

République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique



**Université de Batna -2-
Faculté de Technologie
Département Génie Civil**



THÈSE

**Présentée pour l'obtention du diplôme de
Doctorat Troisième Cycle
Spécialité : Génie Civil
Option : Structures dans les zones sismiques**

Par

Boudjellal El-Mouatez Billah

Thème

Analyse Sismique Des Réservoirs

Soutenue le 27/06/2018

Devant le jury:

Baheddi Mohamed	Professeur	Université Batna -2-	Président
Kadid Abdelkrim	Professeur	Université Batna -2-	Rapporteur
Chebili Rachid	Professeur	Université Biskra	Examineur
MaalemToufik	Professeur	Université Batna -2-	Examineur



اُفْسَ اَسْسَ بُنْيَانَهُ عَلَيَّ تَقْوَىٰ مِنْ اِلَهِ
وَرَضُوْا خَيْرَ اَمْرٍ مِنْ اَسْسَ بُنْيَانَهُ عَلَيَّ سَفَا
جَهَنَّمَ هَارَ فَاَنْهَارَ بِهِ فِي نَارِ جَهَنَّمَ وَاللَّهُ
يَهْدِي الْقَوْمَ الظَّالِمِينَ

REMERCIEMENT

*Tout d'abord, Je tiens à remercier **ALLAH**, le clément et le miséricordieux qui m'a donné la patience, la force et le courage durant ces longues années d'étude de mener à bien ce travail.*

*Je voudrais exprimer mes vifs remerciements à mon encadreur « **Pr. KADID ABDELKRIM** » pour l'orientation, la confiance, et la patience qui ont constitué un apport considérable sans lequel ce travail n'aurait pas pu être mené au bon port. Qu'il trouve dans ce travail un hommage vivant à sa haute personnalité.*

*Je remercie aussi **LES MEMBRES DU JURY** les professeurs **Baheddi Mohamed, Chebili Rachid et Maalem Toufik**. Qu'ils tous trouvent ici l'expression de mes profonds respects et gratitude pour avoir prendre le temps et la peine d'examiner mon mémoire.*

*Mes sincères remerciements à **L'ENSEMBLE DES ENSEIGNANTS** qui ont contribué à ma formation avec beaucoup de dévouement et de compétence.*

DÉDICACE

Je dédie ce modeste travail à ...

À ceux qui ont su planter en moi tout ce qui est de plus beau en ce monde, et qui se sont consacrées à m'inculquer la bonne éducation pour avoir la plus grande des satisfactions et me voir munie des plus grandes distinctions.

*À ma très **CHÈRE MÈRE** qui je ne saurai remercier assez pour les sacrifices qu'elle a consentie pour moi, ta prière et ta bénédiction m'ont été d'un grand secours pour mener à bien mes études, aucune dédicace ne saurait être assez éloquente pour exprimer ce que tu mérites pour tous les sacrifices que tu n'as jamais cessé de me donner.*

*À mon très **CHER PÈRE** qu'il a su se faire sentir dans les moments difficiles ainsi que chaque instant de bonheur qu'il m'a procuré.*

*À mes chers frères et sœurs : **AMMAR, SAMIR, TAOOUFIK, NADIA...** et toute ma famille sans exception.*

Sommaire :

Remerciement	I
Dédicace.....	II
Sommaire	III
Liste des figures	VII
Liste des tableaux.....	XI
Liste des symboles et abréviations.....	XII
Résumé	XV
Abstract.....	XVI
ملخص.....	XVII

CHAPITRE 1	1
-------------------------	----------

Introduction générale et synthèse bibliographique

1.1 Introduction générale :	1
1.2 Synthèse bibliographique :	2
1.3 Objectifs de l'étude :	10
1.4 Organisation de thèse :	10
1.5 Conclusion :	11

CHAPITRE 2	12
-------------------------	-----------

Généralités sur les réservoirs et aspects réglementaires

2.1 Importance de la performance des réservoirs d'eau sous excitation sismique :	12
2.2 Modes de rupture et d'endommagement :	13
2.3 Dommages subis par les réservoirs soumis à des séismes antérieurs :	14
2.4 Présentation des concepts de base :	16
2.4.1 L'interaction fluide-structure :	16
2.4.2 Les pressions hydrodynamiques :	17
2.4.3 Le phénomène de Ballotement "Sloshing" :	18
2.5 Codes et normes de calcul des réservoirs contenant du liquide :	19
2.6 Méthode de calcul dans l'Eurocode 8 :	20
2.6.1 Excitation latérale des réservoirs cylindriques :	20
2.6.2 Excitation latérale des réservoirs rectangulaires :	26
2.7 Etats limites des réservoirs :	29
2.7.1 Généralités :	29
2.7.2 Les états limites ultimes :	30

2.7.3 Les états limites de service :	30
2.7.4 Les combinaisons des actions :	30
2.8 Conclusion :	32
CHAPITRE 3	33
<i>Formulation mathématique</i>	
3.1 Introduction :	33
3.2 Equations de champ fluide :	33
3.3 Fréquence naturelle des modes convectifs :	36
3.3.1 Réservoir cylindrique :	36
3.3.2 Réservoir rectangulaire :	37
3.4 Forces Linéaires engendrées par le ballotement :	38
3.4.1 Réservoir cylindrique :	38
3.4.2 Réservoir rectangulaire :	39
3.5 Modèles mécaniques équivalents :	40
3.5.1 Modèle masse-ressort :	41
3.5.2 Modèle Pendule :	44
3.6 Conclusion :	45
CHAPITRE 4	46
<i>Formulation par éléments finis</i>	
4.1 Introduction :	46
4.2 Formulations à base de potentiel :	46
4.3 L'élément fluide à base de potentiel dans ADINA :	51
4.3.1 Formulation de vitesse infinitésimale :	51
4.3.2 Charge due au mouvement du sol :	54
4.3.3 Analyse statique :	55
4.3.4 Analyse fréquentielle :	55
4.3.5 Analyse Temporelle :	56
4.4 Éléments de modélisation :	56
4.4.1 Éléments fluide :	56
4.4.2 Éléments d'interface :	56
4.5 Conclusion :	58

CHAPITRE 5	59
<i>Réponse dynamique des réservoirs posés sur le sol</i>	
5.1 Introduction :	59
5.2 Géométrie et matériaux des réservoirs :	59
5.3 Modèles en éléments finis :	62
5.4 Paramètres du contenu fréquentiel :	63
5.5 Propriétés d'amortissement :	64
5.6 Enregistrements sismiques :	66
5.7 Effet de contenu fréquentiel et de la composante verticale des excitations sismiques :	71
5.7.1 Analyse modale et validation des modèles numériques :	71
5.7.2 Analyse temporelle :	79
5.8 Influence du niveau de liquide sur le comportement des réservoirs :	90
5.8.1 Influence sur les modes convectifs (Ballotement) :	91
5.8.2 Influence sur les modes impulsifs :	93
5.8.3 Influence sur les forces internes au niveau des parois des réservoirs :	95
5.9 Conclusion :	98
CHAPITRE 6	99
<i>Modélisation des réservoirs rectangulaires excités par action sismique dans SAP2000</i>	
6.1 Introduction :	99
6.2 Aspects de la modélisation :	99
6.2.1 Analyse temporelle :	99
6.2.2 Formulations Eurocode 8 et forces de pression :	99
6.2.3 Premières périodes des modes convectif et impulsif :	101
6.2.4 Pressions convective et impulsive pour chaque modèle :	102
6.2.5 Réponse en accélération de l'oscillateur à un degré de liberté :	104
6.2.6 Modélisation dans SAP2000 :	106
6.2.7 Modélisation dans ADINA :	107
6.3 Résultats et discussion :	107
6.3.1 Moment de fléchissant :	108
6.3.2 Force de cisaillement (Effort tranchant) :	110
6.3.3 Discussion et conclusion :	112

CHAPITRE 7	113
<i>Conclusions et recommandations</i>	
7.1 Conclusions :	113
7.2 Recommandations pour les futures études :	114
REFERENCES	116

Liste des figures :

CHAPITRE 1

Figure 1.1:Modèle de Housner, M_0 : masse impulsive, $M_{1..n}$: masses convectives 4

Figure 1.2: Modèle simplifié de Housner..... 4

CHAPITRE 2

Figure 2.1: San Francisco - le gigantesque incendie consécutif au séisme de 1906 12

Figure 2.2: Vue partielle des réservoirs de la ferme de Tüpras, présentant les zones brûlées . 15

Figure 2.3: Dommages causés par le feu à des réservoirs de naphta à la raffinerie de Tüpras.
..... 15

Figure 2.4: Deux réservoirs d'oxygène liquéfié endommagés (LOXT) et le réservoir en bon état
liquéfié d'azote (LNT, à droite) à l'installation Habas. (Sezen et al., 2000)..... 15

Figure 2.5: Réservoir en acier surélevé typique affaissé au Chili (construit en 1999)..... 16

Figure 2.6: Effondrement total réservoir d'eau surélevé 1500 m3 à Rasht. 16

Figure 2.7: Répartition des pressions hydrostatiques et hydrodynamiques et des forces d'inertie
sur la paroi d'un réservoir rectangulaire..... 18

Figure 2.8: (a) Ballotement linéaire (b) Ballotement faiblement non-linéaire-(c) Ballotement
fortement non-linéaire (Ibrahim (2005)) 19

Figure 2-9: Description qualitative de la pression hydrodynamique sur la paroi et la base du
réservoir et la hauteur de sa résultante de la base (h et h'). 23

Figure 2-10: (a)- Pressions impulsives adimensionnelles sur une paroi rectangulaire de réservoir
perpendiculaire à la direction du séisme (b)- Valeur de pic des pressions impulsives
adimensionnelles sur une paroi rectangulaire, perpendiculaire à la direction du séisme. ... 27

Figure 2-11: pressions convectives adimensionnelles sur une paroi rectangulaire de réservoir,
perpendiculaire à la direction du séisme pour les modes convectifs 1 et 2. 28

Figure 2-12: Description de la longueur L et largeur B du réservoir rectangulaire 29

CHAPITRE 3

Figure 3.1:Réservoir de liquide montrant les coordonnées mobiles et stationnaires 33

Figure 3.2: Géométries Cylindrique et rectangulaire des réservoirs 36

Figure 3.3: Modèle mécanique équivalent (masse-ressort)..... 41

Figure 3.4: Modèle mécanique équivalent (Modèle Pendule) 44

CHAPITRE 4

Figure 4.1: Interaction fluide-structure : (problème d'un réservoir)..... 46

Figure 4.2: Domaine Fluide 51

Figure 4.3: : Éléments d'interface fluide-structure, montrant la convention de numérotation des nœuds locaux	56
Figure 4.4: Elément d'interface « fluide-structure ».....	57
Figure 4.5: Éléments d'interface « surface libre »	58
CHAPITRE 5	
Figure 5.1 : :Géométrie du réservoir cylindrique.....	61
Figure 5.2:Géométrie du réservoir rectangulaire	62
Figure 5.3. Les enregistrements sismiques et les spectres de réponse correspondant de séisme Chichi aftershock 1999.....	67
Figure 5.4. Les enregistrements sismiques et les spectres de réponse correspondant de séisme El Centro1940.....	68
Figure 5.5. Les enregistrements sismiques et les spectres de réponse correspondant de séisme Izmit-Kocaeli 1999	69
Figure 5.6. Les enregistrements sismiques et les spectres de réponse correspondant de séisme San Fernando 1971	70
Figure 5.7:Modes impulsifs de modèles cylindriques.....	75
Figure 5.8:Modes impulsifs de modèles rectangulaires	76
Figure 5.9:Modes convectifs des réservoirs cylindriques	77
Figure 5.10:Modes convectifs des réservoirs rectangulaires	78
Figure 5.11:Réponse du réservoir cylindrique élancé pour a- CHICHI aftershock, b- EL CENTRO, c-IZMIT-KOCAELI et d-SAN FERNANDO (2H: deux composantes horizontales; 2H + V: deux composantes horizontale et verticale).....	82
Figure 5.12:Réponse du réservoir Cylindrique Moyen pour a- CHICHI aftershock, b- EL CENTRO, c-IZMIT-KOCAELI et d-SAN FERNANDO (2H: deux composantes horizontales; 2H + V: deux composantes horizontale et verticale).....	83
Figure 5.13:Réponse du réservoir Cylindrique Large pour a- CHICHI aftershock, b- EL CENTRO, c-IZMIT-KOCAELI et d-SAN FERNANDO (2H: deux composantes horizontales; 2H + V: deux composantes horizontale et verticale).....	84
Figure 5.14:Réponse du réservoir Rectangulaire Elancé pour a- CHICHI aftershock, b- EL CENTRO, c-IZMIT-KOCAELI et d-SAN FERNANDO (2H: deux composantes horizontales; 2H + V: deux composantes horizontale et verticale).....	85
Figure 5.15:Réponse du réservoir Rectangulaire Moyen pour a- CHICHI aftershock, b- EL CENTRO, c-IZMIT-KOCAELI et d-SAN FERNANDO (2H: deux composantes horizontales; 2H + V: deux composantes horizontale et verticale).....	86

Figure 5.16: Réponse du réservoir Rectangulaire Large pour a- CHICHI aftershock, b- EL CENTRO, c-IZMIT-KOCAELI et d-SAN FERNANDO (2H: deux composantes horizontales; 2H + V: deux composantes horizontale et verticale).....	87
Figure 5.17: Déplacement maximal des réservoirs cylindriques sous le tremblement de terre "IZMIT-KOCAELI (1999)"	88
Figure 5.18: Déplacement maximal des réservoirs rectangulaires sous le tremblement de terre "IZMIT-KOCAELI (1999)"	89
Figure 5.19 : Variations de la période du premier mode convectif en fonction de niveau de liquide	91
Figure 5.20: Variation dans le FPM du premier mode convectif en fonction de niveau de liquide	92
Figure 5.21: Variation de la période du premier mode impulsif en fonction de niveau de liquide	94
Figure 5.22: Variation dans le FPM du premier mode impulsif en fonction de niveau de liquide	95
Figure 5.23: Variation du moment fléchissant en fonction du niveau de liquide	96
Figure 5.24: Variation de l'effort tranchant en fonction du niveau de liquide.....	97

CHAPITRE 6

Figure 6.1: La pression dynamique convective et impulsive appliquée sur les parois du Réservoir Elancé dans les directions X-X et Y-Y	102
Figure 6.2: La pression dynamique convective et impulsive appliquée sur les parois du Réservoir Moyen dans les directions X-X et Y-Y	103
Figure 6.3: La pression dynamique convective et impulsive appliquée sur les parois du Réservoir Large dans les directions X-X et Y-Y	104
Figure 6.4: Réponses en accélération des oscillateurs qui représentent le Réservoir Elancé excité par les composantes horizontales (N-S et E-W) de l'enregistrement sismique Izmit-Kocaeli (1999)	105
Figure 6.5: Réponses en accélération des oscillateurs qui représentent le Réservoir Moyen excité par les composantes horizontales (N-S et E-W) de l'enregistrement sismique Izmit-Kocaeli (1999).....	105
Figure 6.6: Réponses en accélération des oscillateurs qui représentent le Réservoir Large excité par les composantes horizontales (N-S et E-W) de l'enregistrement sismique Izmit-Kocaeli (1999)	106

Figure 6.7: Des images a partir SAP2000 démontre la configuration de l'analyse « time history » et la masse source	107
Figure 6.8 : Moment de flexion enregistrés des parois du Réservoir Elancé pour chaque direction à partir d'ADINA et SAP2000	108
Figure 6.9: Moment de flexion enregistrés des parois du Réservoir Moyen pour chaque direction à partir d'ADINA et SAP2000	109
Figure 6.10: Moment de flexion enregistrés des parois du Réservoir Large pour chaque direction à partir d'ADINA et SAP2000	109
Figure 6.11: Effort tranchant enregistrés des parois du Réservoir Elancé pour chaque direction à partir d'ADINA et SAP2000	110
Figure 6.12: Effort tranchant enregistrés des parois du Réservoir Moyen pour chaque direction à partir d'ADINA et SAP2000	111
Figure 6.13: Effort tranchant enregistrés des parois du Réservoir Large pour chaque direction à partir d'ADINA et SAP2000	111

Liste des tableaux :

CHAPITRE 2

Tableau 2.1: Valeurs recommandées pour les premiers modes de vibration impulsifs et convectifs en fonction du rapport (H / R) : Coefficients C_i et C_c pour les périodes naturelles, des masses m_i et m_c et hauteurs h_i et h_c	21
Tableau 2.2: Coefficients d'importance (γ_1)	32

CHAPITRE 5

Tableau 5.1: Dimensions des modèles des réservoirs cylindriques et rectangulaires	60
Tableau 5.2: Propriétés des matériaux utilisés	61
Tableau 5.3: Paramètres fréquentiels pour chaque séisme choisi pendant les dix secondes	66
Tableau 5.4: Validation des modèles par éléments finis cylindriques	71
Tableau 5.5: Validation des modèles par éléments finis rectangulaires	72
Tableau 5.6: Les deux premiers modes convectifs des réservoirs cylindriques et rectangulaires avec ses FPM	72
Tableau 5.7: Les trois premiers modes impulsifs des réservoirs cylindriques et rectangulaires avec ses FPM	73
Tableau 5.8: Hauteur maximale des vagues de ballonnement dans les modèles des réservoirs cylindriques et rectangulaires sous les quatre tremblements de terre. (2H: deux composantes horizontales; 2H + V: deux composantes horizontale et une verticale)	80
Tableau 5.9: Niveaux de liquide pour chaque modèle de réservoirs cylindriques	90
Tableau 5.10: Niveaux de liquide pour chaque modèle de réservoirs rectangulaires	90

CHAPITRE 6

Tableau 6.1: Période convective et impulsive des réservoirs rectangulaires	Erreur ! Signet non défini.
--	------------------------------------

Liste des symboles et abréviations :

FSI : Interaction fluide-structure

FPM : le Facteur de participation modale

PGV : la vitesse pic du sol

PGA : l'accélération pic du sol

T_{imp} : est la période naturelle impulsive [s]

T_{con} : est la période naturelle convective [s]

C_i , C_c : sont des coefficients pour les composantes naturelles impulsives et convectives respectivement qui peuvent être obtenues à partir du Tableau 2.1.

H_l : est la hauteur à la surface libre du liquide

R : est le rayon du réservoir

L : est la demi longueur du réservoir dans la direction de l'action sismique

B : est la demi largeur de la paroi perpendiculaire à la direction de chargement

t_w : est l'épaisseur uniforme équivalente de la paroi du réservoir

ρ_l : est la masse volumique du liquide

E : est le module d'élasticité du matériau du réservoir

κ : est le module de compressibilité de fluide

ν : est le coefficient de Poisson du matériau du réservoir.

m_i : est la masse impulsive du liquide

m_c : est la masse convective du liquide

m_w : est la masse de la paroi du réservoir

m_r : est la masse du toit du réservoir

h_i : est la hauteur de la résultante de pression sur la paroi pour la composante impulsive

h_c : est la hauteur de la résultante de pression sur la paroi pour la composante convective

h_w : est la hauteur de centre de gravité de la paroi du réservoir

h_r : est la hauteur de centre de gravité de toit du réservoir

h'_i : est la hauteur de la résultante des pressions sur la paroi et la plaque de base pour la composante impulsive.

h'_c : est la hauteur résultant de pressions sur la paroi et la plaque de base pour la composante convective.

$S_e(T_{imp})$: est l'accélération spectrale impulsive, obtenue à partir d'un spectre de réponse élastique amorti à 2% pour les réservoirs en acier ou en béton précontraint, et d'un spectre de réponse élastique amorti à 5% pour des réservoirs en béton armé ;

$S_e(T_{con})$: est l'accélération spectrale convective, obtenue à partir d'un spectre de réponse élastique amorti à 0,5 %.

$A_1(t)$: est la réponse en accélération d'un oscillateur à un degré de liberté ayant pour fréquence fondamentale, la fréquence du premier mode de ballotement et une valeur d'amortissement adaptée, soumis à une accélération au sol $A_g(t)$.

$J_1(.)$: est la Fonction Bessel du premier ordre,

$I_0(.)$ Et $I_1(.)$: Désignent la fonction de Bessel modifiée d'ordre 0 et 1 respectivement

d_f : est la déviation de la paroi sur la ligne médiane verticale et à la hauteur de la masse d'impulsion, lorsque la paroi est chargée par une charge uniforme dans la direction du mouvement du sol et de magnitude $m_i g / 4BH$.

q : est la vitesse du fluide,

p : est la pression du fluide

ρ : est la densité du fluide

Φ : est le potentiel de vitesse

S : est la matrice de relation contrainte-déformation du matériau

ε : est le tenseur de contrainte

ρ_s : est la densité du solide

ρ_f : est la densité de fluide

u : est le vecteur du déplacement

F^S : est vecteur contrainte des forces extérieures appliqués à la surface du solide

F^{FSI} : est vecteur contrainte des forces extérieures appliqués à la surface d'interaction

F : est le vecteur de force volumique (« Force gravitationnel » dans le cas d'un champ de gravitation)

x : est la coordonnée x d'un point dans un élément,

y : est la coordonnée y d'un point dans un élément,

z : est la coordonnée z d'un point dans un élément,

h_i : est la fonction d'interpolation pour le noeud i,

x_i : est la coordonnée x du nœud i,

y_i : est la coordonnée y du nœud i,

z_i : est la coordonnée z du nœud i,

h : est l'enthalpie spécifique définie comme $h = \int \frac{dp}{\rho_f}$

$\Psi(x)$: le potentiel d'accélération de la force volumique dans la position x . Par exemple, lorsque les forces volumiques sont dus à la gravité, $\nabla\Psi = g$, où g est l'accélération due à la gravité.

Γ : est la limite de domaine fluide

Γ_{FSI} : est la partie de la limite adjacente à la structure.

n : est l'intérieur normal sur Γ (pointe vers le fluide et dehors la structure).

U_g est le vecteur des déplacements du sol du point nodal

U_r est le vecteur des déplacements du point nodal par rapport au mouvement du sol.

A_i : sont les amplitudes de Fourier de l'accélégramme entier ;

f_i : sont les fréquences des transformées de Fourier discrètes comprises entre 0.25 et 20 Hz.

ω_i : est la pulsation du mode i . [rad/s]

Résumé :

La performance des réservoirs avant et après une forte secousse sismique est une préoccupation cruciale. La ruine de ces structures peut affecter dangereusement la santé des citoyens en raison de la pénurie d'eau et peut s'avérer catastrophique à cause de la difficulté à éteindre les incendies causés par un tremblement de terre. Du fait que les réservoirs peuvent être construits dans des zones à forte sismicité, il est impératif d'évaluer leur sécurité. En conséquence, dans cette thèse on se propose d'étudier le comportement dynamique élastique linéaire des réservoirs en béton de formes cylindriques et rectangulaires posés sur le sol, ancrés à la base et remplis de liquide.

Des analyses modales et temporelles sont entreprises sur six modèles en éléments finis pour étudier l'influence de différents paramètres tels que : l'élancement des réservoirs, le niveau de liquide, le contenu fréquentiel de l'action sismique et sa composante verticale, sur le comportement dynamique (déplacements et efforts internes) et les propriétés modales (période et facteur de participation modale) des réservoirs.

Les modèles numériques sont validés en comparant les périodes des modes convectifs et impulsifs déterminés numériquement avec celles calculées d'après l'Eurocode 8. Le logiciel en éléments finis utilisé dans cette thèse est le code ADINA, un logiciel très efficace et qui permet de simuler les domaines solide et fluide à l'aide d'une formulation appelée formulation à base de potentiel et de considérer l'interaction Fluide-Structure dans différents types d'analyses.

Une méthode de modélisation de réservoirs rectangulaires dans le logiciel SAP2000 est proposée, en se basant sur la formulation et les abaques décrite dans l'Eurocode 8. Les résultats obtenus sont ensuite comparés à ceux donnés par ADINA. Cette méthode peut être un moyen efficace pour les ingénieurs permettant de modéliser des réservoirs rectangulaires et d'obtenir les forces internes dynamiques dans les parois des réservoirs sans avoir besoin de maîtriser et d'utiliser des logiciels par éléments finis sophistiqués et relativement complexes tels que ADINA ou ABAQUS.

Mots clés : ballonnement ; pression ; convectif ; impulsif ; réservoirs ; analyse modale ; analyse temporelle ; formulation à base de potentiel.

Abstract:

The performance of the tanks before and after a strong earthquake is a matter of concern. The collapse of these structures can dangerously affect the health of citizens due to water scarcity and can be catastrophic because of the difficulty of extinguishing fires caused by an earthquake. Because tanks can be built in areas of high seismicity, it is imperative to assess their safety. Accordingly, this thesis aims to study the linear elastic dynamic behavior of ground supported concrete tanks of cylindrical and rectangular shapes, anchored at the base and filled with liquid.

Modal and time history analyzes are undertaken on six finite element models to study the influence of various parameters such as: the slenderness of tanks, the liquid level, the frequency content of the seismic action and its vertical component, on the dynamic behavior (displacements and internal forces) and modal properties (period and modal participation factor) of tanks.

The numerical models are validated by comparing the periods of convective and impulsive modes determined numerically with those calculated according to Eurocode 8. The finite elements software used in this thesis is the code ADINA, a very efficient software which makes it possible to simulate the solid and fluid domains using a formulation called potential-based formulation and consider the fluid-structure interaction in different types of analyzes.

A method for modeling rectangular tanks within the software SAP2000 is proposed, based on the formulation and the charts described in Eurocode 8. The results obtained are then compared to those given by ADINA. This method can be an effective mean for engineers to model rectangular tanks and obtain dynamic internal forces in tank walls without the need to master and use sophisticated and relatively complex finite element software such as ADINA or ABAQUS.

Keywords: sloshing; pressure; convective; impulsive; tanks; modal analysis; time history analysis; potential-based formulation.

ملخص:

أداء الخزانات قبل وبعد وقوع زلزال قوي هو مصدر قلق بالغ الأهمية. فشل هذه الهياكل يمكن أن يكون خطيرا على صحة المواطنين بسبب ندرة المياه وقد يكون كارثيا بسبب صعوبة إطفاء الحرائق الناجمة عن الزلزال. ولأن الخزانات يمكن بناؤها في مناطق ذات خطر زلزالي عالي، فمن الضروري تقييم سلامتها. وبناء على ذلك، تقترح هذه الأطروحة دراسة السلوك الديناميكي المرن الخطي للخزانات الخرسانية ذات الأشكال الاسطوانية والمستطيلة المملوءة بالسائل، موضوعة على الأرض، وذات قاعدة مثبتة.

تم إجراء تحليلات نمطية (شكلية) و أخرى زمنية على ستة نماذج من العناصر المحددة لدراسة تأثير مختلف العوامل مثل: معامل تطاول الخزانات، ومستوى السائل، وتردد الحمل الزلزالي ومركبته العمودية على السلوك الديناميكي (النزوح والقوى الداخلية) والخصائص النمطية (التردد وعامل المشاركة النمطي) للخزانات.

يتم التحقق من صلاحية النماذج الرقمية بمقارنة تردد النمط المندفع والجُملي التي تم تحديدها رقميا مع تلك المحسوبة وفقا ليوروكود 8. برنامج العناصر المحددة المستخدم في هذه الرسالة هو ADINA، برنامج فعال جدا فهو يُمكن من محاكاة مجالات الصلب ومجالات السوائل باستخدام معادلات تسمى المعادلات القائمة على الكمونات وإدخال التفاعل هيكل-سائل في أنواع مختلفة من التحليلات.

اقتراح طريقة نمذجة الخزانات المستطيلة في برنامج SAP2000، استنادا إلى المعادلات والرسوم البيانية الموصوفة في يوروكود 8. ثم يتم مقارنة النتائج التي تم الحصول عليها بتلك التي حصلنا عليها من ADINA. هذه الطريقة يمكن أن تكون وسيلة فعالة للمهندسين لنمذجة الخزانات المستطيلة والحصول على القوى الداخلية الديناميكية في جدرانها دون الحاجة إلى إتقان واستخدام برامج العناصر المحددة المتطورة والمعقدة نسبيا مثل ADINA أو ABAQUS.

الكلمات المفتاحية: الخوض؛ الضغط؛ الجمل؛ الاندفاع؛ الخزانات؛ تحليل نمطي؛ تحليل زمني. المعادلات القائمة على الكمونات.

CHAPITRE 1

Introduction générale et synthèse bibliographique

1.1 Introduction générale :

Les réservoirs de stockage sont des structures d'ingénierie environnementale essentielles et sont devenues très répandues au cours des dernières décennies. Ils sont utilisés pour le traitement des eaux usées et le stockage de l'eau, des produits pétroliers, de l'oxygène, de l'azote, des gaz à haute pression, du gaz naturel liquéfié (GNL), des gaz de pétrole liquéfiés (GPL), etc. Il existe de nombreux types de tels réservoirs en fonction du matériau de construction, de la structure, du contenu, du volume et de l'état de stockage. Les réservoirs de stockage de liquide peuvent être construits en l'acier ou en béton. Il convient de noter qu'en raison des dommages excessifs signalés dans les réservoirs en acier, les réservoirs de stockage en béton sont devenus très populaires.

La durée de vie économique des réservoirs en béton ou en acier est habituellement comprise entre 40 et 75 ans (*Eidinger et al., 2001*). Les réservoirs en béton peuvent être construits enterrés ou semi-enterrés dans la terre, posés sur le sol ou montés sur un socle. En outre, les structures contenant du liquide, sont classées selon les caractéristiques suivantes : configuration générale qui classe les réservoirs en rectangulaires, sphériques ou cylindriques ; type de joint mural, qui peut être fixé, à charnière ou à base souple ; et enfin, la méthode de construction sous forme de réservoirs en bétons renforcé ou précontraint.

Pour les structures d'ingénierie environnementale telles que les réservoirs d'eau et les réservoirs de traitement des eaux usées, le béton armé est fréquemment utilisé. Les réservoirs en béton sont des systèmes structuraux efficaces, car ils peuvent être facilement moulés dans différentes tailles pour répondre aux exigences du procédé de construction.

Les réservoirs d'eau en béton peuvent fournir des services critiques à la ville. Ces structures sont en demande pour le stockage de l'eau potable, la lutte contre les incendies, l'agriculture et de nombreuses autres applications. Les réservoirs d'eau peuvent fournir des services nécessaires à la réponse d'urgence d'une communauté après un tremblement de terre. Il convient de mentionner que les réservoirs en béton sont conçus pour la fonctionnalité au cours d'un cycle de vie normale. En outre, ils doivent résister aux charges des tremblements de terre sans fissuration excessive. Leur performance pendant et après un fort tremblement de terre est une préoccupation cruciale. La ruine de ces structures peut causer des dangers pour la santé des

citoyens en raison de la pénurie d'eau ou de la difficulté à éteindre les incendies pendant un tremblement de terre. En conséquence, de nombreuses études se sont concentrées sur le comportement sismique, l'analyse et la conception de ces réservoirs, en particulier ceux posés sur le sol.

Durant les précédents tremblements de terre, les réservoirs en béton posés sur le sol ont été considérés comme des éléments structurels vulnérables et ils ont subi des destructions considérables, parce que leur comportement sismique n'a pas été correctement prédit. Il convient de noter que la conception sismique des réservoirs de stockage de liquide nécessite une connaissance de l'interaction fluide-structure, les fréquences naturelles, les masses modales, la distribution de la pression hydrodynamique sur les murs, les forces résultantes et les moments ainsi que le ballotement du liquide contenu. Ces paramètres ont des effets directs sur la stabilité dynamique et la performance des réservoirs excités. En fait, le comportement dynamique des réservoirs d'eau est régi par l'interaction entre le fluide et la structure.

Il convient de noter que la réponse dynamique des parois du réservoir et le ballotement des liquides dépendent principalement du type d'excitation, du pic de l'accélération, de la durée effective du tremblement de terre et de son contenu fréquentiel. D'autres facteurs tels que le niveau du liquide et l'élancement du réservoir jouent également un rôle important dans la réponse dynamique et la modification des propriétés modales des réservoirs de liquide.

1.2 Synthèse bibliographique :

La réponse dynamique des réservoirs contenant des liquides est intimement associée à l'interaction fluide-structure. Les travaux de recherche sur la réponse dynamique des réservoirs de stockage de liquide, à l'origine concernaient l'étude de la réponse dynamique des réservoirs de carburant dans l'ingénierie aérospatiale. Étant donné que la taille des réservoirs en génie civil est plus grande, la différence principale entre le comportement de la réponse dynamique des réservoirs de carburant dans l'ingénierie aérospatiale et ceux dans le génie civil est que ces derniers sont plus concernés par la réponse dans une gamme de fréquences basses.

Parmi les facteurs qui revêtent une grande importance dans l'analyse du comportement des réservoirs en génie civil est la flexibilité de la structure, les propriétés du fluide, les caractéristiques de sol et la fréquence des séismes. Les premières études ont commencé par une étude analytique de la réponse dynamique des réservoirs avec des parois rigides et supportées sur des fondations rigides à la fin des années 1940.

Une des premières études a été rapportée par (*Hoskins et Jacobsen, 1934*) et porte sur l'étude analytique et expérimentale de la pression hydrodynamique développée dans des réservoirs rectangulaires soumis à un mouvement horizontal. (*Jacobsen, 1949*) a calculé les masses hydrodynamiques effectives de fluide à l'intérieur d'un réservoir cylindrique sous l'action d'une translation horizontale transitoire à la base du réservoir et les vitesses impulsives mises en place dans le réservoir ont été étudiées. (*Jacobsen et Ayre, 1951*) ont également étudié l'effet des mouvements du sol sur les réservoirs cylindriques. Dans leur étude, quatre réservoirs, de 6 pouces (15,24cm) à 4 pieds (121,92 cm) de diamètre, ont été soumis simultanément à des mouvements latéraux. Les données de leur étude comprenaient des études photographiques de la formation des vagues, des hauteurs de vagues maximales et des emplacements de ces maxima et des coefficients d'amortissement du fluide. La masse équivalente et le moment de renversement du fluide ont été déterminés pour différents niveaux de confinement de la surface du liquide allant d'un couvert rigide à une surface libre. L'étude concernait les effets des mouvements du sol sur les réservoirs à huile et à eau.

Plus tard (*Housner, 1957, 1963*) a formulé une idéalisation utile, communément appliquée dans la pratique du génie civil, pour estimer la réponse sismique des réservoirs rectangulaires et cylindriques rigides, soumis à des mouvements de sol et totalement ancrés dans le sol. Le liquide a été supposé incompressible, non visqueux et ne subissant que de petits déplacements. Dans cette méthode, la pression hydrodynamique induite par les excitations sismiques est séparée en composantes impulsive et convective à l'aide d'une approche de masse concentrée.

La pression impulsive est provoquée par la partie de liquide accélérant avec le réservoir et est modélisée par une masse rigidement reliée aux parois du réservoir, la pression convective est provoquée par la portion de liquide oscillant dans le réservoir et est modélisée par une série de masses reliées aux parois du réservoir par des ressorts, avec des tailles décroissantes représentant les différents modes naturels de ballotement (sloshing).

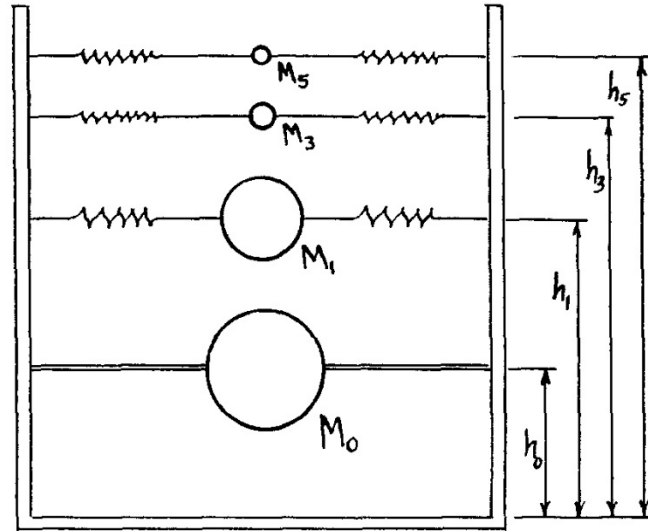


Figure 1.1: Modèle de Housner, M_0 : masse impulsive, $M_{1..n}$: masses convectives

De plus, on peut voir que la masse représentant le premier mode de ballonnement est beaucoup plus grande que celle des autres modes, ce mode est primordial dans la réponse convective, c'est pour cette raison que dans son article, (Housner, 1963) ne conserve que le premier mode de ballonnement dans son modèle et justifie cela par le fait que c'est le mode qui a le plus d'importance dans la réponse à une excitation sismique.

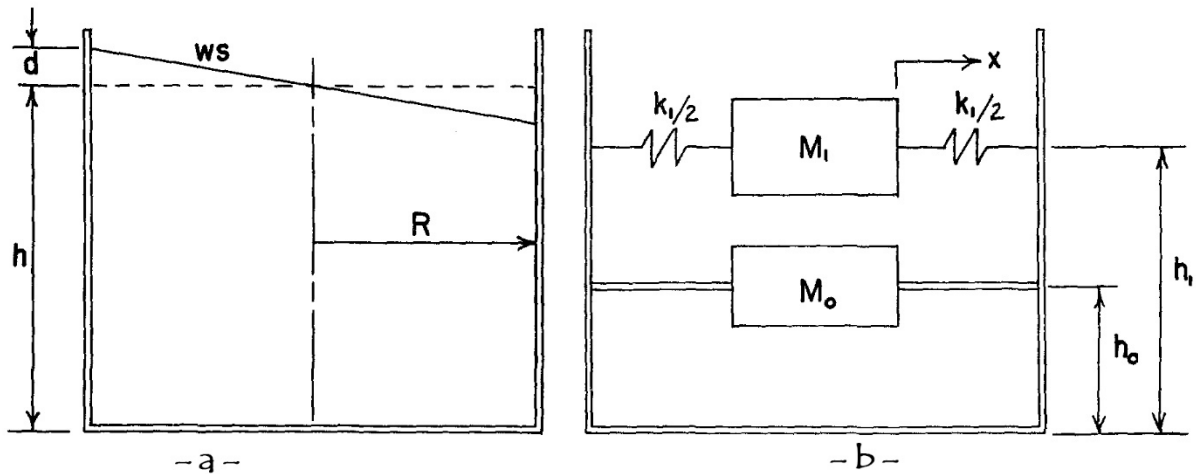


Figure 1.2: Modèle simplifié de Housner

La Figure 1.2-(a) montre la déformation de la surface libre du premier mode de ballonnement. La Figure 1.2-(b) montre la modélisation simplifiée utilisant des masses et des ressorts pour un mode de ballonnement donné.

Cette méthode est probablement l'une des procédures les plus connues dans la littérature. Cependant, il convient de noter que l'effet de la flexibilité de la paroi réservoir n'est pas pris en compte dans cette technique simplifiée. De nombreuses normes et guides actuels tels que

l'Eurocode 8 partie 4 ont adopté la méthode de Housner avec quelques modifications qui sont basées sur les résultats d'études ultérieures menées par d'autres chercheurs pour la conception sismique de réservoirs de stockage des liquides.

Comme mentionné précédemment, la méthode de Housner n'est pas capable de tenir compte de l'effet de la flexibilité de la paroi du réservoir. Par conséquent, comme méthode approximative, l'Eurocode 8 partie 4 explicite la flexibilité de la paroi en déterminant les composantes de la masse d'eau oscillante à partir de la solution du réservoir rigide et en utilisant uniquement la pseudo-accélération amplifiée correspondant à la fréquence naturelle fondamentale du système au lieu de l'accélération du sol. Cette approximation peut être inexacte pour les valeurs de H / R (profondeur du liquide / rayon du réservoir) supérieures à 1 (*Veletsos, 1984*).

Edwards, (1969) a suggéré pour la première fois d'utiliser la méthode des éléments finis pour estimer la réponse sismique des réservoirs flexibles. Un réservoir cylindrique ayant un rapport hauteur / diamètre inférieur à un a été analysé en utilisant la technique des éléments finis. La technique proposée était capable de tenir compte de l'interaction couplée entre le liquide stocké et la coque du réservoir élastique. *Veletsos, (1974)* a proposé une procédure simple pour évaluer les forces hydrodynamiques induites dans les réservoirs cylindriques remplis de liquide, en tenant compte de la flexibilité de la paroi du réservoir. Mais l'étude a été limitée uniquement à la composante impulsive en raison de l'hypothèse que les effets convectifs sont caractérisés par des oscillations de périodes beaucoup plus longues que celles caractérisant les effets impulsifs et qu'ils ne peuvent pas être influencés de manière significative par la flexibilité du réservoir. Par conséquent, ils peuvent être évalués selon la procédure applicable aux réservoirs rigides.

Epstein, (1976) a utilisé le modèle de Housner pour produire des abaques pour calculer le moment de renversement dû aux pressions hydrodynamiques dans les réservoirs de stockage rectangulaires et cylindriques. *Haroun et Housner, (1981)* ont présenté une méthode pour analyser la réponse sismique des réservoirs de stockage de liquide cylindriques déformables. La méthode est basée sur la superposition des modes de vibration latéraux libres obtenus par une approche par éléments finis et une technique de solution aux limites. L'étude a également montré que la déformabilité de la paroi du réservoir peut entraîner des pressions hydrodynamiques plusieurs fois supérieures à celles rencontrées dans les réservoirs rigides.

Minowa, (1980, 1984) a étudié l'effet de la flexibilité des parois des réservoirs et de la pression hydrodynamique agissant sur le mur. De plus, des études expérimentales ont été

réalisées pour déterminer les caractéristiques dynamiques des cuves rectangulaires. *Haroun, (1984)* a présenté une méthode analytique détaillée pour les réservoirs rectangulaires. Dans son travail, les pressions hydrodynamiques ont été calculées en utilisant une approche classique des écoulements à potentiel de vitesse en supposant que les parois se comportent comme des plaques élastiques. Les expressions analytiques pour le calcul des moments internes sont présentées et les valeurs numériques des coefficients de moment sont tabulées pour être utilisées dans l'analyse et le calcul sismique des parois des réservoirs.

Veletsos et Tang, (1986) ont analysé des réservoirs soumis à un mouvement vertical du sol posés sur des supports rigides et souples. Il a été conclu que l'interaction sol-structure pourrait réduire les effets hydrodynamiques. D'autre part, la conséquence d'une telle interaction peut être approchée par un changement de la fréquence naturelle fondamentale du système réservoir-liquide et par une augmentation de l'amortissement. À partir des années 80, un travail important sur la triple interaction fluide-structure-sol a été réalisé, on peut notamment citer les travaux de : *Haroun et Ellaithy, (1985)*, *Haroun et Abdel-Hafiz, (1986)*, *Veletsos et al., (1992)*, (*Haroun et Abou-Izzeddine, 1992a, 1992b*). La recherche dans ce domaine est encore active de nos jours (*Livaoglu, 2008*; *Kianoush et Ghaemmaghmi, 2011*). Il a été démontré selon certaines de ces sources que la prise en compte de l'interaction avec le sol pouvait réduire de manière significative la composante impulsive de la pression, en revanche, il semblerait qu'il n'y ait pas d'effet sur la composante convective.

(*Park et al., 1992*) ont entrepris des travaux de recherche sur la réponse dynamique des réservoirs rectangulaires. Ils ont utilisé la méthode des éléments frontières pour calculer les pressions hydrodynamiques et la méthode des éléments finis pour analyser la paroi solide. Les effets impulsifs et convectifs ont été considérés. Les résultats numériques indiquent que la flexibilité des structures peut amplifier la pression hydrodynamique de manière significative et exciter les modes de ballonnement élevés. *Chen et al., (1996)* se sont intéressés au problème non linéaire du ballonnement dans les réservoirs rectangulaires sollicités par des forces sismiques. Le problème a été résolu à l'aide de la méthode des différences finies. *Kim et al., (1996)* ont développé des solutions analytiques pouvant être utilisées pour la détermination de la réponse des réservoirs sous l'action d'accélérogrammes horizontaux et verticaux. Ils ont étudié le comportement dynamique d'un réservoir rectangulaire flexible en utilisant la méthode de Rayleigh-Ritz, en ignorant les effets de ballonnement et en considérant uniquement les parois perpendiculaires à la direction du mouvement du sol. Des réponses dynamiques bi et tri

dimensionnelles ont été calculées à l'aide des méthodes préposées dans le domaine temporel. L'influence de la flexibilité des parois sur le ballotement a été aussi étudiée.

Des études sur l'effet de l'isolation sismique de la base des réservoirs posés sur le sol ont été initiées par (Malhotra, 1997a, 1997b) qui a proposé un modèle simplifié pour modéliser l'isolation sismique d'un réservoir cylindrique, les résultats obtenus ont montré que l'isolation peut réduire de façon significative les efforts tranchants à la base, les moments de renversements et les contraintes axiales de compression dans la paroi du réservoir sans augmenter de manière significative les déplacements verticaux de la surface libre du liquide en raison de ballotement. Des études similaires ultérieures sur l'isolation sismique des réservoirs sont toujours en cours telles celles de Wang et al., (2001); Shrimali et Jangid, (2002); Seleemah et El-Sharkawy, (2011); MERMER et al., (2012); Wang et Weng, (2014); Cheng et al., (2015).

Koh et al., (1998) ont mis au point une méthode éléments frontières-éléments finis qui permet d'analyser la réponse dynamique, y compris le mouvement de ballotement de la surface libre, de réservoirs rectangulaires 3D soumis à une excitation sismique horizontale. La structure du réservoir est modélisée par la méthode des éléments finis et la région fluide par la méthode des éléments frontières. Les résultats de l'analyse sont été comparés avec les données d'essais sur table vibrante. Ils ont constaté que le mouvement de ballotement peut être très amplifié en raison de la flexibilité de la paroi dans des réservoirs rectangulaires et la pression hydrodynamique est beaucoup plus amplifiée au milieu de la paroi du réservoir.

Malhotra, (2000) a présenté une analyse non linéaire simplifiée pour la conception sismique basée sur la performance des réservoirs. Malhotra et al., (2000) ont proposé le principe théorique d'une procédure de conception sismique simplifiée pour les réservoirs cylindriques posés sur le sol. En tenant compte des actions impulsives et convectives du liquide dans des réservoirs en acier ou en béton armé flexibles fixées à la base. La procédure simplifiée a été adoptée dans l'Eurocode 8.

Chen et Kianoush, (2003, 2005) ont proposé une procédure pour calculer les pressions hydrodynamiques dans le réservoir rectangulaire, appelée la méthode séquentielle, et qui considère l'effet de la flexibilité de la paroi du réservoir. Uniquement, la réponse impulsive du réservoir a été considérée. Les résultats des analyses ont été comparés à ceux donnés par les codes et les normes actuels de conception. La comparaison a montré que, dans la plupart des cas, l'approche de masse concentrée surestime les déplacements de la paroi et les forces de cisaillement à la base.

