinalement. Lorsque la structure est soumise à une sollicitation longitudinale, le rayon à moins d'effet sur l'amplitude du premier mode.

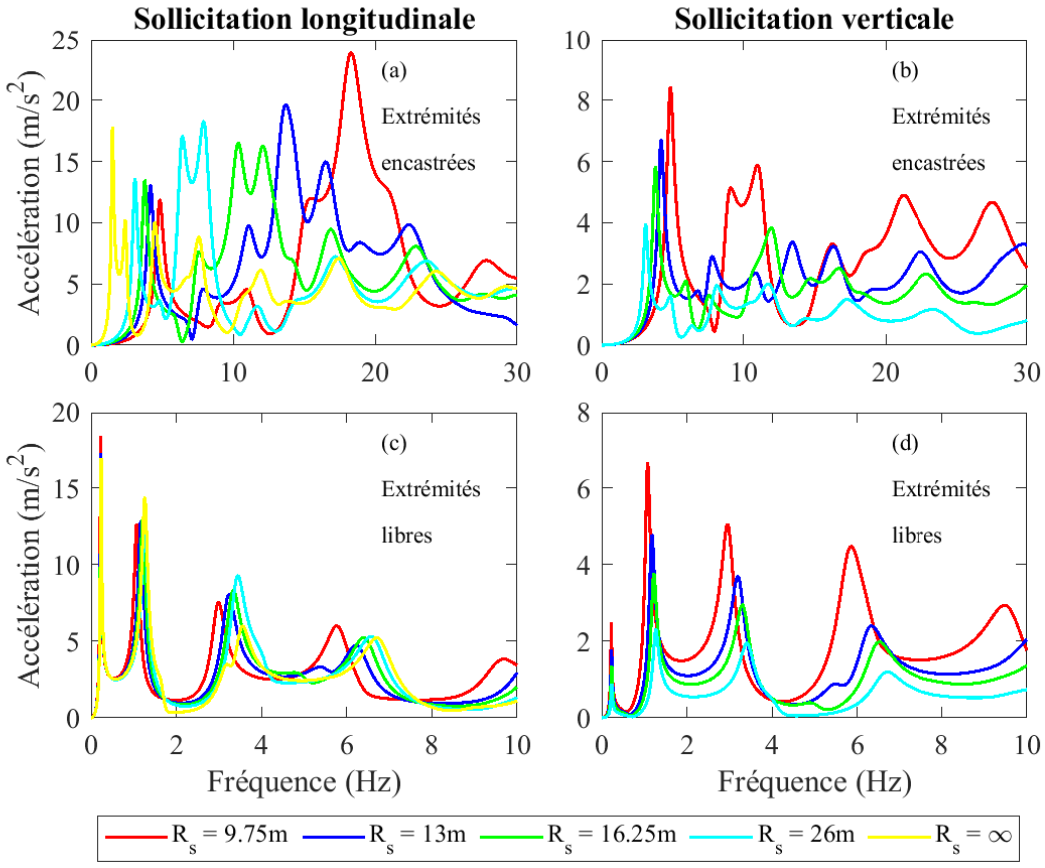



FIGURE 4.18 Courbes de réponse en fréquences des accélérations pour des vannes de différents rayons en utilisant les masses ajoutées.

### 4.4.2 Effets de la largeur

La figure 4.19 présente les courbes de réponse en fréquences de l'accélération des modèles à interfaces radiales pour différentes largeurs avec les extrémités latérales libres et encastrées pour un réservoir modélisé par des masses ajoutées de Westergaard. Lorsque les extrémités latérales sont libres la largeur n'a pas d'effets sur les premiers modes et des effets très limités sur les modes supérieurs. Lorsque les extrémités latérales sont encastrées, la fréquence des premiers modes diminue avec l'augmentation de la largeur.

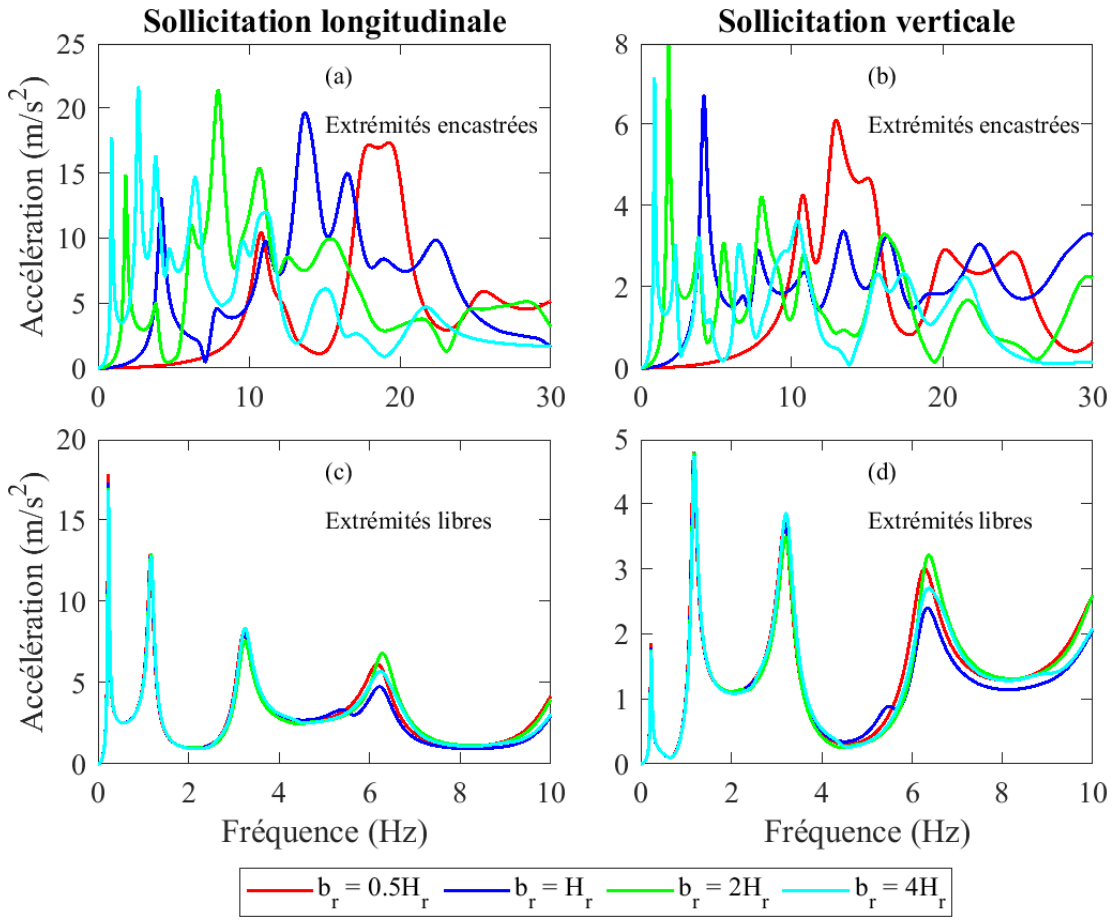



FIGURE 4.19 Courbes de réponse en fréquences des accélérations pour des vannes de différentes largeurs en utilisant les masses ajoutées.

### 4.4.3 Comparaison

Les figures 4.21 et 4.20 comparent les courbes de réponse en fréquences des modèles de différentes dimensions avec un réservoir modélisé par la méthode de Westergaard et des éléments fluides compressibles et incompressibles lorsque les structures sont sollicitées respectivement dans la direction longitudinale et la direction verticale. Une différence est observée entre la méthode des masses ajoutées de Westergaard et les méthodes par éléments finis. En effet la méthode de Westergaard apporte une fréquence du mode fondamentale et une amplitude des réponses plus faibles que les autres méthodes. Par exemple pour la plaque avec $R_s = 9.75m$ la méthode de Westergaard prédit une fréquence de résonance pour le premier pic d'accélération dans la direction verticale de 4.9Hz et 7.4Hz par la méthode des éléments finis fluides. Les fréquences sont de 4.3Hz et 6.3Hz pour la direction longitudinale.

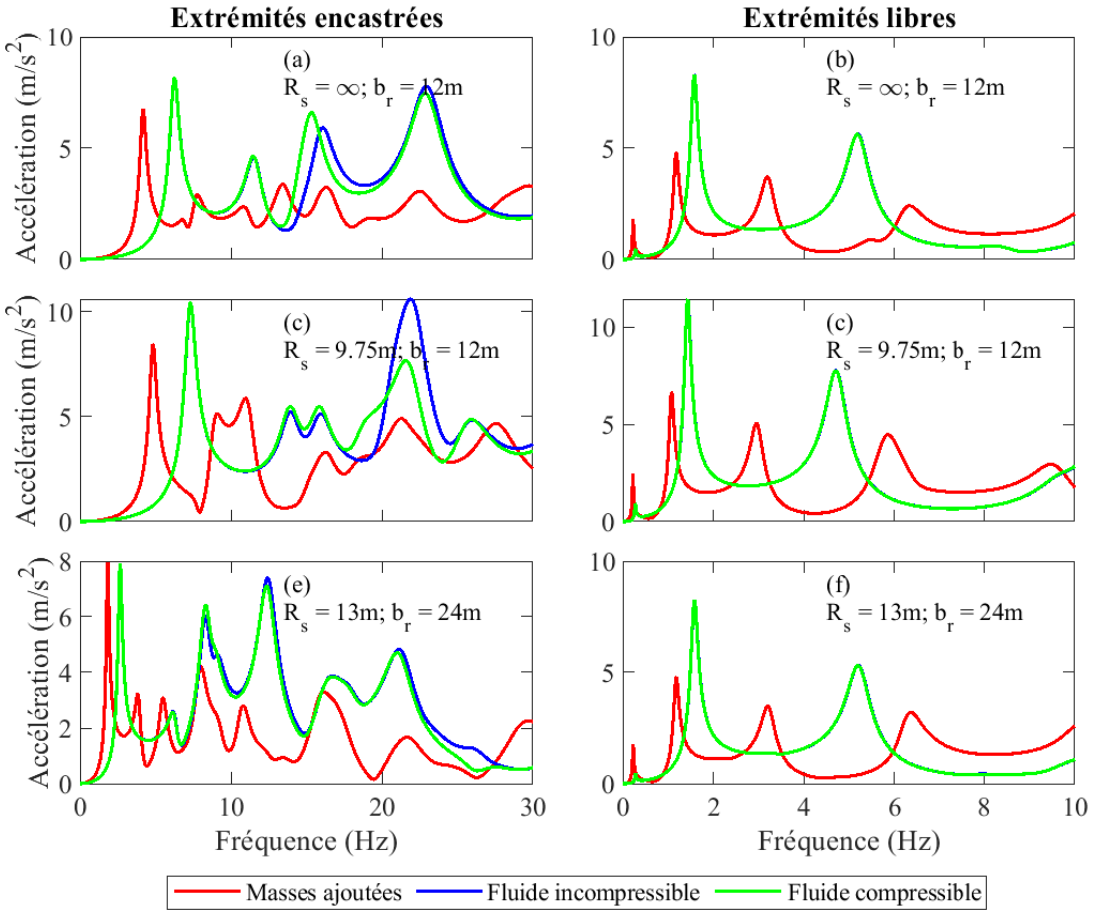



FIGURE 4.20 Courbes de réponse en fréquences des accélérations pour des vannes pour différentes modélisations du fluide pour une sollicitation verticale.

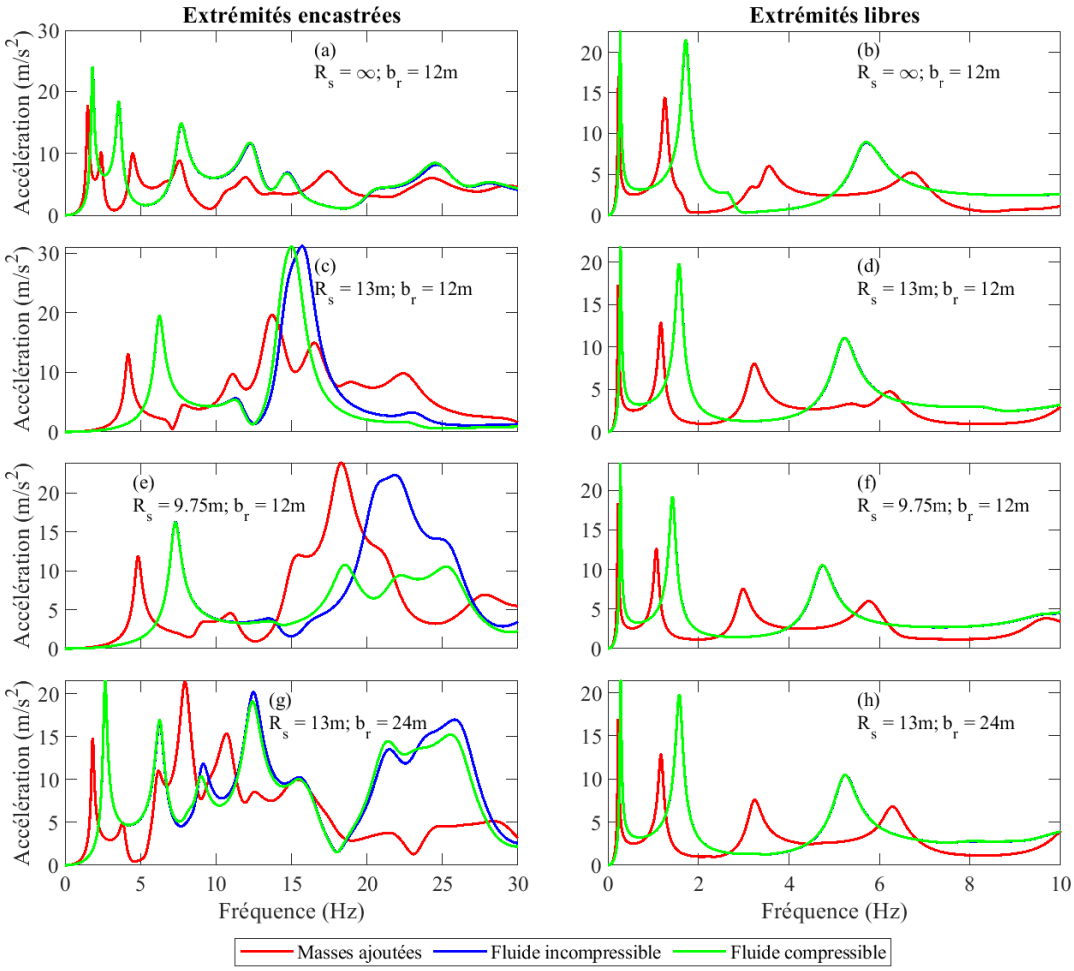



FIGURE 4.21 Courbes de réponse en fréquences des accélérations pour des vannes pour différentes modélisations du fluide pour une sollicitation longitudinale.

# CHAPITRE 5 ÉTUDE 3D DYNAMIQUE ET SISMIQUE D'UNE VANNE RADIALE SIMPLIFIÉE

## 5.1 Introduction

Ce chapitre a pour but d'évaluer l'effet de la composante verticale des séismes sur les réponses dynamiques et sismiques des vannes radiales. Les effets de l'inclinaison de la vanne, des écarts entre les tourillons, des conditions frontières, de la largeur, de la rigidité et de la compressibilité du fluide sur les réponses dynamiques seront étudiés. Pour cela les courbes de réponse en fréquences seront tracées, d'abord pour des modèles secs, puis pour des modèles avec réservoir modélisé par des éléments finis fluides et enfin, par la méthode des masses ajoutées. Pour terminer, les réponses au séisme de l'Imperiale Valley de 1940 seront étudiées.

## 5.2 Système d'étude

### 5.2.1 Géométrie

Le système étudié est une vanne radiale à trois bras comme montré à la figure 5.1 et 5.2.

Les dimensions de la vanne sont issues d'une vanne présente en Asie étudiée par Sahu et al. [106]. La vanne a un rayon $R_s = 13m$, une hauteur $H_s = 12m$, une largeur $b_s = 12m$. Au niveau des poutres, l'écart entre les bras est $E_{amont} = 6.667m$ et au niveau des tourillons l'écart est $E_{aval} = 6.667m$ ou $E_{aval} = 11.418m$ appelés respectivement écart 2 et écart 1 par la suite. L'angle entre la poutre supérieure et inférieure est $\alpha_{bras} = 39.65°$. L'angle d'inclinaison est variable, pour le système de référence il sera pris $\alpha_s = 0°$, les inclinaisons $-15°$ ; $15°$ et $30°$ seront également étudiées. Le réservoir, d'une longueur $L_r = 24m$, est rectangulaire et recouvre en intégralité la vanne. La longueur $L_r$ a été déterminée à l'aide d'une convergence sur les réponses dynamiques étudiées. La vanne est composée d'une plaque de 15mm d'épaisseur, de dix-sept raidisseurs verticaux ST6x20.4, de trois poutres W24x117, de trois bras W18x86 et de trois contreventements en forme de chevron fermé W18x60. Comme illustré par la figure 5.3, les conditions frontières principalement étudiées seront des tourillons avec les trois translations bloquées et les rotations permises. Pour la vanne aux conditions A1, les translations selon Z seront bloquées à la base de la vanne. Pour la vanne aux conditions B1, toutes les translations seront bloquées à la base de la vanne. Pour les conditions A2 et B2 les translations selon Y seront bloquées pour les extrémités latérales. Les tourillons sont modélisés par des pivots d'axes Y pour les conditions A3 et B3.

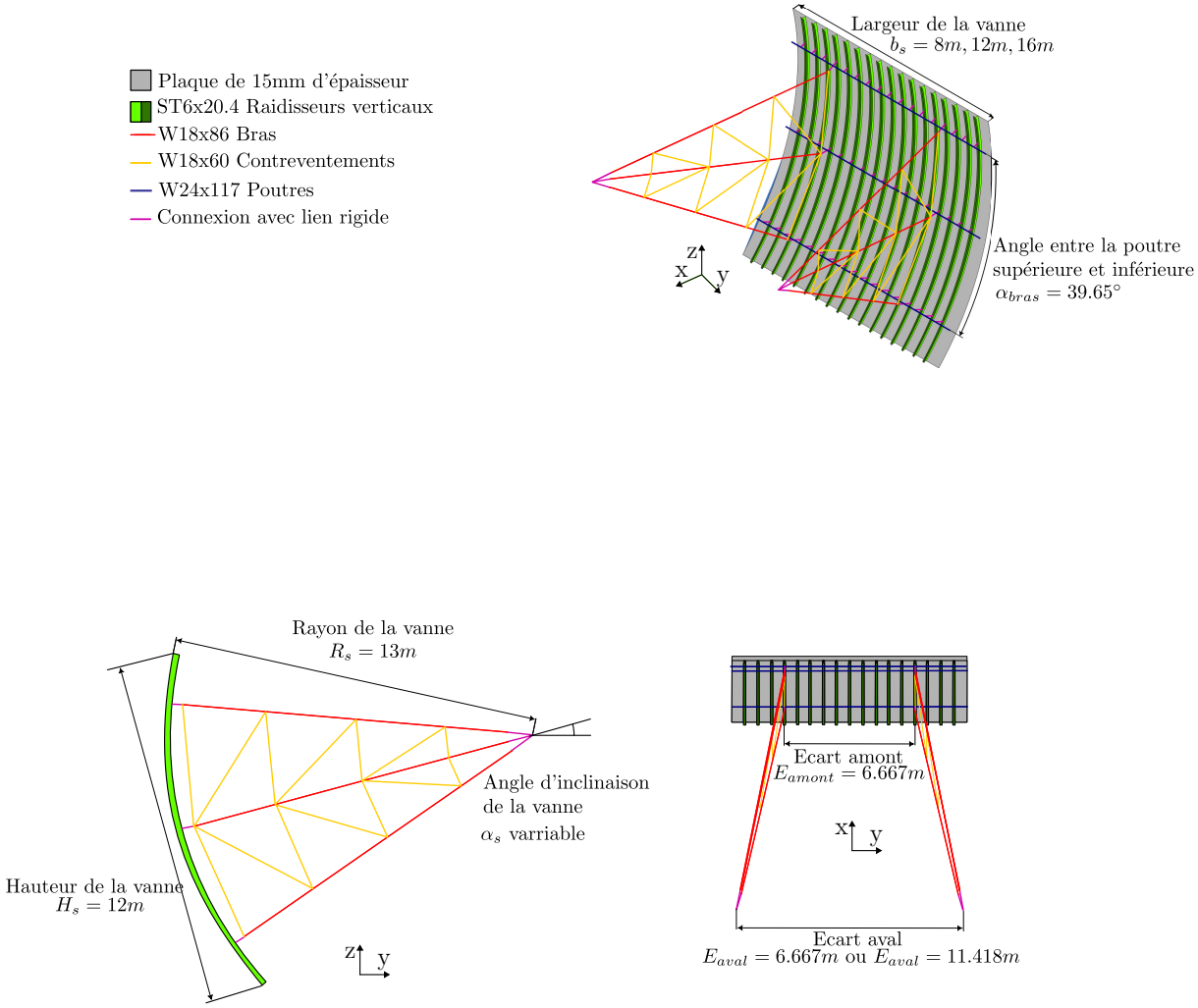



FIGURE 5.1 Géométrie de la vanne radiale sèche étudiée.

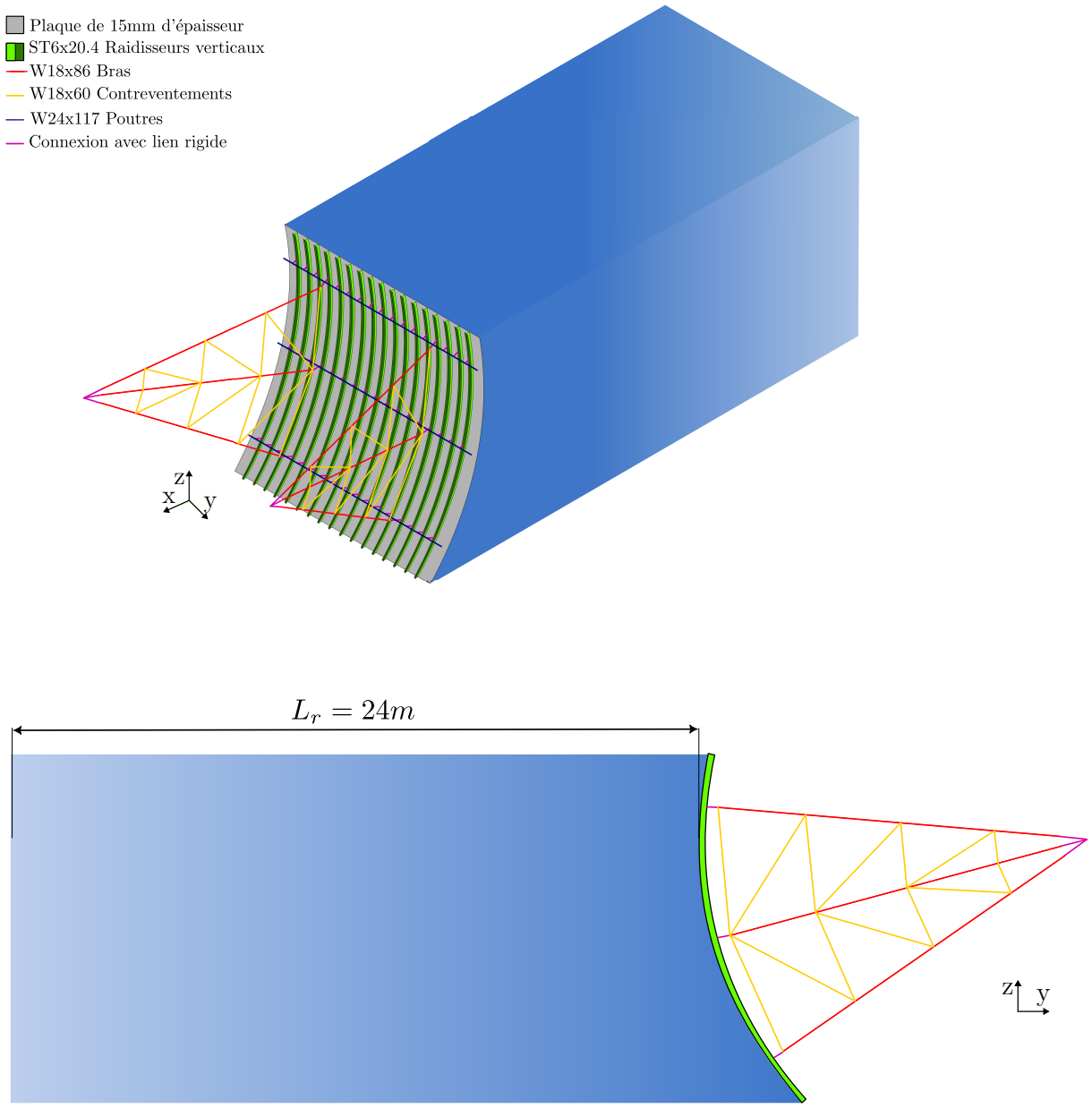



FIGURE 5.2 Géométrie de la vanne radiale humide étudiée.

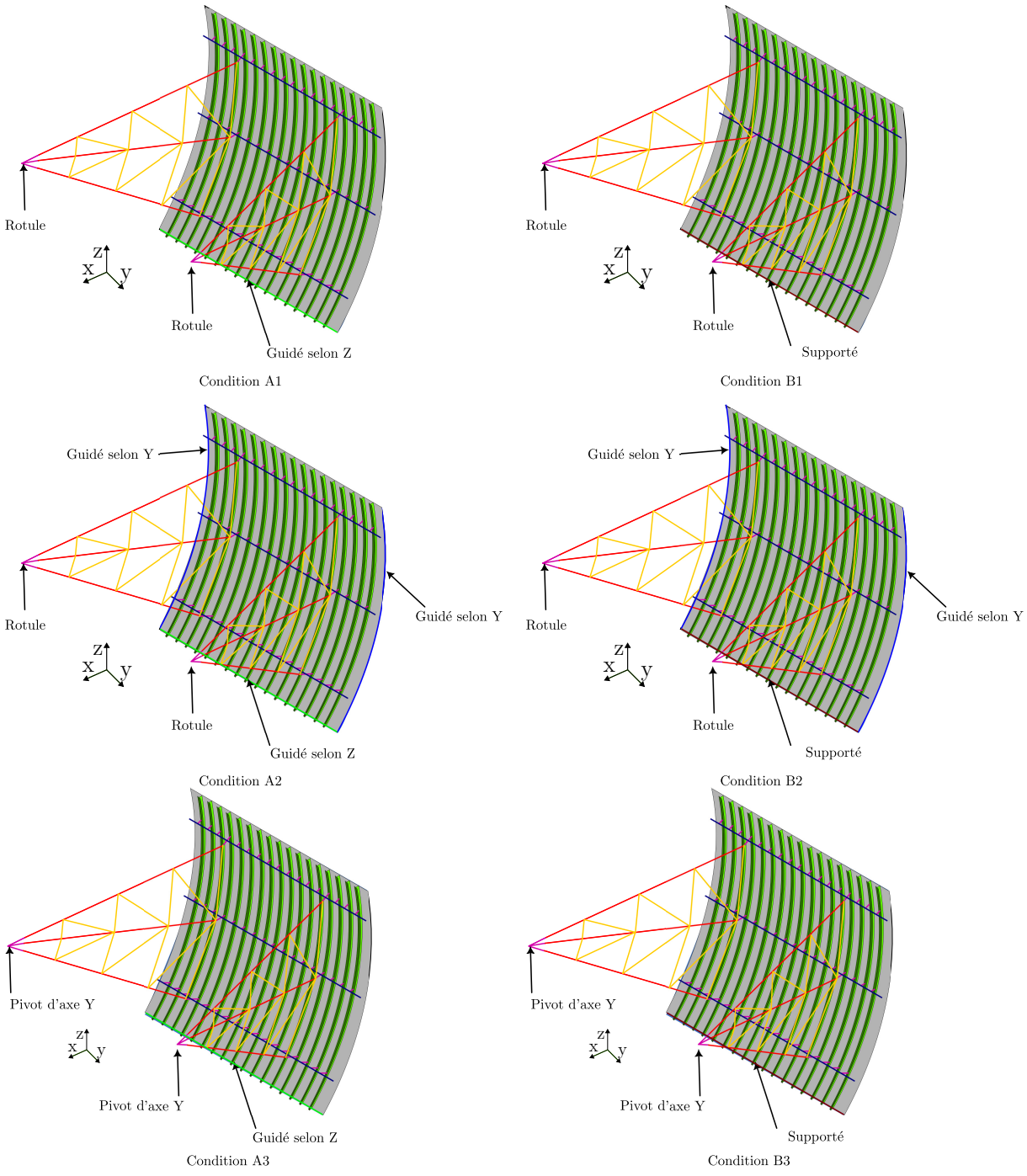



FIGURE 5.3 Conditions frontières étudiées.

### 5.2.2 Modélisation par éléments finis

La vanne radiale 3D étudiée est modélisée avec des éléments coques et poutres. Les éléments coques sont utilisés pour modéliser la plaque ainsi que les raidisseurs verticaux. Les éléments poutres sont utilisés pour modéliser les bras, les contreventements et les poutres. Les poutres sont connectées aux semelles des raidisseurs verticaux par des liens rigides, les bras sont connectés de la même manière aux tourillons. Le matériau utilisé est de l'acier avec un module d'élasticité $E_s = 200GPa$, un coefficient de Poisson $\nu_s = 0.3$ et une masse volumique $\rho_s = 7850kg/m^3$. Le réservoir est modélisé avec des éléments 3D-Fluid de masse volumique $\rho_r = 1000kg/m^3$, de module d'élasticité isostatique $K_r = 2.0736GPa$, ce qui correspond à une vitesse de propagation du son dans le fluide $Cr = 1440m/s$. Le réservoir est maillé en deux zones avec des éléments de transition qui permettent d'augmenter la taille du maillage dans la deuxième zone afin de diminuer le temps de calcul. Les éléments de transition utilisés sont illustrés sur la figure 5.4. Dans la première zone le maillage commence avec des mailles de mêmes dimensions que les éléments coques de la plaque de la structure, la longueur augmente progressivement sur 6m pour atteindre le double de sa longueur initiale. Dans la deuxième zone la longueur de la maille augmente progressivement sur 18m pour atteindre le double de sa longueur initiale. Le maillage du réservoir est illustré par la figure 5.5

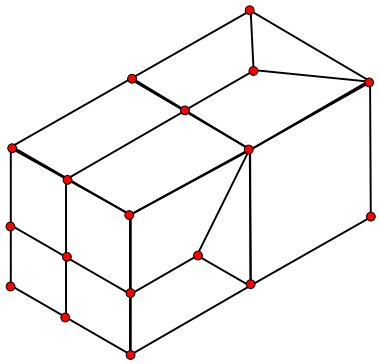


FIGURE 5.4 Éléments de transitions.

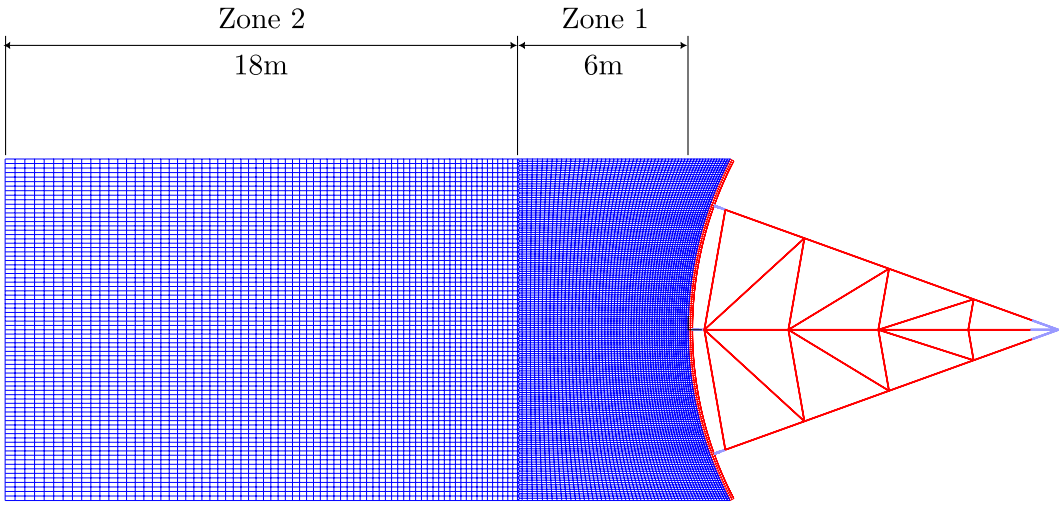



FIGURE 5.5 Vanne radiale modélisée par éléments finis.

## 5.3 Résultats des analyses dynamiques

Tout d'abord les analyses modales de la structure sèche sont réalisées, ensuite les analyses modales sont réalisées pour la structure avec réservoir modélisé par éléments finis fluides d'abord puis avec la méthode des masses ajoutées de Westergaard. Les courbes de réponse en fréquences de la pression hydrodynamique agissant sur la vanne et les réactions aux tourillons sont tracées en supposant que la structure subit une excitation harmonique de $1m/s^2$ dans une seule direction. Les directions des sollicitations sont une sollicitation longitudinale (selon X), transversale (selon Y) et verticale (selon Z). Un taux d'amortissement de 5% est appliqué. Cet amortissement, élevé pour une structure en acier, a été choisi dans un but de comparaison. L'ensemble des points étudiés est illustré sur la figure 5.6. La plage des fréquences étudiées est [0 ;10Hz] pour les vannes avec réservoir et [0 ;30Hz] pour les vannes sans réservoir.

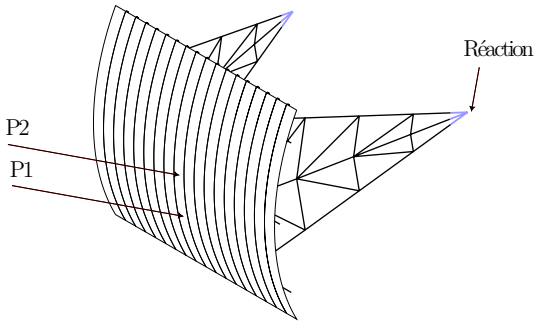



FIGURE 5.6 Points étudiés.

### 5.3.1 Étude de la structure sèche

#### Vannes de références

Tout d'abord les vannes sans réservoir seront étudiées afin d'observer le comportement de ces structures et d'étudier l'effet de l'interaction structure-eau. La figure 5.7 présente les courbes de réponse en fréquences de la réaction des vannes sèches aux conditions A1 et B1 soumises à des accélérations harmoniques longitudinales, transversales et verticales. Le tableau 5.1 résume les fréquences de résonance, l'amplitude de cette résonance et la comparaison de ces valeurs par rapport à la vanne à la condition A1. Pour la vanne à la condition B1 les réponses en réactions sont dans le même ordre de grandeur pour les trois sollicitations contrairement à la vanne à la condition A1 qui présente un écart entre les réponses transversale et longitudinale de 176.25% et un écart entre les réponses verticale et longitudinale de -90.00%.

Tableau 5.1 Comparaison des fréquences et réactions au premier pic de résonance de la vanne radiale aux conditions A1 et B1.

| Sollicitation | Condition | $f_1^i$(Hz) | Réaction(kN) | $\Delta f_1^i$ (Hz) | *Réaction* (%) |
|---|---|---|---|---|---|
| Longitudinale | A1 | 26.10 | 165.59 | 0 | 0 |
| | B1 | 19.63 | 66.52 | -6.47 | -59.83 |
| Transversale | A1 | 1.51 | 457.44 | 0 | 0 |
| | B1 | 10.40 | 179.07 | 8.89 | -60.85 |
| Verticale | A1 | 8.64 | 16.56 | 0 | 0 |
| | B1 | 19.63 | 98.30 | 10.99 | 493.49 |

La figure 5.8 présente les déformées des premiers modes importants des directions longitudinales, transversales et verticales des vannes aux conditions A1 et B1. Sont appelés modes importants les modes qui présentent une masse participante importante par rapport aux autres modes. La vanne à la condition A1 présente deux modes longitudinaux et verticaux distincts contrairement à la vanne B1 qui possède comme premier mode important un mode actif en même temps dans la direction longitudinale et verticale.

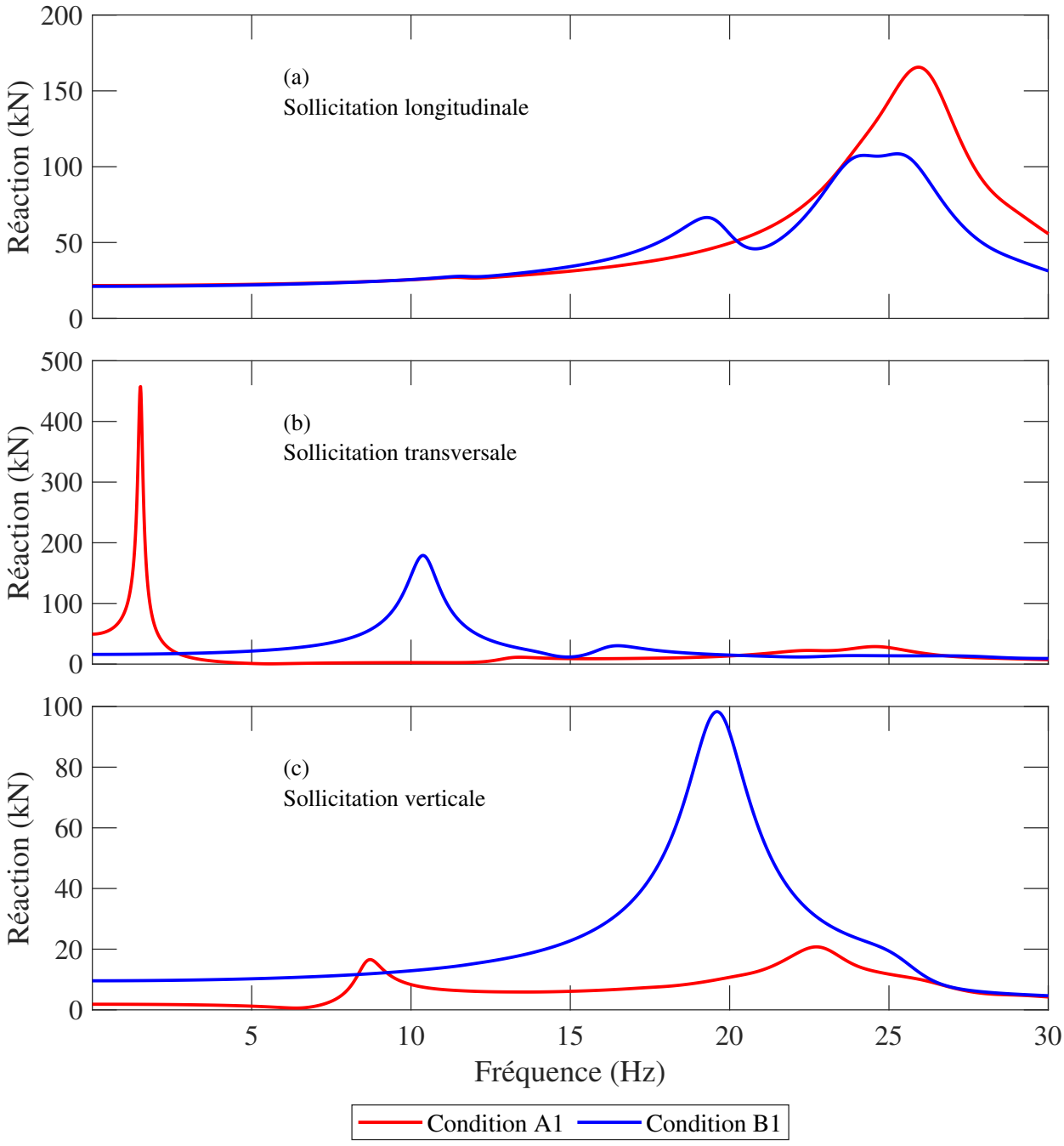



FIGURE 5.7 Courbes de réponse en fréquences des réactions des vannes sèches aux conditions A1 et B1.

