

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE
UNIVERSITE MOULOU D MAMMERI DE TIZI OUZOU
FACULTE DE GENIE DE LA CONSTRUCTION
DEPARTEMENT DE GENIE CIVIL



Mémoire de master académique

Spécialité : génie civil

Option : structure

Thème

**Recherche des axes principaux d'inertie
d'un support en pilotis d'un réservoir
surélevé**

Proposé et dirigé par :

M^r Hocine HAMMOUM

Présenté par :

M^{elle} Linda TABELLOUT

Soutenu le : juin 2014

Remerciements

Je exprime ma profonde gratitude à mon directeur de recherche, monsieur Hammoum Hocine chef département génie civil maitre de conférence au département Génie Civil de l'université Mouloud MAMMERY de Tizi Ouzou, pour le choix de sujet, et pour avoir accepté de me diriger et de m'avoir guidé dans cette recherche, pour ses précieux conseils, son soutien inconditionnel, sa vision exceptionnelle du domaine. Je tiens également à le remercier pour sa grande disponibilité, je lui dois ce travail.

Ce travail n'aurait pas vu le jour sous sa forme actuelle sans l'apport de Madame Bouzelha Karima professeur au département Génie Civil de l'université Mouloud MAMMERY de Tizi Ouzou, je la remercie de me donner l'opportunité de réaliser cette thèse, je la remercie également pour m'avoir aidé en me prodiguant conseils et encouragements, d'avoir pris de son temps précieux et de ses compétences, qu'elle trouve ici l'expression de ma sincère reconnaissance.

Je tiens également à adresser mes remerciements aux membres du jury, pour avoir accepté de juger ce mémoire et participer aux jurys.

Je tiens à remercier tous ceux qui ont contribué de loin ou de près pour que ce travail puisse être sous sa forme actuelle Zarouki Marzak, Guers Said, Haddad Kahina, le binôme ; Kouchah Karim et Morsli Sabrina.

Merci à ma famille, mes parents, pour m'avoir soutenue, donné de bons conseils et pour être toujours là dans les moments difficiles et heureux, merci à mes sœurs et à mes frères que j'adore.

Je remercie tous mes amis (es), pour leurs soutiens et leurs encouragements.

Dieu merci.

Dédicaces

Je dédie ce modeste travail à

*Mes chers parents, ma mère que j'aime beaucoup, et mon père que j'adore,
que Dieu vous garde pour nous.*

Mes frères et sœurs.

Mes belles sœurs et beau frère.

La cadette de la famille Yasmine.

Mes adorables nièces et neveu Manel, Lina et Syphax que Dieu les protège

Mes chers amis.

Résumé

Bien qu'un nombre important d'études ait été menés sur les réservoirs, basé sur la méthode la plus générale de Housner, aucune ne permet d'établir le degré de résistance, notamment le moment d'inertie des supports en pilotis des réservoirs surélevés, d'une manière analytique.

De tradition, et à travers toutes les études menées au niveau des bureaux d'études techniques, comme nous avons pu le vérifier à travers les projets de fin d'étude préparés et soutenus à l'UMMTO, à l'ENP ou l' USTHB, le moment d'inertie pris en compte dans les notes de calcul, pour évaluer l'effet hydrodynamique, est la somme des moments d'inertie des poteaux calculés par rapport aux axes passant par le centre de gravité de l'ouvrage.

Dans le cadre de ce modeste travail, nous démontrons que ce calcul s'éloigne considérablement du calcul exact requis dans pareille situation. Pour ce faire, nous faisons appel à nos notions puisées dans la résistance des matériaux ; à savoir le calcul des caractéristiques géométriques des sections planes où nous aborderons le théorème d'Huygens et nous faisons appel à une analyse graphique ; en l'occurrence le cercle de Mohr.

Après un calcul hydrodynamique, nous trouvons qu'en dimensionnant une structure avec l'inertie traditionnellement calculée par les ingénieurs, cela induit un facteur de sécurité sur un site ferme (S2) moins important que celui trouvé en utilisant l'inertie calculé avec la méthode analytique exacte.

Nous confirmons en utilisant l'inertie calculée avec la méthode analytique-graphique exacte que les structures flexibles qui ont une longue période doivent être édifiées sur les sols durs (rocheux et fermes), ce qui recoupe avec théorie de Zacek.

Mots clés : Réservoir surélevé, moment d'inertie, hydrodynamique, stabilité, Housner.

Abstract

Although an important number of studies are conducted on tanks, based on the most general method of Housner, none allows establishing the strength level, notably the moment of inertia of pile supports of elevated tanks, in an analytical way.

From tradition, and through all the studies conducted at technical design offices, as we have been able to verify through the final studies projects prepared and presented at UMMTO, ENP and USTHB; the moment of inertia has taken in account in calculation notes, used to evaluate the hydrodynamic effect, is the sum of the moments of inertia of columns calculated relative to the axes passing through the center of gravity of the structure.

In this work, we demonstrate that this calculation move away considerably from the exact calculation required in this situation; To do this, we use our notions taken from the strength of materials, such as the calculation of geometrical characteristics of planar sections where we discuss the Huygens theorem and we make an appeal for a graphical analysis which is in this case the circle of Mohr.

After an hydrodynamic calculation, we find that structure calculated with inertia which is calculated traditionally by engineers, induces safe factor for hard sites, less important than the one found using moment of inertia calculated with the exact analytical method.

We confirm that, by using moment of inertia with analytic-graphic exact method, the flexible structures which have a long period must be edified on hard soils.

Keywords: *Elevated tanks, moment of inertia, hydrodynamic, stability, Housner.*

Liste des tableaux

Tableau 4.1. Moment d'inertie par rapport aux axes G_z et G_y	47
Tableau 4.2. Moment d'inertie par rapport aux axes O_{z1} et O_{y1}	48
Tableau 4.3. Moment d'inertie par rapport aux axes O_z et O_Y	49
Tableau 4.4. Les forces sismiques (résultats calculés traditionnellement par les ingénieurs).....	59
Tableau 4.5. Les forces sismiques (calcul exact).....	62
Tableau 4.5. Tableau récapitulatif des résultats obtenus pour le site ferme.....	63
Tableau 4.6. Tableau récapitulatif des résultats obtenus pour le site rocheux.....	64
Tableau 4.7. Tableau récapitulatif des résultats obtenus pour le site meuble.....	65
Tableau 4.8. Tableau récapitulatif des résultats obtenus pour le site très meuble.....	66

Liste des figures

Figure 2.1 .Modélisation du château d'eau.....	12
Figure 2.2 : Modèle de calcul.....	13
Figure 2.3 : Représentation d'un support en pilotis d'un réservoir surélevé.....	14
Figure 2.4 : Modes propres.....	20
Figure 2.5 : Déplacement vertical des vagues.....	20
Figure 3.1 : Moment d'inertie polaire.....	28
Figure 3.2: Translation d'axes.....	30
Figure 3.3 : Moment d'inertie par rapport à un axe quelconque.....	32
Figure 3.4 : Représentation d'un élément en rotation d'axe.....	32
Figure 3.5: Cercle de Mohr.....	39
Figure 3.6 : Représentation d'un support en pilotis d'un réservoir surélevé.....	40
Figure 3.7: Représentation d'un poteau (i) dans le repère central.....	40
Figure 3.8: Translation d'axes du poteau (i).....	41
Figure 3.9: Calcul du moment d'inertie d'un poteau (i) dans le repère globale OZY	42
Figure 4.1. Vue générale du réservoir (AGC-Egis).....	45
Figure 4.2. Représentation du support du réservoir étudié.....	46
Figure 4.3:Tracé du cercle de Mohr	54
Figure 4.4: Les forces sismiques (Calcul d'ingénieur).....	59

Résumé.....

Abstract.....

Table des matières.....

Liste des figures.....

Liste des tableaux.....

Introduction générale.....1

Chapitre 1 : Synthèse bibliographique

Introduction.....3

1.1. Généralités sur les réservoirs.....3

1.2. Méthode de calcul des réservoirs.....5

1.2.1. Méthode d'analyse.....5

 1.2.1.1. Méthode de l'effort latéral (élasticité linéaire)6

 1.2.1.2. L'analyse modale spectrale6

 1.2.1.3 Analyse statique non linéaire (en poussée progressive).....7

 1.2.1.4. L'analyse temporelle non linéaire.....7

1.2.2. Méthode hydrodynamique.....8

 1.2.2.1. Méthode de Jacobsen et Ayre..... 8

 1.2.2.2. Méthode de Hunt et Priestley8

 1.2.2.3.Méthode de Houzner.....9

 1.2.3. Autres Travaux9

Conclusion.....10

Chapitre 2 : Etude au séisme des réservoirs surélevés

Introduction.....11

2.1. Etude hydrodynamique11

 2.1.1. poids de la masse passive12

 2.1.2. Poids de la masse active 13

 2.1.3. Le point d'application des pressions d'impulsion h_i13

 2.1.4. Le point d'application des pressions d'oscillation h_013

 2.1.5. La pulsation fondamentale de vibration du liquide S_013

2.1.6. Les constantes de raideurs K_1 et K_0	13
2.2. Equation du mouvement.....	17
2.2.1. Détermination des pulsations propres w_1 et w_2 du 1 ^{er} et 2 ^{eme} mode de vibration.....	18
2.2.2. Détermination des modes propres de vibration	19
2.3. Les déplacements verticaux des vagues.....	20
2.4. Evaluation de la force sismique	21
2.5. Etat limite ultime de stabilité	22
2.5.1. Calcul des moments de renversement.....	23
2.5.2. Calcul du moment stabilisant.....	24
Conclusion.....	25

Chapitre 3 : Caractéristiques géométriques des sections planes

Introduction	26
2.1. Méthode analytique.....	26
3.1.1. Aire d'une section.....	26
3.1.2. Centre de gravité.....	26
3.1.3. Moment statique d'une aire plane par rapport à un axe.....	26
3.1.4. Propriétés des moments statiques.....	27
3.1.5. Moment d'inertie.....	28
3.1.5.1. Moment d'inertie axial	28
3.1.5.2. Moment d'inertie polaire.....	28
3.1.6. Produit d'inertie (Moment d'inertie centrifuge)	29
3.1.7. Rayon de giration	29
3.1.8. Moments et produits d'inertie par rapport à des axes quelconques.....	29
3.1.8.1. Translation d'axes	29
3.1.8.2. Rotation d'axes.....	32
3.1.9. Moments d'inertie principaux I_{max} et I_{min}	36
3.1.9.1. Moment d'inertie principal maximum I_{max}	36
3.1.9.2. Moment d'inertie principal minimum I_{min}	37
3.2. Méthode graphique.....	37

3.2.1. Construction du cercle de Mohr.....	38
3.2.2. Représentation graphique.....	39
3.3. Calcul des caractéristiques géométriques d'un support en pilotis pour réservoir surélevé	39
3.3.1. Calcul du moment d'inertie I_z , I_y d'un poteau par rapport aux axes passant par son centre de gravité G_z et G_y	41
3.3.2. Calcul du moment d'inertie I_{z1} , I_{y1} d'un poteau par rapport aux axes O_{z1} , O_{y1}	41
3.3.3. Calcul du moment d'inertie I_Z et I_Y d'un poteau par rapport aux axes O_Z , O_Y	42
3.3.4. Moment d'inertie du système de contreventement.....	43
3.3.5. Par rapport axes principaux	44
3.3.5.1. Le moment d'inertie maximum.....	44
3.3.5.2. Le moment d'inertie minimum.....	44
Conclusion	44

Chapitre 4 : Application à un cas pratique

Introduction.....	45
4.1. Présentation du projet.....	45
4.2. Caractéristiques géométriques de l'ouvrage.....	46
4.3. Calcul des moments d'inertie.....	46
4.3.1. Calcul des moments d'inertie du chaque poteau.....	47
4.3.1.1. Par rapport aux axes passant par le centre de gravité (G_z et G_y).....	47
4.3.1.2. Par rapport aux axes O_{z1} et O_{y1}	47
4.3.1.3. Par rapport aux axes O_Z et O_Y	48
4.3.2. Calcul des moments d'inertie du système de contreventement	49
4.3.2.1. Par rapport aux axes O_Z et O_Y	50
4.3.2.2. Par rapport aux axes O_{z1} et O_{y1}	51
4.3.2.3. Commentaires.....	51

4.4. Représentation graphique (Cercle de Mohr).....	52
4.4.1. Représentation du 1 ^{er} poteau	52
4.4.2. Tracé du cercle.....	53
4.5. Calcul hydrodynamique.....	55
4.5.1. Calcul mené traditionnellement par les ingénieurs.....	57
4.5.2. Calcul exact.....	60
4.6. Interprétation et discussion.....	67
Conclusion générale	70
Références bibliographiques	72

Introduction générale

Bien qu'un nombre important d'études ait été menés sur les réservoirs, basé sur la méthode la plus générale de Housner, aucune ne permet d'établir le degré de résistance, notamment le moment d'inertie des supports en pilotis des réservoirs surélevés, d'une manière analytique.