Dogangun et Livaoglu, (2004) ont étudié le comportement dynamique d'un réservoir rectangulaire en utilisant la méthode des éléments finis. Le fluide est supposé linéaire élastique, et compressible. L'effet du fluide est considéré en utilisant un élément fini fluide basé sur les déplacements. Les résultats ont été comparés avec les résultats obtenus à partir de la méthode couplée éléments frontières-éléments finis et ceux obtenus à partir de l'Eurocode-8.

Virella et al., (2008) ont fait une comparaison entre la théorie linéaire et non linéaire du ballotement dans les réservoirs rectangulaires en utilisant la méthode des éléments finis. Ils ont notamment montré que la distribution des pressions dans les réservoirs rectangulaires est similaire dans les deux théories et que la non-linéarité n'a pas un effet significatif sur la période naturelle de ballotement. *Jaiswal et al., (2008)* ont mené des études expérimentales et numériques pour obtenir la fréquence de ballotement du liquide contenu dans des cuves de différentes formes avec des obstructions internes. Une comparaison des résultats expérimentaux et numériques a été donnée.

Ghaemmaghami et Kianoush, (2010) ont mené des recherches sur la réponse dynamique d'un réservoir rectangulaire 2D en utilisant une analyse temporelle. L'effet de l'accélération verticale sur la réponse dynamique du réservoir de liquide a été jugé moins important lorsque les deux composantes horizontale et verticale ont été considérées ensemble.

Livaoglu et al., (2011) ont entrepris une étude approfondie sur les effets du remblai sur la réponse dynamique des réservoirs rectangulaires. *Cakir et Livaoglu, (2012)* ont proposé un modèle analytique pratique pour l'analyse des systèmes d'interaction remblai-réservoir rectangulaire-Fluide. *Cakir et Livaoglu, (2013)* ont utilisé un réservoir rectangulaire avec remblai réellement existant pour comparer les prévisions théoriques des modèles par éléments finis aux résultats des mesures expérimentales et une bonne correspondance a été trouvée entre la théorie et l'expérimentation.

Hashemi et al., (2012) ont proposé une méthode analytique pour déterminer la réponse dynamique de réservoirs rectangulaires 3D ayant quatre parois flexibles soumis à un mouvement sismique horizontal. Ils ont déterminé une formule simple permettant d'évaluer la pression convective et les déplacements de la surface libre dans des réservoirs rigides similaires. Ils ont aussi développé un modèle mécanique, qui tient compte de la déformabilité de la paroi du réservoir. *Jung et al., (2015)* ont étudié l'effet de la fréquence des modes naturels sur le ballotement du liquide dans des réservoirs rectangulaires (2-D) et (3-D) en utilisant une méthode basée sur la méthode des volumes finis. *Ruiz et al., (2015)* ont développé un modèle numérique de calcul efficient basé sur la fonction de potentiel de vitesse pour évaluer le

comportement dynamique des réservoirs. Le modèle proposé permet d'effectuer des études paramétriques étendues avec un petit effort numérique.

Nayak et Biswal, (2016) ont étudié la réponse sismique des réservoirs rectangulaires rigides bidimensionnels partiellement remplis avec un bloc submergé dans le fond. En se basant sur une méthode mixte Eulérienne-Lagrangienne, le modèle est simulé numériquement en utilisant trois séismes ayant des caractéristiques différentes pour étudier l'effet du contenu fréquentiel sur la réponse dynamique non linéaire. Ils ont observé que la réponse convective du système est très sensible au contenu fréquentiel du séisme.

(yazdanian et al., 2017) ont considéré cinq réservoirs de pétrole en acier de forme cylindrique et de dimensions différentes pour étudier la vulnérabilité en considérant trois paramètres significatifs: le glissement, le flambement élasto-plastique, et les dommages au toit du réservoir, les résultats trouvés ont montré que les réservoirs sont en sécurité par rapport au paramètre de vulnérabilité de flambement élasto-plastique. Cependant, ce n'est pas toujours le cas pour la vulnérabilité du toit de réservoir et le glissement. Ils ont également remarqué que les réservoirs ayant un diamètre plus élevé ont une hauteur de vague plus élevée et leurs toits peuvent être en danger.

Cheng et al., (2017) ont étudié la réponse sismique d'un réservoir rectangulaire ayant une base d'isolation, en utilisant un modèle de béton élastique linéaire tridimensionnel. Ils ont étudié la réponse sismique sous différentes intensités sismiques et différents niveaux de liquide. Leurs résultats ont montré que les réponses sismiques étaient fortement influencées par l'intensité sismique, le domaine fréquentiel et le domaine temporel. En outre, ils ont remarqué que le niveau du liquide avait un certain effet sur les réponses sismiques de la structure, et lorsque le niveau du liquide est plus faible, les valeurs maximales de la hauteur de ballonnement du liquide, les déplacements de la paroi et la contrainte équivalente sont plus importants.

Chougule et al., (2017) ont entrepris une étude paramétrique sur un modèle masse-ressort de réservoirs reposant sur le sol. Les résultats obtenus ont montré que sous l'influence des forces sismiques, plus le rapport hauteur maximale de liquide au diamètre du réservoir (h/d) augmente plus la masse de liquide sera excitée en mode impulsif et plus le rapport (h/d) diminue plus la masse de liquide sera excitée en mode convectif. En outre la période du mode impulsif augmente avec l'augmentation du rapport (h/d) et la période de mode convectif diminue avec l'augmentation du rapport (h/d).

1.3 Objectifs de l'étude :

Cette thèse est destinée à améliorer nos connaissances concernant le comportement des réservoirs en béton armé soumis aux excitations sismiques.

Pour une meilleure conception des réservoirs, de nombreux paramètres doivent être considérés. Dans ce contexte, les principaux objectifs de la présente thèse sont d'étudier l'effet de certains de ces paramètres sur la réponse dynamique des réservoirs soumis à des excitations sismiques :

- L'effet du contenu fréquentiel et la composante verticale de l'excitation sismique sur la réponse de la paroi du réservoir et sur la hauteur des vagues de ballotement.
- L'effet du niveau de liquide sur les propriétés modales du réservoir de liquide et les forces internes dans la paroi.
- Proposition d'une technique de modélisation des réservoirs de liquide rectangulaires basée sur la formulation présentée dans la norme de conception Eurocode 8 pour l'estimation des forces internes et des moments dans les parois.

Il convient de noter que cette étude est limitée à l'analyse élastique linéaire des réservoirs ouverts posés sur le sol et ancrés à la base. Les parois des réservoirs sont considérées comme ayant une épaisseur constante et tous les modèles ont la même capacité de liquide. La méthode des éléments finis est utilisée pour prédire la réponse des réservoirs excités à l'aide de l'analyse dynamique temporelle et modale, en considérant l'interaction structure-fluide.

1.4 Organisation de thèse :

Cette thèse est divisée en 7 chapitres.

Chapitre 1, commence par une introduction générale des structures contenant du liquide, ensuite on fait une synthèse bibliographique des recherches scientifiques qui concentre sur la réponse dynamique des réservoirs. En fin on présente les objectifs et l'organisation de cette thèse.

Chapitre 2, on discute l'importance de la performance sismique des réservoirs ainsi que de certains dommages signalés sur ces structures soumis à des séismes antérieurs. Les mécanismes d'échec signalés dans les réservoirs sont également présentés. On présente aussi quelques codes et normes actuels de calcul des réservoirs. On fait une description détaillée de formulation présentée dans l'Eurocode 8 qui estiment les pressions hydrodynamiques sur les réservoirs cylindriques et rectangulaires.

Chapitre 3, les équations différentielles de base et les conditions aux limites pour le ballotement latéral du système réservoir-liquide et la fonction de potentiel de vitesse pour un fluide non visqueux, irrotationnel et incompressible sont présentées. On présente les équations de la fréquence naturelle des modes convectifs et les forces linéaires générées par le ballotement dans les parois des réservoirs cylindrique et rectangulaire. Enfin, deux types de modèles mécaniques « Modèle masse-ressort » et « Modèle pendule » sont présentés.

Chapitre 4, décrire la formulation à base de potentiel et présente les équations numériques de mouvement de domaine fluide. La matrice de couplage entre les domaines structure et fluide est présenté. Enfin, différents éléments de modélisation spécifiques au logiciel éléments finis ADINA sont également décrits.

Chapitre 5, six modèles numériques de réservoirs, trois cylindriques et trois rectangulaires avec la même capacité du liquide mais avec un paramètre d'élanement différents : Elancé, Moyen et Large sont présentés et simulés numériquement à l'aide du logiciel éléments finis ADINA. Les différentes analyses utilisées dans ce chapitre, comme l'analyse modale et l'analyse temporelle, sont utilisées pour étudier l'effet de facteurs tels que l'élanement des réservoirs, le contenu fréquentiel et la composante verticale des excitations sismiques et le niveau du liquide dans le réservoir.

Chapitre 6, on propose une technique de modélisation pour modéliser les réservoirs rectangulaires dans un logiciel éléments finis dédié aux structures comme SAP2000 en utilisant l'analyse « Time history analysis with load pattern ». Cette technique est basée sur les formulations présentées dans Eurocode 8.

Chapitre 7, une conclusion ainsi que quelques recommandations pour d'autres études sur les réservoirs dans le futur sont présentées.

1.5 Conclusion :

On a trouvé dans la synthèse bibliographique et les recherches antérieures qu'il y a beaucoup de recherches concernant les réservoirs et ces recherches sont continuées jusqu'à nos jours. Ce qui donne l'importance à ce genre des structures dans le domaine de génie civil et la volonté des chercheurs de comprendre leur comportement sous excitations sismiques pour une meilleure conception.

CHAPITRE 2

Généralités sur les réservoirs et aspects réglementaires

2.1 Importance de la performance des réservoirs d'eau sous excitation sismique :

Les structures en béton armé contenant des liquides sont largement utilisées pour stocker ou traiter l'eau, les eaux usées ou les autres liquides, ainsi que pour le confinement secondaire de liquides dangereux ou de déchets solides nocifs. Les réservoirs contenant des liquides sont exposés à un large éventail de risques sismiques et à l'interaction avec les autres secteurs de l'environnement. Des dommages importants peuvent être causés par de forts tremblements de terre ; par conséquent, la réponse dynamique des réservoirs de liquides est une question d'importance capitale.

Sans source d'eau d'urgence assurée après des tremblements de terre majeurs, des incendies incontrôlés peuvent se produire et causer plus de dommages que le tremblement de terre, comme cela s'est produit en 1906 lors du grand séisme à San Francisco. À cette époque, les conduites d'eau étaient cassées, et le service des incendies avait peu de ressources pour combattre les incendies. Quatre-vingt-dix pour cent de la destruction du séisme de San Francisco a été causée par les incendies plus que par le séisme lui-même. L'une des leçons tirées de cette catastrophe a été l'importance de l'approvisionnement en eau à des fins de lutte contre les incendies. (« Séisme de 1906 à San Francisco », s.d.).



Figure 2.1: San Francisco - le gigantesque incendie consécutif au séisme de 1906

En outre, l'approvisionnement en eau propre et sûre est crucial instantanément après les tremblements de terre pour prévenir la peste et d'autres maladies. De même, comme dans le cas

des réservoirs contenant des liquides nocifs, une attention particulière doit être accordée à leur sécurité pour prévenir des dommages à l'environnement et éviter les catastrophes.

2.2 Modes de rupture et d'endommagement :

Le mécanisme de rupture constatée sur les réservoirs dépend de différents facteurs tels que la configuration du réservoir, le matériau de construction et le système de support. Chacun de ces facteurs dépend de divers paramètres. La configuration du réservoir dépend généralement de la destination d'utilisation, elle peut être circulaire, rectangulaire, en cône ou d'autres formes. À propos du matériau de construction, les matériaux les plus courants sont l'acier et le béton. Les réservoirs de béton peuvent être coulés sur place, précontraints ou post-tendus, et même la méthode de construction est également importante. L'autre facteur contributif est le système de support, car le réservoir peut être ancré ou non ancré dans le sol. Il convient de mentionner ici que les réservoirs en béton armé contenant du liquide sont conçus pour l'état limite de service et que les fuites au-delà certaines limites seront considérées comme une rupture de la structure.

L'American Lifelines Alliance (*Eidinger et al., 2001*) présente différents modes de rupture qui ont été observés dans les réservoirs lors de séismes antérieurs. Ces modes de rupture comprennent :

Flambement de la coque : causé par une compression axiale excessive dans la coque métallique de la structure due au moment de renversement exercé (flambement en pattes d'éléphant)

Domages du toit : causés par une pression convective excessive due au ballotement de la partie supérieure du liquide contenu et qui se produit en l'absence d'une bande libre suffisante entre la surface libre de liquide et le toit.

Rupture d'ancrage : fracture des connections à la base du mur due au soulèvement dans les réservoirs partiellement encastré ou non encastré.

Rupture du système de support du réservoir : cela se produit spécifiquement dans le cas d'un réservoir surélevé en raison de la masse lourde sur le portique en béton ou le piédestal. Le portique en béton peut se fissurer ou s'effondrer en raison de forces latérales causées par le séisme, en outre, le moment de renversement peut causer une force de traction excédentaire d'un des côtés du piédestal en béton.

Rupture des fondations : elle peut se produire aussi bien pour le réservoir en acier que pour le réservoir en béton en raison d'une rupture dans les fondations et le sol telle que la liquéfaction du sol, l'instabilité de la pente ou un tassement différentiel excessif.

Rupture due à la pression hydrodynamique : les réservoirs sismiquement chargés peuvent subir une pression hydrodynamique excessive, également les forces d'inertie massives résultant de poids propre de la structure provoquent des contraintes supplémentaires, ce qui peut conduire à des forces de traction excessives dans les armatures en acier et des fuites dans les réservoirs en béton armé et/ou même l'effondrement des structures.

Rupture des raccords des tuyaux : Une des causes les plus courantes de la perte de contenu du réservoir dans les séismes est la rupture de la tuyauterie aux raccords du réservoir. Cela résulte généralement en des déplacements verticaux importants du réservoir causés par le flambage du réservoir, le soulèvement du mur ou la rupture de la fondation.

2.3 Dommages subis par les réservoirs soumis à des séismes antérieurs :

Quelques principaux séismes historiques qui ont causé des dommages importants aux réservoirs sont discutés ici.

L'incendie qui a eu lieu suite au séisme de Niigata de 1964 au Japon, a duré plus de 15 jours. Des recherches sur les causes de cet incendie ont conduit à la conclusion que le frottement entre le toit et la paroi latérale du réservoir de stockage a produit des étincelles. Le matériau d'étanchéité entre le toit et la paroi latérale était métallique, et c'est le joint d'étanchéité qui a provoqué des étincelles quand il a raclé contre la paroi latérale. Ces étincelles ont allumé la vapeur de pétrole contenue dans le réservoir, menant à un feu énorme. (*Kawasumi, 1968*)

De nouveau, un autre tremblement de terre survenu en 1971 à San Fernando a causé des destructions notables dans les systèmes de traitement de l'eau et des eaux usées des zones de Sylmar et de Granada Hills. La défaillance d'un réservoir d'eau soudé en acier a également été signalée ; dans ce cas, les contraintes excessivement chargées dues à la défaillance de la fondation et aux tassements différentiels ont déclenché un flambement horizontal dans la plaque de coque. (*U.S. Govt. Print. Off., 1971*) (*Jennings et Housner, 1973*)

En Turquie, le tremblement de terre de Kocaeli (1999) a frappé la raffinerie de Tüpras à Körfez, située à environ 20 km de l'épicentre, a causé des dommages importants à l'installation industrielle. Huit réservoirs contenant du combustible naphta ont brûlé pendant plusieurs jours après le séisme, provoquant l'évacuation des personnes dans un rayon de plus de 4 kilomètre, par crainte d'explosions. (*Sezen et J. Elwood, 1999*)

D'autres dommages subis à la raffinerie, qui a été conçue et construite dans les années 1960, comprenaient la défaillance des toits flottants dans les réservoirs de pétrole brut ; Défaillance et incendie dans une tour de refroidissement ; l'effondrement des colonnes de supports en béton armé des réservoirs d'oxygène liquide et le déplacement et la rotation significatifs des réservoirs posés sur le sol contenant du propane et d'autres Gaz inflammables. (Sezen et al., 2000; Sezen et J. Elwood, 1999)



Figure 2.2: Vue partielle des réservoirs de la ferme de Tüpras, présentant les zones brûlées



Figure 2.3: Dommages causés par le feu à des réservoirs de naphta à la raffinerie de Tüpras.



Figure 2.4: Deux réservoirs d'oxygène liquéfié endommagés (LOXT) et le réservoir en bon état liquéfié d'azote (LNT, à droite) à l'installation Habas. (Sezen et al., 2000)

Au Chili, au cours des 50 dernières années, le gouvernement fédéral du Chili a construit près de 2000 petits systèmes d'eau potable ruraux à l'échelle du pays, dont environ 420 dans les zones de fortes secousses. Mais durant le séisme du 27 février 2010, au moins 73 des citernes élevées se sont complètement effondrées.(EERI 2010)

Le séisme de Manjil (nord de l'Iran) le 21 juin 1990 ; Les réservoirs d'eau élevés dans la zone touchée peuvent être divisés en deux catégories selon le matériau de structure. Les

réservoirs de plus petite capacité sont principalement en acier tandis que les grands réservoirs d'eau élevés ont été construits en béton armé. Presque tous les réservoirs d'eau en acier se sont très bien comportés et seuls des dommages légers dans les systèmes structurels ont été observés. Cependant, les réservoirs d'eau construits en béton armé se sont comportés différemment. Un exemple spécifique est le réservoir surélevé à Rasht qui contenait une quantité significative d'eau au moment du séisme. Son comportement peut être considéré comme une réponse dynamique à période longue. Malgré une distance épacentrale relativement longue d'environ 50 km, une forte amplification de la réponse de la structure qui est probablement inhérente à l'effet de résonance résulta par conséquent en l'effondrement total de cette structure. (Bargi, 1992)



Figure 2.5: Réservoir en acier surélevé typique affaissé au Chili (construit en 1999)



Figure 2.6: Effondrement total réservoir d'eau surélevé 1500 m³ à Rasht.

2.4 Présentation des concepts de base :

2.4.1 L'interaction fluide-structure :

Interaction fluide-structure (FSI) est un couplage multiphysique entre les lois qui décrivent la dynamique des fluides et la mécanique des structures. Ce phénomène se caractérise par des interactions (qui peuvent être stables ou oscillatoires) entre une structure déformable et/ou mobile et un écoulement de fluide environnant ou interne.

Quand un écoulement de fluide rencontre une structure, des forces sont exercées sur le solide et peuvent conduire à des contraintes et déformations. Ces déformations peuvent être très grandes ou très petites, en fonction de la pression et de la vitesse de l'écoulement et les propriétés du matériau de la structure. Si les déformations de la structure sont assez petites et les variations dans le temps sont relativement lentes, le comportement du fluide ne sera pas grandement affecté par la déformation, et nous pouvons nous préoccuper uniquement des contraintes résultantes dans les parties solides. Cependant, si les variations dans le temps sont rapides, plus de quelques cycles par seconde, alors, même de petites déformations structurelles

conduisent à des ondes de pression dans le fluide ; Egalement si les déformations de la structure sont grandes, les champs de vitesse et de pression du fluide vont changer, et nous devons traiter le problème comme une analyse multi-physique bi-directionnellement couplée : L'écoulement de fluide et les champs de pression affectent les déformations structurelles, et les déformations structurelles affectent l'écoulement et la pression. (« *What Is Fluid-Structure Interaction?* », s.d.)

L'interaction peut avoir lieu entre un solide et un fluide gazeux, on parle alors de phénomènes aérodynamiques. On peut notamment citer l'exemple du vent s'exerçant sur les palés d'une éolienne ou sur une aile d'avion. Dans le cas où l'interaction a lieu entre un solide et un fluide liquide, on parle de phénomène hydrodynamique comme l'écoulement autour d'une pile de pont ou la pression hydrodynamique s'exerçant en amont d'un barrage lors d'un séisme.

(Si le système est globalement stable), dans certains cas les hypothèses émises permettent de linéariser les équations et d'exprimer simplement le comportement du fluide et du solide à l'aide de formules analytiques, en revanche dans d'autres cas, la nature physique fortement non-linéaire des problèmes nécessite des modèles numériques poussés.

2.4.2 Les pressions hydrodynamiques :

Les contraintes dans les parois verticales du réservoir dépendent principalement de la distribution de la pression interne du fluide. Pour la condition statique, la répartition des contraintes du fluide au repos est linéaire et pose une étude de cas triviale ; Ces contraintes suivent une distribution triangulaire dont la valeur maximale se trouve à la base. Cependant, lorsque l'excitation sismique latérale est importante, des considérations plus complexes deviennent indispensables.

La pression hydrodynamique est généralement divisée en deux composantes, une pression impulsive causée par la portion du liquide accélérant avec le réservoir et une pression convective causée par la portion du liquide ballotant dans le réservoir, cette dernière pression est responsable du mouvement du liquide à la surface libre. Le composant impulsif implique le volume de liquide au fond du réservoir tandis que le composant convectif implique le volume supérieur de liquide. Selon la nature de l'excitation sismique, le fluide va développer des pressions spécifiques sur les parois du réservoir. Un certain nombre de chercheurs ont résolu un tel problème mathématique tant pour le cas des réservoirs cylindriques que pour le cas des réservoirs rectangulaires. La Figure 2.7 illustre les différents types de pressions et de forces s'exerçant sur les parois d'un réservoir rectangulaire lors d'un séisme.

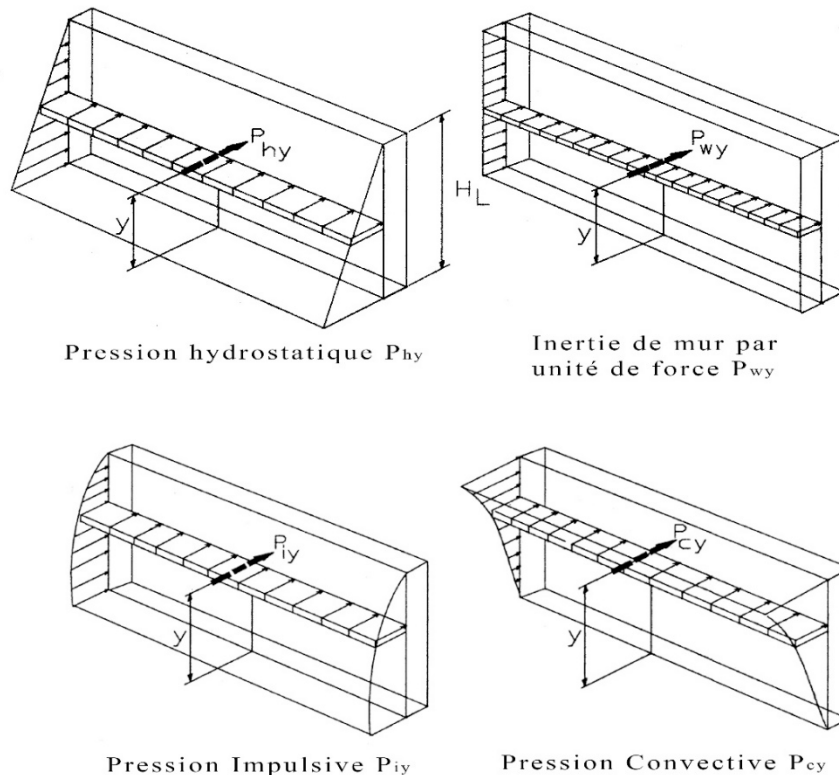


Figure 2.7: Répartition des pressions hydrostatiques et hydrodynamiques et des forces d'inertie sur la paroi d'un réservoir rectangulaire.

2.4.3 Le phénomène de Ballottement "Sloshing" :

Le ballottement d'un liquide désigne les mouvements d'un liquide dans un réservoir, soumis à une accélération, et en présence d'une surface libre. Lorsque le réservoir est soumis à des vibrations extérieures, celles-ci donnent naissance à des vagues se propageant à la surface du liquide, ces vagues se réfléchissent sur les parois et forment des ondes, ce qui distingue le ballottement du mouvement général des vagues en milieu ouvert. (« *Ballottement* », *s.d.*). On peut trouver le problème de ballottement hors le domaine de génie civil dans les réservoirs des avions, fusées, navires ou les camions transportant des liquides.

Dans le cas de la Figure 2.8 (a), le liquide subit de très faibles oscillations et sa surface libre reste plane. Il s'agit d'un cas parfaitement linéaire qui peut être décrit par les équations d'oscillation d'un pendule linéaire. Dans le cas de la Figure 2.8 (b), le liquide subit des oscillations plus ou moins importantes et sa surface n'est plus plane. La surface du liquide est décrite par des équations différentielles. Dans le cas de Figure 2.8 (c), la surface libre possède un mouvement fortement non-linéaire principalement due à des changements rapides des

vitesses. Ce comportement du fluide très non-linéaire nécessite des méthodes de calcul élaborées.

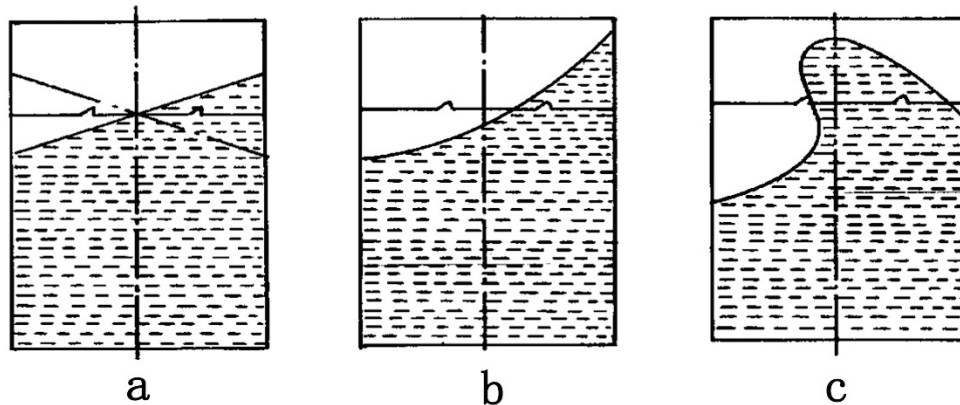


Figure 2.8: (a) Ballotement linéaire (b) Ballotement faiblement non-linéaire-(c) Ballotement fortement non-linéaire (Ibrahim (2005))

2.5 Codes et normes de calcul des réservoirs contenant du liquide :

Le règlement parasismique algérien ne traite pas les méthodes de calcul des réservoirs en béton armé. Cependant, une variété d'autres codes est disponible, telle que L'Eurocode 8 qui est constituée de six parties, la partie quatre est dédiée à la conception et au dimensionnement des silos, réservoirs et canalisations. L'Eurocode 8 mentionne le modèle mécanique de *Veletsos et Yang, (1977)* comme une procédure acceptable pour les réservoirs circulaires rigides. Pour les réservoirs circulaires flexibles, les modèles de *Veletsos, (1984)* et *Haroun et Housner, (1981)* sont utilisés avec les modifications proposées dans *Malhotra et al., (2000)*.

L'ACI 350.3 (2006) est l'une des normes de l'American Concrete Institute (ACI) qui concerne le dimensionnement parasismique des réservoirs rectangulaires et circulaires en béton armé, elle se base sur les modèles de *Housner, (1963)* avec la généralisation de *Wozniak et Mitchell, (1978)*. Les paramètres des modes impulsifs et convectifs sont évalués à partir de modèles rigides.

La New Zealand Society for Earthquake Engineering (NZSEE) a développé des recommandations pour le calcul sismique de réservoirs en béton armé et qui sont décrites dans le New Zealand Standard NZS 3106, qui utilise le modèle mécanique de *Veletsos et Yang, (1977)* pour les réservoirs circulaires rigides et celui de *Haroun et Housner, (1981)* pour les réservoirs flexibles. Pour les réservoirs rectangulaires rigides, le modèle de réservoir circulaire rigide est utilisé dans lequel, le rayon est remplacé par la demi-longueur de réservoir. (*Jaiswal et al., 2004*)

L'American Water Works Association (AWWA) a publié de nombreuses normes sur le dimensionnement des réservoirs de stockage d'eau. L'AWWA D-100 (2011) traite des réservoirs soudés en acier, l'AWWA D-103 (2009) traite des réservoirs en acier boulonnés. L'AWWA D-110 (2013) traite des réservoirs en béton précontraint. Dans toutes ces normes, les réservoirs traités sont cylindriques seulement. L'American Petroleum Institute (API) possède deux normes populaires API 650 et l'API 620 qui fournissent des recommandations pour le dimensionnement et la construction des réservoirs cylindriques en acier. L'API 620 est orienté vers la conception et la fabrication de grands réservoirs de stockage en acier à basse pression, généralement de plus de 300 pieds de diamètre. En revanche, la norme API 650 est généralement utilisée pour les réservoirs en acier au carbone, inoxydable et en aluminium situés dans les raffineries et les installations de traitement.

2.6 Méthode de calcul dans l'Eurocode 8 :

On observe différents types de pressions hydrodynamiques au sein d'un réservoir en fonction des conditions d'excitation :

- [a] Pression hydrodynamique impulsive rigide due à une accélération horizontale du sol ;
- [b] Pression hydrodynamique convective rigide due à une accélération horizontale du sol ;
- [c] Pression hydrodynamique impulsive flexible due à une accélération horizontale du sol ;
- [d] Pression hydrodynamique convective flexible due à une accélération horizontale du sol ;
- [e] Pression hydrodynamique impulsive rigide due à une accélération verticale du sol ;
- [f] Pression hydrodynamique convective rigide due à une accélération verticale du sol ;
- [g] Pression hydrodynamique impulsive flexible due à une accélération verticale du sol ;
- [h] Pression hydrodynamique convective flexible due à une accélération verticale du sol.

Cependant, compte tenu des hypothèses et des études réalisées par le passé, seules les pressions [a], [b], [c], [e] et [g] sont traitées dans les normes actuelles. D'après les études antérieures, les pressions [d], [f] et [h] ont des effets très faibles et peuvent donc être négligées.

2.6.1 Excitation latérale des réservoirs cylindriques :

Les périodes naturelles impulsives et convectives selon l'Eurocode 8 pour les réservoirs cylindriques sont données par les équations [2.1] et [2.2].

$$T_{imp} = C_i \frac{\sqrt{\rho_l}}{\sqrt{t_w/R}} \frac{H_l}{\sqrt{E}} \quad [2.1]$$

$$T_{con} = C_c \sqrt{R} \quad [2.2]$$

où :

T_{imp} : est la période naturelle impulsive [s]

T_{con} : est la période naturelle convective [s]

C_i, C_c : sont des coefficients pour les composantes naturelles impulsives et convectives respectivement qui peuvent être obtenues à partir du Tableau 2.1.

H_l : est la hauteur à la surface libre du liquide ;

R : est le rayon du réservoir ;

t_w : est l'épaisseur uniforme équivalente de la paroi du réservoir ;

ρ_l : est la masse volumique du liquide ;

E : est le module d'élasticité du matériau du réservoir.

H/R	C_i	C_c [s/m ^{1/2}]	m_i/m	m_c/m	h_i/H	h_c/H	h'_i/H	h'_c/H
0.3	9.28	2.09	0.176	0.824	0.400	0.521	2.640	3.414
0.5	7.74	1.74	0.300	0.700	0.400	0.543	1.460	1.517
0.7	6.97	1.60	0.414	0.586	0.401	0.571	1.009	1.011
1.0	6.36	1.52	0.548	0.452	0.419	0.616	0.721	0.785
1.5	6.06	1.48	0.686	0.314	0.439	0.690	0.555	0.734
2.0	6.21	1.48	0.763	0.237	0.448	0.751	0.500	0.764
2.5	6.56	1.48	0.810	0.190	0.452	0.794	0.480	0.796
3.0	7.03	1.48	0.842	0.158	0.453	0.825	0.472	0.825

Tableau 2.1: Valeurs recommandées pour les premiers modes de vibration impulsifs et convectifs en fonction du rapport (H_l / R) : Coefficients C_i et C_c pour les périodes naturelles, des masses m_i et m_c et hauteurs h_i et h_c . C_i : sans unité et C_c en [s/m^{1/2}]

2.6.1.1 Réponse sismique :

L'effort tranchant total à la base est égal à :

$$Q = (m_i + m_w + m_r)S_e(T_{imp}) + m_c S_e(T_{con}) \quad [2.3]$$

Où :

m_i : est la masse impulsive du liquide

m_c : est la masse convective du liquide

m_w : est la masse de la paroi du réservoir ;

m_r : est la masse du toit du réservoir ;

$S_e(T_{imp})$: est l'accélération spectrale impulsive, obtenue à partir d'un spectre de réponse élastique amorti à 2% pour les réservoirs en acier ou en béton précontraint, et d'un spectre de réponse élastique amorti à 5% pour des réservoirs en béton armé ;

$S_e(T_{con})$: est l'accélération spectrale convective, obtenue à partir d'un spectre de réponse élastique amorti à 0,5 %.

Le moment de renversement au-dessus de la plaque de base est donné par :

$$M = (m_i h_i + m_w h_w + m_r h_r) S_e(T_{imp}) + m_c h_c S_e(T_{con}) \quad [2.4]$$

Avec :

h_i : est la hauteur de la résultante de pression sur la paroi pour la composante impulsive

h_c : est la hauteur de la résultante de pression sur la paroi pour la composante convective

h_w : est la hauteur de centre de gravité de la paroi du réservoir ;

h_r : est la hauteur de centre de gravité de toit du réservoir.

Le moment de renversement immédiatement sous la plaque de base est dû aux pressions hydrodynamiques sur la paroi du réservoir ainsi qu'à celles sur la plaque de base. Il est donné par :

$$M' = (m_i h'_i + m_w h_w + m_r h_r) S_e(T_{imp}) + m_c h'_c S_e(T_{con}) \quad [2.5]$$

Avec :

h'_i : est la hauteur de la résultante des pressions sur la paroi et la plaque de base pour la composante impulsive.

h'_c : est la hauteur résultant de pressions sur la paroi et la plaque de base pour la composante convective.

Si le réservoir est supporté par une fondation annulaire, le moment M doit être utilisé pour dimensionner la paroi du réservoir, les ancrages à la base et les fondations. Si le réservoir est supporté par un radier, le moment M doit être utilisé pour dimensionner les parois du réservoir et les ancrages, alors que M' doit être utilisé pour dimensionner la fondation.

Hauteur des ondes en surface : Le déplacement vertical de la surface du liquide du au ballotement est donné par l'équation :

$$d_{max} = 0.84RS_e(T_{c1})/g \quad [2.6]$$

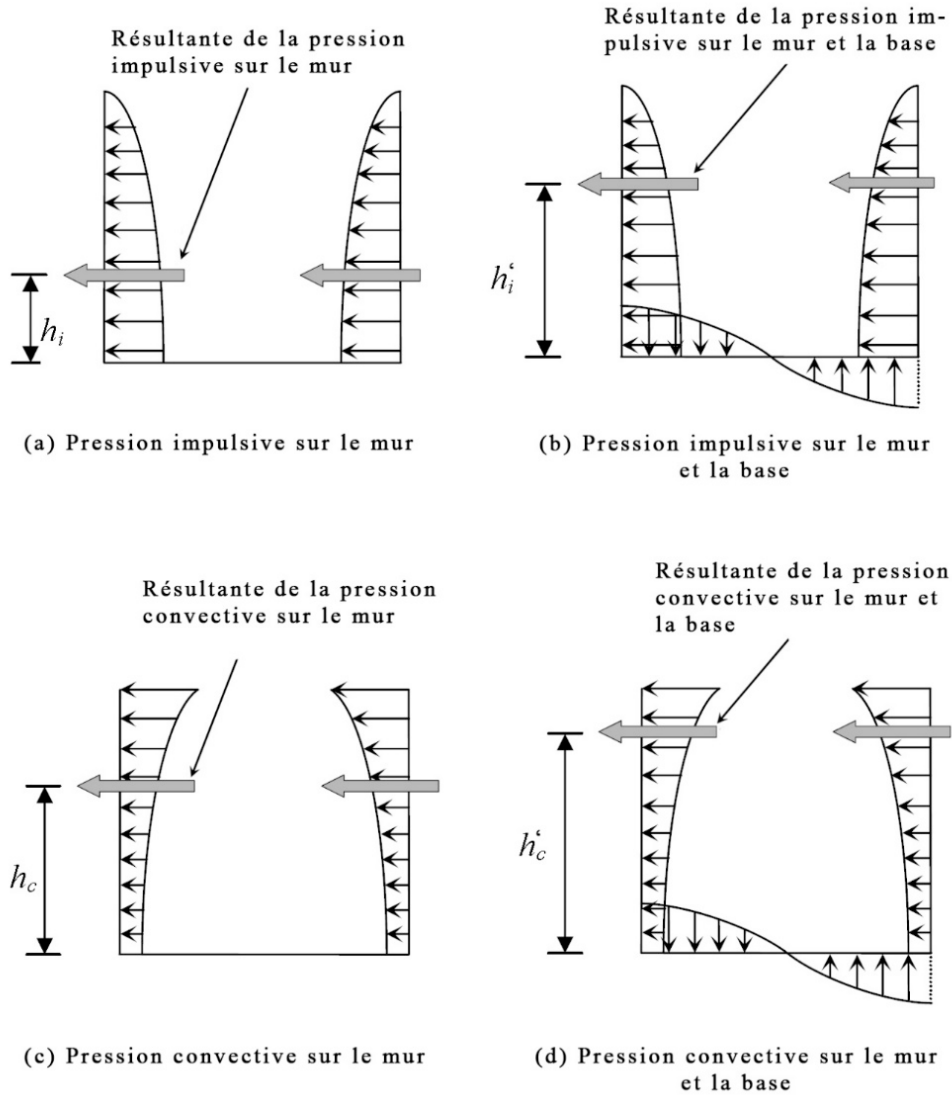


Figure 2-9: Description qualitative de la pression hydrodynamique sur la paroi et la base du réservoir et la hauteur de sa résultante de la base (h et h').

2.6.1.2 Parois rigides :

La variation dans l'espace et le temps de la pression dynamique impulsive est donnée par l'expression :

$$p_i(\xi, \zeta, \theta, t) = C_i(\xi, \zeta)\rho H \cos \theta A_g(t) \quad [2.7]$$

Avec :

$$C_i(\xi, \varsigma) = \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{I_1'(V_n/\gamma) V_n^2} \cos(V_n \varsigma) I_1\left(\frac{V_n}{\gamma} \xi\right) \quad [2.8]$$

Dans laquelle : $V_n = \frac{2n+1}{2} \pi$; $\gamma = \frac{H}{R}$; $\varsigma = \frac{z}{H}$; $\xi = \frac{r}{R}$

$I_1(.)$ et $I_1'(.)$ indiquent la fonction Bessel modifiée du premier ordre et sa dérivée.

La dépendance du temps de la pression p_i dans l'équation [2.7] est donnée par la fonction $A_g(t)$, qui représente ici le mouvement du sol

La variation dans l'espace et le temps de la pression dynamique convective est donnée par l'expression :

$$p_c(\xi, \varsigma, \theta, t) = \rho \sum_{n=1}^{\infty} \psi_n \cosh(\lambda_n \gamma \varsigma) J_1(\lambda_n \xi) \cos \theta A_n(t) \quad [2.9]$$

Avec :

$$\psi_n = \frac{2R}{(\lambda_n^2 - 1) J_1(\lambda_n) \cosh(\lambda_n \gamma)} \quad [2.10]$$

λ_n : Pour les 3 premier modes convectifs, $\lambda_1 = 1.8112$; $\lambda_2 = 5.3314$; $\lambda_3 = 8.5363$

$J_1(.)$: est la Fonction Bessel du premier ordre,

$A_n(t)$: est la réponse en accélération d'un oscillateur à un seul degré de liberté ayant la fréquence ω_{cn} où $\omega_{cn}^2 = g \frac{\lambda_n}{R} \tanh(\lambda_n \gamma)$ et une valeur du coefficient d'amortissement appropriée pour le liquide.

L'équation [2.9] montre que la pression totale est la combinaison d'un nombre infini de termes modaux, correspondant chacun à une onde du liquide oscillant. Dans la majorité des cas, seuls les premiers modes et fréquences d'oscillation ou de ballonnement doivent être pris en compte pour la conception et le calcul

Excitation sismique verticale : La pression hydrodynamique sur les parois d'un réservoir rigide due à une accélération verticale du sol $A_v(t)$ est donnée par :

$$p_{vr}(\varsigma, t) = \rho H (1 - \varsigma) A_v(t) \quad [2.11]$$

2.6.1.3 Parois flexibles :

Il est normalement inutile de considérer le réservoir comme rigide (en particulier pour les réservoirs en acier). Dans les réservoirs flexibles, la pression du fluide est généralement

exprimée par la somme de trois contributions, appelées : « rigide impulsive », « ballotement » et « flexible ». La distribution de pression flexible dépend des modes de vibration du système réservoir-fluide, parmi lesquels seuls ceux ayant une onde circonférentielle, du type suivant, présentent un intérêt : $\phi(\zeta, \theta) = f(\zeta) \cos \theta$

La distribution de la pression flexible à la forme ci-après :

$$p_f(\zeta, \theta, t) = \rho H \psi \sum_{n=0}^{\infty} d_n \cos(V_n \zeta) \cos \theta A_f(t) \quad [2.12]$$

Avec :

$$\psi = \frac{\int_0^1 f(\zeta) \left[\frac{\rho_s}{\rho} \frac{s}{H} + \sum_{n=0}^{\infty} b'_n \cos(V_n \zeta) \right] d\zeta}{\int_0^1 f(\zeta) \left[\frac{\rho_s}{\rho} \frac{s}{H} f(\zeta) + \sum_{n=0}^{\infty} d_n \cos(V_n \zeta) \right] d\zeta} \quad [2.13]$$

$$b'_n = 2 \frac{(-1)^n I_1(V_n/\gamma)}{V_n^2 I_1'(V_n/\gamma)} \quad [2.14]$$

$$d_n = 2 \frac{\int_0^1 f(\zeta) \cos(V_n \zeta) d\zeta}{V_n} \frac{I_1(V_n/\gamma)}{I_1'(V_n/\gamma)} \quad [2.15]$$

ρ_s : est la masse volumique de la coque,

s : est l'épaisseur de la coque,

$A_f(t)$: est la réponse en accélération (relative à la base) d'un oscillateur simple ayant la période et le coefficient d'amortissement du mode n . Le mode fondamental $n = 1$ est normalement suffisant.

Excitation sismique verticale : En supplément à la pression $p_{vr}(\zeta, t)$ donnée par l'équation [2.11] due au fait que le réservoir bouge de manière rigide en direction verticale avec l'accélération $A_v(t)$, une contribution de $p_{vf}(\zeta, t)$ résultant de la déformabilité (gonflement élastique radial) de la coque doit être prise en compte. L'expression de ce terme additionnel est la suivante :

$$p_{vf}(\zeta, t) = 0,815 f(\gamma) \rho H \cos\left(\frac{\pi}{2} \zeta\right) A_{vf}(t) \quad [2.16]$$

Avec :

$$f(\gamma) = 1,078 + 0,274 \ln \gamma \quad \text{pour } 0,8 \leq \gamma \leq 4$$

$$f(\gamma) = 1,0 \quad \text{pour } \gamma < 0,8$$

$A_{vf}(t)$: est la réponse en accélération d'un oscillateur simple ayant une fréquence égale à la fréquence fondamentale de la vibration axisymétrique du réservoir avec le liquide. La fréquence fondamentale peut être estimée à l'aide de l'expression :

$$f_{vd} = \frac{1}{4R} \left[\frac{2EI_1(\gamma_1)s(\varsigma)}{\pi\rho H(1-v^2)I_0(\gamma_1)} \right]^{1/2} \quad \text{Avec } \varsigma = 1/3 \quad [2.17]$$

Avec :

$$\gamma_1 = \frac{\pi}{2\gamma}$$

E et ν : sont respectivement le module de Young et le coefficient de Poisson du matériau du réservoir.

$I_0(.)$ Et $I_1(.)$: Désignent la fonction de Bessel modifiée d'ordre 0 et 1 respectivement

2.6.2 Excitation latérale des réservoirs rectangulaires :

La période d'oscillation du premier mode de ballotement est :

$$T_{c1} = 2\pi \left(\frac{L/g}{\frac{\pi}{2} \tanh\left(\frac{\pi H}{2L}\right)} \right)^{1/2} \quad [2.18]$$

2.6.2.1 Réponse sismique :

L'effort tranchant à la base et le moment agissant sur les fondations peuvent être évalués sur la base des expressions [2.20] et [2.21].

Aux fins de dimensionnement, les valeurs des masses m_i et m_{c1} , ainsi que des hauteurs correspondantes au-dessus de la base : h'_i et h_{c1} , calculées, pour des réservoirs cylindriques peuvent être aussi adoptées pour les réservoirs rectangulaires (avec L remplaçant R), avec une marge d'approximation qui ne dépasse pas 15 %.

2.6.2.2 Parois rigides :

L'Eurocode 8 fournit la formule suivante pour déterminer la distribution verticale des pressions sur les parois rigides perpendiculaires à l'excitation sismique latérale. La pression totale est donnée par la somme d'une contribution impulsive et une de convection :

$$p(z, t) = p_i(z, t) + p_c(z, t) \quad [2.19]$$

Avec z la direction verticale. La pression impulsive s'exprime comme suit :

$$p_i(z, t) = q_0(z) \rho L A_g(t) \quad [2.20]$$

Avec :

L : représente la demi longueur du réservoir dans la direction de l'action sismique,

$q_0(z)$: est une fonction donne la variation de $p_i(.)$ En fonction de la hauteur, (La fonction est représentée par des abaques dans la Figure 2-10.

La pression convective est donnée par la sommation des contributions modales. La contribution modale dominante étant celle du mode fondamental :

$$p_{c1}(z, t) = q_{c1}(z) \rho L A_1(t) \quad [2.21]$$

Avec :

$q_{c1}(z)$: est la pression convective, est donnée dans l'abaque de la Figure 2-11

$A_1(t)$: est la réponse en accélération d'un oscillateur a un degré de liberté ayant pour fréquence fondamentale, la fréquence du premier mode de ballotement et une valeur d'amortissement adaptée, soumis à une accélération au sol $A_g(t)$.