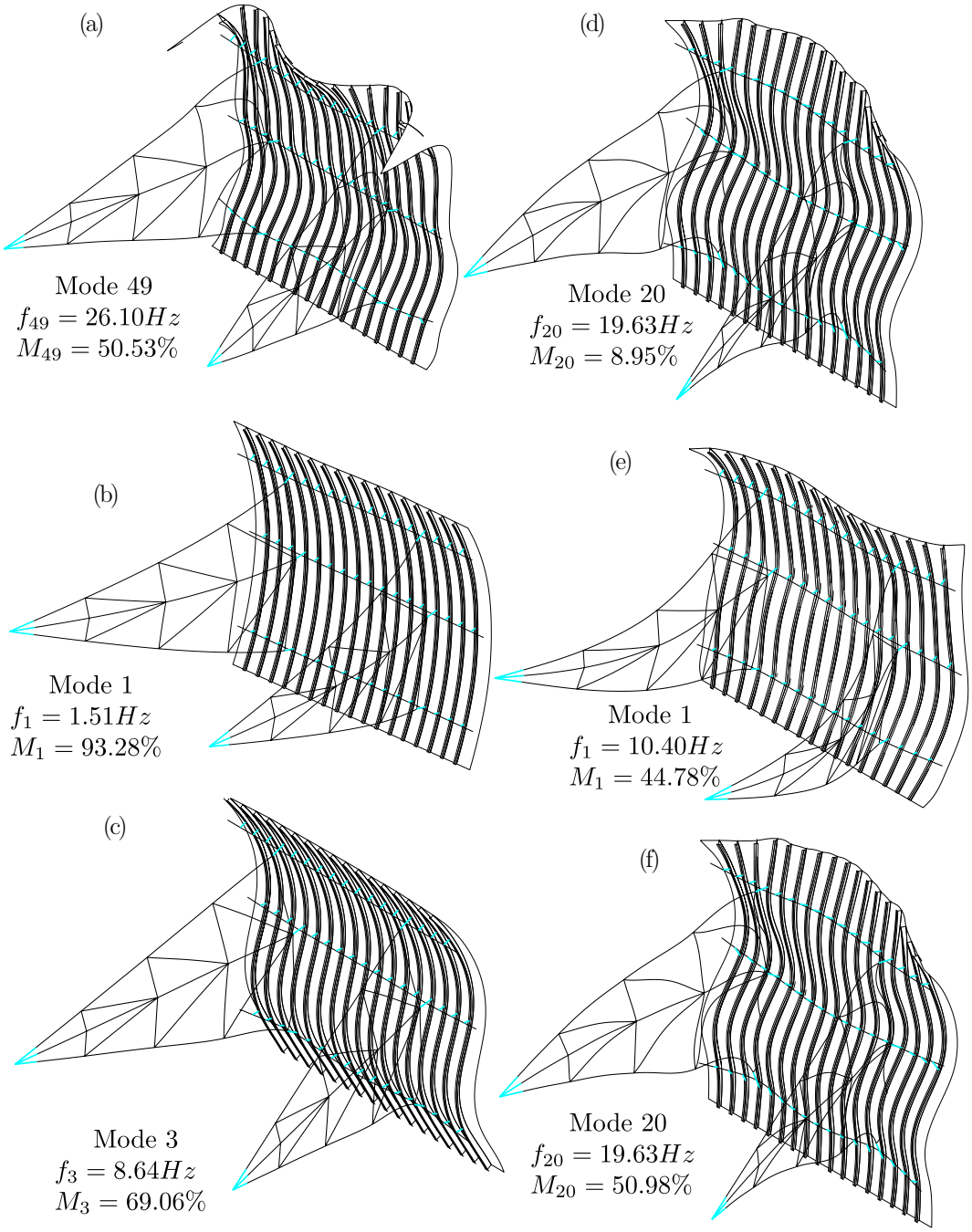



FIGURE 5.8 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f).

**Effet de l'inclinaison de la vanne**

La figure 5.9 présente les courbes de réponse en fréquences de la réaction des vannes sèches aux conditions A1 et B1 soumises à des accélérations harmoniques longitudinales, transversales et verticales pour des angles d'inclinaisons $\alpha_s = -15°, 0°, 15°, 30°$. Le tableau 5.2 résume les fréquences de résonance, l'amplitude de cette résonance et la comparaison de ces valeurs par rapport à la vanne à la condition A1. Le tableau 5.3 présente les mêmes résultats pour la condition B1. Lorsque les vannes sont soumises à une excitation transversale, la réponse et la fréquence de résonance sont très peu, voire pas du tout affectées par l'angle d'inclinaison de la vanne. La vanne à la condition B1 voit la fréquence d'apparition du premier mode augmenter dans la direction longitudinale contrairement à la vanne à la condition A1. En effet pour la vanne à la condition A1 un premier mode apparaît sous les 5Hz pour la vanne inclinée de 30° contrairement aux autres inclinaisons, alors que pour la vanne à la condition B1 le mode autour des 19Hz est négligeable pour la vanne inclinée de 30° contrairement aux autres inclinaisons. Les vannes aux conditions A1 sont plus affectées par l'effet d'inclinaison, en particulier lorsqu'elles sont soumises à une excitation verticale.

Tableau 5.2 Comparaison des fréquences et réactions au premier pic de résonance de la vanne radiale aux conditions A1 pour des angles d'inclinaison $\alpha_s = -15°, 0°, 15°, 30°$.

| Sollicitation | Angle | $f_1^i$(Hz) | Réaction(kN) | $\Delta f_1^i$ (Hz) | $\Delta$*Réaction* (%) |
|---|---|---|---|---|---|
| Longitudinale | $-15°$ | 26.65 | 139.02 | 0.55 | -16.05 |
| | $0°$ | 26.10 | 165.59 | 0 | 0 |
| | $15°$ | 25.86 | 161.77 | -0.24 | -2.31 |
| | $30°$ | 2.87 | 110.95 | -23.23 | -33.00 |
| Transversale | $-15°$ | 1.51 | 454.46 | 0 | -0.65 |
| | $0°$ | 1.51 | 457.44 | 0 | 0 |
| | $15°$ | 1.51 | 446.91 | 0 | -2.30 |
| | $30°$ | 1.47 | 303.25 | -0.04 | -33.71 |
| Verticale | $-15°$ | 15.67 | 68.6 | 39.17 | 88.70 |
| | $0°$ | 8.64 | 16.56 | 0 | 0 |
| | $15°$ | 4.98 | 80.77 | -3.66 | 289.09 |
| | $30°$ | 2.87 | 180.80 | -5.77 | 771.00 |

TABLEAU 5.3 Comparaison des fréquences et réactions au premier pic de résonance de la vanne radiale aux conditions B1 pour des angles d'inclinaison $\alpha_s = -15°, 0°, 15°, 30°$.

| Sollicitation | Angle | $f_1^i$(Hz) | Réaction(kN) | $\Delta f_1^i$ (Hz) | *Réaction* (%) |
|---|---|---|---|---|---|
| Longitudinale | $-15°$ | 19.63 | 85.51 | 0 | 28.55 |
| | $0°$ | 19.63 | 66.52 | 0 | 0 |
| | $15°$ | 25.48 | 106.42 | 8.55 | 59.98 |
| | $30°$ | 25.48 | 97.57 | 8.55 | 46.68 |
| Transversale | $-15°$ | 10.40 | 179.07 | 0 | 0 |
| | $0°$ | 10.40 | 179.07 | 0 | 0 |
| | $15°$ | 10.40 | 179.07 | 0 | 0 |
| | $30°$ | 10.40 | 179.07 | 0 | 0 |
| Verticale | $-15°$ | 19.63 | 83.50 | 0 | -15.05 |
| | $0°$ | 19.63 | 98.30 | 0 | 0 |
| | $15°$ | 19.63 | 108.32 | 0 | 10.19 |
| | $30°$ | 19.63 | 112.23 | 0 | 15.17 |

Les figures 5.10, 5.11 et 5.12 illustrent les déformées des premiers modes importants des vannes inclinées respectivement de $-15°$, $15°$ et $30°$ pour les vannes aux conditions A1 et B1 soumises à des excitations longitudinales, transversales et verticales.

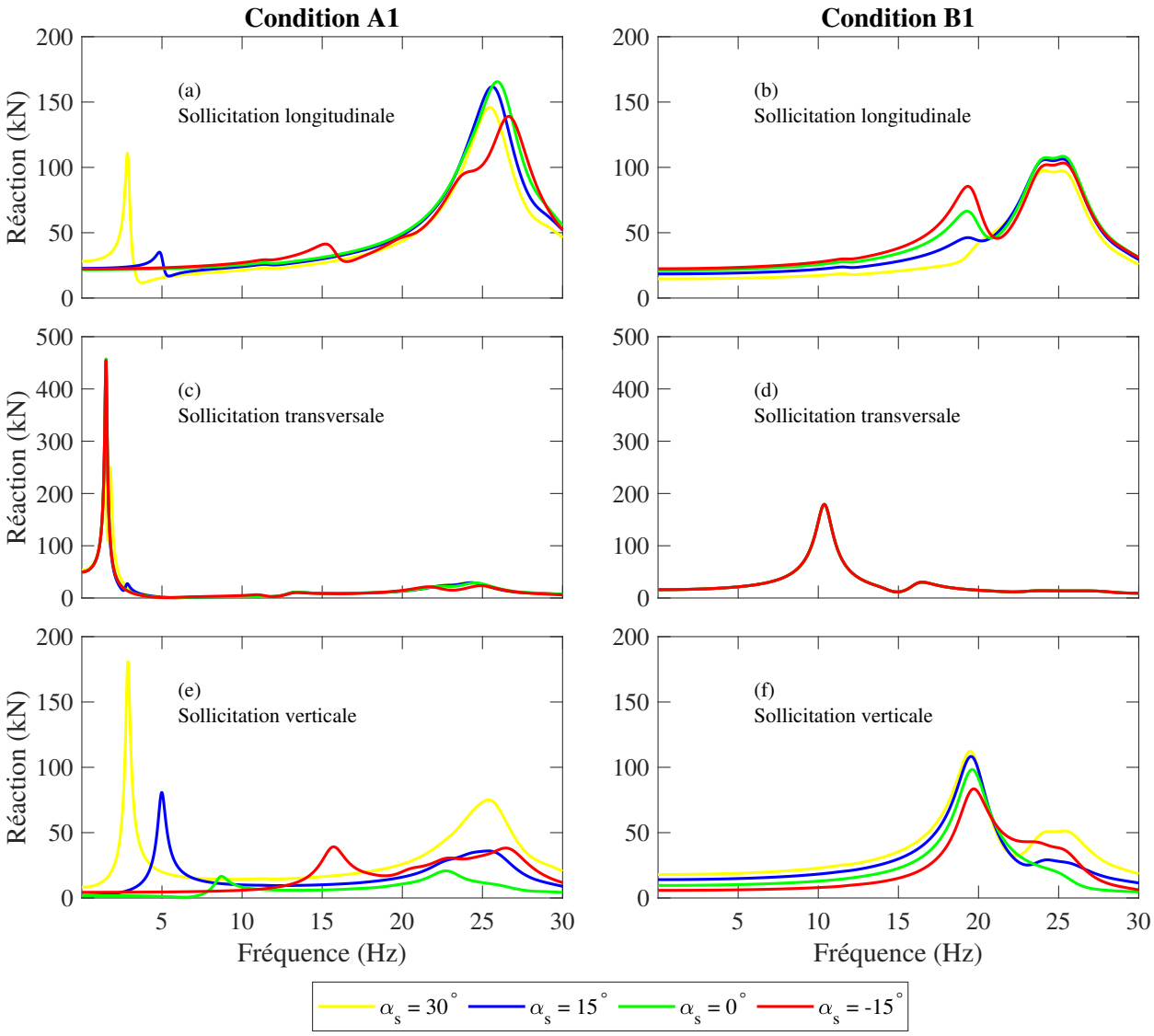



FIGURE 5.9 Courbes de réponse en fréquences des réactions des vannes sèches aux conditions A1 et B1 pour différentes inclinaisons de vannes.

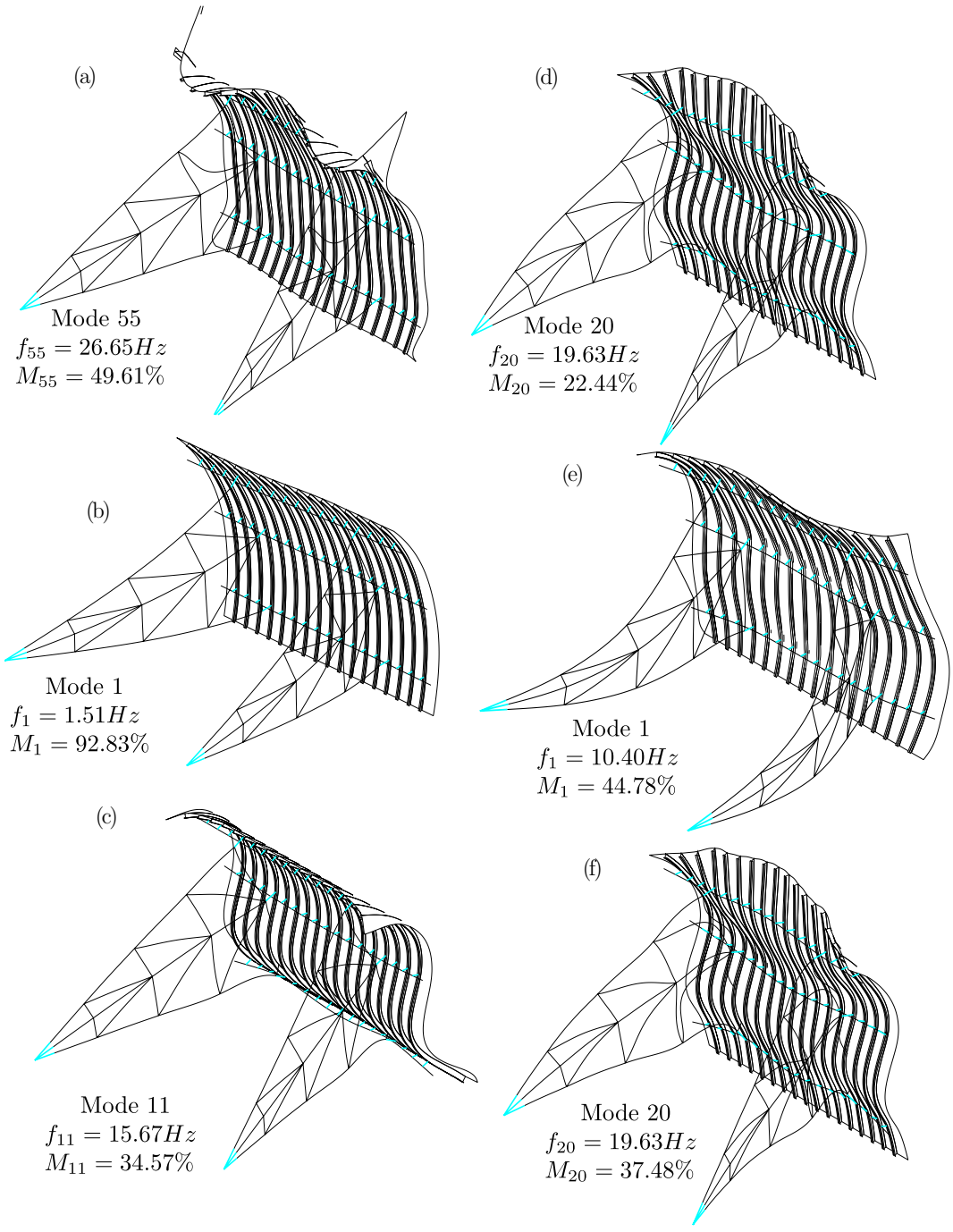



FIGURE 5.10 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale inclinée de $-15°$ à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f).

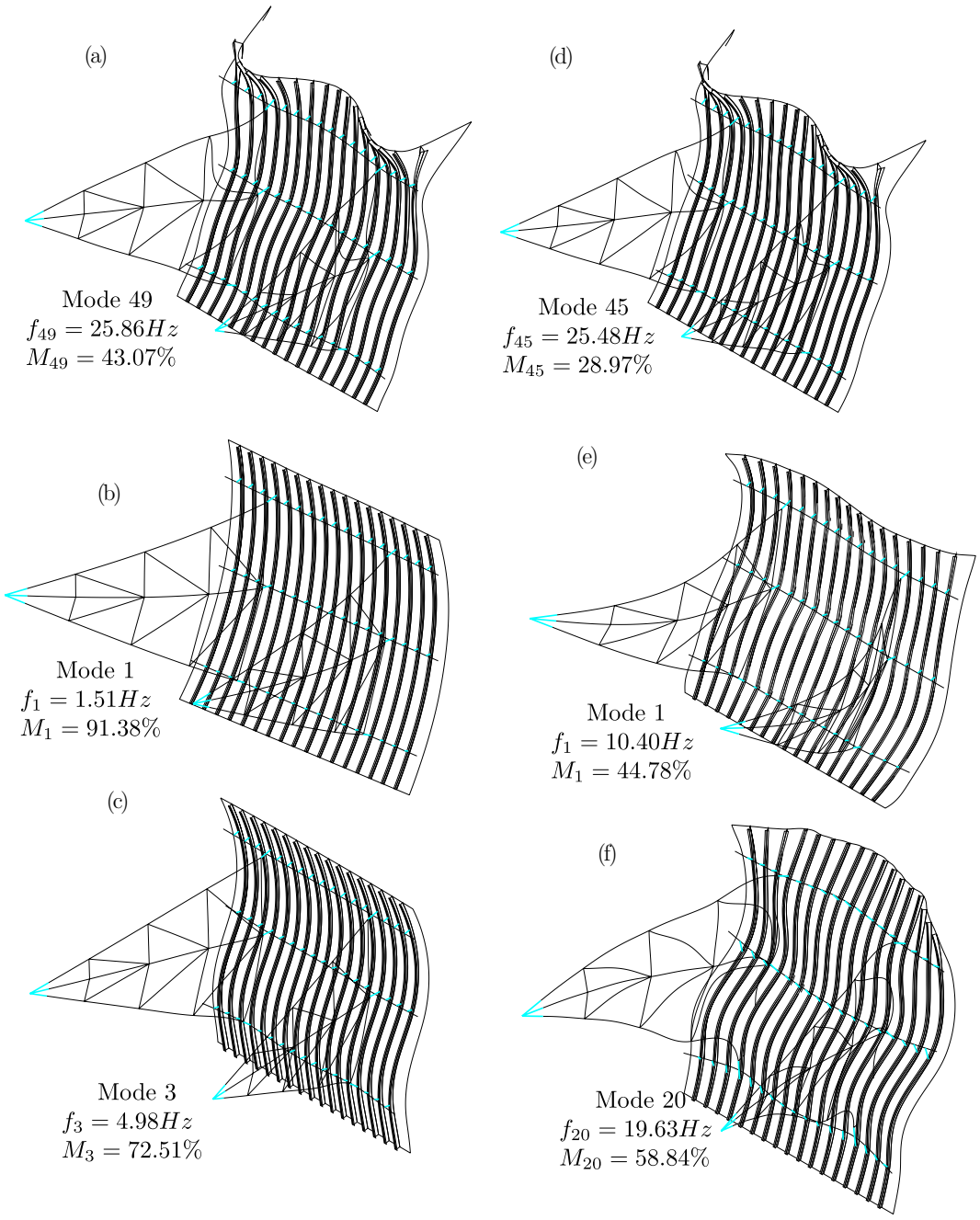



FIGURE 5.11 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale inclinée de 15° à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f).

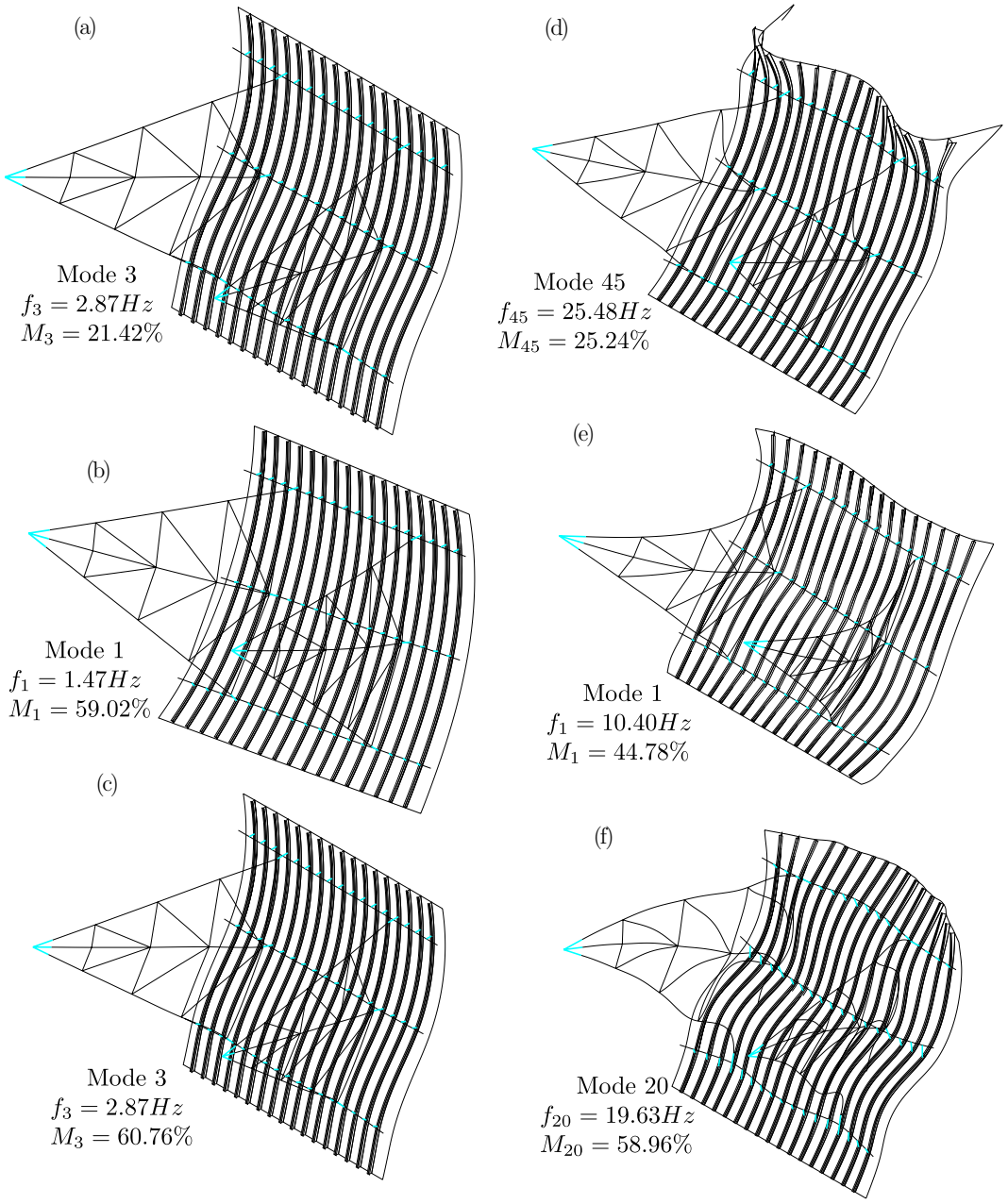



FIGURE 5.12 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale inclinée de 30° à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f).

**Effet des conditions frontières latérales**

La figure 5.13 présente les courbes de réponse en fréquences des réactions des vannes aux conditions A1 et B1 et de ces mêmes vannes avec les extrémités latérales fixées selon Y (conditions A2 et B2). L'effet majeur des restrictions des extrémités latérales est une diminution de la réponse lorsque la vanne est soumise à une excitation transversale. En effet, les réponses des vannes aux conditions A2 et B2 sont négligeables par rapport à celles des vannes aux conditions A1 et B1 lorsqu'elles sont soumises à une excitation transversale, de plus la fréquence du premier mode augmente. Les différences pour les sollicitations longitudinales et verticales sont négligeables. La plus grande différence pour les vannes qui sont sollicitées dans ces directions est pour la vanne B2 sollicitée longitudinalement dont la réponse maximum augmente de 21.12% par rapport à la réponse de la vanne à la condition B1.

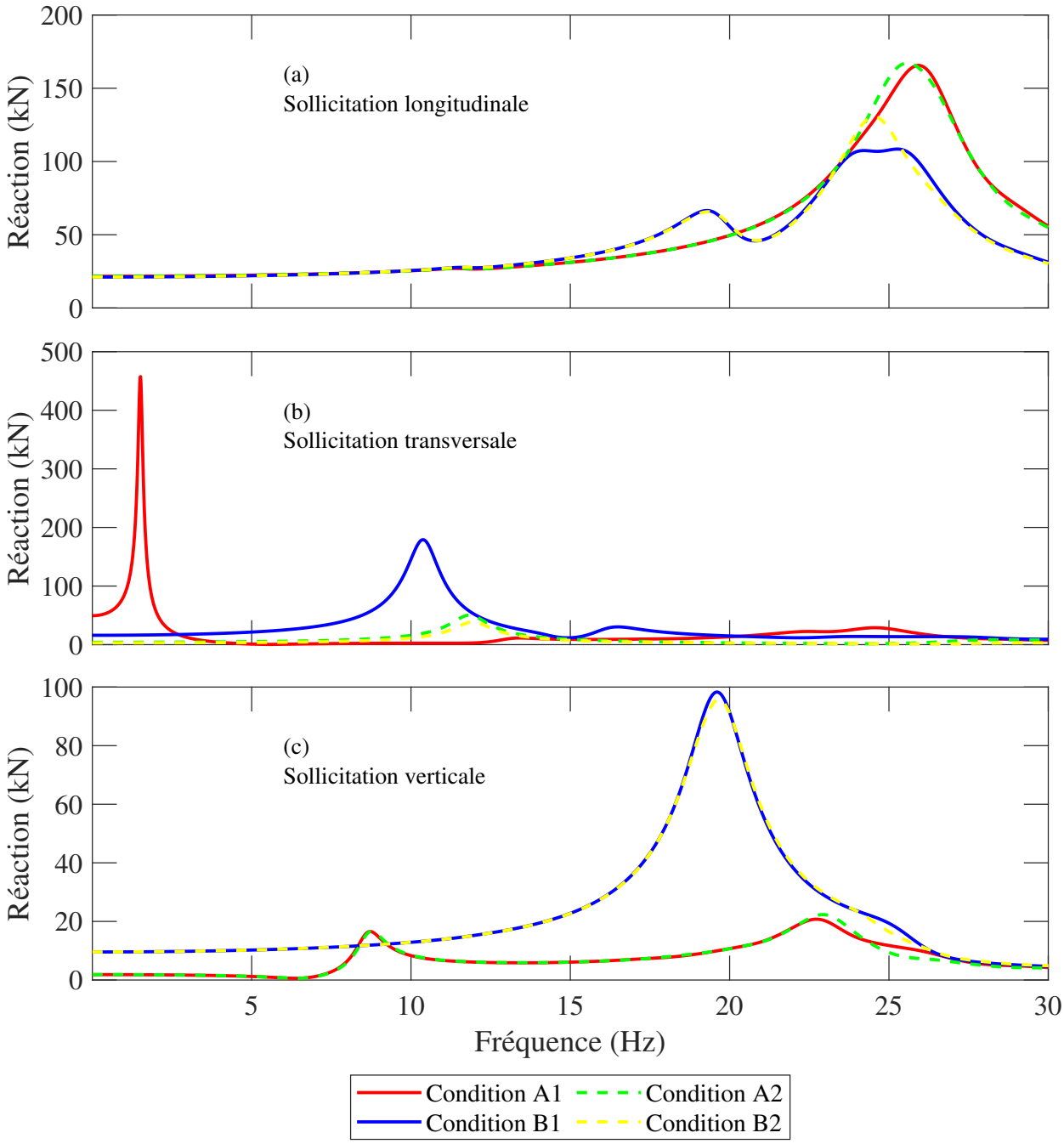



FIGURE 5.13 Courbes de réponse en fréquences des réactions des vannes sèches aux conditions A1, B1, A2 et B2.

### Effet des conditions frontières des tourillons

La figure 5.14 présente les courbes de réponse en fréquences des réactions des vannes avec des tourillons modélisés par des rotules (A1 et B1) et des vannes avec des tourillons modélisés par des pivots d'axes Y (A3 et B3). Les effets des degrés de liberté au niveau des tourillons sont négligeables pour les vannes sollicitées longitudinalement et verticalement, cependant lorsque les vannes sont sollicitées transversalement la fréquence du premier mode augmente et la réponse maximale diminue légèrement avec les conditions A3 et B3.

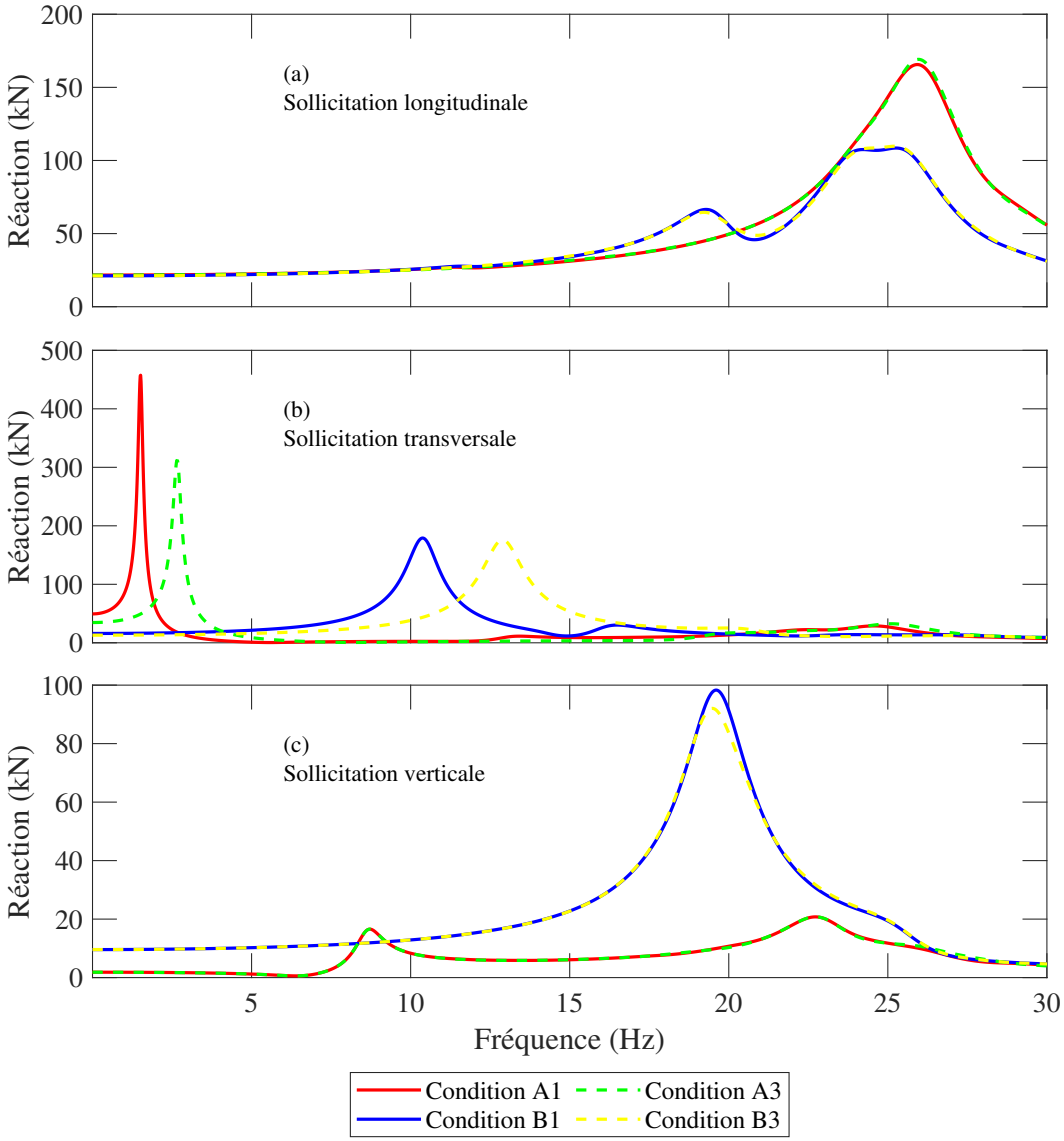



FIGURE 5.14 Courbes de réponse en fréquences des réactions des vannes sèches aux conditions A1, B1, A3 et B3.

### Effet de l'écart entre les tourillons

La figure 5.15 présente les courbes de réponse en fréquences des réactions des vannes aux conditions A1 et B1 pour différents écarts entre les bras au niveau des tourillons. La diminution de l'écart entre les bras au niveau des tourillons entraîne une légère augmentation de la fréquence de résonance, hormis pour la vanne à la condition A1 dans la direction transversale dont la fréquence de résonance est abaissée.

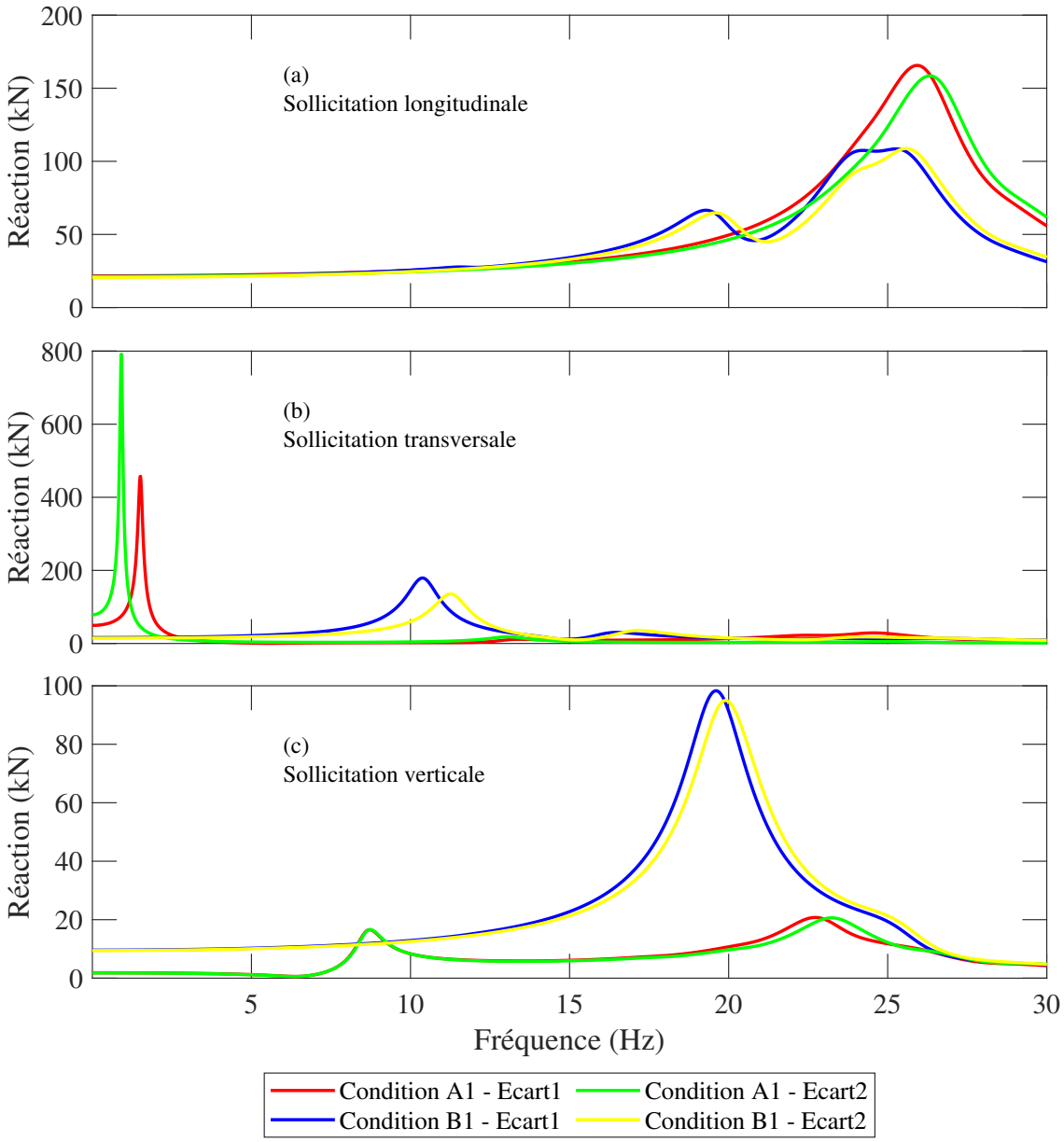



FIGURE 5.15 Courbes de réponse en fréquences des réactions des vannes sèches aux conditions A1 et B1 pour différents écarts entre les bras au niveau des tourillons.

### Effet de la largeur de la vanne

La figure 5.16 présente les courbes de réponse en fréquences des réactions des vannes sèches aux conditions A1 et B1 pour des largeurs de vannes de 8m, 12m et 16m. L'effet de la largeur ne semble pas affecter la vanne lorsqu'elle est soumise à une sollicitation transversale. Cependant lorsque la vanne est soumise à une sollicitation longitudinale ou verticale la réduction de la largeur a pour effet d'augmenter la fréquence de résonance de la vanne, de plus l'amplitude de la réaction augmente avec l'augmentation de la largeur de la vanne.

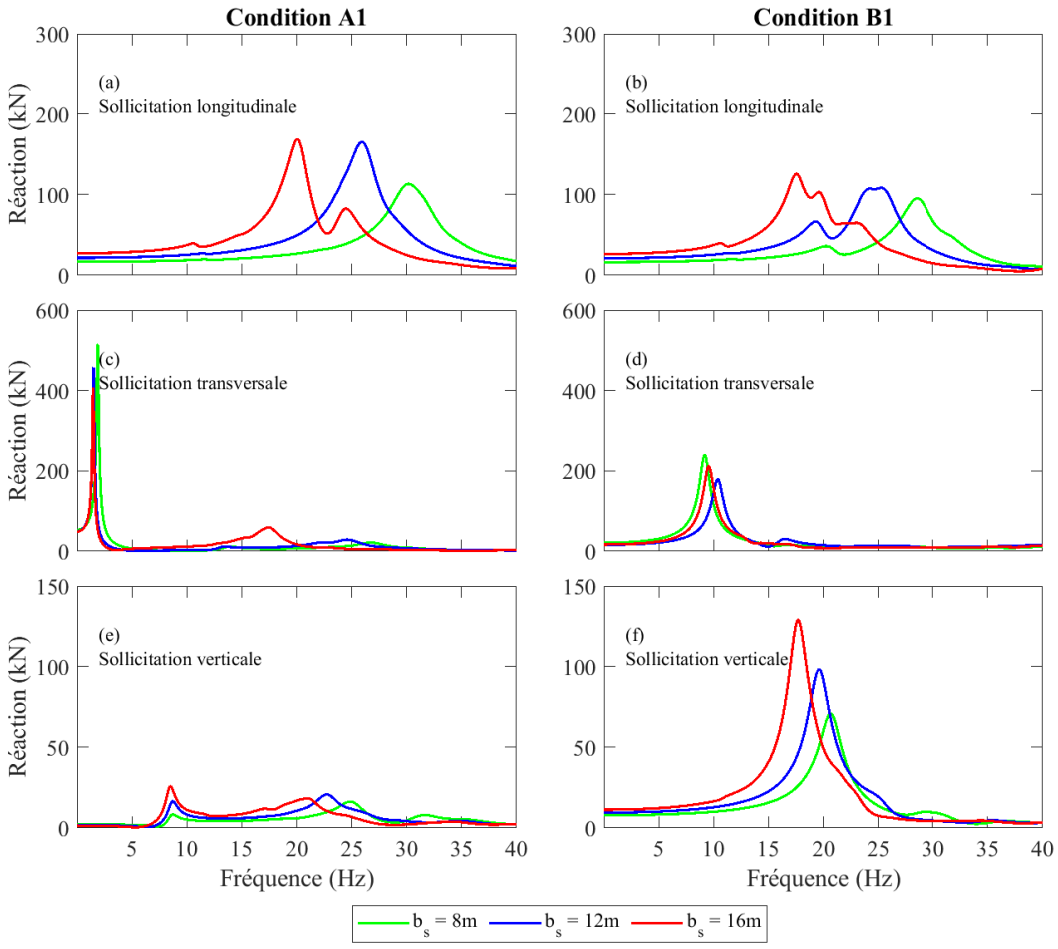



FIGURE 5.16 Courbes de réponse en fréquences des réactions des vannes sèches aux conditions A1 et B1 pour différentes largeurs de vannes.