De tradition, et à travers toutes les études menées au niveau des bureaux d'études techniques, comme nous avons pu le vérifier à travers les projets de fin d'étude préparés et soutenus à l'UMMTO, à l'ENP ou l'USTHB, le moment d'inertie pris en compte dans les notes de calcul, pour évaluer l'effet hydrodynamique, est la somme des moments d'inertie des poteaux.

La question qui se pose est pourquoi les ingénieurs calculent-ils le moment d'inertie avec cette approche? Est-ce par ignorance des calculs exacts, par habitude de se référer toujours à la méthode classique ou bien par souci de sécurité. Ce sont toutes des réponses probables à cette question.

Dans le cadre de ce modeste travail, nous démontrons que ce calcul s'éloigne considérablement du calcul exact requis dans pareille situation. Pour ce faire, nous faisons appel à nos notions puisées dans la résistance des matériaux ; à savoir le calcul des caractéristiques géométriques des sections planes où nous aborderons le théorème d'Huygens et nous faisons appel à une analyse graphique ; en l'occurrence le cercle de Mohr.

Pour mener à terme ce travail, nous avons structuré le manuscrit du mémoire en quatre (04) chapitres.

Le premier chapitre est dédié à une recherche bibliographique sur les méthodes de calcul des réservoirs ; à savoir les méthodes d'analyse (méthode de l'effort latérale, analyse modale spectrale, analyse statique non linéaire et analyse temporelle non linéaire), les méthodes dynamiques (méthode de Jacobsen et Ayre, méthode de Hunt et Priestley) et enfin la méthode de Housner qui tient compte de l'effet hydrodynamique et qui fera l'objet de notre étude.

Dans le deuxième chapitre, intitulé "Etude au séisme d'un réservoir surélevé", nous illustrons en détail les différentes étapes de calcul des réservoirs surélevés vis-à-vis de l'action sismique. En d'autre terme, nous développons la méthode la plus générale, qui est celle de Housner.

Le troisième chapitre sera consacré aux caractéristiques géométriques des sections planes, où nous développons une méthode analytique et graphique pour le calcul d'un paramètre très

important dans le calcul dynamique des réservoirs surélevés vis-à-vis de l'action sismique ; à savoir le moment d'inertie.

Au quatrième chapitre, nous proposons un calcul hydrodynamique. Afin de tester la fiabilité de la méthode développée au chapitre 3, nous l'appliquons à un cas réel de réservoir surélevé en béton armé, implanté à Boumerdès, zone de forte sismicité (Zone III). Ainsi, en faisant varier les sites, nous procédons au calcul hydrodynamique du réservoir, en utilisant les deux méthodes pour le calcul des inerties (méthode classique pratiquée par les ingénieurs, et méthode analytique-graphique exacte que nous avons développée). Les résultats obtenus feront l'objet d'une comparaison.

Chapitre 1

Synthèse bibliographique

Introduction

Dans les régions de forte sismicité et à forte densité de population, une rupture de réservoir suite à un tremblement de terre, peut causer d'énormes dommages et de grandes pertes en biens et en vies humaines. A cet effet, beaucoup d'études portant sur leur comportement dynamique font l'objet de plusieurs travaux de recherche ayant pour but l'amélioration de leurs conceptions et leurs résistances vis-à-vis de fortes excitations sismiques.

- **Bref historique sur le calcul des réservoirs surélevés**

*L'un des premiers chercheurs à s'être intéressé aux châteaux d'eau, **Ruge (1938)**, étudia de manière expérimentale les effets d'un séisme sur des réservoirs surélevés, et mit en évidence le couplage entre le fluide et le système réservoir-support élevé. Par la suite, **Jacobsen (1949)** et **Jacobsen et Ayre (1951)** étudièrent, de manière expérimentale et analytique, la réponse dynamique des réservoirs cylindriques rigides. **Werner et Sunduist (1949)** étendirent le travail de **Jacobsen** aux réservoirs de formes rectangulaires, semi-circulaires, triangulaires et sphériques. **Graham et Rodriguez (1952)** fournirent une analyse détaillée des pressions hydrodynamiques convectives, liées au ballotement du fluide, et impulsives dans les réservoirs rectangulaires. Vers la fin des années **1950** et le début des années **1960**, **Housner** publia deux travaux, **Housner (1957)** et **Housner (1963)** dans lesquels il formula la méthode analytique simplifiée encore employée de nos jours par les ingénieurs de la pratique.*

1.1. Généralités sur les réservoirs

Les réservoirs sont des ouvrages d'art hydraulique, qui occupent une place très particulière parmi les constructions, ils sont considérés comme des enveloppes contenant des liquides, notamment l'eau qui est emmagasinée temporairement en attendant sa distribution. Les réservoirs sont présents partout dans les réseaux d'adduction, ils constituent les organes de stockage, et des régulateurs de pression de débit entre le régime de production et le régime de consommation. Leur implantation obéit à des considérations hydrauliques liées à la pression de service souhaitée, dont la solution est obtenue par un compromis avec les contraintes topographiques, il vient alors que les sites privilégiés pour cette implantation sont des sommets de collines et de monticules ; afin d'assurer la charge nécessaire aux abonnés. Ainsi leurs capacités doivent être importantes pour que la demande soit toujours couverte, par contre, elles ne doivent pas être trop importantes car il n'est pas souhaitable que l'eau y

séjourne plus de 48 heures, l'aseptisation disparaît après ce laps de temps. L'intérêt est aussi financier ; un grand réservoir coûte plus cher qu'un plus petit. En plus du volume d'eau requis pour couvrir la demande habituelle du réseau, le réservoir doit souvent contenir une réserve d'incendie.

Leurs rôle est d'emmagasiner l'eau lorsque la consommation est inférieure à la production et de la restituer lorsqu'elle en devient supérieure car les usagers de la ressource en eau ne se trouvent pas toujours à proximité de lacs et de rivières et ne peuvent donc pas disposer d'eau lorsque le besoin s'en fait ressentir, il est dans ce cas nécessaire d'apporter cette ressource en eau jusqu'au lieu de consommation pour satisfaire leurs besoins, ces ressources sont des réseaux de distribution, composées d'ouvrages tels que des dérivations et des prises d'eau qui permettent essentiellement de réguler la pression et le débit entre la phase de production (du forage vers le stockage) et la phase de consommation (du stockage à la consommation).

On peut classer les réservoirs selon leurs positions par rapport au sol en deux types : le réservoir surélevé et le réservoir au sol. Lorsque la topographie permet de disposer d'un point haut pour construire un réservoir au sol, c'est cette solution qui est en général retenue. En revanche, lorsque le terrain ne présente pas de point suffisamment élevé, on opte pour un réservoir surélevé. Ces réservoirs peuvent être munis d'une couverture en coupole ou en dalle plate, ils peuvent être simples ou complexe, leurs forme en plan peut être quelconque. Cependant la plupart du temps, les petits réservoirs se font carrés ou rectangulaires, mais la forme circulaire est moins coûteuse, et lorsque les moyens d'exécution le permettent, on réalise des réservoirs de forme tronconique et cylindro-tronconique à la place de réservoirs cylindriques de grand volume. Ils peuvent être réalisés en maçonnerie ou en acier pour de petites capacités ; mais de nos jours, la plupart des réservoirs sont réalisés en béton armé ou en béton précontraint.

Les réservoirs au sol peuvent être soit posé sur le sol, soit légèrement (semi) enterré ou entièrement enterré. Les réservoirs posé sur le sol(ou très peu enterré) : le radier du réservoir est toujours placé au contact du sol sur un béton maigre de 5 à 10cm d'épaisseur.

Les réservoirs surélevés (sur tour, sur un bâtiment ou à support pilotis) : ces ouvrages sont placés en hauteur dans la mesure du possible, pour fournir passivement de la pression à l'utilisateur final, le robinet. Le remplissage du réservoir se fait par une pompe d'alimentation de façon automatique afin de maintenir un niveau constant à l'intérieur de celui-ci. De plus,

une grande hauteur de réservoir pénalise la phase de production mais favorise la phase de distribution de l'eau.

L'avantage du château d'eau (réservoir surélevé) par rapport au réservoir au sol réside dans la hauteur des pilotis qui entraînent une pression minimale suffisante en entrée de réseau, il n'est donc pas nécessaire de disposer de pompe de surpression pour la distribution, la gravité est suffisante cette solution donc minimise le coût énergétique.

Le château d'eau apporte au réseau de distribution une grande sécurité, car il contient en général la consommation d'une journée. Il permet le maintien de la pression sur le réseau de distribution, tout en autorisant les interventions techniques sur la partie amont du réservoir. En cas de catastrophe (tempête, délestage électrique), il facilite le maintien de la distribution en eau à moindre coût. Dans le cas d'une panne du fournisseur d'énergie, il suffira de mobiliser un groupe électrogène momentanément pour remplir la cuve alors que des réseaux surpressés plusieurs groupes électrogènes seront nécessaires et ils devront y rester à demeure, aussi pour obtenir une fiabilité correcte avec un suppresseur, il faut disposer d'un groupe électrogène de secours. On a donc en résumé une meilleure fiabilité avec le château d'eau.

Le coût d'entretien d'un réservoir est faible, qu'il soit surélevé ou au sol. C'est le coût des équipements électrométriques qui est toujours prépondérant. Une installation de surpression est en général complexe car elle doit gérer plusieurs pompes de débits différents. Elle doit aussi disposer d'une alimentation énergétique de secours. Le système de pompage d'un château d'eau est simple et donc peu coûteux en maintenance et en entretien.

1.2. Méthode de calcul des réservoirs

Le comportement mécanique hyperstatique de ces ouvrages et le comportement particulier à l'effet hydrodynamique font d'eux des structures complexes. De ce fait on constate qu'en matière d'eau potable, les réservoirs sont soumis à un régime sévère qui demande un soin particulier apporté à leur conception lors de la phase d'étude.

1.2.1. Méthode d'analyse

L'EN 1998-4 propose pour les réservoirs des méthodes analyses possibles, sur les bases du principe suivant : "*Il convient de déterminer les effets des actions sismiques sur la base d'un comportement linéaire des structures ainsi que du sol environnant.*" , mais il est cependant loisible de recourir à des méthodes de calcul non linéaires si, en particulier, la solution élastique est économiquement irréalisable. Les méthodes pouvant alors être utilisées dans ce calcul sont :

1.2.1. 1. Méthode de l'effort latéral (élasticité linéaire)

Cette méthode est particulièrement appropriée pour le dimensionnement des structures qui réagissent aux actions sismiques comme un système à un degré de liberté ; il s'agit par exemple des réservoirs rigides en béton armé ou béton précontraint positionnés sur des superstructures. Cette méthode est applicable aux structures dont la réponse n'est pas affectée par la contribution des modes de vibration de rang plus élevé que le mode fondamental dans chaque direction.