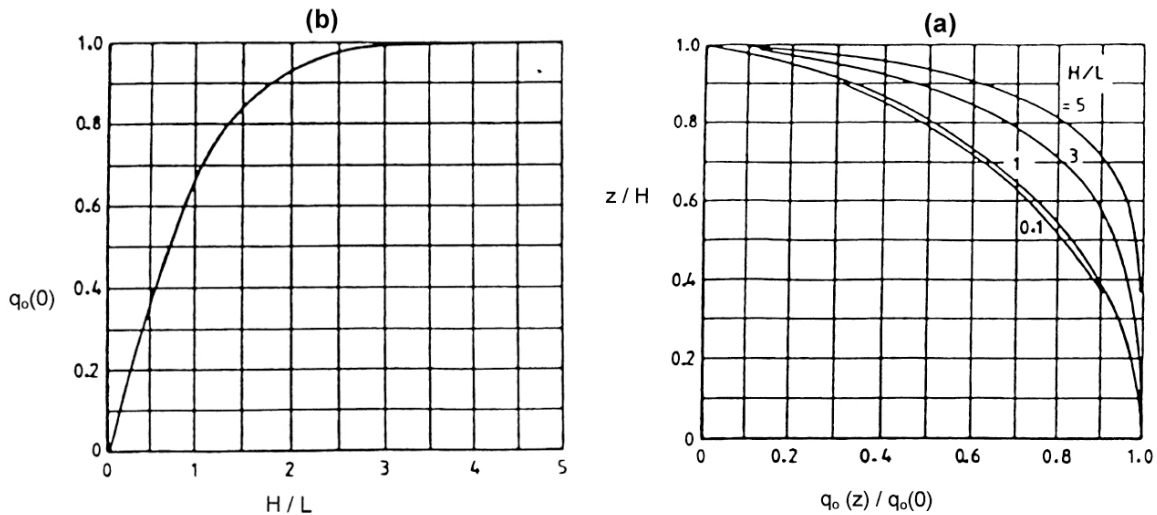


Figure 2-10: (a)- Pressions impulsives adimensionnelles sur une paroi rectangulaire de réservoir perpendiculaire à la direction du séisme (b)- Valeur de pic des pressions impulsives adimensionnelles sur une paroi rectangulaire, perpendiculaire à la direction du séisme.

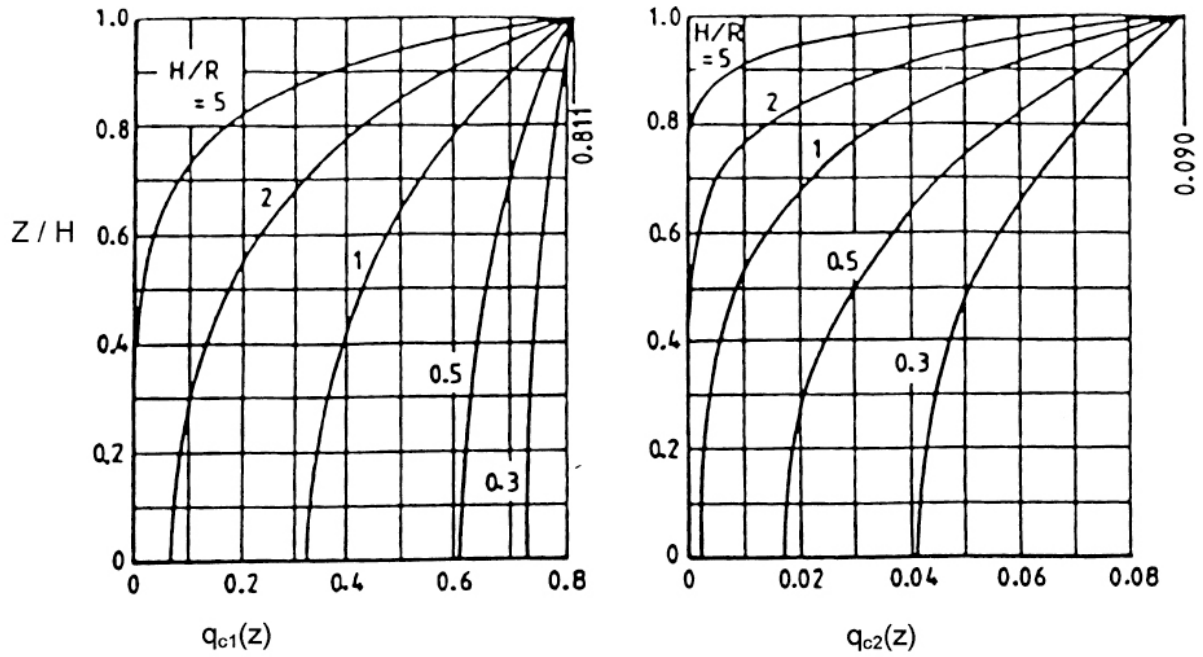


Figure 2-11: pressions convectives adimensionnelles sur une paroi rectangulaire de réservoir, perpendiculaire à la direction du séisme pour les modes convectifs 1 et 2.

2.6.2.3 Parois flexibles :

La flexibilité des parois produit en général un accroissement significatif des pressions impulsives, laissant les pressions de convection pratiquement inchangées.

Selon l'Eurocode 8, les études sur le comportement des réservoirs rectangulaires flexibles ne sont pas nombreuses, et les solutions ne peuvent pas être données sous une forme convenable pour une utilisation directe dans le calcul : Donc une approximation suggérée consiste à utiliser la même distribution de pression verticale que pour les parois rigides, voir équation [2.20] et Figure 2-10, en remplaçant l'accélération du sol $A_g(T)$ dans l'équation [2.20] par la réponse en accélération d'un oscillateur simple ayant la fréquence et le coefficient d'amortissement du premier mode impulsif.

Cette période de vibration est donnée de manière approximative par :

$$T_f = 2\pi \left(\frac{d_f}{g} \right)^{1/2} \quad [2.22]$$

Avec :

d_f : est la déviation de la paroi sur la ligne médiane verticale et à la hauteur de la masse d'impulsion, lorsque la paroi est chargée par une charge uniforme dans la direction du mouvement du sol et de magnitude $m_i g / 4BH$.

$2B$: est la largeur de la paroi perpendiculaire à la direction de chargement (direction sismique)

La masse impulsive m_i peut être obtenue comme la somme de la masse impulsive obtenue à partir du Tableau 2.1 plus la masse de la paroi. Pour les réservoirs sans toit, la déviation peut être calculée en supposant que le mur est libre au sommet et fixé sur les trois autres côtés.

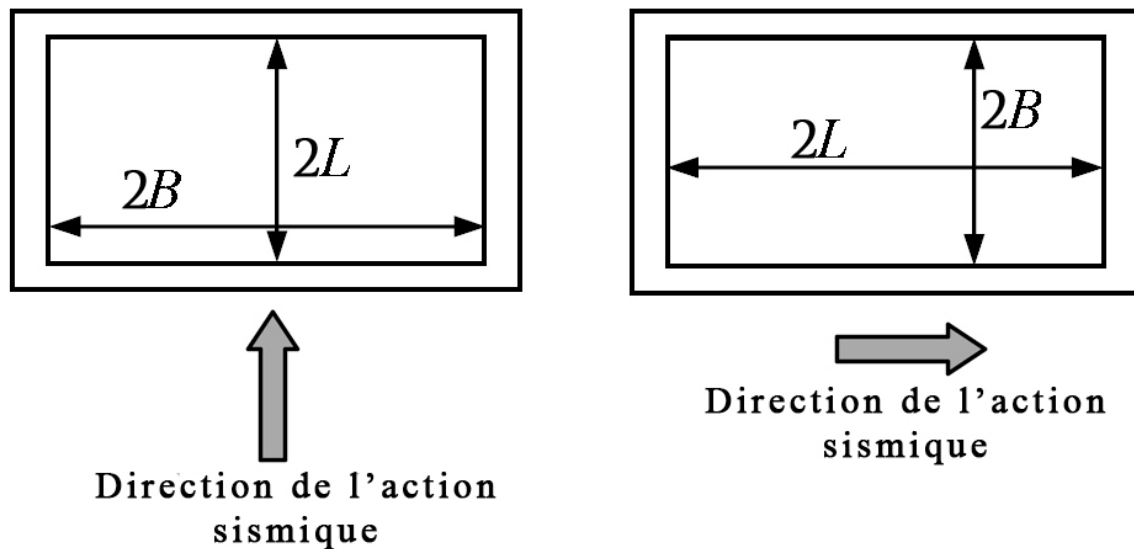


Figure 2-12: Description de la longueur L et largeur B du réservoir rectangulaire

2.7 Etats limites des réservoirs :

2.7.1 Généralités :

La spécificité des réservoirs réside dans la multiplicité des différences des caractéristiques de base des ouvrages :

- Nature, quantité, agressivité du produit contenu ;
- Exigences fonctionnelles pendant et après le séisme ;
- Protection de l'environnement après le séisme ;
- Nature et caractéristiques mécaniques du matériau (acier, béton armé ou précontraint ...).

En fonction des contraintes imposées ci-dessus, le calcul sera mené selon les deux états limites définis dans les règles générales, à savoir :

- Les états limites ultimes (ELU) ;
- Les états limites de service (ELS).

2.7.2 Les états limites ultimes :

Cet état correspond à la ruine de la structure et donc à un dépassement possible des contraintes relatives à cet état. La structure doit alors, après séisme, être réparée ou renforcée pour répondre aux exigences de fonctionnement selon un mode normal ou dégradé.

L'ELU doit être défini comme l'état précédant l'effondrement et non pas l'état correspondant à l'effondrement. (Lauzin, 2013)

L'action sismique de calcul A_{ED} est alors définie par :

- L'action sismique de référence A_{EK}
- Un coefficient d'importance γ_1 tel que : $A_{ED} = \gamma_1 \cdot A_{EK}$.

La vérification à ELU des réservoirs est à réaliser pour les conditions suivantes :

- La stabilité d'ensemble du réservoir doit être vérifiée vis-à-vis du glissement et du renversement. Une certaine tolérance vis-à-vis du glissement peut être admise si elle reste compatible avec le fonctionnement des canalisations ;
- Le comportement inélastique est restreint aux parties du réservoir qui permettent de respecter l'état de limitation des dommages ;
- Les déformations ultimes des matériaux ne sont pas dépassées ;
- Les instabilités élastiques des coques (flambement) restent sous contrôle ;
- Les équipements hydrauliques doivent être conçus pour éviter les pertes de liquide en cas de défaillance sous l'effet de l'action sismique.

2.7.3 Les états limites de service :

Cet état vise à garantir un niveau de performance de l'installation qui peut être :

- Soit l'intégrité totale des structures : dans ce cas, le système considéré (réservoirs et canalisations, par exemple) doit demeurer entièrement opérationnel et étanche pendant et après l'action sismique.
- Soit un niveau de fonctionnement minimal de l'ouvrage : dans ce cas, le fonctionnement en mode dégradé peut être rétabli après contrôle des dommages.

2.7.4 Les combinaisons des actions :

Les réservoirs doivent être dimensionnés de façon :

- à pouvoir reprendre l'action simultanée des deux composantes horizontales et de la composante verticale de l'action sismique, sauf pour les réservoirs axisymétriques où une seule composante horizontale est à prendre en compte avec la composante verticale ;

- à ce que si le calcul est mené avec les trois composantes de l'action sismique en simultané, les valeurs maximales de la réponse soient utilisées dans les vérifications des structures.

Selon ENV 1991-4:1995 les actions sur les réservoirs comme la pression statique de liquide sont classées comme actions variables. Selon ENV 1991-1:1994 la Combinaison pour la situation de projet sismique :

$$\sum_{j \geq 1} G_{Kj} + P_K + \gamma_1 A_{ED} + \sum_{i \geq 1} \Psi_{2i} Q_{Ki} \quad [2.23]$$

Avec :

‘+’ signifie « doit être combiné à » ;

$\sum$ Signifie « l’effet combiné de » ;

G_{Kj} Valeurs caractéristiques des actions permanentes ;

P_K Valeur caractéristique d'une action de précontrainte ;

Q_{Ki} Valeurs caractéristiques des actions variables ;

A_{ED} Valeur de calcul d'une action sismique ;

Ψ : Coefficients définis pour les réservoirs selon ENV 1991-4:1995 (**Annexe A**) comme suit :

Actions sur les réservoirs dues à des liquides	Ψ_0	Ψ_1	Ψ_2
	1.0	0.9	0.8

Le plus souvent, les valeurs représentatives d'une action variable sont :

- La valeur de combinaison, généralement représentée par un produit $\Psi_0 Q_K$
- La valeur fréquente, généralement représentée par un produit $\Psi_1 Q_K$
- La valeur quasi-permanente, généralement représentée par un produit $\Psi_2 Q_K$

γ_1 : Coefficient d’importance définis pour les réservoirs selon ENV 1998-4:1998 comme suit :

Utilisation de la structure / installation	Classe		
	1	2	3
Alimentation d'eau potable Matériau non toxique, non inflammable	1.2	1.0	0.8
Eau pour combattre l'incendie Matériau toxique non volatile Produits pétrochimiques peu inflammables	1.4	1.2	1.0
Produits chimiques toxiques volatiles Liquides explosifs et liquides très inflammables	1.6	1.4	1.2

Tableau 2.2: Coefficients d'importance (γ_1)

- La classe 1 se rapporte à des situations présentant un risque majeur pour les vies humaines et des conséquences économiques, sociales et pour l'environnement très importantes.
- La classe 2 pour les situations présentant un risque moyen pour la vie et des conséquences économiques et sociales importantes ainsi que pour l'environnement.
- La classe 3 se rapporte à des situations à risque faible pour la vie et dont les conséquences de ruine sont faibles, voire même négligeables du point de vue économique, social et de l'environnement.

2.8 Conclusion :

De ce qu'on a vu des modes de rupture et les dommages qui subissent les réservoirs sous les séismes antérieurs et les dégâts survenus, on peut dire qu'on a besoin de plus de recherches sur les réservoirs, de plus les codes et les normes de calculs des réservoirs nécessitent des formulations plus précises et des considérations plus des facteurs qui jouent un rôle important dans le comportement dynamique des réservoirs surtout rectangulaires.

CHAPITRE 3

Formulation mathématique

3.1 Introduction :

Les équations différentielles de base et les conditions aux limites pour l'excitation latérale du système réservoir-liquide et la fonction de potentiel de vitesse pour un fluide non-visqueux, irrotationnel et incompressible sont présentées dans ce chapitre. On présente ensuite les équations de la fréquence naturelle des modes convectifs et les forces appliquées sur la paroi du réservoir engendrées par le ballotement pour les réservoirs cylindrique et rectangulaire. Enfin, deux types de modèles mécaniques sont présentés : « Modèle masse-ressort » et « Modèle pendule ».

3.2 Equations de champ fluide :

Les équations générales de mouvement d'un fluide dans un réservoir peuvent être simplifiées en supposant que le réservoir est rigide et imperméable. En outre, le fluide est supposé non-visqueux, incompressible et irrotationnel. L'effet de capillarité ou de tension superficielle sera ignoré dans le champ gravitationnel. Nous considérons le cas général d'un réservoir se déplaçant le long d'une certaine trajectoire dans l'espace. La formulation est applicable aux oscillations libres et forcées de la surface libre du liquide. Il est utile d'écrire les équations fluides de mouvement en se référant à des coordonnées stationnaires et mobiles telles que celles représentées dans la Figure 3.1

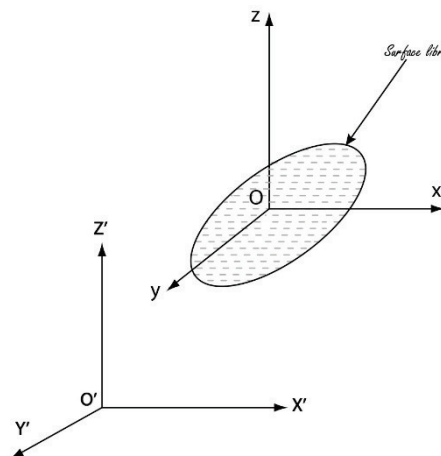


Figure 3.1: Réservoir de liquide montrant les coordonnées mobiles et stationnaires

Soit $O'X'Y'Z'$ le système de coordonnées cartésiennes stationnaires. Les équations d'Euler du mouvement du fluide sont écrites sous forme vectorielle comme suit (Ibrahim, 2005)

$$\frac{\partial}{\partial t} q + (q \cdot \nabla) q = -\frac{1}{\rho} \nabla p - \nabla(gZ') \quad [3.1]$$

où q est la vitesse du fluide, $\partial q / \partial t$ est l'accélération locale d'écoulement au point dont les coordonnées ne sont pas autorisées à varier (cette accélération est mesurée par un observateur fixe), $(q \cdot \nabla) q$ est l'accélération convective pour une particule fluide qui dérive avec le courant à une vitesse q dans le sens de l'écoulement (cette accélération est mesurée par un observateur se déplaçant avec la particule), p est la pression du fluide, ρ est la densité du fluide, gZ' est le potentiel gravitationnel. Il convient de noter que l'accélération convective $(q \cdot \nabla) q$ peut aussi être écrite sous la forme

$$(q \cdot \nabla) q = \frac{1}{2} \nabla q^2 - q \times (\nabla \times q) \quad [3.2]$$

Pour le flux irrotationnel, le rotationnel de la vitesse s'annule, c'est-à-dire : $\nabla \times q = 0$

$$(q \cdot \nabla) q = \frac{1}{2} \nabla q^2 \quad [3.3]$$

Pour le mouvement de fluide irrotationnel, il existe une fonction de potentiel de vitesse, Φ , dont le gradient (négatif) donne la vitesse du fluide,

$$q = -\nabla \Phi \quad [3.4]$$

L'introduction des relations [3.3] et [3.4] dans l'équation [3.1] donne

$$\nabla \left(\frac{p}{\rho} + \frac{1}{2} q^2 + gZ' - \frac{\partial \Phi}{\partial t} \right) = 0 \quad [3.5]$$

En intégrant l'équation [3.5] on obtient

$$\frac{p}{\rho} + \frac{1}{2} q^2 + gZ' - \frac{\partial \Phi}{\partial t} = C(t) \quad [3.6]$$

Où $C(t)$ est une fonction arbitraire du temps.

Dans l'équation [3.6], la fonction du potentiel Φ est une fonction de l'espace et du temps, et sa dérivée par rapport au temps mesure l'instabilité d'écoulement. De plus, l'équation [3.6] n'est valable que pour un écoulement incompressible pour lequel la condition de continuité $\nabla \cdot q = 0$ donne l'équation de Laplace qui, après avoir introduit l'équation [3.3], prend la forme

$$\nabla^2 \Phi = 0 \quad [3.7]$$

Soit $Oxyz$ un autre repère de coordonnées fixé au réservoir de sorte que le plan Oxy coïncide avec la surface libre non perturbée. Soit V_0 la vitesse de l'origine O par rapport à l'origine fixe O' . Dans ce cas, le taux de variation temporelle du potentiel de vitesse Φ en un point fixé dans le repère stationnaire $O'X'Y'Z'$ est mesurée par un observateur dans le repère mobile $Oxyz$ est $\left(\frac{\partial}{\partial t} - V_0 \cdot \nabla\right) \Phi$, puisque ce point va avoir une vitesse $-V_0$ par rapport à l'observateur. En conséquence, l'équation de pression [3.6] prend la forme

$$\frac{p}{\rho} + \frac{1}{2} q^2 + gZ' - \frac{\partial \Phi}{\partial t} + V_0 \cdot \nabla \Phi = C(t) \quad [3.8a]$$

La vitesse de particule fluide q_{rel} relative à la coordonnée mobile est :

$$q_{rel} = q - V_0 = -\nabla \Phi - V_0 \quad [3.9]$$

En exprimant q en fonction de q_{rel} et V_0 , en utilisant la relation [3.9],

$$\frac{p}{\rho} + \frac{1}{2} q_{rel}^2 + gZ' - \frac{\partial \Phi}{\partial t} - \frac{1}{2} V_0^2 = C(t) \quad [3.8b]$$

L'équation [3.8a] est exprimée en fonction de la vitesse totale du fluide mesurée par la coordonnée fixe et l'équation [3.8b] est donnée en termes de vitesse relative du fluide aux coordonnées de réservoir en déplacement. À la surface libre, la pression est équivalente à la pression ambiante ou peut être fixée à zéro dans l'équation [3.8a]. Cela donne la condition au limite dynamique

$$\frac{1}{2} (\nabla \Phi \cdot \nabla \Phi) + g\eta - \frac{\partial \Phi}{\partial t} + V_0 \cdot \nabla \Phi = 0 \quad [3.10]$$

Où la fonction $C(t)$ a été absorbée dans la fonction du potentiel Φ . La vitesse verticale d'une particule fluide située sur la surface libre $z = \eta(r, \theta, t) = \eta(x, y, t)$ doit être assimilée à la vitesse verticale de la surface libre elle-même. Cette condition est connue sous le nom de la condition de la cinématique de surface libre et est donnée par l'expression suivante

$$-\frac{\partial \Phi}{\partial z} = \frac{\partial \eta}{\partial t} + q_{rel} \cdot \nabla \eta \quad [3.11]$$

Au niveau de la paroi rigide mouillée et du fond de réservoir, la composante de vitesse normale à la frontière doit avoir la même valeur que la composante de vitesse correspondante

de la limite solide au point en question. Par exemple, si le réservoir est autorisé à se déplacer dans le plan vertical, alors le vecteur de vitesse en termes de coordonnées cartésiennes et cylindriques peut être écrit dans la forme, respectivement :

$$V_0 = \dot{X}_0 i + \dot{Z}_0 k \quad [3.12a]$$

$$V_0 = (\dot{X}_0 \cos \theta) i_r - (\dot{X}_0 \sin \theta) i_\theta + \dot{Z}_0 i_z \quad [3.12b]$$

Les conditions aux limites de la paroi et du fond pour les coordonnées cartésiennes et cylindriques sont, respectivement :

$$-\frac{\partial \Phi}{\partial z} \Big|_{z=-h} = \dot{Z}_0 \quad , \quad \frac{\partial \Phi}{\partial x} \Big|_{x=a} = \dot{X}_0 \quad [3.13a]$$

$$-\frac{\partial \Phi}{\partial z} \Big|_{z=-h} = \dot{Z}_0 \quad , \quad \frac{\partial \Phi}{\partial r} \Big|_{r=R} = \dot{X}_0 \cos \theta \quad [3.13b]$$

3.3 Fréquence naturelle des modes convectifs :

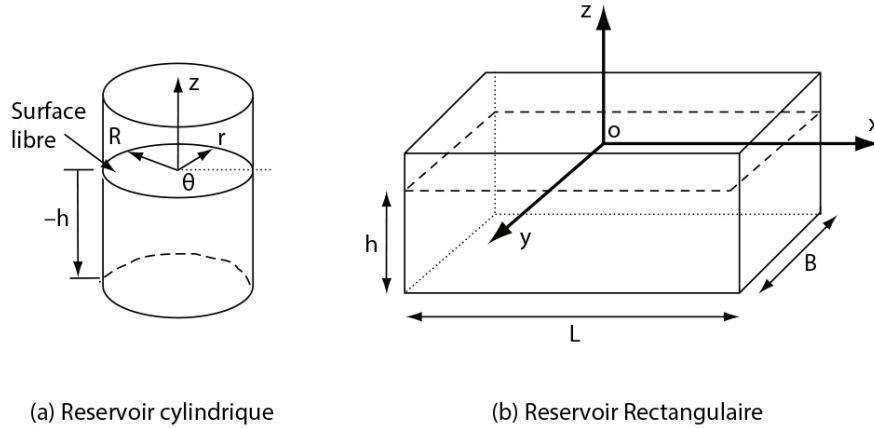


Figure 3.2: Géométries Cylindrique et rectangulaire des réservoirs

3.3.1 Réservoir cylindrique :

On peut obtenir les fréquences naturelles de la surface libre liquide par :

$$\omega_{mn}^2 = \frac{g \xi_{mn}}{R} \tanh \left(\frac{\xi_{mn} h}{R} \right) \quad [3.14]$$

L'expression ci-dessus s'approche d'une valeur constante pour $h/R > 2$, et elle est donnée par la relation suivante :

$$\omega_{mn}^2 = \frac{g\xi_{mn}}{R}, \quad \text{pour } \frac{\xi_{mn}h}{R} \geq 2.65 \quad [3.15]$$

m et n sont des nombres entiers positifs se rapportant au mode mn . $m \in [0 \rightarrow \infty]$ et $n \in [1 \rightarrow \infty]$

ξ_{mn} Sont les racines de $\left. \frac{\partial J_m(\xi_{mn}r/R)}{\partial r} \right|_{r=R} = 0$. où $J_m(\cdot)$ est la fonction de Bessel de la première espèce d'ordre m . Pour le premier mode, $m = 1$ les racines de $\left. \frac{dJ_1(\xi_{1n}r/R)}{dr} \right|_{r=R} = 0$ sont :

$\xi_{1n} = 1.841, 5.335, 8.535, 11.205, 14.850, \dots$, et $\xi_{1n} = \xi_{1(n-1)} + \pi$ pour $n > 5$.

3.3.2 Réservoir rectangulaire :

Le comportement des fluides dans les réservoirs rectangulaires peut être traité comme un écoulement bidimensionnel ou tridimensionnel en fonction de la longueur du réservoir. Si la longueur est très longue, $B \rightarrow \infty$, un traitement d'écoulement bidimensionnel est adéquat.

Pour un réservoir bidimensionnel, la fréquence naturelle de surface libre correspondante est :

$$\omega_m^2 = gk_m \tanh(k_m h) \quad [3.16]$$

Où :

$k_m = (2m - 1)\frac{\pi}{L}$, Pour les modes asymétriques,

$k_m = \frac{2m\pi}{L}$, Pour les modes symétriques.

Pour les réservoirs profonds, $h/L > 2$, $\tanh(k_m h) \approx 1$

Pour un réservoir tridimensionnel, la fréquence naturelle de surface libre correspondante est :

$$\omega_{mn}^2 = gk_{mn} \tanh(k_{mn} h) \quad [3.17]$$

Où :

$$k_{mn} = \pi \sqrt{((2m)^2/L^2) + ((2n)^2/B^2)}$$

L et B sont la longueur et la largeur du réservoir, respectivement, m et n sont des entiers positifs se référant au mode mn.

3.4 Forces Linéaires engendrées par le ballonnement :

3.4.1 Réservoir cylindrique :

Considérons un réservoir cylindrique vertical sous excitation sinusoïdale le long de l'axe des x-x $X(t) = X_0 \sin \Omega t$. Où X_0 et Ω sont respectivement l'amplitude et la pulsation d'excitation.

La pression hydrodynamique en tout point due au ballonnement de liquide (en négligeant la pression hydrostatique, $\rho g z$) peut être déterminée à partir de l'équation de pression

$$p = \rho X_0 \Omega^2 \cos \theta \cos \Omega t \times \left\{ r + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2R}{(\xi_{1n}^2 - 1)} \frac{\Omega^2}{(\omega_{1n}^2 - \Omega^2)} \frac{J_1(\xi_{1n} r/R)}{J_1(\xi_{1n})} \frac{\cosh[\xi_{1n}(z+h)/R]}{\cosh \xi_{1n} h/R} \right\} \quad [3.18a]$$

La pression maximale se produit sur le mur à $r = R$, $\theta = 0$, et $\Omega t = \pi/2$ est donné par l'expression

$$\frac{p_w}{\rho g R (X_0/R)} = \frac{\Omega^2 R}{g} \times \left\{ 1 + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2}{(\xi_{1n}^2 - 1)} \frac{[\Omega^2 R / \xi_{1n} g \tanh(\xi_{1n} h/R)]}{(1 - \Omega^2 R / \xi_{1n} g \tanh(\xi_{1n} h/R))} \left[\frac{\cosh[\xi_{1n}(z+h)/R]}{\cosh \xi_{1n} h/R} \right] \right\} \quad [3.18b]$$

De même, la distribution de pression sur le fond à $z = -h$, $\theta = 0$, $\Omega t = \pi/2$, est

$$\frac{p_b}{\rho g R (X_0/R)} = \frac{\Omega^2 R}{g} \times \left\{ \frac{r}{R} + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2}{(\xi_{1n}^2 - 1) \cosh(\xi_{1n} h/R)} \frac{[\Omega^2 R / \xi_{1n} g \tanh(\xi_{1n} h/R)]}{(1 - \Omega^2 R / \xi_{1n} g \tanh(\xi_{1n} h/R))} \frac{J_1(\xi_{1n} r/R)}{J_1(\xi_{1n})} \right\} \quad [3.18c]$$

Les composantes de forces nettes agissant sur la paroi et le fond du réservoir sont obtenues en intégrant la pression sur la zone correspondante de limite. En résolvant le long de $\theta = 0$, on peut obtenir la force agissant le long de l'axe des x-x

$$F_x = \int_{\theta=0}^{2\pi} \int_{z=-h}^0 p \cos \theta R d\theta dz = m_f X_0 \Omega^2 \sin \Omega t \left[1 + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{\xi_{1n} h} \frac{2R}{(\xi_{1n}^2 - 1)} \frac{\Omega^2}{(\omega_{1n}^2 - \Omega^2)} \tanh(\xi_{1n} h/R) \right] \quad [3.19]$$

Où $m_f = \rho \pi h R^2$ est la masse totale du fluide.

Le moment hydrodynamique dû aux forces du liquide agissant sur la paroi autour de l'axe y avec l'origine à la surface libre non perturbée est

$$\begin{aligned}
 M_{yw} &= \int_{\theta=0}^{2\pi} \int_{-h}^0 p_w R \cos \theta \, dz \, d\theta \\
 &= m_f X_0 \Omega^2 \sin \Omega t \left[\frac{h}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{h} \left(\frac{R}{\xi_{1n}} \right)^2 \frac{2}{(\xi_{1n}^2 - 1)} \frac{\Omega^2}{(\omega_{1n}^2 - \Omega^2)} \frac{1 - \cosh(\xi_{1n} h/R)}{\cosh(\xi_{1n} h/R)} \right] \quad [3.20]
 \end{aligned}$$

3.4.2 Réservoir rectangulaire :

Considérons un réservoir rigide rectangulaire soumis à une excitation sinusoïdale latérale $X(t) = X_0 \sin \Omega t$. Pour un mouvement bidimensionnel du fluide et sous l'hypothèse d'une excitation de petite amplitude et d'une faible réponse du fluide.

La pression en tout point à l'intérieur du domaine fluide (négligeant la pression hydrostatique, $\rho g z$) est

$$\begin{aligned}
 p &= \rho X_0 \Omega^2 \sin \Omega t \\
 &\times \left\{ x + \sum_{n=0}^{\infty} \left[\frac{(-1)^n \sin \left((2n+1) \frac{\pi x}{L} \right) \cosh \left((2n+1) \frac{\pi(z+h)}{L} \right)}{\pi^2 (2n+1)^2 \cosh \left((2n+1) \frac{\pi h}{L} \right)} \times \frac{4L\Omega^2}{(\omega_n^2 - \Omega^2)} \right] \right\} \quad [3.21a]
 \end{aligned}$$

La pression hydrodynamique en tout point du côté du paroi, $x = L/2$, est

$$p_w = \rho X_0 \Omega^2 \sin \Omega t \left\{ \frac{L}{2} + \sum_{n=0}^{\infty} \left[\frac{\cosh \left((2n+1) \frac{\pi(z+h)}{L} \right)}{\pi^2 (2n+1)^2 \cosh \left((2n+1) \frac{\pi h}{L} \right)} \times \frac{4L\Omega^2}{(\omega_n^2 - \Omega^2)} \right] \right\} \quad [3.21b]$$

La pression hydrodynamique en tout point du fond, $z = -h$ est

$$p_b = \rho X_0 \Omega^2 \sin \Omega t \left\{ x + \sum_{n=0}^{\infty} \left[\frac{\sin \left((2n+1) \frac{\pi x}{L} \right)}{\pi^2 (2n+1)^2 \cosh \left((2n+1) \frac{\pi h}{L} \right)} \times \frac{4L\Omega^2}{(\omega_n^2 - \Omega^2)} \right] \right\} \quad [3.21c]$$

La force hydrodynamique totale exercée par le fluide sur les parois du réservoir est déterminée en intégrant la pression sur toute la surface des côtés des parois, $y \in \pm B/2$ et $z \in [-h, 0]$,

$$\begin{aligned}
 F_{xw} &= 2 \int_{-h}^0 dz \int_{-\frac{B}{2}}^{\frac{B}{2}} p_w dy \\
 &= m_f X_0 \Omega^2 \sin \Omega t \left\{ 1 + \sum_{n=0}^{\infty} \left[\frac{8 \tanh \left((2n+1) \frac{\pi h}{L} \right)}{\left(\frac{h}{L} \right)^3 \pi^3 (2n+1)^3} \frac{\Omega^2}{(\omega_n^2 - \Omega^2)} \right] \right\} \quad [3.22]
 \end{aligned}$$

Où $m_f = \rho L B h$ est la masse du volume total de fluide.

Le moment dû aux forces sur la paroi autour de l'axe des ordonnées y-y est déterminé comme suit

$$\begin{aligned}
 M_{yw} &= -2 \int_{-h}^0 p_w B z dz = m_f X_0 \Omega^2 \sin \Omega t \\
 &\times \left\{ \frac{1}{2} + \sum_{n=0}^{\infty} \left[\frac{8 \Omega^2}{(\omega_n^2 - \Omega^2) \left(\frac{h}{L} \right)^2 \pi^4 (2n+1)^4} \times \left(1 - \frac{1}{\cosh \left(\frac{(2n+1)\pi h}{L} \right)} \right) \right] \right\} \quad [3.23]
 \end{aligned}$$

3.5 Modèles mécaniques équivalents :

Généralement, la pression hydrodynamique du liquide dans des réservoirs rigides a deux composantes distinctes. Une composante impulsive directement proportionnelle à l'accélération du réservoir qui est induite par une partie du fluide se déplaçant en unisson avec le réservoir, et l'autre partie subit un ballottement à la surface libre et donne la composante convective.

Une représentation de la dynamique du liquide à l'intérieur des réservoirs peut être approchée par un système mécanique équivalent. L'équivalence est prise dans le sens des forces égales et des moments agissant sur la paroi.

Si on prend en compte proprement la représentation mécanique équivalente de ballottement, le problème du comportement global du système dynamique peut être formulé plus simplement. Pour le mouvement planaire linéaire du liquide, on peut développer des modèles mécaniques équivalents sous la forme d'une série de systèmes masse-ressort ou d'un ensemble de pendules simples. Ils fournissent une bonne représentation de la dynamique des surfaces libres du liquide tant que la fréquence d'excitation est éloignée de la résonance. Près de la résonance, la modélisation linéaire n'est plus valide et la représentation non linéaire doit être considérée.

3.5.1 Modèle masse-ressort :

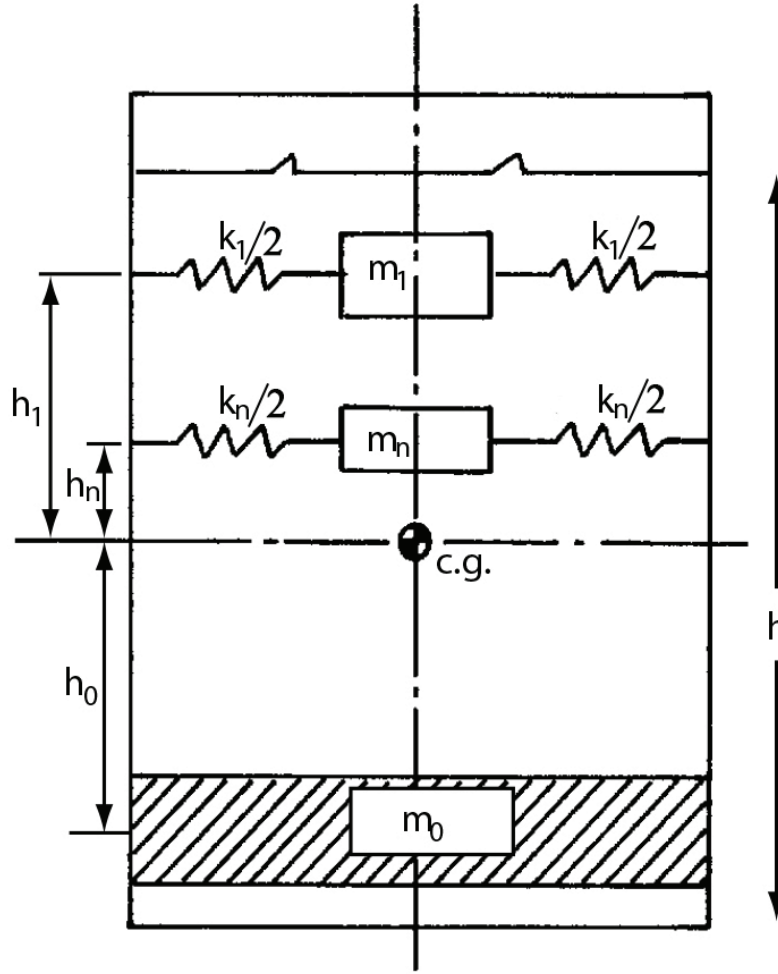


Figure 3.3: Modèle mécanique équivalent (masse-ressort)

La Figure 3.3 montre un diagramme schématisé d'un modèle mécanique équivalent consistant en une masse rigide m_0 se déplaçant en unisson avec le réservoir, et une série de masses, m_n , représentant la masse équivalente de chaque mode de ballonnement. Chaque masse modale, m_n , est freinée par un ressort, k_n . Le modèle équivalent doit satisfaire aux conditions suivantes :

Masse totale du fluide

$$m_f = m_0 + \sum_{n=1}^{\infty} m_n \quad [3.24]$$

Le centre de masse doit être préservé

$$m_0 h_0 - \sum_{n=1}^{\infty} m_n h_n = 0 \quad [3.25]$$

Les constantes de ressort k_n peuvent être déterminées à partir de la définition des fréquences naturelles. Par exemple, en référence à un réservoir cylindrique vertical, nous avons

$$\omega_n^2 = \frac{K_n}{m_n} = (g \xi_{1n}/R) \tanh(\xi_{1n} h/R) \quad [3.26]$$

Excitation latérale du modèle masse-ressort :

Pour l'excitation de translation pure, $x(t) = X_0 \sin \Omega t$, l'équation de ballotement prend la forme

$$m_n \ddot{x}_n + K_n x_n = m_n X_0 \Omega^2 \sin \Omega t \quad [3.27]$$

La solution d'équation ci-dessus est

$$x_n = \frac{\Omega^2}{\omega_n^2 - \Omega^2} X_0 \sin \Omega t \quad [3.28]$$

L'équation de force est

$$\begin{aligned} F_x &= -m_0 \ddot{x} - \sum_{n=1}^{\infty} m_n (\ddot{x}_n + \ddot{x}) \\ &= X_0 \Omega^2 \sin \Omega t \left\{ m_0 + \sum_{n=1}^{\infty} m_n \left[\frac{\Omega^2}{\omega_n^2 - \Omega^2} + 1 \right] \right\} \\ &= m_f X_0 \Omega^2 \sin \Omega t \left\{ 1 + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{m_n}{m_f} \left[\frac{\Omega^2}{\omega_n^2 - \Omega^2} \right] \right\} \end{aligned} \quad [3.29]$$

L'équation de moment est

$$\begin{aligned} M_y &= m_0 h_0 \ddot{x} - g \sum_{n=1}^{\infty} m_n x_n + \sum_{n=1}^{\infty} m_n h_n (\ddot{x}_n + \ddot{x}) \\ &= -X_0 \Omega^2 \sin \Omega t \left\{ m_0 h_0 + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{g m_n}{(\omega_n^2 - \Omega^2)} + \sum_{n=1}^{\infty} m_n h_n \left(\frac{\Omega^2}{\omega_n^2 - \Omega^2} \right) \right\} \\ &= -X_0 \Omega^2 \sin \Omega t \left\{ m_0 h_0 + \sum_{n=1}^{\infty} m_n \left(x_n + \frac{g}{\omega_n^2} \right) + \sum_{n=1}^{\infty} m_n \left(x_n + \frac{g}{\omega_n^2} \right) \left(\frac{\Omega^2}{\omega_n^2 - \Omega^2} \right) \right\} \end{aligned} \quad [3.30]$$

Paramètres du modèle pour un réservoir cylindrique :

$$\frac{m_n}{m_f} = \frac{2R}{\xi_{1n}h(\xi_{1n}^2 - 1)} \tanh(\xi_{1n}h/R) \quad [3.31]$$

$$\frac{m_0}{m_f} = 1 - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{m_n}{m_f} = 1 - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2R}{\xi_{1n}h(\xi_{1n}^2 - 1)} \tanh(\xi_{1n}h/R) \quad [3.32]$$

$$\frac{h_n}{h} = \frac{1}{2} \left[1 - \frac{4R}{\xi_{1n}h} \tanh(\xi_{1n}h/2R) \right] \quad [3.33]$$

$$\begin{aligned} \frac{h_0}{h} &= \frac{1}{1 - \sum_{n=1}^{\infty} (2R/\xi_{1n}h(\xi_{1n}^2 - 1)) \tanh(\xi_{1n}h/R)} \\ &\times \left[\frac{1}{2(h/R)^2} - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\xi_{1n} \tanh(\xi_{1n}h/R) + 4(R/(h \cosh(\xi_{1n}h/R)))}{\xi_{1n}^2(\xi_{1n}^2 - 1)h/R} \right] \end{aligned} \quad [3.34]$$

Paramètres du modèle pour un réservoir rectangulaire :

$$\frac{m_n}{m_f} = \frac{8}{\pi^3} \frac{\tanh((2n+1)\pi h/l)}{(2n+1)^3 h/l} \quad [3.35]$$

$$\frac{h_n}{h} = \frac{1}{2} - \frac{\tanh((2n+1)\pi h/2l)}{(2n+1)\pi h/2l} \quad [3.36]$$

$$\frac{m_0}{m_f} = 1 - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{m_n}{m_f} \quad [3.37]$$

$$\frac{h_0}{h} = -\frac{1}{(m_0/m_f)} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{m_n}{m_f} \frac{h_n}{h} \quad [3.38]$$

$$\frac{hk_n}{m_f g} = \frac{8 \tanh^2((2n+1)\pi h/l)}{(2n+1)^2} \quad [3.39]$$

3.5.2 Modèle Pendule :

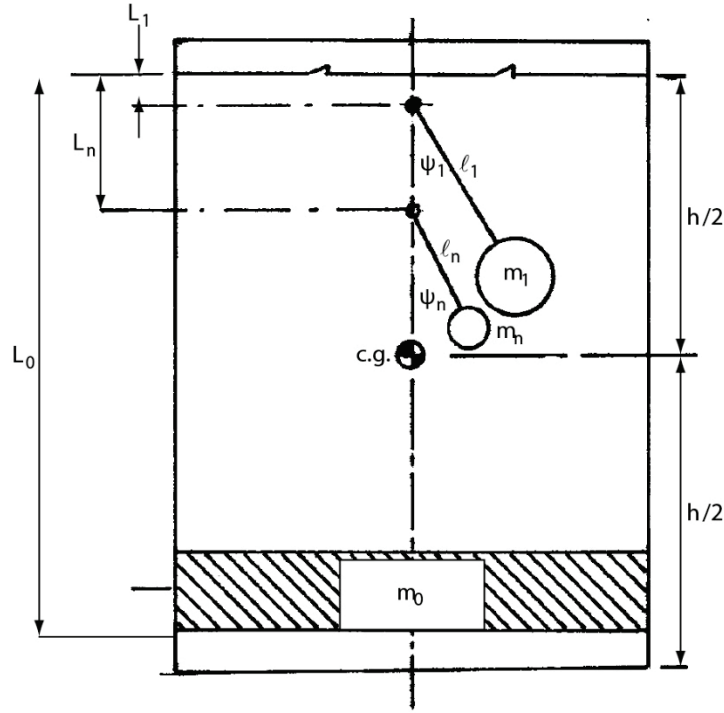


Figure 3.4: Modèle mécanique équivalent (Modèle Pendule)

Cette modélisation se compose d'une série de pendules, chacun ayant une masse, m_n et une longueur, l_n , plus une masse rigide, m_0 , comme le montre la Figure 3.4. Le point d'appui du $n^{\text{ème}}$ pendule est à la distance L_n sous la surface libre non perturbée et l'emplacement de la masse rigide est à la distance L_0 . L'équation de la fréquence naturelle d'un pendule simple est $\omega_n = \sqrt{g/l_n}$.

Excitation latérale du modèle Pendule :

Sous l'excitation latérale $x = X_0 \sin \Omega t$, L'équation de ballotement est

$$m_n l_n (l_n \ddot{\psi}_n + \ddot{x}) + m_n g l_n \psi_n = 0 \quad [3.40]$$

La réponse du pendule est

$$\psi_n = \left[\frac{\Omega^2}{\omega_n^2 - \Omega^2} \right] \frac{X_0}{l_n} \sin \Omega t$$

La force et le moment de ballotement résultants sont, respectivement,

$$F_x = m_f X_0 \Omega^2 \sin \Omega t \left\{ 1 + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{m_n}{m_f} \frac{\Omega^2}{\omega_n^2 - \Omega^2} \right\} \quad [3.41]$$

$$\begin{aligned}
 M_y = & -X_0 \Omega^2 \sin \Omega t \left\{ m_0 \left(\frac{h}{2} - L_0 \right) \right. \\
 & \left. + \sum_{n=1}^{\infty} m_n l_n + \sum_{n=1}^{\infty} m_n \left(l_n - \frac{g}{\Omega^2} \right) \frac{\Omega^2}{\omega_n^2 - \Omega^2} \right\}
 \end{aligned} \tag{3.42}$$

Paramètres du modèle pour un réservoir cylindrique :

Les valeurs de m_n/m_f et m_0/m_f pour le modèle pendule sont les mêmes que dans le cas de modèle masse-ressort.

$$l_n = \frac{R}{\xi_{1n}} \tanh(\xi_{1n} h/R) \tag{3.43}$$

$$L_n = -\frac{2R}{\xi_{1n} \sinh(\xi_{1n} h/R)} \tag{3.44}$$

$$L_0 = -\left[\frac{h}{2} + \frac{1}{m_0} \sum_{n=1}^{\infty} m_n \left(\frac{h}{2} - L_n - l_n \right) \right] \tag{3.45}$$

Paramètres du modèle pour un réservoir rectangulaire :

$$m_n = \frac{8 \rho l L^2}{(2n-1)^3 \pi^3} \tanh(2n-1) \frac{\pi h}{L} \tag{3.46}$$

$$m_0 = \rho l L h - \sum_{n=1}^{\infty} m_n \tag{3.47}$$

$$l_n = \frac{L}{(2n-1)\pi} \coth(2n-1) \frac{\pi h}{L} \tag{3.48}$$

$$L_n = l_n + \frac{h}{2} - \frac{2L}{(2n-1)\pi} \tanh(2n-1) \frac{\pi h}{L} \tag{3.49}$$

3.6 Conclusion :

Malgré les hypothèses supposées pour le fluide (non visqueux, irrotationnel et incompressible), la fonction de potentiel de vitesse permet de prédire le mouvement de fluide dans les réservoirs, et elle permet les chercheurs de mettre des équations analytiques et empiriques qui estiment les forces engendrées par le ballotement et les modes de ce dernier.