Les figures 5.17 et 5.18 illustrent les déformées des premiers modes importants des vannes de 8m et 16m de largeur aux conditions A1 et B1.

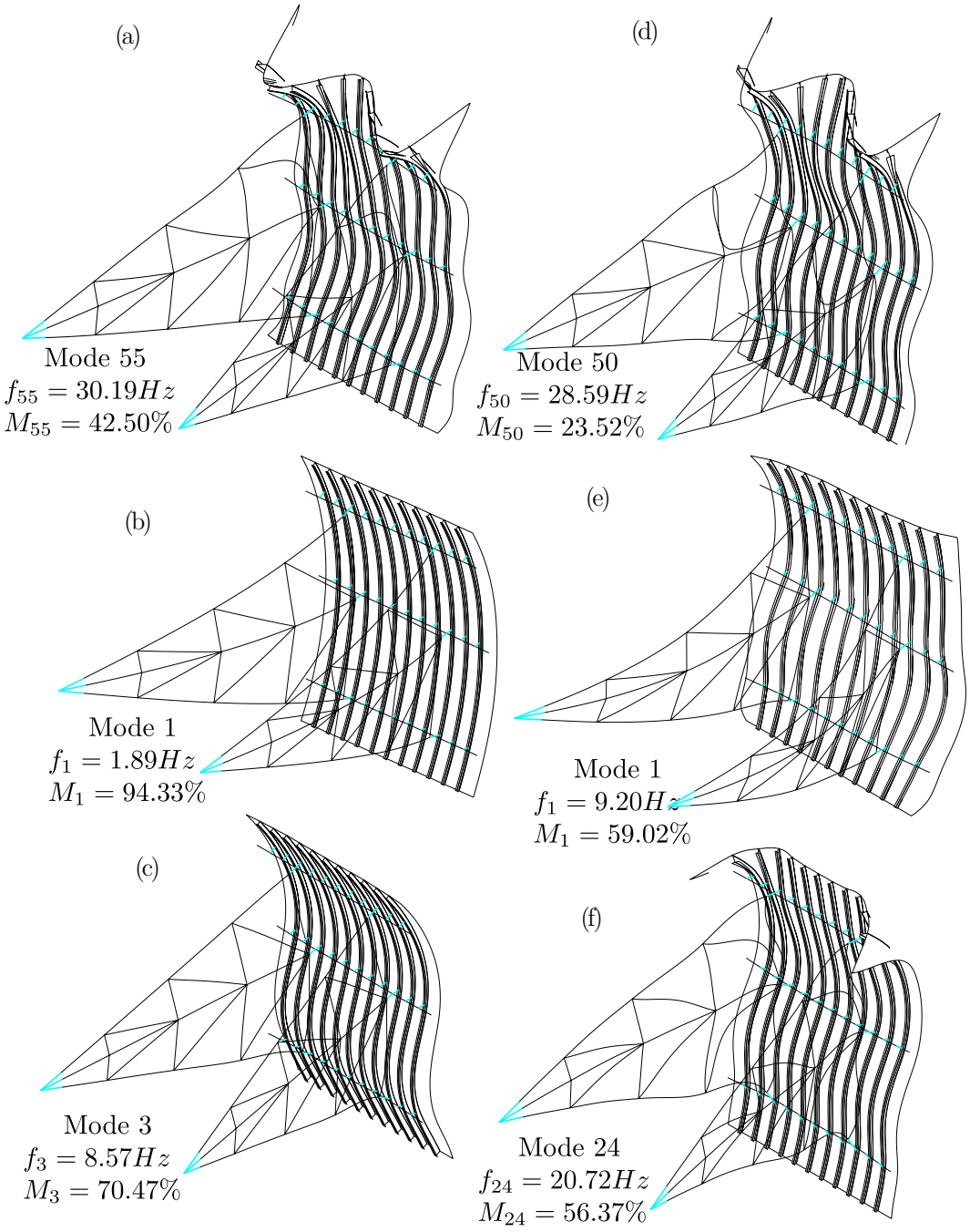



FIGURE 5.17 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale de 8m de largeur à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f).

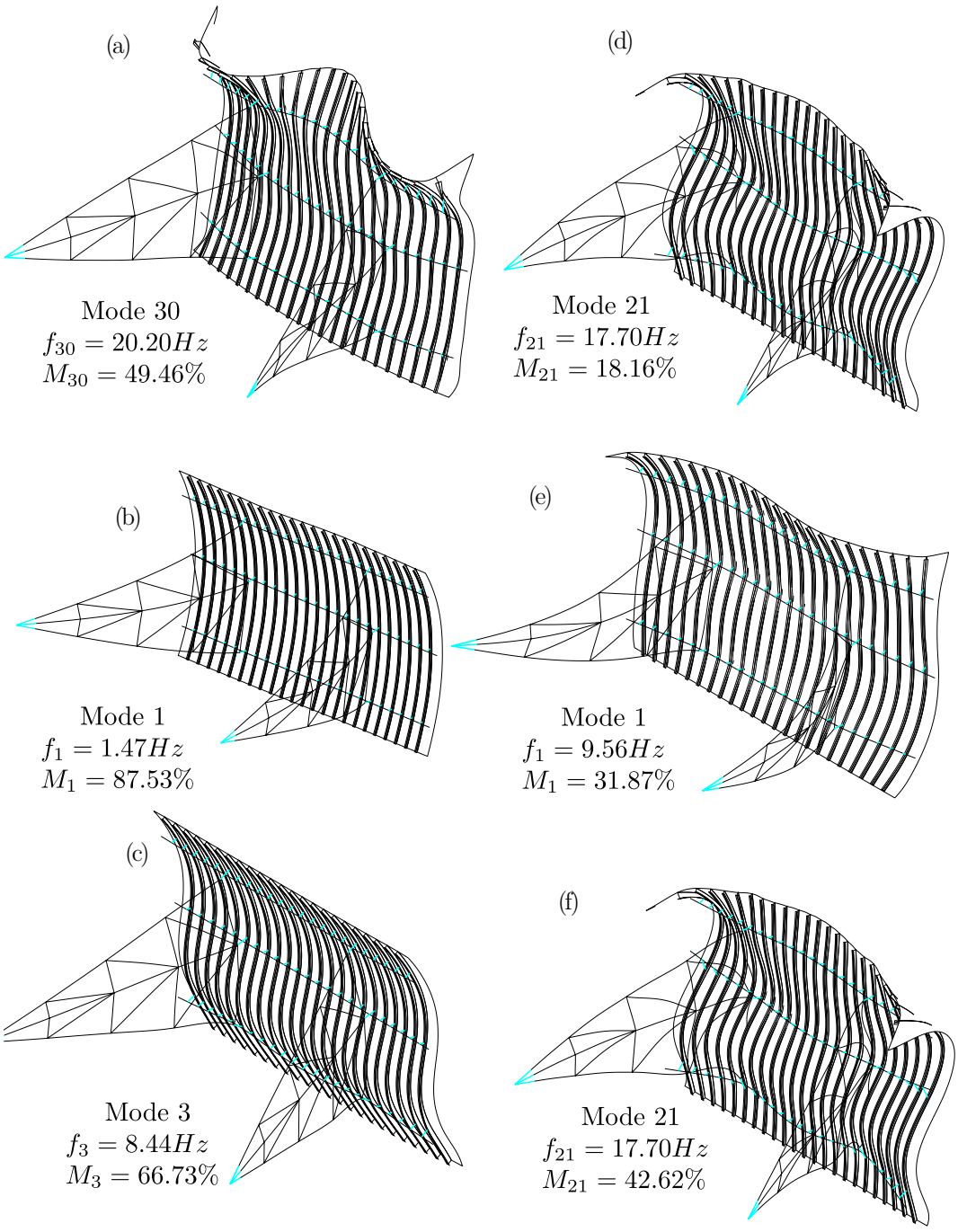



FIGURE 5.18 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale de 16m de largeur à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f).

### 5.3.2 Étude de la structure avec réservoir

#### Effet de l'interaction structure-eau

Les propriétés modales de la structure sèche ont été calculées afin d'observer l'effet de l'interaction structure-eau sur les vannes radiales. Maintenant, un réservoir modélisé par éléments finis fluides compressibles est ajouté à la structure. Ainsi le tableau 5.4 résume et compare les fréquences et facteurs de masses participantes pour les premiers modes importants des vannes aux conditions A1 et B1 avec et sans réservoir. Le tableau 5.5 résume et compare les fréquences et réponses en réactions obtenues aux premiers modes des vannes avec réservoir et les compare aux résultats obtenus sans réservoir. L'interaction structure-eau a pour effet de diminuer le facteur de masses participantes, en particulier pour les directions transversales et verticales. De plus la fréquence de résonance et les réponses sont également affectées, les fréquences baissent avec l'ajout de réservoir, ce qui peut entraîner des sensibilités aux fréquences de certains séismes que la vanne sèche ne présentait pas. Les figures 5.19 et 5.20 présentent les courbes de réponse en fréquences, respectivement des pressions des réactions, des vannes radiales A1 et B1 pour un réservoir modélisé avec un fluide compressible et incompressible. La réponse en réaction des vannes soumises à des excitations longitudinales et verticales augmente significativement contrairement aux réponses des vannes soumises à des excitations transversales. Ainsi la réponse à une sollicitation transversale, qui était importante par rapport aux réponses à des sollicitations longitudinales et verticales pour une structure sèche, devient faible lorsqu'un réservoir est ajouté.

Tableau 5.4 Comparaison des fréquences et masses participantes des premiers modes principaux des vannes radiales A1 et B1 avec et sans réservoir.

| | | Structure sèche | | Structure humide | |
|---|---|---|---|---|---|
| Sollicitation | Condition | $f_1^{(i)}$(Hz) | $M_i$ (%) | $f_1^{(i)}$(Hz) | $M_i$ (%) |
| Longitudinale | A1 | 26.10 | 50.53 | 4.08 | 22.32 |
| | B1 | 19.63 | 8.95 | 4.40 | 23.45 |
| Transversale | A1 | 1.51 | 93.28 | 1.29 | 0.88 |
| | B1 | 10.40 | 44.78 | 5.29 | 0.08 |
| Verticale | A1 | 8.64 | 69.06 | 4.08 | 0.48 |
| | B1 | 19.63 | 50.98 | 4.40 | 0.7 |

TABLEAU 5.5 Comparaison des fréquences et réactions au premier pic de résonance de la vanne radiale avec et sans réservoir aux conditions A1 et B1.

| Sollicitation | Condition | $f_1^i$(Hz) | Réaction(kN) | $\Delta f_1^i$ (Hz) | $\Delta$ Réaction (%) |
|---|---|---|---|---|---|
| Longitudinale | A1 | 4.08 | 4157.92 | -22.02 | 2410.91 |
| | B1 | 4.40 | 4139.16 | -15.23 | 6122.76 |
| Transversale | A1 | 1.29 | 196.51 | -0.22 | -57.04 |
| | B1 | 5.29 | 196.59 | -5.11 | 9.79 |
| Verticale | A1 | 4.08 | 609.66 | -4.56 | 3580.88 |
| | B1 | 4.40 | 710.66 | -15.23 | 622.96 |

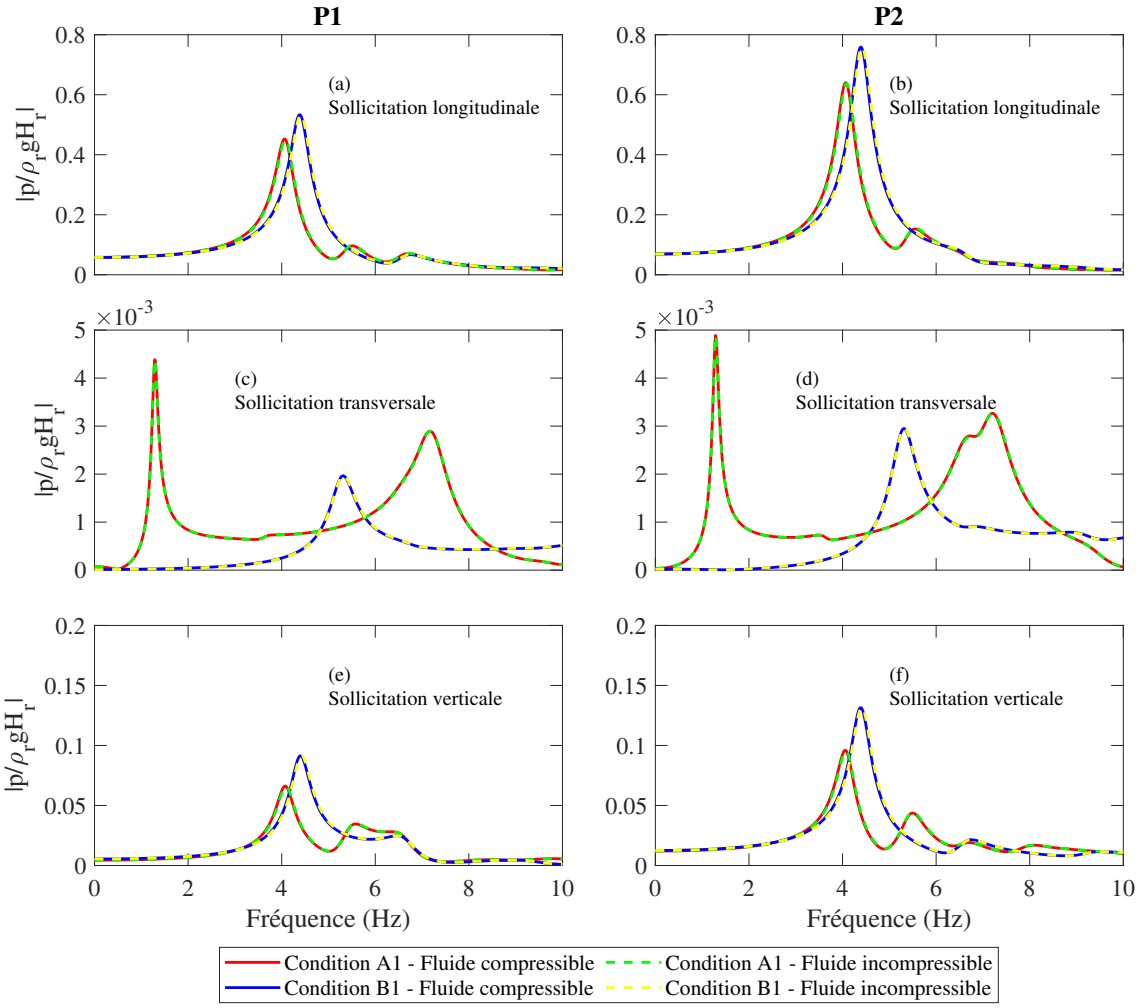



FIGURE 5.19 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques aux points P1 et P2 des vannes radiales A1 et B1 pour un réservoir modélisé avec un fluide compressible et incompressible.

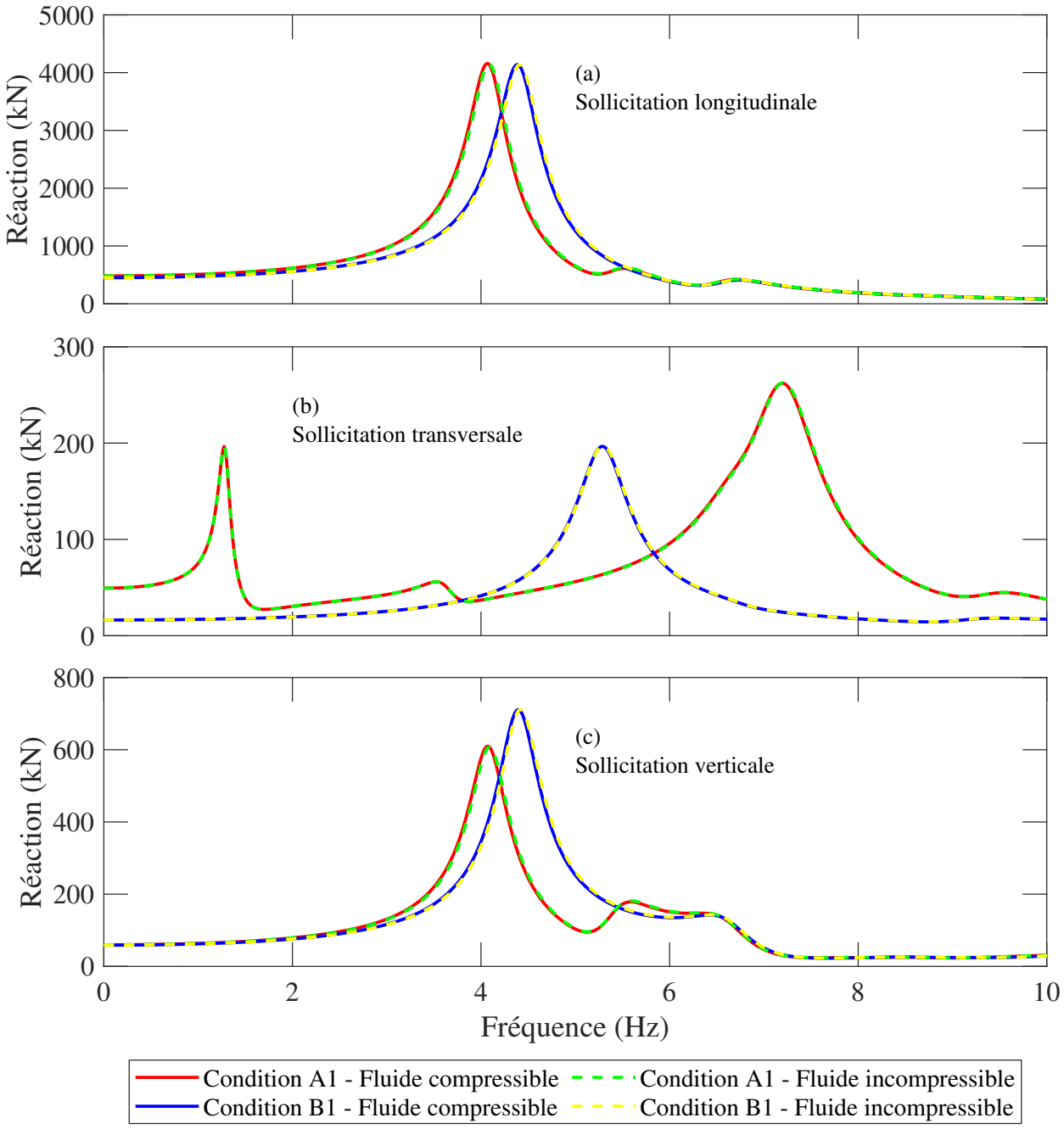



FIGURE 5.20 Courbes de réponse en fréquences de la réaction des vannes radiales A1 et B1 pour un réservoir modélisé avec un fluide compressible et incompressible.

La figure 5.21 illustre les déformées des vannes avec réservoir pour les conditions A1 et B1.

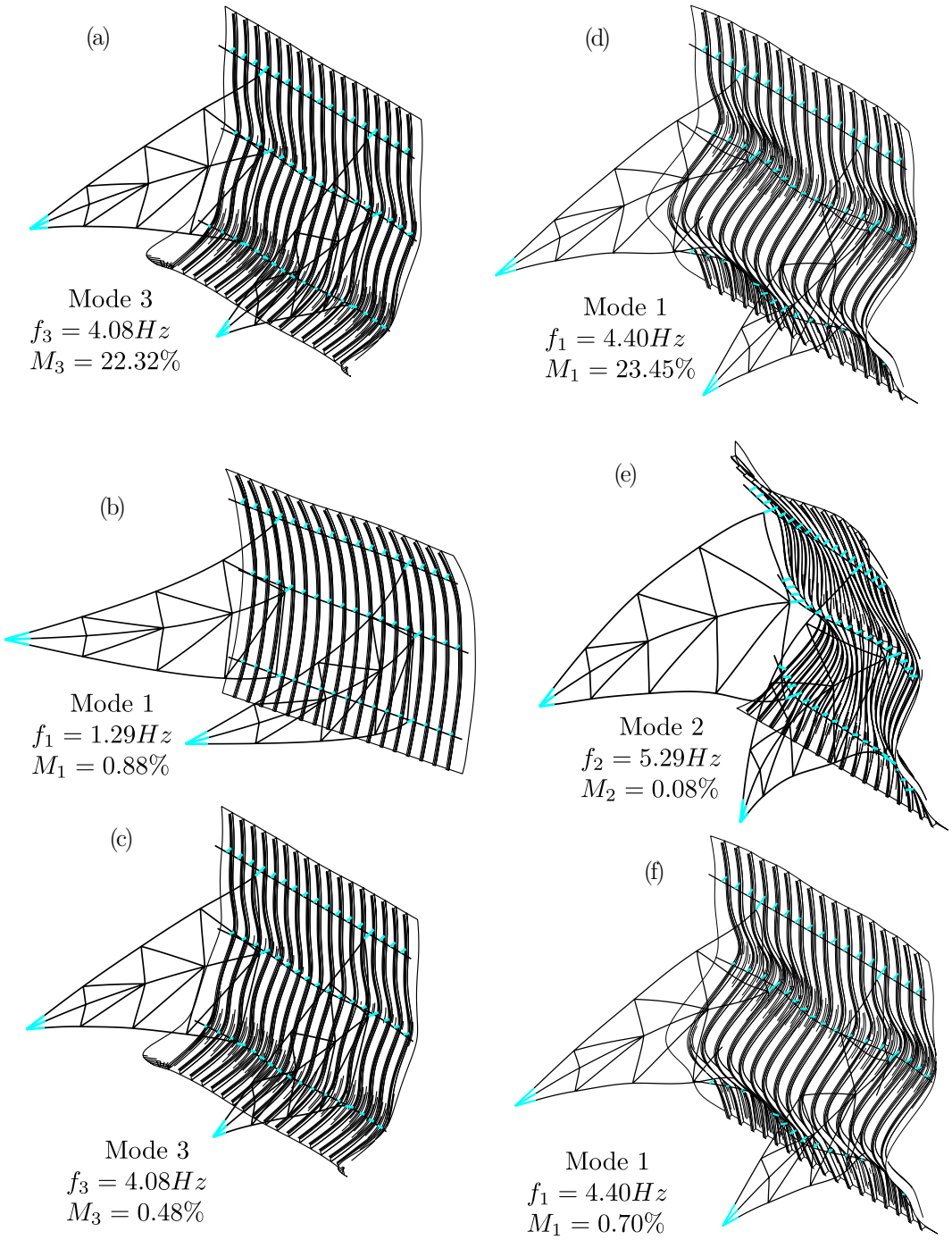



FIGURE 5.21 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale des vannes avec réservoir pour la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f)

La figure 5.22 illustre les pressions hydrodynamiques normalisées au sein du réservoir pour le premier mode de la direction longitudinale pour les vannes aux conditions A1 et B1. La distribution dans le réservoir est en forme de cloche.

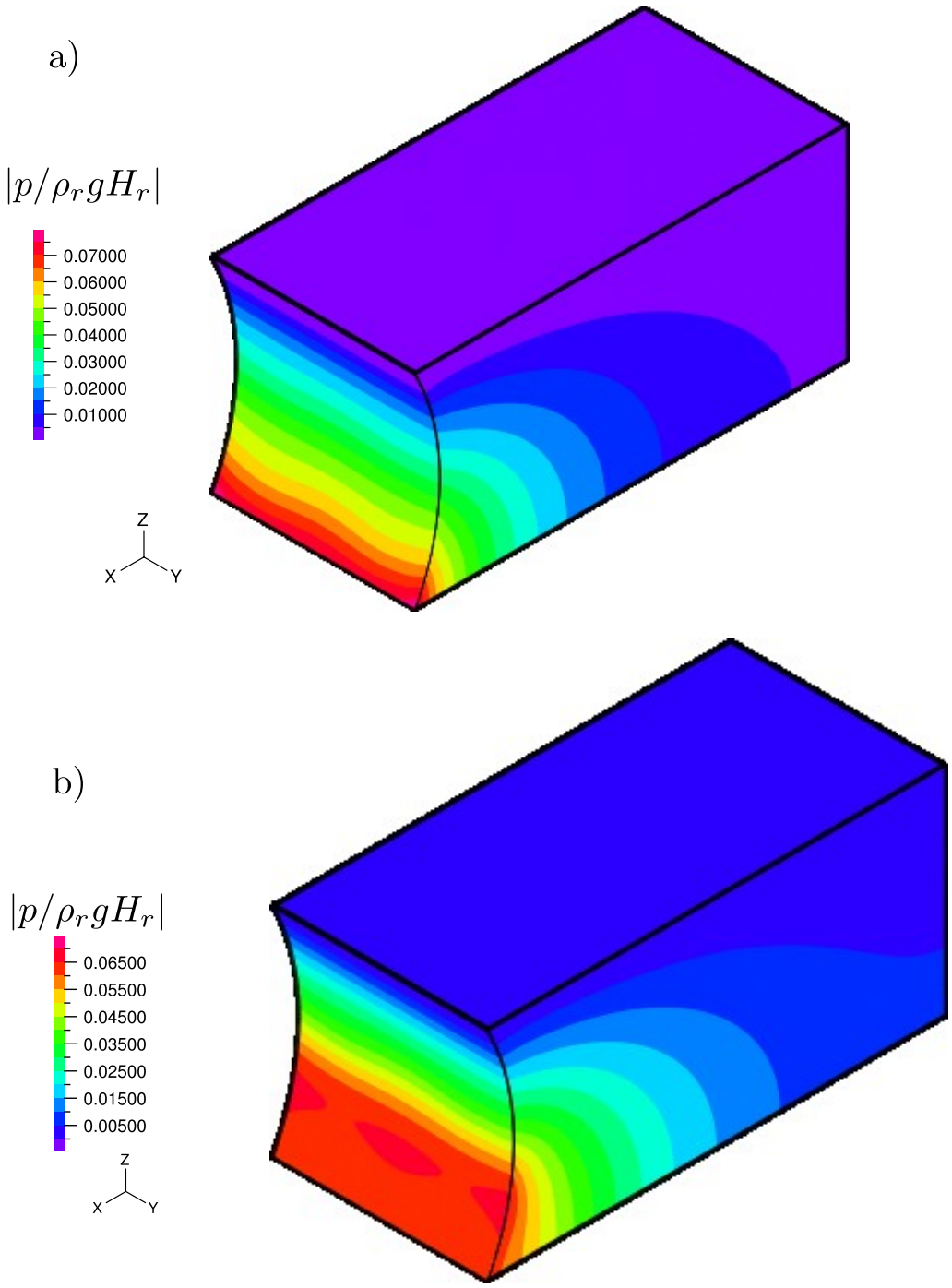



FIGURE 5.22 Pressions hydrodynamiques normalisées au sein du réservoir pour le premier mode de la direction longitudinale pour les vannes aux conditions A1 et B1.

**Effet de l'angle d'inclinaison de la vanne**

Les figures 5.23 et 5.24 présentent les courbes de réponse en fréquences de la pression hydrodynamique aux points P1 et P2 pour des vannes aux conditions A1 et B1 pour des angles d'inclinaisons $\alpha_s = -15°, 0°, 15°, 30°$. La figure 5.25 présente les courbes de réponse en fréquences de la réaction. L'angle d'inclinaison de la vanne n'a que très peu d'effet sur les vannes soumises à des sollicitations transversales. L'effet majeur se produit pour les vannes sollicitées longitudinalement et verticalement, la fréquence diminue et la réponse est amplifiée avec l'augmentation de l'angle d'inclinaison pour la vanne à la condition B1. Le tableau 5.6 résume les fréquences de résonance, l'amplitude de cette résonance et la comparaison de ces valeurs par rapport à la vanne à la condition A1. Le tableau 5.7 présente les mêmes résultats pour la condition B1.

TABLEAU 5.6 Comparaison des fréquences et réactions au premier pic de résonance de la vanne radiale avec réservoir aux conditions A1 pour des angles d'inclinaisons $\alpha_s = -15°, 0°, 15°, 30°$.

| Sollicitation | Angle | $f_1^i$(Hz) | Réaction(kN) | $\Delta f_1^i$ (Hz) | $\Delta$ Réaction (%) |
|---|---|---|---|---|---|
| Longitudinale | $-15°$ | 4.54 | 3505.17 | 0.46 | -15.70 |
| | $0°$ | 4.08 | 4157.92 | 0 | 0 |
| | $15°$ | 3.44 | 3467.93 | -0.64 | -16.59 |
| | $30°$ | 3.69 | 4117.72 | -0.39 | -0.97 |
| Transversale | $-15°$ | 1.31 | 217.72 | 0.02 | 10.79 |
| | $0°$ | 1.29 | 196.51 | 0 | 0 |
| | $15°$ | 1.25 | 163.22 | -0.04 | -16.94 |
| | $30°$ | 1.16 | 204.19 | -0.13 | 3.91 |
| Verticale | $-15°$ | 4.54 | 263.96 | 0.46 | -56.70 |
| | $0°$ | 4.08 | 609.66 | 0 | 0 |
| | $15°$ | 3.44 | 1243.85 | -0.64 | 104.02 |
| | $30°$ | 3.69 | 3631.99 | -0.39 | 495.74 |

TABLEAU 5.7 Comparaison des fréquences et réactions au premier pic de résonance de la vanne radiale avec réservoir aux conditions B1 pour des angles d'inclinaisons $\alpha_s = -15°, 0°, 15°, 30°$.

| Sollicitation | Angle | $f_1^i$(Hz) | Réaction(kN) | $\Delta f_1^i$ (Hz) | $\Delta$ Réaction (%) |
|---|---|---|---|---|---|
| Longitudinale | $-15°$ | 4.80 | 3318.79 | 0.40 | -19.82 |
| | $0°$ | 4.40 | 4139.16 | 0 | 0 |
| | $15°$ | 4.02 | 4759.07 | -0.38 | 14.98 |
| | $30°$ | 3.61 | 5114.63 | -0.79 | 23.57 |
| Transversale | $-15°$ | 5.45 | 195.93 | 0.16 | -0.34 |
| | $0°$ | 5.29 | 196.59 | 0 | 0 |
| | $15°$ | 5.09 | 195.18 | -0.20 | -0.72 |
| | $30°$ | 4.76 | 190.16 | -0.53 | -3.27 |
| Verticale | $-15°$ | 4.80 | 262.91 | 0.40 | -63.01 |
| | $0°$ | 4.40 | 710.66 | 0 | 0 |
| | $15°$ | 4.02 | 2148.07 | -0.38 | 202.27 |
| | $30°$ | 3.61 | 4173.42 | -0.79 | 487.26 |

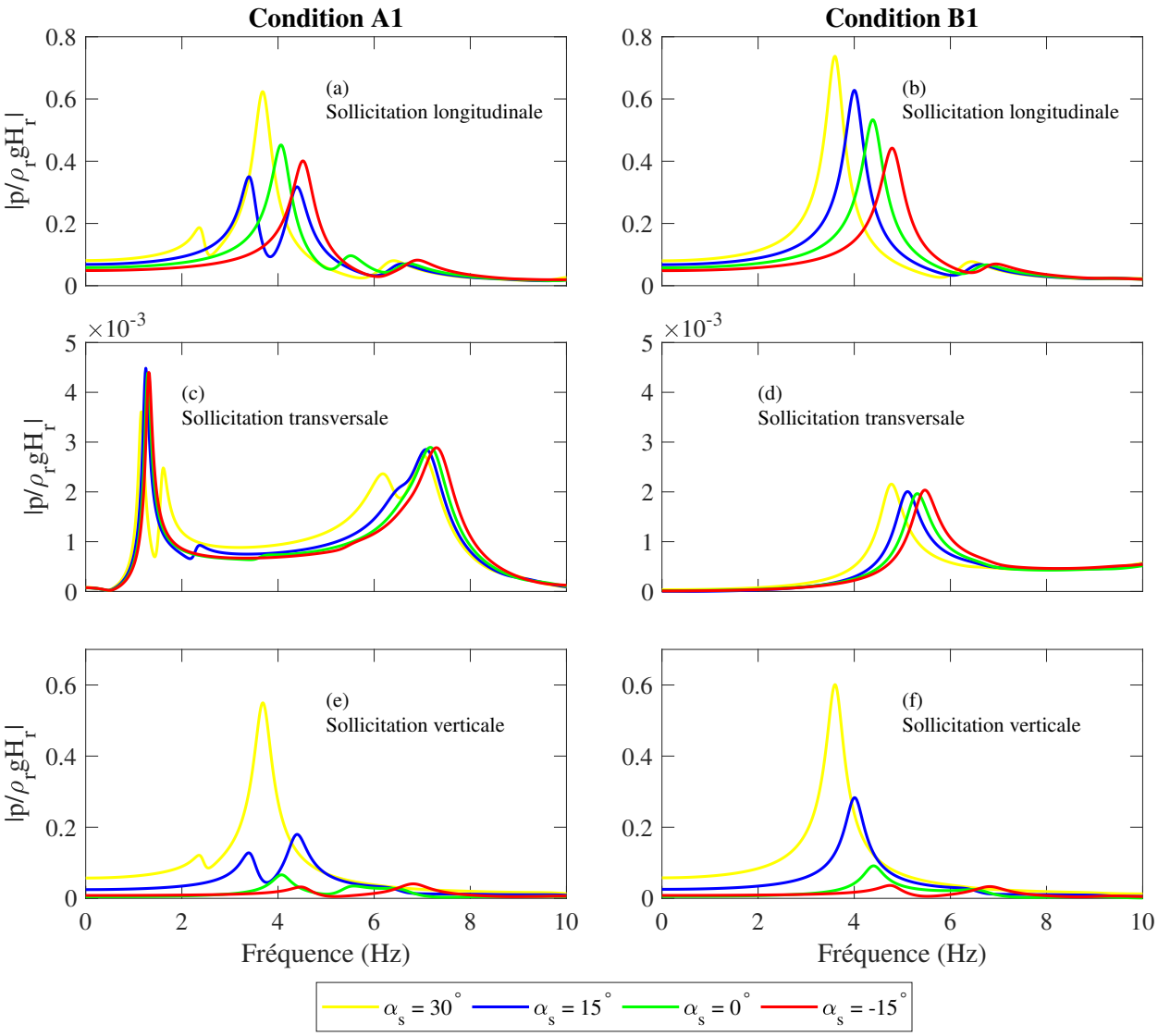



FIGURE 5.23 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques au point P1 des vannes radiales aux conditions A1 et B1 pour différentes inclinaisons.

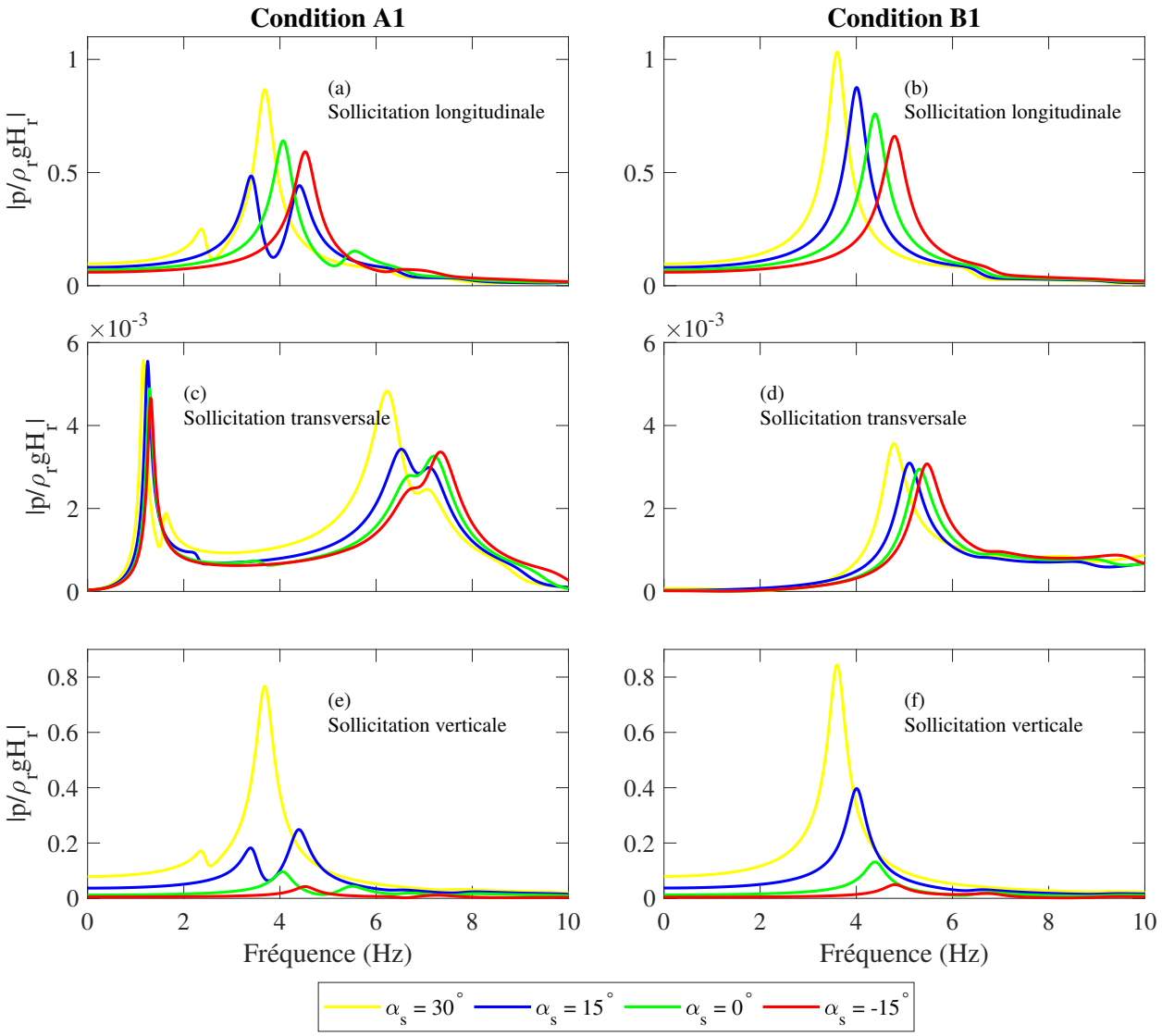



FIGURE 5.24 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques au point P2 des vannes radiales aux conditions A1 et B1 pour différentes inclinaisons.