L'effort tranchant sismique F_b à la base de l'ouvrage est alors donné dans direction principale par la formule : $F_b = S_d(T_1) \cdot m \cdot \lambda$

- $S_d(T_1)$ est l'ordonnée du spectre
- T_1 est la période fondamentale de vibration de la structure pour le mouvement de translation dans la direction considérée.
- m est la masse totale de l'ouvrage au-dessus des fondations.
- λ est le coefficient de correction qui vaut 0.85 si $T_1 < 1$.
- La période fondamentale T_1 peut être déterminée par la méthode de Rayleigh par exemple. Pour des structures inférieures à 40 m de hauteur, une valeur approchée de T_1 est : $T_1 = C_t H^{3/4}$.
 - H est la hauteur de la structure depuis les fondations.
 - $C_t = 0.05$ pour toutes les autres structures.

1.2.1.2. L'analyse modale spectrale

Cette méthode est applicable lorsque la réponse de la structure est affectée par les modes autres que le mode fondamental. Elle est donc utilisée lorsqu'on est en dehors du domaine de la méthode d'analyse par forces latérales, en particulier lorsque :

- La somme des masses modales effectives atteint au moins 90% de la masse totale de la structure.
- tous les modes dont la masse modale est supérieure à 5% de la masse totale sont pris en compte.

Chaque masse modale correspondant à un mode de vibration k est déterminée de façon à ce que l'effort tranchant généré à la base de l'ouvrage puisse être écrit sous la forme $F_{bk} = S_d(T_k)m_k$. La somme des masses modales effectives est alors égale à la masse de la structure. La réponse de la structure à l'action sismique dans une direction donnée est alors la combinaison de chacun des modes de vibration de cette structure en tenant compte de la non-concomitance des maximums (Xavier, 2013).

1.2.1.3 Analyse statique non linéaire (en poussée progressive)

Cette méthode s'applique principalement lorsqu'il existe un mode de vibration très prépondérant sur les autres. Son principe consiste à réaliser une analyse statique non linéaire dans laquelle les charges gravitaires restent constantes et les forces horizontales dues aux effets sismiques croissent de façon monotone. En ce qui concerne les réservoirs, la méthode de la poussée progressive prend en compte l'application des charges latérales sous la forme de deux distributions verticales :

- Une distribution uniforme où les forces latérales sont données, sont proportionnelles à la masse quelle que soit la hauteur de l'ouvrage.
- Une distribution modale où les forces latérales sont données par une distribution issue de l'analyse élastique.

Cette distribution entraîne un effort tranchant et un déplacement à la base de l'ouvrage.

- ✓ (Ait el hadj, 2013) avait choisis de faire une analyse non linéaire d'un immeuble surmonté d'un réservoir d'eau potable, par la méthode push over.

1.2.1.4. L'analyse temporelle non linéaire

Cette méthode est fondée, sur l'intégration, sur chaque pas de calcul, du vecteur accélération pour obtenir le vecteur vitesse, et l'intégration de la vitesse qui donne le vecteur déplacement. Pour cela, on choisit une forme de la fonction d'accélération sur l'intervalle de temps ou sur un intervalle plus étendu, l'équation dynamique en variables incrémentales est donnée comme suit :

$$M X (t+\Delta t) + CX (t+\Delta t) +KX (t+\Delta t) = -M X_g (t+\Delta t).$$

Cette méthode permet de reproduire fidèlement le comportement de la structure, et de connaître ses états de performance aux différents instants du séisme. La sollicitation sismique doit consister en une description temporelle du mouvement du sol, développée pour le site particulier et représentant de préférence des séismes réels. Cependant, l'utilisation de l'analyse temporelle non linéaire, reste limitée car, la réponse dynamique est très sensible aux caractéristiques de modélisation du mouvement de sol. Elle implique la modélisation correcte de la charge cyclique compte tenu des caractéristiques de déformation, des propriétés de détérioration de tous les éléments importants. En outre, elle exige la disponibilité d'un ensemble de documents représentatifs du mouvement du sol qui tiennent en compte des incertitudes et des différences dans la sévérité, la fréquence et les caractéristiques de la période. Toutefois, le temps de calcul, le temps requis pour la préparation d'entrée et de sortie

exigent une interprétation volumineuse, rendant l'analyse difficile à envisagée pour l'évaluation de la performance sismique des structures courantes (Iafi, 2012).

1.2.2. Méthode hydrodynamique

Lors de séisme, il est primordial que ces structures soient préservées, afin d'éviter qu'elles ne répandent, leur précieux contenu entraînant des réactions en chaîne incontrôlables pouvant causer plus de dégâts que le séisme lui-même. Par ailleurs, durant l'après-séisme, certains réservoirs comme les réservoirs d'eau, jouent un rôle crucial dans l'organisation des premiers secours. Du point de vue dynamique, le mouvement relatif entre le fluide et le réservoir est nul s'il est entièrement plein (une masse unique se déplace), ce qui suit est principalement applicable à des ouvrages partiellement remplis, pour lesquels l'excitation de contenu conduit à la formation d'une vague en surface. Afin de préserver et de mieux comprendre le comportement dynamique de ces structures, de nombreuses études ont été réalisées à partir du début des années 1930. C'est pour cette raison que l'EC8 dans le paragraphe 4 de la partie 4, se place dans cette hypothèse à proposer trois méthodes de calcul qui sont :

1.2.2.1. Méthode de Jacobsen et Ayre

Cette méthode concerne les réservoirs circulaires d'axe vertical. Les hypothèses de cette méthode sont les suivantes :

- On néglige les sollicitations par l'effet de vague pour ne s'intéresser qu'aux efforts d'impulsion.
- On suppose que les parois du réservoir sont rigides.
- On considère un liquide incompressible et non visqueux.
- On ne considère qu'une accélération horizontale $f''(t)$ (pas d'accélération verticale) et suppose que les déplacements sont petits.

La résolution des équations de cette méthode conduit à une résultante des pressions qui est appliquée sur la paroi du réservoir à une hauteur de h_i de la cuve et qui engendre un moment de flexion de forme $M = F_i \cdot h_i$. De ce fait le modèle mathématique équivalent à la masse totale du fluide M est donné par un système à un seul degré de liberté qui est la masse M_i à une hauteur h_i , elle représente la masse impulsive seule.

1.2.2.2. Méthode de Hunt et Priestley

Cette méthode diffère de la précédente par la prise en compte en plus de l'effort d'impulsion des efforts apportés par la formation d'une vague. Si l'on considère les mêmes hypothèses que pour la méthode de Jacobsen et Ayre, le champ de vitesse est soumis aux

mêmes équations, les différences résident alors dans les conditions aux limites mais le mode de résolution est le même pour les deux méthodes, sauf que cette méthode conduit à deux résultantes, l'une est celle des pressions d'impulsion de la forme :

$$P_i = -m a_m h R^2 \delta_i \text{ et l'autre celle des pressions d'oscillation de la forme : } P_0 = -m a_m h R^2 \delta_0.$$

D'où :

- R : rayon de la cuve.
- h : hauteur de liquide.
- a_m : accélération maximale du sol.
- δ_i et δ_0 sont coefficients des pressions d'impulsion et de d'oscillation respectivement, ils sont en fonction de R, H qui est la hauteur de la cuve et la fréquence déterminée à partir de l'accéléromètre.

1.2.2.3. Méthode de Houzner

Devant la complexité des méthodes précédentes, Houzner a établi une méthode approchée en 1963, pour analyser la stabilité de réservoir ainsi son comportement à l'effet hydrodynamique, cette méthode basée sur la décomposition de l'action liquide à une action passive et une autre active, dont la première provoque des effort d'impulsion (masse passive du liquide agissant par inertie), et la seconde provoque des efforts d'oscillation (une masse du liquide en surface se mettant en action d'oscillation sous l'effet du séisme), formant un système à deux degré de liberté.

1.2.2. Autres Travaux

✓ (Goulmot, 2012), avait pu développer une méthode semi-analytique originale permettant de calculer la réponse sismique des réservoirs rectangulaires symétriques, ou présentant une éventuelle asymétrie géométrique ou matérielle des parois, permettant aussi de mettre en évidence l'effet amplificateur d'un couvert de glace sur la réponse du fluide et de la structure.

✓ (Hammoum, 2012) s'est inspiré des travaux de Houzner, il avait choisis de faire le diagnostic et l'analyse de risques liés au vieillissement des réservoirs en béton armé, permettant de démontrer qu'il faut tenir compte de l'effet hydrodynamique pour les réservoirs ayant une capacité supérieure à 100m^3 , ce que le règlement parasismique algérien l'impose uniquement pour des réservoirs à une capacité supérieure à 1500 m^3 .

✓ (Slimani, 2013), en s'inspirant de la méthode de GNDT et en utilisant la méthode de Houzner a pu développé une méthode d'évaluation de la vulnérabilité sismique des réservoirs de stockage d'eau surélevées, permettant de classer ces ouvrages en différentes classes de vulnérabilité ; A (bon comportement), B (comportement moyen) et C (mauvais comportement).

Conclusion

Après avoir fait une synthèse des différentes méthodes de calcul des réservoirs (méthode d'analyse, méthode hydrodynamique et autres), nous nous intéressons, tout particulièrement, dans le cadre de notre recherche à l'analyse d'un réservoir surélevé, par la méthode de Houzner, qui tient compte de l'effet hydrodynamique. Cette méthode sera exposée dans le détail au deuxième chapitre qui suit.

Chapitre 2

Etude au séisme d'un réservoir surélevé

Introduction

Dans les codes parasismiques l'étude de la réponse des structures aux effets de l'action sismique est menée en utilisant des méthodes simplifiées. Ces mêmes codes recommandent pour l'analyse des structures complexes ; des méthodes d'analyse plus avancées.

Dans le cas des ouvrages hydrauliques les relations empiriques proposées par le règlement parasismique algérien (DTR-B-C-2-48, 2003) sont applicables uniquement aux bâtiments, c'est pour cela au niveau de ce chapitre on illustre les différentes étapes de calcul des réservoirs surélevés vis-à-vis de l'action sismique.

✓ **Hammoum H**, Pour le calcul hydrodynamique, nous utilisons la méthode développée par Hammoum inspirée du modèle hydrodynamique de Housner auquel il a adopté le spectre de réponse du règlement parasismique algérien

2.1. Etude hydrodynamique

L'étude hydrodynamique nous permet de calculer les efforts exercés sur les parois de la cuve dus aux poussées des eaux et les moments créés par efforts ainsi que les hauteurs des vagues sur les parois.

Pour étudier l'action du liquide sur les parois du réservoir on utilise l'approche développée par « Housner » dans la quelle l'action du liquide est décomposée en une action passive et une action active :

- **Action passive** : Elle est due à la masse passive provoquant des efforts d'impulsion.
- **Action active** : Elle est due à la masse active du fluide en mouvement d'oscillation provoquant des efforts d'oscillation.
- Les efforts d'impulsion proviennent du fait qu'une partie de liquide réagit par inertie à la translation des parois du réservoir ; le système équivalent mécanique est modélisé par une masse (M_i) liée rigidement au réservoir à une hauteur (h_i) telle qu'elle exerce sur les parois, les mêmes efforts horizontaux que la masse d'eau équivalente (figure 2.1).
- Les efforts d'oscillation proviennent du fait qu'une partie de la masse du fluide dite masse active se propage en surface en forme d'oscillation sous l'effet du séisme ; Le système mécanique équivalent est modélisé par une masse (M_0) liée au réservoir par deux ressorts de constante de raideur chacun ($K_1/2$) appliquée à une hauteur (h_0) à partir de la base du réservoir (figure 2.1).

- le modèle mathématique adopté pour le réservoir surélevé (figure 2.1.), est tel que la masse "M₀" est reliée à la structure par une tige de même raideur "K₁" formant un couplage avec "M_i", tandis que "M_i" est reliée au sol par une tige représentant le support de la structure de constante de raideur "K₀". Le système est donc à deux DDL.