CHAPITRE 4

Formulation par éléments finis

4.1 Introduction :

Le calcul de la réponse sismique des réservoirs implique la solution d'un ensemble d'équations de mouvement couplé fluide-structure. Dans ce chapitre, on exposera la procédure de solution pour ce problème en utilisant une formulation par éléments finis, appelée formulation à base de potentiel.

Cette formulation est entièrement intégrée dans le code par éléments finis ADINA (9.0) qui permet le calcul et la résolution d'un grand nombre de problèmes d'interaction fluide-structure sous différents types d'analyse comme l'analyse statique, fréquentielle et temporelle. ADINA permet ce type de formulation à l'aide d'un élément spécial appelé « élément fluide à potentiel », et pour les conditions aux limites du domaine fluide, il utilise des éléments de modélisation appelés « éléments d'interface ».

4.2 Formulations à base de potentiel :

Un certain nombre de formulations par éléments finis a été proposée pour modéliser les fluides dans l'analyse des problèmes de FSI, parmi lesquelles la formulation en déplacement (*Bathe et al., 1995; Bathe et Hahn, 1979; Hamdi et al., 1978; Olson et Bathe, 1983; Wang et Bathe, 1997a, 1997b*), la formulation de potentiel de déplacement et de pression, ainsi que la formulation du potentiel de vitesse et de la pression (*Everstine, 1981; Felippa et Ohayon, 1990; Macneal et al., 1980; Morand et Ohayon, 1979*). La formulation utilisée dans cette étude est la formulation du potentiel de vitesse (*Bathe, 2007; Olson et Bathe, 1985; Wang, 2008*).

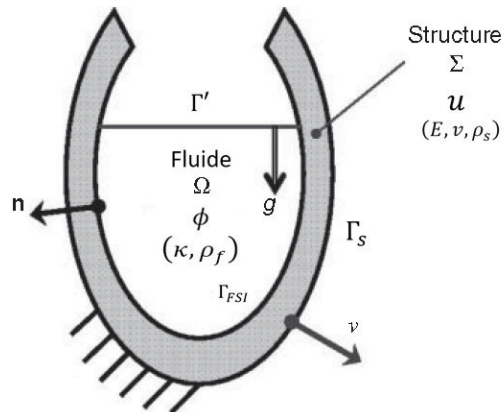


Figure 4.1: Interaction fluide-structure : (problème d'un réservoir)

On suppose un fluide compressible non-visqueux, irrotationnel avec de petits déplacements en contact avec les solides élastiques. Les effets de gravité sont inclus dans la force volumique. Dans cette formulation, on utilise le potentiel de vitesse comme variable d'état pour les fluides et le déplacement pour les solides.

Pour le domaine de structure Σ avec sa limite naturelle Γ_s et l'interface interaction fluide-structure Γ_{FSI} , et selon le principe des déplacements virtuels on a :

$$\begin{aligned} \int_{\Sigma} \rho_s \delta u^T \ddot{u} d\Sigma + \int_{\Sigma} \delta \varepsilon^T S \varepsilon d\Sigma - \int_{\Gamma_s} (\delta u^s)^T F^s d\Gamma \\ - \int_{\Sigma} \delta u^T F d\Sigma - \int_{\Gamma_{FSI}} (\delta u^{FSI})^T F^{FSI} d\Gamma = 0 \end{aligned} \quad [4.1]$$

Où :

S : est la matrice de relation contrainte-déformation du matériau

ε : est le tenseur de contrainte

ρ_s : est la densité du solide

u : est le vecteur du déplacement

F^s : est vecteur contrainte des forces extérieures appliqués à la surface Γ_s

F^{FSI} : est vecteur contrainte des forces extérieures appliqués à la surface Γ_{FSI}

F : est le vecteur de force volumique (« Force gravitationnel » dans le cas d'un champ de gravitation)

Pour le domaine fluide Ω avec l'interface d'interaction fluide-structure Γ_{FSI} , et en supposant que la pression à la surface libre Γ' est nulle, et selon le principe des déplacements virtuels on a :

$$- \int_{\Omega} \rho_f (\nabla \delta \phi) \cdot (\nabla \phi) d\Omega - \int_{\Omega} \frac{\rho_f^2}{\kappa} \ddot{\phi} \delta \phi d\Omega - \int_{\Gamma_{FSI}} \rho_f \dot{u}^{FSI} \cdot n \delta \phi^{FSI} d\Gamma = 0 \quad [4.2]$$

Où :

ϕ : est le potentiel de vitesse

κ : est le module de compressibilité de fluide

ρ_f : est la densité de fluide

$n = \langle n_x, n_y, n_z \rangle$: est le vecteur normal de l'unité orienté vers l'extérieur

La clé de liaison des domaines fluide et solide est de reconnaître les conditions de correspondances cinématiques et dynamiques suivantes le long de l'interface interaction fluide-structure (FSI):

$$F^{FSI} = \rho_f \dot{\phi}^{FSI} n \quad [4.3]$$

$$\dot{u}^{FSI} \cdot n = \frac{\partial \phi}{\partial n} \quad [4.4]$$

Les formes discrétisées des équations [4.1] et [4.2] sont

$$\delta U: M_{ss} \ddot{U} + C_{fs}^T \dot{\Phi} + K_{ss} U = R_s \quad [4.5]$$

$$\delta \phi: -M_{ff} \ddot{\Phi} + C_{fs} \dot{U} - K_{ff} \Phi = 0 \quad [4.6]$$

On utilise des fonctions standards d'interpolation pour les domaines fluide et solide. Un élément solide de N-nœuds typique a les relations de discrétisation suivantes :

$$x = hX, \quad y = hY, \quad z = hZ$$

$$u = HU$$

Les matrices et vecteurs sont définis comme

$$h = [h_1, h_2, \dots, h_N], \quad X = \langle x_1, x_2, \dots, x_N \rangle,$$

$$Y = \langle y_1, y_2, \dots, y_N \rangle, \quad Z = \langle z_1, z_2, \dots, z_N \rangle$$

Où :

x : est la coordonnée x d'un point dans un élément,

y : est la coordonnée y d'un point dans un élément,

z : est la coordonnée z d'un point dans un élément,

h_i : est la fonction d'interpolation pour le nœud i,

x_i : est la coordonnée x du nœud i,

y_i : est la coordonnée y du nœud i,

z_i : est la coordonnée z du nœud i,

N: est le nombre des nœuds par élément fini.

Pour chaque élément solide,

$$H = \begin{bmatrix} h_1 & 0 & 0 & h_2 & 0 & 0 & h_3 & 0 & 0 & \dots & h_N & 0 & 0 \\ 0 & h_1 & 0 & 0 & h_2 & 0 & 0 & h_3 & 0 & \dots & 0 & h_N & 0 \\ 0 & 0 & h_1 & 0 & 0 & h_2 & 0 & 0 & h_3 & \dots & 0 & 0 & h_N \end{bmatrix}$$

$$U = \langle U_1, U_2, \dots, U_N \rangle = \langle u_1, v_1, w_1, u_2, v_2, w_2, \dots, u_N, v_N, w_N \rangle$$

Où :

u_i : est le déplacement dans la direction x du nœud i

v_i : est le déplacement dans la direction y du nœud i

w_i : est le déplacement dans la direction z du nœud i

Ensuite, au niveau de l'élément solide, nous avons

$$K_{ss} = \int_{\Sigma} B^T C_s B \, d\Sigma \quad [4.7]$$

$$M_{ss} = \int_{\Sigma} \rho_s H^T H \, d\Sigma \quad [4.8]$$

et

$$R_s = \int_{\Sigma} H^T F \, d\Sigma + \int_{\Gamma_s} (H^s)^T F^s \, d\Gamma \quad [4.9]$$

Où :

H^s : est la matrice d'interpolation de surface obtenue à partir de la matrice H.

B : est la matrice de déformation-déplacement obtenue en différenciant et en combinant de manière appropriée les rangées de la matrice H.

$$B = \begin{bmatrix} \frac{\partial h_1}{\partial x} & \frac{\partial h_2}{\partial x} & \frac{\partial h_3}{\partial x} & \dots & \frac{\partial h_N}{\partial x} \\ \frac{\partial h_1}{\partial y} & \frac{\partial h_2}{\partial y} & \frac{\partial h_3}{\partial y} & \dots & \frac{\partial h_N}{\partial y} \\ \frac{\partial h_1}{\partial z} & \frac{\partial h_2}{\partial z} & \frac{\partial h_3}{\partial z} & \dots & \frac{\partial h_N}{\partial z} \end{bmatrix}$$

Pour un élément fluide à M-nœuds typique, nous avons les relations de discrétisation suivantes :

$$\phi = h\Phi, \quad \nabla\phi = \bar{B}\Phi$$

Les matrices et les vecteurs sont définis comme

$$\Phi = \langle \phi_1, \phi_2, \dots, \phi_M \rangle$$

$$\bar{B} = \begin{bmatrix} \frac{\partial h_1}{\partial x} & \frac{\partial h_2}{\partial x} & \frac{\partial h_3}{\partial x} & \dots & \frac{\partial h_M}{\partial x} \\ \frac{\partial h_1}{\partial y} & \frac{\partial h_2}{\partial y} & \frac{\partial h_3}{\partial y} & \dots & \frac{\partial h_M}{\partial y} \\ \frac{\partial h_1}{\partial z} & \frac{\partial h_2}{\partial z} & \frac{\partial h_3}{\partial z} & \dots & \frac{\partial h_M}{\partial z} \end{bmatrix}$$

Par conséquent, au niveau de l'élément fluide, nous avons

$$K_{ff} = \int_{\Omega} \rho_f \bar{B}^T \bar{B} d\Omega \quad [4.10]$$

$$M_{ff} = \int_{\Omega} \frac{\rho_f^2}{\kappa} h^T h d\Omega \quad [4.11]$$

Enfin, la matrice de couplage fluide-structure pour le fluide est définie comme étant

$$C_{fs} = - \int_{\Gamma_{FSI}} \rho_f a^T b d\Gamma \quad [4.12]$$

Où :

$$a = [h_1, h_2, \dots, h_l]$$

$$b = [h_1 n_x h_1 n_y h_1 n_z, h_2 n_x h_2 n_y h_2 n_z, \dots, h_M n_x h_M n_y h_M n_z]$$

l : est le nombre de nœuds par élément d'interface fluide-structure.

La matrice de couplage fluide-structure pour le solide est C_{fs}^T

4.3 L'élément fluide à base de potentiel dans ADINA :

L'élément fluide à base de potentiel dans ADINA peut être utilisé dans : (ADINA, 2016)

- Les analyses statiques, où la distribution de la pression dans le fluide, le déplacement et la répartition des contraintes dans la structure sont d'intérêt.
- Les analyses fréquentielles, où les périodes naturelles et les formes de mode d'une structure / milieu fluide doivent être déterminées.
- Les analyses temporelles, où une onde de pression se propage à travers le fluide, et que les limites ne subissent que de faibles mouvements.

Ces éléments peuvent être couplés avec des éléments structuraux. Les mouvements structuraux provoquent un écoulement de fluide normal à la limite structurale, et les pressions fluides provoquent des forces supplémentaires qui agissent sur la structure.

ADINA utilise une formulation linéaire appelé formulation de vitesse infinitésimale, utilisé dans les éléments fluides à base de potentiel.

4.3.1 Formulation de vitesse infinitésimale :

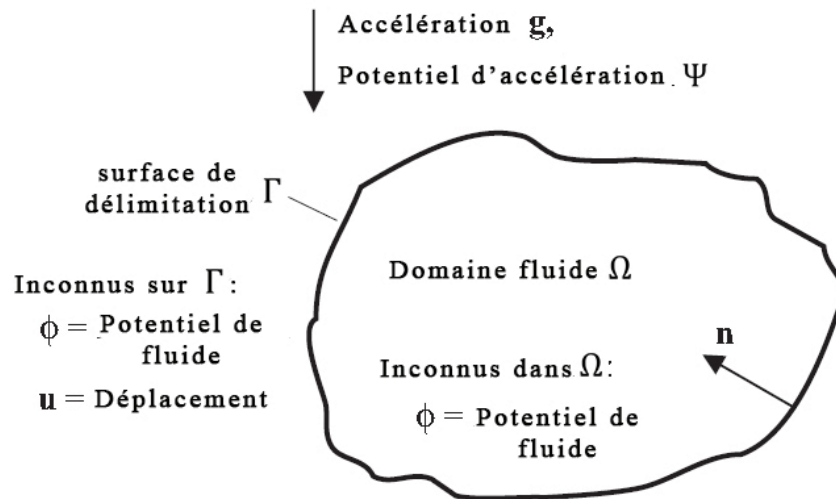


Figure 4.2: Domaine Fluide

La Figure 4.2 montre le domaine fluide avec la surface de délimitation. Dans le fluide, nous utilisons les équations de base de continuité et d'énergie, telles qu'elles sont écrites en termes de potentiel de vitesse :

$$\dot{\rho}_f + \nabla \cdot (\rho_f \nabla \phi) = 0 \quad [4.13]$$

et

$$h = \Psi(x) - \dot{\phi} - \frac{1}{2} \nabla \phi \cdot \nabla \phi \quad [4.14]$$

Où :

ρ_f : est la densité du fluide,

ϕ : est le potentiel de vitesse ($v = \nabla \phi$ où v est la vitesse du fluide),

h : est l'enthalpie spécifique définie comme $h = \int \frac{dp}{\rho_f}$

p : est la pression

$\Psi(x)$: le potentiel d'accélération de la force volumique dans la position x . Par exemple, lorsque les forces volumiques sont dus à la gravité, $\nabla \Psi = g$, où g est l'accélération due à la gravité.

Les équations [4.13] et [4.14] sont valables pour un fluide irrotationnel non visqueux. En particulier, [4.14] n'est valable que lorsque la pression est une fonction de la densité.

Pour la relation densité-pression, ADINA utilise la relation légèrement compressible :

$$\frac{\rho_f}{\rho_{f0}} = 1 + \frac{p}{\kappa} \quad [4.15]$$

Où κ est le module de compressibilité et ρ_{f0} est la densité nominale. [4.15] donne directement la relation densité-enthalpie et les relations pression-enthalpie :

$$\rho_f = \rho_{f0} \exp\left(\frac{\rho_{f0} h}{\kappa}\right) \quad , \quad p = \kappa \left[\exp\left(\frac{\rho_{f0} h}{\kappa}\right) - 1 \right] \quad [4.16 : a, b]$$

Lorsque nous supposons que les vitesses et les variations de densité sont infiniment petites, alors l'équation de continuité [4.13] devient

$$\dot{\rho}_f + \nabla \cdot (\rho_f \nabla \phi) \approx \dot{\rho}_f + \rho_{f0} \nabla^2 \phi \approx \frac{\rho_{f0} \dot{p}}{\kappa} + \rho_{f0} \nabla^2 \phi = 0 \quad [4.17]$$

L'équation d'énergie [4.14] devient

$$h \approx \frac{p}{\rho_f} \approx \Psi(x) - \dot{\phi} \quad [4.18]$$

Dans laquelle

$$p \approx \rho_f (\Psi(x) - \dot{\phi}) \approx \rho_{f0} (\Psi(x) - \dot{\phi}) \quad [4.19]$$

En remplaçant [4.19] dans [4.17], on obtient :

$$-\rho_{f0} \ddot{\phi} + \kappa \nabla^2 \phi = -\rho_{f0} \ddot{\Psi} \quad [4.20]$$

L'équation [4.20] est une forme spéciale de l'équation d'onde. Elle est linéaire dans la solution de variable ϕ . [4.20] peut être écrit sous forme variationnelle et le résultat est

$$\begin{aligned} & - \int_{\Omega} \rho_{f0} \ddot{\phi} \delta \phi d\Omega - \int_{\Omega} \kappa \nabla \phi \cdot \delta \nabla \phi d\Omega - \int_{\Gamma} \kappa \dot{u} \cdot n \delta \phi d\Gamma \\ & = - \int_{\Omega} \rho_{f0} \ddot{\Psi} \delta \phi d\Omega \end{aligned} \quad [4.21]$$

La pression de fluide sur la structure est définie comme suit :

$$\begin{aligned} \delta F^{FSI} &= \int_{\Gamma_{FSI}} p n \cdot \delta u d\Gamma_{FSI} \\ &\approx \int_{\Gamma_{FSI}} \left(\rho_{f0} \Psi + \rho_{f0} \frac{\partial \Psi}{\partial x} \cdot u - \rho_{f0} \dot{\phi} \right) n \cdot \delta u d\Gamma_{FSI} \end{aligned} \quad [4.22]$$

Où :

Ω : et le volume de fluide

δ : est le symbole "variation de"

Γ : est la limite de domaine fluide Ω

Γ_{FSI} : est la partie de la limite adjacente à la structure.

n : est l'intérieur normal sur Γ (pointe vers le fluide et dehors la structure).

Les contributions des éléments finis aux matrices du système correspondant à [4.21] et [4.22] sont

$$\begin{aligned} & \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & -M_{ff} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{U} \\ \ddot{\phi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & C_{fs}^T \\ C_{fs} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{U} \\ \dot{\phi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} K_{uu} & 0 \\ 0 & -K_{ff} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U \\ \phi \end{bmatrix} \\ & = \begin{bmatrix} R_u \\ 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ -\dot{R}_f \end{bmatrix} \end{aligned} \quad [4.23]$$

Où :

M_{ff} : est la matrice du terme $\ddot{\phi} \delta\phi$ dans [4.21]

K_{ff} : est la matrice du terme $\nabla\phi \cdot \delta\nabla\phi$ dans [4.21]

C_{fs} : est la matrice du terme $\dot{u} \cdot n \delta\phi$ dans [4.21]

K_{uu} : est la matrice du terme $\left(\rho_0 \frac{\partial\Psi}{\partial x} \cdot u\right) n \cdot \delta u$ dans [4.22]

R_u : est le vecteur des forces du terme $(\rho_0\Psi) n \cdot \delta u$ dans [4.22]

$\dot{R}_f$: est le vecteur des forces du terme $\rho_0\dot{\Psi}\delta\phi$ dans [4.21]

U : est le vecteur contenant des déplacements nodaux inconnus

Φ : est le vecteur contenant des potentiels de fluide nodal inconnus

Il convient de noter que le terme K_{uu} est numériquement très petit par rapport au reste de la matrice de rigidité structurelle, lorsqu'il existe une structure adjacente au fluide. Mais K_{uu} est important dans le cas où il n'y a pas de structure adjacente au fluide

4.3.2 Charge due au mouvement du sol :

La charge due au mouvement du sol nécessite un traitement spécial. Dans ce cas,

$$U = U_r + U_g \quad [4.24]$$

Où U_g est le vecteur des déplacements du sol du point nodal et U_r est le vecteur des déplacements du point nodal par rapport au mouvement du sol. Les déplacements du sol sont exprimés comme

$$U_g = \sum_k u_{gk} d_k \quad [4.25]$$

Où u_{gk} sont les déplacements du sol dans la direction k . Et d_k est le vecteur des valeurs du point nodal dans lequel $d_k(i) = 1$ si l'équation i correspond à une translation dans la direction k et $d_k(i) = 0$ autrement.

Parce que les mouvements du sol sont connus, l'augmentation des déplacements ΔU est égale à l'incrément dans les déplacements relatifs ΔU_r , par conséquent, le côté gauche de l'équation [4.23] est inchangé et le côté droit de cette équation est mis à jour par l'addition des forces internes. Par exemple, les forces internes supplémentaires ajoutées à [4.23] sont :

$$-\begin{bmatrix} K_{uu}d_k \\ 0 \end{bmatrix} u_{gk} - \begin{bmatrix} 0 \\ -C_{fs}d_k \end{bmatrix} \dot{u}_{gk} \quad [4.26]$$

4.3.3 Analyse statique :

Dans ce processus, toutes les vitesses de fluide sont présumées négligeables et donc le potentiel de fluide est constant (dans l'espace). Dans ces conditions,

$$h = \Psi - \dot{\phi} \quad [4.27]$$

Et la déclaration variationnelle de continuité est

$$\delta F_\phi = \int_{\Omega} \dot{\rho}_f \delta \phi \, d\Omega - \int_{\Gamma} \rho_f \dot{u} \cdot n \, \delta \phi \, d\Gamma \quad [4.28]$$

L'équation [4.28] est simplement l'équation intégrale de la conservation de la masse car $\delta \phi$ est constant dans l'espace.

Les équations de mouvement pour la formulation de vitesse infinitésimale deviennent

$$\begin{bmatrix} K_{uu} & C_{fs}^T \\ C_{fs} & -M_{ff} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U \\ \dot{\phi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_u \\ -R_f \end{bmatrix} \quad [4.29]$$

4.3.4 Analyse fréquentielle :

L'analyse de fréquence est possible lorsqu'il n'y a pas d'amortissement structurel, lorsque la formulation de vitesse infinitésimale est utilisée, et lorsqu'il n'y a pas des conditions aux limites infinies. Le problème de la valeur propre à résoudre est :

$$\begin{aligned} & \left(-\omega_j^2 \begin{bmatrix} M_{ss} & 0 \\ 0 & M_{ff} \end{bmatrix} - \omega_j \begin{bmatrix} 0 & C_{fs}^T \\ C_{fs} & 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} K_{uu} + K_{ss} & 0 \\ 0 & K_{ff} \end{bmatrix} \right) \begin{bmatrix} U^{(j)} \\ F^{(j)} \end{bmatrix} \\ & = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad [4.30]$$

Où $F^{(j)} = -i\dot{\phi}^{(j)}$, $i = \sqrt{-1}$ et dans lequel nous incluons également la matrice de rigidité structurale K_{ss} et la matrice de masse structurale M_{ss} .

L'équation [4.30] est dérivée de [4.23] en prenant la transformée de Fourier du côté gauche. [4.30] est résolu en utilisant la méthode de recherche de déterminant ou la méthode d'itérations Lanczos.

4.3.5 Analyse Temporelle :

La solution temporelle d'un problème de fluide-structure est obtenue en intégrant numériquement l'équation [4.31]. La capacité d'analyse de ce genre de problèmes a été implémentée dans ADINA par l'utilisation des méthodes d'intégration implicite de Newmark ou Wilson- θ .

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} M_{ss} & 0 \\ 0 & M_{ff} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{U} \\ \ddot{\Phi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & C_{fs}^T \\ -C_{fs} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{U} \\ \dot{\Phi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} K_{ss} + K_{uu} & 0 \\ 0 & K_{ff} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U \\ \Phi \end{bmatrix} \\ = \begin{bmatrix} R_u \\ 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ \dot{R}_f \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} K_{uu} d_k \\ 0 \end{bmatrix} u_{gk} + \begin{bmatrix} 0 \\ C_{fs} d_k \end{bmatrix} \dot{u}_{gk} \end{aligned} \quad [4.31]$$

4.4 Éléments de modélisation :

4.4.1 Élément fluide :

Le volume Ω du domaine fluide est modélisé en utilisant des éléments fluides bidimensionnels ou tridimensionnels. Ces éléments sont analogues aux éléments solides bidimensionnels ou tridimensionnels et la numérotation du point nodal des éléments fluides est identique à celle des éléments solides nodaux.

La surface de délimitation Γ du domaine de fluide est modélisée avec des éléments d'interface, comme décrite ci-dessous.

4.4.2 Élément d'interface :

Les éléments d'interface sont utilisés à la surface du domaine fluide pour spécifier les conditions aux limites. Dans de nombreux cas, on n'a pas besoin de définir ces éléments puisque ADINA les génère automatiquement.

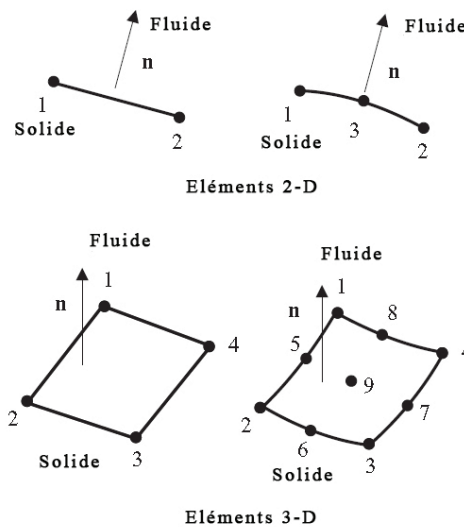


Figure 4.3: : Éléments d'interface fluide-structure, montrant la convention de numérotation des nœuds locaux

Il existe plusieurs types d'éléments d'interface :

Élément d'interface fluide-structure : cet élément relie l'élément fluide à potentiel avec l'élément structurel adjacent (Figure 4.4). Chaque nœud de cet élément contient le degré de liberté potentiel et les degrés de liberté déplacement. On suppose que les déplacements des nœuds de l'élément d'interface sont faibles.

L'élément d'interface fluide-structure ne fournit pas de rigidité, de masse ou d'amortissement dans les directions tangentielles. On souligne que l'élément potentiel de fluide, l'élément d'interface fluide-structure et l'élément structurel adjacent doivent tous être compatibles lors du maillage.

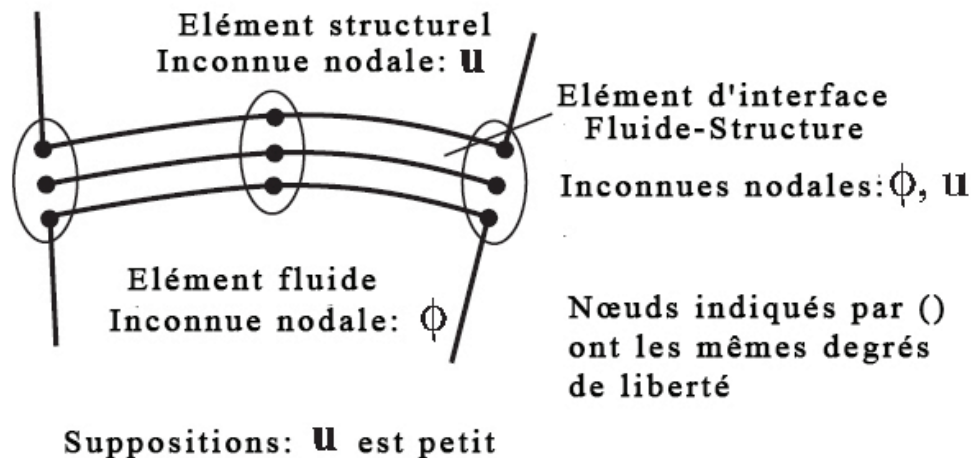


Figure 4.4: Élément d'interface « fluide-structure »

Élément d'interface de surface libre : cet élément est placé sur la limite d'un élément à potentiel de fluide où la pression doit être prescrite et où les déplacements du fluide sont nécessaires (Figure 4.5). Par exemple, la surface libre d'un fluide dans un réservoir peut être modélisée à l'aide d'élément d'interface « surface libre ». Chaque nœud de l'élément contient le degré de liberté de potentiel et les degrés de liberté des déplacements. On suppose que les déplacements et les vitesses des nœuds de l'élément d'interface sont faibles.

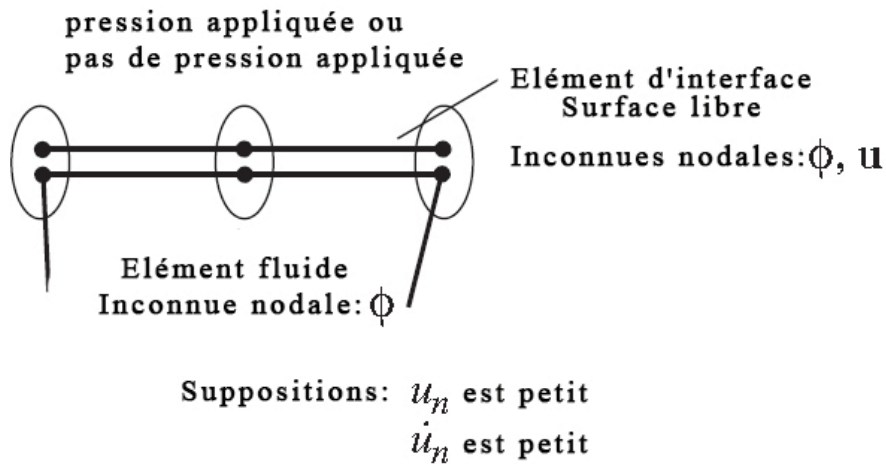


Figure 4.5: Élément d'interface « surface libre »

Il est nécessaire de fixer tous les déplacements tangentiels de l'élément d'interface de la surface libre, car l'élément d'interface de surface libre ne fournit pas de rigidité, de masse ou d'amortissement dans les directions tangentiels.

4.5 Conclusion :

La formulation par éléments finis à base de potentiel de vitesse est utilisée dans différentes analyses (modale et temporelle) dans ADINA, elle permet l'obtention des bons résultats, mais parmi ces limitations qu'elle ne considère pas la non-linéarité de ballottement et c'est pour cette raison les déplacements doivent être considérés petites.

CHAPITRE 5

Réponse dynamique des réservoirs posés sur le sol

5.1 Introduction :

Dans ce chapitre, six modèles numériques des réservoirs, trois cylindriques et trois rectangulaires ayant la même capacité, mais avec un paramètre d'élancement différent : Elancé ($\gamma = 3$), Moyen ($\gamma = 1$) et Large ($\gamma = 0.3$) sont présentés et simulés numériquement à l'aide du logiciel par élément finis ADINA. L'analyse modale et l'analyse temporelle sont utilisées pour étudier l'effet de certains facteurs tels que : l'élancement du réservoir, le contenu fréquentiel, la composante verticale de l'excitation sismique, et le niveau du liquide dans les réservoirs.

En premier lieu, les modèles numériques ont été validés en comparant les résultats numériques obtenus (périodes) à ceux calculés à l'aide de la formulation Eurocode 8.

Ensuite, une première étude paramétrique a été menée pour étudier l'effet du contenu fréquentiel et de la composante verticale de l'excitation sismique sur la réponse dynamique des six réservoirs remplis de liquide. La hauteur maximale de la vague ainsi que le déplacement horizontal de la paroi des réservoirs ont été mesurés, en premier lieu sous l'action des deux composantes horizontales (2-H) et ensuite sous l'action combinée des accélérations horizontales et verticale (2-H + V) de quatre mouvements sismiques enregistrés ayant des contenus fréquents différents.

Finalement, une deuxième étude paramétrique a été entreprise pour étudier l'effet du niveau du liquide sur les caractéristiques modales des réservoirs. Le comportement dynamique est appréhendé à l'aide de deux paramètres d'intérêt qui sont la période et le facteur de participation modale (FPM) des premiers modes impulsif et convectif. Ensuite, les efforts internes à la base de la paroi des réservoirs ont été déterminés.

5.2 Géométrie et matériaux des réservoirs :

La plupart des réservoirs ont un paramètre d'élancement γ allant de 0.3 à 3. Ce paramètre est donné par les relations $\gamma = H/R$ ou $\gamma = H/L$; où H est la hauteur du fluide dans le réservoir, R est le rayon intérieur du réservoir cylindrique et $2L$ est la longueur intérieure du réservoir rectangulaire.

Deux formes géométriques (rectangulaire et cylindrique) ont été choisies. Pour chaque forme, trois configurations différentes avec un paramètre d'élancement de 3.0, 1.0 et 0.3 ; représentant trois classes de réservoirs, à savoir « Élancé », « Moyen » et « Large » sont considérées pour l'analyse par éléments finis. La géométrie des réservoirs est choisie de telle sorte à ce que le volume du liquide stocké reste constant pour tous les modèles des réservoirs et qui est de l'ordre de 500 m^3 . La hauteur de la partie vide de la paroi des réservoirs (franc-bord) est considérée comme fixée dans tous les modèles des réservoirs et elle est égale à 1 mètre. En outre, les parois des réservoirs sont d'épaisseur constante $t_w = 0.2 \text{ m}$ et rigidement reliées à la base de sorte qu'aucun glissement ou soulèvement ne puisse se produire. On suppose que les réservoirs sont rigidement attachés aux fondations rocheuses et ancrées dans le sol rigide. En conséquence, l'effet de l'interaction sol-structure n'est pas inclus.

Dans les trois réservoirs rectangulaires, le côté le plus long du réservoir est adopté pour la direction X. H_w et t_w représentent la hauteur et l'épaisseur de la paroi du réservoir, respectivement. $2L_x$ et $2L_y$ représentent les dimensions intérieures de la paroi du réservoir la plus longue et la plus courte, respectivement. H_l Est la profondeur de liquide, on suppose également que le rapport de la longueur à la largeur des réservoirs rectangulaires est égal à 1,5 ; ce qui signifie $L_x/L_y = 1.5$. Les trois modèles des réservoirs cylindriques sont de rayon R et axisymétriques autour de l'axe vertical.

Les dimensions des six configurations géométriques des réservoirs sont résumées dans le Tableau 5.1.

	Réservoirs cylindriques		Réservoirs rectangulaires		
	H_l [m]	R [m]	H_l [m]	L_x [m]	L_y [m]
Large	2.43	8.10	2.56	8.55	5.70
Moyen	5.42	5.42	5.72	5.72	3.82
Elancé	11.27	3.76	11.90	3.97	2.65

Tableau 5.1: Dimensions des modèles des réservoirs cylindriques et rectangulaires

Les propriétés du béton et de l'eau sont les suivantes :

Béton		Eau	
Module d'élasticité	E=32000 MPa	Module de compressibilité	κ =2100 MPa
Coefficient de poisson	ν =0.2	Densité	ρ_l =1000 Kg/m3
Densité	ρ_s =2500 Kg/m3		

Tableau 5.2: Propriétés des matériaux utilisés

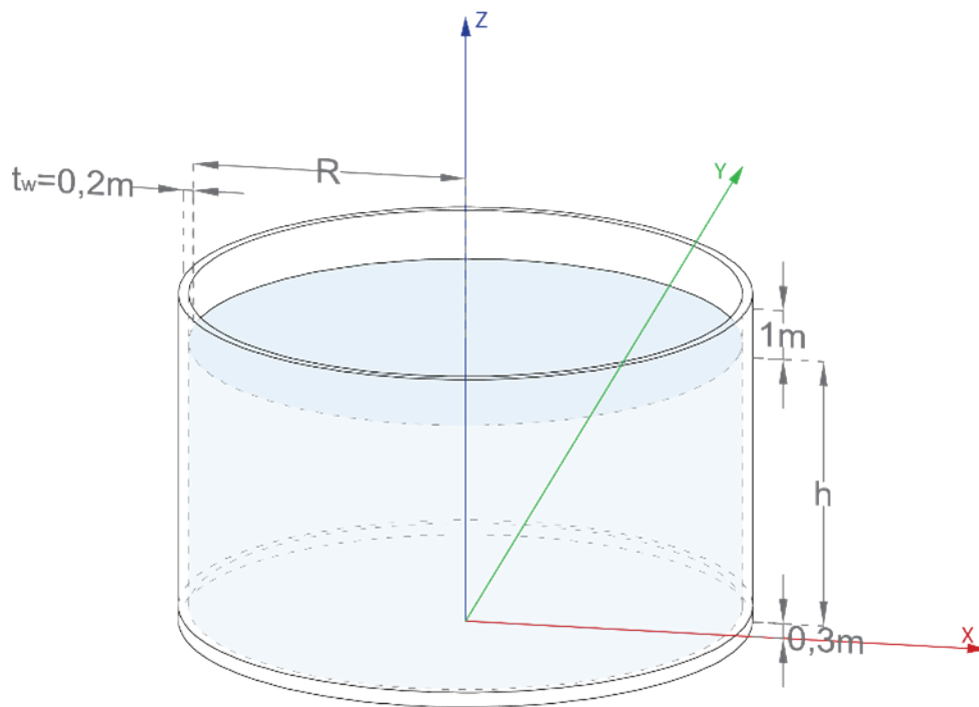


Figure 5.1 : :Géométrie du réservoir cylindrique

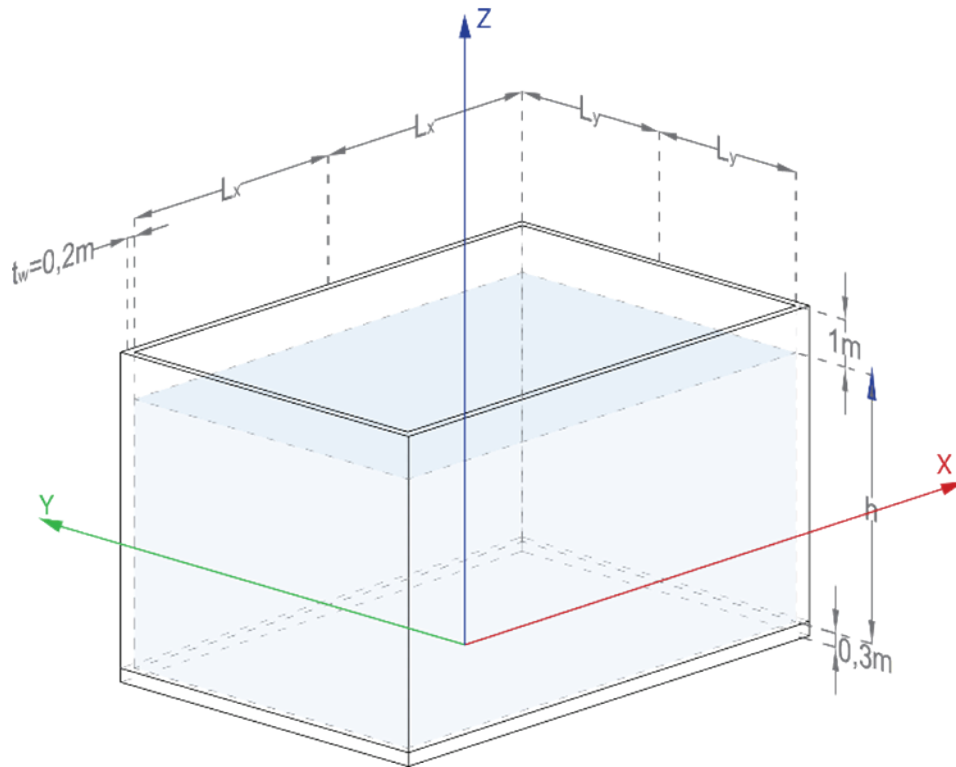


Figure 5.2: Géométrie du réservoir rectangulaire

5.3 Modèles en éléments finis :

La création d'un modèle par d'éléments finis de systèmes fluide-solide qui simule avec précision le comportement du système physique réel peut être très complexe, aussi, afin de simplifier le problème, nous avons besoin de faire de nombreuses hypothèses, en considérant le fluide comme étant non visqueux, irrotationnel, légèrement compressible ou incompressible avec des déplacements relativement petits sur la limite de fluide.

De telles hypothèses peuvent être considérées dans le code de calculs ADINA à travers des éléments spéciaux appelés éléments fluides à potentiel. Ce type d'élément peut être utilisé dans des analyses statiques, fréquentielles et transitoires et peut être couplé avec des éléments structurels ; ADINA utilise une formulation linéaire appelée formulation à base de potentiel où les variations de densité sont infiniment petites.

La structure des réservoirs est modélisée à l'aide d'éléments solides 3D à 8 nœuds avec activation des modes incompatibles et le domaine fluide est modélisé à l'aide d'éléments fluides à potentiel 3D ayant 8 nœuds.

Il convient de noter que les éléments fluides à la limite ne sont pas directement liés aux éléments solides structurels. Ces deux types d'éléments ont des nœuds séparés et coïncidents qui ne sont couplés que dans la direction normale à l'interface. Pour cette raison, les domaines

Fluide et Solide doivent être maillés de telle sorte que l'emplacement de chaque nœud du domaine fluide sur l'interface d'interaction coïncide exactement avec celui de l'élément de structure Solide correspondant. Ces nœuds coïncidents doivent être couplés afin d'obtenir des déplacements égaux dans la direction normale pour les nœuds Fluide et Solide situés sur l'interface d'interaction. Il convient de noter qu'il n'y a pas de condition aux limites correspondant à un écoulement tangent à la frontière, en d'autres termes, le fluide peut glisser tangentielllement à la limite sans restriction. Il est supposé que la structure fournit une rigidité à tous les degrés de liberté de translation, car l'élément d'interface fluide-structure ne fournit pas de rigidité, de masse ou d'amortissement aux directions tangentielles.

5.4 Paramètres du contenu fréquentiel :

L'une des étapes les plus importantes dans une étude de la réponse sismique est la sélection des inputs (excitations sismiques) selon leurs caractéristiques les plus importantes. Parmi ces caractéristiques, on peut citer : l'intensité (l'accélération maximale au sol), la durée de l'excitation et le contenu fréquentiel (la période prédominante).

Généralement, la façon la plus complète pour décrire le contenu fréquentiel d'une excitation sismique est par la spécification d'un spectre de réponse en accélération. Cependant, il est souvent utile dans la pratique de l'ingénierie sismique de caractériser le contenu fréquentiel avec un seul paramètre, de la même manière que « l'Accélération maximale au sol » est utile pour caractériser l'intensité d'un mouvement sismique.

Plusieurs paramètres de fréquence ont été proposés. Un paramètre de contenu fréquentiel commun et simple est la période prédominante (T_p), qui est définie comme étant la période en laquelle l'accélération spectrale maximale se produit pour un spectre de réponse en accélération calculé pour 5% d'amortissement. Traditionnellement, il a été le paramètre de choix pour caractériser le contenu fréquentiel. Il a une définition simple et est facile à évaluer. Cependant, il indique seulement la période en laquelle se situe le pic dans le spectre de réponse, il ne décrit pas la dispersion du contenu fréquentiel autour de ce pic. Deux spectres de réponse en accélération peuvent avoir un pic pour la même période, mais ont des formes spectrales radicalement différentes et utilisant uniquement (T_p), il n'est pas possible de faire une distinction entre ces deux spectres.

Le deuxième paramètre du contenu fréquentiel est la période moyenne (T_m) qui mesure les périodes dans le spectre de Fourier et pondère chaque fréquence par le carré de son amplitude de Fourier. (Rathje et al., 1998)

La période moyenne (T_m) considérée est définie comme

$$T_m = \frac{\sum_i A_i^2 \cdot \left(\frac{1}{f_i}\right)}{\sum_i C_i^2} \text{ pour } 0.25 \text{ Hz} \leq f_i \leq 20 \text{ Hz} \quad [5.1]$$

Où

A_i : sont les amplitudes de Fourier de l'accélérogramme entier ;

f_i : sont les fréquences des transformées de Fourier discrètes comprises entre 0.25 et 20 Hz.

Le spectre de réponse en accélération n'est pas une représentation unique d'un accélérogramme, mais plutôt d'une collection de réponses maximales de plusieurs systèmes à un seul degré de liberté amortis. Une mesure améliorée du contenu fréquentiel d'un accélérogramme implique son spectre d'amplitude de Fourier. Le spectre d'amplitude de Fourier fournit plus de visibilité sur le contenu fréquentiel d'un enregistrement que le spectre de réponse en accélération. (T_m) moyenne le spectre d'amplitude de Fourier, pondérant chaque période par le carré de l'amplitude de Fourier à cette période. (T_m), par conséquent, elle est basée sur une représentation plus précise de l'accélérogramme et considère toutes les fréquences d'intérêt.

Le dernier paramètre qui peut fournir une indication sur le contenu fréquentiel est le rapport PGV à PGA, où PGV est la vitesse pic du sol et PGA est l'accélération pic du sol. Il convient de noter que, bien que PGA et PGV soient des mesures d'intensité très utiles pour les études sismologiques, aucun d'entre elles ne peut fournir une information directe sur le contenu fréquentiel ou la durée du mouvement. Mais le rapport PGV/PGA est un paramètre qui peut fournir des informations sur le contenu fréquentiel de l'action sismique. PGA et PGV doivent être complétées par des informations supplémentaires pour la caractérisation appropriée d'un séisme. En outre, le rapport PGV/PGA est un paramètre utile pour caractériser le potentiel de dégâts des séismes et est considéré comme étant une mesure de destruction, où les séismes avec de grandes valeurs de PGV/PGA ont un potentiel de dégâts plus important. (McGuire, 1978)

5.5 Propriétés d'amortissement :

Dans les structures contenant un liquide, le mouvement du liquide diminue en raison des forces d'amortissement créées par l'amortissement visqueux à l'intérieur de fluide, de la dissipation due à la paroi flexible du réservoir, et de la dissipation à la surface libre associée aux ondes de rupture. Cependant, le calcul de l'amortissement visqueux est une procédure très difficile et il ne peut être estimé qu'à partir d'essais de laboratoire. Un moyen très commun pour

introduire l'amortissement dans différents analyses est de supposer que l'amortissement est proportionnel à la masse et à la rigidité, comme la technique d'amortissement de Rayleigh.

L'amortissement de Rayleigh est une méthode classique pour construire la matrice d'amortissement, C , d'un modèle numérique, en utilisant l'équation suivante :

$$C = \alpha M + \beta K \quad [5.2]$$

Où C s'appelle la matrice d'amortissement de Rayleigh et est proportionnelle à la matrice de masse M et à la matrice de rigidité K .

Le ratio d'amortissement de Rayleigh, ξ peut être défini comme suit :

$$\xi_i = \frac{\alpha}{2 \omega_i} + \frac{\beta \omega_i}{2} \quad [5.3]$$

ξ_i : Est le rapport de l'amortissement actuel à l'amortissement critique pour un mode particulier de vibration, i .

ω_i : est la pulsation du mode i . [rad/s]

Les périodes naturelles correspondant aux modes convectifs et impulsifs fondamentaux sont obtenues grâce à une analyse modale par éléments finis et sont utilisées pour déterminer les constantes d'amortissement α et β à inclure dans l'analyse temporelle.

L'amortissement caractéristique d'une structure a un effet significatif sur sa réponse à l'excitation sismique. La présence d'une petite valeur d'amortissement peut réduire les contraintes, les forces et toute la réponse sismique de la structure.

L'Eurocode 8 spécifie une valeur de 0.5% de l'amortissement critique pour le ballottement de l'eau, c'est-à-dire la composante convective. Alors que, le taux d'amortissement impulsif dépend du type de matériau de construction du réservoir. Eurocode 8 définit une valeur du taux d'amortissement de 5% pour les réservoirs en béton armé et de 2% pour les réservoirs en acier et en béton précontraint.

Les effets supplémentaires d'amortissement venant de l'interaction sol-structure peuvent également être pris en compte, en particulier pour les grands réservoirs reposant sur un sol mou, ils réduisent considérablement la réponse sismique des structures. Dans cette étude, les réservoirs sont supposés être fixés sur une base rigide et l'amortissement radiatif n'est pas considéré.

5.6 Enregistrements sismiques :

Il existe un bon consensus parmi les chercheurs concernant l'influence du contenu fréquentiel sur la réponse sismique des structures en génie civil.