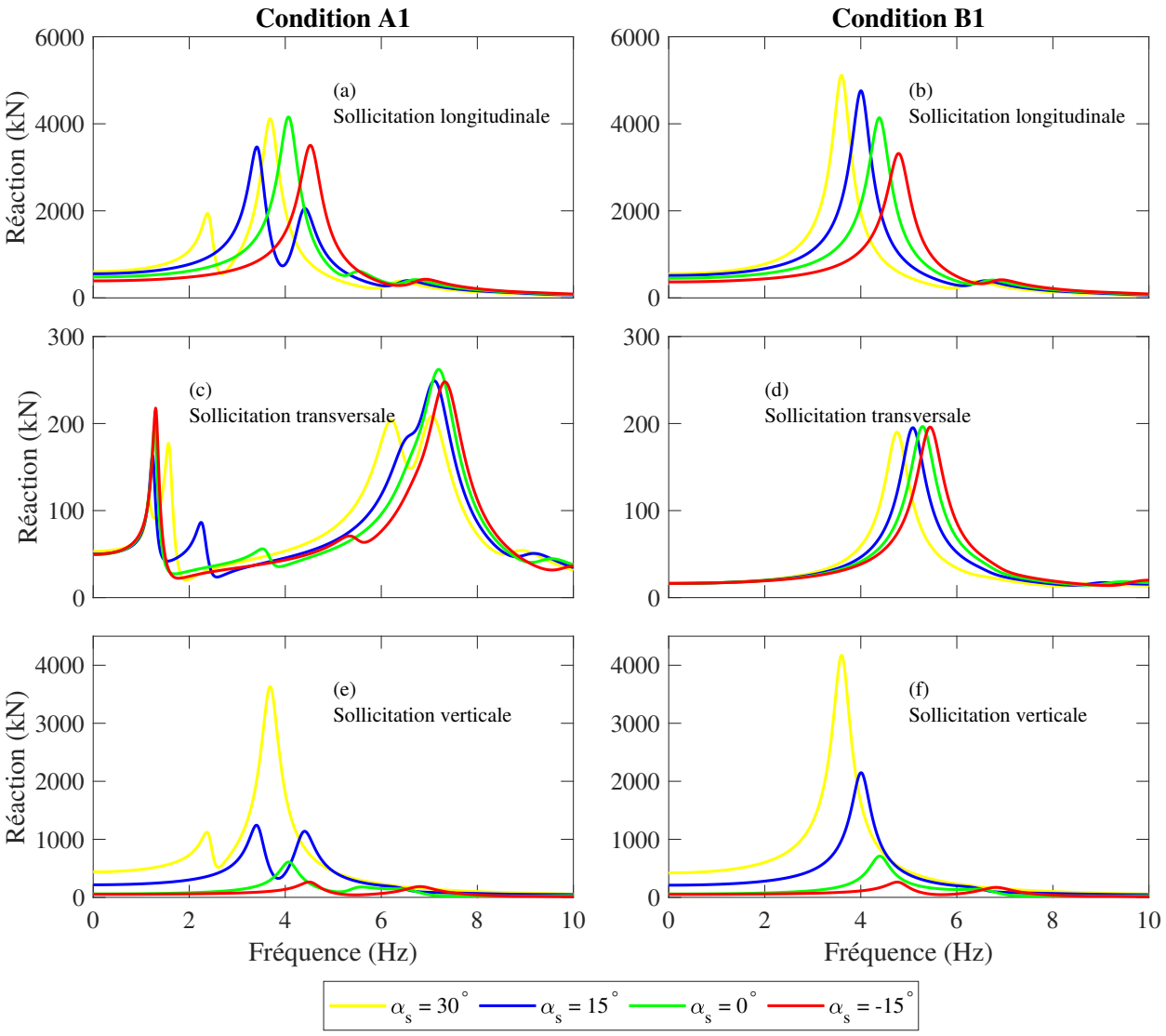



FIGURE 5.25 Courbes de réponse en fréquences de la réaction des vannes radiales aux conditions A1 et B1 pour différentes inclinaisons.

Les figures 5.26, 5.27 et 5.28 illustrent les déformées des premiers modes importants respectivement des vannes inclinées de $-15°$, $15°$ et $30°$ pour les vannes aux conditions A1 et B1 soumises à des excitations longitudinales, transversales et verticales.

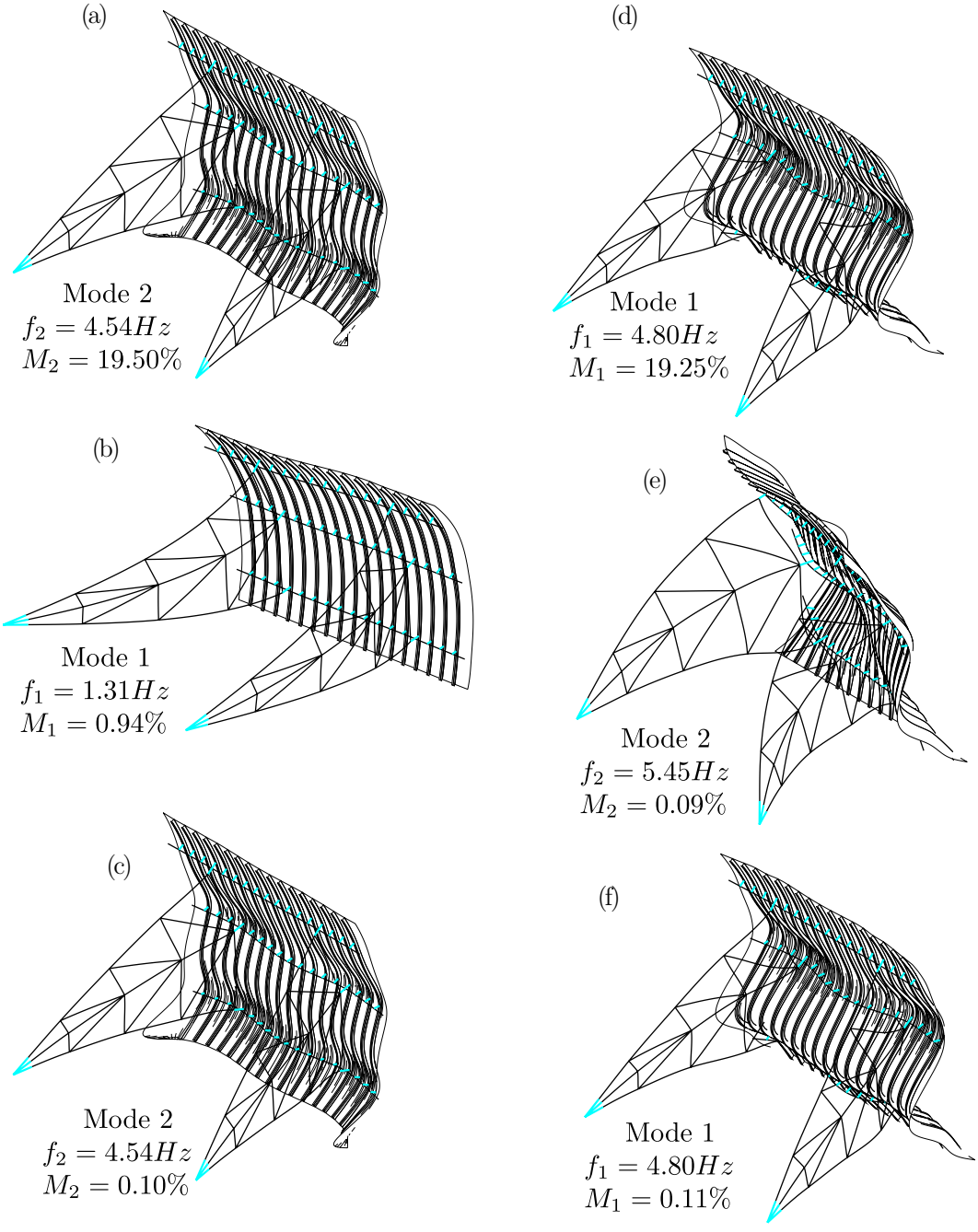



FIGURE 5.26 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale inclinée de $-15°$ avec réservoir à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f).

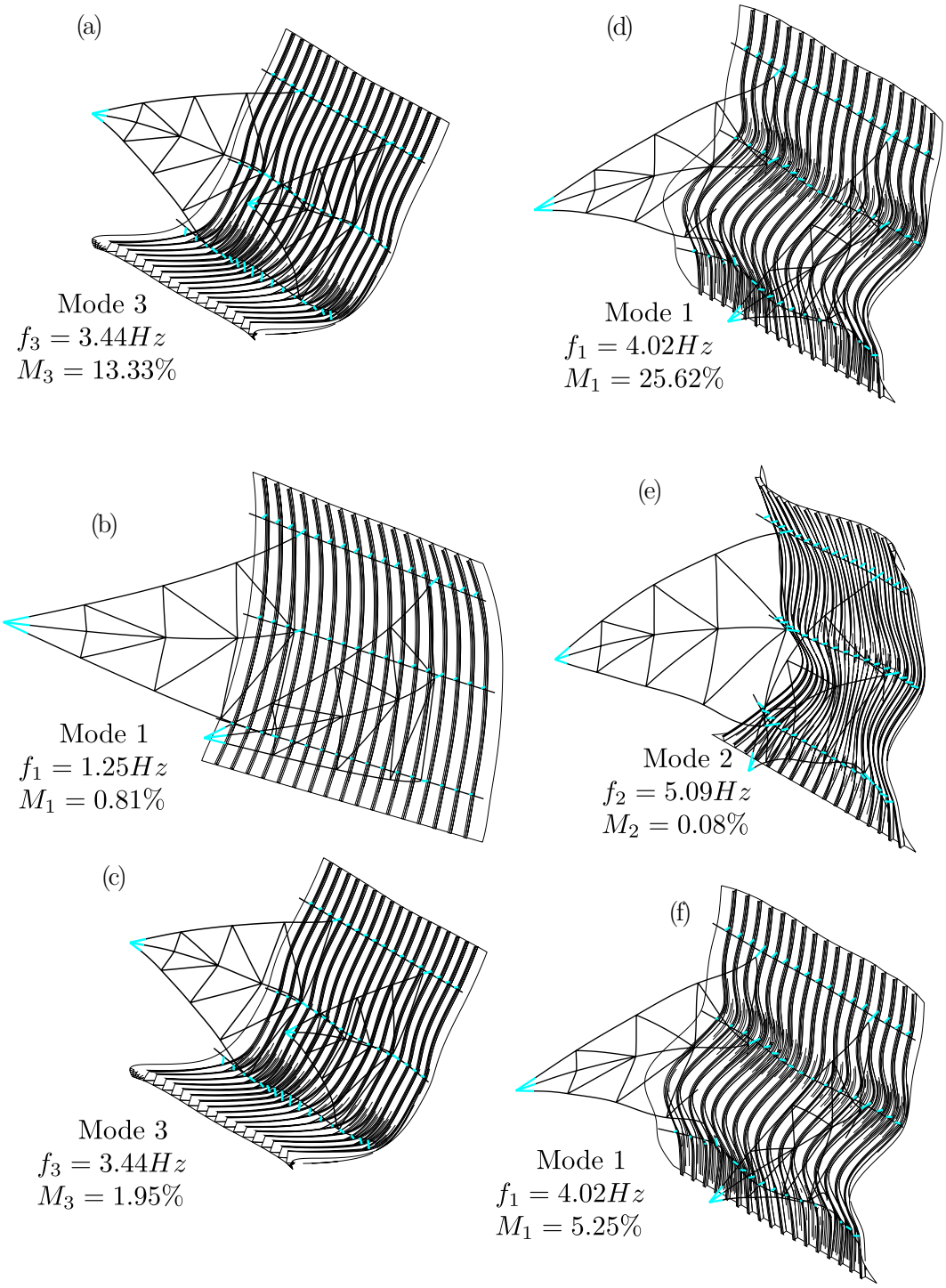



FIGURE 5.27 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale inclinée de 15° avec réservoir à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f).

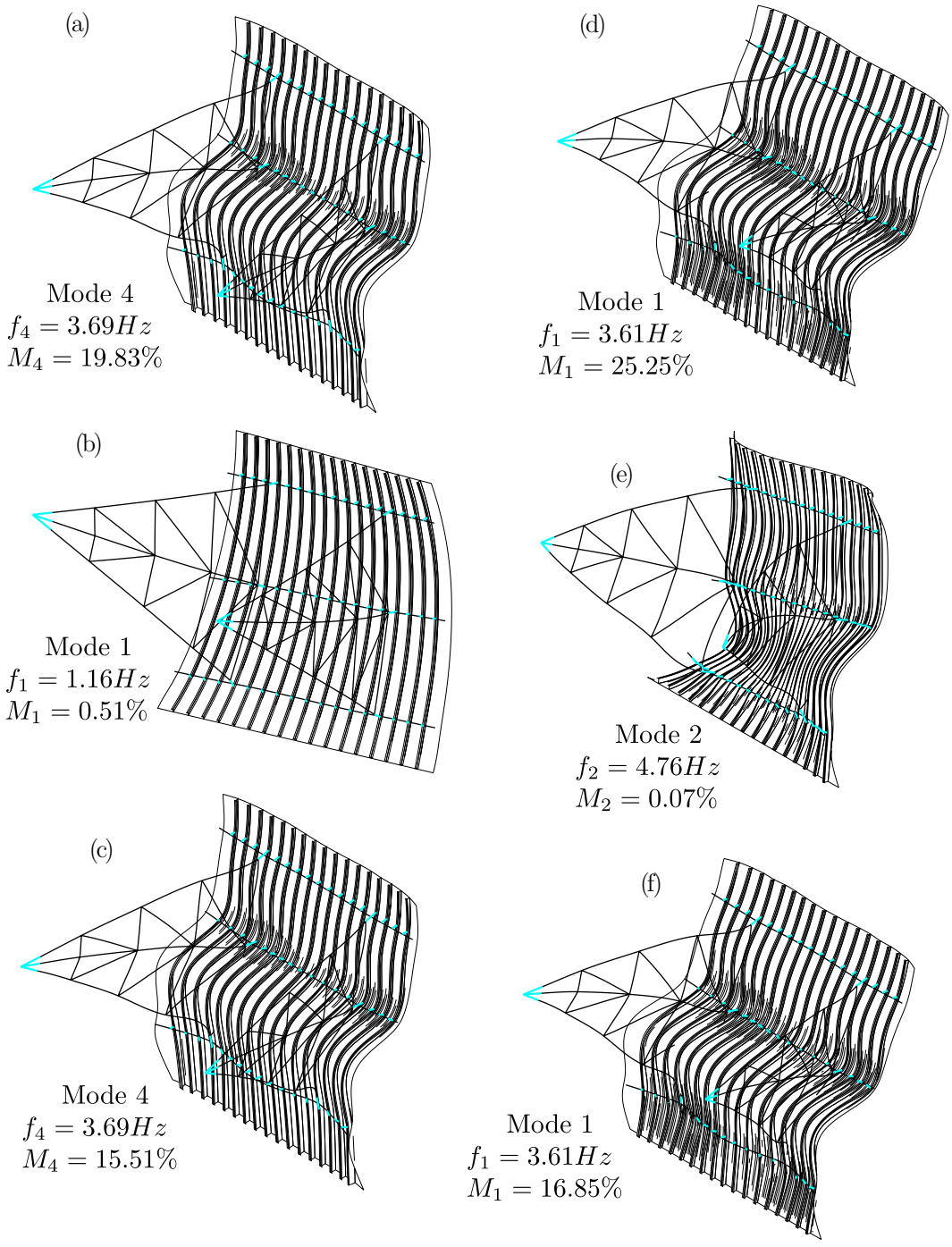



FIGURE 5.28 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale inclinée de 30° avec réservoir à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f).

### Effet des conditions frontières latérales

Les figures 5.29 et 5.30 présentent les courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques et des réactions des vannes avec réservoir aux conditions A1, B1, A2 et B2. Bloquer les déplacements des extrémités latérales selon Y n'a pas d'effet sur les vannes soumises à une sollicitation longitudinale et verticale. Lorsque les vannes sont soumises à une sollicitation transversale, les conditions A2 et B2 ont pour effet de diminuer la réponse en pression hydrodynamique et en réaction.

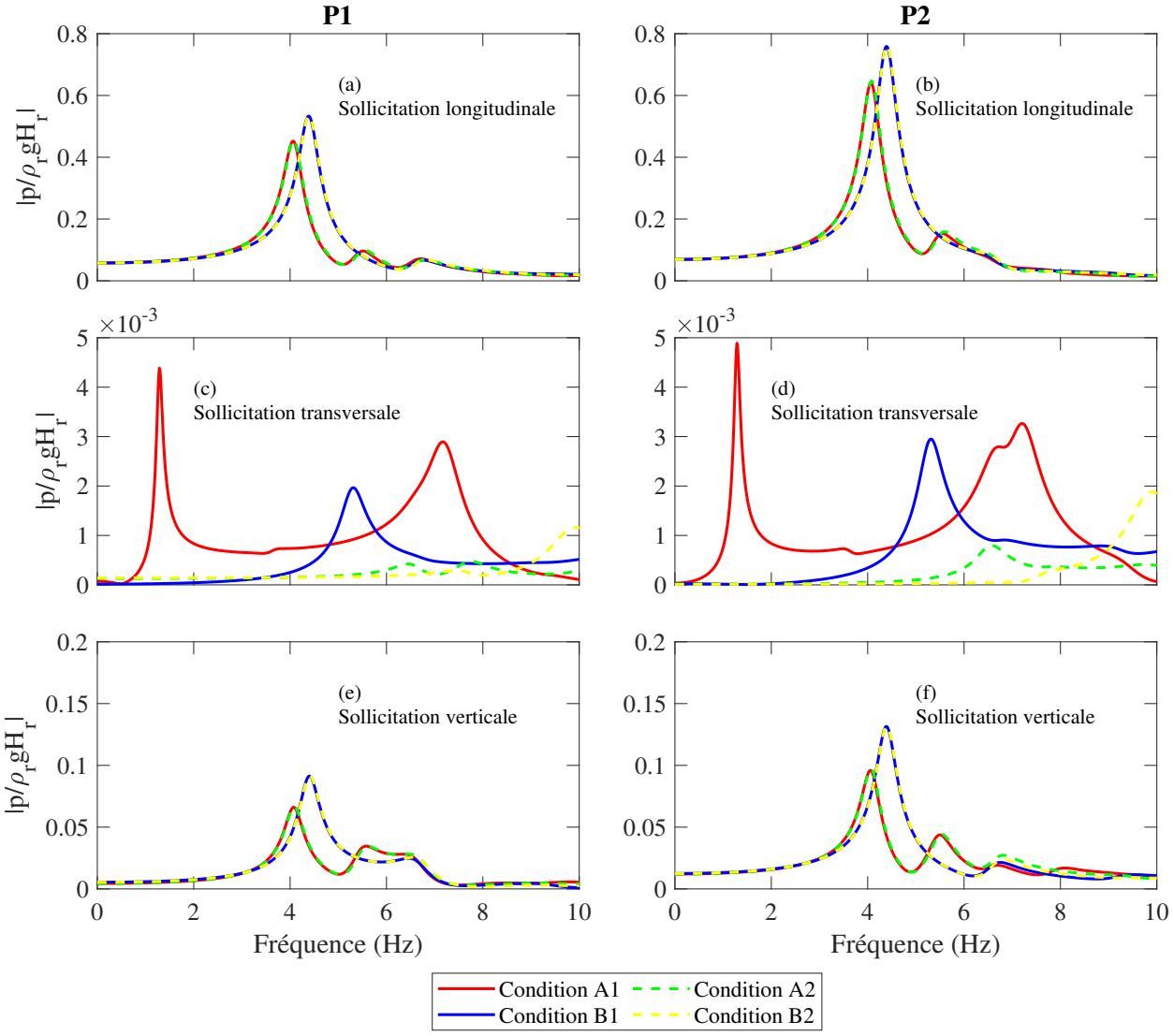



FIGURE 5.29 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques aux points P1 et P2 des vannes radiales aux conditions A1, B1, A2 et B2.

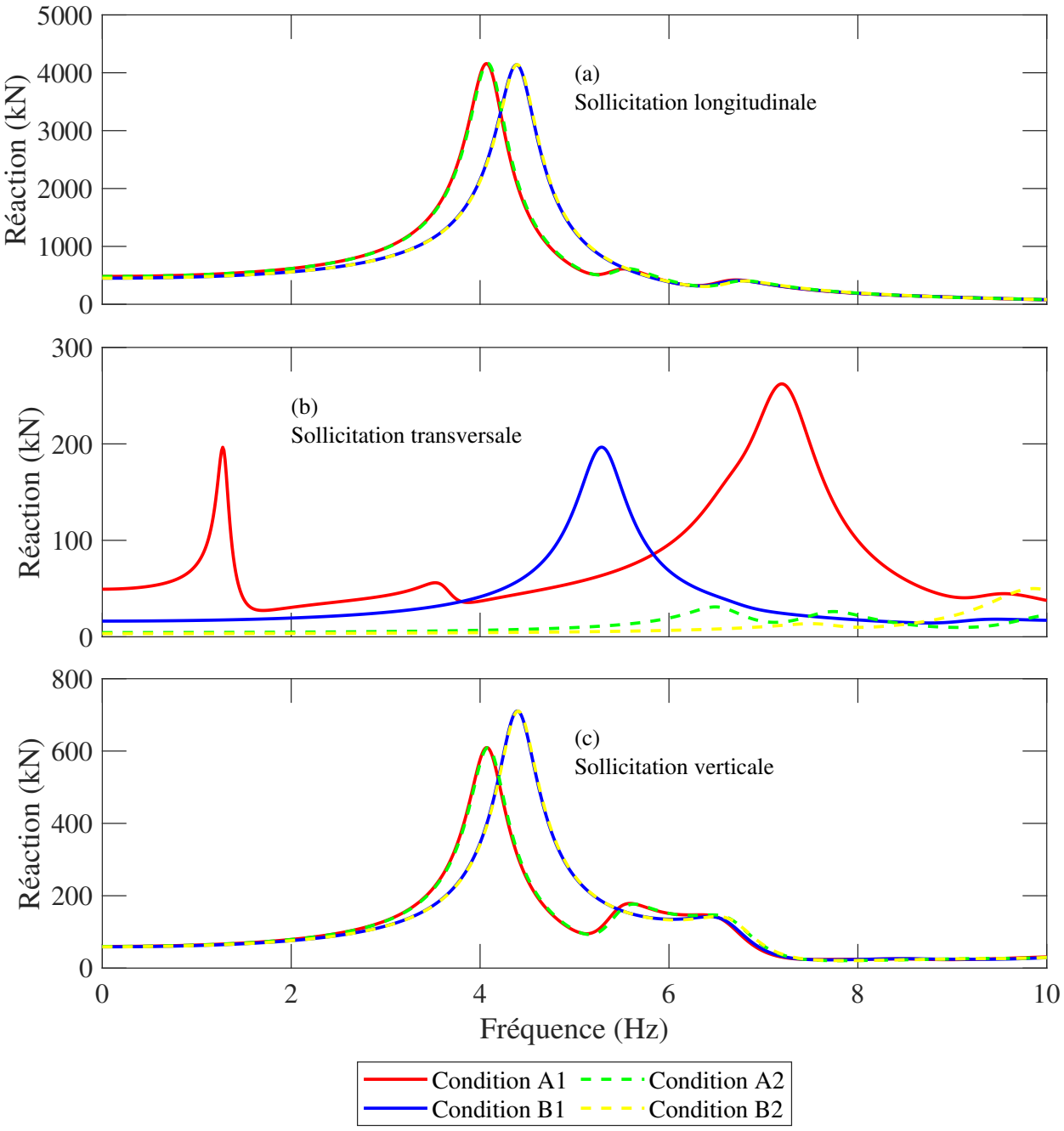



FIGURE 5.30 Courbes de réponse en fréquences de la réaction des vannes radiales aux conditions A1, B1, A2 et B2.

### Effet des conditions frontières des tourillons

Les figures 5.31 et 5.32 présentent les courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques et des réactions des vannes avec réservoir aux conditions A1, B1, A3 et B3. Les effets des degrés de liberté au niveau des tourillons sont négligeables pour les vannes sollicitées longitudinalement et verticalement, cependant lorsque les vannes sont sollicitées transversalement la fréquence du premier mode augmente et la réponse maximale diminue légèrement avec les conditions A3 et B3.

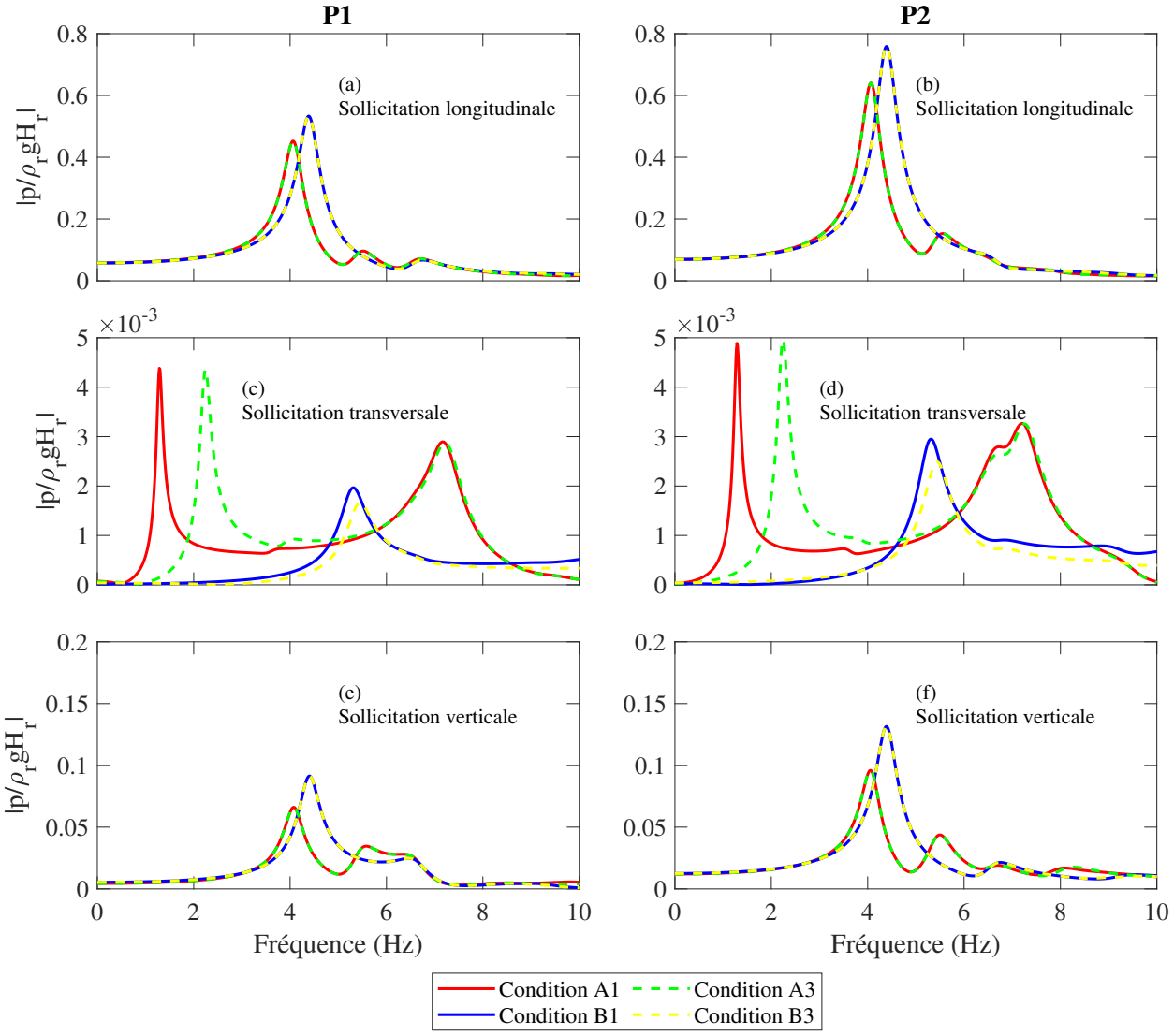



FIGURE 5.31 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques aux points P1 et P2 des vannes radiales aux conditions A1, B1, A3 et B3.

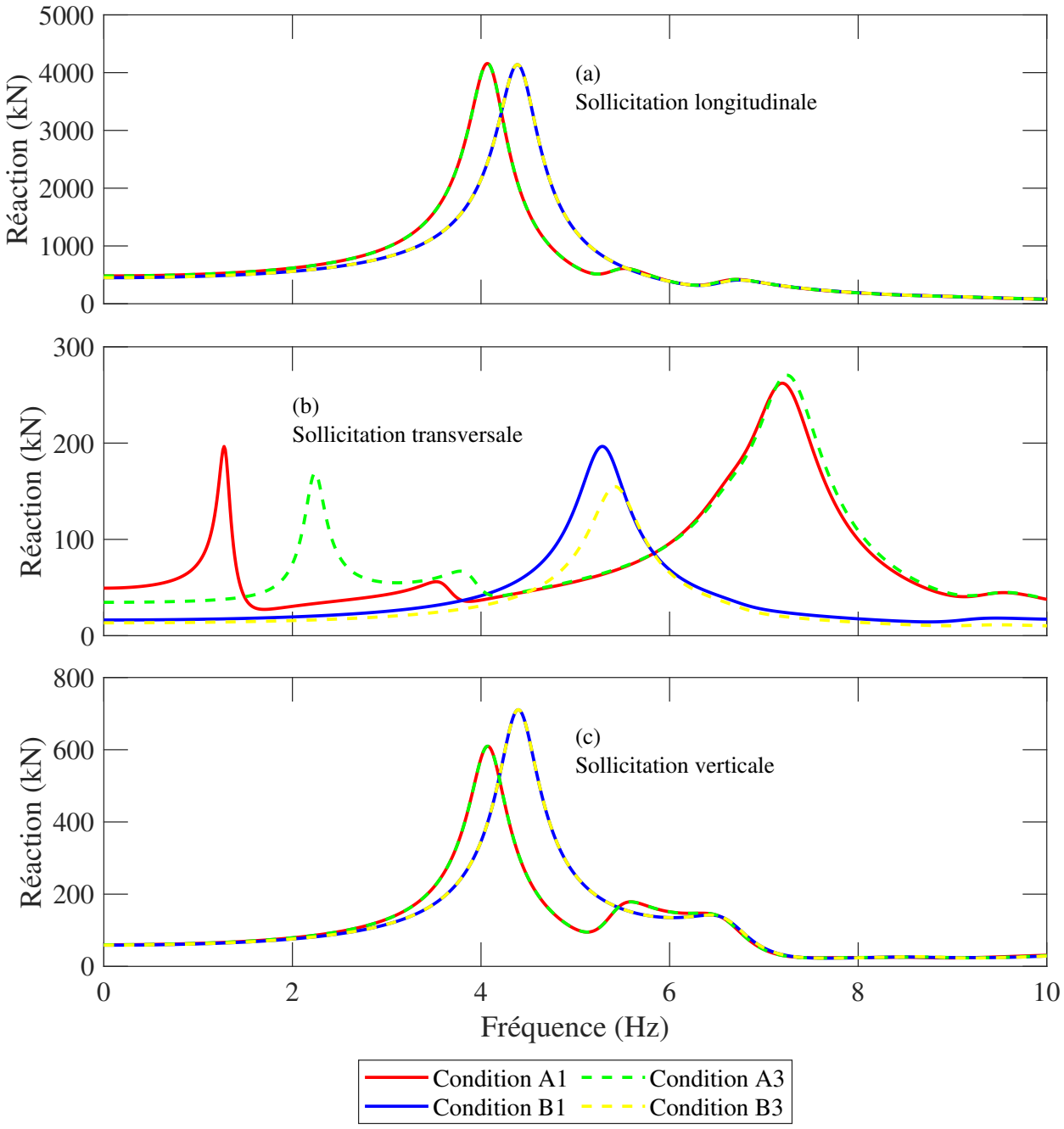



FIGURE 5.32 Courbes de réponse en fréquences de la réaction des vannes radiales aux conditions A1, B1, A3 et B3.

### Effet de l'écart entre les tourillons

Les figures 5.33 et 5.34 présentent les courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques et des réactions des vannes aux conditions A1 et B1 pour différents écarts entre les bras au niveau des tourillons. La diminution de l'écart entre les bras au niveau des tourillons entraîne une légère augmentation de la fréquence de résonance, hormis pour la vanne à la condition A1 soumise à une sollicitation transversale dont la fréquence de résonance est abaissée. De plus, pour cette dernière la réponse en réaction et en pression hydrodynamique montre des comportements différents, en effet pour cette vanne, la réduction de l'écart entre les tourillons diminue la réponse en pression hydrodynamique mais augmente la réponse en réaction.

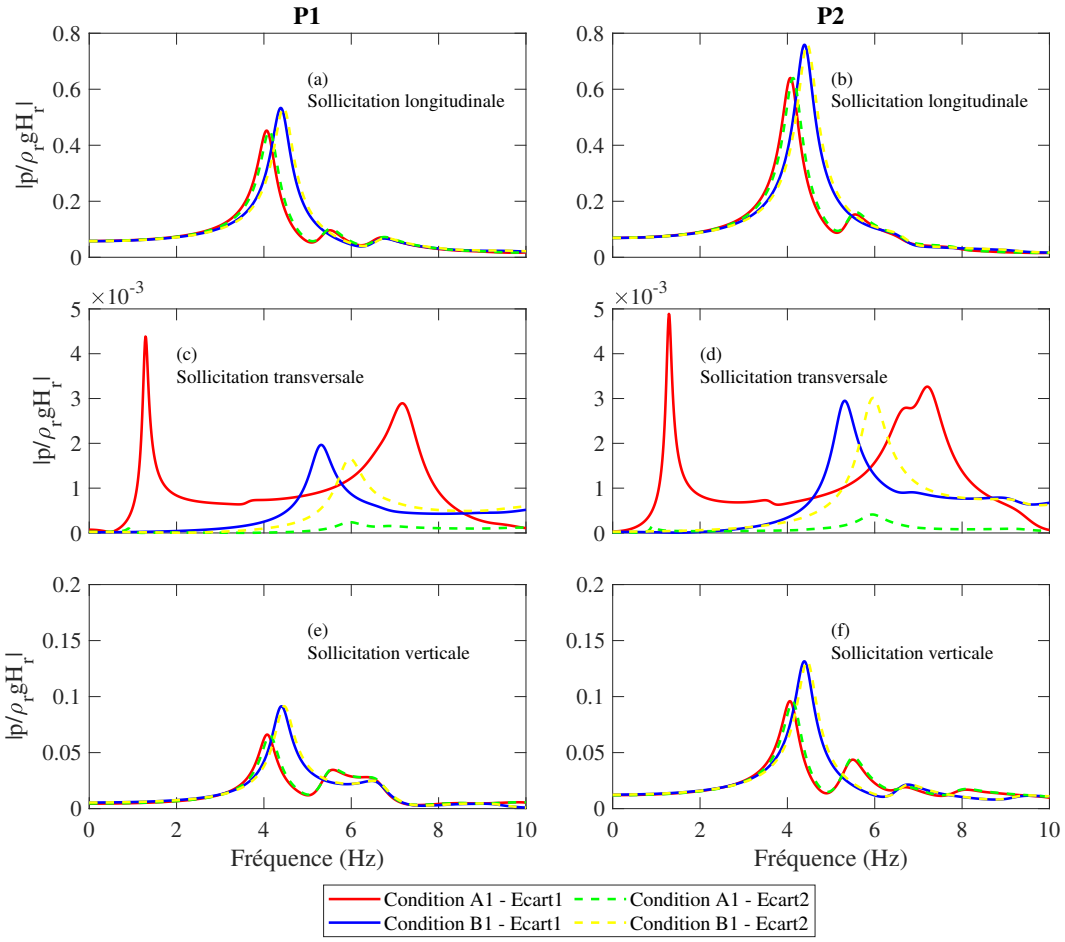



FIGURE 5.33 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques aux points P1 et P2 des vannes radiales aux conditions A1 et B1 pour différents écarts entre les bras.

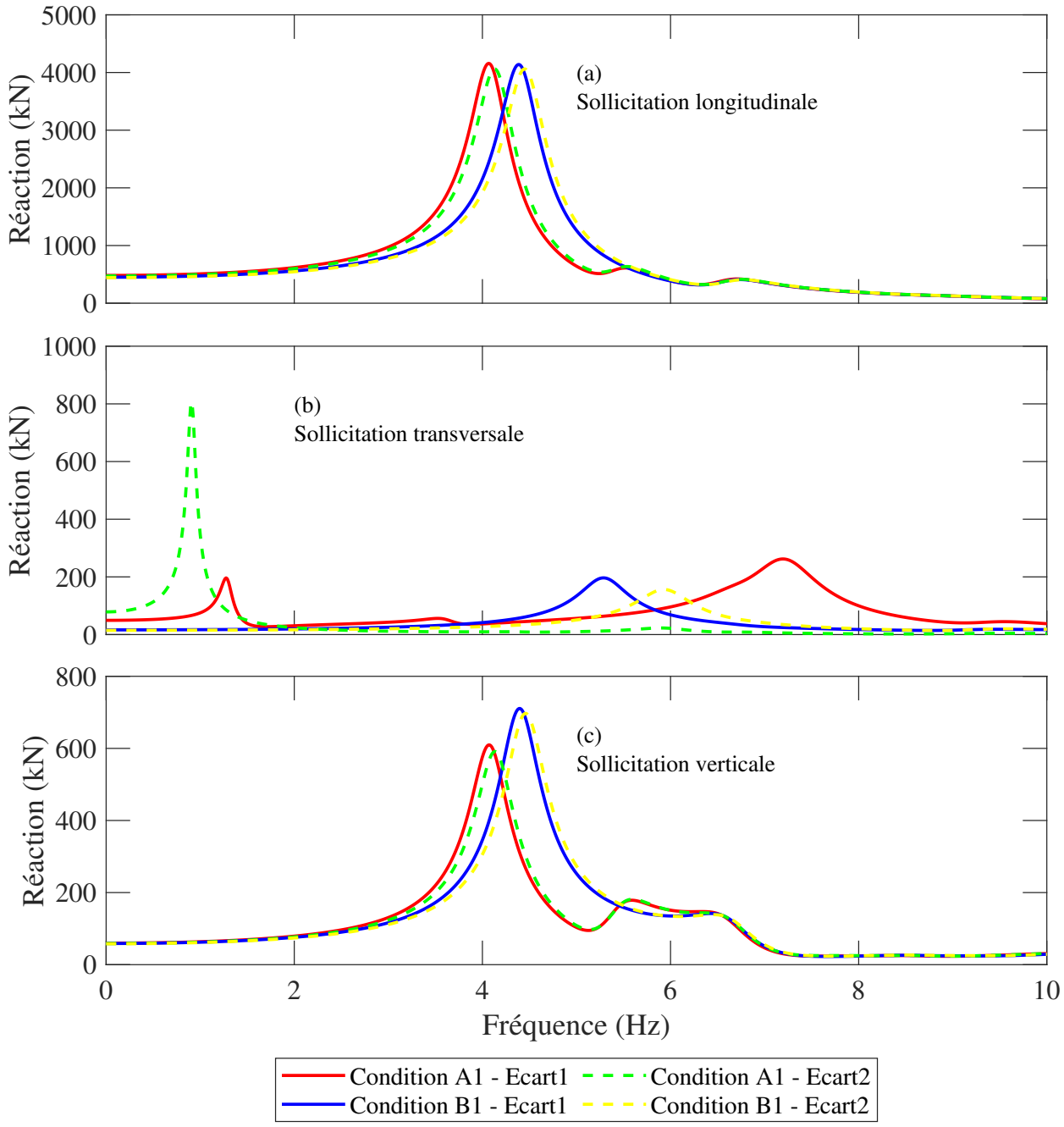



FIGURE 5.34 Courbes de réponse en fréquences des réactions aux tourillons des vannes radiales aux conditions A1 et B1 pour différents écarts entre les bras.