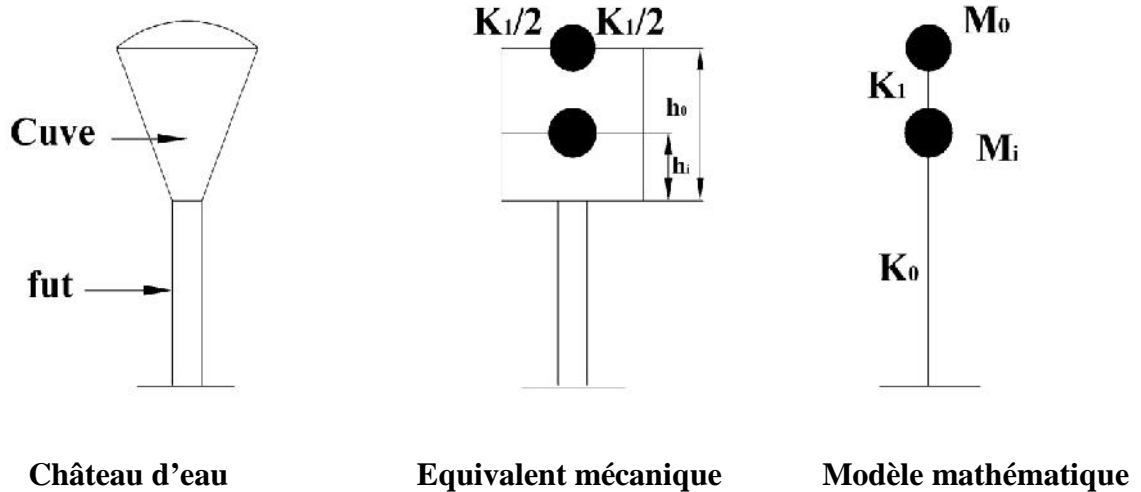


Figure 2.1 .Modélisation du château d'eau

Les paramètres M₀, M_i, h₀, h_i, ne dépendent que de la géométrie de la cuve, et peuvent être calculés par les relations données par les formules suivantes :

2.1.1. poids de la masse passive

$$M_i = M_e \cdot \frac{th\left(\frac{\sqrt{3}Ri}{h}\right)}{\left(\frac{\sqrt{3}.Ri}{h}\right)} + M_v + \frac{1}{2}M_f \tag{2-1}$$

où

Ri : rayon intérieur de la cuve,

h : hauteur d'eau utile dans la cuve,

M_v : poids de la cuve vide : M_v=P_v.g,

M_t : poids total de la cuve : M_t= M_v+M_e,

M_f: poids du fût M_f= P_f.g,

M_e : poids de l'eau,

2.1.2. Poids de la masse active

$$M_o = M_e . 0,318 . \frac{Ri}{h} th \left(\frac{1,84h}{Ri} \right) \quad (2-2)$$

2.1.3. Le point d'application des pressions d'impulsion h_i

$$h_i = \frac{3}{8} h \quad (2-3)$$

2.1.4. Le point d'application des pressions d'oscillation h_o

$$h_o = h \times \left[1 - \frac{ch \left(\frac{1,84 h}{Ri} \right) - 1}{\frac{1,84 h}{Ri} Sh \left(\frac{1,84 h}{Ri} \right)} \right] \quad (2-4)$$

2.1.5. La pulsation fondamentale de vibration du liquide S_o

$$\check{S}_o^2 = \frac{g}{Ri} \left[1,84 th \left(1,84 \frac{h}{Ri} \right) \right] \quad (2-5)$$

2.1.6. Les constantes de raideurs K_1 et K_o

a- Calcul de la raideur K_1

La raideur de couplage ($M_o - M_i$) K_1 est donnée par la relation 2-6

$$K_1 = m_1 . \check{S}_o^2 \quad (2-6)$$

avec :

$$m_1 = \frac{M_o}{g}$$

b- Calcul de la raideur K_o

D'après Rayleigh, pour une masse concentrée au sommet d'une console de section constante de masse négligeable, la période du 1^{er} mode de vibration est donnée par :

$$T = 2 \sqrt{\frac{P' L^3}{3g . EI}} \quad (2-7)$$

avec :

$$P' = p + \frac{33}{140} M_f \quad (2-8)$$

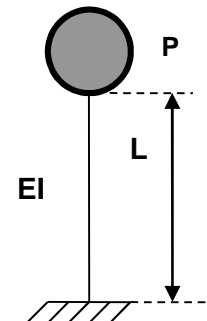


Figure 2.2 : Modèle de calcul

p : poids de la masse concentrée(t).

P' : poids de la masse concentrée et la masse du support.

I : moment d'inertie minimum de la section transversale du support (m^2).

E : module de déformation instantanée du béton en (t/m^2).

D'après le BAEL 99 $E=11000 \sqrt{f_{cj}}$ (2-9)

L: hauteur du support.

On a : $T = 2\pi S$ (2-10)

on déduit alors :

$$\left\{ \begin{array}{l} \check{S}^2 = \frac{4f^2}{T^2} \end{array} \right. \quad (2-11)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \check{S}^2 = \frac{K_o}{M} \end{array} \right. \quad (2-12)$$

ou $T^2 = 4\pi^2 \frac{P'L^3}{3gEI}$ conformément à la relation (1-7)

$$\frac{3gEI}{P'L^3} = \frac{K_o}{M} \Rightarrow K_o = \frac{3gMEI}{P'L^3} \quad (2-13)$$

- Habituellement les ingénieurs font le calcul du moment d'inertie minimum pour le cas d'un réservoir surélevé d'un support en pilotis comme suit :

Soit donc un réservoir surélevé posé sur un support en pilotis composé de n poteaux, (n=8) dans le cas de figure (2-3), cherchons à déterminer le moment d'inertie du système de contreventement.

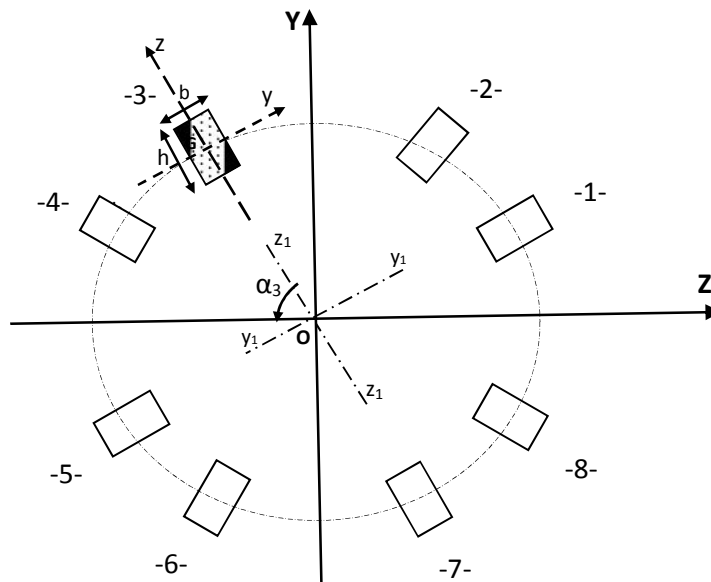


Figure 2.3 : Représentation d'un support en pilotis d'un réservoir surélevé

a. Moment d'inertie d'un poteau I_z, I_y par rapport aux axes G_z et G_y , passant par son centre de gravité

$$I_z^i = \frac{h b^3}{12} \quad (2-14)$$

$$I_y^i = \frac{b h^3}{12} \quad (2-15)$$

• **Le produit d'inertie I_{zy}**

$$I_{zy}^i = 0 \quad (2-16)$$

Le produit d'inertie est nul car les deux axes passent par le centre de gravité.

b. Moment d'inertie d'un poteau I_{z1} et I_{y1} par rapport aux axes O_{z1} et O_{y1} (en effectuant un changement de repère)

$$I_{z1}^i = I_z^i = \frac{h b^3}{12} \quad (2-17)$$

$$I_{y1}^i = \frac{b h^3}{12} + R_{moy}^2 (b.h) \quad (2-18)$$

• **Le produit d'inertie I_{z1y1}**

$$I_{z1y1}^i = I_{zy}^i + (R.O).(b.h) \quad (2-19)$$

$$I_{z1y1}^i = 0 \quad (2-20)$$

Le produit d'inertie est nul car les deux axes passent par le centre de gravité.

Traditionnellement, les ingénieurs de bureau d'études déterminent l'inertie du système de contreventement de cette manière :

$$I_z = \sum_{i=1}^n I_{z1}^i \quad (2-21)$$

il vient, alors :

$$I_z = \sum_{i=1}^n \frac{h b^3}{12}$$

ce qui donne

$$I_z = n \frac{h b^3}{12} \quad (2-22)$$

même procédure par rapport à yy :

nous avons
$$I_y = \sum_{i=1}^n I_{y1}^i \quad (2 - 23)$$

on obtien alors :
$$I_y = \sum_{i=1}^n \frac{bh^3}{12} + R^2bh$$

ce qui donne
$$I_y = n \frac{bh^3}{12} + R^2bh \quad (2-24)$$

Le produit d'inertie du support est nul car les deux axes passent par le centre de gravité.

Nous venons de montrer que traditionnellement les ingénieurs calculent le moment d'inertie d'un poteau en faisant appel juste à une translation d'axes, de plus ils calculent le moment d'inertie du système de contreventement en additionnant le moment d'inertie de l'ensemble de poteaux. Etant donné le produit d'inertie est nul, les moments d'inertie axiaux des poteaux atteignent des valeurs extrêmes. La sommation des moments d'inertie donne automatiquement un moment d'inertie de système de contreventement aux valeurs extrêmes. Et comme une structure ne pourra jamais être calculée avec une inertie qui tend vers zéro, les ingénieurs traditionnellement ont tendance à prendre la valeur maximale dans les notes de calcul de conception des réservoirs.

Le calcul du moment d'inertie n'est pas aussi simple qu'il est présenté plus haut. Il ne s'agit pas d'une simple translation d'axes mais il s'agit bel et bien d'une translation d'axes, suivie d'une rotation autour des axes O_z et O_y .

Ce problème ainsi posé, est étroitement lié à l'évaluation de la période propre de vibration qui intervient dans l'évaluation des efforts au séisme tenant compte de l'effet hydrodynamique. Effet approché par la méthode de Housner.

Pour ce qui est de l'évaluation de l'inertie exacte, la méthode sera largement développée dans le chapitre suivant. Nous tacherons de démontrer le fossé qui existe entre la valeur exacte et la valeur de l'inertie traditionnellement adoptée par les ingénieurs.

2.2. Equation du mouvement

Le système étudié est un système à 2 DDL, d'où les équations d'équilibre peuvent être formulées sous forme matricielle. Le mouvement est défini par l'équation d'équilibre suivante :

$$F_i(t) + F_a(t) + Fe(t) = F(t)$$

$F_i(t)$ est le vecteur des forces d'inertie $F_i(t) = M \ddot{X}(t)$.

$F_a(t)$ est le vecteur des forces d'amortissement $F_a(t) = C \dot{X}(t)$.

$Fe(t)$ est le vecteur des forces élastiques $Fe(t) = K X(t)$.

$F(t)$ est le vecteur des forces extérieures.