Quatre séismes différents (Chichi aftershock (1999), El-Centro (1940), Izmit-Kocaeli (1999) et San Fernando (1971)) sont utilisés dans l'analyse temporelle des six modèles de réservoirs décrits ci-dessus, afin quantifier l'effet du contenu fréquentiel du séisme sur leurs réponses dynamiques. Les inputs sismiques sont appliqués sous forme d'accélérogrammes.

La durée de tous les enregistrements sismiques utilisés dans cette étude est prise égale à 10 secondes et ils ont été étalonnés de manière à ce que l'accélération maximale soit égale à 0.5 g, où g est l'accélération de gravité ($g = 9,81 \text{ m/sec}^2$).

Il convient de noter que les composantes nord-sud « N-S » et est-ouest « E-W » des tremblements de terre sont parallèles aux directions X-X et Y-Y respectivement, et elles ont été appliquées simultanément au modèle tridimensionnel et sont appelées « excitations horizontales ». Alors que la composante verticale « V » est appliquée parallèle à la direction Z et est appelée « excitation verticale ».

Séisme	Direction	Période prédominante (T_p) [s]	Période moyenne (T_m)[s]	PGV/PGA [s]
Chichi Aftershock (1999)	N-S	0.240	0.301	0.053
	E-W	0.300	0.361	0.078
	V	0.100	0.283	0.044
El Centro (1940)	N-S	0.560	0.543	0.111
	E-W	0.520	0.721	0.272
	V	0.100	0.174	0.068
Izmit-Kocaeli (1999)	N-S	0.420	1.219	0.275
	E-W	0.520	1.346	0.380
	V	0.160	0.605	0.148
San Fernando (1971)	N-S	0.380	0.487	0.099
	E-W	0.420	0.378	0.056
	V	0.300	0.303	0.083

Tableau 5.3: Paramètres fréquentiels pour chaque séisme choisi pendant les dix secondes

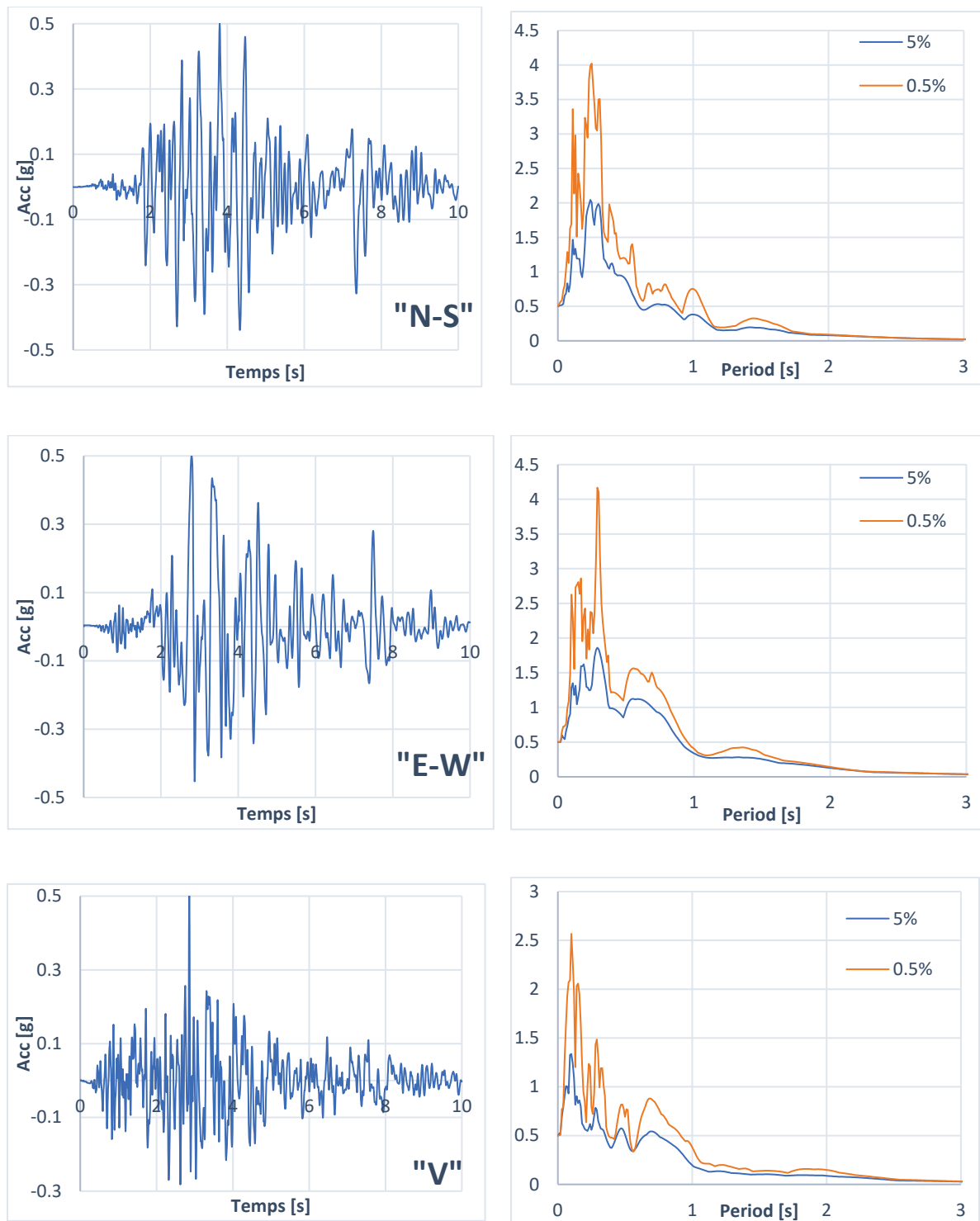


Figure 5.3. Les enregistrements sismiques et les spectres de réponse correspondant de séisme *Chichi aftershock 1999*

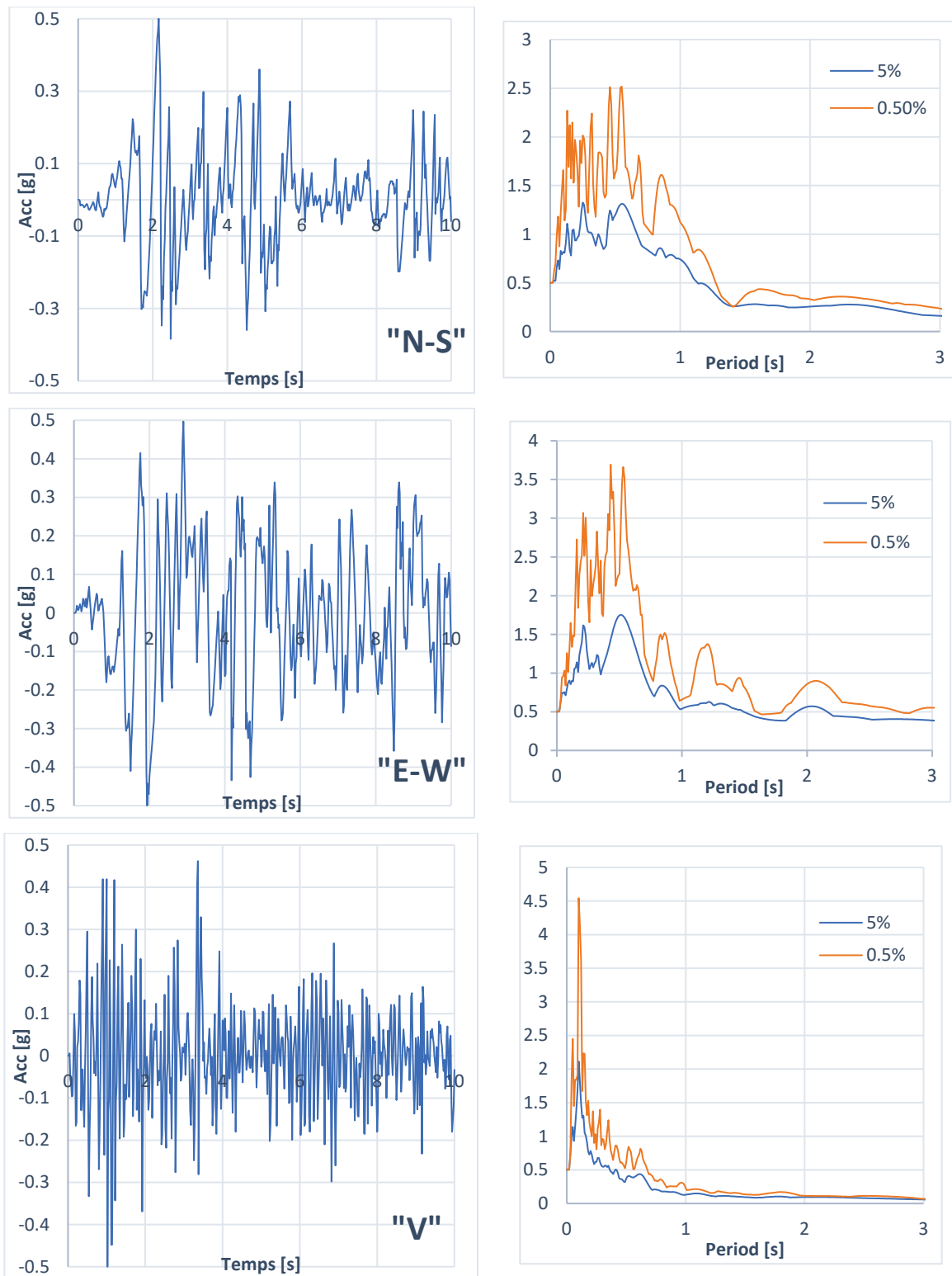


Figure 5.4. Les enregistrements sismiques et les spectres de réponse correspondant de séisme *El Centro*1940

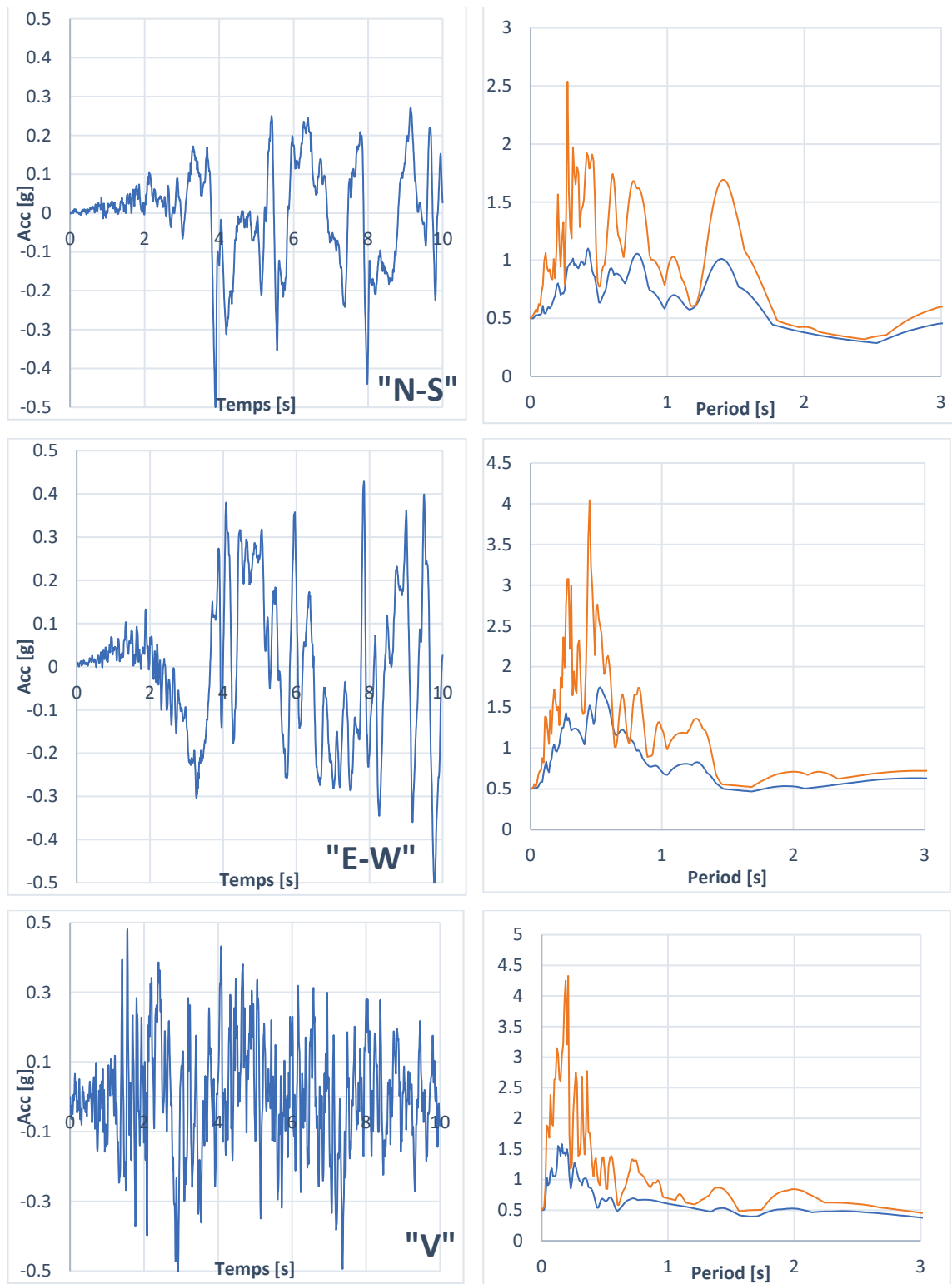


Figure 5.5. Les enregistrements sismiques et les spectres de réponse correspondant de séisme *Izmit-Kocaeli 1999*

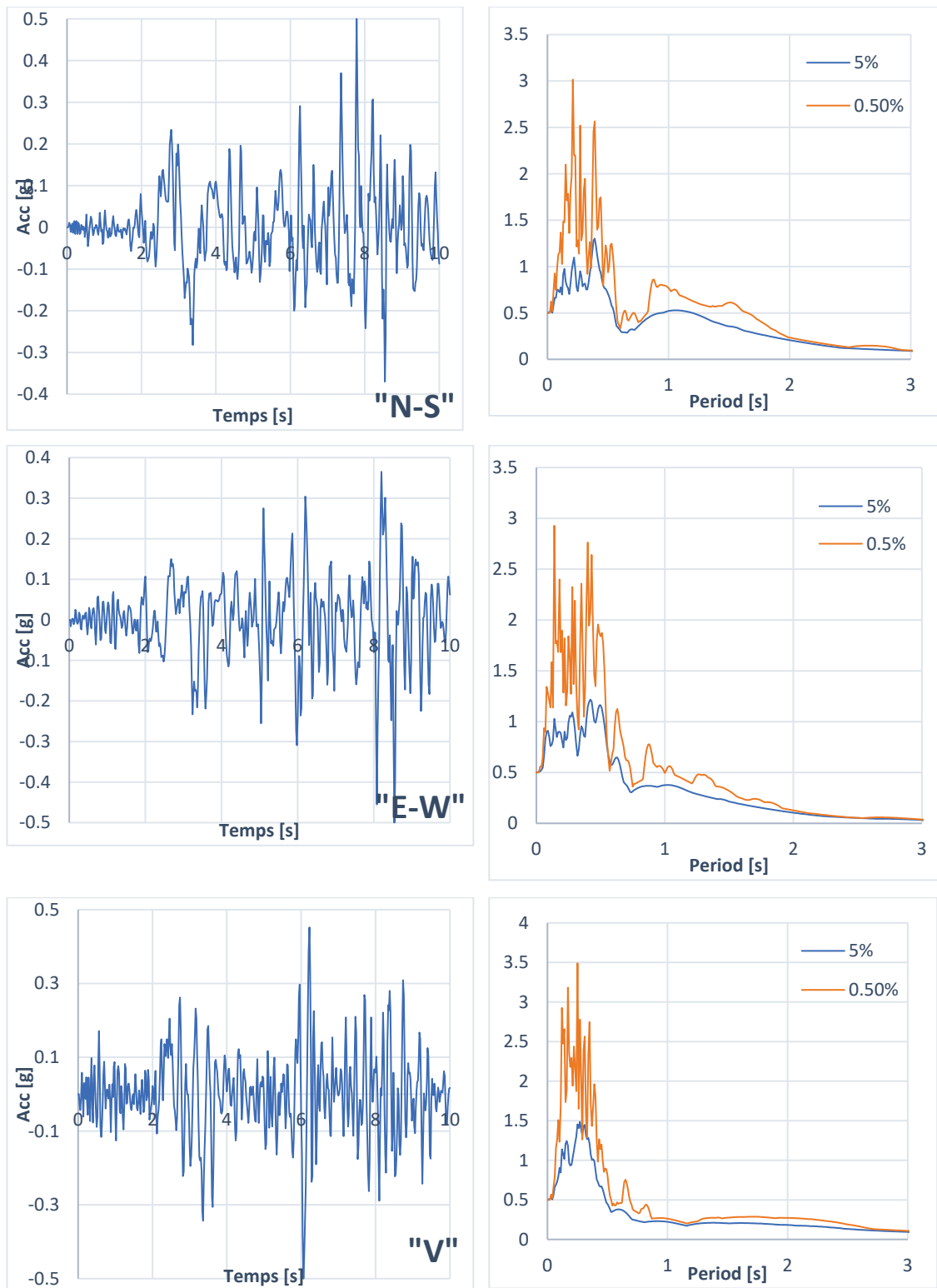


Figure 5.6. Les enregistrements sismiques et les spectres de réponse correspondant se séisme **San Fernando 1971**

5.7 Effet de contenu fréquentiel et de la composante verticale des excitations sismiques :

5.7.1 Analyse modale et validation des modèles numériques :

Une analyse modale a été entreprise pour déterminer les périodes naturelles et les modes propres correspondants convectifs et impulsifs.

Les facteurs de participation modale (FPM) dans les trois directions cartésiennes (X, Y, Z) pour chacun des modes convectifs et impulsifs sont déterminés. Le (FPM) le plus grand indique généralement l'importance de la contribution du mode dans la réponse à l'analyse dynamique correspondante.

Pour vérifier la validité des modèles numériques, les valeurs des périodes fondamentales obtenues des modèles par éléments finis ont été comparées aux valeurs de la formulation disponible dans l'Eurocode 8 pour les réservoirs cylindriques et rectangulaires. Cette formulation a été décrite en détail dans le chapitre 2. Une bonne correspondance entre les valeurs des deux formulations permet de confirmer la validité des modèles numériques.

Les tableaux 5.4 et 5.5 présentent les valeurs des périodes des modes fondamentaux calculées suivant les deux formulations. On peut constater qu'il y a une bonne correspondance entre les résultats des modèles en éléments finis et les formules de l'Eurocode 8. Ceci signifie que le code de calculs ADINA peut être utilisé avec confiance pour les simulations ultérieures.

Réservoir	Réservoir cylindrique (Direction X-X ou Y-Y)			
	Période convective T_c [s]		Période impulsive T_i [s]	
	ADINA	EC8	ADINA	EC8
Large	5.932	5.948	0.021	0.025
Moyen	3.524	3.539	0.035	0.032
Elancé	2.859	2.870	0.072	0.061

Tableau 5.4: Validation des modèles par éléments finis cylindriques

Réservoir	Réservoir rectangulaire (direction X-X)				Réservoir rectangulaire (direction Y-Y)			
	Période convective T_c [s]		Période impulsive T_i [s]		Période convective T_c [s]		Période impulsive T_i [s]	
	ADINA	EC8	ADINA	EC8	ADINA	EC8	ADINA	EC8
Large	7.064	7.068	0.096	0.079	4.895	4.902	0.111	0.091
Moyen	3.995	3.997	0.161	0.158	3.156	3.157	0.251	0.244
Elancé	3.185	3.189	0.130	0.114	2.598	2.606	0.228	NA

Tableau 5.5: Validation des modèles par éléments finis rectangulaires

Réservoirs cylindriques					
Réservoir	Mode	Période [s]	FPM [%]		
			X	Y	Z
Elancé	1st	2.859	0.00	11.09	0.00
	2nd	2.859	11.09	0.00	0.00
Moyen	1st	3.524	31.56	0.00	0.00
	2nd	3.524	0.00	31.56	0.00
Large	1st	5.931	50.77	0.00	0.00
	2nd	5.931	0.00	50.77	0.00
Réservoirs rectangulaires					
Réservoirs	Mode	Période [s]	FPM [%]		
			X	Y	Z
Elancé	1st	3.184	12.17	0.00	0.00
	2nd	2.598	0.00	8.25	0.00
Moyen	1st	3.995	33.84	0.00	0.00
	2nd	3.155	0.00	24.47	0.00
Large	1st	7.064	49.90	0.00	0.00
	2nd	4.895	0.00	46.20	0.00

Tableau 5.6: Les deux premiers modes convectifs des réservoirs cylindriques et rectangulaires avec ses FPM

Réservoirs cylindriques					
Réservoirs	Mode	Période [s]	FPM [%]		
			X	Y	Z
Elancé	1 st	0.072	0.00	64.86	0.00
	2 nd	0.072	64.86	0.00	0.00
	3 rd	0.057	0.00	0.00	57.91
Moyen	1 st	0.035	50.83	0.00	0.00
	2 nd	0.035	0.00	50.91	0.00
	3 rd	0.032	0.00	0.00	28.36
Large	1 st	0.021	17.08	0.00	0.00
	2 nd	0.021	0.00	17.08	0.00
	3 rd	0.020	0.00	0.00	9.43
Réservoirs rectangulaires					
Réservoirs	Mode	Période [s]	FPM [%]		
			X	Y	Z
Elancé	1 st	0.458	0.00	0.00	37.41
	2 nd	0.228	0.00	55.16	0.00
	3 rd	0.130	53.53	0.00	0.00
Moyen	1 st	0.284	0.00	0.00	8.01
	2 nd	0.251	0.00	31.37	0.00
	3 rd	0.161	21.35	0.00	0.00
Large	1 st	0.112	0.00	0.00	0.87
	2 nd	0.111	0.00	10.50	0.00
	3 rd	0.096	6.43	0.00	0.00

Tableau 5.7: Les trois premiers modes impulsifs des réservoirs cylindriques et rectangulaires avec ses FPM

Dans les tableaux 5.6 et 5.7, les périodes naturelles et les FPM des réservoirs cylindriques dans les deux directions horizontales sont identiques en raison de l'axisymétrie.

On remarque qu'il y a une augmentation du FPM impulsif en fonction de paramètre d'élancement γ des réservoirs quelle que soit la forme, cylindrique ou rectangulaire, par contre le FPM convectif diminue.

Les périodes des modes impulsifs des réservoirs rectangulaires sont largement plus grandes que celles des réservoirs cylindriques allant de 80% à 400% et peuvent atteindre 800% pour les modes vibration verticaux. Au contraire, pour les périodes des modes convectifs la différence ne dépasse pas 20%.

Le mode de vibration dans la direction verticale dans les réservoirs cylindriques se produit au troisième mode par contre dans les réservoirs rectangulaires il survient au premier mode, ce qui suggère une importante influence possible de la composante verticale des séismes sur les réservoirs rectangulaires.

La Figure 5.8 représente la forme modale de trois premiers modes impulsifs des réservoirs rectangulaires. Tandis que la Figure 5.7 représente la forme modale des trois premiers modes impulsifs de réservoirs cylindriques.

La Figure 5.9 représente les deux premiers modes convectifs de ballonnement des réservoirs cylindriques, alors que la Figure 5.10 représente la forme modale des deux premiers modes convectifs des réservoirs rectangulaires.

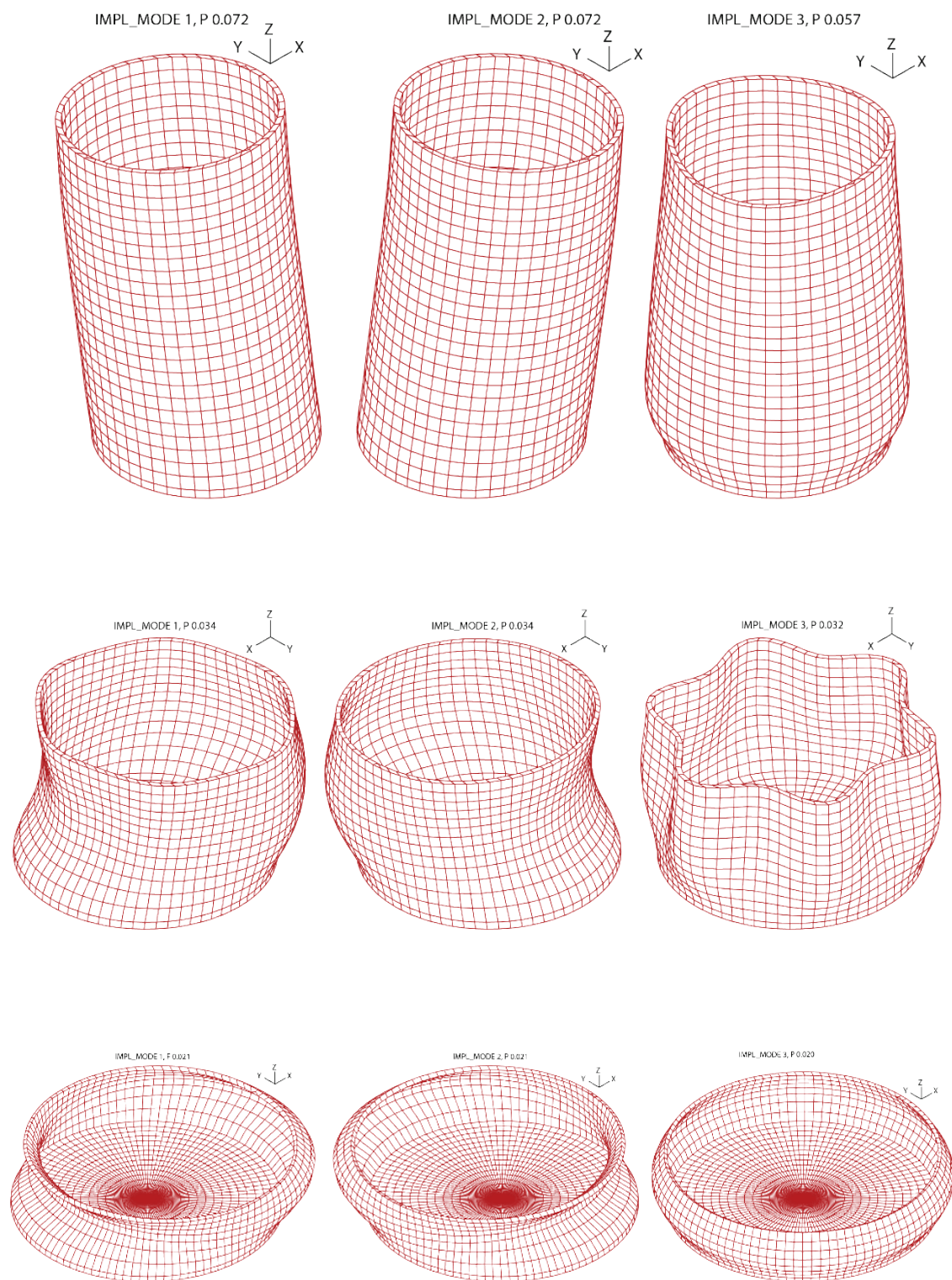


Figure 5.7: Modes impulsifs de modèles cylindriques

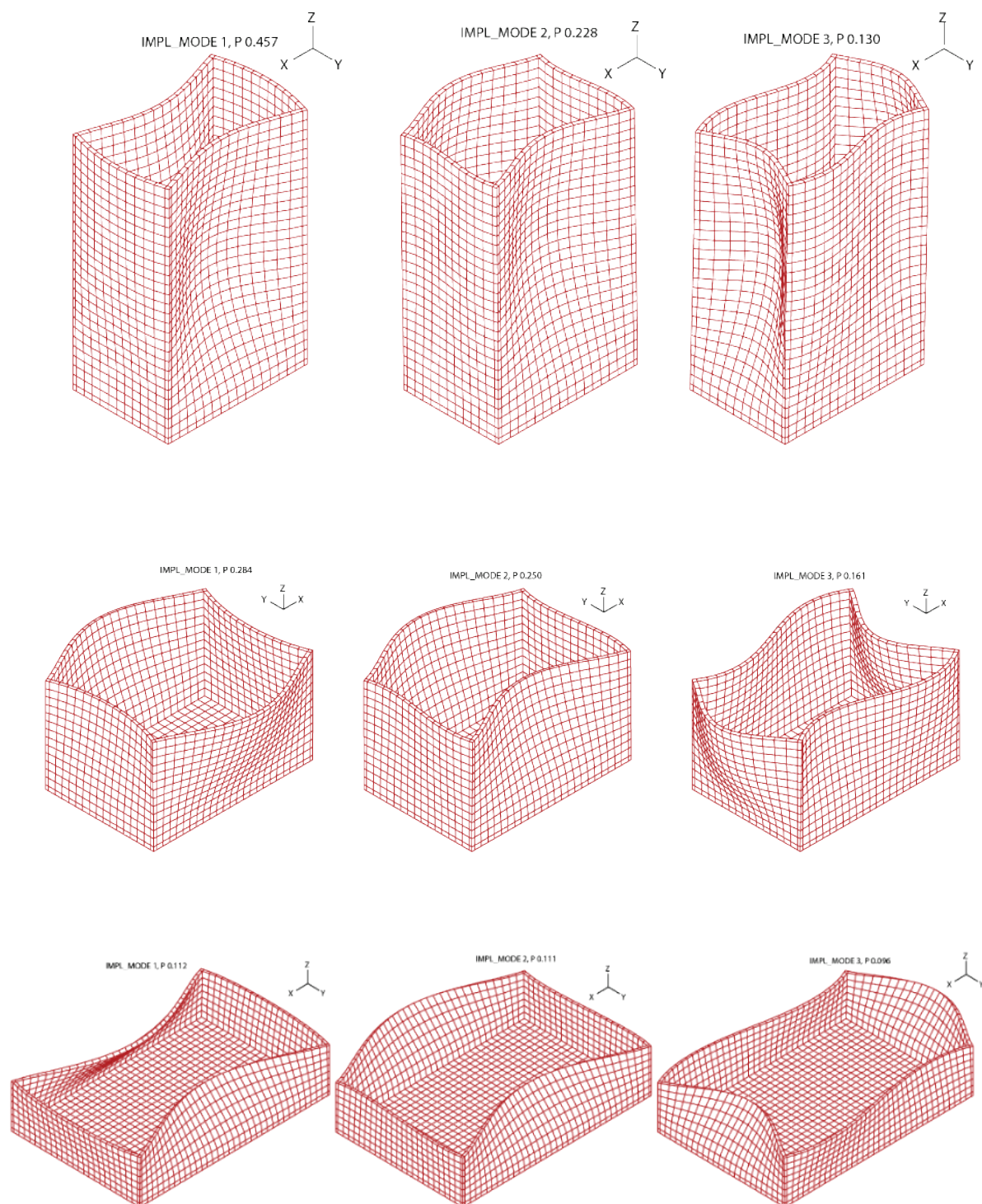


Figure 5.8: Modes impulsifs de modèles rectangulaires

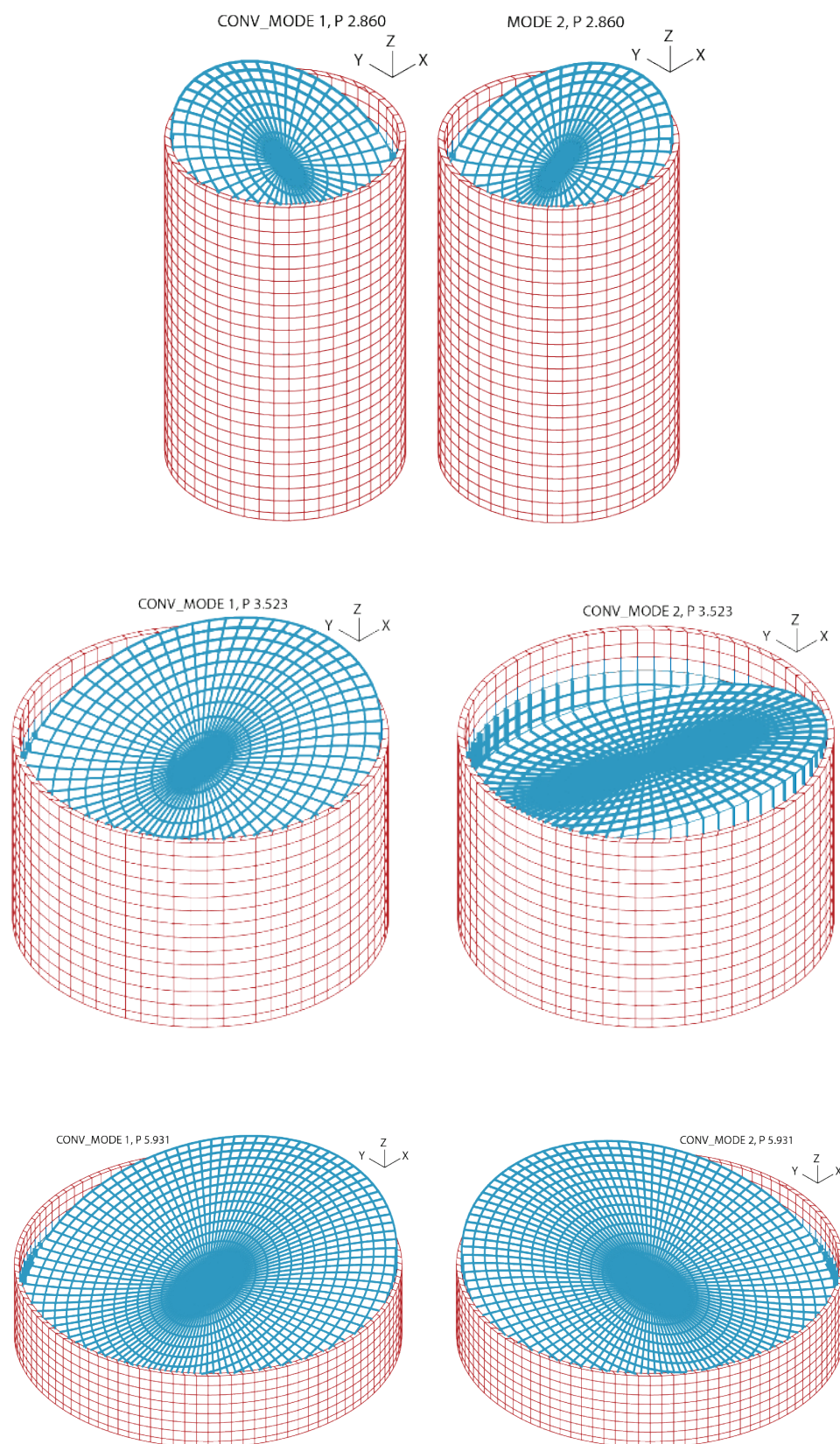


Figure 5.9: Modes convectifs des réservoirs cylindriques

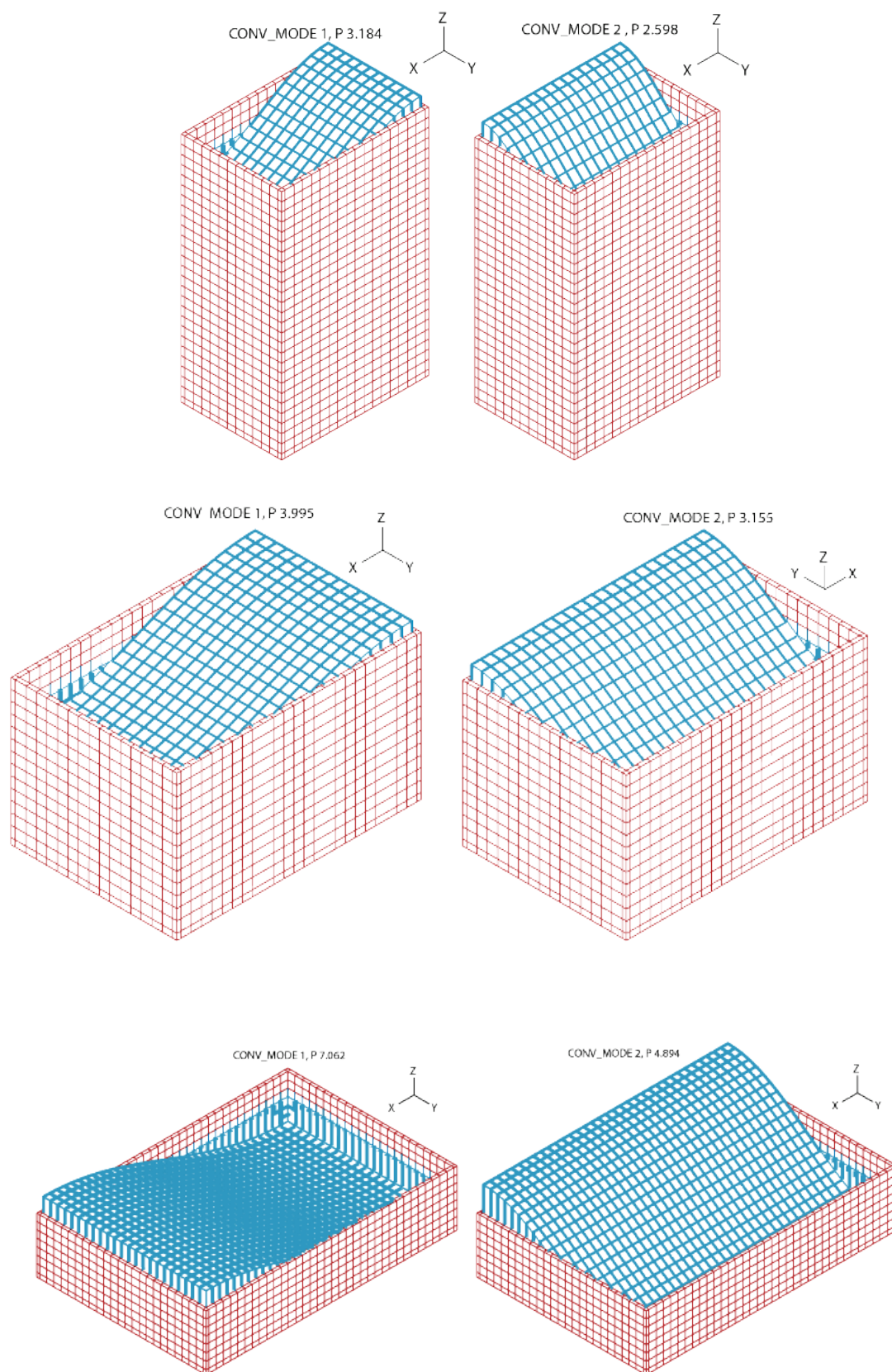


Figure 5.10: Modes convectifs des réservoirs rectangulaires

5.7.2 Analyse temporelle :

Dans cette partie, on étudiera l'effet du contenu fréquentiel du séisme et de sa composante verticale sur la réponse dynamique des réservoirs posés sur le sol à l'aide d'une analyse temporelle. Pour cela, les quatre mouvements du sol mentionnés précédemment et qui ont un contenu fréquentiel différent ont été utilisés.

La méthode directe d'intégration pas à pas de Newmark est utilisée pour obtenir la réponse temporelle des modèles de réservoirs éléments finis sous chaque mouvement de sol. Une matrice d'amortissement de Rayleigh est adoptée en fonction du rapport d'amortissement désiré pour les modes convectifs (0.5%) et les modes impulsifs (5 %) (ce qui est considéré comme une contribution de la paroi du réservoir en béton). Nos modèles de réservoir sont d'abord analysés sous les deux composantes horizontales puis analysées à nouveau sous les deux composantes horizontales plus la composante verticale, afin d'étudier l'effet de la composante verticale sur la réponse de la paroi du réservoir et la hauteur du ballonnement.

Les paramètres d'intérêt sont le déplacement vertical du liquide (la hauteur maximale de vague de ballonnement) et le déplacement horizontal des parois des réservoirs.

5.7.2.1 Hauteur de vague de ballonnement :

Les valeurs maximales de la hauteur des vagues pour les modèles de réservoirs cylindriques et rectangulaires sous chaque séisme sont présentées dans le Tableau 5.8.

Les valeurs de la hauteur des vagues sont plus importantes dans les séismes « EL CENTRO (1940) » et « IZMIT-KOCAELI (1999) ».

Ces résultats sont une indication de l'influence du contenu fréquentiel des enregistrements sismique. Pour ces deux séismes, la hauteur des vagues atteint des valeurs plus de 1.5 m dans tous les modèles des réservoirs, soit élancé, moyen ou large, ces valeurs sont considérées comme très importantes.

Le paramètre de fréquence qui peut avoir une influence directe sur la hauteur des vagues de ballonnement est le rapport PGV/PGA. Ce paramètre pour les deux tremblements de terre « EL CENTRO (1940) » et « IZMIT-KOCAELI (1999) » a une valeur supérieure à 0,1 dans la plupart des composantes et atteint sa plus grande valeur 0,38 pour la composante EW de « IZMIT-KOCAELI (1999) », où la hauteur des vagues atteint sa valeur maximale pour tous les modèles des réservoirs. Les valeurs de la période moyenne des trois composantes de ces deux séismes sont aussi importantes par rapport aux deux autres séismes.

La différence dans la hauteur de la vague entre les réservoirs cylindrique et rectangulaire est variable et dépend du modèle et du séisme appliqué, mais en général, elle ne dépasse pas 50%.

D'après le Tableau 5.8, nous pouvons voir clairement que l'effet de la composante verticale sur la hauteur des vagues de ballonnement dans les réservoirs cylindriques et rectangulaires n'est pas significatif.

Enregistrements sismique	Composante	Elancé [m]		Moyen [m]		Large [m]	
		Cyl	Rec	Cyl	Rec	Cyl	Rec
CHICHI Aftershock (1999)	<i>[2H]</i>	0.523	0.266	0.587	0.302	0.658	0.296
	<i>[2H+V]</i>	0.523	0.269	0.587	0.302	0.658	0.296
EL CENTRO (1940)	<i>[2H]</i>	2.023	2.324	1.727	1.936	1.450	1.429
	<i>[2H+V]</i>	2.023	2.319	1.727	1.933	1.450	1.428
IZMIT-KOCAELI (1999)	<i>[2H]</i>	2.671	3.124	4.660	5.743	2.935	3.467
	<i>[2H+V]</i>	2.671	3.123	4.660	5.746	2.935	3.467
SAN FERNANDO (1971)	<i>[2H]</i>	0.538	0.609	0.614	0.482	0.779	0.464
	<i>[2H+V]</i>	0.538	0.609	0.614	0.482	0.779	0.464

Tableau 5.8: Hauteur maximale des vagues de ballonnement dans les modèles des réservoirs cylindriques et rectangulaires sous les quatre tremblements de terre. (2H: deux composantes horizontales; 2H + V: deux composantes horizontale et une verticale)

5.7.2.2 Déplacement des parois des réservoirs :

Le nœud où le déplacement maximum (en valeur absolu) de la réponse du réservoir durant l'excitations sismiques est pris et son déplacement est enregistré. Le temps de 0 à 1 sec représente la réponse statique et de 1 à 11 sec représente la réponse dynamique sous le mouvement sismique.

Malgré le fait que tous les réservoirs avaient la même épaisseur (20 cm), les déplacements horizontaux de la paroi sous les mouvements sismiques étaient plus importants dans les réservoirs rectangulaires que dans les réservoirs cylindriques. La valeur maximale du déplacement a atteint 63 mm dans des réservoirs rectangulaires (Figure 5.15-a) tandis que dans le réservoir cylindrique, elle a seulement 1 mm dans le modèle élancé cylindrique (Figure 5.11-c). Ceci peut être expliqué par la grande résistance de la forme cylindrique à la pression hydrostatique et hydrodynamique, et le fait que les périodes impulsives naturelles de réservoirs cylindriques sont très petites [0.02-0.07]sec et hors de l'intervalle des périodes moyennes des mouvements sismiques [0.28-1.34]sec. D'autre part, les périodes impulsives naturelles des réservoirs rectangulaires [0.10-0.46]sec ont un intervalle qui coïncide avec celui des périodes

moyennes des mouvements sismiques. En outre, le tremblement de terre Izmit-Kocaeli (1999) a une période moyenne importante (1.34 s) qui peut être proche des modes convectifs (> 2.5 s).

L'effet de la composante verticale des mouvements sismiques sur les réservoirs cylindriques était insignifiant dans le réservoir élancé (Figure 5.11). Par contre la composante verticale résulte en une augmentation d'environ 9% du déplacement horizontal du réservoir cylindrique moyen et de 11% pour le réservoir cylindrique large.

Les réservoirs rectangulaires se sont révélés être plus sensibles à la composante verticale par rapport aux réservoirs cylindriques et l'augmentation du déplacement horizontal était d'environ 24%, en particulier pour le réservoir élancé. Cet effet est plus prononcé lorsque la période de la composante verticale du tremblement de terre est proche de la période naturelle du mode vertical (Figure 5.14).

En général, le réservoir élancé est plus sensible à la composante verticale du mouvement sismique et sa réponse varie d'un séisme à un autre.