### Effet de la largeur de la vanne

Les figures 5.35, 5.36 et 5.37 présentent les courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques aux points P1 et P2 et des réactions des vannes aux conditions A1 et B1 pour des largeurs de vannes de 8m, 12m et 16m. L'augmentation de la largeur de la vanne a pour effet de diminuer la fréquence de résonance du premier mode.

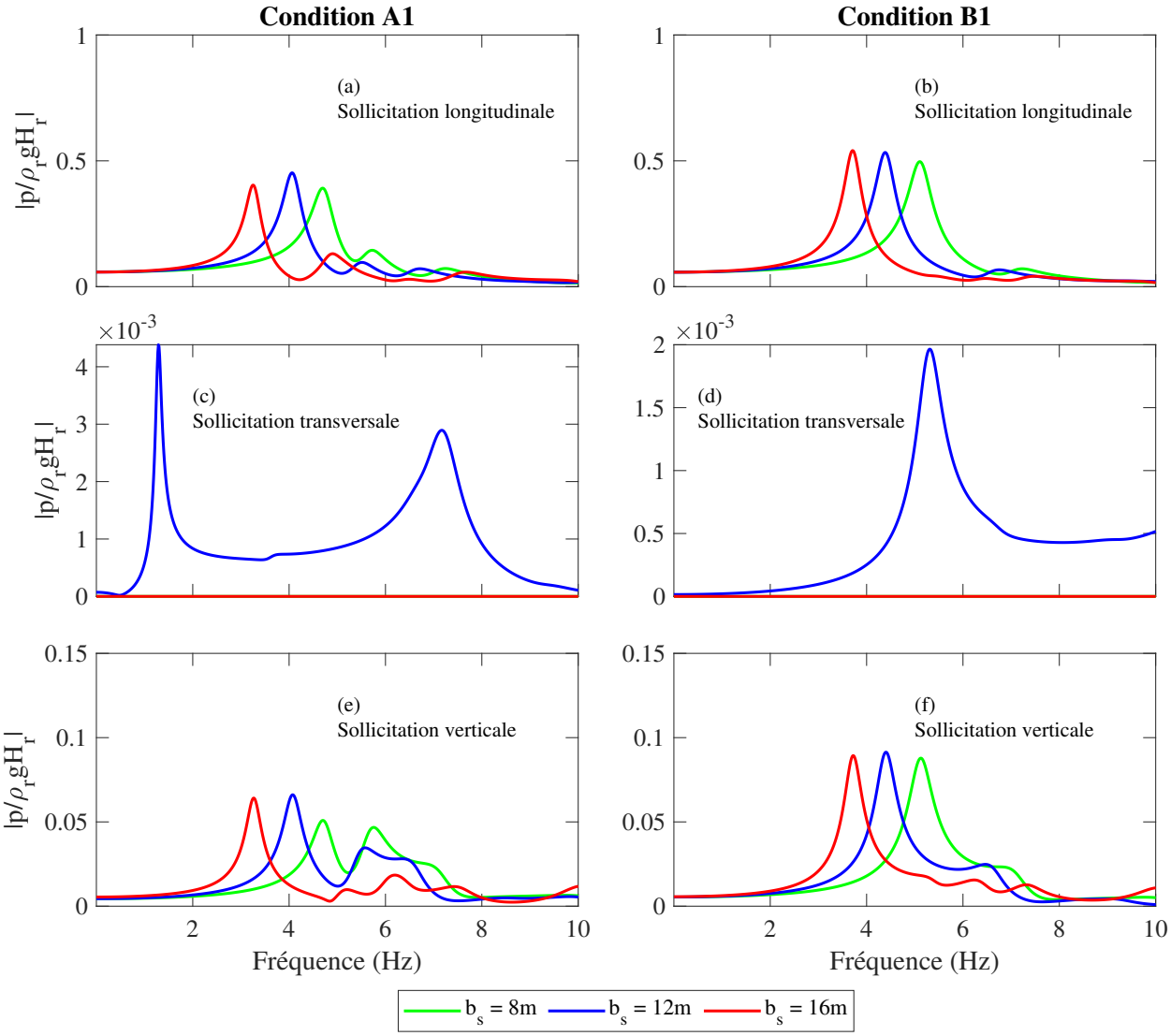



FIGURE 5.35 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques au point P1 des vannes sèches aux conditions A1 et B1 pour différentes largeurs de vannes.

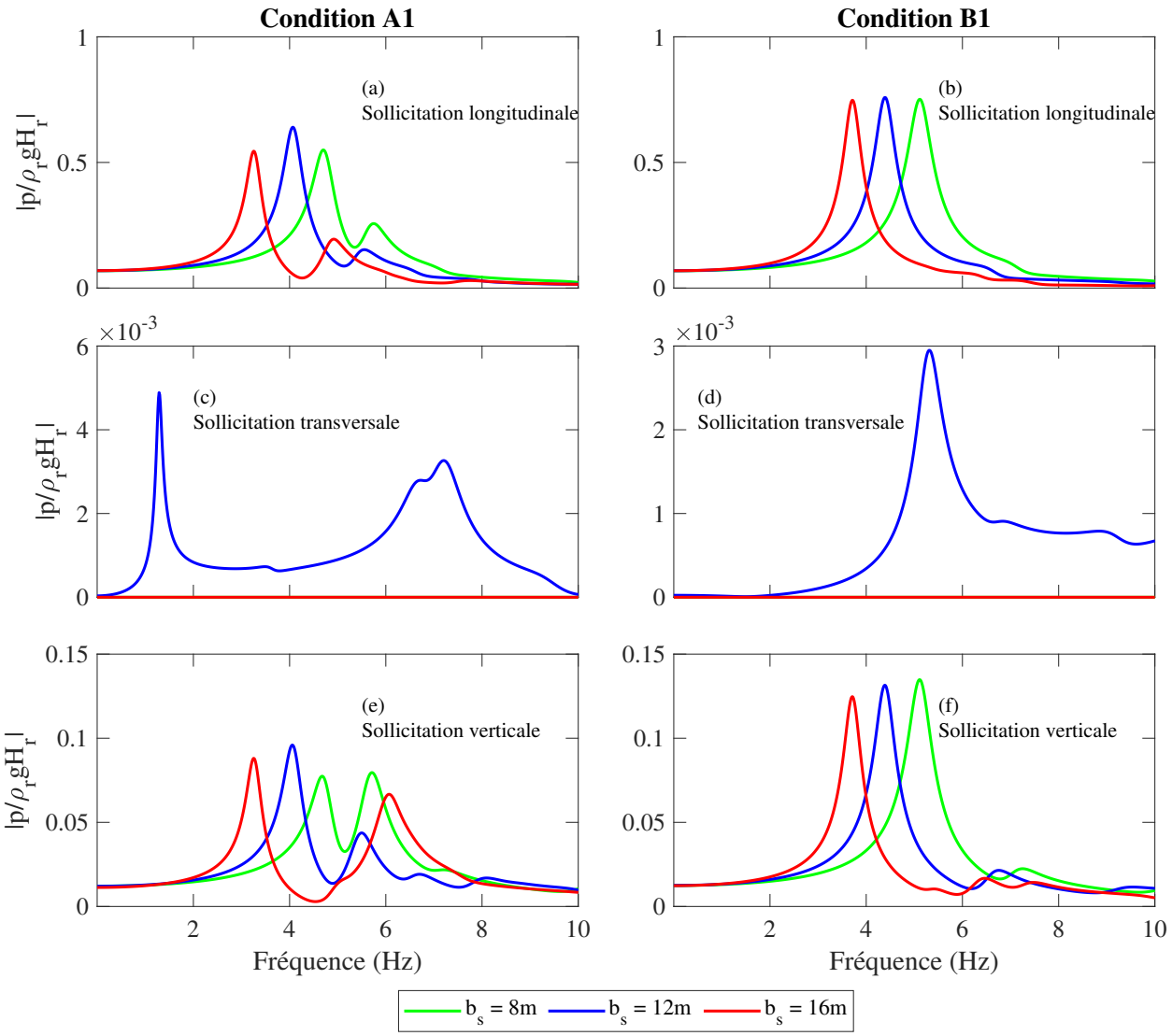



FIGURE 5.36 Courbes de réponse en fréquences des pressions hydrodynamiques au point P2 des vannes sèches aux conditions A1 et B1 pour différentes largeurs de vannes.

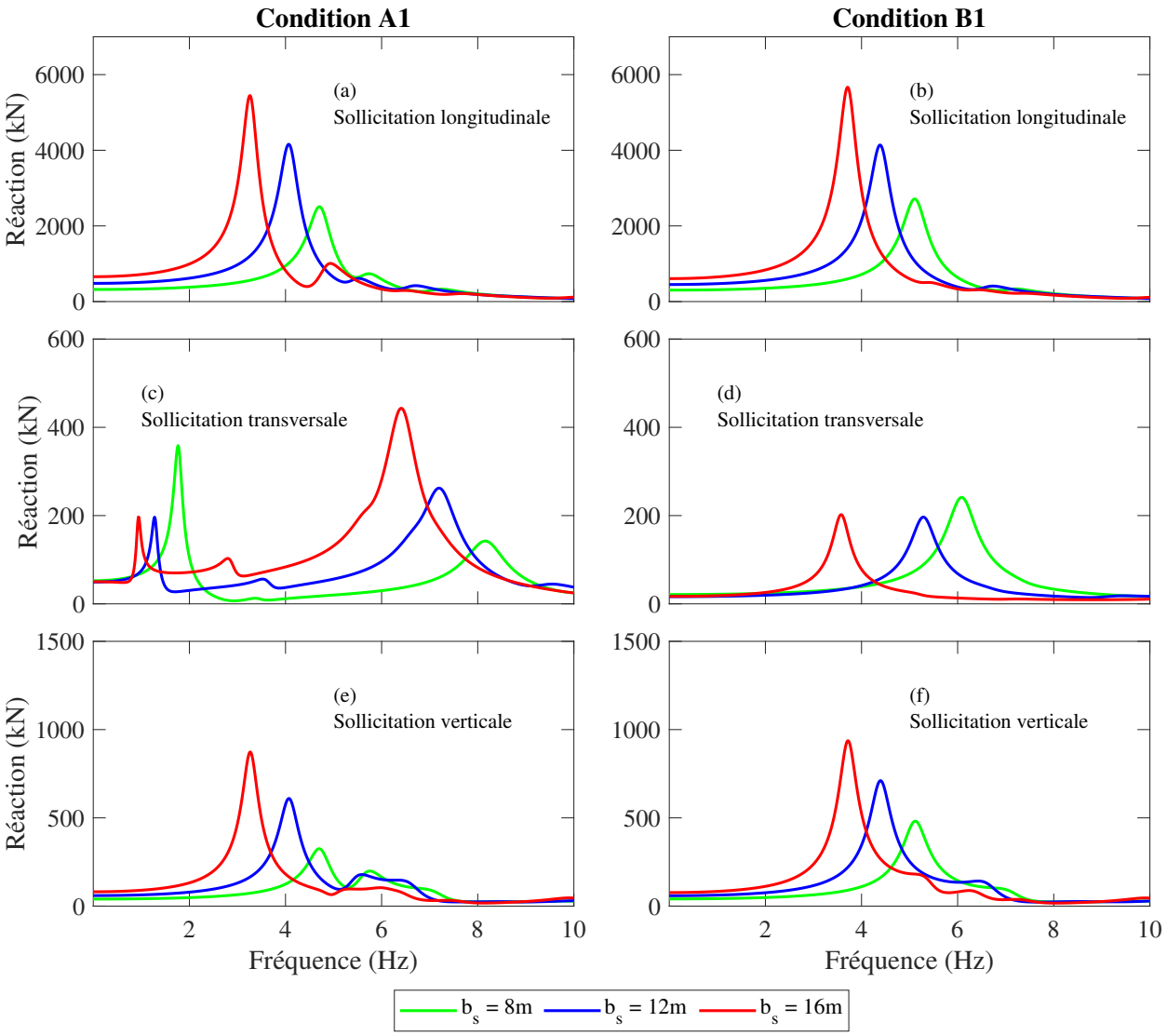



FIGURE 5.37 Courbes de réponse en fréquences des réactions des vannes sèches aux conditions A1 et B1 pour différentes largeurs de vannes.

Les figures 5.38 et 5.39 illustrent les déformées des premiers modes importants des vannes de 8m et 16m de largeur avec réservoir aux conditions A1 et B1.

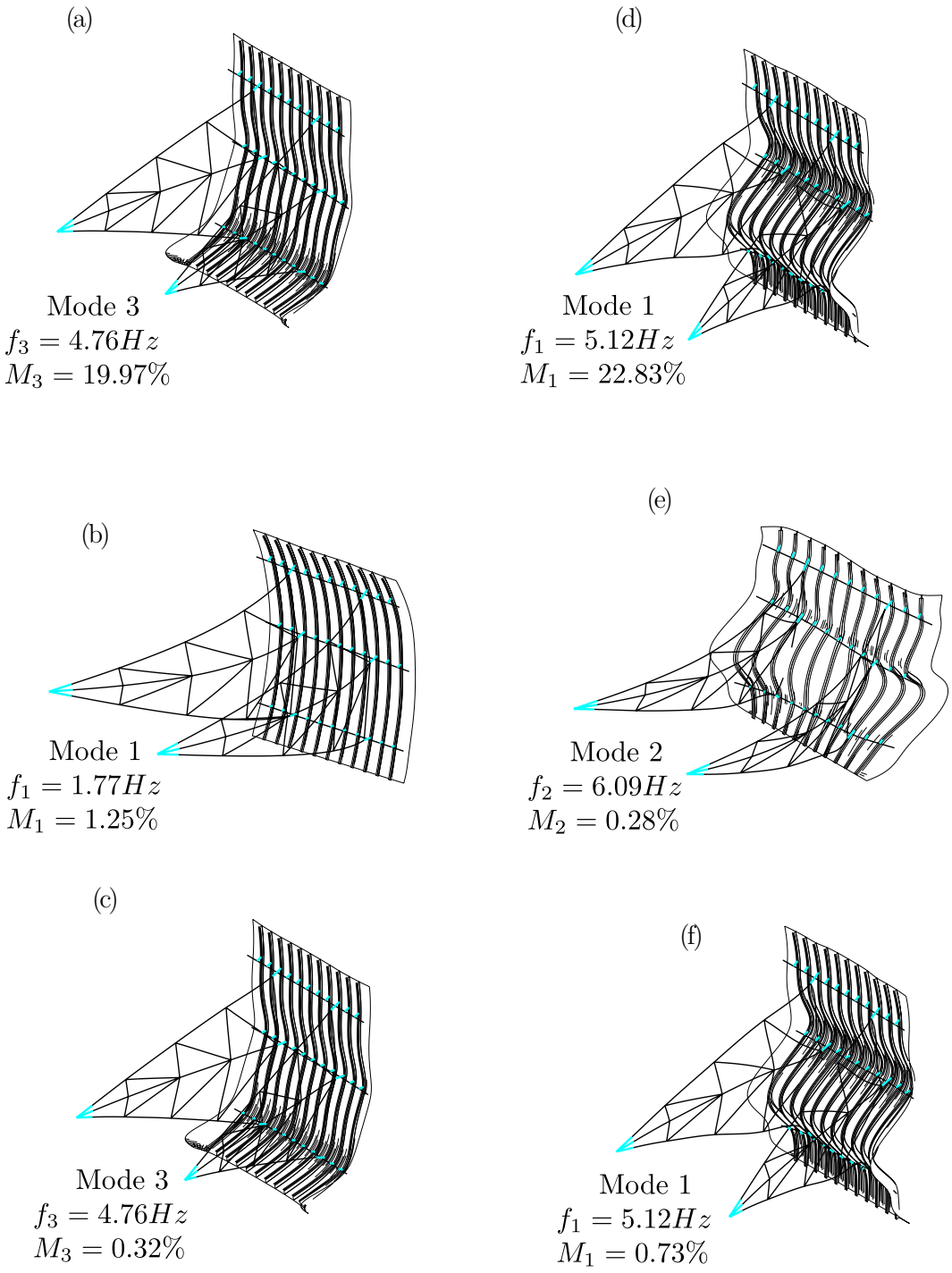



FIGURE 5.38 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale de 8m de largeur avec réservoir à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f).

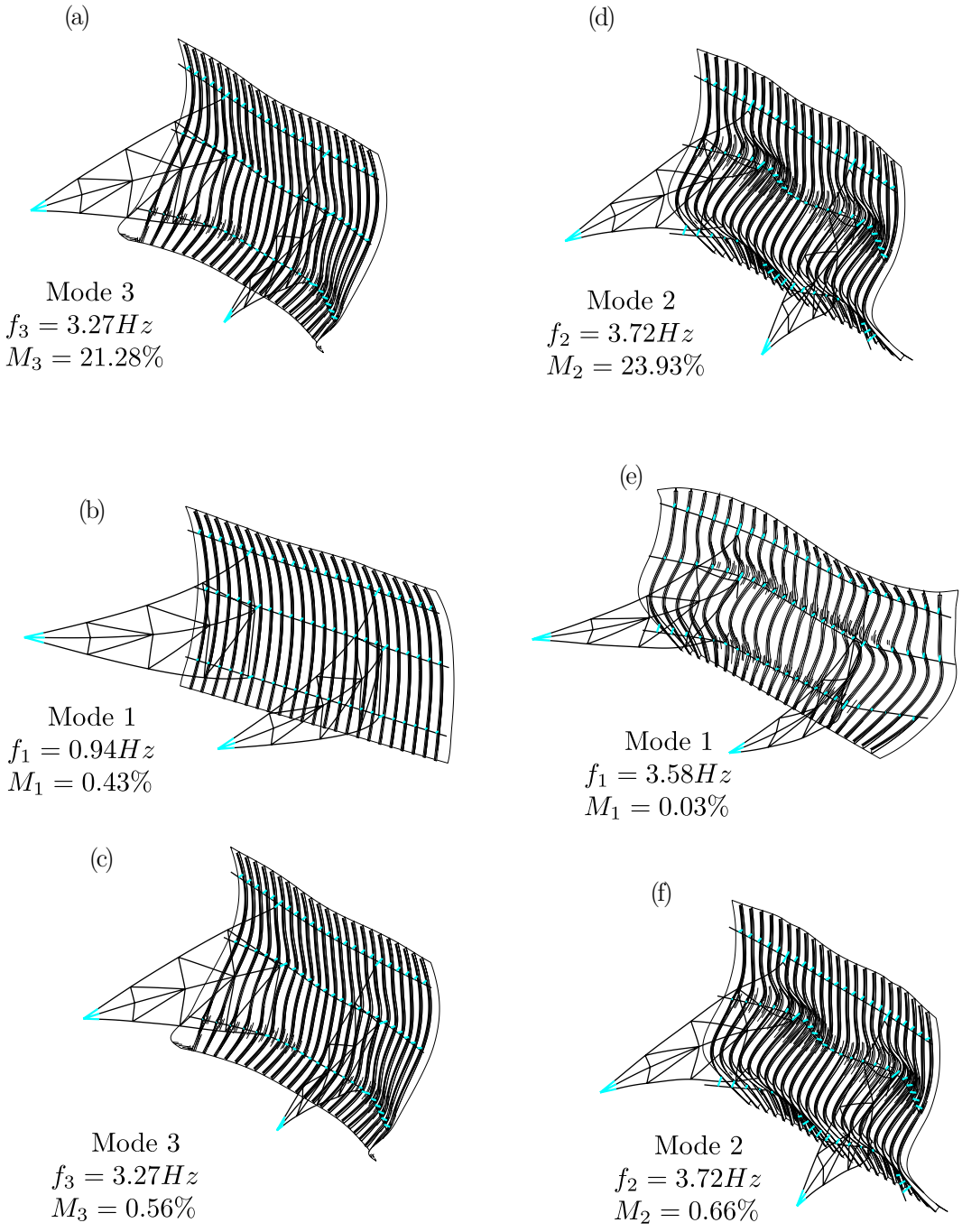



FIGURE 5.39 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale de 16m de largeur avec réservoir à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f).

### Utilisation des masses ajoutées de Westergaard

Afin d'étudier les réponses d'une vanne radiale en utilsant la méthode des masses ajoutées de Westergaard, le réservoir est modélisé en utilisant la méthode des coques ajoutées dont la procédure est décrite à la section 3.3.3 du chapitre 3. La figure 5.40 présente les courbes de réponse en fréquences des vannes aux conditions A1 et B1 pour différentes inclinaisons avec un réservoir modélisé par la méthode des masses ajoutées de Westergaard. L'angle d'inclinaison n'a pas une grande influence sur la réponse à une sollicitation longitudinale. Cependant, pour la direction verticale, un angle d'inclinaison de 30° augmente l'amplitude des réactions de 227% pour la vanne aux conditions A1 et de 212% pour la vanne aux conditions B1.

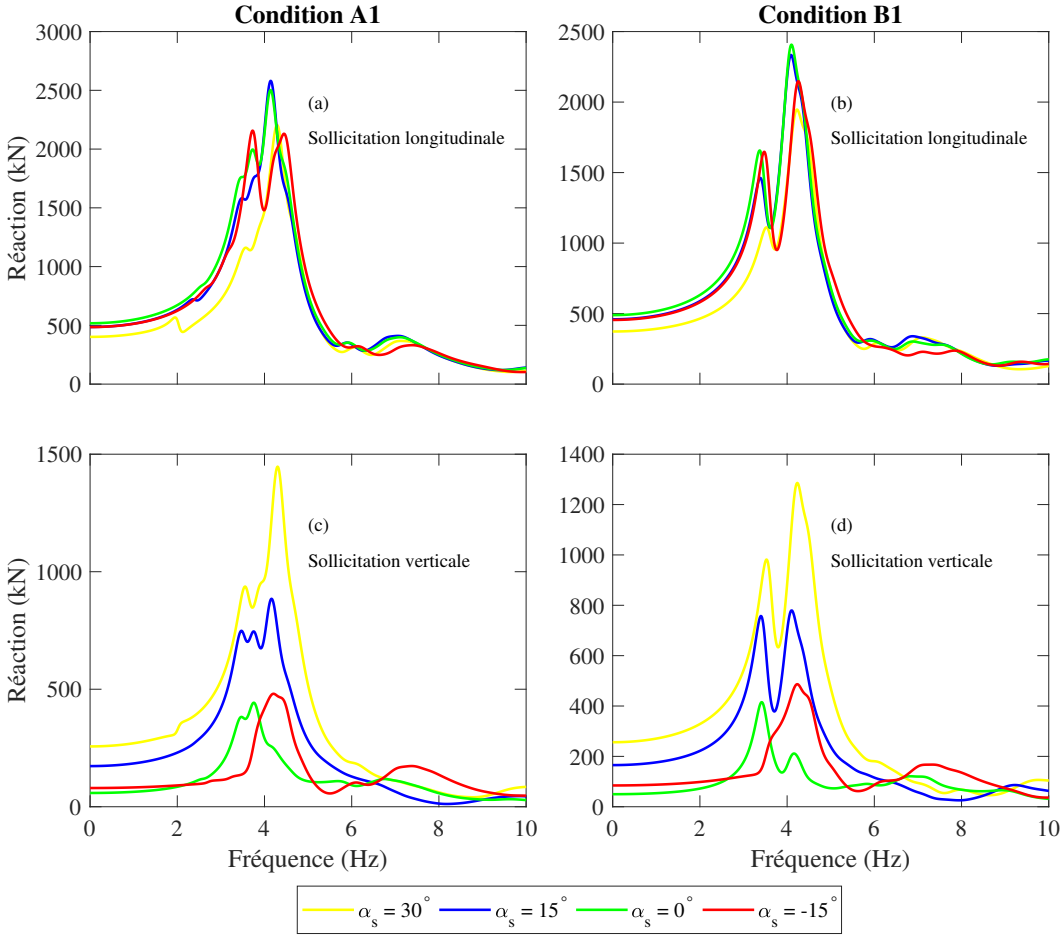



FIGURE 5.40 Courbes de réponse en fréquences des réactions pour des vannes de différentes inclinaisons avec la méthode des masses ajoutées de Westergaard.

La figure 5.41 présente les courbes de réponse en fréquences des vannes aux conditions A1 et B1 pour des inclinaisons de 0° et 30° pour des réservoirs modélisés par la méthode des masses ajoutées et par la méthode des éléments finis fluides compressibles. La méthode de Westergaard sous-estime la réponse en réaction de la méthode par éléments finis fluides. L'amplitude maximale des réactions de la vanne à la condition A1 est diminuée de 56% par rapport à une modélisation par éléments finis fluides pour un angle d'inclinaison de 30° dans la direction verticale et de 43% dans la direction longitudinale. Pour un angle de 0° ces écarts sont de 17% et 34%.

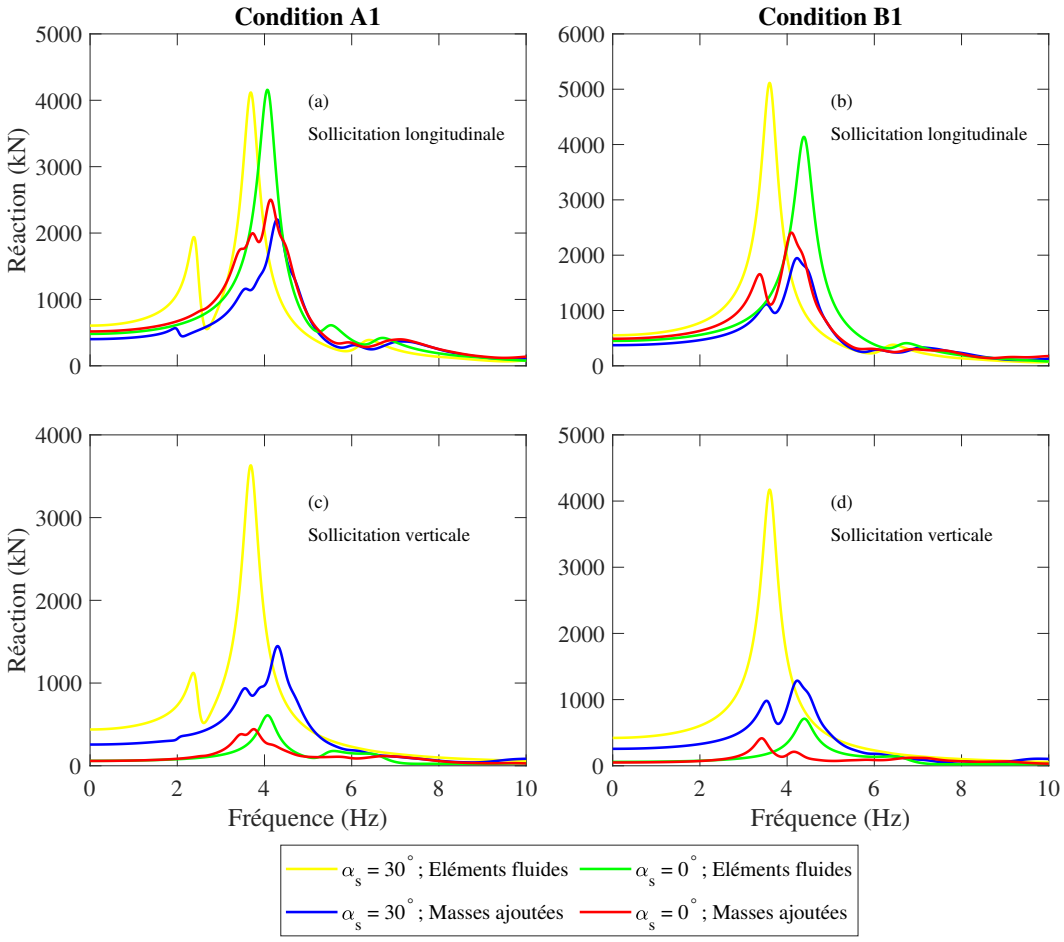



FIGURE 5.41 Courbes de réponse en fréquences des réactions pour des vannes de différentes inclinaisons avec la méthode des masses ajoutées de Westergaard et la méthode des éléments finis fluides compressibles.

La figure 5.42 illustre les déformées des premiers modes importants pour les vannes aux conditions A1 et B1 soumises à des excitations longitudinales, transversales et verticales lorsque le réservoir est modélisé par masses ajoutées de Westergaard.

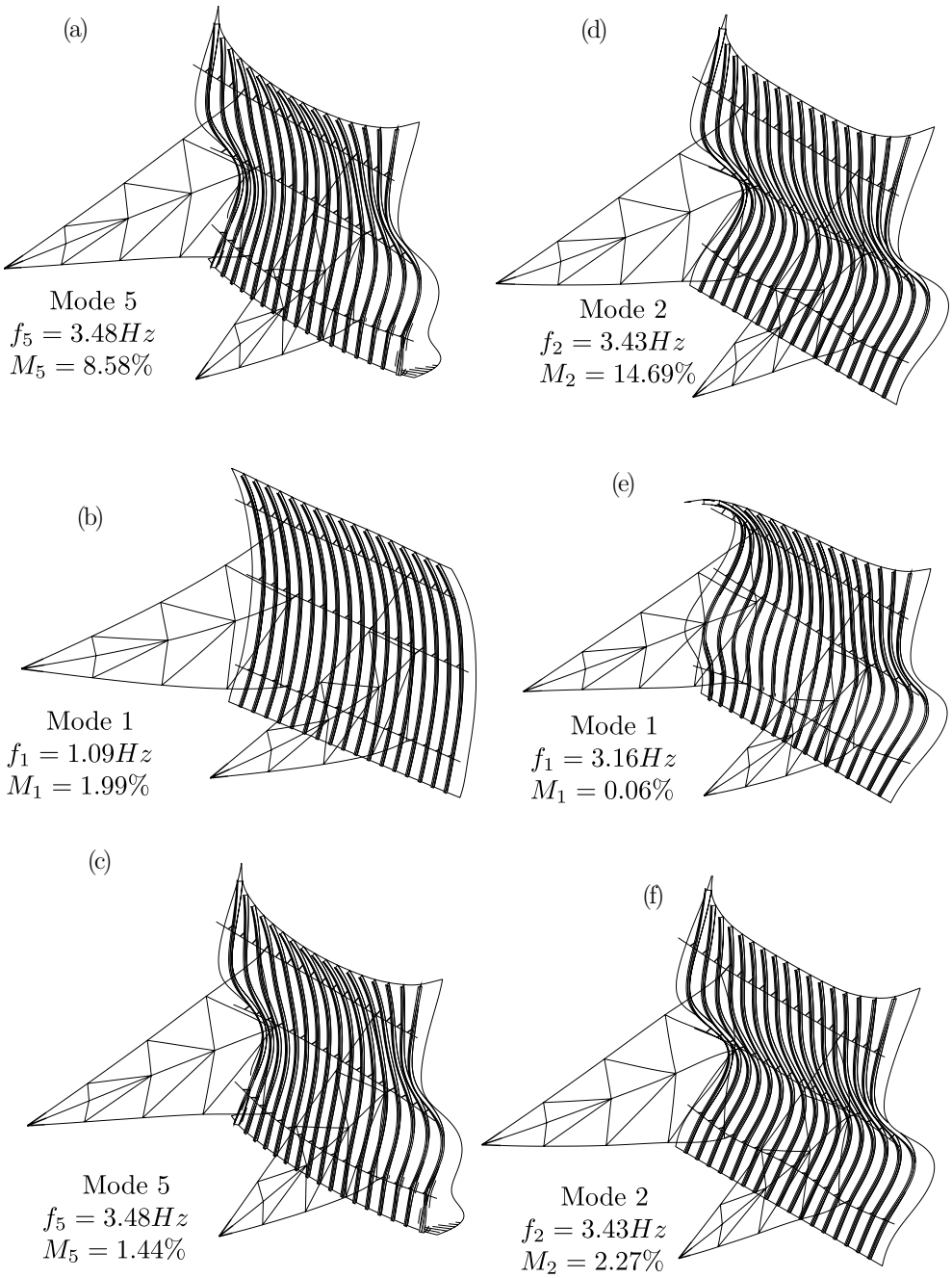



FIGURE 5.42 Déformées des modes importants de la direction longitudinale, transversale et verticale pour une vanne radiale inclinée avec réservoir modélisé par masses ajoutées de Westergaard à la condition A1 : (a), (b) et (c) ; et pour la condition B1 : (d), (e) et (f).

La figure 5.43 présente les courbes de réponse en fréquences des vannes aux conditions A1 et B1 dont la rigidité est augmentée en utilisant un module d'élasticité de $1000E_s$. La résonance a lieu au delà des 10Hz. Lorsque la vanne est rigidifiée, les réponses obtenues avec la méthode des masses ajoutées sont plus proches des réponses obtenues par éléments fluides.

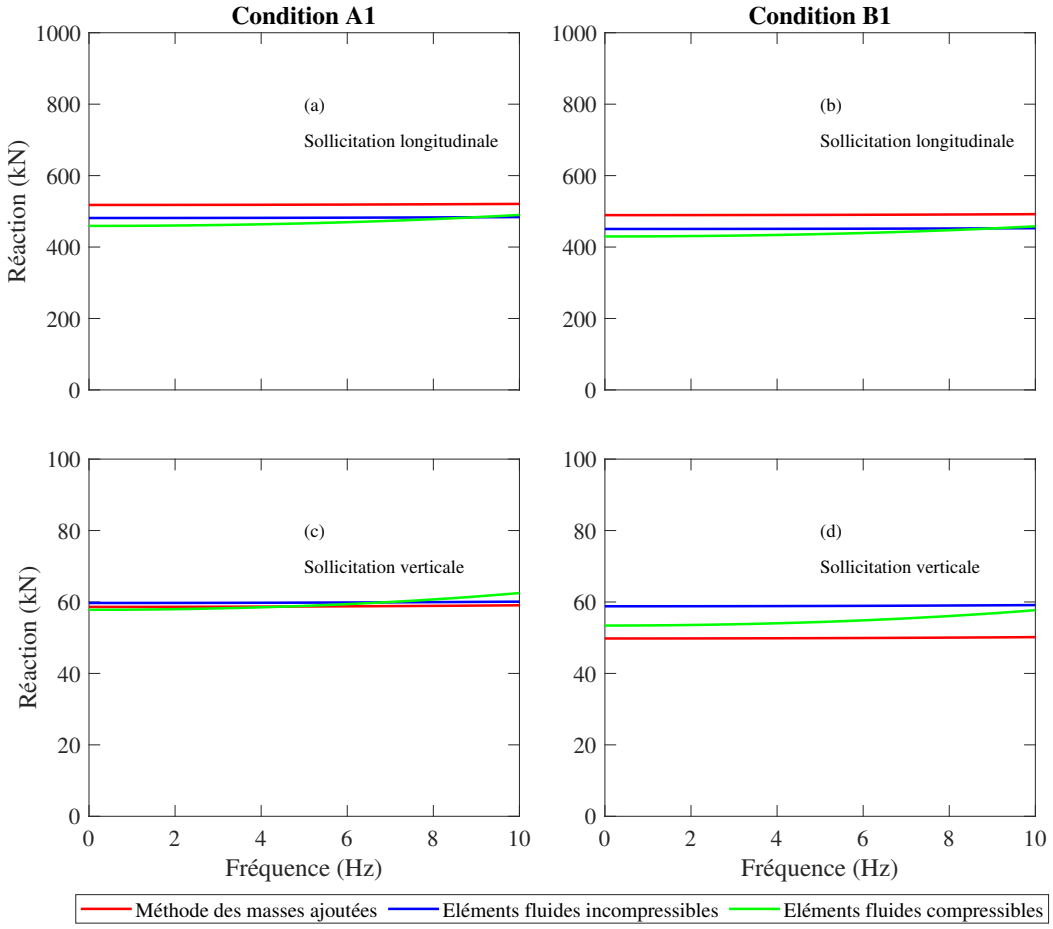



FIGURE 5.43 Courbes de réponse en fréquences des réactions pour des vannes rigides.

La figure 5.44 présente les courbes de réponse en fréquences des vannes aux conditions A1 et B1 pour des largeurs de $8m$, $12m$, et $16m$. La résonance augmente avec la diminution de la largeur des vannes mais l'amplitude des résonances augmente. En effet l'amplitude de la vanne de $16m$ de largeur est 176.82% supérieure à la vanne de largeur de $8m$ pour une sollicitation longitudinale avec les conditions frontières A1 et de 105.56% pour les conditions frontières B1.

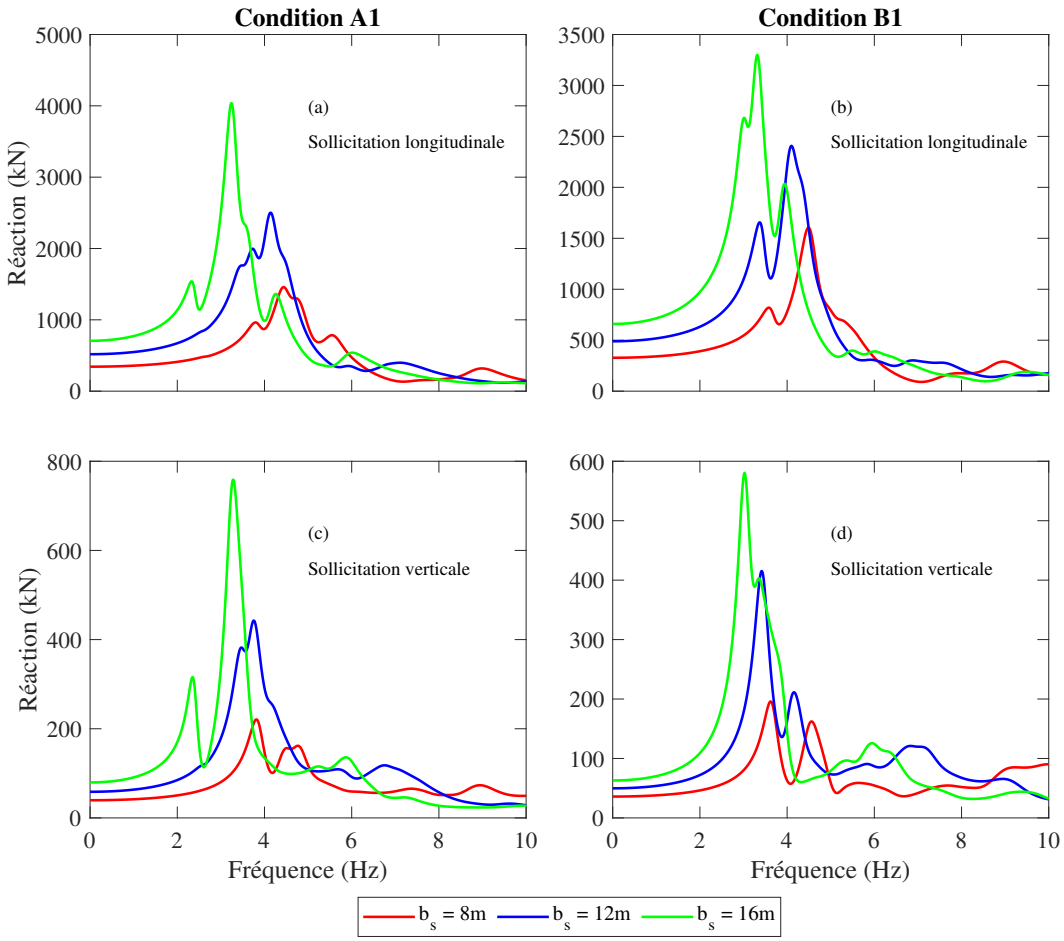



FIGURE 5.44 Courbes de réponse en fréquences des réactions pour des vannes de différentes largeurs avec la méthode des masses ajoutées de Westergaard.