L'amortissement est supposé nul, l'équation du mouvement (1.25) devient :

$$F_i(t) + Fe(t) = F(t) \quad (2-26)$$

Nous supposons que le mouvement de la structure est de type harmonique ; ainsi la réponse s'écrit sous la forme :

$$X(t) = a \sin(\omega t + \phi) \quad (2-27)$$

Le système étudié est le système à oscillation libre, ce qui donne :

$$F(t) = 0$$

D'où l'équation d'équilibre s'écrit sous la forme suivante :

$$F_i(t) + Fe(t) = 0$$

avec :

$$F_i(t) = M \ddot{X}(t)$$

$$Fe(t) = K X(t)$$

$$d'où \quad M \ddot{X}(t) + K X(t) = 0 \quad (1-28)$$

On a

$$X(t) = a \sin(\omega t + \phi)$$

D'où ;

$$\ddot{X}(t) = -a \omega^2 \sin(\omega t + \phi) = -\omega^2 X(t) \quad (2-29)$$

L'équation d'équilibre (2-17) s'écrit alors :

$$-M \omega^2 X(t) + K X(t) = 0 \quad (2-30)$$

$$K - M \omega^2 X(t) = 0 \quad (2-31)$$

La solution de l'équation d'équilibre, donnée par la relation (1-31) est tel que :

$$X(t) = 0$$

Cette solution correspond à la position non déformée du réservoir, cependant, comme la structure oscille donc se déforme, à un instant donné elle aura une déformation ; ce qui donne $X(t) \neq 0$, et pour que le système admette une solution il faut que $K - M \omega^2 = 0$.
avec

$$K \text{ matrice de rigidité } K = \begin{bmatrix} K_{00} & K_{01} \\ K_{10} & K_{11} \end{bmatrix}$$

$$M \text{ La matrice de masse } M = \begin{bmatrix} m_0 & 0 \\ 0 & m_1 \end{bmatrix}$$

donc :

$$K - M \omega^2 = \begin{bmatrix} K_{00} & K_{01} \\ K_{10} & K_{11} \end{bmatrix} - \omega^2 \begin{bmatrix} m_0 & 0 \\ 0 & m_1 \end{bmatrix} = 0 \tag{2-32}$$

2.2.1. Détermination des pulsations propres ω_1 et ω_2 du 1^{er} et 2^{eme} mode de vibration

La résolution de l'équation (2-31) nous donne les pulsations propres des deux modes principaux de vibration

$$\omega_{1-2}^2 = \frac{1}{2} \left[\frac{K_{00}}{m_0} + \frac{K_{11}}{m_1} \pm \sqrt{\left(\frac{K_{00}}{m_0} - \frac{K_{11}}{m_1} \right)^2 + 4 \frac{K_{01} K_{10}}{m_0 m_1}} \right] \tag{2-33}$$

avec :

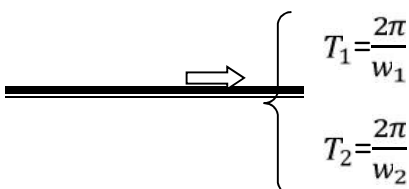
$$K_{00} = K_0 + K_1$$

$$K_{01} = K_{10} = -K_1$$

$$K_{11} = K_1$$

$$m_0 = \frac{M_i}{g}, \quad m_1 = \frac{M_0}{g}$$

Les périodes sont données par connaissance des pulsations propres des modes de vibration



$$T_{1/2} = \frac{2\pi}{W_{1/2}} \tag{2-34}$$

2.2.2. Détermination des modes propres de vibration

Mode 1 : $w_1 \rightleftharpoons a_1 = \begin{matrix} a_{01} \\ a_{11} \end{matrix}$

Mode 2 : $w_2 \rightleftharpoons a_2 = \begin{matrix} a_{20} \\ a_{21} \end{matrix}$

La détermination des modes propres revient à résoudre l'équation donnée par la relation

(2-33) suivante :

$$K - M w^2 a = 0 \tag{2-35}$$

pour un mode de vibration (i), donné nous avons :

$$K - M w_i^2 a_i = 0$$

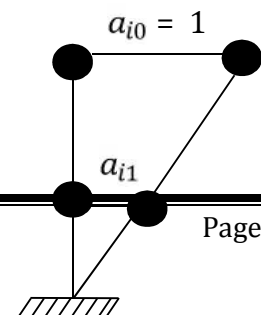
$$\left[\begin{matrix} K_{00} & K_{01} \\ K_{10} & K_{11} \end{matrix} \right] - w_i^2 \left[\begin{matrix} m_0 & 0 \\ 0 & m_1 \end{matrix} \right] \left\{ \begin{matrix} a_{i0} \\ a_{i1} \end{matrix} \right\} = \left\{ \begin{matrix} 0 \\ 0 \end{matrix} \right\} \tag{2-36}$$

$$\left. \begin{matrix} (K_{00} - w_i^2 m_0) a_{i0} + K_{01} a_{i1} = 0 \\ K_{10} a_{i0} + (K_{11} - w_i^2 m_1) a_{i1} = 0 \end{matrix} \right\} \tag{2-37}$$

La résolution du système donné par la formule (2-35) comme un système de Cramer nous donne $a_{i0} = a_{i1} = 0$.

De fait que tout mode propre correspond à une déformée, la solution doit être différente de zéro. Pour cela on donne une valeur arbitraire à l'une des inconnues et on calcul l'autre par la suite, cette valeur est généralement prise égale à l'unité (1). Cela revient à poser $a_{i0} = 1$ et on déduit a_{i1} donné par la relation (2-36) ci-dessous :

$$a_{i1} = - \frac{K_{00} - w_i^2 m_0}{K_{01}} a_{i0} \tag{2-38}$$



$$\frac{a_{i0}}{a_{i1}} = \frac{-K_{01}}{K_{00} - w_i^2 M_0} \quad (2-39)$$

Figure 2.4 : Modes propres

2.3. Les déplacements verticaux des vagues

L'expression du déplacement vertical des vagues pour les réservoirs cylindriques est donnée par la relation (2-40) ci-après :

$$d_{\max, i} = \frac{0,408 Ri}{\left[\frac{g}{(\tilde{S}_{i,0i} Ri)} - 1 \right] \cdot th \left(1,84 \frac{h}{Ri} \right)} \quad (2-40)$$

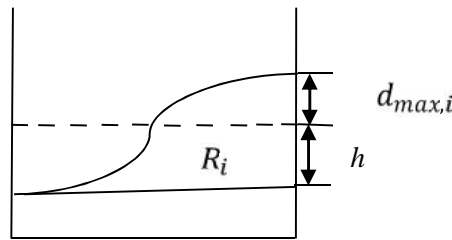


Figure 2.5 : Déplacement vertical des vagues.

Selon Houzner θ_{0i} dépend de l'amplitude de vibration du mode (i) ? elle est donnée par la formule suivante :

$$\theta_{0i} = \left[1,53 \frac{(X_{0i} - X_{1i})}{Ri} \right] \cdot th \left(1,84 \frac{h}{Ri} \right) \quad (2-41)$$

avec X_{0i} et X_{1i} sont les déplacements horizontaux donnés par les relations (2-42) et (2-43)

$$X_{0i} = X_{1i} \cdot g \frac{S_{a1}}{\tilde{S}_{1i}^2} \quad (2-42)$$

$$X_{1i} = X_{0i} \cdot \frac{a_{i1}}{a_{i0}} \quad (2-43)$$

2.4. Evaluation de la force sismique

- application de la méthode dynamique d'analyse modale spectrale
- hypothèses de calcul
 - Les masses sont supposés concentrées au niveau des nœuds principaux.
 - Seul, les déplacements horizontaux des nœuds sont pris en compte.
- Calcul de la force sismique

Le règlement parasismique algérien (DTR-B-C-2-48, 2003) permet sous certaines conditions de calculer la structure par une méthode pseudo dynamique qui consiste à considérer la structure comme étant soumise à un effort tranchant qui est fonction de plusieurs paramètres, alors la force sismique au niveau (k) et au mode (i) est donné par la relation (2-44) ci-dessous :

$$F_{ki} = \frac{S_a}{g} \cdot \gamma_i \cdot M_k \cdot a_{ik} \quad (2-44)$$

avec :

i : indice désignant le numéro du mode propre,

k: indice désignant le numéro de masse,

γ_i : Coefficient de distribution au mode (i) donné par la relation (1-40) suivante

$$(2-45) \quad \frac{\sum_{k=1}^n M_k \cdot a_{ik}}{\sum_{k=1}^n M_k \cdot a_{ik}^2}$$

W_k : poids total de la structure (pleine ou à vide),

a_{ik} : Amplitude au niveau (k) et au mode (i),

g : accélération de la pesanteur,

S_a : Spectre de réponse de calcul,

L'action sismique est représentée par le spectre de réponse de calcul donné par la relation (2-46) suivante :

$$\frac{S_a}{g} = \begin{cases} 1.25A \left(1 + \frac{T}{T_1} \left(2.5y \frac{Q}{R} - 1 \right) \right) & 0 \leq T \leq T_1 \\ 2.5y (1.25A) \left(\frac{Q}{R} \right) & T_1 \leq T \leq T_2 \\ 2.5y (1.25A) \left(\frac{Q}{R} \right) \left(\frac{T_2}{T} \right)^{2/3} & T_2 \leq T \leq 3.0s \\ 2.5y (1.25A) \left(\frac{T_2}{3} \right)^{2/3} \left(\frac{3}{T} \right)^{5/3} \left(\frac{Q}{R} \right) & T > 3.0s \end{cases} \quad (2-46)$$

A: coefficient d'accélération de zone, qui dépend de la zone sismique et du groupe d'usage de la structure.

η : Facteur de correction d'amortissement donné par la formule suivante :

$$\eta \geq \sqrt{7/92} < \zeta : \leq 0.7 \quad (2-47)$$

Où: ζ (%) est le pourcentage d'amortissement critique, donné en fonction du matériau constitutif, du type de structure et de l'importance des remplissages.

T_1 et T_2 périodes caractéristiques, associées à la catégorie du site.

R: Coefficient de comportement global de la structure, Sa valeur unique dépend du système de Contreventement.

Q : Facteur de qualité sa valeur est déterminée par la formule (2-48) suivante :

$$Q = 1 + \sum_1^6 P_q \quad (2-48)$$

P_q : est la pénalité à retenir selon que le critère de qualité q " est satisfait ou non".

2.5. Etat limite ultime de stabilité

Sous l'effet de l'action sismique à L'ELU, la stabilité d'ensemble du réservoir vis-à-vis de l'effondrement doit être satisfaite. la stabilité d'ensemble se rapportant à un comportement de corps rigide peut être perdue par glissement ou renversement. A cet effet, il ya lieu de satisfaire l'inégalité suivante :

- Moment stabilisant Moment renversant

2.5.1. Calcul des moments de renversement

➤ Action d'impulsion

Le moment de renversement d'ensemble sous l'action d'impulsion est donné par la relation (2-44) ci-après

$$M_{ri} = P_i \cdot h_i^* \quad [\text{t.m}] \quad (2-49)$$

Où

M_{ri} : est le moment de renversement d'ensemble sous l'action d'impulsion.

h_i^* Est le niveau d'application des pressions d'impulsion incluant l'effet de la pression sur la base s'écrit :

$$h_i^* = \frac{3}{8} h + \frac{1}{2} \frac{\sqrt{3} \frac{R_i}{h}}{\text{th} \frac{R_i}{h}} - 1 \quad (2-50)$$

h : Hauteur d'eau utile dans le réservoir[m],

R_i : Rayon intérieur du réservoir[m],

P_i : est la résultante des pressions hydrodynamiques horizontales d'impulsion, il est donné par la formule suivante :

$$P_i = M_i \cdot S_a \quad (2-51)$$

M_i : Est le poids de la masse passive, provoquant des efforts d'impulsions.

S_a : Spectre de réponse de calcul donné par la relation (2-46)

➤ Action d'oscillation

Le moment de renversement d'ensemble sous l'action d'oscillation est exprimé par la relation (2-47)

$$M_{r0} = P_0 \cdot h_0^* \quad (2-52)$$

M_{r0} : est le moment de renversement d'ensemble sous l'action d'oscillation.

h_0^* : Le niveau d'application des pressions d'oscillation incluant l'effet de la pression sur la base est tel que illustré par la relation (2-48) :

$$h_0^* = h \left[1 - \frac{\text{ch} \, 1,84 \frac{h}{R_i} - 2}{1,84 \frac{h}{R_i} \text{sh} \, 1,84 \frac{h}{R_i}} \right] \quad (2-53)$$

P_0 : est la résultante des pressions hydrodynamiques horizontales d'oscillation, donnée par la relation (2-49)

$$P_0 = M_0 \cdot S_a \quad (2-54)$$

M_0 est le poids de la masse active, du fluide en mouvement d'oscillation provoquant des efforts d'oscillation, donnée par la formule (2-2).

2.5.2. Calcul du moment stabilisant

Le moment stabilisant est donné par la formule (1-50) suivante :

$$M_S = N_S \cdot \frac{D_r}{2} \quad (2-55)$$

avec :

N_S est l'effort normal appliqué sur le réservoir donné par la relation (1-51)

$$N_S = (M_e + M_f + M_C) \cdot g \quad (2-56)$$

avec :

M_e est le poids de l'eau,

M_f est le poids du fut,

M_C est le poids de la cuve,

D_r est le diamètre du radier exprimé par

$$D_r = \frac{4 \cdot N_S}{\pi \cdot \sigma_{sol}} \quad (2-57)$$

où

σ_{sol} : est la contrainte dans le sol donnée par la relation (2-57) ci-après

$$\sigma_{sol} = \frac{N_S}{A_{radier}} \quad (2-58)$$

Conclusion

Le chapitre que nous venons de développer, illustre les différentes étapes de calcul des réservoirs surélevés vis-à-vis de l'action sismique. L'étude au séisme de ce type d'ouvrage, permet d'avoir une connaissance approfondie du comportement des réservoirs surélevés sous l'action sismique.