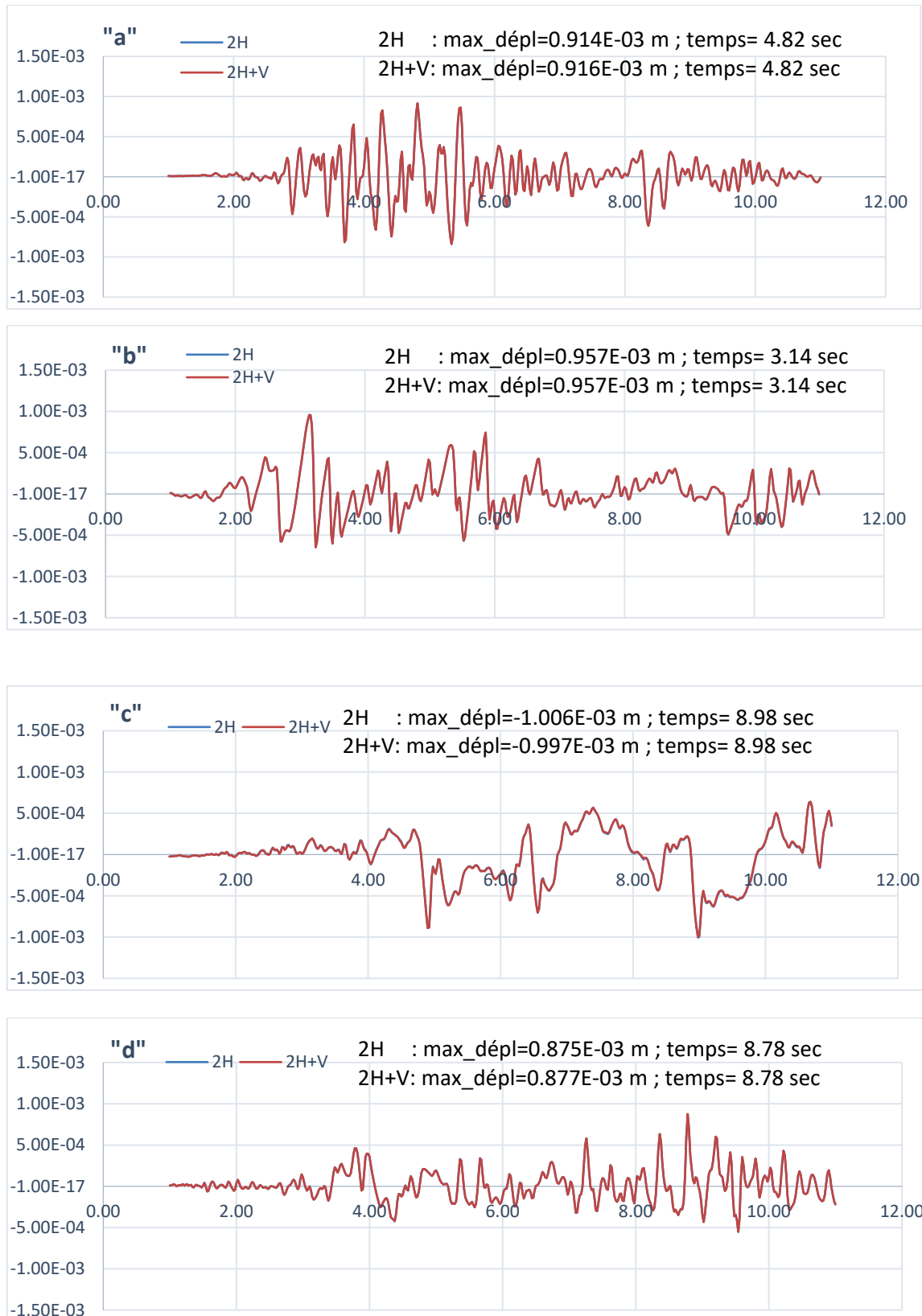


Figure 5.11: Réponse du réservoir cylindrique élancé pour a- CHICHI aftershock, b- EL CENTRO, c-IZMIT-KOCAELI et d-SAN FERNANDO (2H: deux composantes horizontales; 2H + V: deux composantes horizontale et verticale)

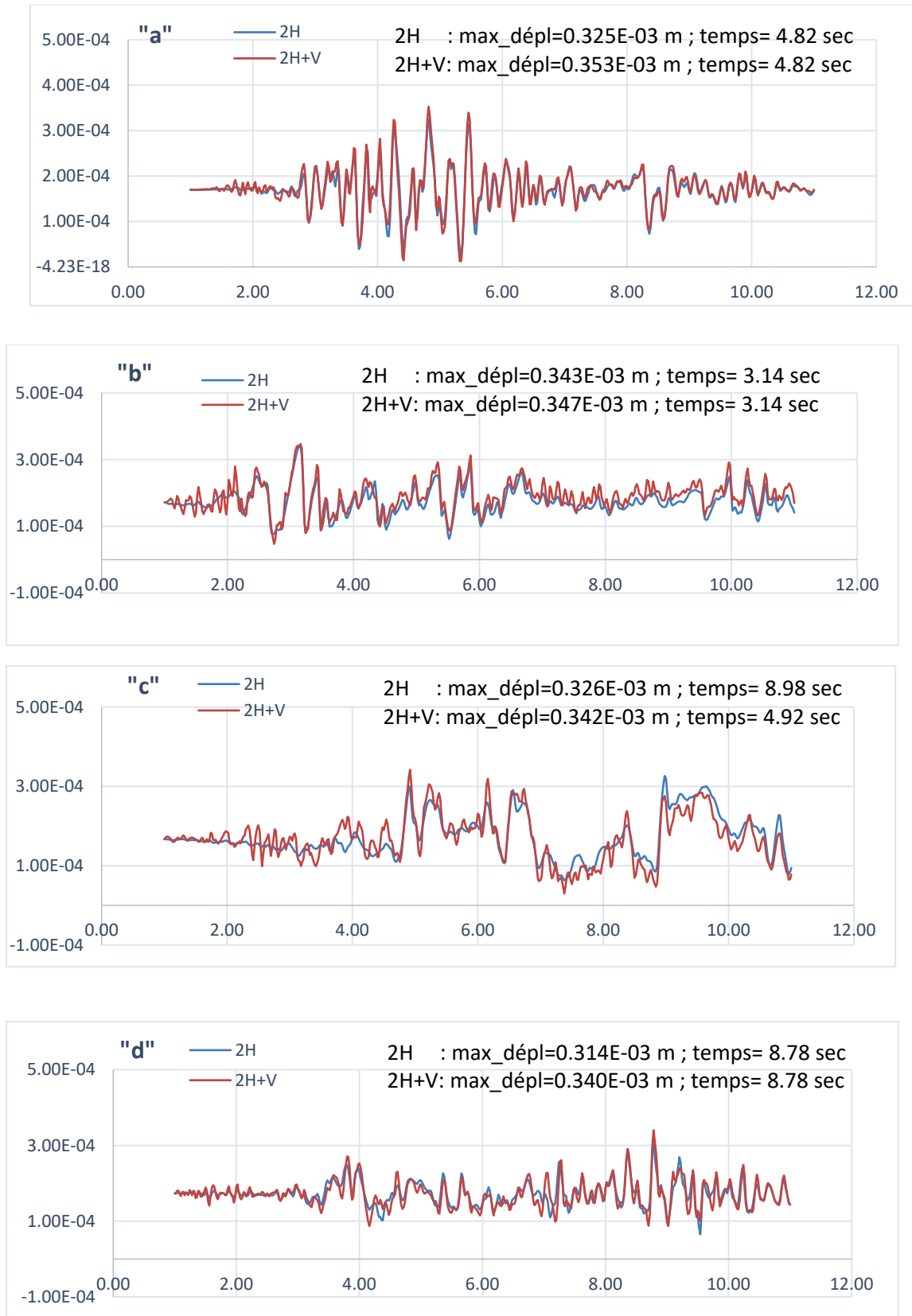


Figure 5.12: Réponse du réservoir Cylindrique Moyen pour a- CHICHI aftershock, b- EL CENTRO, c-IZMIT-KOCAELI et d-SAN FERNANDO (2H: deux composantes horizontales; 2H + V: deux composantes horizontale et verticale)

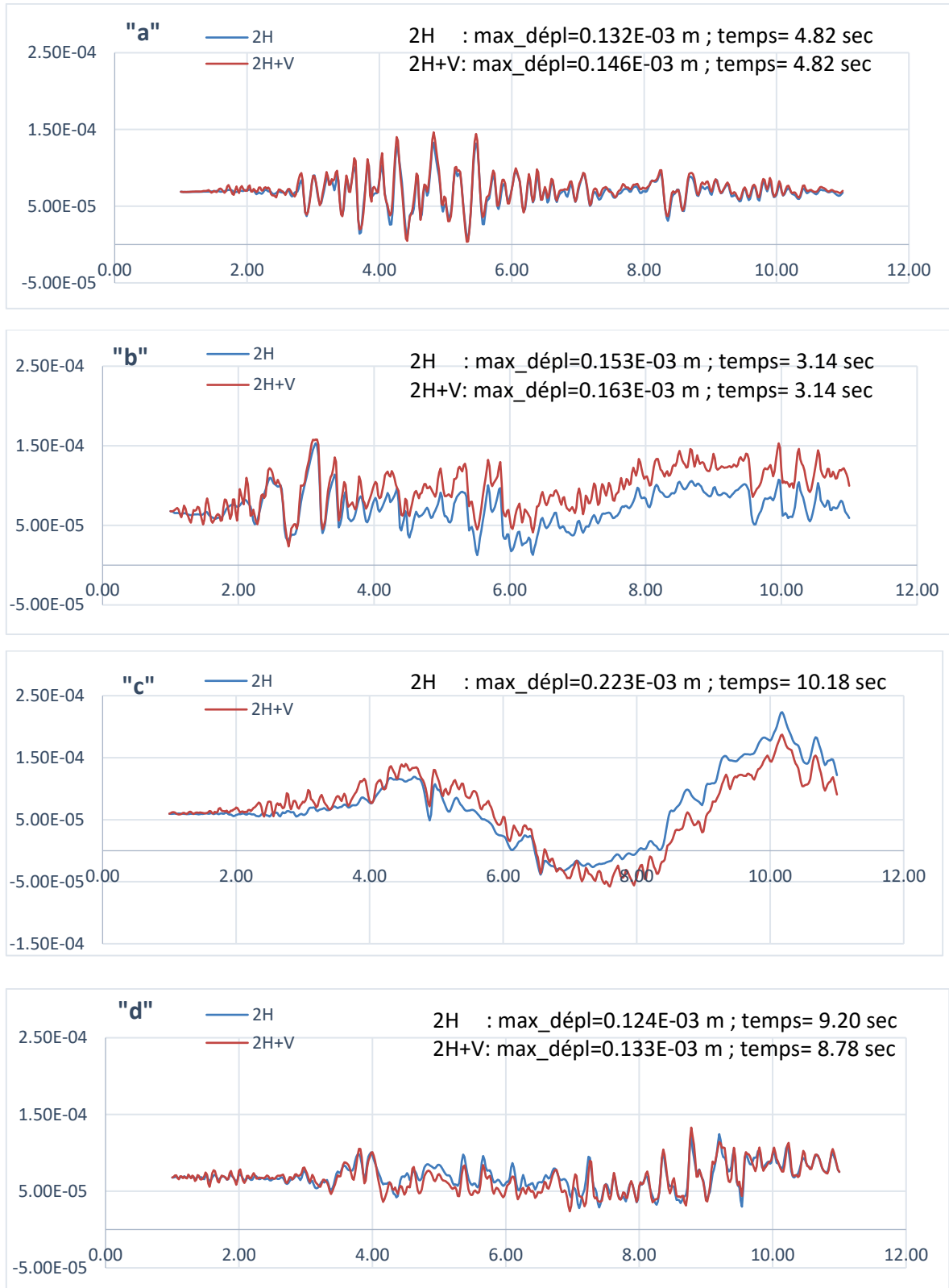


Figure 5.13: Réponse du réservoir **Cylindrique Large** pour a- CHICHI aftershock, b- EL CENTRO, c- IZMIT-KOCAELI et d- SAN FERNANDO (2H: deux composantes horizontales; 2H + V: deux composantes horizontale et verticale)

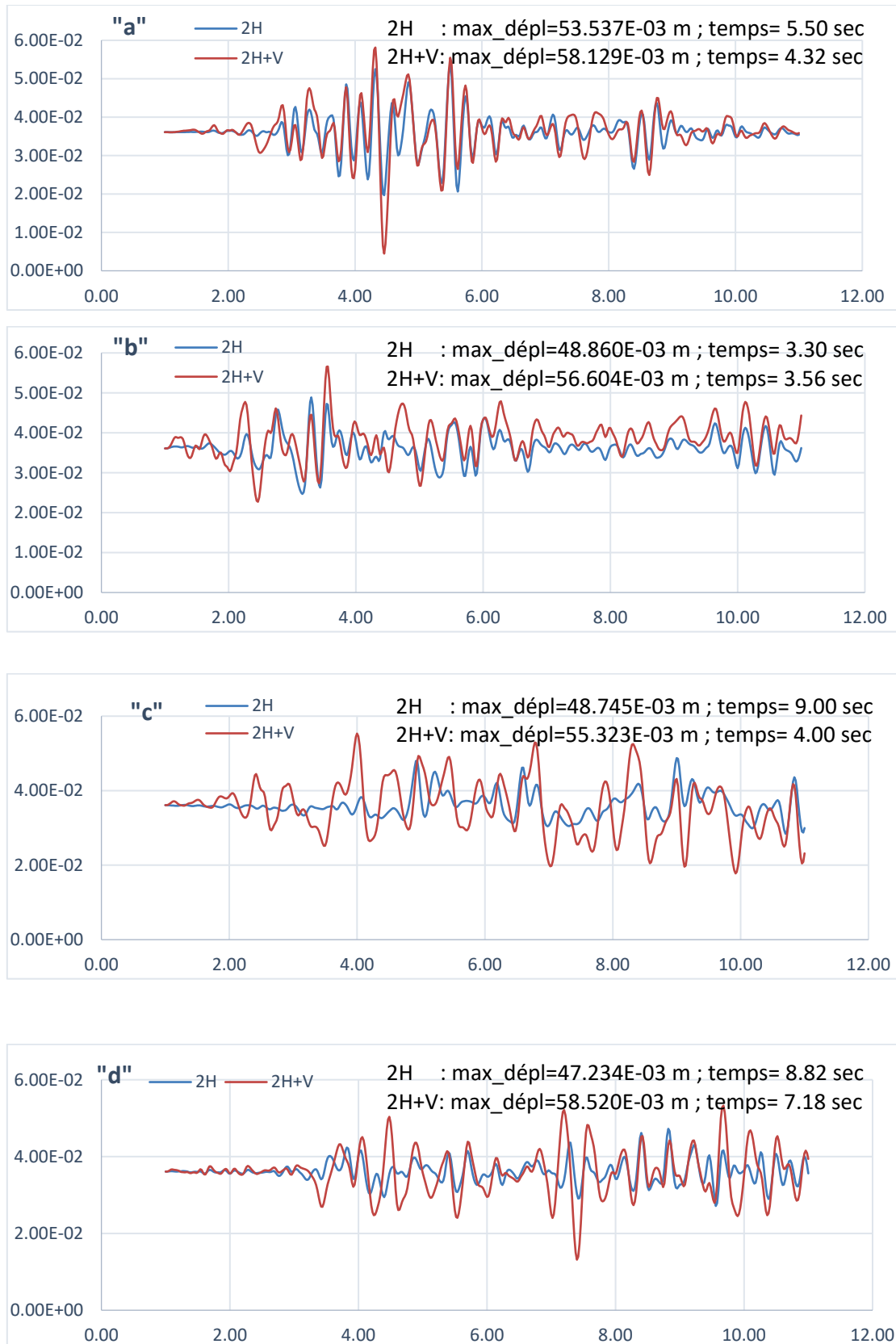


Figure 5.14: Réponse du réservoir **Rectangulaire Elancé** pour a- CHICHI aftershock, b- EL CENTRO, c-IZMIT-KOCAELI et d-SAN FERNANDO (2H: deux composantes horizontales; 2H + V: deux composantes horizontale et verticale)

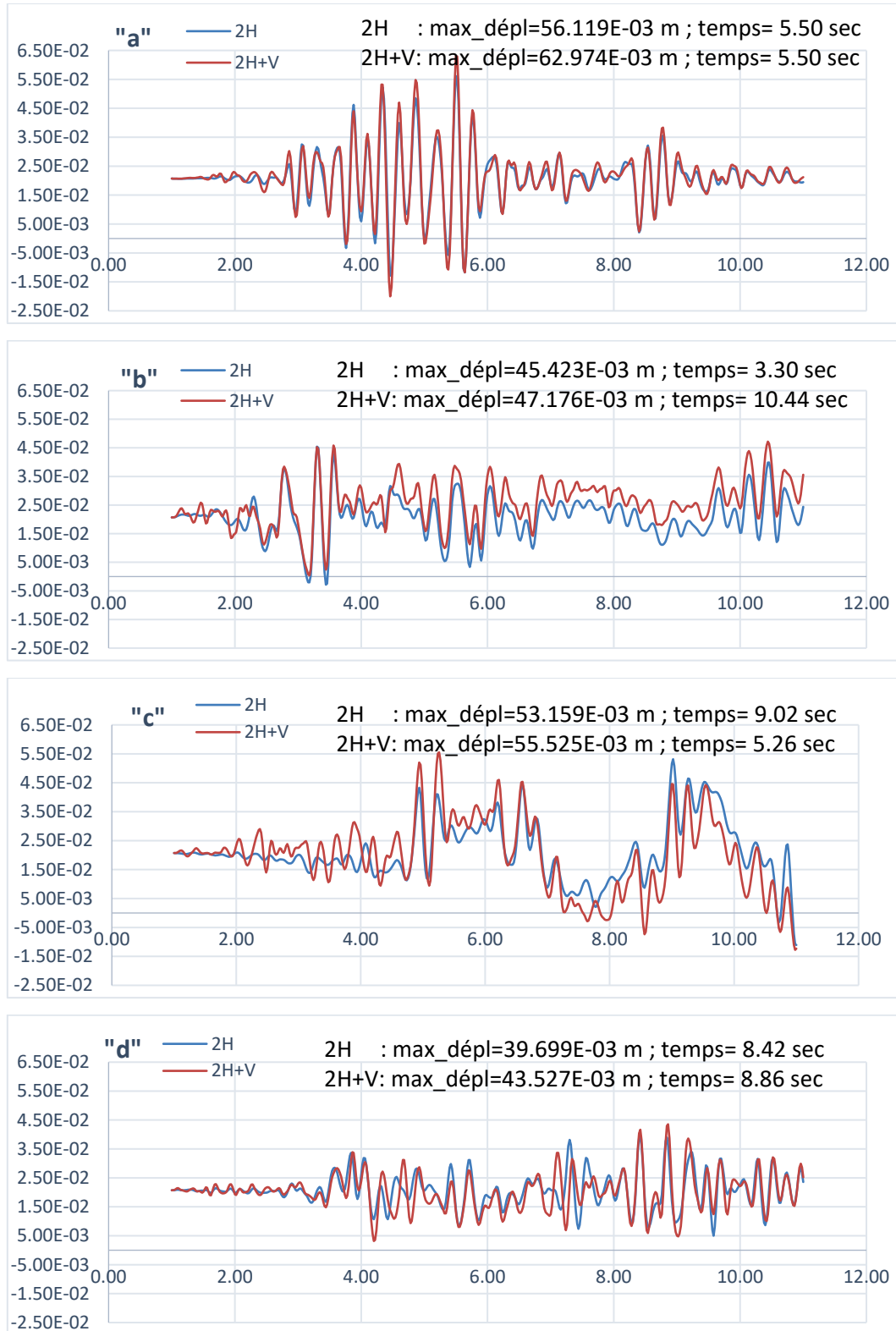


Figure 5.15: Réponse du réservoir Rectangulaire Moyen pour a- CHICHI aftershock, b- EL CENTRO, c- IZMIT-KOCAELI et d- SAN FERNANDO (2H: deux composantes horizontales; 2H + V: deux composantes horizontale et verticale)

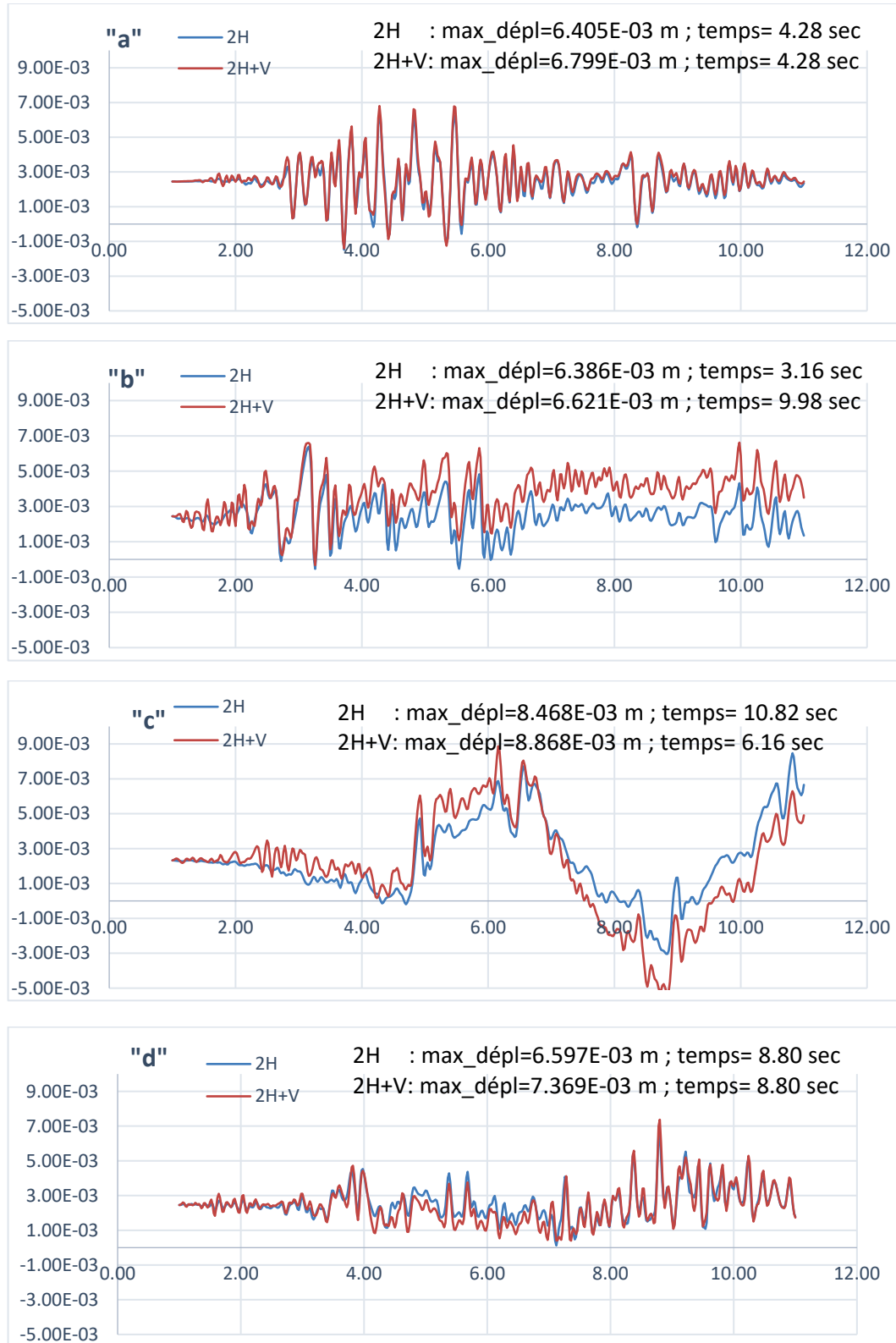


Figure 5.16: Réponse du réservoir **Rectangulaire Large** pour a- CHICHI aftershock, b- EL CENTRO, c-IZMIT-KOCAELI et d-SAN FERNANDO (2H: deux composantes horizontales; 2H + V: deux composantes horizontale et verticale)

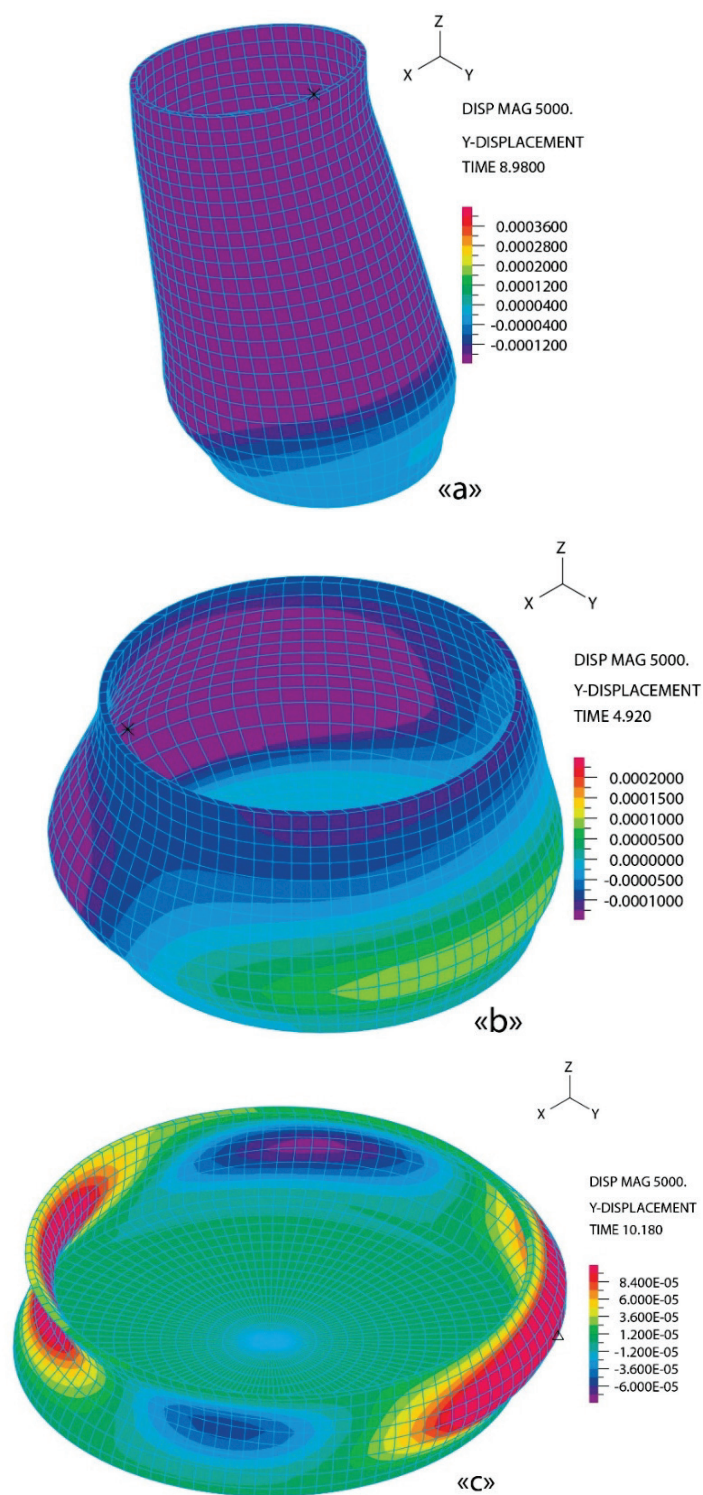


Figure 5.17: Déplacement maximal des réservoirs cylindriques sous le tremblement de terre "IZMIT-KOCAELI (1999)"

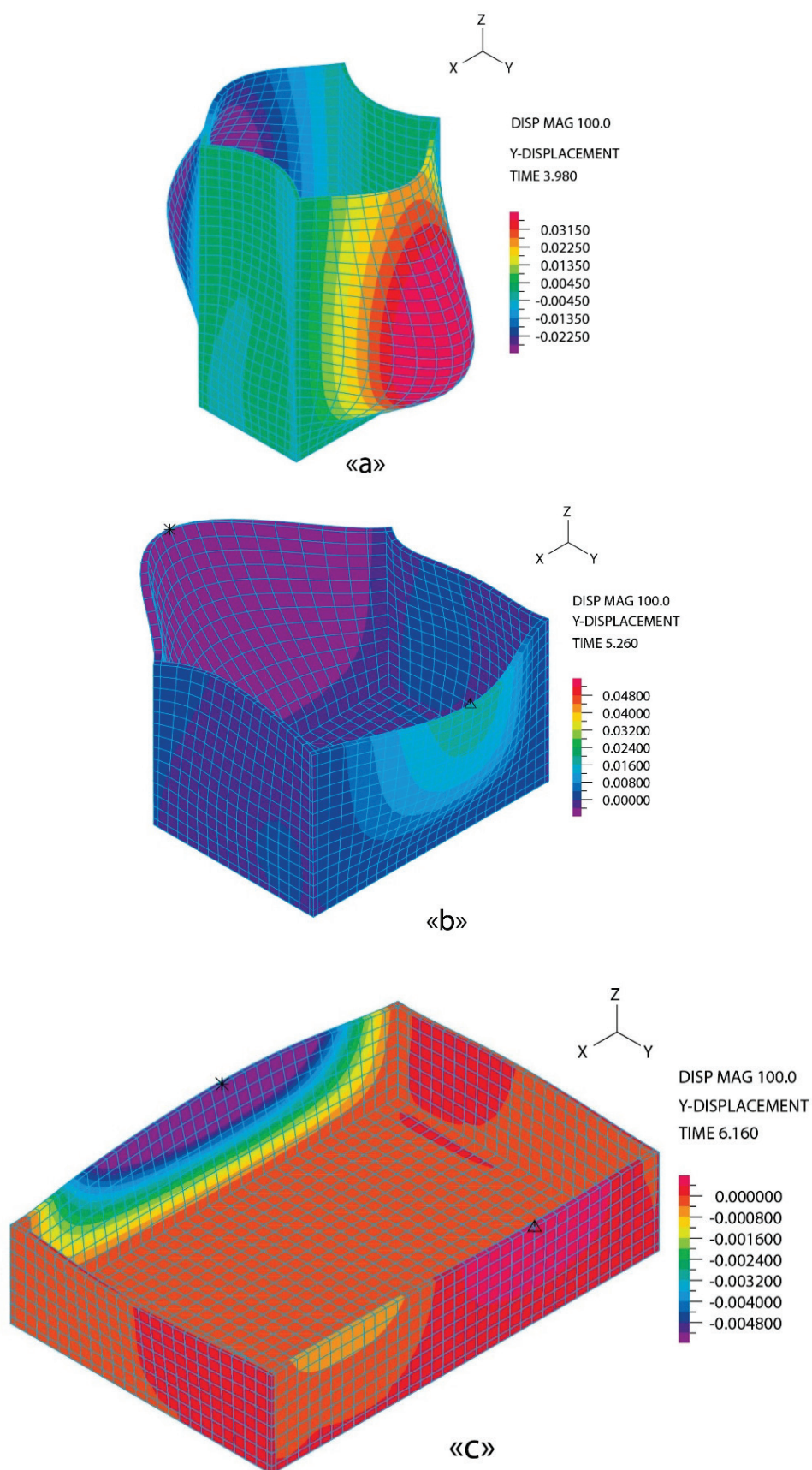


Figure 5.18: Déplacement maximal des réservoirs rectangulaires sous le tremblement de terre "IZMIT-KOCAELI (1999)"

Les figures 5.17 et 5.18 montrent le déplacement maximal des modèles de réservoir sous le mouvement sismique "IZMIT-KOCAELI (1999)". Les mêmes formes de déformation sont observées pour les trois autres mouvements sismiques.

Des figures précédentes, on peut voir que pour les réservoirs cylindriques élancé et les réservoirs rectangulaires large et moyen, le déplacement maximal a lieu au sommet de la paroi du réservoir, alors que pour le réservoir rectangulaire élancé et les réservoirs cylindriques large et moyen, le déplacement maximal se produit au milieu de la paroi.

5.8 Influence du niveau de liquide sur le comportement des réservoirs :

Une analyse modale a été entreprise sur les six modèles de réservoirs déjà décrits (trois cylindriques et trois rectangulaires) sous différents niveaux de liquide, 00%, 20%, 40%, 60%, 80% et 100%. Ensuite une analyse temporelle a été faite pour déterminer la variation du moment fléchissant et de l'effort tranchant au niveau des parois des réservoirs. Les niveaux de liquide dans chaque modèle de réservoir sont résumés dans les tableaux 5.9 et 5.10.

Réservoirs cylindriques			
Niveau de liquide	Elancé [m]	Moyen [m]	Large [m]
0%	0	0	0
20%	2.254	1.084	0.486
40%	4.508	2.168	0.972
60%	6.762	3.252	1.458
80%	9.016	4.336	1.944
100%	11.27	5.42	2.43

Tableau 5.9: Niveaux de liquide pour chaque modèle de réservoirs cylindriques

Réservoirs rectangulaires			
Niveau de liquide	Elancé [m]	Moyen [m]	Large [m]
0%	0	0	0
20%	2.38	1.144	0.512
40%	4.76	2.288	1.024
60%	7.14	3.432	1.536
80%	9.52	4.576	2.048
100%	11.9	5.72	2.56

Tableau 5.10: Niveaux de liquide pour chaque modèle de réservoirs rectangulaires

5.8.1 Influence sur les modes convectifs (Ballotement) :

5.8.1.1 Variation de la période :

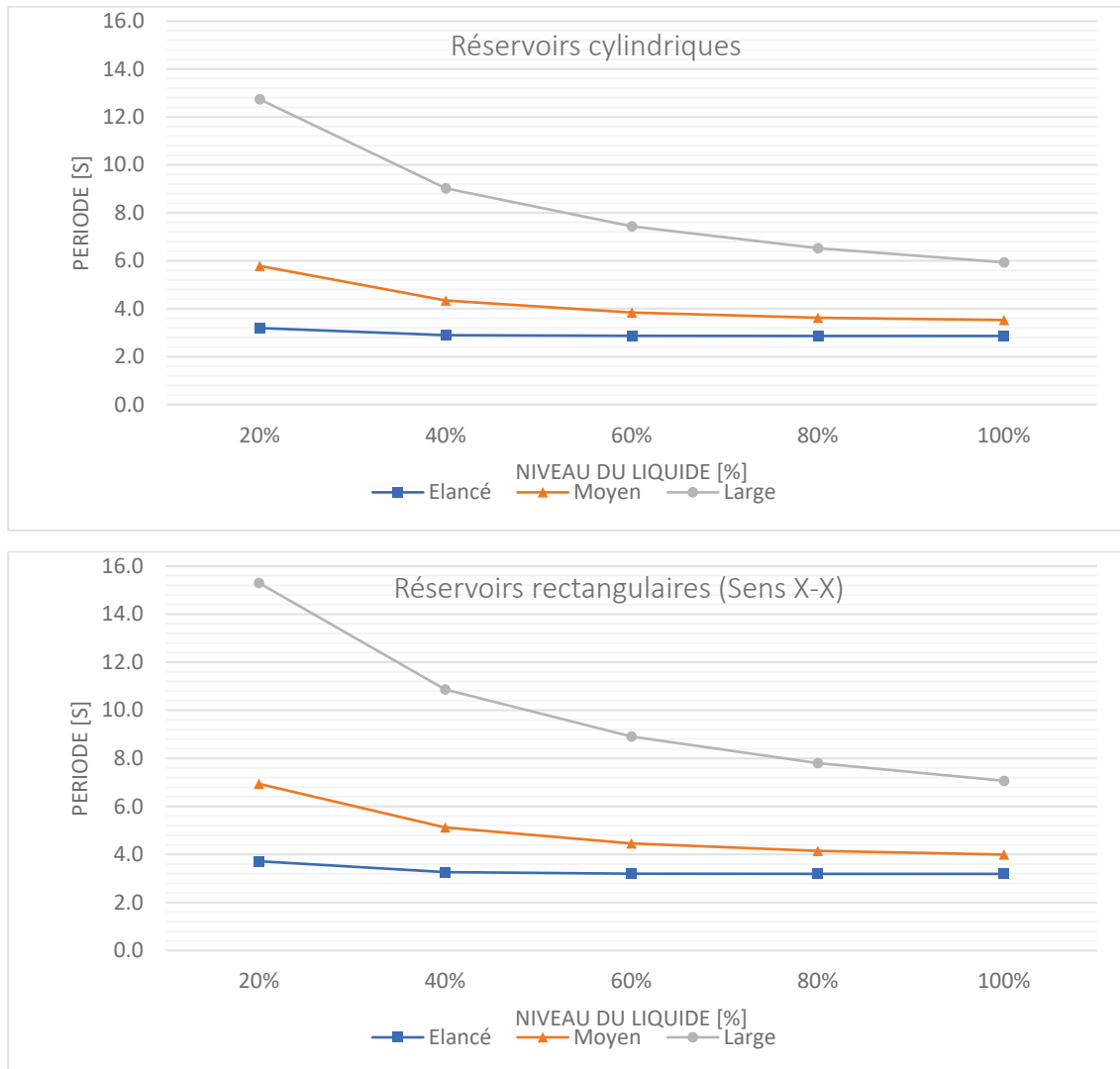


Figure 5.19 : Variations de la période du premier mode convectif en fonction de niveau de liquide

Les réservoirs cylindriques et rectangulaires ont le même comportement, quand le niveau de liquide augmente de 20% à 100% :

Les réservoirs larges ont des périodes convectives élevées, ils sont plus influencés par le niveau de liquide, la période est réduite de 53% pour la forme cylindrique et de 54% pour la forme rectangulaire dans le sens x-x

Les réservoirs moyens sont moins influencés, la réduction a été de 39% pour le réservoir cylindrique et de 42% pour le réservoir rectangulaire dans le sens x-x.

Les réservoirs élancés ont les périodes les plus petites, ils sont moins influencés par le niveau du liquide, la période convective est réduite de 10% seulement pour le réservoir cylindrique et de 14% pour le réservoir rectangulaire dans le sens x-x.

On peut remarquer que la période du mode convectif fondamental diminue avec l'augmentation du niveau de liquide dans les réservoirs, et plus la surface libre du liquide est plus grande, plus la période de mode convectif est grande et plus l'influence du niveau de liquide est importante.

5.8.1.2 Variation du facteur de participation modale (FPM) :

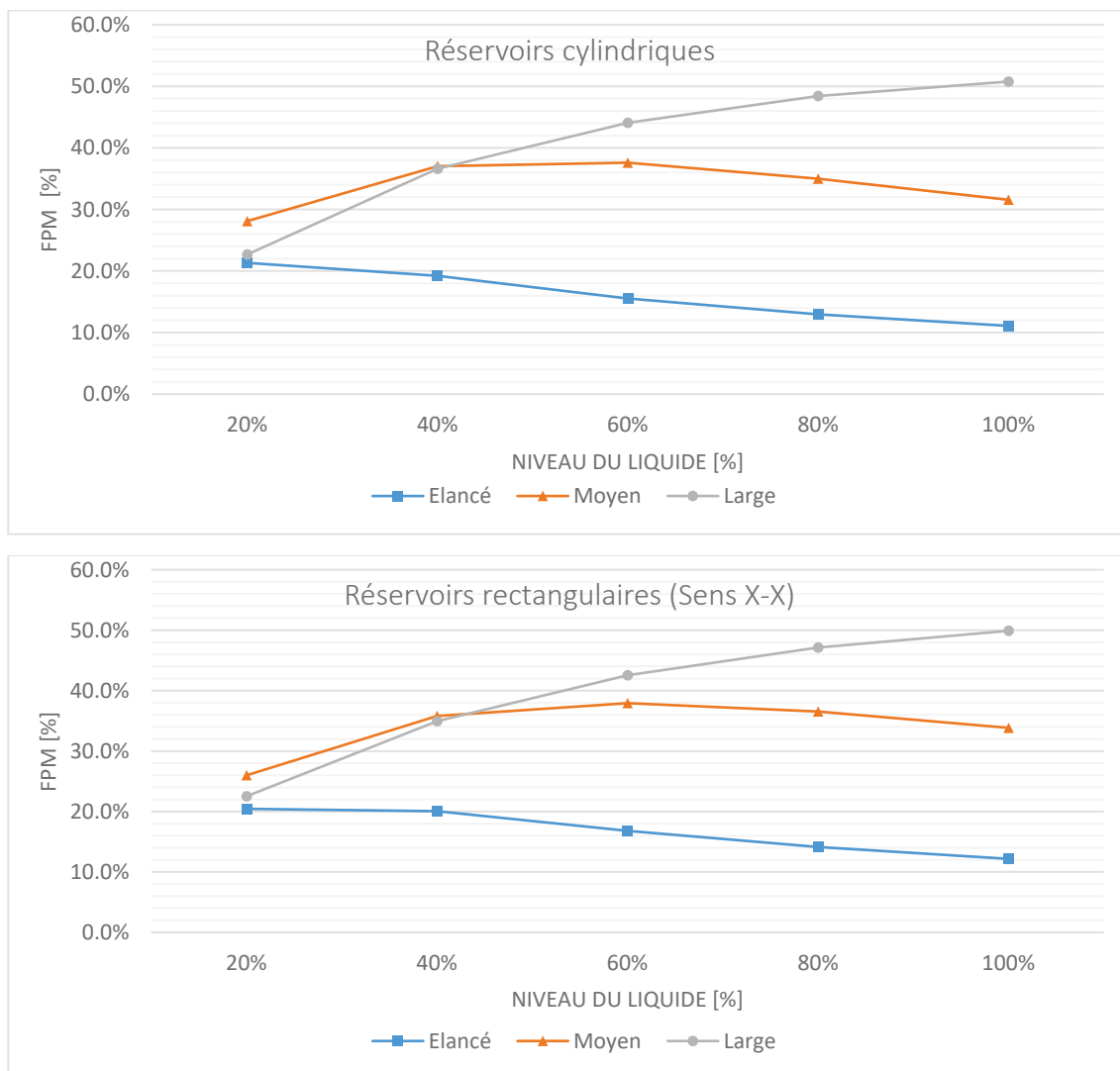


Figure 5.20: Variation dans le FPM du premier mode convectif en fonction de niveau de liquide

Les réservoirs cylindriques et rectangulaires ont le même comportement. La plupart des réservoirs au niveau de 20% de liquide ont un FPM proche (entre 20% et 30%), mais quand le

niveau de liquide accroît, la différence entre les trois catégories de réservoirs devienne plus grande.

Lorsque le niveau de fluide augmente de 20% à 100%, les FPM pour les réservoirs larges augmentent de 28% dans le cylindrique et 27% pour le rectangulaire dans le x-x. Par contre pour les réservoirs élancés, le FPM est réduit de 10% que ce soit pour les réservoirs cylindriques ou rectangulaires.

Les réservoirs moyens subissent des variations mineures, il y a une augmentation du FPM de 15% pour la forme cylindrique lorsque le niveau de liquide augmente de 20% à 60%, puis il diminue de 6% quand le niveau de liquide passe de 60% à 100%, de sorte que la variation totale de FPM n'est que de 9%. Pour la forme rectangulaire dans le sens x-x le FPM augmente de 12% puis diminue de 4%.

On peut remarquer que le FPM convectif augmente avec l'augmentation du niveau du liquide dans les réservoirs, mais seulement pour les réservoirs larges, tandis que pour les réservoirs élancés, se produit le contraire avec une légère diminution du FPM. Pour les réservoirs moyens, les FPM atteignent une valeur maximale quand le niveau de liquide est compris entre 50% et 60%. Ceci mène à la conclusion que le FPM convectif est lié au rapport H/R .

5.8.2 Influence sur les modes impulsifs :

5.8.2.1 Variation de la période :

Quand le niveau de liquide augmente de 00% à 100% dans les réservoirs cylindriques, la période impulsive du réservoir élancé augmente de 67%, le réservoir moyen a des périodes impulsives inférieures à celles du réservoir élancé, mais l'augmentation de la période atteint 84% et pour le réservoir large les périodes impulsives sont plus petites et augmentent de 31%.

Les réservoirs rectangulaires exhibent presque le même comportement ce qui concerne l'influence du niveau de liquide qui accroît la période du mode naturel impulsif. L'augmentation de la période impulsive pour les réservoirs élancé, moyen et large est de 88%, 51% et 14% respectivement.

On constate que la période de mode impulsif naturel augmente avec l'augmentation du niveau de liquide dans les réservoirs, et plus le réservoir est élancé, plus l'influence de niveau de liquide est importante.