## 5.4 Résultats des analyses sismiques

### 5.4.1 Système d'étude

Dans cette section seront présentés les résultats de l'étude des vannes radiales soumises à l'accélérogramme du séisme d'Impérial Valley de 1940 enregistré à la station d'El Centro dans les trois directions. Pour les directions horizontales, l'accélérogramme avec le plus grand PGA est attribué à la direction longitudinale. Dans la suite nous appellerons sollicitation bidirectionnelle les sollicitations longitudinale et transversale et nous appellerons sollicitation tridirectionnelle les sollicitations longitudinale, transversale et verticale. La figure 5.45 présente les accélérogrammes du séisme étudié et la figure 5.46 présente le spectre en fréquence de ce séisme. Ces données sont issues de la base de données NGA West 2 de PEER. En prenant en compte les résultats de l'analyse dynamique réalisée plus haut et pour éviter les répétitions, seules les vannes aux conditions A1 et B1 seront étudiées. Les réponses étudiées seront l'accélération, la pression hydrodynamique et la réaction des vannes radiales. Les réponses temporelles seront obtenues avec la méthode de Newmark en utilisant l'accélération moyenne. L'amortissement utilisé est l'amortissement de Rayleigh appliqué uniquement aux éléments de la vanne radiale. La matrice d'amortissement est construite ainsi :

$$\mathbf{C_{SS}} = \alpha_R \mathbf{M_{SS}} + \beta_R \mathbf{K_{SS}} \tag{5.1}$$

Les coefficients $\alpha_R$ et $\beta_R$ sont calculés en utilisant un amortissement de 5%, la première fréquence de contrôle correspond à la fréquence du premier mode et le seconde correspond à la fréquence d'un mode supérieur choisi autour des 15Hz, ce qui correspond à l'intervalle du contenu fréquentiel du séisme. Les caractéristiques modales des vannes avec réservoir sont utilisées pour déterminer ces fréquences en raison de l'effet du réservoir sur le comportement des structures.

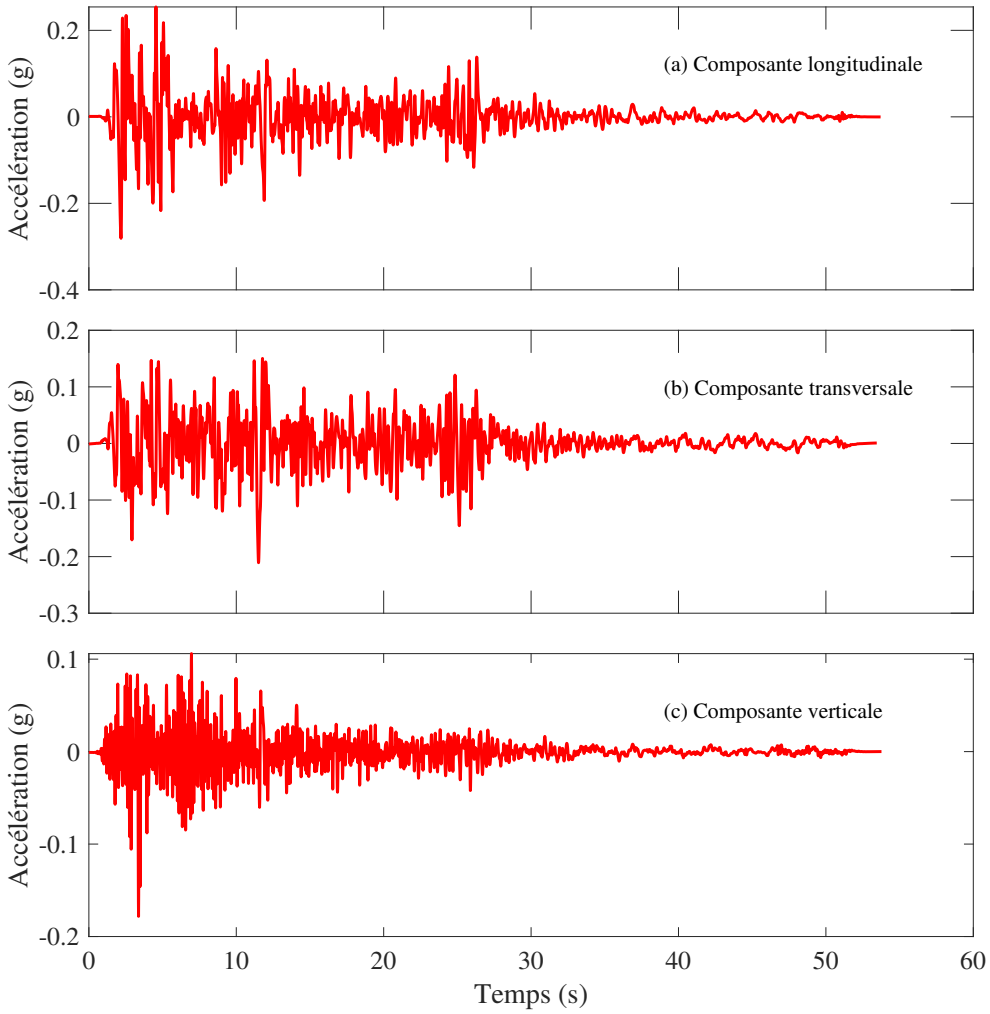



FIGURE 5.45 Accélérogrammes du séisme d'Impérial Valley enregistré à la station d'El Centro.

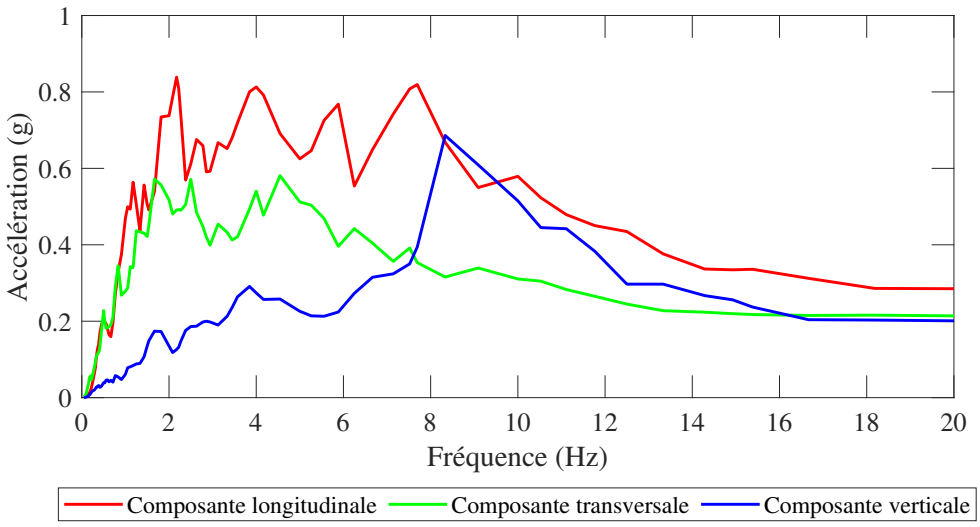



FIGURE 5.46 Spectre en fréquence du séisme d'Impérial Valley enregistré à la station d'El Centro.

### 5.4.2 Effet de la composante verticale

Les figures 5.47 et 5.48 présentent les réponses, respectivement pour une durée de 54 et 10 secondes, en accélérations, réactions et pressions hydrodynamiques, des différentes vannes étudiées soumises à l'accélérogramme d'Imperial Valley pour les sollicitations longitudinales, transversales, verticales, bidirectionnelles et tridirectionnelles. L'effet 3D du séisme a un faible effet sur la vanne radiale A1. Sa réponse, en accélération, lorsqu'elle est soumise à un séisme tridirectionnel est augmentée de 14% pour l'accélération maximale et de 19% pour l'accélération moyenne par rapport au séisme longitudinal. La composante verticale augmente l'accélération maximale de 13% par rapport aux séismes bidirectionnelles et de 7% l'accélération moyenne. La vanne B1 est moins sensible aux effets 3D puisque l'accélération maximale n'augmente que de 3% et l'accélération moyenne de 8%. Les réponses en réaction et en pression ne sont pas sensibles aux effets 3D du séisme.

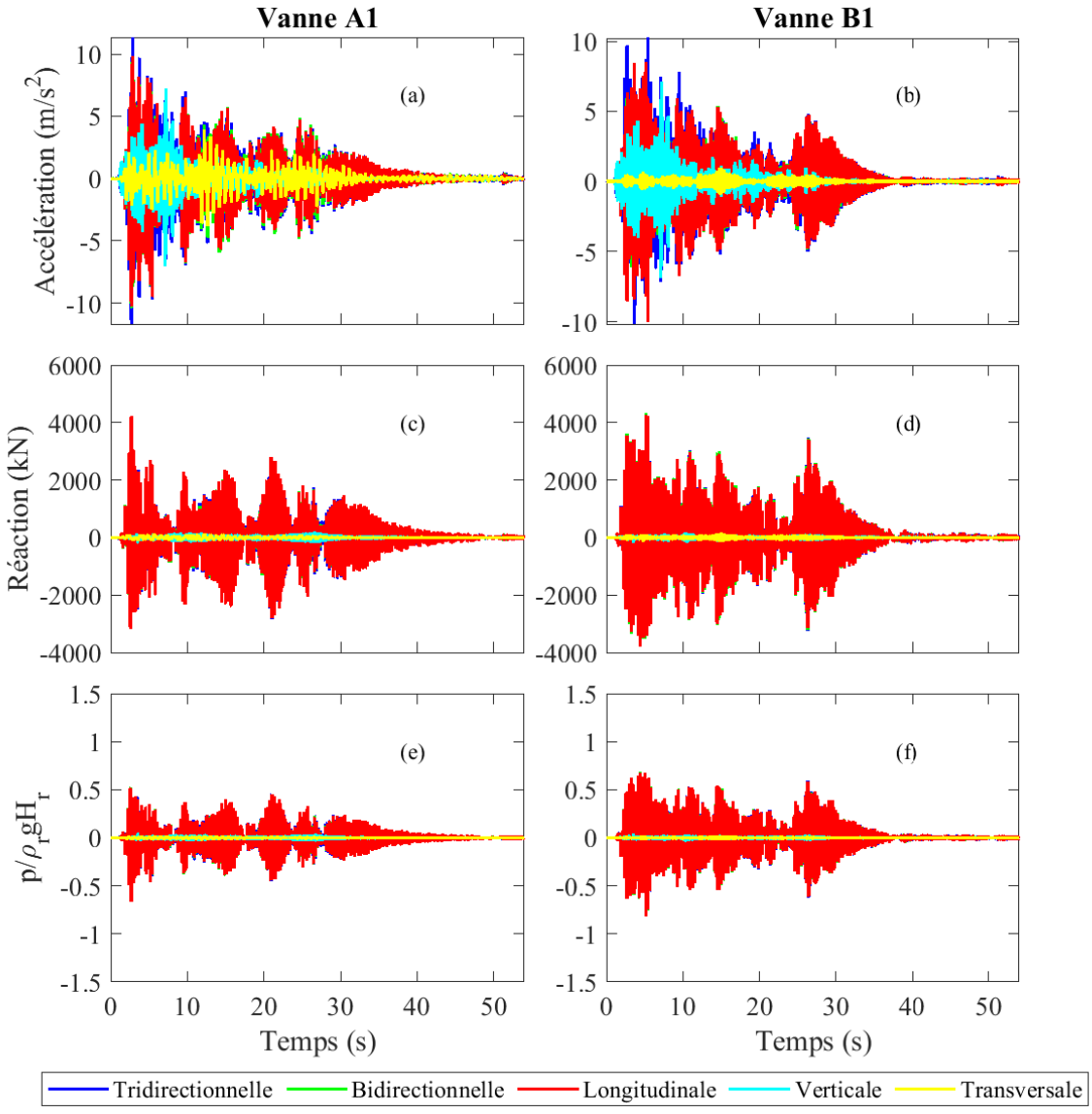



FIGURE 5.47 Réponse des vannes inclinées de 0° aux conditions A1 et B1 soumises aux accélérogrammes d'Imperial Valley.

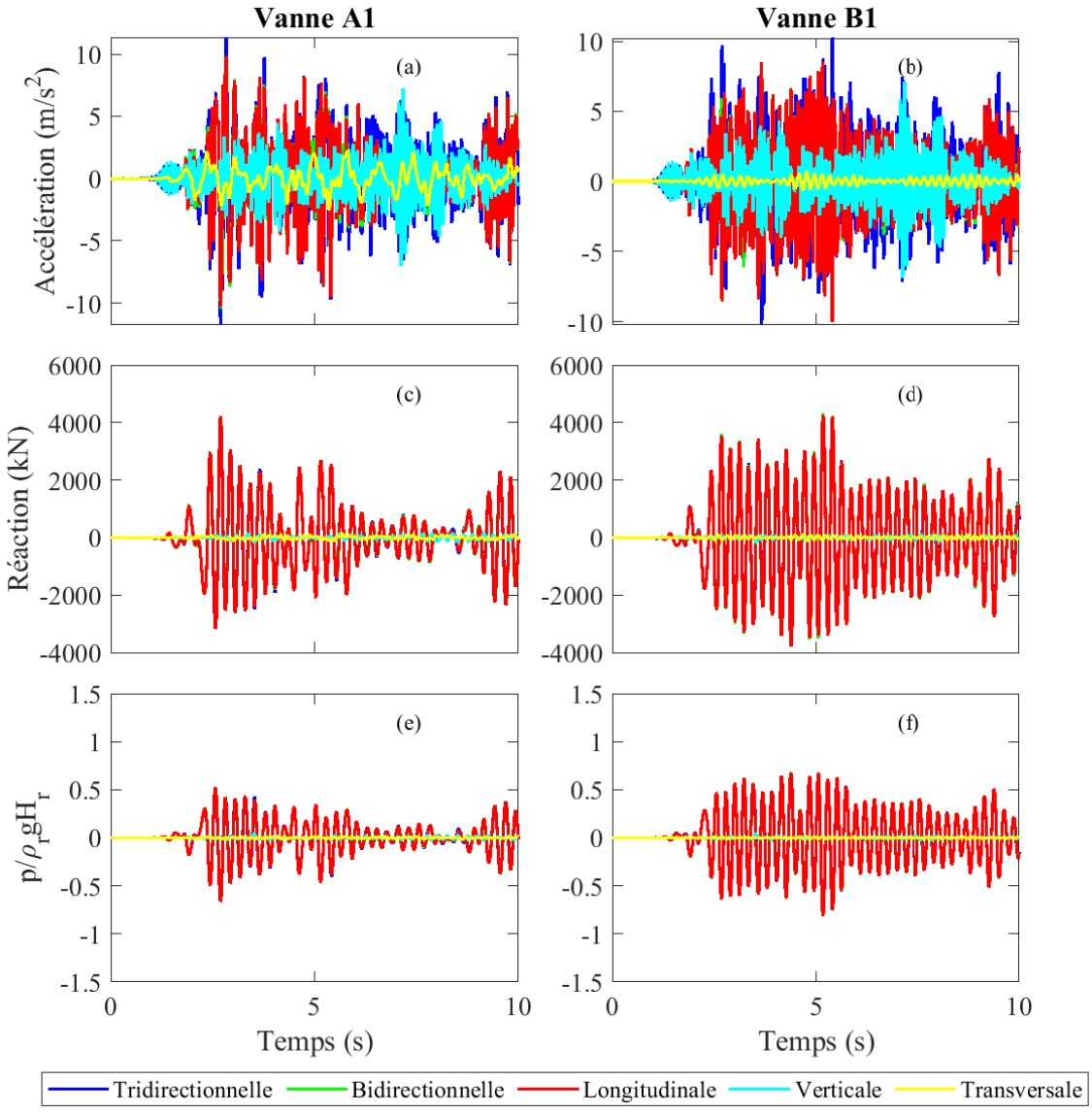



FIGURE 5.48 Réponse des vannes inclinées de 0° aux conditions A1 et B1 soumises aux accélérogrammes d'Imperial Valley pour une durée de 10 secondes.

### 5.4.3 Utilisation des masses ajoutées de Westergaard généralisées

Les figures 5.49 et 5.50 présentent les réponses, respectivement pour une durée de 54 et 10 secondes, en accélérations, réactions et pressions hydrodynamiques des différentes vannes étudiées soumises à l'accélérogramme d'Imperial Valley pour les sollicitations longitudinales, transversales, verticales, bidirectionnelles et tridirectionnelles pour un réservoir modélisé par la méthode des masses ajoutées de Westergaard. Avec l'utilisation des masses ajoutées, les vannes ne sont pas sensibles aux effets 3D des séismes.

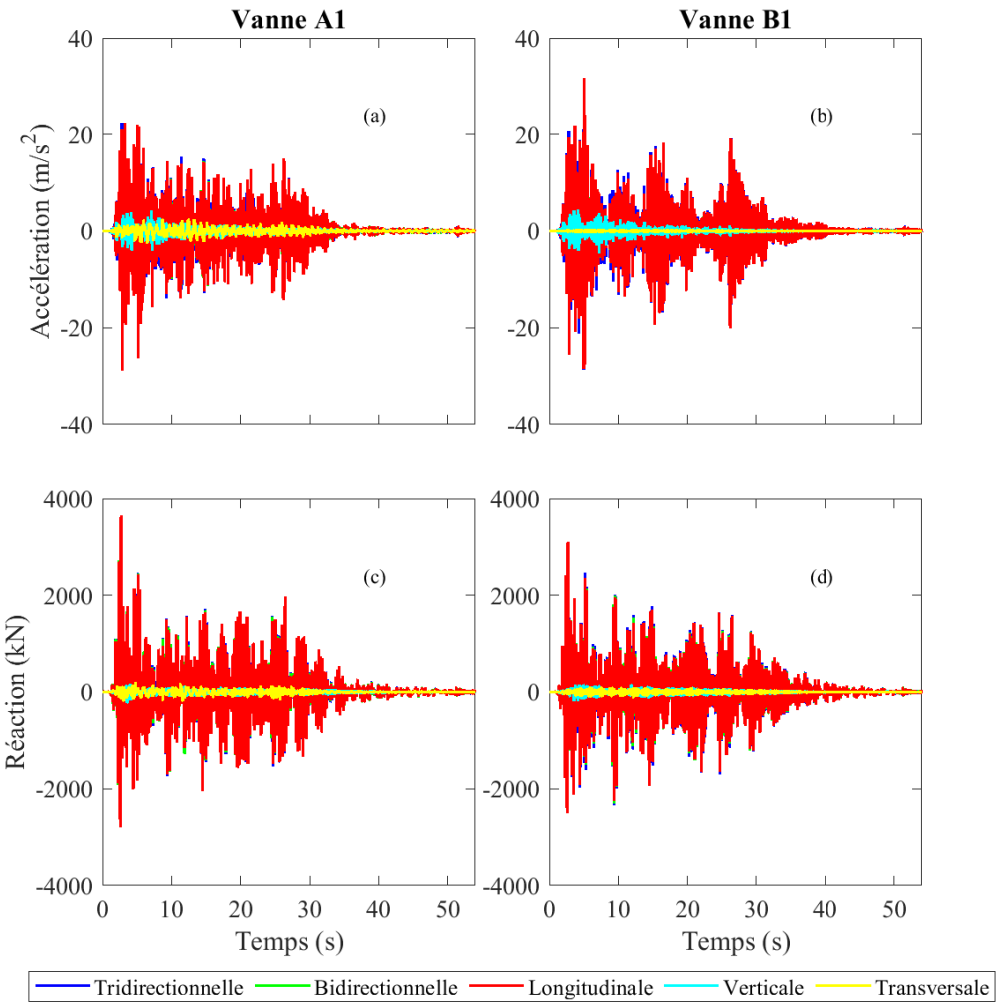



FIGURE 5.49 Réponse des vannes inclinées de 0° aux conditions A1 et B1 soumises aux accélérogrammes d'Imperial Valley pour un réservoir modélisé par la méthode des masses ajoutées de Westergaard.

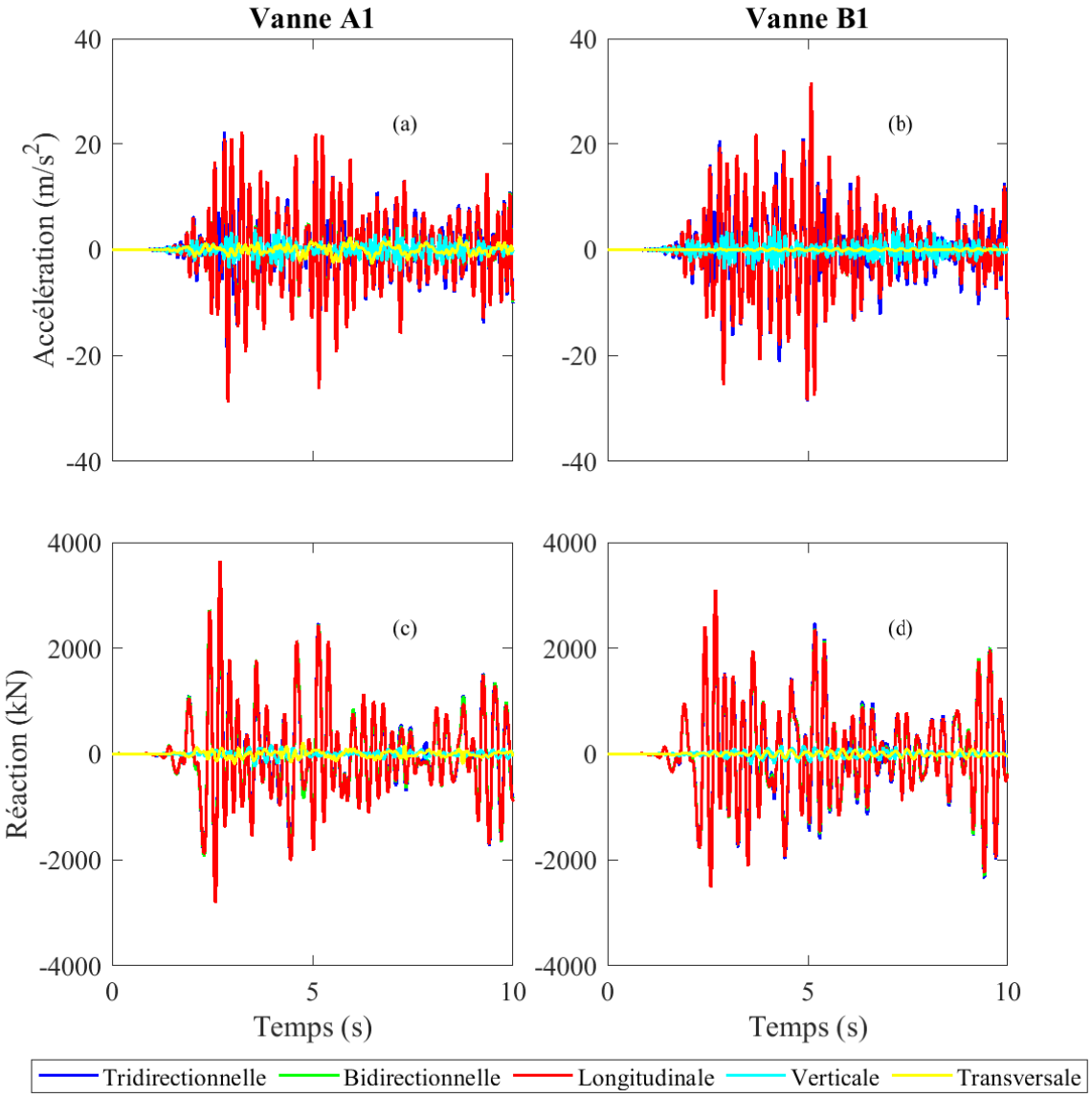



FIGURE 5.50 Réponse des vannes inclinées de 0° aux conditions A1 et B1 soumises aux accélérogrammes d'Imperial Valley pour une durée de 10 secondes pour un réservoir modélisé par la méthode des masses ajoutées de Westergaard.

Les figures 5.51 et 5.52 comparent les réponses, respectivement pour une durée de 54 et 10 secondes, des vannes inclinées de 0° aux conditions A1 et B1 soumises aux accélérogrammes d'Imperial Valley tridirectionnels pour des réservoirs modélisés par masses ajoutées et par éléments finis fluides compressibles et incompressibles. La méthode des masses ajoutées surestime de 129% l'accélération maximale par rapport à la méthode par éléments finis avec fluide incompressible et sous-estime la réaction maximale de 13%.

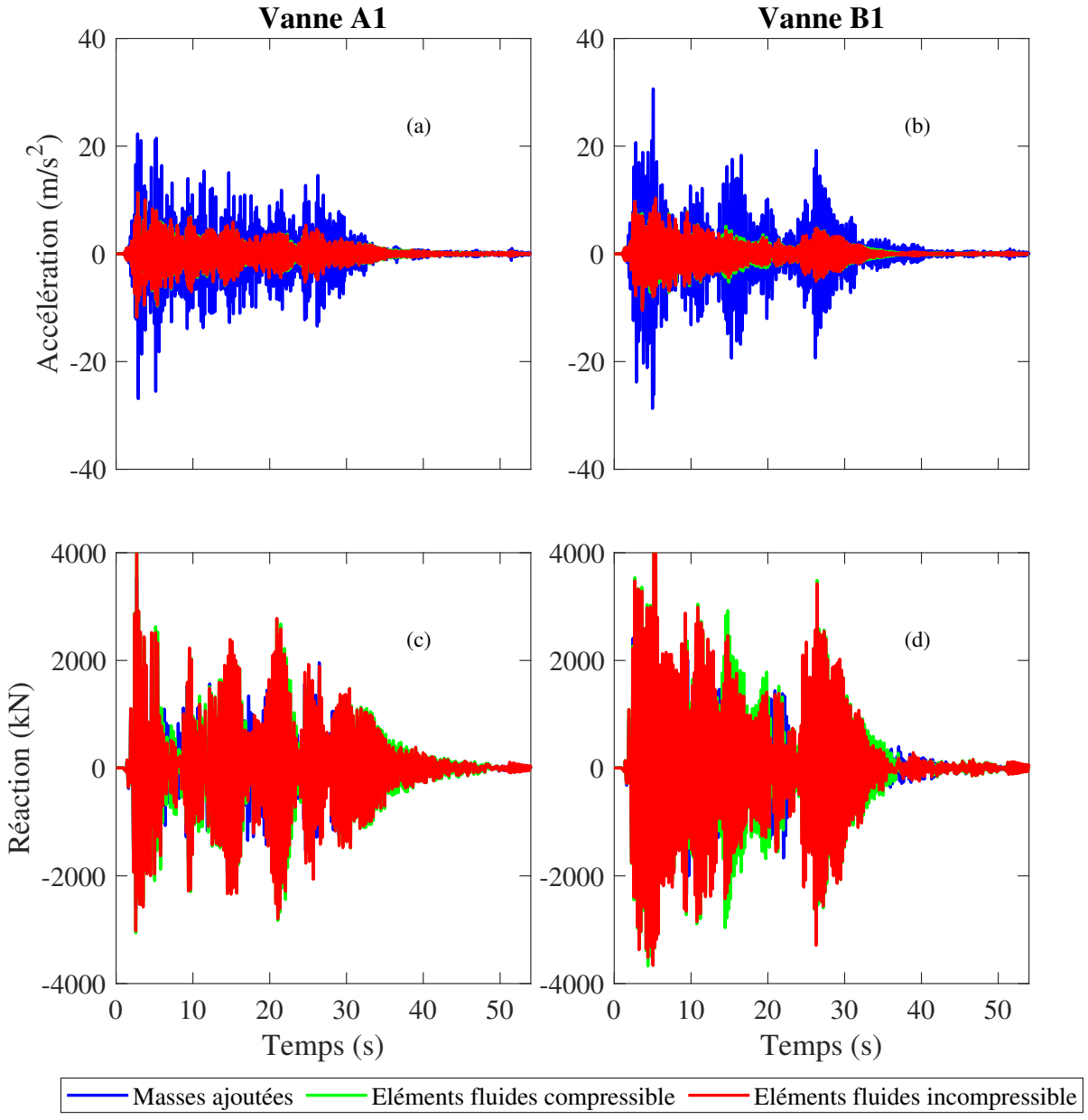



FIGURE 5.51 Réponse des vannes inclinées de 0° aux conditions A1 et B1 soumises aux accélérogrammes d'Imperial Valley tridirectionnels pour différentes modélisations de réservoir.

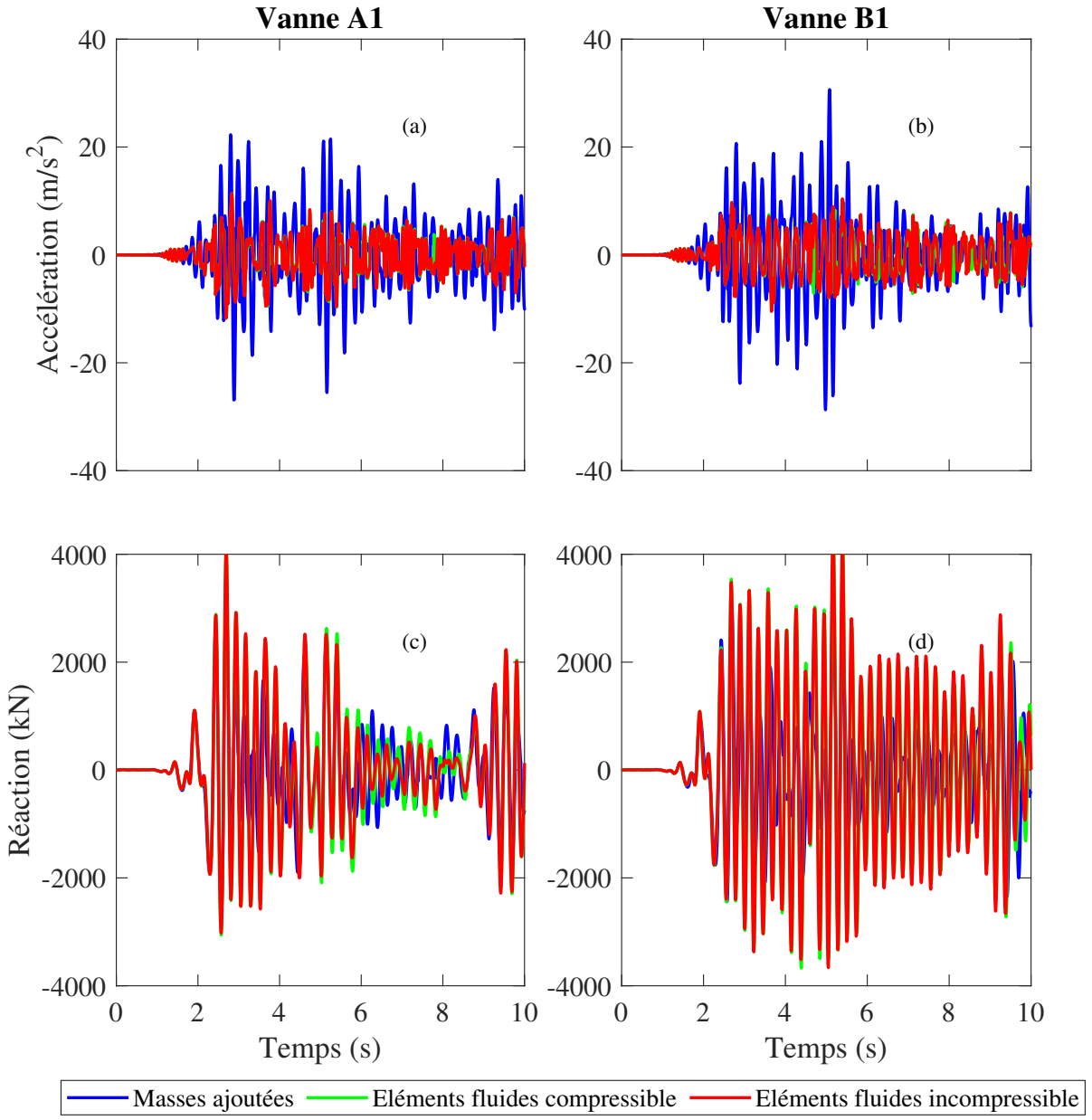



FIGURE 5.52 Réponse des vannes inclinées de 0° aux conditions A1 et B1 soumises aux accélérogrammes d'Imperial Valley tridirectionnels pour différentes modélisations de réservoir pour une durée de 10 secondes.

La rigidité des vannes est augmentée en utilisant un module d'élasticité de $1000E_s$. Les figures 5.53 et 5.54 comparent les réponses, respectivement pour une durée de 54 et 10 secondes, des vannes inclinées de 0° aux conditions A1 et B1 soumises aux accélérogrammes d'Imperial Valley tridirectionnels pour des réservoirs modélisés par masses ajoutées et par éléments finis fluides compressibles et incompressibles. Lorsque la vanne est rigidifiée la fréquence du mode fondamental n'est plus dans l'intervalle des fréquences dominantes du séisme, ce qui explique la faible amplitude des accélérations par rapport aux structures flexibles. Lorsque la vanne est rigide, la méthode de Westergaard permet d'obtenir des résultats similaires à la méthode par éléments finis avec fluide incompressible.

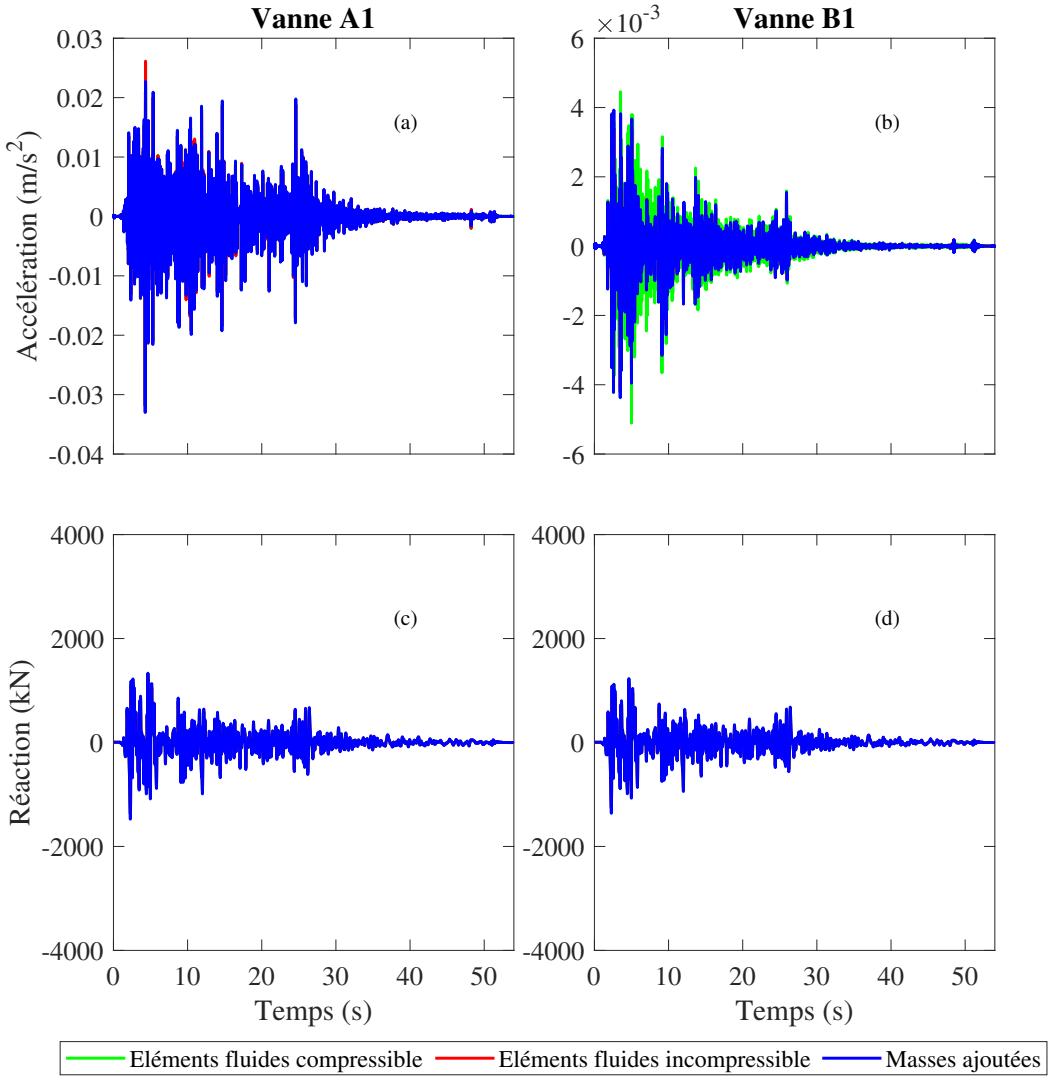



FIGURE 5.53 Réponse des vannes rigides inclinées de 0° aux conditions A1 et B1 soumises aux accélérogrammes d'Imperial Valley tridirectionnels pour différentes modélisations de réservoir.

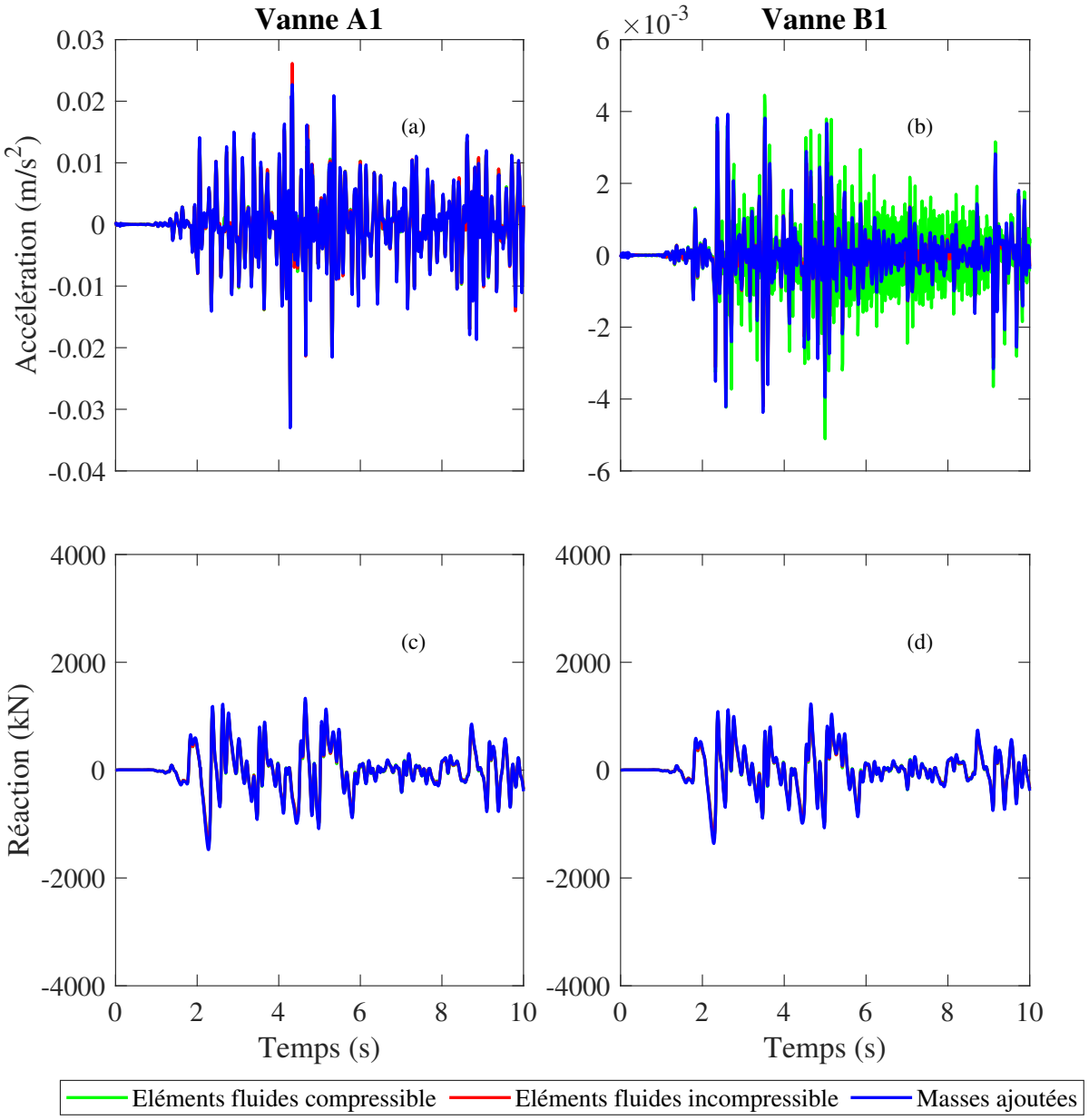



FIGURE 5.54 Réponse des vannes rigides inclinées de 0° aux conditions A1 et B1 soumises aux accélérogrammes d'Imperial Valley tridirectionnels pour différentes modélisations de réservoir pour une durée de 10 secondes.