Au chapitre qui suit, nous développons pour la première fois une méthode de calcul des moments d'inertie d'un réservoir surélevé d'un support en pilotis pour répondre au critère de résistance.

Chapitre 3

Caractéristiques géométriques des sections planes

Introduction

La variété des formes des sections transversales des éléments utilisés dans les constructions n'est pas un fait du hasard. Dans la plupart des cas ces formes ont été développées pour répondre à des critères de résistances, de rigidité ou de stabilité. Ce chapitre étudie les principales caractéristiques géométriques des sections planes, leurs méthodes de calcul et leurs propriétés vis à vis des différents cas de sollicitations et vis à vis de leurs dispositions par rapport aux système d'axes, de ce fait, une méthode analytique-graphique de calcul du moment d'inertie sera développée dans ce chapitre.

3.1. Méthode analytique

3.1.1. Aire d'une section

On appelle aire d'une section A :

$$A = \int_A dA \quad (3.1)$$

Où :

$$dA = dy \cdot dz \quad (3.2)$$

Ce qui donne :

$$A = \int_{\bar{y}\bar{z}} dy \cdot dz \quad (3.3)$$

L'Aire A s'exprime en [m²] ou en [cm²].

3.1.2. Centre de gravité

On appelle centre de gravité d'une section, le point à travers lequel si on applique une force, elle résulte en une pression uniforme sur toute la section.

Les coordonnées du centre de gravité G (Z_G, Y_G) d'une section homogène sont données par les relations :

$$Z_G = \frac{\int_A Z \cdot dA}{\int_A dA} \quad (3-4)$$

il vient alors

$$Z_G = \frac{S_y}{A} \quad (3-5)$$

$$Y_G = \frac{\int_A Y \cdot dA}{\int_A dA} \quad (3-6)$$

On obtient alors
$$Y_G = \frac{S_z}{A} \quad (3-7)$$

Ces intégrales peuvent être évaluées analytiquement si le contour de la section est exprimé par des expressions mathématiques simples. Si par contre le contour est une courbe irrégulière, on procède dans ce cas par les méthodes numériques. La méthode la plus simple consiste à discrétiser la section en éléments de surface A_i et faire la sommation comme suit :

$$Z_G = \frac{\sum Z_i A_i}{A} \quad (3-8)$$

$$Y_G = \frac{\sum Y_i A_i}{A} \quad (3-9)$$

3.1.3. Moment statique d'une aire plane par rapport à un axe

On appelle moment statique de l'aire de la section A par rapport à l'axe Oz l'expression :

$$S_z = \int_A Y \, dA. \quad (3-10)$$

De même par rapport à l'axe Oy l'expression:

$$S_y = \int_A z \, dA. \quad (3-11)$$

Par rapport à un axe quelconque (Δ) l'expression :

$$S_{(\Delta)} = \int_A \delta \, dA \quad (3-12)$$

Par analogie avec le moment d'une force par rapport à un axe quelconque, le moment statique de l'aire d'une section par rapport à un axe situé dans son plan est égal au produit de la surface de la section par la distance de son centre de gravité à l'axe considéré

$$S_z = A \cdot Y_G \quad (3-13)$$

$$S_y = A \cdot Z_G \quad (3-14)$$

3.1.4. Propriétés des moments statiques

- Les moments statiques sont des quantités algébriques positives ou négatives
- Le moment statique est homogène à un volume, il s'exprime en mm^3 , cm^3 ...etc.
- Le moment statique d'une aire plane par rapport à un axe passant par son centre de gravité G est nul.
- Inversement si le moment statique d'une aire plane par rapport à un axe est nul, cet axe passe par son centre de gravité G .

-Pour calculer le moment statique d'une aire plane A complexe par rapport à un axe, on peut discrétiser cette aire en aire partielle (plus simple) $A_1, A_2 \dots A_n$, et le moment statique de la grande aire A sera la somme des moments statiques des aires partielles par rapport à l'axe considéré.

3.1.5. Moment d'inertie

3.1.5.1. Moment d'inertie axial

Le moment d'inertie représente la capacité de la section à s'opposer à la déformation latérale.

On appelle le moment d'inertie par rapport aux axes passant par le centre de gravité de la section A le moment central, il est défini par rapport à l'axe Oz par l'expression :

$$I_z = \int_A y^2 \cdot dA \quad (3-15)$$

Et par rapport à l'axe Oy, l'expression :

$$I_y = \int_A z^2 \cdot dA \quad (3-16)$$

Remarque : Les moments d'inertie sont toujours positifs et l'unité est exprimée par $[m^4]$, $[cm^4]$.

3.1.5.2. Moment d'inertie polaire

On appelle moment d'inertie polaire d'une surface (A) par rapport à un point donné (pôle O) l'intégrale des produits des aires élémentaires par le carré de leurs distances R à partir du pôle. Il représente la capacité de la section à s'opposer aux déformations angulaires sous l'effet de la torsion (Voir la figure 3.1).

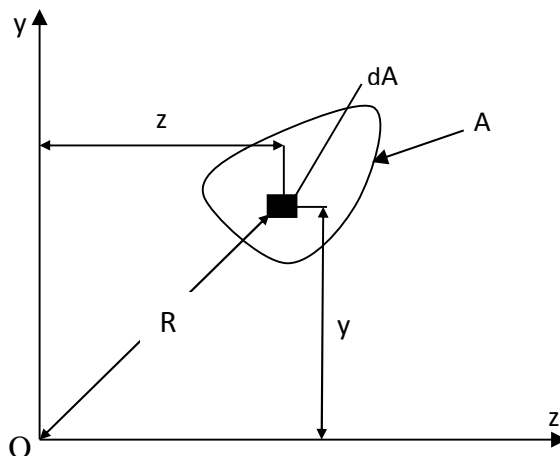


Figure 3.1 : Le moment d'inertie polaire.

$$I_0 = \int_A R^2 \cdot dA \quad (3-17)$$

Où :

$$R^2 = y^2 + z^2 \quad (3-18)$$

Ce qui donne :

$$I_0 = \int_A y^2 + z^2 dA \quad (3-19)$$

$$I_0 = \int_A y^2 dA + \int_A z^2 dA. \quad (3-20)$$

On obtient donc

$$I_0 = I_z + I_y \quad (3-$$

21)

3.1.6. Produit d'inertie (Moment d'inertie centrifuge)

Le produit d'inertie de la section A par rapport à O_z et O_y est une quantité algébrique qui peut être négative ou positive, il est donné par l'expression :

$$I_{yz} = \iint_A y z dA. \quad (3-22)$$

3.1.7. Rayon de giration

Le rayon de giration de la section A autour d'un axe quelconque (Δ) est donné par la relation suivante :

$$r_{(\Delta)} = \sqrt{\frac{I_{(\Delta)}}{A}} \quad (3-23)$$

3.1.8. Moments et produits d'inertie par rapport à des axes quelconques

Les moments d'inertie d'une section varient selon la disposition des axes par rapport auxquels ces moments sont calculés. Deux types de transformation seront étudiés qui sont translation et rotation d'axes. La variation des moments d'inertie par rapport à un système quelconques, est déterminée à l'aide d'une combinaison de deux transformations partant d'un système d'axes central.

3.1.8.1. Translation d'axes

Les formules définies ci-dessous permettent la détermination des moments d'inertie par rapport à des axes O_{z1} et O_{y1} parallèles à des axes centraux O_z et O_y dont les moments sont supposés connus (I_z, I_y, I_0, I_{yz} connus). (Voir figure 3.2)

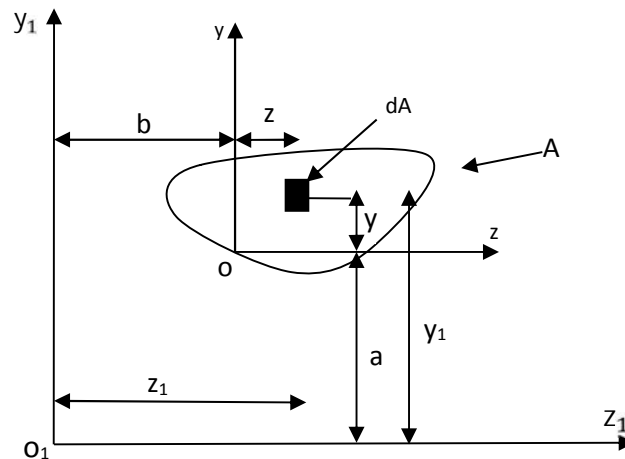


Figure 3.2: Translation d'axes.

La translation d'axes est exprimée par :

$$\begin{cases} y_1 = y + a \\ z_1 = z + b \end{cases} \quad (3-24)$$

a. Le moment d'inertie par rapport à l'axe O_{z1}

$$I_{z1} = \int_A y_1^2 \cdot dA \quad (3-25)$$

De l'équation (3-24), on obtient; $I_{z1} = \int_A (y + a)^2 \cdot dA \quad (3-26)$

$$I_{z1} = \int_A (y^2 + 2ay + a^2) \cdot dA \quad (3-27)$$

$$I_{z1} = \int_A y^2 \cdot dA + \int_A 2ay \cdot dA + \int_A a^2 \cdot dA \quad (3-28)$$

En fin $I_{z1} = I_z + 2a S_z + a^2 \cdot A \quad (3-29)$

b. Le moment d'inertie par rapport à l'axe O_{y1}

De l'équation (3-24), on obtient;

$$I_{y1} = \int_A z^2 \cdot dA + \int_A (z + b)^2 \cdot dA + \int_A (z^2 + 2zb + b^2) \cdot dA \quad (3-30)$$

$$I_{y1} = \int_A z^2 \cdot dA + 2b \int_A z \cdot dA + b^2 \int_A dA \quad (3-31)$$

Il vient alors
$$I_{y1} = I_y + 2b S_y + b^2 \cdot A \quad (3-32)$$

c. Le produit d'inertie par rapport à l'axe O_{y1} et O_{z1}

En exploitant les équations (3-24), on obtient:

$$I_{z1y1} = \int_A y_1 \cdot z_1 dA \quad (3-33)$$

$$I_{z1y1} = \int_A (y + a)(z + b) dA \quad (3-34)$$

$$I_{z1y1} = \int_A (yz + by + az + ab) dA \quad (3-35)$$

$$I_{z1y1} = \int_A yz \cdot dA + \int_A by \cdot dA + \int_A az \cdot dA + \int_A ab \cdot dA \quad (3-36)$$

Ce qui résulte que;
$$I_{z1y1} = I_{yz} + b S_y + a S_z + ab A \quad (3-37)$$

d. Le moment d'inertie polaire

Sachant que :

$$R_1^2 = z_1^2 + y_1^2 \quad (3-38)$$

On obtient alors :

$$I_{01} = \int_A R_1^2 \cdot dA = \int_A z_1^2 \cdot dA + \int_A y_1^2 \cdot dA \quad (3-39)$$

$$I_{01} = I_{z1} + I_{y1} \quad (3-40)$$

Il vient alors :
$$I_{01} = (I_z + 2a S_z + a^2 A) + (I_y + 2b S_y + b^2 A) \quad (3-41)$$

$$I_{01} = (I_z + I_y) + 2a S_z + 2b S_y + (a^2 + b^2) A \quad (3-42)$$

Ce qui donne
$$I_{01} = I_0 + 2a \cdot S_z + 2b S_y + (a^2 + b^2) A \quad (3-43)$$

e. Énoncé du théorème d'Huygens

Le moment d'inertie I_Δ d'une section A par rapport à l'axe quelconque Δ , situé dans le plan de cette section, est égal au moment d'inertie $I_{\Delta G}$ par rapport à l'axe Δ_G , parallèle à Δ et

passant par le centre de gravité G augmenté du produit de la grandeur de la surface par le carré de distance entre les deux axes Δ et Δ_G :

$$I_{\Delta} = I_{\Delta_G} + A \cdot d_G^2 \tag{3-44}$$

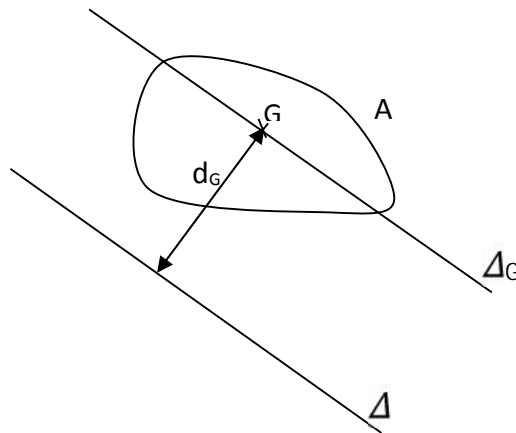


Figure 3.3 : Moment d'inertie par rapport à un axe quelconque

3.1.8.2. Rotation d'axes

Les moments et produits d'inertie sont supposés connus dans le système d'axes O_{ZY} . Les moments et produits d'inertie par rapport au système d'axes O_{z_1, y_1} obtenu par une rotation des axes initiaux faisant un angle α .