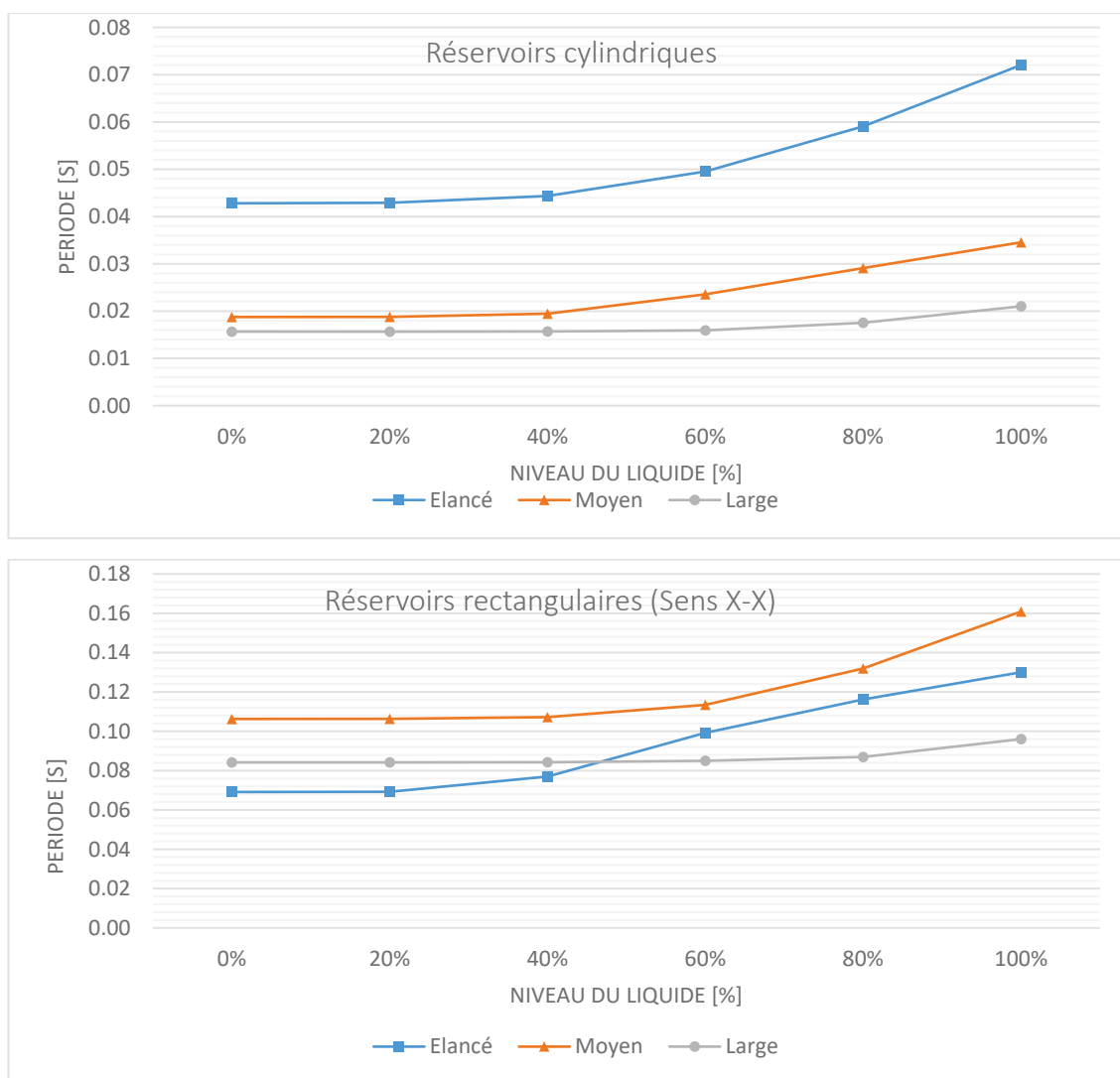
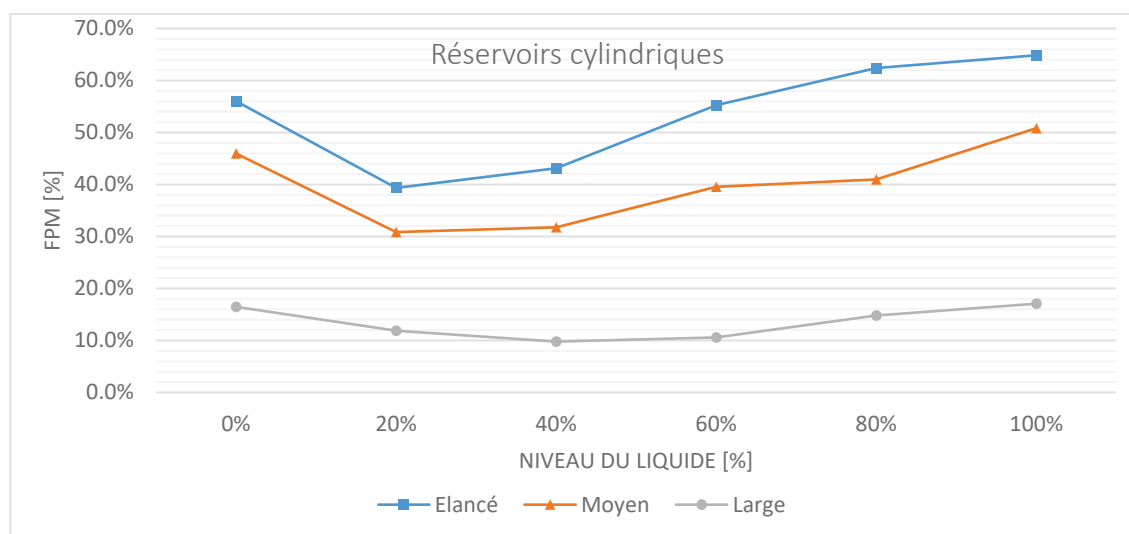


Figure 5.21: Variation de la période du premier mode impulsif en fonction de niveau de liquide

5.8.2.2 Variation du facteur de participation modale (FPM) :



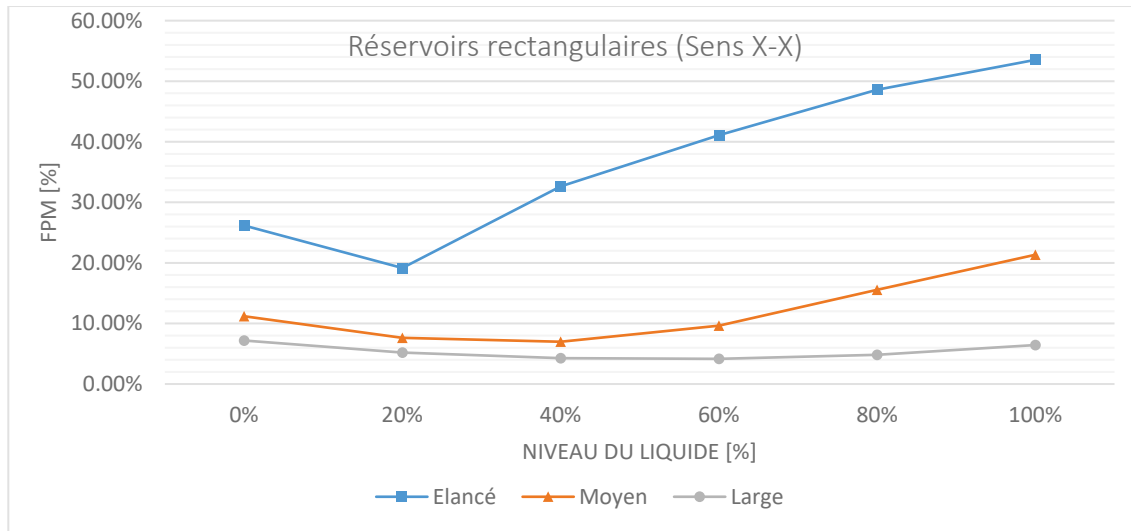


Figure 5.22: Variation dans le FPM du premier mode impulsif en fonction de niveau de liquide

Le même comportement est remarqué dans les réservoirs cylindriques et rectangulaires, le FPM augmente avec le niveau de liquide. La plupart des réservoirs quand le niveau de liquide est de 20% ont un FPM proche (entre 10% à 30 %), mais avec l'augmentation du niveau du liquide la différence des valeurs du FPM pour les trois catégories de réservoirs devient plus importante.

Lorsque le niveau de liquide s'élève de 20% à 100% : les réservoirs élancés sont les plus affectés par le niveau de liquide, le FPM augmente de 25% pour le réservoir cylindrique et de 34% pour la forme rectangulaire dans le sens x-x. Les réservoirs moyens sont moins influencés, il y a une augmentation de 20% pour le cylindrique et de 14% pour le rectangulaire dans sens x-x. Pour les réservoirs larges, la variation du FPM est minime

On peut constater que le FPM impulsif augmente avec l'augmentation du niveau de liquide dans les réservoirs. Plus le réservoir est élancé, plus son centre de masse est élevé et plus son FPM est important. La légère augmentation du FPM quand le niveau de liquide est 0% vient du fait qu'il n'y a pas de masse de liquide dans le réservoir qui peut participer ni dans le FPM impulsif ni dans le FPM convectif. Tout le rapport FPM impulsif provient uniquement de la masse du béton.

5.8.3 Influence sur les forces internes au niveau des parois des réservoirs :

Une analyse temporelle a été entreprise en utilisant les deux composantes horizontales du séisme IZMIT-KOCAELI (1999) pour quantifier la variation du moment fléchissant et de

l'effort tranchant à la base des parois des réservoirs. La valeur maximale atteinte durant le séisme pour chaque modèle et chaque niveau de liquide a été mesurée.

5.8.3.1 Variation du moment fléchissant :

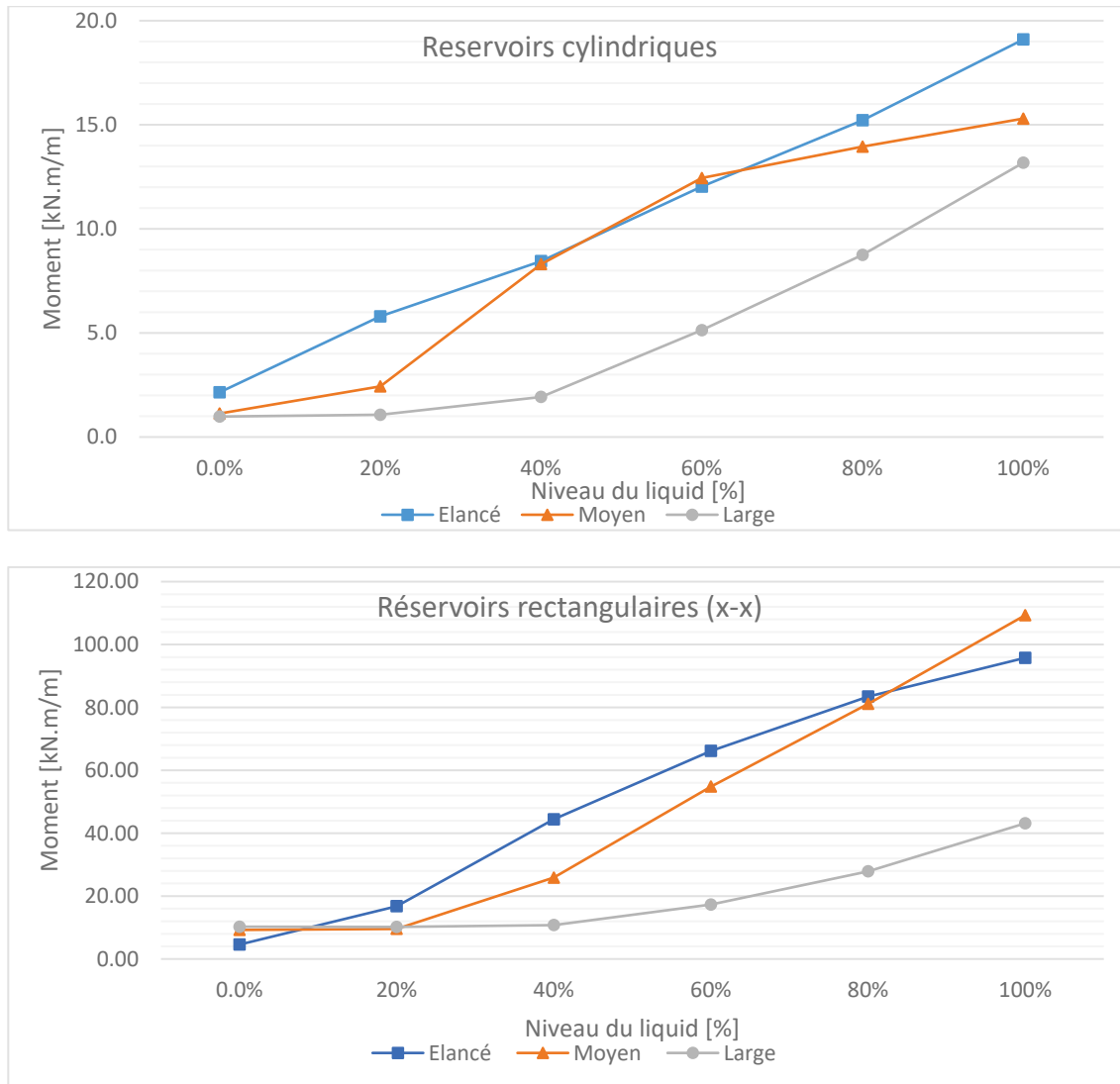


Figure 5.23: Variation du moment fléchissant en fonction du niveau de liquide

On constate qu'il y a une diminution du moment fléchissant au niveau de la paroi des réservoirs lorsque le niveau de liquide baisse, ceci peut être expliqué par le fait de la réduction de la surface où la pression hydrostatique et hydrodynamique sont appliquées, résultant en une diminution de bras de levier de la résultante de ces pressions. Elle peut être aussi reliée à la diminution du FPM des modes impulsifs.

On remarque aussi que tous les modèles élancé moyen et large, ont des moments proches quand les réservoirs sont vides.

Les moments fléchissant dans les réservoirs rectangulaires sont importants par rapport à ceux des réservoirs cylindriques où la différence peut atteindre jusqu'à 900%.

L'inconsistance dans la variation du moment fléchissant peut-être attribuée au changement de la période des modes impulsive et convective pour chaque niveau de liquide.

5.8.3.2 Variation de l'effort tranchant :

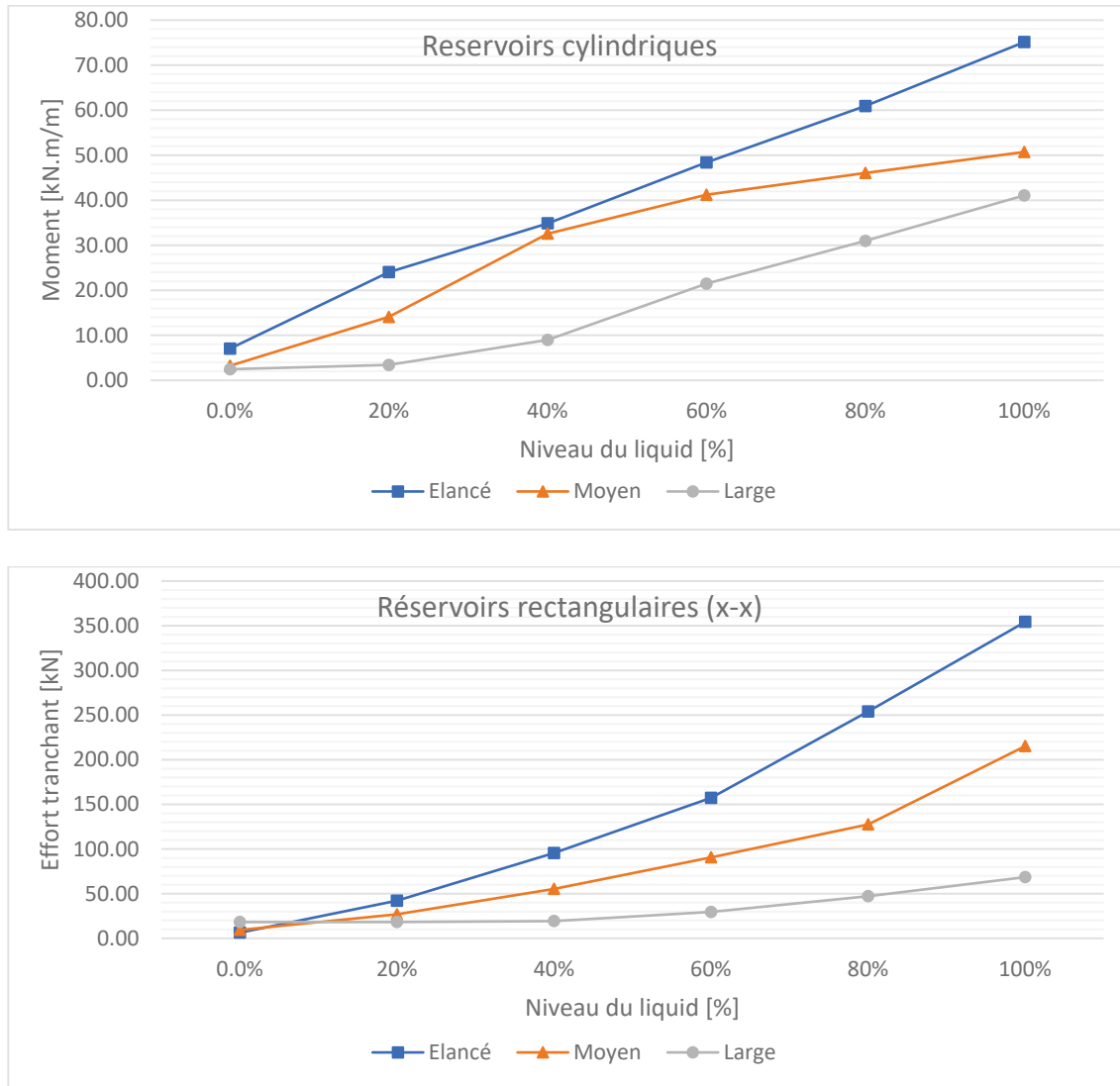


Figure 5.24: Variation de l'effort tranchant en fonction du niveau de liquide

On constate qu'il y a une diminution de l'effort tranchant au niveau de la paroi des réservoirs lorsque le niveau de liquide baisse, ceci peut être expliqué par le fait de la réduction de la surface où la pression hydrostatique et hydrodynamique sont appliquées, et peut être aussi reliée à la diminution du FPM des modes impulsifs.

On remarque aussi que tous les modèles élancé moyen et large, ont des moments proches quand les réservoirs sont vides.

Les efforts tranchants dans les réservoirs rectangulaires sont importants par rapport à ceux des réservoirs cylindriques où la différence peut atteindre jusqu'à 600%.

L'inconsistance dans la variation de l'effort tranchant peut-être attribuée au changement de la période des modes impulsive et convective pour chaque niveau de liquide.

5.9 Conclusion :

L'influence importante de la fréquence des séismes sur la hauteur des vagues.

L'effet de la composante verticale de tremblement de terre sur la hauteur des vagues (composante convective) dans les réservoirs s'est révélé négligeable, par contre leur effet sur les parois de réservoirs (composante impulsive) a été trouvé important surtout chez les réservoirs rectangulaires. De plus l'effet de la composante verticale est relativement plus important sur la réponse de réservoir « Élané » que celle des réservoirs « Large » et « Moyen ». En conséquence, la combinaison de la composante verticale avec les composantes horizontales est primordiale dans l'analyse sismique des réservoirs cylindriques et surtout rectangulaires.

Le rapport h/R pour les réservoirs cylindriques ou h/L pour les réservoirs rectangulaire joue un rôle très important dans la détermination du comportement des réservoirs posés sur le sol, puisqu'il a une influence sur les périodes et le FPM des modes impulsifs et convectifs et en conséquence sur les efforts internes au niveau des parois des réservoirs.

CHAPITRE 6

Modélisation des réservoirs rectangulaires excités par action sismique dans SAP2000

6.1 Introduction :

Un logiciel en éléments finis dédié aux calculs de structures tel que SAP2000 n'a pas d'éléments fluides spéciaux, ce qui rend difficile la résolution des problèmes d'interaction structures-fluides en utilisant ce programme. Par contre, des logiciels généraux par éléments finis comme ADINA ou Abaqus, ont des éléments fluides intégrés et sont capables de résoudre de nombreux problèmes d'interaction structures-fluides.

La plupart des ingénieurs de structures ont une très bonne connaissance de certains logiciels en éléments finis comme SAP2000 et Etabs, mais rarement vous les trouverez maîtrisant des programmes sophistiqués comme ADINA ou ABAQUS. Donc, dans ce chapitre, on propose une technique de modélisation des réservoirs rectangulaires dans SAP2000 en utilisant l'analyse « Time history analysis with load pattern » et la formulation proposée dans l'Eurocode 8.

Les trois modèles numériques des réservoirs rectangulaires utilisés dans le chapitre 5, seront utilisés pour étudier l'efficacité de cette technique, les forces internes résultantes de la paroi sont comparées aux résultats obtenus à partir du logiciel ADINA.

6.2 Aspects de la modélisation :

6.2.1 Analyse temporelle :

Les deux composantes horizontales E-W et N-S du tremblement de terre d'Izmit-Kocaeli (1999) utilisées dans le chapitre précédent sont considérées dans cette étude comme excitations sismiques horizontales et l'effet de la composante verticale est négligé. Seules les premières dix secondes des enregistrements sont utilisées avec un pas de temps d'intégration de 0.005 seconde.

6.2.2 Formulations Eurocode 8 et forces de pression :

L'Eurocode 8 propose la formule suivante pour déterminer la distribution verticale des pressions hydrodynamique sur une paroi flexible perpendiculaire à l'excitation sismique, la pression totale est donnée par la somme d'une contribution impulsive et d'une contribution convective :

$$p(z, t) = p_i(z, t) + p_c(z, t) \quad [6.1]$$

6.2.2.1 Pression convective sur une paroi flexibles

La pression convective est donnée par la sommation des contributions modales. La contribution modale dominante étant celle du premier mode fondamental :

$$p_{c1}(z, t) = q_{c1}(z) \rho L A_1(t) \quad [6.2]$$

La résultante de la pression convective sur la paroi est obtenue en intégrant $p_{c1}(z, t)$ le long de la hauteur de paroi, cette intégration peut être approximée à l'aide de la somme de Riemann :

$$p_{c1}(t) = \int_0^h p_{c1}(z, t) dz = \lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^n q_{c1}\left(\frac{h}{n}i\right) \times \frac{h}{n} \rho L A_1(t) \quad [6.3a]$$

Mais pour des commodités de calculs, dans notre étude on divise la hauteur de la paroi par dix et donc $n=10$ et la fonction précédente devient :

$$p_{c1}(t) = \int_0^h p_{c1}(z, t) dz \approx \sum_{i=1}^{10} q_{c1}\left(\frac{h}{10}i\right) \times \frac{h}{10} \rho L A_1(t) \quad [6.3b]$$

Avec :

$q_{c1}(z)$: est la pression convective et est donnée par l'abaque de la Figure 2.11

$A_1(t)$: est la réponse en accélération d'un oscillateur à un degré de liberté ayant pour période fondamentale la période du premier mode de ballotement et une valeur d'amortissement adaptée, et soumis à une accélération de sol $A_g(t)$.

La période d'oscillation du premier mode de ballotement est :

$$T_{c1} = 2\pi \left(\frac{L/g}{\frac{\pi}{2} \tanh\left(\frac{\pi H}{2L}\right)} \right)^{1/2} \quad [6.4]$$

6.2.2.2 Pression impulsive sur une paroi flexible :

$$p_i(z, t) = q_0(z) \rho L A_i(t) \quad [6.5]$$

La résultante de la pression impulsive sur la paroi est obtenue en intégrant $p_i(z, t)$ le long de la hauteur de paroi, cette intégration peut être approximée à l'aide la somme de Riemann :

$$p_i(t) = \int_0^h p_i(z, t) dz = \lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^n q_0 \left(\frac{h}{n} i \right) \times \frac{h}{n} \rho L A_i(t) \quad [6.6a]$$

Mais pour des commodités de calculs, dans notre d'étude on devise la hauteur de la paroi par dix et donc $n=10$ et la fonction précédente devient :

$$p_i(t) = \int_0^h p_i(z, t) dz \approx \sum_{i=1}^{10} q_0 \left(\frac{h}{10} i \right) \times \frac{h}{10} \rho L A_i(t) \quad [6.6b]$$

Avec :

L : représente la demi longueur du réservoir dans la direction de l'action sismique,

$q_0(z)$: est une fonction donnant la variation de $p_i(.)$ en fonction de la hauteur, (La fonction est représentée par des abaques dans la Figure 2.10).

$A_i(t)$: est la réponse en accélération d'un oscillateur simple ayant la fréquence et le coefficient d'amortissement du premier mode impulsif.

Cette période de vibration est donnée de manière approximative par :

$$T_f = 2\pi \left(\frac{d_f}{g} \right)^{1/2} \quad [6.7]$$

Avec :

d_f : est la déviation de la paroi sur la ligne médiane verticale et à la hauteur de la masse d'impulsion, lorsque la paroi est chargée par une charge uniforme dans la direction du mouvement du sol et de magnitude $m_i g / 4BH$.

$2B$: est la largeur de la paroi perpendiculaire à la direction de chargement (direction sismique)

La masse impulsive m_i est égale à la somme de la masse impulsive obtenue à partir du Tableau 2.1, plus la masse de la paroi. Pour les réservoirs sans toit, la déviation peut être calculée en supposant que le mur est libre au sommet et fixé sur les trois autres côtés.

6.2.3 Premières périodes des modes convectif et impulsif :

La période des premier modes convectif et impulsif pour les trois modèles de réservoirs rectangulaires calculés à l'aide de formulations EC8 est présentée dans le Tableau 6.1:

	Réservoir Rectangulaire (Direction X-X)		Réservoir Rectangulaire (Direction Y-Y)	
	Période Convective T_c [s]	Période Impulsive T_i [s]	Période Convective T_c [s]	Période Impulsive T_i [s]
Large	7.068	0.079	4.902	0.091
Moyen	3.997	0.158	3.157	0.244
Elancé	3.189	0.114	2.606	0.228

Tableau 6.1: Période convective et impulsive des réservoirs rectangulaires

6.2.4 Pressions convective et impulsive pour chaque modèle :

À partir des formulations présentées précédemment, nous pouvons obtenir les forces de pression convectives et impulsives appliquées le long de la hauteur des murs des réservoirs dans chaque direction.

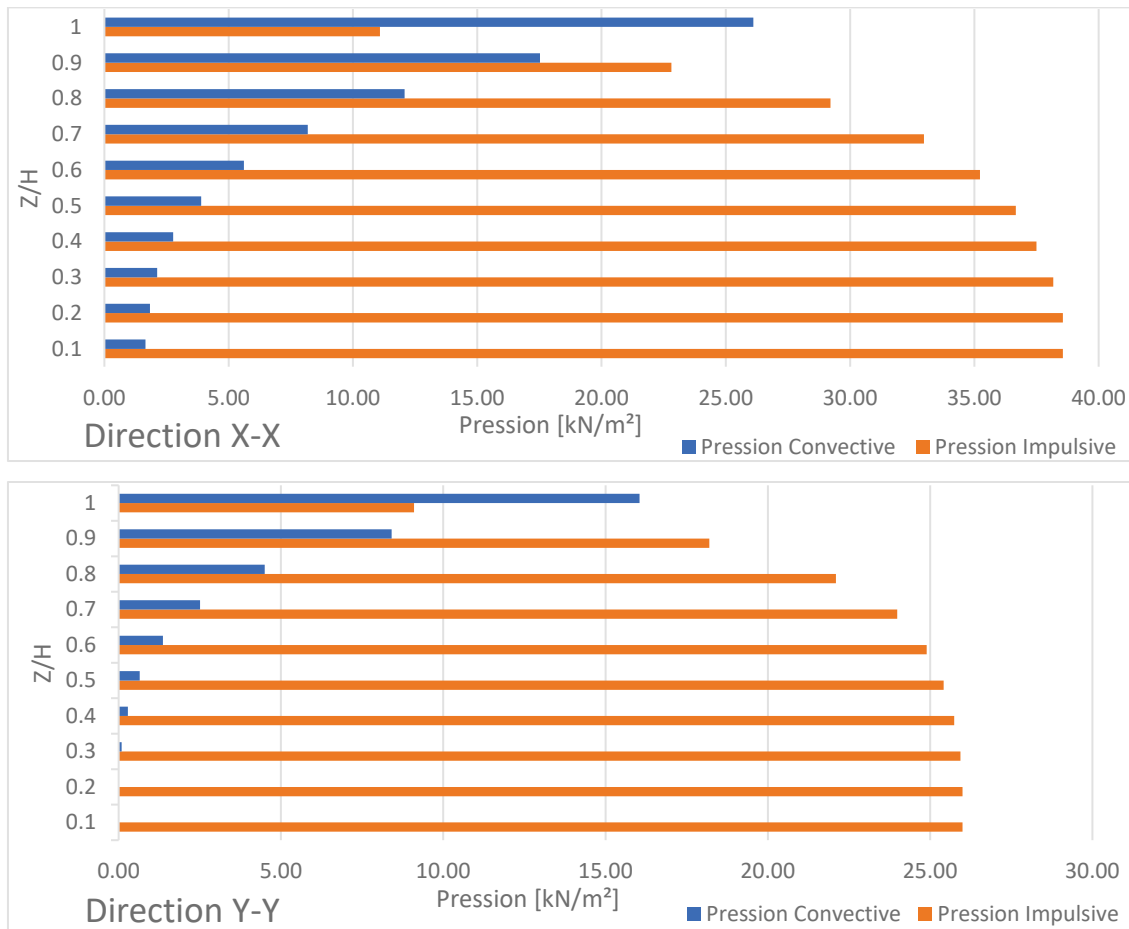


Figure 6.1: La pression dynamique convective et impulsive appliquée sur les parois du **Réservoir Elancé** dans les directions X-X et Y-Y

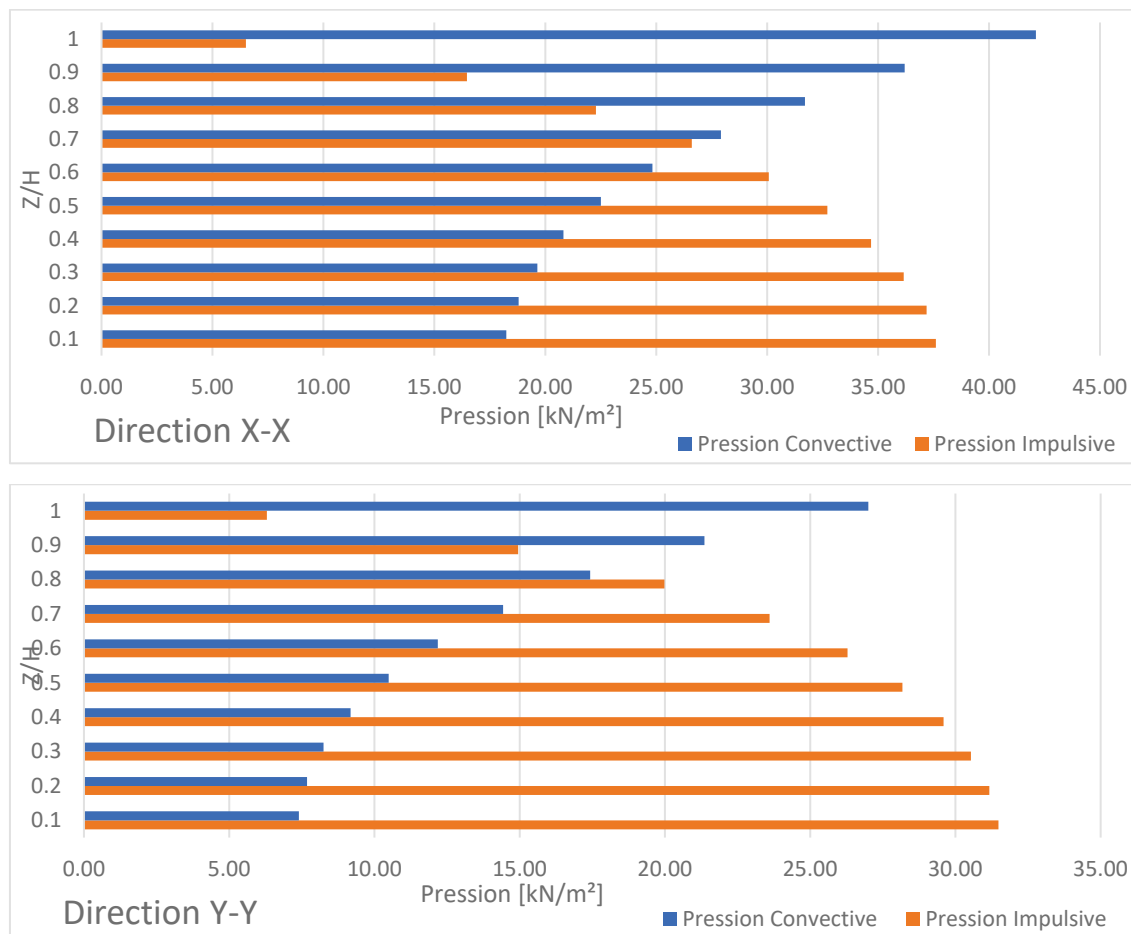
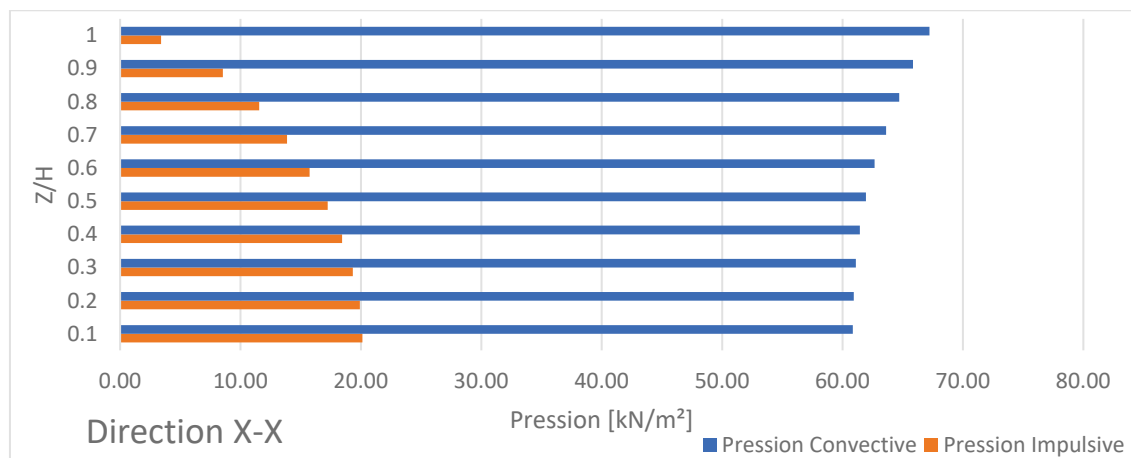


Figure 6.2: La pression dynamique convective et impulsive appliquée sur les parois du **Réservoir Moyen** dans les directions X-X et Y-Y



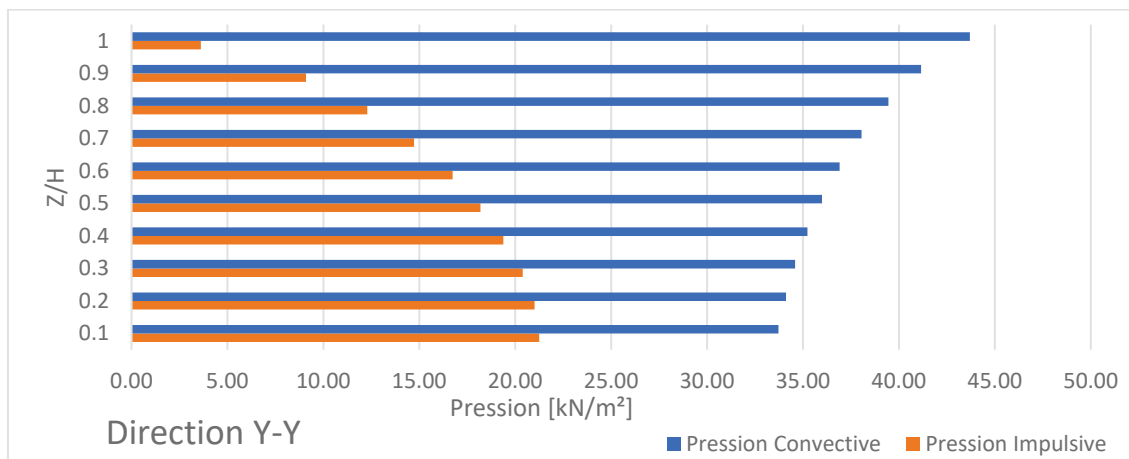
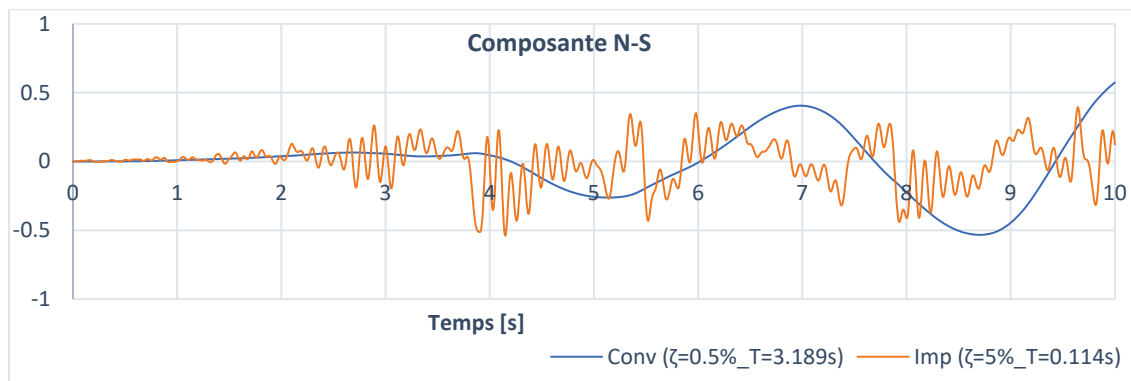


Figure 6.3: La pression dynamique convective et impulsive appliquée sur les parois du **Réservoir Large** dans les directions X-X et Y-Y

6.2.5 Réponse en accélération de l'oscillateur à un degré de liberté :

À partir des équations précédentes, on peut voir que les forces dynamiques des pressions impulsives et convectives sont variables dans le temps, et elles ne sont pas contrôlées par l'enregistrement sismique lui-même, mais ces forces sont contrôlées par un enregistrement de la réponse en accélération d'un oscillateur à un seul degré de liberté induit par le mouvement sismique. Pour chaque pression dynamique (convective ou impulsive) et chaque direction (X-X ou Y-Y), il existe différentes propriétés de l'oscillateur (amortissement et période).



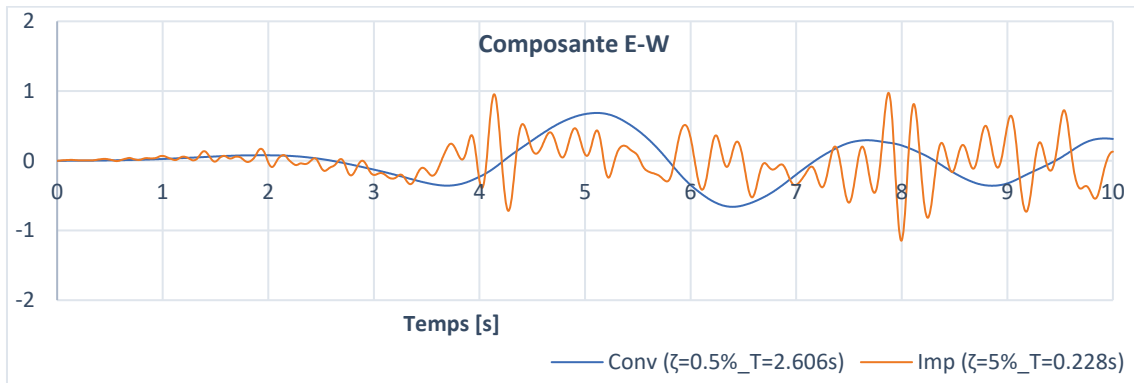


Figure 6.4: Réponses en accélération des oscillateurs qui représentent le **Réservoir Elancé** excité par les composantes horizontales (N-S et E-W) de l'enregistrement sismique Izmit-Kocaeli (1999)

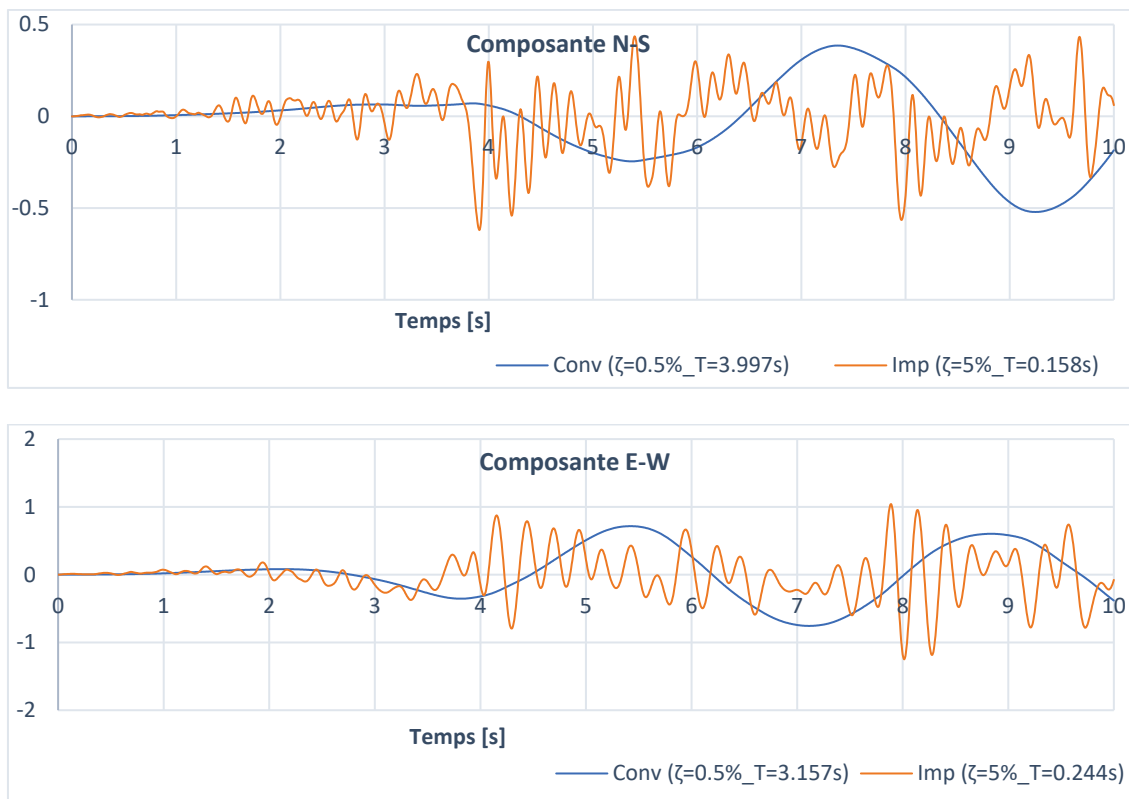


Figure 6.5: Réponses en accélération des oscillateurs qui représentent le **Réservoir Moyen** excité par les composantes horizontales (N-S et E-W) de l'enregistrement sismique Izmit-Kocaeli (1999)

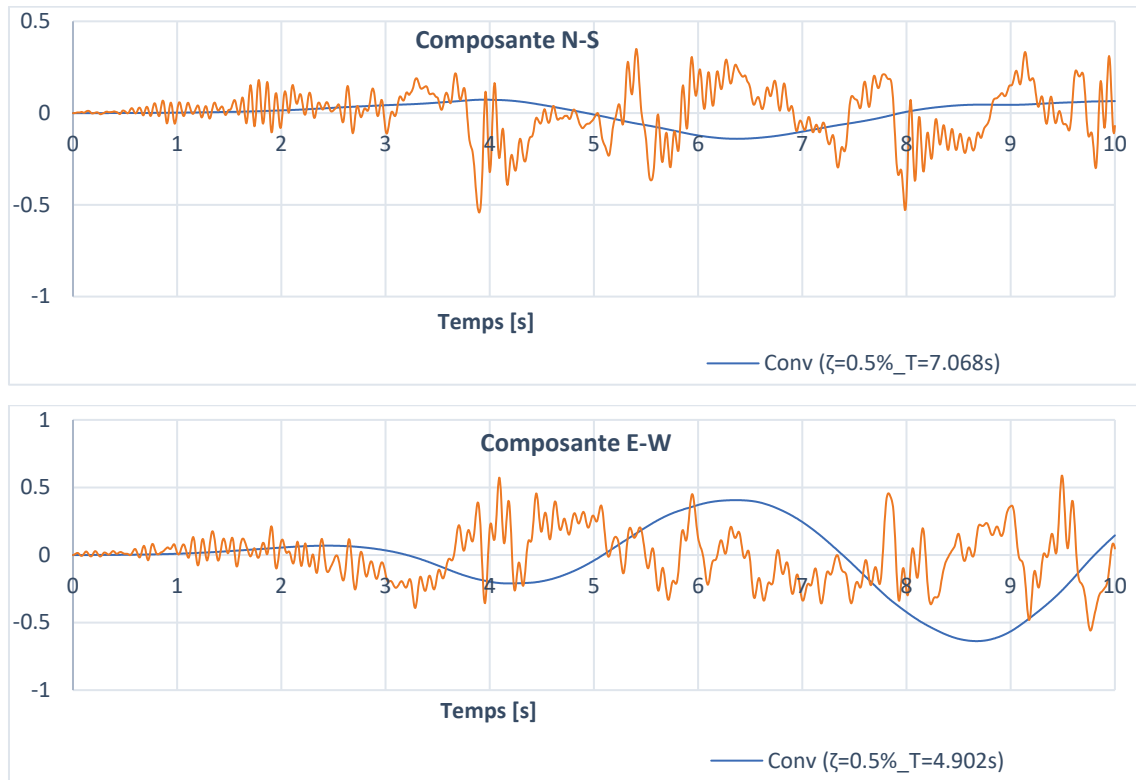


Figure 6.6: Réponses en accélération des oscillateurs qui représentent le **Réservoir Large** excité par les composantes horizontales (N-S et E-W) de l'enregistrement sismique Izmit-Kocaeli (1999)

6.2.6 Modélisation dans SAP2000 :

Dans SAP2000, un élément « shell » est utilisé pour modéliser les parois de réservoir en béton. Les propriétés du matériau en béton sont les mêmes que celles décrites dans le chapitre précédent. Une analyse temporelle est utilisée dans chaque direction en utilisant trois « modèles de chargement » différents, un modèle de chargement convectif contrôlé par la réponse en accélération convective et un modèle de chargement impulsif plus le modèle de la force d'inertie de paroi du réservoir qui sont contrôlés par la réponse en accélération impulsive. Les modèles de réservoir sont censés être construits sur un sol rocheux, de sorte que la base est encastree, un amortissement en béton de 5% est considéré en utilisant l'amortissement de Rayleigh. Les modèles de réservoir sont supposés ayant un franc-bord de 1 m.

Dans l'option Masse source qui permet de définir la masse à considérer dans une analyse dynamique dans SAP2000, nous négligerons la masse provenant de la masse volumique des éléments et de n'importe quel modèle de chargement pour éviter que la force inertielle de paroi du réservoir de se considérée deux fois.

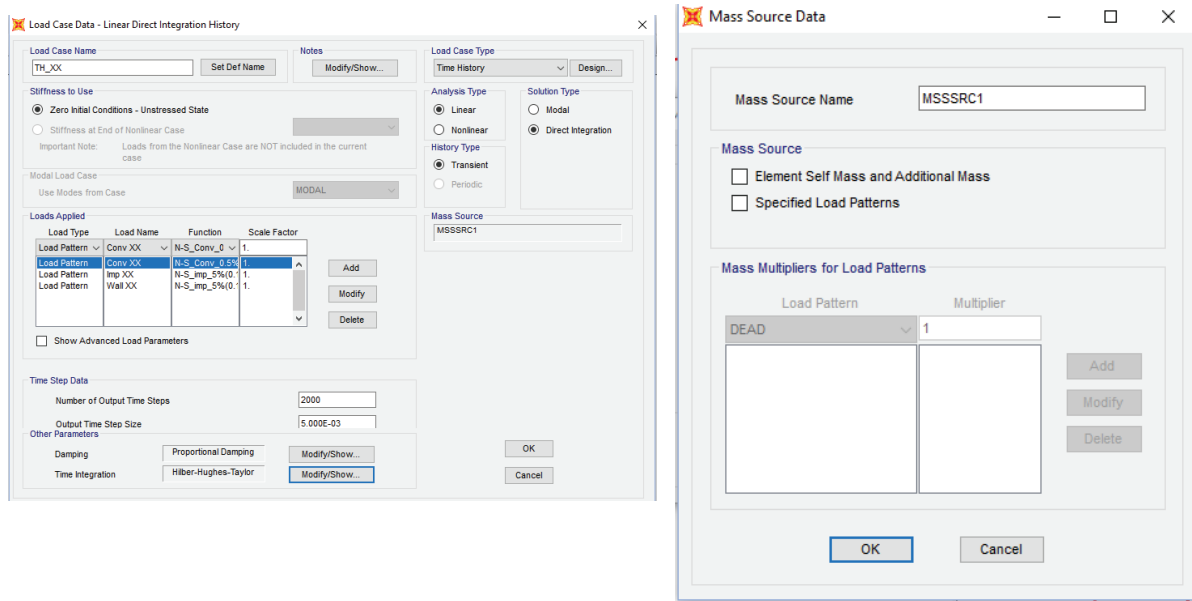


Figure 6.7: Des images à partir SAP2000 démontre la configuration de l'analyse « time history » et la masse source

6.2.7 Modélisation dans ADINA :

Les modèles modélisés dans ADINA pour ce chapitre ne sont pas différents des modèles de chapitre précédent, sauf que nous avons utilisé l'élément « shell » à la place des éléments « solide » pour modéliser les parois du béton. Les parois du béton sont modélisées avec des éléments « shell » à quatre nœuds, tandis que le liquide est modélisé avec des éléments « 3D fluid » à huit nœuds, en utilisant des éléments fluides à potentiel avec des éléments d'interface de surface libre. Les réservoirs sont supposés encastres.

Dans les modèles d'ADINA, nous utilisons l'excitation sismique réelle comme nous l'avons utilisé dans le chapitre précédent et non la réponse en accélération de l'oscillateur à un seul degré de liberté.