# CHAPITRE 6 CONCLUSION

## 6.1 Synthèse des travaux

Ce mémoire de maîtrise recherche avait pour objectif principal d'analyser les effets de l'interaction structure-eau lors de séismes, en tenant compte de la géométrie tridimensionnelle (3D) de la paroi de la structure vibrant en contact avec l'eau. Différentes techniques intégrant les effets de l'interaction structure-eau, basées sur les masses ajoutées ou sur la modélisation par éléments finis fluides du réservoir, ont été appliquées à des structures simples et une vanne radiale d'évacuateur de crue. Une méthode pratique consistant à intégrer des coques représentant les effets de masses ajoutées dans des modèles éléments finis construits à l'aide de logiciels conventionnels a été développée et appliquée aux cas étudiés. Cette technique est plus simple et plus rapide à mettre en œuvre que les autres techniques étudiées. Des modèles par éléments finis d'interfaces structure-eau de différentes largeurs et de différents rayons pour différentes conditions frontières aux extrémités latérales ont été construits. Ces modèles ont été étudiés dans le cadre d'une analyse paramétrique pour identifier les effets de la géométrie des interfaces structure-eau sur la réponse dynamique.

Des modèles de vannes radiales ont été construits par la suite. Les effets de l'écart des bras au niveau des tourillons, de la largeur des vannes, de leur inclinaison et des conditions frontières de la base, des extrémités latérales, des tourillons et de la rigidité ont été caractérisés. Pour cela les courbes de réponse en fréquences des réactions aux tourillons et des pressions hydrodynamiques ont été tracées pour des sollicitations dans les trois directions. Enfin, la réponse à des accélérations sismiques dans les trois directions de vannes avec réservoir modélisés par éléments finis et par la méthode des masses ajoutées a été déterminée afin d'évaluer l'effet de la composante verticale du séisme sur les vannes radiales. Cependant les résultats présentés sont exclusifs aux modèles et au cas de charges considérés dans ce mémoire.

Les principales recommandations suivantes découlent de ce mémoire :

- Lorsque le modèle de la structure étudiée possède un maillage grossier, la technique des aires tributaires prédit des résultats plus proches des résultats issus de la méthode des éléments finis fluides que la technique des coques ajoutées. Cependant lorsque les modèles sont raffinés les résultats des méthodes de Westergaard obtenus de différentes manières sont similaires. Ces résultats sous-estiment la réponse des modèles avec éléments finis fluides. Ainsi la méthode de Westergaard doit principalement être utilisée lors de l'étude préliminaire au dimensionnement de ces structures.
- L'utilisation des matrices de masses consistantes apporte des résultats plus précis que

l'utilisation des matrices de masses diagonales.

- L'étude des interfaces structure-eau et les analyses réalisées sur des vannes de différentes largeurs ont montré l'importance de prendre en compte les effets de la largeur et des géométries 3D des interfaces structure-eau comme le rayon de courbure, qui, lorsqu'il augmente, diminue la fréquence de résonance de la structure.
- La composante verticale du séisme d'Imperiale Valley n'a que très peu d'influence sur la réponse des vannes radiales étudiées. Cependant la réponse maximale de la vanne radiale A1 soumise à un séisme tridirectionnel est supérieure de 14% par rapport à la réponse d'un séisme unidirectionnel. C'est pourquoi il est recommandé de prendre en compte la composante verticale lors de l'étude finale.

## 6.2 Limitations de la solution proposée

La méthodologie présente les limitations suivantes :

- L'application de la méthode de Westergaard par coques ajoutées a été réalisée pour une pression constante sur l'élément, ce qui occasionne des différences avec la méthode par aires tributaires lorsque le maillage est grossier. De plus la distribution de pression utilisée est la pression de Westergaard, mais cette méthode peut être appliquée en utilisant une autre distribution de pression.
- Pour l'étude des vannes radiales la compressibilité du fluide n'avait pas d'effet sur les réponses ce qui n'a pas permis de caractériser l'effet de la compressibilité sur ces structures.
- Pour les vannes radiales étudiées, les conditions frontières n'ont pas eu d'effets sur la réponse. Cependant, dans la pratique, il est recommandé de modéliser les bonnes conditions frontières en fonction de la géométrie de la vanne étudiée et de sa mise en place dans l'évacuateur de crue en particulier pour les conditions frontières des tourillons.
- Seul le réservoir en contact direct avec la vanne radiale a été modélisé. En effet le réservoir a été modélisé avec les dimensions de la largeur et de la hauteur de la vanne. Cependant dans le cas réel le réservoir est plus large et plus profond, ainsi des conditions transmettantes seraient plus réalistes que des conditions rigides.
- Les conclusions de l'étude des vannes radiales ne peuvent pas être généralisées en raison des spécificités géométriques des différentes vannes radiales.
- Seul le comportement élastique des vannes radiales a été étudié.

## 6.3 Améliorations futures

A partir des conclusions de ce travail de recherche, des études plus approfondies peuvent être menées sur les sujets suivants :

- L'application de la méthode de Westergaard par coques ajoutées a été étudiée pour des surfaces planes et cylindriques. Une application de cette méthode à des structures plus complexes comme des barrages-voûtes pourrait faire l'objet de recherche.
- Les modèles de vannes radiales construits pour cette étude ont été modélisés avec des connexions rigides entre les différents éléments structurels. Ainsi une modélisation plus précise des différentes connexions et en particulier une modélisation plus réaliste des tourillons pourrait être intéressante.
- La présente étude s'est limitée aux vannes radiales seules. Une étude de vanne radiale couplée avec un évacuateur de crue et un barrage serait un travail intéressant pour caractériser l'effet de la composante verticale des séismes sur des structures vanne-barrage-réservoir.

# RÉFÉRENCES


[1] USACE et USBR, "Failure of radial (tainter) gates under normal operational condition," dans *Best Practices in Dam and Levee Safety Risk Analysis*, 2019. [En ligne]. Disponible : https://www.usbr.gov/damsafety/risk/BestPractices/Chapters/G1-FailureOfRadial-Tainter-GatesUnderNormalOperationalConditions.pdf

[2] W. Yang, P. Norrlund, L. Saarinen, A. Witt, B. Smith, J. Yang et U. Lundin, "Burden on hydropower units for short-term balancing of renewable power systems," *Nature Comunication*, vol. 9, n°. 2633, jul 2018. [En ligne]. Disponible : https://doi.org/10.1038/s41467-018-05060-4

[3] P. Bogaart, "The potential for sustainable hydropower," *Nature Water*, n°. 1, jan 2023. [En ligne]. Disponible : https://doi.org/10.1038/s44221-022-00018-9

[4] M. Y. Harith Hamad Mhmood et S. O. Sulaiman, "Simulation of the flood wave caused by hypothetical failure of the Haditha dam," *Journal of Applied Water Engineering and Research*, vol. 11, n°. 1, p. 66–76, 2023. [En ligne]. Disponible : https://doi.org/10.1080/23249676.2022.2050312

[5] I. Noriaki, A. Keiko et K. Charles, *Dynamic Stability of Hydraulic Gates and Engineering for Flood Prevention*. IGI Global, 2010.

[6] H. M. Westergaard, "Water pressures on dams during earthquakes," *Transactions of the American Society of Civil Engineers*, vol. 98, n°. 2, p. 418–433, jan 1933. [En ligne]. Disponible : https://ascelibrary.org/doi/abs/10.1061/TACEAT.0004496

[7] A. K. Chopra, "Earthquake response of concrete gravity dams," *Journal of the Engineering Mechanics Division*, vol. 96, n°. 4, p. 443–454, 1970. [En ligne]. Disponible : https://ascelibrary.org/doi/abs/10.1061/JMCEA3.0001257

[8] A. A. Rashed et W. D. Iwan, "Hydrodynamic pressure on short-length gravity dams," *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 110, n°. 9, p. 1264–1283, 1984. [En ligne]. Disponible : https://ascelibrary.org/doi/abs/10.1061/%28ASCE%290733-9399%281984%29110%3A9%281264%29

[9] A. K. Chopra, "Earthquake behavior of reservoir-dam systems," *Journal of the Engineering Mechanics Division*, vol. 94, n°. 6, p. 1475–1500, dec 1968. [En ligne]. Disponible : https://ascelibrary.org/doi/abs/10.1061/JMCEA3.0001050

[10] O. Maeso, J. J. Aznarez et J. Dominguez, "Three-dimensional models of reservoir sediment and effects on the seismic response of arch dams," *Earthquake Engineering an*

*Structural Dynamics*, vol. 33, nº. 10, p. 1103–1125, jun 2004. [En ligne]. Disponible : https://doi.org/10.1002/eqe.392

[11] N. Bouaanani et C. Perrault, "Practical formulas for frequency domain analysis of earthquake-induced dam-reservoir interaction," *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 136, nº. 1, p. 107–119, jun 2010. [En ligne]. Disponible : https://ascelibrary.org/doi/abs/10.1061/%28ASCE%29EM.1943-7889.0000064

[12] P. Kolkman, "A simple scheme for calculating the added mass of hydraulic gates," *Journal of Fluids and Structures*, vol. 2, nº. 4, p. 339–353, 1988. [En ligne]. Disponible : https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0889974688900515

[13] T. Sasaki, T. Iwashita et Y. Yamaguchi, "Calculation method of hydrodynamic pressure in seismic response analysis of gates," 2007. [En ligne]. Disponible : https://api.semanticscholar.org/CorpusID:14662218

[14] C. Gazarian-Pagé, "Réponse dynamique et sismique 3d des évacuateurs de crue : Effets de la flexibilité des vannes et de l'interaction fluide-structure," Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal, avril 2014. [En ligne]. Disponible : https://publications.polymtl.ca/1420/

[15] J.-F. Masse, "Réponse sismique 3d des évacuateurs de crue sous l'action bidirectionnelle des séismes," Mémoire de maîtrise, Polytechnique Montréal, septembre 2020. [En ligne]. Disponible : https://publications.polymtl.ca/5454/

[16] O. Dascal, P.-A. Grondin, G. Larocque, D. Leboeuf, P. Léger et B. Touileb, *Guide pour l'évaluation de la sécurité sismique des barrages*, Hydro-Québec, 2003.

[17] USACE, "Design of spillway tainter gates," USACE, Washington DC Etats-Unis, Rapport technique EM 1110-2-2702, 2000.

[18] USACE et USBR, "Gates other than radial gate," dans *Best Practices in Dam and Levee Safety Risk Analysis*, 2019. [En ligne]. Disponible : https://www.usbr.gov/damsafety/risk/BestPractices/Chapters/G2-GatesOtherThanRadialGates.pdf

[19] ——, "Seismic failure of spillway radial (tainter) gates," dans *Best Practices in Dam and Levee Safety Risk Analysis*, 2019. [En ligne]. Disponible : https://www.usbr.gov/damsafety/risk/BestPractices/Chapters/G3-SeismicFailureOfSpillwayRadial-Tainter-Gates.pdf

[20] L. Tanchev, *Dams and appurtenant hydraulic structures*, 2nd, édit. CRC Press, 2014. [En ligne]. Disponible : https://doi.org/10.1201/b16672

[21] P.Rigo et V.Herbillon, *Voies navigables et constructions hydrauliques.* Université de Liège, 2010.

[22] C. K. Sehgal, “Design guidelines for spillway gates,” *Journal of Hydraulic Engineering*, vol. 122, p. 155–165, 1996. [En ligne]. Disponible : https://api.semanticscholar.org/CorpusID:110886008

[23] Brusewicz, Krzysztof et Jankowski, Robert, “Comparative analysis of different numerical models of a steel radial gate,” *MATEC Web Conf.*, vol. 219, p. 02008, 2018. [En ligne]. Disponible : https://doi.org/10.1051/matecconf/201821902008

[24] K. Brusewicz, W. Wersocki et R. Jankowski, “Modal analysis of a steel radial gate exposed to different water levels,” *Archives of Hydro-Engineering and Environmental Mechanics*, vol. 64, 2017. [En ligne]. Disponible : https://www.researchgate.net/publication/319673640_Modal_Analysis_of_a_Steel_Radial_Gate_Exposed_to_Different_Water_Levels

[25] A. Burman, P. Nayak, P. Agrawal et D. Maity, “Coupled gravity dam–foundation analysis using a simplified direct method of soil–structure interaction,” *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, vol. 34, n°. 1, p. 62–68, 2012. [En ligne]. Disponible : https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0267726111002764

[26] X. Dong, Y. Li et Z. Yu, “The method of diagnosis for corrosion hydraulic gate based on strain mode and frequency,” *IOP Conference Series : Earth and Environmental Science*, vol. 304, n°. 3, p. 032049, 2019. [En ligne]. Disponible : https://dx.doi.org/10.1088/1755-1315/304/3/032049

[27] Y. Nakayama, T. Ohmachi et S. Inoue, “Practical evaluation of hydrodynamic pressures on dam-gates during eathquakes,” *Doboku Gakkai Ronbunshuu A*, vol. 64, p. 959–969, 11 2008. [En ligne]. Disponible : https://www.jstage.jst.go.jp/article/jsceja/64/4/64_4_959/_article/-char/en

[28] J. Salamon, “Evaluating seismically induced hydrodynamic loads on spillway gates,” dans *Proc., USSD Conf*, 2015, p. 1–13.

[29] C. L. Stefan, “Modèle constitutif hydromécanique tridimensionnelle pour l’analyse de stabilité des piliers d’évacuateur de crues,” Thèse de doctorat, École Polytechnique de Montréal, octobre 2011. [En ligne]. Disponible : https://publications.polymtl.ca/679/

[30] P. Léger, F. Javanmardi et R. Tinawi, “Variations des sous-pressions dans les fissures sismiques des barrages en béton - modélisation numérique,” dans *7iemes Colloque National de calcul en structures*. Hermès Lavoisier Ed., 2005, p. 507–512. [En ligne]. Disponible : https://publications.polymtl.ca/23946/

[31] G. Fenves et L. M. Vargas-Loli, “Nonlinear dynamic analysis of fluid-structure systems,” *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 114, n°. 2, p. 219–240, 1988. [En ligne]. Disponible : https://ascelibrary.org/doi/abs/10.1061/%28ASCE%290733-9399%281988%29114%3A2%28219%29

[32] M. Kaltsouni, M. J. Morgan et C. K. Sehgal, *Seismic Consideration in the Design of Gates*, 1993, p. 1–11. [En ligne]. Disponible : https://ascelibrary.org/doi/abs/10.1061/40440%281999%2974

[33] J. S.-H. Kuo, *Fluid-structure interactions : Added mass computations for incompressible fluid*. University of California, College of Engineering, Earthquake Engineering ..., 1982.

[34] G. L. Fenves, S. Mojtahedi et R. B. Reimer, *ADAP-88 : A computer program for nonlinear earthquake analysis of concrete arch dams*. Earthquake Engineering Research Center, College of Engineering, University ..., 1989, vol. 89, nº. 12. [En ligne]. Disponible : https://nehrpsearch.nist.gov/article/PB92-139674/XAB

[35] C. N. Zangar, *Hydrodynamic pressures on dams due to horizontal earthquake effects*. Technical Information Office, 1952, nº. 11.

[36] A. T. Chwang et G. W. Housner, "Hydrodynamic pressures on sloping dams during earthquakes. part 1. momentum method," *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 87, nº. 2, p. 335–341, 1978.

[37] A. T. Chwang, "Hydrodynamic pressures on sloping dams during earthquakes. part 2. exact theory," *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 87, nº. 2, p. 343–348, 1978.

[38] G. W. Housner, *Earthquake pressures on fluid containers*. California Institute of Technology, Earthquake Research Laboratory, 1954.

[39] H. I. Epstein, "Seismic design of liquid-storage tanks," *Journal of the Structural Division*, vol. 102, nº. 9, p. 1659–1673, 1976. [En ligne]. Disponible : https://ascelibrary.org/doi/abs/10.1061/JSDEAG.0004421

[40] R. D. Blevins, *Formulas for natual frequency and mode shape*. Van Nostrand Reinhold Company, 1979.

[41] A. K. Chopra, "Earthquake resistant design of concrete gravity dams," *Journal of the Structural Division*, vol. 104, nº. 6, p. 953–971, 1978. [En ligne]. Disponible : https://ascelibrary.org/doi/abs/10.1061/JSDEAG.0004946

[42] ——, *Earthquake Response Analysis of Concrete Dams*. Boston, MA : Springer US, 1988, p. 416–465. [En ligne]. Disponible : https://doi.org/10.1007/978-1-4613-0857-7_15

[43] P. Chakrabarti et A. K. Chopra, "Earthquake analysis of gravity dams including hydrodynamic interaction," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 2, nº. 2, p. 143–160, 1973. [En ligne]. Disponible : https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/eqe.4290020205

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

[45] K.-l. Fok, J. F. Hall et A. K. Chopra, *EACD-3D : a computer program for three-dimensional earthquake analysis of concrete dams*. Earthquake Engineering Research Center, University of California Berkeley, CA, 1986.

[46] C. Tsai et G. C. Lee, "Method for transient analysis of three-dimensional dam-reservoir interactions," *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 116, n°. 10, p. 2151–2172, 1990. [En ligne]. Disponible : https://ascelibrary.org/doi/abs/10.1061/%28ASCE%290733-9399%281990%29116%3A10%282151%29

[47] C.-S. Tsai, G. C. Lee et R. L. Ketter, "A semi-analytical method for time-domain analyses of dam–reservoir interactions," *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 29, n°. 5, p. 913–933, 1990. [En ligne]. Disponible : https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/nme.1620290502

[48] C. S. Tsai et G. C. Lee, "Time-domain analyses of dam-reservoir system. ii : Substructure method," *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 117, n°. 9, p. 2007–2026, 1991. [En ligne]. Disponible : https://ascelibrary.org/doi/abs/10.1061/%28ASCE%290733-9399%281991%29117%3A9%282007%29

[49] G. C. Lee et C. S. Tsai, "Time-domain analyses of dam-reservoir system. i : Exact solution," *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 117, n°. 9, p. 1990–2006, 1991. [En ligne]. Disponible : https://ascelibrary.org/doi/abs/10.1061/%28ASCE%290733-9399%281991%29117%3A9%281990%29

[50] "Analytical–numerical solution for hydrodynamic pressures on dams with sloping face considering compressibility and viscosity of water," *Computers and Structures*, vol. 66, n°. 4, p. 481–488, 1998. [En ligne]. Disponible : https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0045794997000916

[51] K. Anami, N. Ishii et C. Knisely, "Added mass and wave radiation damping for flow-induced rotational vibrations of skinplates of hydraulic gates," *Journal of Fluids and Structures*, vol. 35, p. 213–228, 2012. [En ligne]. Disponible : https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0889974612001739

[52] ——, "Pressure induced by vertical planar and inclined curved weir-plates undergoing streamwise rotational vibration," *Journal of Fluids and Structures*, vol. 29, p. 35–49, 2012. [En ligne]. Disponible : https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0889974611001836

[53] L. Buldgen, A. Gazerzadeh, A. Bela, P. Rigo et H. Le Sourne, "A simplified procedure to assess the dynamic pressures on lock gates," dans *Proceedings of*

*the ICTWS 2014 7th International Conference on Thin-Walled Structures, Busan 28th September - 02 October 2014*, September 2014. [En ligne]. Disponible : https://hdl.handle.net/2268/178766

[54] L. Buldgen, H. Degée, H. Lesourne et P. Rigo, "Simplified seismic analysis of lock gates," dans *PIANC 2014 Conference*, PIANC. PIANC, 02 June 2014. [En ligne]. Disponible : https://hdl.handle.net/2268/168961

[55] L. Buldgen, P. Rigo et H. Le Sourne, "A simplified analytical method to evaluate the seismic pressure on plane lock gates," *Engineering Structures*, vol. 100, p. 522–534, 2015. [En ligne]. Disponible : https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S014102961500406X

[56] L. Buldgen, J.-D. Caprace, P. Rigo et H. Le Sourne, "Investigation of the added mass method for seismic design of lock gates," *Engineering Structures*, vol. 131, p. 380–393, 2017. [En ligne]. Disponible : https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0141029616310562

[57] G. Fenves et A. K. Chopra, "Effects of reservoir bottom absorption on earthquake response of concrete gravity dams," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 11, n°. 6, p. 809–829, 1983. [En ligne]. Disponible : https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/eqe.4290110607

[58] G. L. Fenves et A. K. Chopra, *Simplified analysis for earthquake resistant design of concrete gravity dams*. University of California, Earthquake Engineering Research Center Berkeley, CA, 1986.

[59] G. Fenves et A. K. Chopra, "Simplified earthquake analysis of concrete gravity dams," *Journal of Structural Engineering*, vol. 113, n°. 8, p. 1688–1708, 1987. [En ligne]. Disponible : https://ascelibrary.org/doi/abs/10.1061/%28ASCE%290733-9445%281987%29113%3A8%281688%29

[60] B. Miquel et N. Bouaanani, "Simplified evaluation of the vibration period and seismic response of gravity dam–water systems," *Engineering Structures*, vol. 32, n°. 8, p. 2488–2502, 2010. [En ligne]. Disponible : https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0141029610001483

[61] R. W. Clough, "The finite element methode in plane stresse analysis," dans *2nd ASCE Conf. Electronic Computations*, 1960.

[62] *ADINA System Online Manuals*, Bentley Systems, Inc., 2024.

[63] *Abaqus Theory Guide*, Dassault Systèmes, 2014.

[64] *ANSYS Therorie Reference*, ANSYS, Inc., 1999.

[65] *LS-DYNA Theroie Manual*, ANSYS, Inc., 2023.

[66] S. Mazzoni, F. McKenna, M. H. Scott et G. L. Fenves, *OpenSees Comande Language Manual*, 2006.

[67] *CODE ASTER Manuel d'utilisation*, EDF, 2021.

[68] M. Aslam, E. Wilson, M. Button et C. Ahlgren, "Earthquake analysis of radial gates/dam including fluid-structure interaction," dans *22nd USSD Annual Meeting and Conference*, 2002.

[69] H. Lamb, *Hydrodynamics*. University Press, 1924.

[70] G. Everstine, "A symmetric potential formulation for fluid-structure interaction," *Journal of sound and vibration*, vol. 79, n°. 1, p. 157–160, 1981.

[71] L. G. Olson et K.-J. Bathe, "Analysis of fluid-structure interactions. a direct symmetric coupled formulation based on the fluid velocity potential," *Computers and Structures*, vol. 21, n°. 1, p. 21–32, 1985. [En ligne]. Disponible : https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0045794985902263

[72] N. Bouaanani et F. Y. Lu, "Assessment of potential-based fluid finite elements for seismic analysis of dam–reservoir systems," *Computers and Structures*, vol. 87, n°. 3, p. 206–224, 2009. [En ligne]. Disponible : https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0045794908002113

[73] A. Sommerfeld, *Partial differential equations in physics*. Academic press, 1949.

[74] S. K. Sharan, "Finite element analysis of unbounded and incompressible fluid domains," *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 21, n°. 9, p. 1659–1669, 1985. [En ligne]. Disponible : https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/nme.1620210908

[75] D. Maity, "Coupled hydrodynamic response of dam-reservoir systems," *Journal of the Institution of Engineers (India) : Civil Engineering Division*, vol. 85, p. 213–220, 11 2004. [En ligne]. Disponible : https://www.researchgate.net/publication/289909860_Coupled_hydrodynamic_response_of_dam-reservoir_systems

[76] D. Maity et S. Bhattacharyya, "Time-domain analysis of infinite reservoir by finite element method using a novel far-boundary condition," *Finite Elements in Analysis and Design*, vol. 32, n°. 2, p. 85–96, 1999. [En ligne]. Disponible : https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0168874X98000778

[77] D. Maity et S. K. Bhattacharyya, "A parametric study on fluid–structure interaction problems," *Journal of Sound and Vibration*, vol. 263, n°. 4, p. 917–935, 2003. [En ligne]. Disponible : https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0022460X02010799

[78] D. Maity et S. Bhattacharryya, "Finite element analysis of fluid-structure system for small fluid displacement," *International Journal of Structures*, vol. 17, p. 1–18, 01

1997. [En ligne]. Disponible : https://www.researchgate.net/publication/288158554_Finite_element_analysis_of_fluid-structure_system_for_small_fluid_displacement

[79] K. K. Mandal et D. Maity, "Comparison between direct and indirect coupling for seismic analysis of fluid structure coupled system," *Asian J Sci Technol*, vol. 6, n°. 12, p. 2030–2042, 2015.

[80] USACE, "Design of hydraulic steel structures," USACE, Washington DC Etats-Unis, Rapport technique EM 1110-2-2107, 2022.

[81] NZSOLD, *Dame safety guidelines*, 2e éd. Wellington, New Zeland : NZSOLD, 2023.

[82] J. W. Salamon, "Seismically induced hydrodynamic loads on concrete dams and spillway gates," USBR, Rapport technique DSO-18-10, 2018.

[83] ANCOLD, *Guidelines for Design of Dams and Appurtenant Structures for Earthquake*, draft éd. ANCOLD, 2017.

[84] S.-H. Lee, "Model tests study on flow-induced vibration of fainter gate in estuary sulices (i) - flow from the gate outside to the gate inside -," *Journal of The Korean Society of Agricultural Engineers*, vol. 46, 01 2004. [En ligne]. Disponible : https://www.researchgate.net/publication/263643994_Model_Tests_Study_on_Flow-induced_Vibration_of_fainter_Gate_in_Estuary_Sulices_I_-_Flow_from_the_Gate_Outside_to_the_Gate_Inside_-

[85] N.-G. Kim, J.-J. Lee et J.-J. Bea, "Modal parameters identification for existing dam floodgate based on ambient vibration data," dans *2011 International Conference on Multimedia Technology*, 2011, p. 6433–6436.

[86] D. Graveleine et V. Lhuillier, "Seismic analysis characterizing the behavior of one of "h72" dam's spillway gates : Test/calculation comparison," dans *Validation of Dynamic Analyses of Dams and Their Equipment*, N. M. Jean-Jacques Fry, édit. CRC Press, 2018, p. 643–656.

[87] M. Versluis, "Hydrodynamic pressures on large lock structures," Mémoire de maîtrise, Delft University of Technologie, 2010.

[88] J. W. Salamon, "Seismic induced loads on spillway gates, phase i-literature review," USBR, Rapport technique DSO-11-06, 2011.

[89] A. Limoges et P. Léger, "Seismic safety assessment of gated spillways," *Journal of Performance of Constructed Facilities*, vol. 23, n°. 4, p. 209–218, 2009. [En ligne]. Disponible : https://ascelibrary.org/doi/abs/10.1061/%28ASCE%29CF.1943-5509.0000008

[90] C. Melo, L. Stefan, P. Léger, L. Pedroso et N. Bouaanani, "Seismic safety of gated spillways : modeling hydrodynamic pressure on gates," dans *9th US National and 10*

*th Canadian Conference on Earthquake Engineering : Reaching Beyond Borders. Proceedings... Toronto*, 2010.

[91] J. Li, C. Wang, Z. Wang, K. Ren, Y. Zhang, C. Xu et D. Li, "Numerical analysis of flow-induced vibration of deep-hole plane steel gate in partial opening operation," *Sustainability*, vol. 14, n°. 20, 2022. [En ligne]. Disponible : https://www.mdpi.com/2071-1050/14/20/13616

[92] W. Daniell et C. Taylor, "Seismic analysis and dynamic testing of a spillway radial gate," dans *Proceeding of the 12th World Conference on Earthquake Engineering, January*, 2000.

[93] P. Pani et S. Bhattacharyya, "Fluid–structure interaction effects on dynamic pressure of a rectangular lock-gate," *Finite Elements in Analysis and Design*, vol. 43, n°. 10, p. 739–748, 2007. [En ligne]. Disponible : https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0168874X07000376

[94] ——, "Hydrodynamic pressure on a vertical gate considering fluid–structure interaction," *Finite Elements in Analysis and Design*, vol. 44, n°. 12, p. 759–766, 2008. [En ligne]. Disponible : https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0168874X08000668

[95] ——, "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*, vol. 21, n°. 2, p. 190–200, 2009.

[96] H. S. Kim, J. J. Bea, Y. G. Kim et J. H. Lee, "An added-mass modification method using experimental and numerical frequency analysis for floodgate subjected to hydrodynamic loading," *KSCE Journal of Civil and Environmental Engineering Research*, vol. 29, n°. 6A, p. 607–616, 2009.

[97] N. Ishii, K. Anami et C. W. Knisely, "Retrospective consideration of a plausible vibration mechanism for the failure of the folsom dam tainter gate," *International Journal of Mechanical Engineering and Robotics Research*, vol. 3, n°. 4, p. 314, 2014.

[98] H. N. Phan et J. Lee, "Computational model for hydrodynamic pressure on radial gates during earthquakes," *Journal of the Computational Structural Engineering Institute of Korea*, vol. 32, p. 323–331, 10 2019. [En ligne]. Disponible : https://www.researchgate.net/publication/337835744_Computational_Model_for_Hydrodynamic_Pressure_on_Radial_Gates_during_Earthquakes

[99] I. Faridmehr, A. Farokhi Nejad, M. H. Baghban et R. Ghorbani, "Numerical and physical analysis on the response of a dam's radial gate to extreme loading performance," *Water*, vol. 12, n°. 9, 2020. [En ligne]. Disponible : https://www.mdpi.com/2073-4441/12/9/2425

[100] X. Zhang, S. Lou, L. Chen, Z. Wang et F. Zhang, “Study on analysis principle of spatial system method for a hydraulic steel gate,” *Sustainability*, vol. 14, n°. 22, 2022. [En ligne]. Disponible : https://www.mdpi.com/2071-1050/14/22/14804

[101] J. Liu, H. Xi, Z. Si et X. Dong, “Numerical simulation of dynamic characteristics of radial gates considering the effect of the pier,” dans *Proceedings of the 2023 9th International Conference on Architectural, Civil and Hydraulic Engineering (ICACHE 2023)*, vol. 228. Springer Nature, 2023, p. 48.

[102] U. Siddiqui, W. Parker, R. Davey et C. Keepa, “A bespoke analytical methodology for seismic safety assessment of spillway gates : case study of waipapa dam spillway on the waikato river,” 2022. [En ligne]. Disponible : https://repo.nzsee.org.nz/handle/nzsee/2496

[103] C. Xu, Z. Wang, H. Zhang, H. Li et D. Li, “Investigation on mode-coupling parametric vibrations and instability of spillway radial gates under hydrodynamic excitation,” *Applied Mathematical Modelling*, vol. 106, p. 715–741, 2022. [En ligne]. Disponible : https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0307904X2200083X

[104] C. Xu, J. Liu, C. Zhao, F. Liu et Z. Wang, “Dynamic failures of water controlling radial gates of hydro-power plants : Advancements and future perspectives,” *Engineering Failure Analysis*, vol. 148, p. 107168, 2023. [En ligne]. Disponible : https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S135063072300122X

[105] K.-J. Bathe, *Finite element procedures*. Prentice-Hall, 2006.

[106] R. Sahu et S. Ajmera, “Design of radial gate using rectangular and i sections,” *International Journal of Advances in Scientific Research and Engineering*, 2017. [En ligne]. Disponible : https://api.semanticscholar.org/CorpusID:212572284

# ANNEXE A FORMULATION DE LA MATRICE DES MASSES AJOUTÉES DE WESTERGAARD GÉNÉRALISÉES

Kuo [33] établie la formulation de la méthode de Westergaard pour une interface structure-eau de la manière suivante :

Soit $i$ le nœud d'une surface en contact avec un fluide soumise à une accélération $\mathbf{\ddot{u}_g} = [\ddot{x}_g, \ddot{y}_g, \ddot{z}_g]^T$, la pression hydrodynamique s'exerçant à ce nœud est :

$$p_i = \alpha_i a_{tni} \tag{A.1}$$

avec $p_i$ la pression hydrodynamique au nœud $i$, $\alpha_i$ le coefficient de pression de Westergaard et $a_{tni}$ l'accélération normale totale au nœud $i$. $a_{tni}$ peut être exprimée par l'accélération relative au nœud $i$ $\mathbf{a_{ri}} = [\ddot{x}_{ri}, \ddot{y}_{ri}, \ddot{z}_{ri}]^T$ et l'accélération du séisme $\mathbf{\ddot{u}_g}$

$$a_{tni} = \boldsymbol{\lambda_i} a_{ti} = \boldsymbol{\lambda_i}(a_{ri} + \beta_i \ddot{u_g}) \tag{A.2}$$

avec $\mathbf{a_{ti}} = [\ddot{x}_{ti}, \ddot{y}_{ti}, \ddot{z}_{ti}]^T$ l'accélération totale au nœud $i$ et $\boldsymbol{\lambda_i} = [\lambda_{xi}, \lambda_{yi}, \lambda_{zi}]$ les cosinus directeurs de la normale au nœud $i$. $\boldsymbol{\beta_i}$ est la matrice dont les coefficients $\beta_{jk}$ représentent l'accélération du nœud i dans la direction j lorsqu'une accélération unitaire est appliquée dans la direction k pour une structure rigide.

En multipliant la pression hydrodynamique s'exerçant au nœud $i$ par l'aire tributaire associée au nœud $i$ $A_i$, la force hydrodynamique équivalente normale au nœud i $F_{ni}$ est obtenue.

$$F_{ni} = -p_i A_i \tag{A.3}$$
$$= -\alpha_i a_{tni} A_i \tag{A.4}$$
$$= -\alpha_i \boldsymbol{\lambda_i} \mathbf{a_{ti}} A_i \tag{A.5}$$

Ainsi il est possible d'obtenir la force hydrodynamique équivalente au nœud $i$ $\mathbf{F_i} = [F_{xi}, F_{yi}, F_{zi}]^T$ dans le repère de coordonnées cartésiennes :

$$\mathbf{F_i} = \lambda_i^T F_{ni} \tag{A.6}$$
$$= -\alpha_i A_i \lambda_i^T \lambda_i a_{ti} \tag{A.7}$$

$$\text{ainsi } \mathbf{F_i} = -\mathbf{M_i a_{ti}} \tag{A.8}$$

$$\text{avec } \mathbf{M_i} = \alpha_i A_i \boldsymbol{\lambda}_\mathbf{i}^\mathbf{T} \boldsymbol{\lambda}_\mathbf{i} \tag{A.9}$$

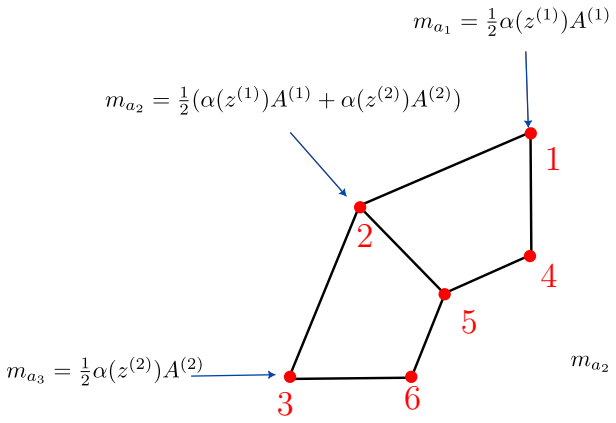
$$= \alpha_i A_i \begin{bmatrix} \lambda_{xi}^2 & \lambda_{xi}\lambda_{yi} & \lambda_{xi}\lambda_{zi} \\ \lambda_{yi}\lambda_{xi} & \lambda_{yi}^2 & \lambda_{yi}\lambda_{zi} \\ \lambda_{zi}\lambda_{xi} & \lambda_{zi}\lambda_{yi} & \lambda_{zi}^2 \end{bmatrix} \tag{A.10}$$

Les forces hydrodynamique exercées au nœud i sont donc :

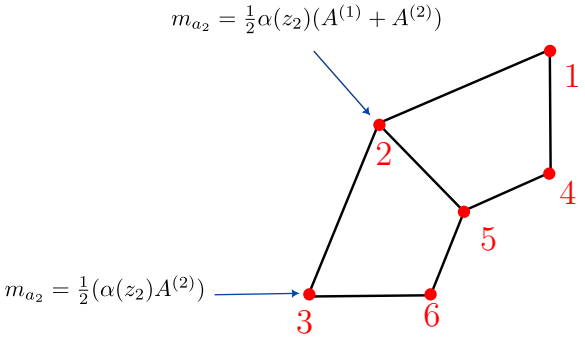
$$\mathbf{F_i} = -\alpha_i A_i \begin{bmatrix} \lambda_{xi}^2 \ddot{x}_{ti} + \lambda_{xi}\lambda_{yi}\ddot{y}_{ti} + \lambda_{xi}\lambda_{zi}\ddot{z}_{ti} \\ \lambda_{yi}\lambda_{xi}\ddot{x}_{ti} + \lambda_{yi}^2\ddot{y}_{ti} + \lambda_{yi}\lambda_{zi}\ddot{z}_{ti} \\ \lambda_{zi}\lambda_{xi}\ddot{x}_{ti} + \lambda_{zi}\lambda_{yi}\ddot{y}_{ti} + \lambda_{zi}^2\ddot{z}_{ti} \end{bmatrix} \tag{A.11}$$

# ANNEXE B APPLICATION DES MÉTHODES DE WESTERGAARD À DES MODÈLES SIMPLES 2D

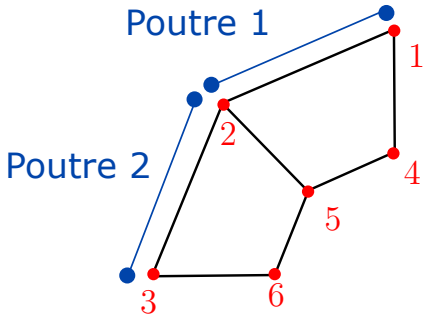
La figure B.1 résume les répartitions utilisées pour le modèle 2D à 4 nœuds à interface cylindrique.




(a) 2D_Radiale_4N_Aires_Pélément_ADINAConsistante
(b) 2D_Radiale_4N_Aires_Pélément_ADINADiagonale




(c) 2D_Radiale_4N_Aires_Pnœuds_ADINAConsistante
(d) 2D_Radiale_4N_Aires_Pnœuds_ADINADiagonale




$$\rho_{poutrej} = \rho_r \frac{7}{8}\sqrt{H_r(H_r - z^{(j)})}\frac{A^{(j)}}{V_{poutrej}}$$

(e) 2D_Radiale_4N_Poutre_Pélément_ADINAConsistante
(f) 2D_Radiale_4N_Poutre_Pélément_ADINADiagonale

FIGURE B.1 Répartition des masses du modèle 2D à 4 nœuds à interface cylindrique.