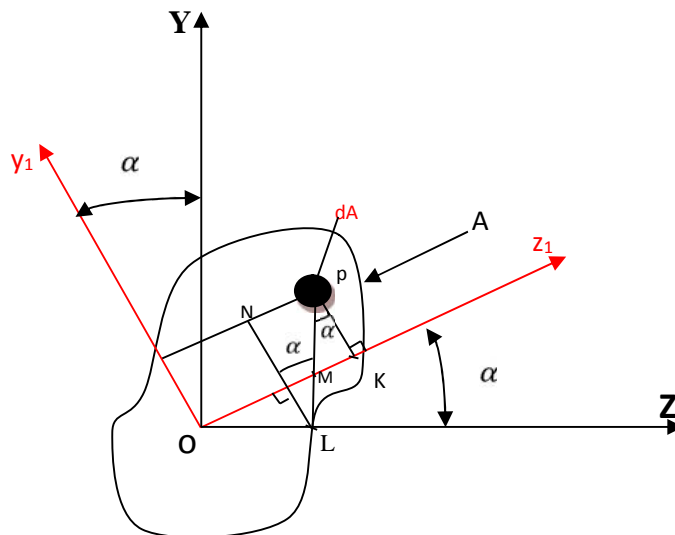


Figure 3.4 : Représentation d'un élément en rotation d'axes

La rotation d'axes est exprimée comme suit :

$$\cos = \frac{\overline{OM}}{\overline{OL}} = \frac{\overline{OM}}{Z} \quad OM = Z \cos \quad (3-45)$$

$$\sin = \frac{\overline{NP}}{\overline{LP}} = \frac{\overline{NP}}{Y} \quad NP = Y \sin \quad (3-46)$$

$$\cos = \frac{\overline{NL}}{\overline{PL}} = \frac{\overline{NL}}{Y} \quad NL = Y \cos \quad (3-47)$$

Nous obtenons :
$$z_1 = Z \cos + Y \sin \quad (3-48)$$

$$\sin = \frac{\overline{ML}}{\overline{OL}} = \frac{\overline{ML}}{Z} \quad ML = Z \sin \quad (3-49)$$

$$y_1 = \overline{PK} = NL - \overline{ML} \quad (3-50)$$

Nous obtenons :
$$y_1 = Y \cos - Z \sin \quad (3-51)$$

Finalement, la rotation est exprimée par

$$\begin{cases} z_1 = Z \cos + Y \sin \\ y_1 = Y \cos - Z \sin \end{cases}$$

- **Hypothèses :**

-Supposons que I_Y, I_Z, I_{ZY} sont connus.

-Inconnus sont I_{z_1}, I_{y_1} et $I_{z_1 y_1}$.

Par définition, nous avons :

$$I_{y_1} = \int_A z_1^2 \cdot dA \quad (3-52)$$

D'après la relation (3-48), il vient :

$$I_{y_1} = \int_A (Z \cos + Y \sin)^2 \cdot dA \quad (3-53)$$

$$I_{y_1} = \int_A (Z^2 \cos^2 + Y^2 \sin^2 + 2ZY \sin \cos) \cdot dA \quad (3-54)$$

$$I_{y_1} = \int_A Z^2 \cos^2 \cdot dA + \int_A Y^2 \sin^2 \cdot dA + 2 \int_A ZY \sin \cos \cdot dA \quad (3-55)$$

$$\text{Finalement ;} \quad I_{y1} = I_Y \cos^2 \alpha + I_Z \sin^2 \alpha + 2 I_{ZY} \cos \alpha \sin \alpha \quad (3-56)$$

a. Le moment d'inertie par rapport à l'axe O_{z1}

En utilisant les relations trigonométriques suivantes :

$$\cos^2 \alpha = \frac{1 + \cos 2\alpha}{2} \quad (3-57)$$

$$\sin^2 \alpha = \frac{1 - \cos 2\alpha}{2} \quad (3-58)$$

$$\sin 2\alpha = 2 \sin \alpha \cos \alpha \quad (3-59)$$

Et de la même manière que précédemment, mais cette fois ci en exploitant l'équation (3-51)

On obtient :

$$I_{z1} = \int_A y_1^2 \cdot dA \quad (3-60)$$

$$I_{z1} = \int_A (Y \cos \alpha - Z \sin \alpha)^2 \cdot dA \quad (3-61)$$

$$I_{z1} = \int_A (Y^2 \cos^2 \alpha + Z^2 \sin^2 \alpha - 2ZY \cos \alpha \sin \alpha) \cdot dA \quad (3-62)$$

$$I_{z1} = I_Z \cos^2 \alpha + I_Y \sin^2 \alpha - 2ZY \cos \alpha \sin \alpha \quad (3-63)$$

$$I_{z1} = I_Z \frac{1 + \cos 2\alpha}{2} + I_Y \frac{1 - \cos 2\alpha}{2} - I_{ZY} \sin 2\alpha \quad (3-64)$$

$$\text{Ce qui donne :} \quad I_{z1} = \frac{I_Z + I_Y}{2} \cos 2\alpha - I_{ZY} \sin 2\alpha \quad (3-65)$$

b. Le moment d'inertie par rapport à l'axe O_{y1}

De la même manière que précédemment on aboutit à :

$$I_{y1} = I_Y \frac{1 + \cos 2\alpha}{2} + I_Z \frac{1 - \cos 2\alpha}{2} + I_{ZY} \sin 2\alpha \quad (3-66)$$

$$I_{y1} = \frac{I_Z + I_Y}{2} \cos 2\alpha + I_{ZY} \sin 2\alpha \quad (3-67)$$

c. Le produit d'inertie par rapport aux axes O_{z1}, O_{y1}

$$I_{z1y1} = \int_A z_1 \cdot y_1 \cdot dA \quad (3-68)$$

En remplaçant (3-48) et (3-51) dans (3-68), nous aurons :

$$I_{z1y1} = \int_A (Y \cos \alpha - Z \sin \alpha) \cdot (Z \cos \alpha + Y \sin \alpha) \cdot dA \quad (3-69)$$

$$I_{z1y1} = I_{ZY} (\cos^2 \alpha - \sin^2 \alpha) + I_Z \cos \alpha \sin \alpha - I_Y \cos \alpha \sin \alpha \quad (3-70)$$

$$I_{z1y1} = I_{ZY} \cdot \cos 2\alpha + (I_Z - I_Y) \frac{\sin 2\alpha}{2} \quad (3-71)$$

Ce qui donne :

$$I_{z1y1} = \frac{I_Z - I_Y}{2} \sin 2\alpha + I_{ZY} \cos 2\alpha \quad (3-72)$$

d. Le moment d'inertie polaire

$$I_0 = I_{z1} + I_{y1} = \frac{I_Z + I_Y}{2} + \frac{I_Z + I_Y}{2} \quad (3-73)$$

$$I_0 = I_{z1} + I_{y1} = I_Z + I_Y \quad (3-74)$$

Remarque:

Nous remarquons que le moment d'inertie polaire demeure inchangé. Et que les moments d'inertie I_{z1} et I_{y1} sont en fonction de α ainsi le produit d'inertie I_{z1y1} :

$$\begin{cases} I_{z1} = f(\alpha). \\ I_{y1} = f(\alpha). \\ I_{z1y1} = f(\alpha). \end{cases} \quad (3-75)$$

e. Détermination de la valeur de α pour laquelle I_{z1} est max

$$I_{z1} = \frac{I_Z + I_Y}{2} + \frac{I_Z - I_Y}{2} \cos 2\alpha - I_{ZY} \sin 2\alpha \quad (3-76)$$

$$\frac{dI_{z1}}{d\alpha} = - \frac{I_Z - I_Y}{2} \cdot 2 \sin 2\alpha - 2 I_{ZY} \cos 2\alpha \quad (3-77)$$

$$\frac{dI_{z1}}{d\alpha} = -2 \frac{I_z - I_y}{2} \sin 2\alpha + I_{ZY} \cos 2\alpha \quad (3-78)$$

$$\frac{dI_{z1}}{d\alpha} = -2 I_{z1y1} = 0 \quad (3-79)$$

La dérivée est nulle lorsque $I_{z1y1} = 0$.

Cherchons la valeur de α qui nous donne I_{z1} max et donc I_{z1y1} est nul.

$$I_{z1y1} = \frac{I_z - I_y}{2} \sin 2\alpha + I_{ZY} \cos 2\alpha = 0. \quad (3-80)$$

$$\operatorname{tg} 2\alpha = \frac{-2 I_{ZY}}{I_z - I_y} \quad (3-81)$$

Pour une valeur de α , I_{z1} est I_{\max}

Pour $\alpha = \alpha + \frac{\pi}{2}$ donc I_{y1} sera égal I_{\min}

Pour $\alpha = \alpha + \frac{\pi}{2}$

En vertu du fait que : $I_0 = I_{z1} + I_{y1} = I_z + I_y$

les deux valeurs particulières de α déterminent les deux **directions principales**. Les axes O_{z1} et O_{y1} portent le nom d'axes principaux d'inertie. Si ces axes passent par le centre de gravité de la section considérée, ils seront dit axes principaux centraux.

3.1.9. Moments d'inertie principaux I_{\max} et I_{\min}

Les axes principaux sont des axes orthogonaux pour lesquels les moments d'inertie atteignent les valeurs extrêmes. Ils correspondent à un produit d'inertie nul.