6.3 Résultats et discussion :

Il est important de mentionner que les résultats présentés ci-dessous ne sont que les résultats des forces dynamiques (forces convectives, impulsives et force inertielle du mur) alors que la force statique du liquide appliqué sur les parois du réservoir n'est pas incluse. En outre, l'effet de la composante verticale du mouvement sismique n'est pas inclus.

Le point d'intérêt où les résultats sont déterminés est à la base et au centre de la paroi du réservoir perpendiculaire à chaque direction de la force sismique.

6.3.1 Moment de fléchissant :

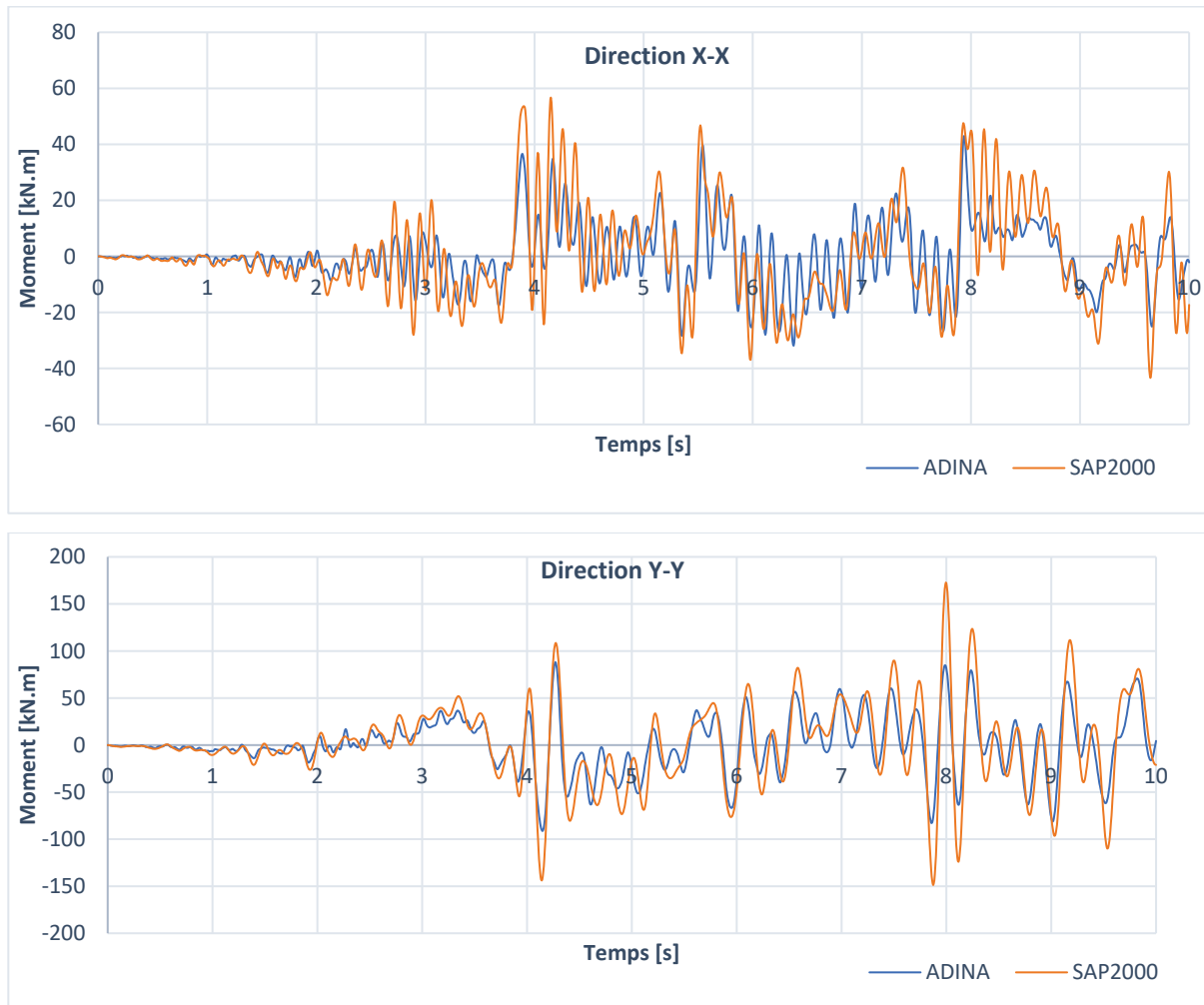
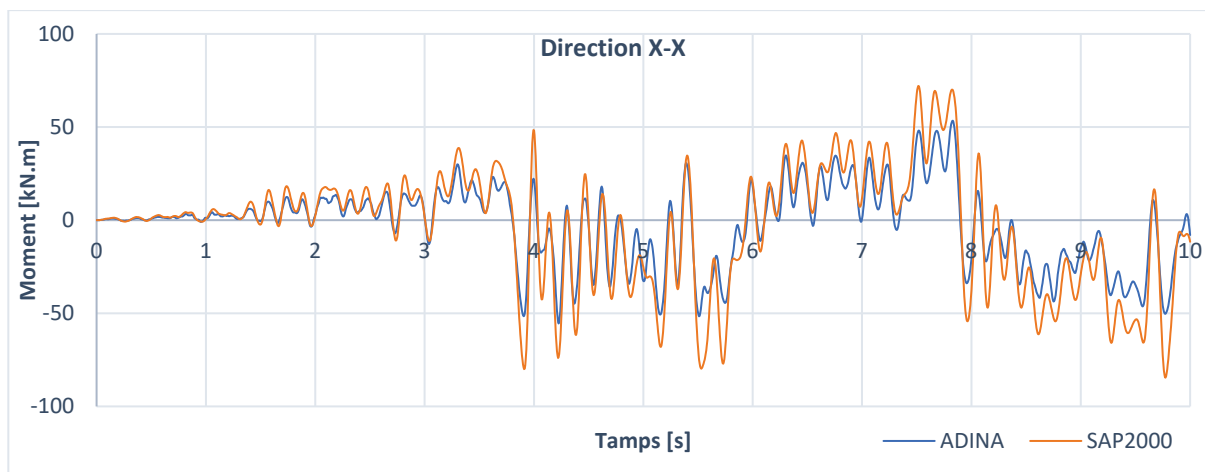


Figure 6.8 : Moment de flexion enregistrés des parois du **Réservoir Elancé** pour chaque direction à partir d'ADINA et SAP2000



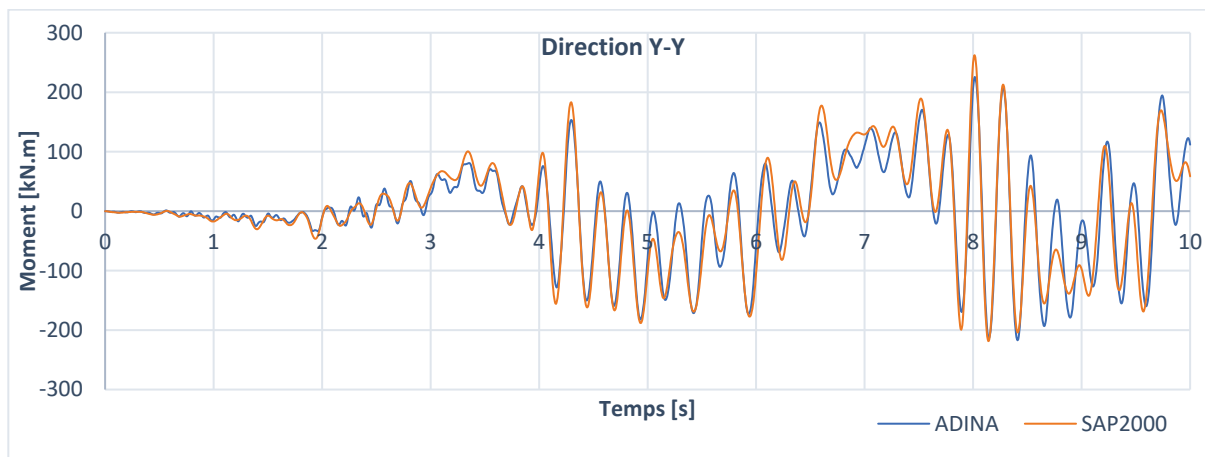


Figure 6.9: Moment de flexion enregistrés des parois du **Réservoir Moyen** pour chaque direction à partir d'ADINA et SAP2000

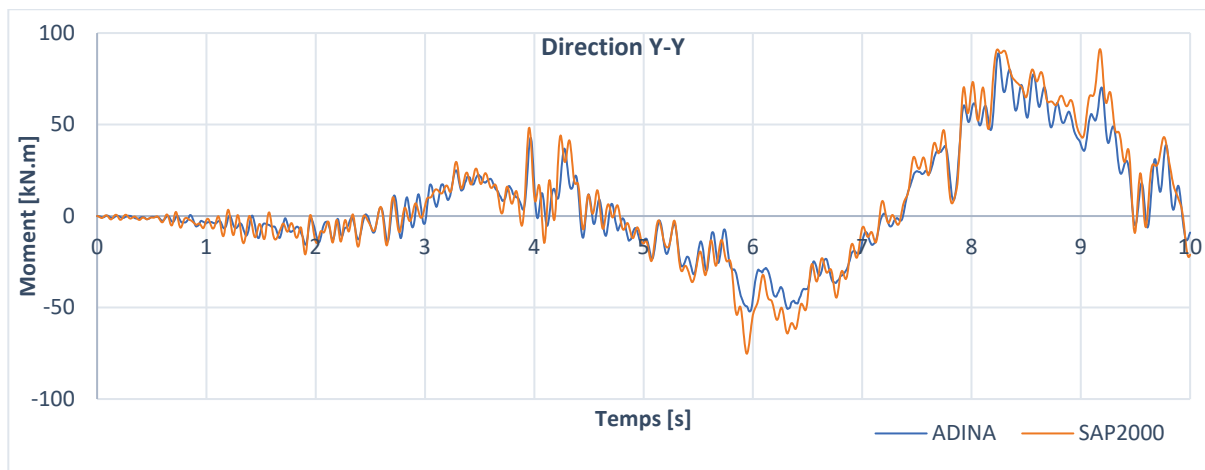
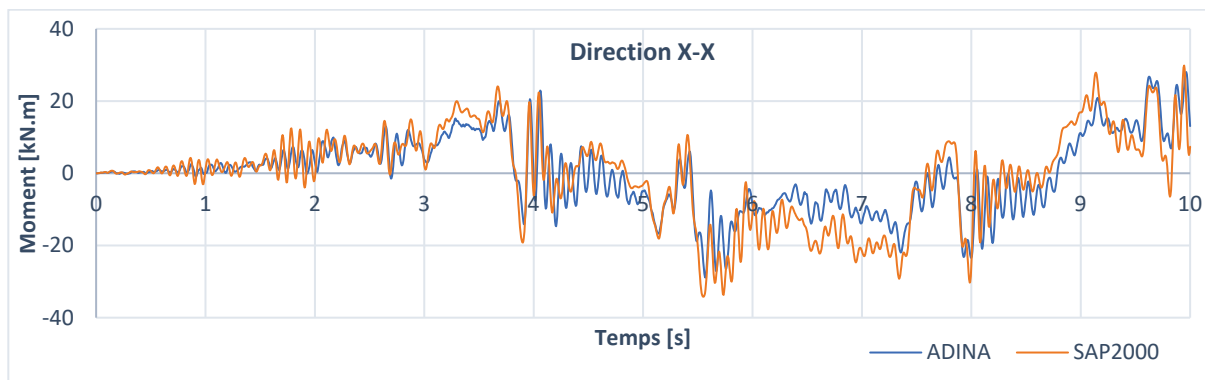


Figure 6.10: Moment de flexion enregistrés des parois du **Réservoir Large** pour chaque direction à partir d'ADINA et SAP2000

6.3.2 Force de cisaillement (Effort tranchant) :

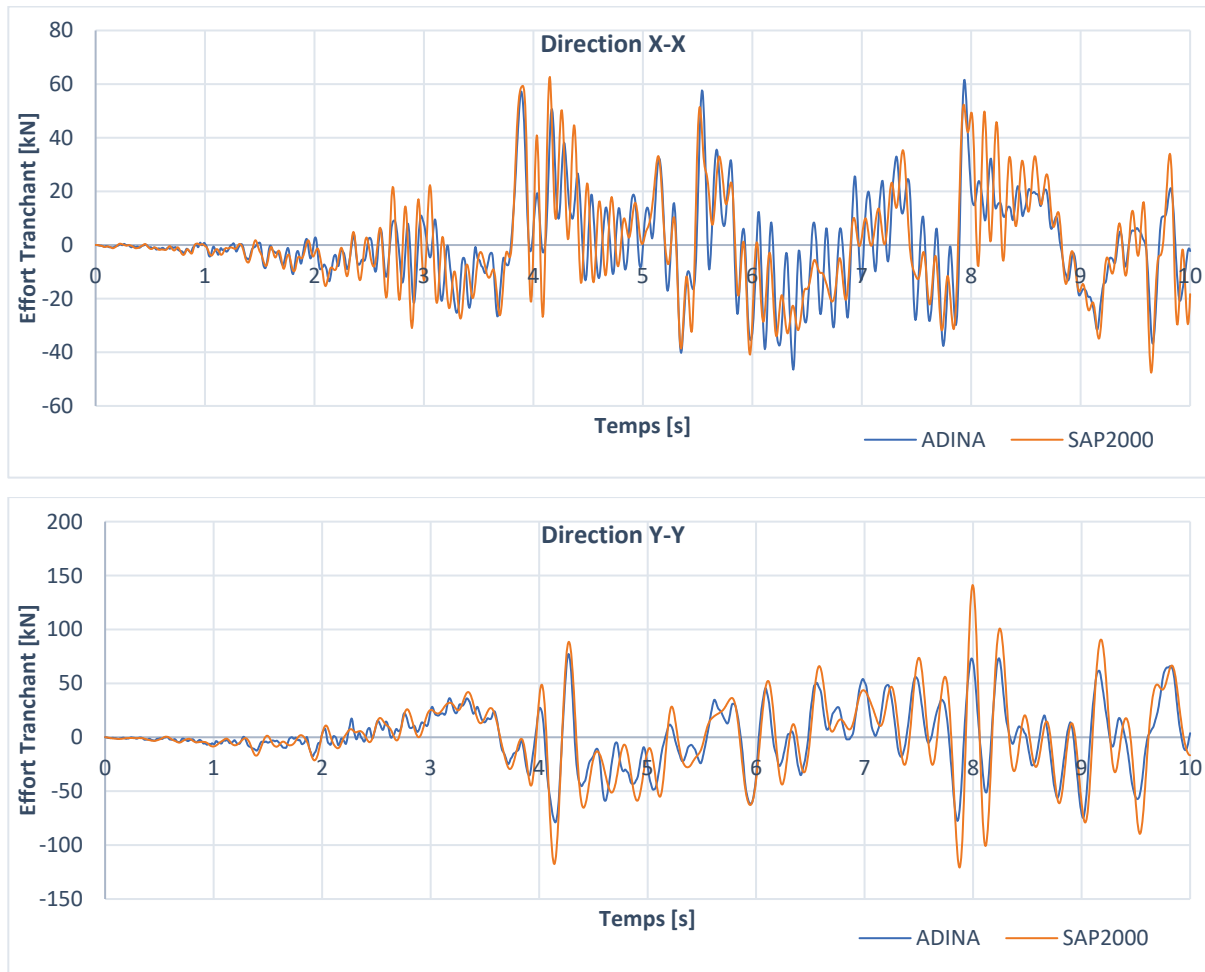
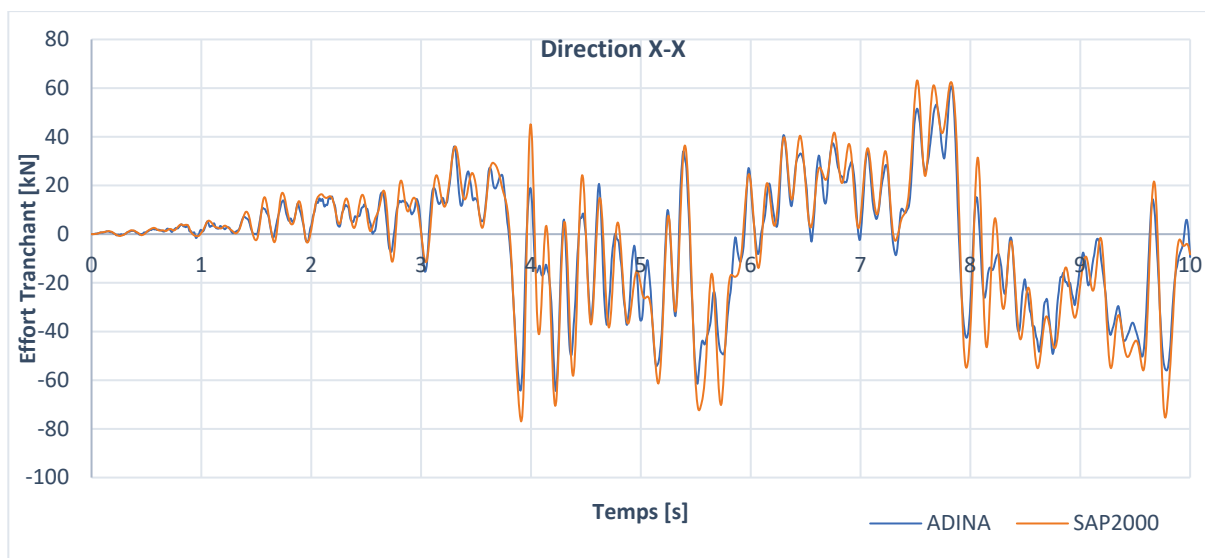


Figure 6.11: Effort tranchant enregistrés des parois du **Réservoir Elancé** pour chaque direction à partir d'ADINA et SAP2000



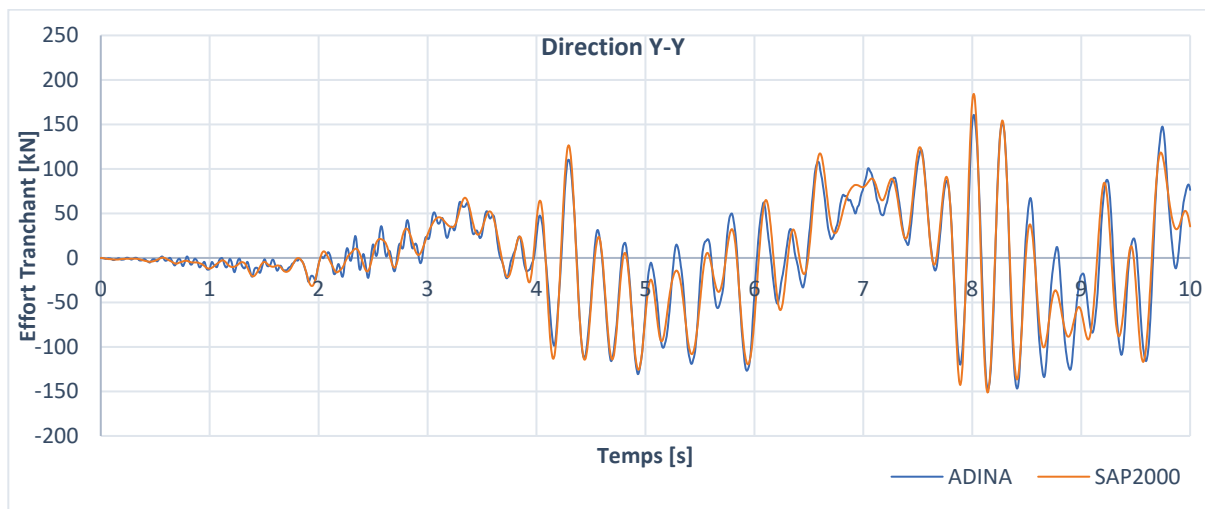


Figure 6.12: Effort tranchant enregistrés des parois du **Réservoir Moyen** pour chaque direction à partir d'ADINA et SAP2000

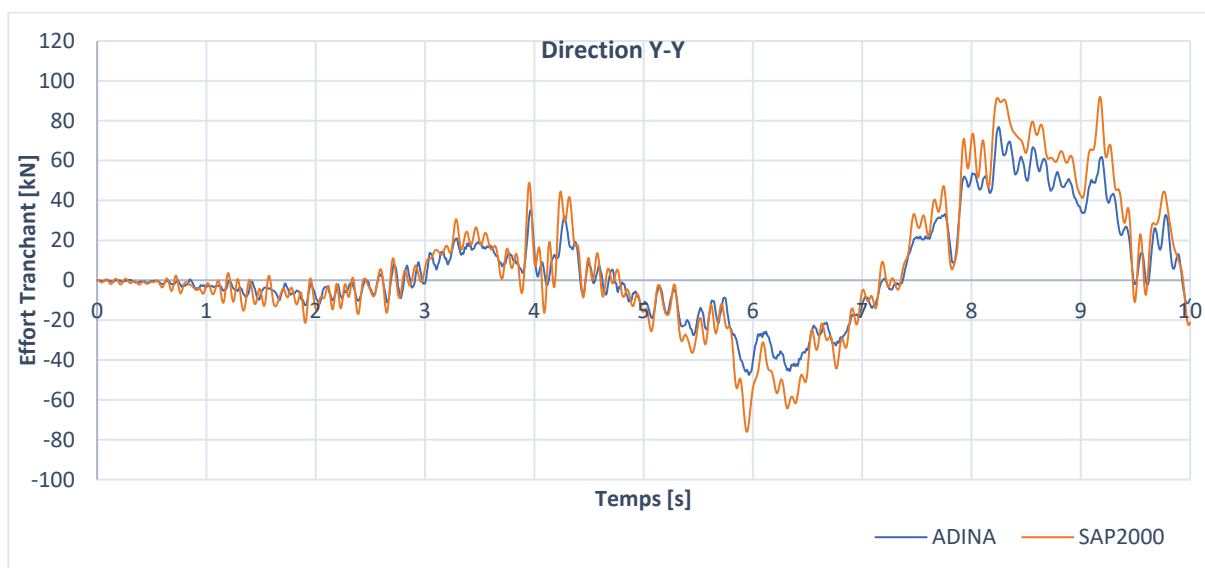
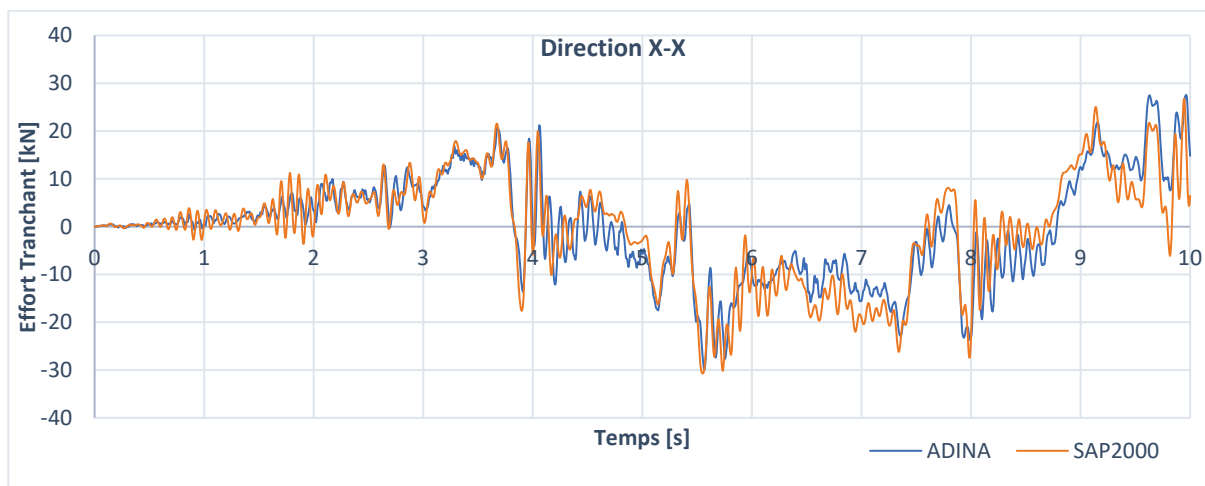


Figure 6.13: Effort tranchant enregistrés des parois du **Réservoir Large** pour chaque direction à partir d'ADINA et SAP2000

6.3.3 Discussion et conclusion :

On constate des résultats (moment de flexion et effort tranchant) obtenus à la fois de SAP2000 et ADINA qu'il y a un bon accord entre les deux logiciels pour tous les modèles avec des petites différences acceptables, ce qui fait que cette technique de modélisation peut être un moyen très efficient pour les ingénieurs pour modéliser des réservoirs rectangulaires et obtenir les forces internes dynamiques au niveau des parois sans nécessité de maîtriser des logiciels en éléments finis généraux comme ADINA ou ABAQUS.

CHAPITRE 7

Conclusions et recommandations

7.1 Conclusions :

Sur la base des simulations numériques entreprises dans cette thèse, les conclusions suivantes peuvent être tirées :

Malgré les différentes simplifications et suppositions effectuées sur les propriétés de fluide qui sont incluses dans la formulation éléments finis, la formulation à base de potentiel a prouvé qu'elle est une formulation efficace pour la solution des problèmes fluide-structure dans différentes analyses dynamiques et surtout modales, et donne des résultats ayant une bonne précision.

Il existe une influence importante de la fréquence des séismes sur la hauteur des vagues. Le paramètre de fréquence PGV/PGA peut avoir une contribution directe sur la hauteur des vagues de ballonnement. L'effet de la composante verticale de tremblement de terre sur la hauteur des vagues (composante convective) dans les réservoirs cylindriques et rectangulaires s'est révélé négligeable.

Les parois de réservoirs rectangulaires sont plus affectées par le mouvement sismique que celles des réservoirs cylindriques en raison de la résistance accrue de la forme cylindrique même contre la pression statique, et en raison du fait que les périodes impulsives naturelles des réservoirs cylindriques, très peu et en dehors de l'intervalle des périodes moyennes des séismes. Au contraire, les réservoirs rectangulaires ont des périodes relativement plus grandes et se croisent avec l'intervalle des périodes moyennes des séismes. En outre la période moyenne importante de certains séismes peut exécuter les modes convectifs considérablement.

L'effet de la composante verticale des mouvements sismiques sur les réservoirs cylindriques a été trouvé moins prononcé par rapport aux réservoirs rectangulaires qui sont révélés plus sensibles cette composante. Cet effet est plus prononcé lorsque la période de la composante verticale du séisme est proche de la période naturelle du mode vertical du réservoir. La composante verticale a un effet relativement plus important sur la réponse de réservoir « Élané » que celle des réservoirs « Large » et « Moyen ». En conséquence, la combinaison de la composante verticale avec les composantes horizontales est primordiale dans l'analyse sismique des réservoirs cylindriques et surtout rectangulaires.

La période du mode convectif fondamental (ballotement) diminue avec l'augmentation du niveau de liquide, plus la surface libre du liquide est plus grande, plus la période de mode convectif est grande et plus l'influence du niveau de liquide est importante.

Le FPM convectif augmente avec l'augmentation du niveau du liquide dans les réservoirs, mais seulement pour les réservoirs larges, tandis que pour les réservoirs élancés, se produit le contraire avec une légère diminution du FPM. Pour les réservoirs moyens, les FPM atteignent une valeur maximale quand le niveau de liquide est compris entre 50% et 60%. Ceci mène à la conclusion que le FPM convectif est lié au rapport h/R du liquide.

La période de mode impulsif naturel augmente avec l'augmentation du niveau de liquide, plus le réservoir est élancé, plus l'influence de niveau de liquide est importante. La même chose pour le facteur de participation modal (FPM) du mode impulsif, il augmente avec l'augmentation du niveau de liquide dans les réservoirs. L'augmentation du niveau de liquide dans le réservoir rendra le centre de la masse de tout le système réservoir-liquide plus élevé du sol et cela aide à augmenter le FPM.

Une diminution du moment fléchissant et de l'effort tranchant à la base de la paroi des réservoirs avec la diminution du niveau de liquide, ceci peut être expliqué par le fait de la réduction de la surface où la pression hydrostatique et hydrodynamique sont appliquées, résultant en une diminution de bras de levier de la résultante de ces pressions. Elle peut être aussi reliée à la diminution du FPM des modes impulsifs. Une inconsistance dans la variation du moment fléchissant et l'effort tranchant peut-être attribuée au changement de la période des modes impulsifs et convectifs pour chaque niveau de liquide.

Donc de façon générale le rapport h/R pour les réservoirs cylindriques ou h/L pour les réservoirs rectangulaires joue un rôle très important dans la détermination du comportement des réservoirs posés sur le sol, puisqu'il a une influence sur les périodes et le FPM des modes impulsifs et convectifs et en conséquence sur les efforts internes au niveau des parois des réservoirs.

La technique de modélisation décrite au chapitre 7 peut être un moyen efficace pour les ingénieurs pour modéliser les réservoirs rectangulaires et d'obtenir les forces internes dynamiques dans les parois des réservoirs rectangulaires sans avoir besoin de maîtriser ou utiliser les logiciels éléments finis complet comme ADINA ou ABAQUS.

7.2 Recommandations pour les futures études :

Dans des futures études on peut étudier :

L'effet du comportement non linéaire de ballottement sur la réponse dynamique des réservoirs ; Le comportement non linéaire du béton armé, y compris la fissuration importante du béton et la plastification des armatures; L'effet de la fondation déformable sur le comportement dynamique des réservoirs, y compris l'effet de l'interaction sol-structure (SSI) dans un modèle numérique rigoureux ; L'impact de ballottement de la surface libre sur le toit supérieur des réservoirs et l'estimation de la pression résultante .

Références :

- ADINA, R. (2016) Inc.. ADINA Theory and Modeling Guide Volume I: ADINA Solid & Structures. USA: ADINA R&D, Inc, 2016.
- Ballottement (Consulté le 30-10-2017)Wikipédia. <https://fr.wikipedia.org/wiki/Ballottement>
- Bargi, K. (1992) Special structures, damage report of the Manjil earthquake on June 21, 1990. Tenth World Conference on Earthquake Engineering. Rotterdam : Balkema.
- Bathe, K. J. (2007) Finite Element Procedures. Boston, Mass. : Klaus-Jurgen Bathe.
- Bathe, K. J. et Hahn, W. F. (1979) On transient analysis of fluid-structure systems. Computers & Structures, vol. 10, n°1, p. 383-391.
- Bathe, K. J., Nitikitpaiboon, C. et Wang, X. (1995) A mixed displacement-based finite element formulation for acoustic fluid-structure interaction. Computers & Structures, Nonlinear Finite Element Analysis and ADINA Proceedings of the 10th ADINA Conference, vol. 56, n°2, p. 225-237.
- Bessel function (Consulté le 14-10-2017) Wikipedia.
https://en.wikipedia.org/wiki/Bessel_function
- Cakir, T. et Livaoglu, R. (2012) Fast practical analytical model for analysis of backfill-rectangular tank-fluid interaction systems. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, vol. 37, p. 24-37.
- Cakir, T. et Livaoglu, R. (2013) Experimental analysis on FEM definition of backfill-rectangular tank-fluid system. Geomechanics and Engineering, vol. 5, n°2, p. 165-185.
- Chen, J. Z. et Kianoush, M. R. (2003) Dynamic response of concrete rectangular liquid storage tanks. Fourth International Conference of Earthquake Engineering and Seismology. Tehran, Islamic Republic of Iran : National Library of Canada= Bibliothèque nationale du Canada.
- Chen, J. Z. et Kianoush, M. R. (2005) Seismic response of concrete rectangular tanks for liquid containing structures. Canadian Journal of Civil Engineering, vol. 32, n°4, p. 739-752.
- Chen, W., Haroun, M. A. et Liu, F. (1996) LARGE AMPLITUDE LIQUID SLOSHING IN SEISMICALLY EXCITED TANKS. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, vol. 25, n°7, p. 653-669.
- Cheng, X., Chen, W. et Zhu, H. (2015) Effects of Base Isolation on Seismic Response of Concrete Rectangular Tank. The Electronic Journal of Geotechnical Engineering, vol. 20, n°8, p. 2149-2166.

- Cheng, X., Yu, D., Zhang, A. et Bao, C. (2017) Seismic responses of an isolated concrete rectangular liquid-storage structure. *Australian Journal of Structural Engineering*, vol. 18, n°2, p. 95-102.
- Chougule, A. C., Chougule, P. A. et Patil, S. A. (2017) Study of Seismic Analysis of Water Tank at Ground Level. *International Research Journal of Engineering and Technology (IRJET)*, vol. 04, n°07, p. 2895-2900.
- Dogangun, A. et Livaoglu, R. (2004) Hydrodynamic pressures acting on the walls of rectangular fluid containers. *Structural Engineering and Mechanics*, vol. 17, n°2, p. 203-214.
- Earthquake Engineering Research Institute (dir.) (2010) EERI Special Earthquake Report-June 2010: The Mw 8.8 Chile Earthquake of February 27, 2010. EERI Newsletter.
- Edwards, N. W. (1969) A procedure for the dynamic analysis of thin walled cylindrical liquid storage tanks subjected to lateral ground motions (Doctoral thesis). Thèse de doctorat, University of Michigan, 318 p.
- Eidinger, J. M., Avila, E. A., Ballantyne, D., Cheng, L., der Kiureghian, A., F. Maison, B., D. O'Rourke, T. et Power, M. (2001a) Seismic fragility formulations for water systems Part 2 - Appendices.
- Eidinger, J. M., Avila, E. A., Ballantyne, D., Cheng, L., der Kiureghian, A., F. Maison, B., D. O'Rourke, T. et Power, M. (2001b) Seismic fragility formulations for water systems Part 1 - Guideline.
- Epstein, H. I. (1976) Seismic Design of Liquid-Storage Tanks. *Journal of the Structural Division*, vol. 102, n°9, p. 1659-1673.
- Everstine, G. C. (1981) A symmetric potential formulation for fluid-structure interaction. *Journal of Sound and Vibration*, vol. 79, n°1, p. 157-160.
- Felippa, C. A. et Ohayon, R. (1990) Mixed variational formulation of finite element analysis of acoustoelastic/slosh fluid-structure interaction. *Journal of Fluids and Structures*, vol. 4, n°1, p. 35-57.
- Ghaemmaghami, A. R. et Kianoush, M. R. (2010) Effect of Wall Flexibility on Dynamic Response of Concrete Rectangular Liquid Storage Tanks under Horizontal and Vertical Ground Motions. *Journal of Structural Engineering*, vol. 136, n°4, p. 441-451.
- Hamdi, M. A., Ousset, Y. et Verchery, G. (1978) A displacement method for the analysis of vibrations of coupled fluid-structure systems. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 13, n°1, p. 139-150.

- Haroun, M. A. (1984) Stress analysis of rectangular walls under seismically induced hydrodynamic loads. *Bulletin of the Seismological Society of America*, vol. 74, n°3, p. 1031-1041.
- Haroun, M. A. et Abdel-Hafiz, E. A. (1986) A simplified seismic analysis of rigid base liquid storage tanks under vertical excitation with soil-structure interaction. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, vol. 5, n°4, p. 217-225.
- Haroun, M. A. et Abou-Izzeddine, W. (1992a) Parametric Study of Seismic Soil-Tank Interaction. I: Horizontal Excitation. *Journal of Structural Engineering*, vol. 118, n°3, p. 783-797.
- Haroun, M. A. et Abou-Izzeddine, W. (1992b) Parametric Study of Seismic Soil-Tank Interaction. II: Vertical Excitation. *Journal of Structural Engineering*, vol. 118, n°3, p. 798-811.
- Haroun, M. A. et Ellaithy, H. M. (1985) Model for Flexible Tanks Undergoing Rocking. *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 111, n°2, p. 143-157.
- Haroun, M. A. et Housner, G. W. (1981) Earthquake Response of Deformable Liquid Storage Tanks. *Journal of Applied Mechanics*, vol. 48, n°2, p. 411-418.
- Hashemi, S., Saadatpour, M. et Kianoush, R. (2012) Dynamic behavior of flexible rectangular liquid storage tanks subjected to seismic ground motion. 15th World Conference on Earthquake Engineering, Lisbon, Portuguese. Lisboa.
- Hoskins, L. M. et Jacobsen, L. S. (1934) Water pressure in a tank caused by a simulated earthquake. *Bulletin of the Seismological Society of America*, vol. 24, n°1, p. 1-32.
- Housner, G. W. (1957) Dynamic pressures on accelerated fluid containers. *Bulletin of the seismological society of America*, vol. 47, n°1, p. 15-35.
- Housner, G. W. (1963) The dynamic behavior of water tanks. *Bulletin of the seismological society of America*, vol. 53, n°2, p. 381-387.
- Ibrahim, R. A. (2005) *Liquid Sloshing Dynamics: Theory and Applications*. Cambridge University Press.
- Jacobsen, L. S. (1949) Impulsive hydrodynamics of fluid inside a cylindrical tank and of fluid surrounding a cylindrical pier. *Bulletin of the Seismological Society of America*, vol. 39, n°3, p. 189-204.
- Jacobsen, L. S. et Ayre, R. S. (1951) Hydrodynamic experiments with rigid cylindrical tanks subjected to transient motions*. *Bulletin of the Seismological Society of America*, vol. 41, n°4, p. 313-346.

- Jaiswal, O. R., Kulkarni, S. et Pathak, P. (2008) A study on sloshing frequencies of fluid-tank system. Proceedings of the 14th World Conference on Earthquake Engineering. Beijing, China.
- Jaiswal, O. R., Rai, D. C. et Jain, S. K. (2004) Review of code provisions on seismic analysis of liquid storage tanks. IITK-GSDMA Project on Building Codes, IITK-GSDMA-EQ04-V1. 0.
- Jennings, P. C. et Housner, G. W. (1973) The San Fernando, California, earthquake of February 9, 1971. Proceedings of the Fifth World Conference on Earthquake Engineering. Rome, Italy.
- Jung, J. H., Yoon, H. S. et Lee, C. Y. (2015) Effect of natural frequency modes on sloshing phenomenon in a rectangular tank. International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering, vol. 7, n°3, p. 580-594.
- Kawasumi, H. (1968) General report on the Niigata Earthquake of 1964. Electrical Engineering College Press.
- Kianoush, M. R. et Ghaemmaghami, A. R. (2011) The effect of earthquake frequency content on the seismic behavior of concrete rectangular liquid tanks using the finite element method incorporating soil–structure interaction. Engineering Structures, vol. 33, n°7, p. 2186-2200.
- Kim, J. K., Koh, H. M. et Kwahk, I. J. (1996) Dynamic Response of Rectangular Flexible Fluid Containers. Journal of Engineering Mechanics, vol. 122, n°9, p. 807-817.
- Koh, H. M., Kim, J. K. et Park, J.-H. (1998) Fluid-structure interaction analysis of 3-D rectangular tanks by a variationally coupled BEM-FEM and comparison with test results. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, vol. 27, n°2, p. 109-124.
- Lauzin, X. (2013) Le calcul des réservoirs en zone sismique: Guide d'application.
- Livaoglu, R. (2008) Investigation of seismic behavior of fluid–rectangular tank–soil/foundation systems in frequency domain. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, vol. 28, n°2, p. 132–146.
- Livaoglu, R., Cakir, T., Dogangun, A. et Aytekin, M. (2011) Effects of backfill on seismic behavior of rectangular tanks. Ocean Engineering, vol. 38, n°10, p. 1161-1173.
- Macneal, R. H., Citerley, R. et Chargin, M. (1980) A symmetric modal formulation of fluid-structure interaction, including a static approximation to higher order fluid modes. Aug. 12-15, 1980.
- Malhotra, P. K. (1997a) Method for Seismic Base Isolation of Liquid-Storage Tanks. Journal of Structural Engineering, vol. 123, n°1, p. 113-116.

- Malhotra, P. K. (1997b) New method for seismic isolation of liquid-storage tanks. *Earthquake engineering & structural dynamics*, vol. 26, n°8, p. 839–847.
- Malhotra, P. K. (2000) Practical nonlinear seismic analysis of tanks. *Earthquake Spectra*, vol. 16, n°2, p. 473–492.
- Malhotra, P. K., Wenk, T. et Wieland, M. (2000) Simple Procedure for Seismic Analysis of Liquid-Storage Tanks. *Structural Engineering International*, vol. 10, n°3, p. 197-201.
- McGuire, R. K. (1978) Seismic ground motion parameter relations. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, vol. 104, n°4, p. 481–490.
- MERMER, A. S., Mustafa, K. et ARSLAN, A. (2012) Using Seismic Isolation Elements to Protect Cylindrical Steel Liquid Storage Tanks from Destructive Forces of Earthquakes. *Gazi University Journal of Science*, vol. 25, n°1, p. 165–173.
- Minowa, C. (1980) Dynamic analysis for rectangular water tanks. *Recent Advances in Lifeline Earthquake Engineering in Japan*, n°1980, p. 135–142.
- Minowa, C. (1984) Experimental studies of seismic properties of various type water tanks. *Proceedings of eighth WCEE, San Francisco*, p. 945–52.
- Morand, H. et Ohayon, R. (1979) Substructure variational analysis of the vibrations of coupled fluid–structure systems. Finite element results. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 14, n°5, p. 741-755.
- Nayak, S. K. et Biswal, K. C. (2016) Nonlinear seismic response of a partially-filled rectangular liquid tank with a submerged block. *Journal of Sound and Vibration*, vol. 368, p. 148-173.
- Olson, L. G. et Bathe, K.-J. (1983) A study of displacement-based fluid finite elements for calculating frequencies of fluid and fluid-structure systems. *Nuclear Engineering and Design*, vol. 76, n°2, p. 137-151.
- Olson, L. G. et Bathe, K.-J. (1985) Analysis of fluid-structure interactions. A direct symmetric coupled formulation based on the fluid velocity potential. *Computers & Structures*, vol. 21, n°1-2, p. 21–32.
- Park, J.-H., Koh, H. M. et Kim, J. (1992) Fluid-Structure Interaction Analysis by a Coupled Boundary Element-Finite Element Method in Time Domain. *In* C. A. Brebbia et M. S. Ingber (dir.), *Boundary Element Technology VII* (p. 227-243). Springer Netherlands.
- Rathje, E. M., Abrahamson, N. A. et Bray, J. D. (1998) Simplified Frequency Content Estimates of Earthquake Ground Motions. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, vol. 124, n°2, p. 150-159.

- Ruiz, R. O., Lopez-Garcia, D. et Taflanidis, A. A. (2015) An efficient computational procedure for the dynamic analysis of liquid storage tanks. *Engineering Structures*, vol. 85, p. 206-218.
- Séisme de 1906 à San Francisco (Consulté le 2017-10-14)Wikipédia.
https://fr.wikipedia.org/wiki/Séisme_de_1906_à_San_Francisco
- Seleemah, A. A. et El-Sharkawy, M. (2011) Seismic response of base isolated liquid storage ground tanks. *Ain Shams Engineering Journal*, vol. 2, n°1, p. 33-42.
- Sezen, H., Elwood, K. J., Whittaker, A. S., Mosalam, K. M., Wallace, J. W. et Stanton, J. F. (2000) Structural engineering reconnaissance of the August 17, 1999 earthquake: Kocaeli (Izmit), Turkey. University of California, Berkeley : Pacific Earthquake Engineering Research Center.
- Sezen, H. et J. Elwood, K. (1999) Kocaeli (Izmit), Turkey Mw 7.4 Earthquake.
<http://peer.berkeley.edu>.
- Shrimali, M. K. et Jangid, R. S. (2002) Non-linear seismic response of base-isolated liquid storage tanks to bi-directional excitation. *Nuclear Engineering and Design*, vol. 217, n°1-2, p. 1-20.
- U.S. Govt. Print. Off., (1971) The San Fernando, California, earthquake of February 9, 1971; a preliminary report published jointly by the U.S. Geological Survey and the National Oceanic and Atmospheric Administration (USGS Numbered Series No. 733). Professional Paper.
- Veletsos, A. ., Tang, Y. et Tang, H. T. (1992) Dynamic Response of Flexibly Supported Liquid-Storage Tanks. *Journal of Structural Engineering*, vol. 118, n°1, p. 264-283.
- Veletsos, A. . et Yang, J. . (1977) Earthquake Response of Liquid Storage Tanks. Second EMD Specialty Conference, p. 1-24.
- Veletsos, A. S. (1974) Seismic effects in flexible liquid storage tanks. *Proceedings of the 5th world conference on earthquake engineering*, vol. 1, p. 630-639. Rome, Italy.
- Veletsos, A. S. (1984) Seismic response and design of liquid storage tanks. *Guidelines for the seismic design of oil and gas pipeline systems*, p. 255-370.
- Veletsos, A. S. et Tang, Y. (1986) Dynamics of Vertically Excited Liquid Storage Tanks. *Journal of Structural Engineering*, vol. 112, n°6, p. 1228-1246.
- Virella, J. C., Prato, C. A. et Godoy, L. A. (2008) Linear and nonlinear 2D finite element analysis of sloshing modes and pressures in rectangular tanks subject to horizontal harmonic motions. *Journal of Sound and Vibration*, vol. 312, n°3, p. 442-460.

- Wang, H. et Weng, D. (2014) Life-Cycle Cost Assessment of Seismically Base-Isolated Large Tanks in Liquefied Natural Gas Plants. *Journal of Pressure Vessel Technology*, vol. 137, n°1, p. 011801-011801.
- Wang, X. et Bathe, K.-J. (1997a) Displacement/Pressure Based Mixed Finite Element Formulations for Acoustic Fluid-Structure Interaction Problems. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 40, n°11, p. 2001-2017.
- Wang, X. et Bathe, K.-J. (1997b) On Mixed Elements for Acoustic Fluid-Structure Interactions. *Mathematical Models and Methods in Applied Sciences*, vol. 07, n°03, p. 329-343.
- Wang, X. S. (2008) *Fundamentals of fluid-solid interactions: analytical and computational approaches*. Amsterdam; London : Elsevier.
- Wang, Y.-P., Teng, M.-C. et Chung, K.-W. (2001) Seismic isolation of rigid cylindrical tanks using friction pendulum bearings. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, vol. 30, n°7, p. 1083-1099.
- What Is Fluid-Structure Interaction? (Consulté le 30-10-2017).
<https://www.comsol.com/multiphysics/fluid-structure-interaction>
- Wozniak, R. S. et Mitchell, W. W. (1978) Basis of Seismic Design Provisions for Welded Steel Oil Storage Tank. API Refining Department 43rd Midyear Meeting.
- yazdanian, mohsen, Mashal, M. et Razavi, S. . (2017) Seismic Vulnerability of Cylindrical Steel Liquid Storage Tanks for an Oil Industry Plant. *ANADOLU UNIVERSITY JOURNAL OF SCIENCE AND TECHNOLOGY A - Applied Sciences and Engineering*, vol. 18, n°2, p. 1-1.