La figure B.2 illustre les courbes de réponse en fréquences des différentes analyses lorsque le choix d'une matrice diagonale est fait dans ADINA. L'utilisation de matrices diagonales diminue la fréquence et l'amplitude de résonance.

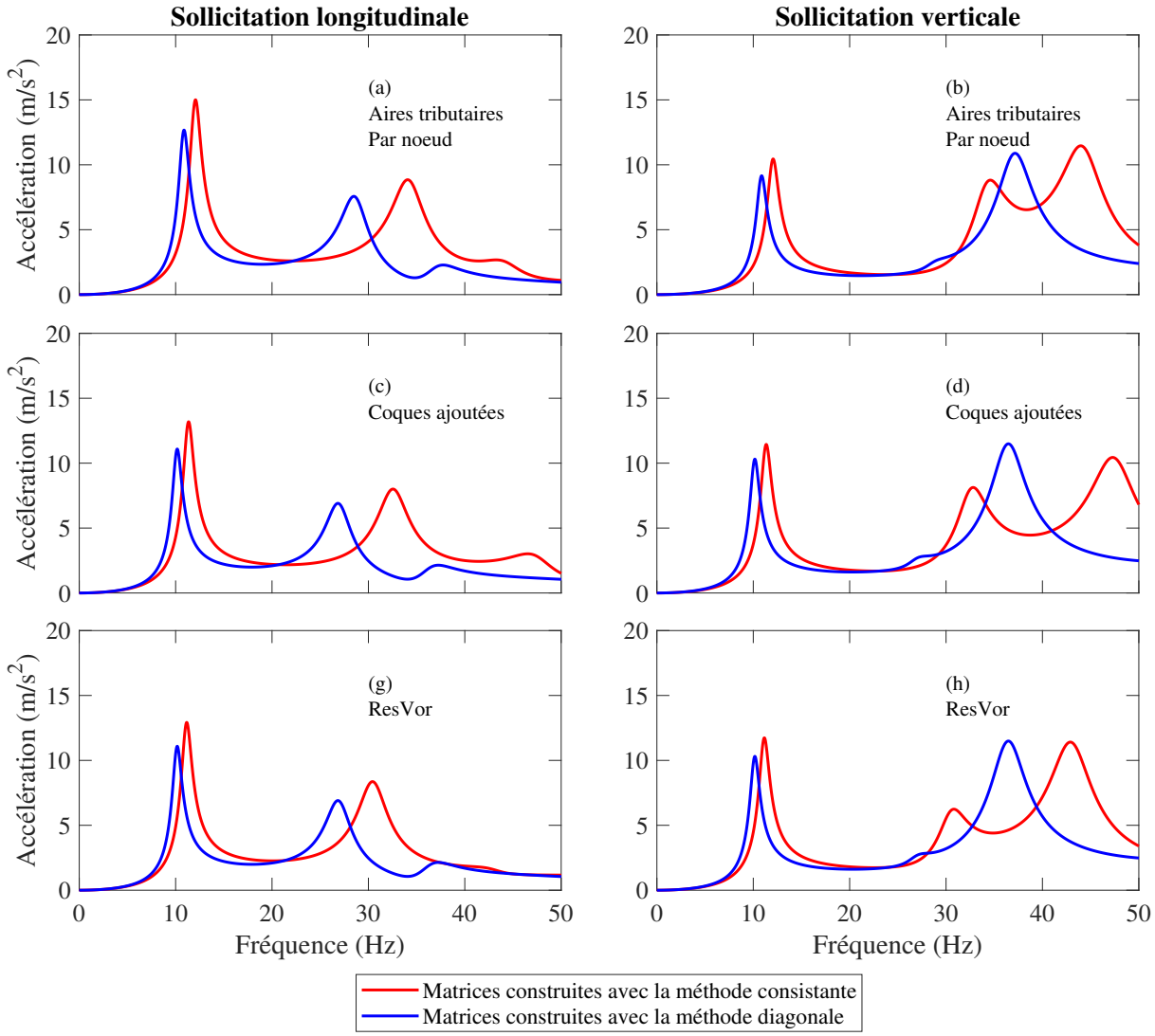



FIGURE B.2 Courbes de réponse en fréquences selon le choix des constructions des matrices des modèles 2D 4 nœuds à interface cylindrique.

La figure 3.9 illustre les courbes de réponse en fréquences des différentes répartitions pour des sollicitations longitudinales et verticales. La méthode par nœuds permet d'obtenir des résultats similaires aux résultats par éléments finis pour le premier mode dans les deux directions. Les résultats des méthodes par élément et par poutres ajoutées sont similaires.

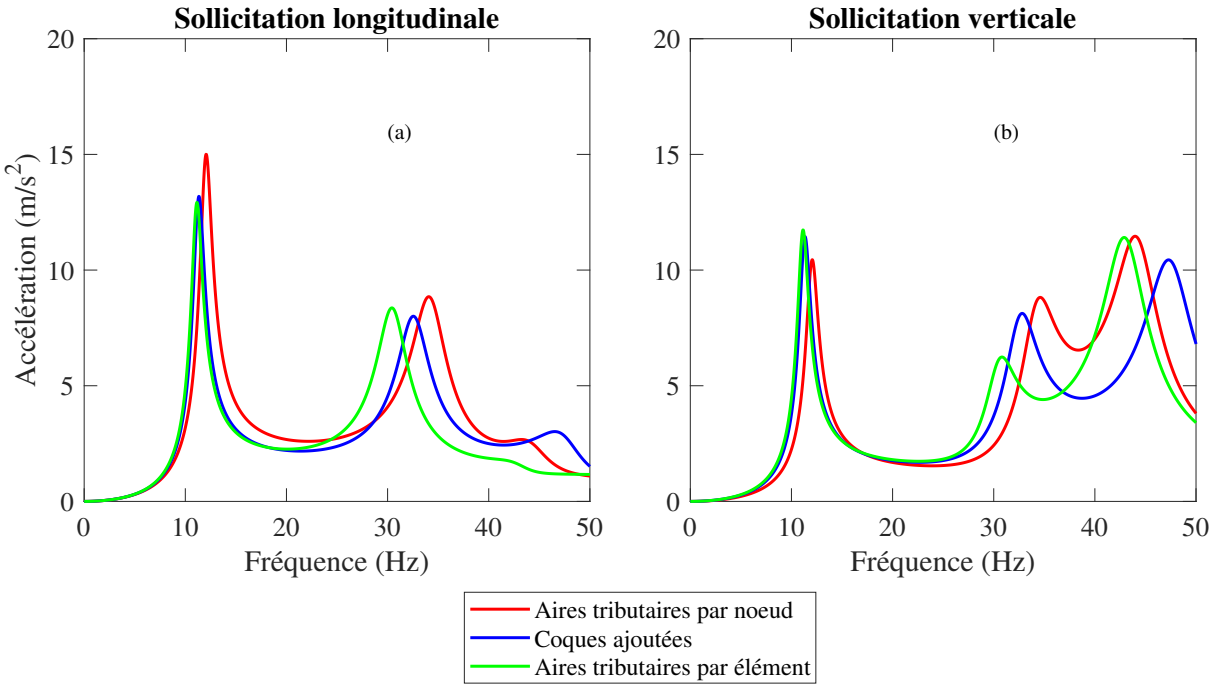


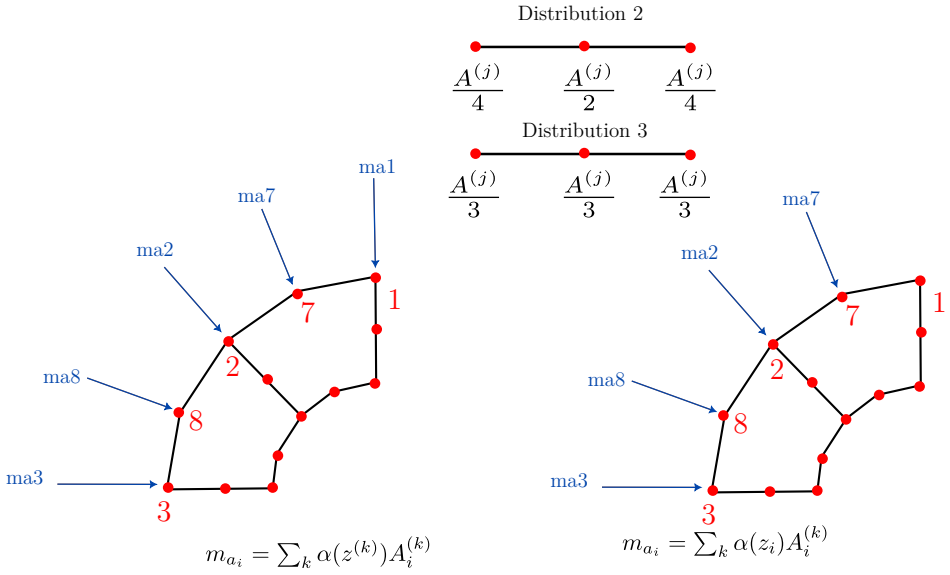

FIGURE B.3 Courbes des réponse en fréquences des modèles 2D 4 nœuds à interface cylindrique selon les différentes répartitions.

Le tableau B.1 résume les fréquences fondamentales des différentes analyses des modèles 2D à 4 nœuds à interface cylindrique.

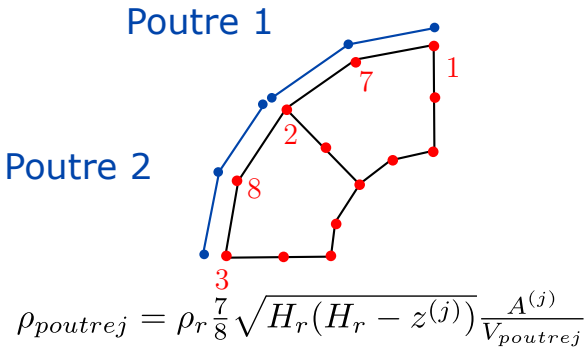
TABLEAU B.1 Comparaison des fréquences fondamentales de modèle 2D à 4 nœuds à interface cylindrique.

| Méthode | Construction des matrice ADINA | $f_1$ (Hz) |
|---|---|---|
| coques ajoutées | Consistante | 11.32 |
| coques ajoutées | Diagonale | 10.14 |
| Aires - Nœud | Consistante | 12.03 |
| Aires - Nœud | Diagonale | 10.84 |
| Aires - Élément | Consistante | 11.12 |
| Aires - Élément | Diagonale | 10.14 |

La figure B.1 résume les répartitions utilisées pour le modèle 2D à 8 nœuds à interface cylindrique.




(a) 2D_Radiale_8N_AiresD1_Pélément_ADINAConsistante
(b) 2D_Radiale_8N_AiresD2_Pélément_ADINADiagonale
(c) 2D_Radiale_8N_AiresD1_Pélément_ADINAConsistante
(d) 2D_Radiale_8N_AiresD2_Pélément_ADINADiagonale
(e) 2D_Radiale_8N_AiresD1_Pnoeud_ADINAConsistante
(f) 2D_Radiale_8N_AiresD2_Pnoeud_ADINADiagonale
(g) 2D_Radiale_8N_AiresD1_Pnoeud_ADINAConsistante
(h) 2D_Radiale_8N_AiresD2_Pnoeud_ADINADiagonale




(i) 2D_Radiale_8N_Poutre_Pélément_ADINAConsistante
(n) 2D_Radiale_8N_Poutre_Pélément_ADINADiagonale

FIGURE B.4 Répartitions des masses du modèle 2D à 8 nœuds à interface cylindrique.

La figure B.5 illustre les courbes de réponse en fréquences des différentes analyses lorsque le choix d'une matrice diagonale est fait dans ADINA. L'utilisation de matrices diagonales diminue la fréquence et l'amplitude de résonance.

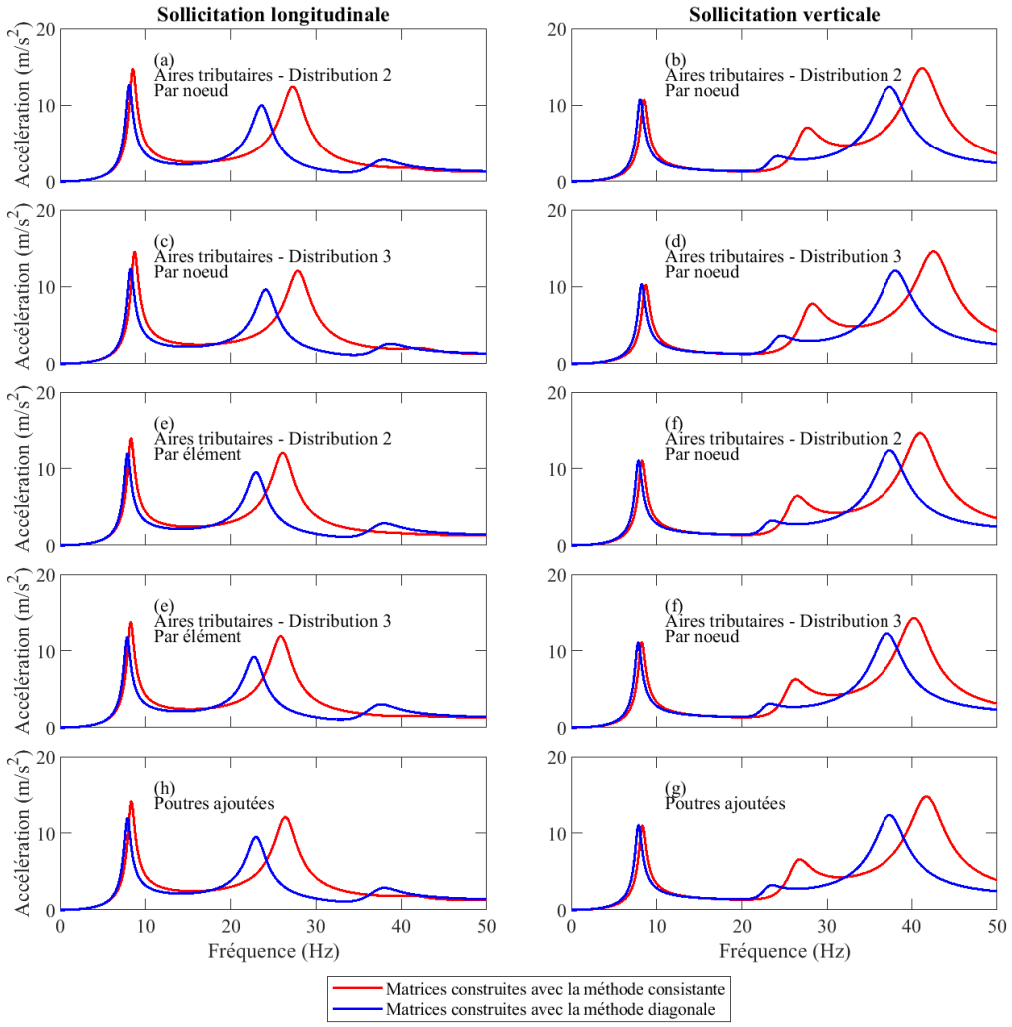



FIGURE B.5 Courbes de réponse en fréquences selon le choix des constructions des matrices des modèles 2D 8 nœuds à interface cylindrique.

La figure B.6 compare les courbes de réponse en fréquences de la méthode par coques ajoutées avec les méthodes de répartition par élément. Si la pression est considérée constante sur l'élément, les résultats obtenus par la méthode des coques ajoutées et par aires tributaires sont similaires pour le premier mode mais sont également proches pour le deuxième mode contrairement aux modèles 3D.

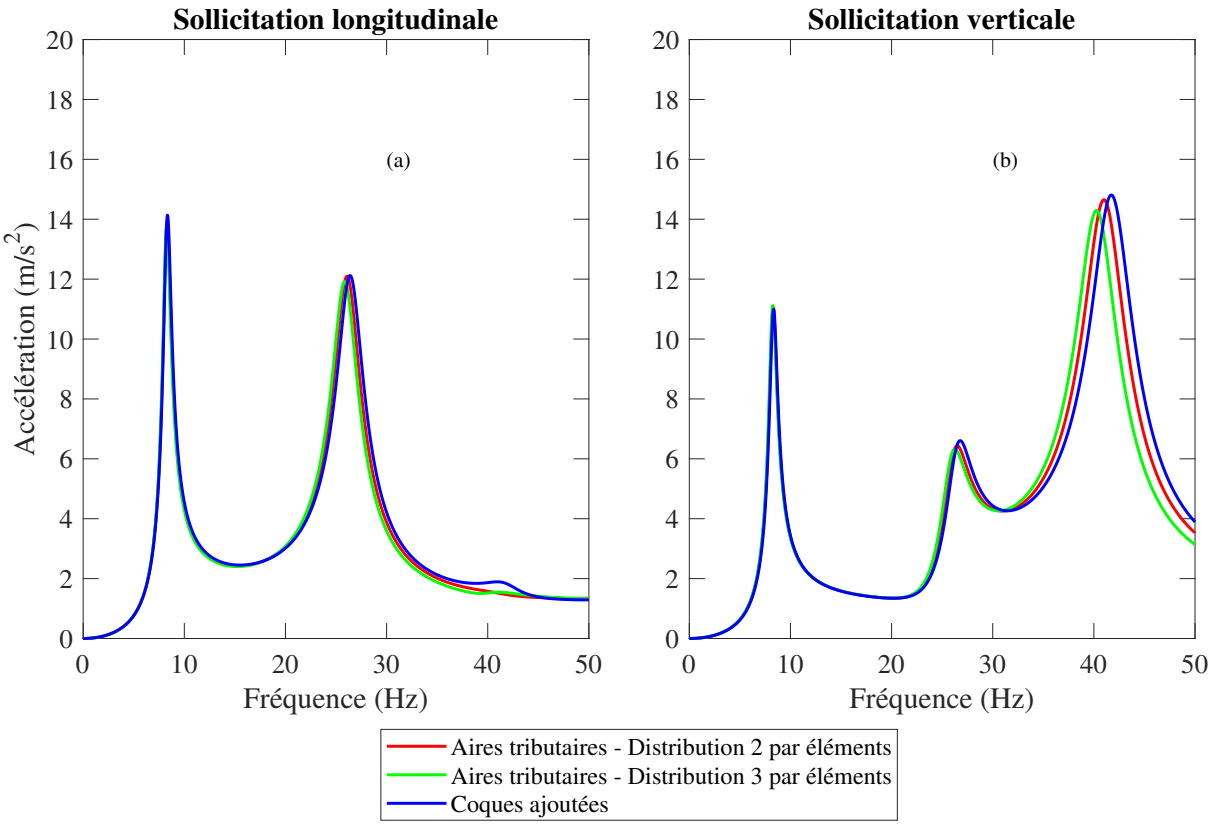



FIGURE B.6 Courbes de réponse en fréquences des méthodes par coques ajoutées et par aires tributaires par élément pour des modèles 2D 8 nœuds à interface cylindrique.

La figure B.6 compare les courbes des réponse en fréquences de la méthode par coques ajoutées avec les méthodes de répartition par nœuds. Les résultats obtenus par la méthode des coques ajoutées et par aires tributaires sont plus proches que pour le modèle à 4 nœuds.

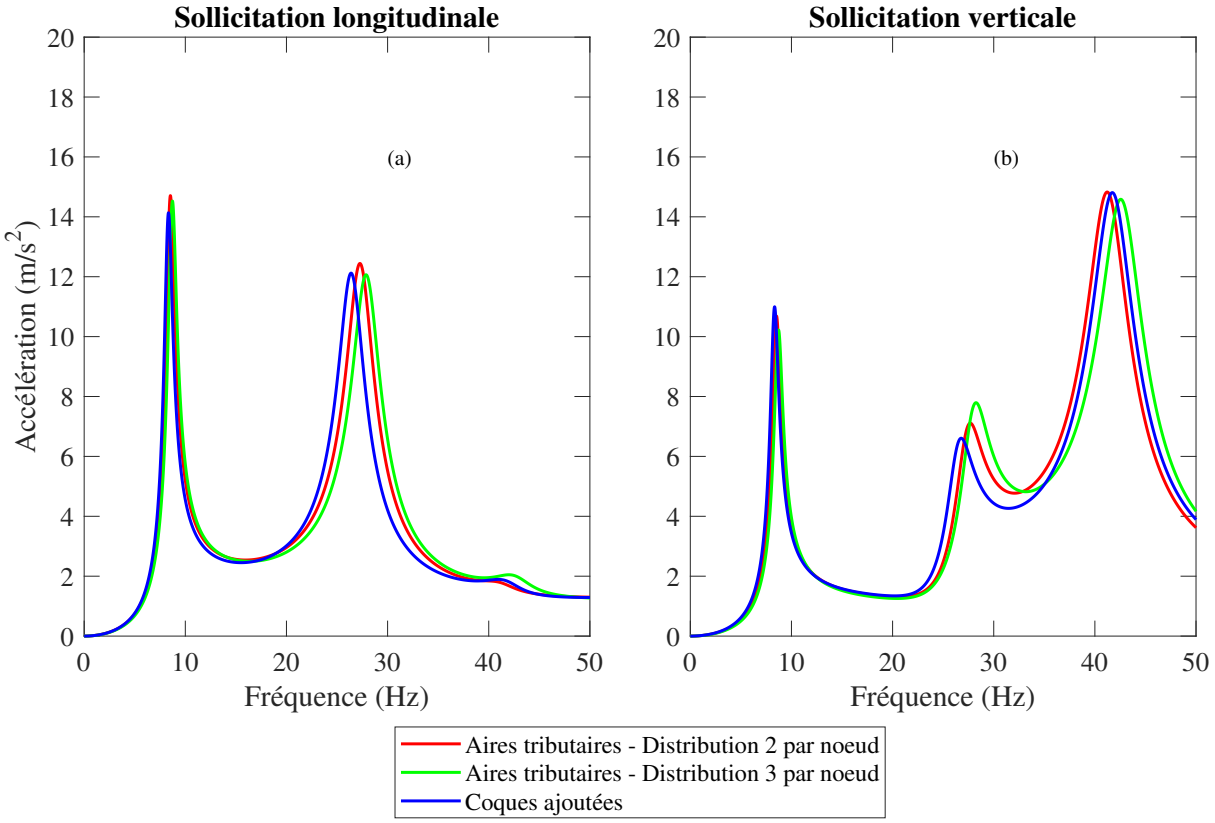



FIGURE B.7 Courbes de réponse en fréquences des méthodes par coques ajoutées et par aires tributaires par nœuds pour des modèles 2D 8 nœuds à interface cylindrique.

Le tableau B.2 résume les fréquences fondamentales des différentes analyses du modèle 2D à 8 nœuds à interface cylindrique.

TABLEAU B.2 Comparaison des fréquences fondamentales des modèles 2D à 8 nœuds à interface cylindrique.

| Méthode | Construction des matrice ADINA | $f_1$ (Hz) |
|---|---|---|
| coques ajoutées | Consistante | 8.31 |
| coques ajoutées | Diagonale | 7.85 |
| Aires Distribution 2 - Nœud | Consistante | 8.50 |
| Aires Distribution 2 - Nœud | Diagonale | 8.06 |
| Aires Distribution 2 - Élément | Consistante | 8.27 |
| Aires Distribution 2 - Élément | Diagonale | 7.85 |
| Aires Distribution 3 - Nœud | Consistante | 8.70 |
| Aires Distribution 3 - Nœud | Diagonale | 8.23 |
| Aires Distribution 3 - Élément | Consistante | 8.24 |
| Aires Distribution 3 - Élément | Diagonale | 7.83 |

# ANNEXE C DÉFORMÉES MODALES DES MODÈLES SIMPLES

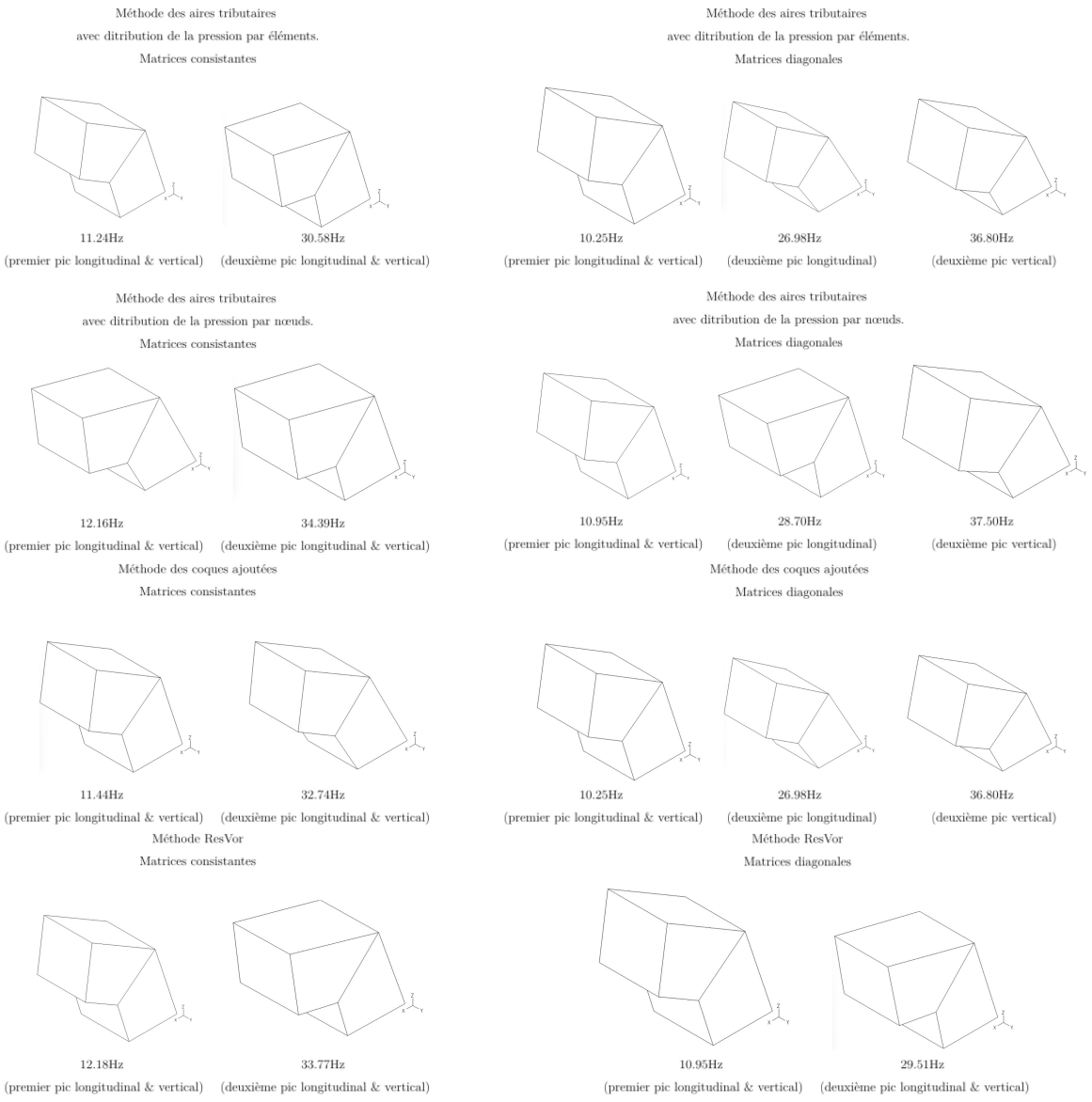



FIGURE C.1 Déformées modales des 2 premiers pics de résonance des modèles simples cylindriques à 8 nœuds pour les différentes techniques d'application des masses ajoutées.

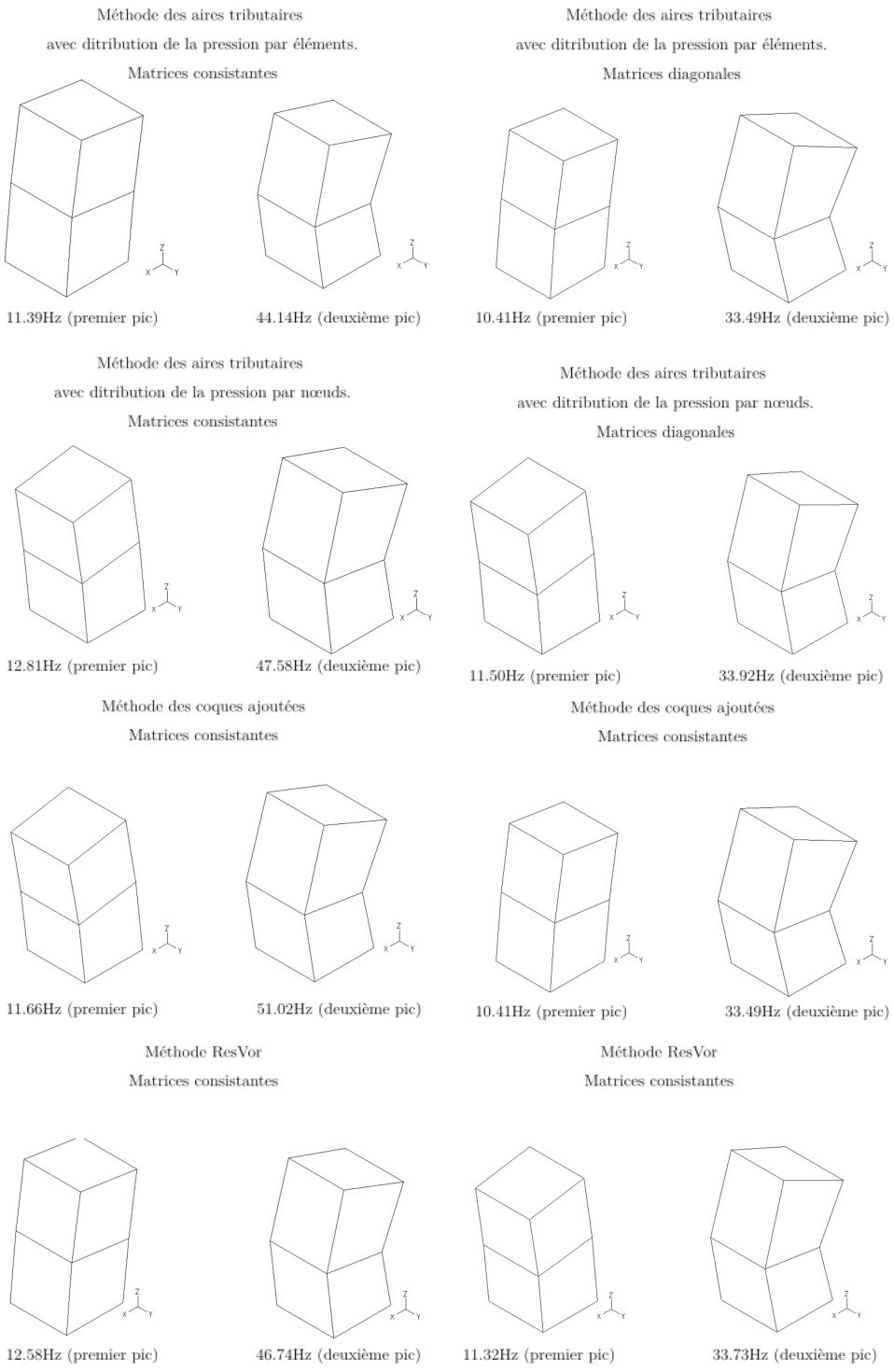



FIGURE C.2 Déformées modales des 2 premiers pics de résonance des modèles simples plans à 8 nœuds pour les différentes techniques d'application des masses ajoutées.

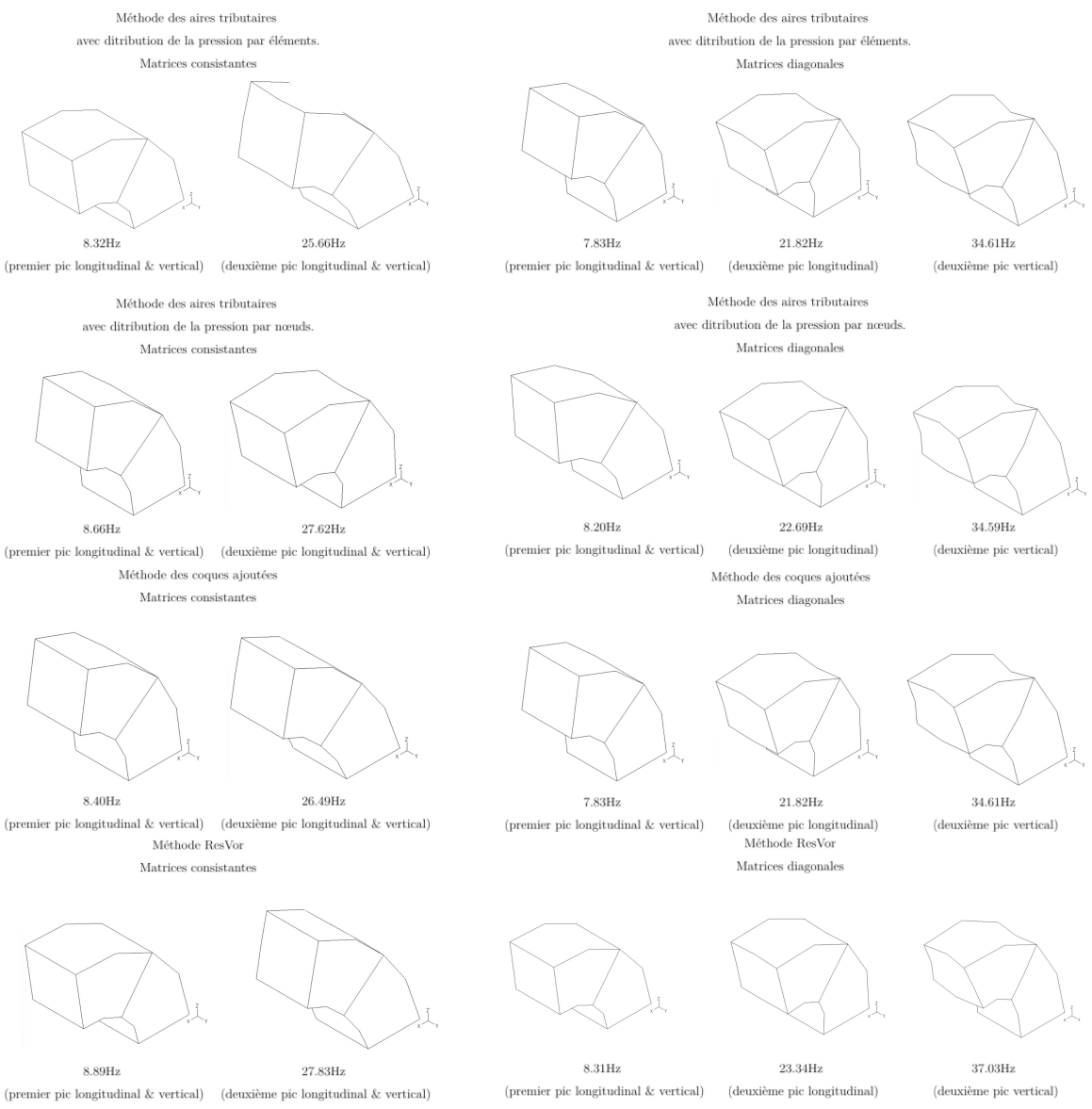



FIGURE C.3 Déformées modales des 2 premiers pics de résonance des modèles simples cylindriques à 20 nœuds pour les différentes techniques d'application des masses ajoutées.

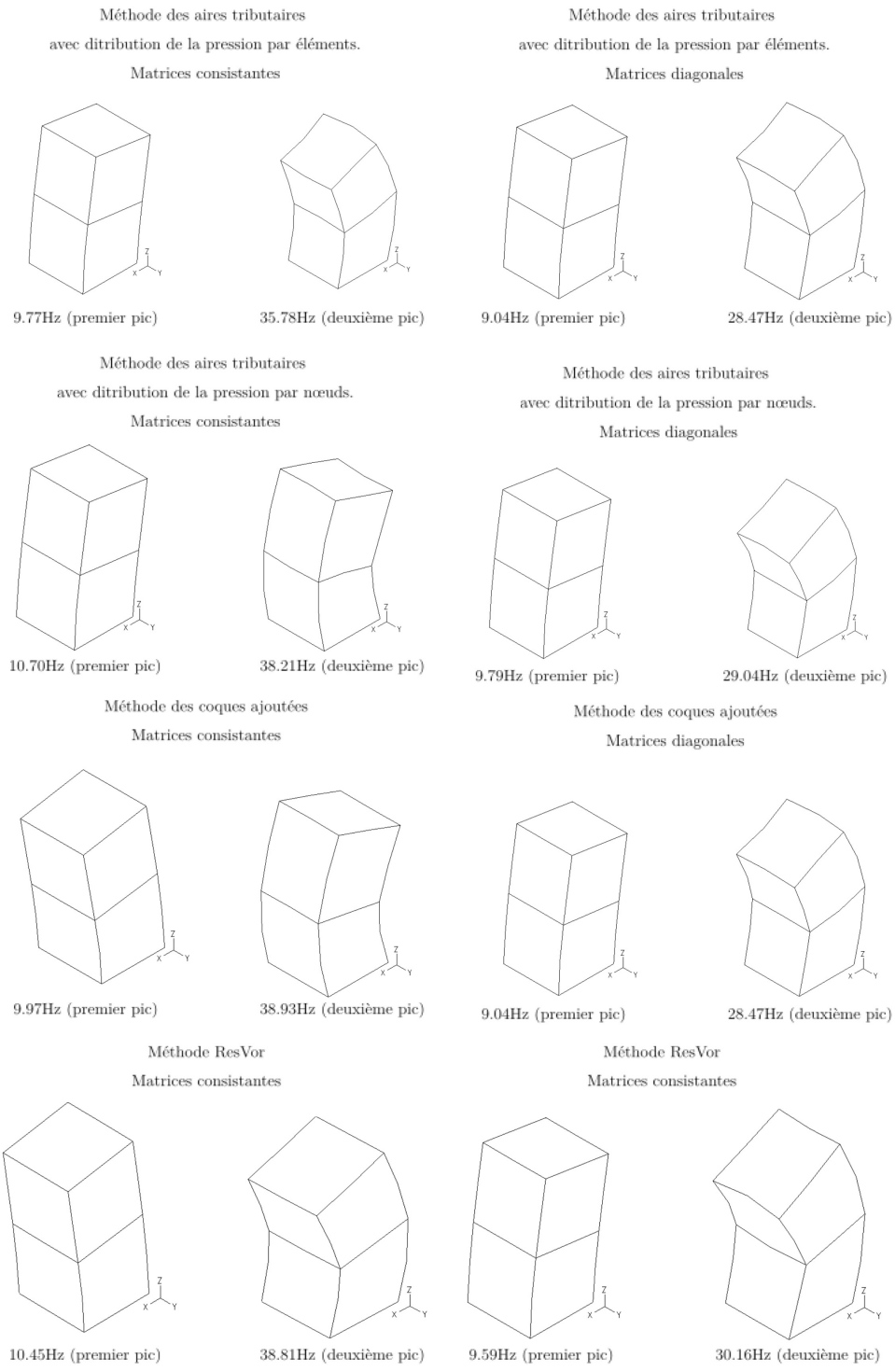



FIGURE C.4 Déformées modales des 2 premiers pics de résonance des modèles simples plans à 20 nœuds pour les différentes techniques d'application des masses ajoutées.