3.1.9.1. Moment d'inertie principal maximum I_{\max}

$$I_{z1} = \frac{I_z + I_y}{2} + \frac{I_z - I_y}{2} \cos 2\alpha - I_{ZY} \sin 2\alpha \quad (3-82)$$

En remplaçant $\alpha = \alpha + \frac{\pi}{2}$, il vient :

$$I_{z1} = I_{\max} \quad (3-83)$$

De l'équation (2-81), il nous avons : $-I_{ZY} = \frac{I_z - I_y}{2} \operatorname{tg} 2\alpha$ (3-84)

Ce qui donne :

$$I_{z1} = \frac{I_z + I_y}{2} + \frac{I_z - I_y}{2} (\cos 2\alpha + \sin 2\alpha \operatorname{tg} 2\alpha) \quad (3-85)$$

$$I_{z1} = \frac{I_z + I_y}{2} + \frac{I_z - I_y}{2} \cdot \frac{1}{\cos 2\alpha} \quad (3-86)$$

Sachant que $\cos 2\alpha = \frac{1}{1+\tan^2 \alpha}$, nous aurons :

$$I_{z1} = \frac{I_z + I_y}{2} + \frac{I_z - I_y}{2} \sqrt{1 + \tan^2 \alpha} \quad (3-87)$$

$$I_{z1} = \frac{I_z + I_y}{2} + \frac{I_z - I_y}{2} \sqrt{1 + \frac{2I_{zy}}{I_z - I_y}}^2 \quad (3-88)$$

Finalement, nous obtenons :

$$I_1 = I_{\max} = \frac{I_z + I_y}{2} + \sqrt{\frac{I_z - I_y}{2}}^2 + I_{zy}^2 \quad (3-89)$$

3.1.9.2. Moment d'inertie principal minimum I_{\min}

Nous procédons de la même manière pour I_{\min} , en posant $I_{y1} = I_{\min}$ nous pouvons démontrer que :

$$I_2 = I_{\min} = \frac{I_z + I_y}{2} - \sqrt{\frac{I_z - I_y}{2}}^2 + I_{zy}^2 \quad (3-90)$$

3.2. Méthode graphique

Cette méthode consiste à une représentation géométrique des moments d'inertie par le Cercle de Mohr

Nous avons démontré que :

$$I_{z1} = \frac{I_z + I_y}{2} + \frac{I_z - I_y}{2} \cos 2\alpha - I_{zy} \sin 2\alpha \quad (3-91)$$

$$I_{z1y1} = \frac{I_z - I_y}{2} \sin 2\alpha + I_{zy} \cos 2\alpha \quad (3-92)$$

$$(3-91) \text{ s'écrit aussi ; } I_{z1} - \frac{I_z + I_y}{2} = \frac{I_z - I_y}{2} \cos 2\alpha - I_{zy} \sin 2\alpha \quad (3-93)$$

$$(3-92) \text{ s'écrit aussi ; } I_{z1y1} - 0 = \frac{I_z - I_y}{2} \sin 2\alpha + I_{zy} \cos 2\alpha \quad (3-94)$$

Pour rappel l'équation d'un cercle s'écrit :

$$(y - y_0)^2 + (x - x_0)^2 = R^2 \quad (3-95)$$

En additionnant (3-93) et (3-94), il vient :

$$I_{z1} - \frac{I_z + I_y}{2} + I_{z1y1} - 0 = I_{ZY}^2 + \frac{I_z - I_y}{2} \quad (3-96)$$

On voit bien que l'équation (3-96) a la forme de l'équation d'un cercle.

Le cercle est centré sur OI (parce que $y = 0$).

Il sera centré en C d'abscisse $(I_z + I_y)$ et de rayon égal à $\sqrt{I_{ZY}^2 + \frac{I_z - I_y}{2}}$

3.2.1. Construction du cercle de Mohr

- Choix d'un système d'axes orthonormé (OI, OI_{ZY}).
- Localiser le point M du coordonnées (I_Z, I_{ZY}).
- Localiser le point N du coordonnées (I_Y, -I_{ZY}).
- Relier par une droite les points M et N.
- Localiser le point C le centre du cercle des inerties (cercle de Mohr) sur l'axe OI des abscisses :

$$\overline{OC} = \frac{I_z + I_y}{2} \quad (3-97)$$

- Tracer le cercle du Mohr du centre C et du rayon qui est défini par

$$R = \sqrt{I_{ZY}^2 + \frac{I_z - I_y}{2}} \quad (3-98)$$

- Le cercle de Mohr coupe l'axe des abscisses OI en deux points A et B qui représentent respectivement les valeurs extrêmes du moment d'inertie (maximum et minimum)

$$OA = \overline{OC} + CA = \frac{I_z + I_y}{2} + R = I_1 = I_{\max} \quad (3-99)$$

$$\overline{OB} = \overline{OC} - \overline{BC} = \frac{I_z + I_y}{2} - R = I_2 = I_{\min} \quad (3-100)$$

En remplaçant R par son expression, nous avons alors :

$$I_1 = \frac{I_z + I_y}{2} + \sqrt{I_{ZY}^2 + \frac{I_z - I_y}{2}} = I_{\max} \quad (3-101)$$

$$I_2 = \frac{I_z + I_y}{2} - \sqrt{I_{ZY}^2 + \left(\frac{I_z - I_y}{2}\right)^2} = I_{\min} \quad (3-102)$$

3.2.2. Représentation graphique

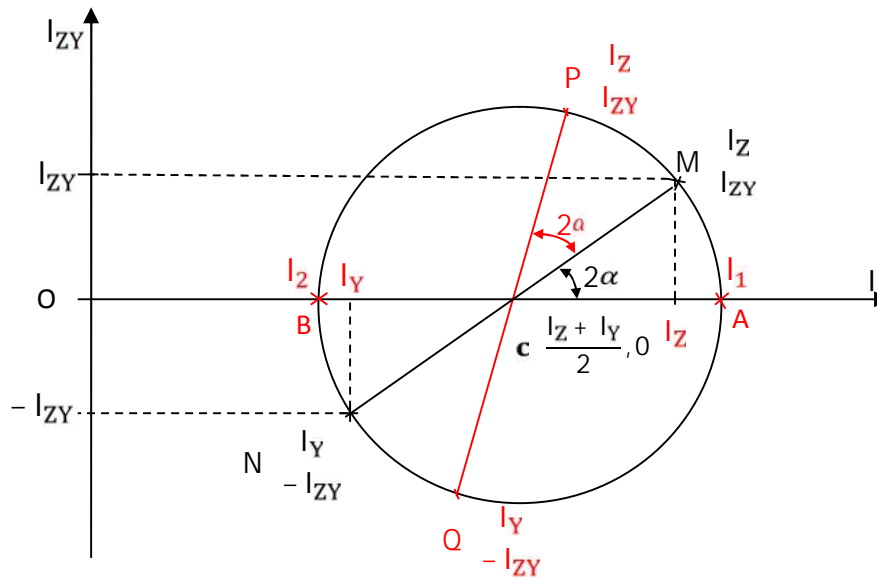


Figure 3.5: Cercle de Mohr

- **Remarque**

Lorsqu'on fait varier l'angle sur la section, il parcourt le double sur le cercle de Mohr, soit donc 2α .

Les points M et N qui sont diamétralement opposés correspondent à deux directions orthogonales sur la section.

3.3. Calcul des caractéristiques géométriques d'un support en pilotis pour un réservoir surélevé

Soit un réservoir surélevé posé sur un support en pilotis composé de n poteaux, ($n=8$) dans le cas de figure (3-6), cherchons à déterminer le moment d'inertie par rapport aux axes de repère globale.

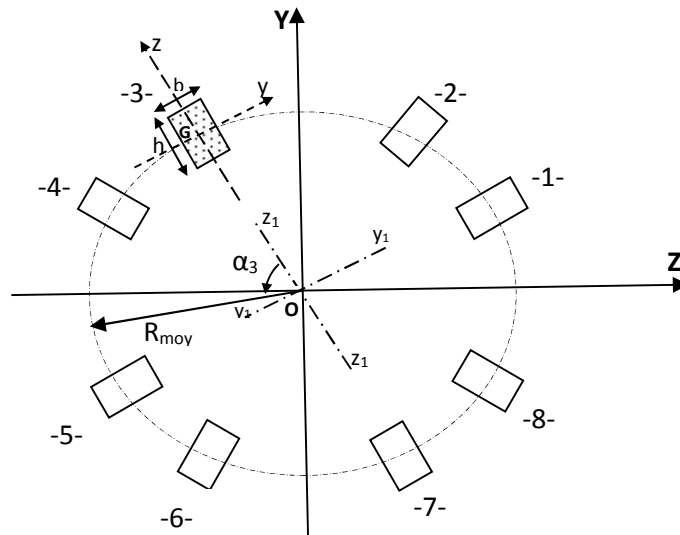


Figure 3.6 : Représentation d'un support en pilotis d'un réservoir surélevé

3.3.1. Calcul du moment d'inertie I_z , I_y d'un poteau par rapport aux axes passant par son centre de gravité G_z et G_y

Isolons un poteau portant le numéro (i), et cherchons à déterminer le moment d'inertie par rapport aux axes centraux G_z et G_y (passant par son centre de gravité G).

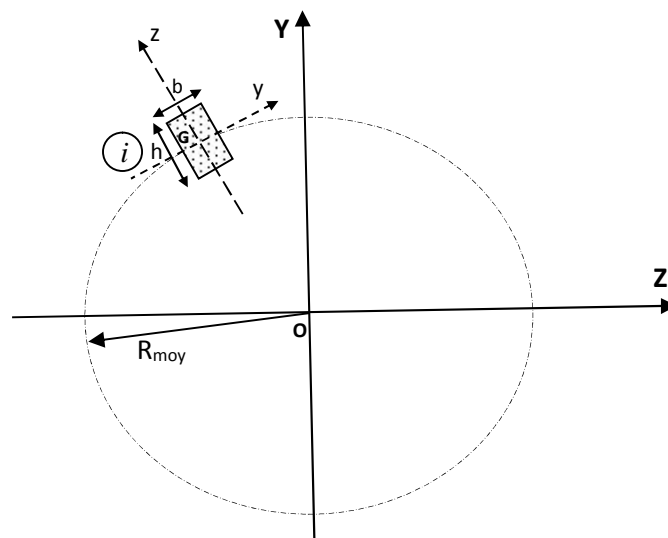


Figure 3.7: Représentation d'un poteau (i) dans le repère central

- Moment d'inertie par rapport à l'axe G_z

$$I_z^i = \frac{h b^3}{12} \quad (3-103)$$

- Moment d'inertie par rapport à l'axe G_y

$$I_y^i = \frac{b h^3}{12} \quad (3-104)$$

- Le produit d'inertie par rapport aux axes G_z et G_y

$$I_{zy}^i = 0 \quad (3-105)$$

le produit d'inertie est nul car les deux axes passent par le centre de gravité.

3.3.2. Calcul du moment d'inertie I_{z1} , I_{y1} d'un poteau par rapport aux axes O_{z1} , O_{y1}

Le changement de repère est montré dans la figure ci-dessous. Il s'agit d'une translation d'axes.

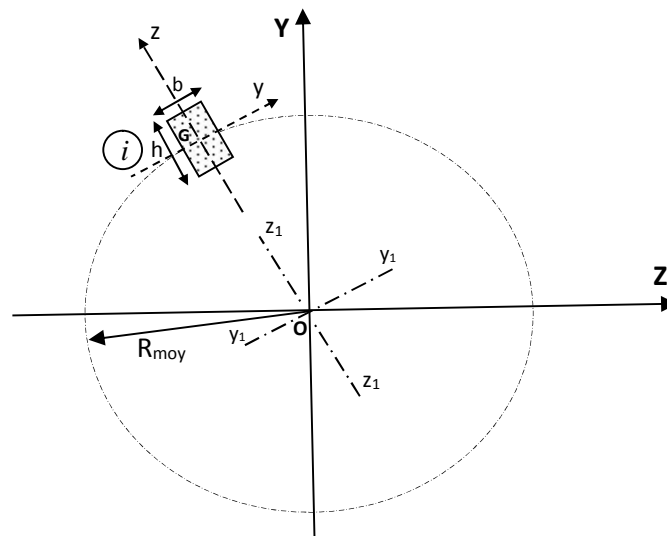


Figure 3.8: Translation d'axes d'un poteau (i)

- Moment d'inertie par rapport à l'axe O_{z1}

$$I_{z1}^i = I_z^i = \frac{h b^3}{12} \quad (3-106)$$

- Moment d'inertie par rapport à l'axe O_{y1}

$$I_{y_1}^i = \frac{bh^3}{12} + R_{moy}^2 (bh) \tag{3-107}$$

- Le produit d'inertie par rapport aux axes O_{z_1}, O_{y_1}

$$I_{z_1y_1}^i = I_{zy}^i + (R_{moy}.0).(bh) \tag{3-108}$$

$$I_{z_1y_1}^i = 0 \tag{3-109}$$

Le produit d'inertie est nul car les deux axes passent par le centre de gravité.

3.3.3. Calcul du moment d'inertie I_z et I_y d'un poteau par rapport aux axes O_z, O_y

Nous cherchons dans cette section déterminer du poteau (i) par rapport aux axes du repère global. L'axe O_{z_1} fait un angle α_i par rapport à l'axe O_z du repère global. Il s'agit d'une rotation d'axes.

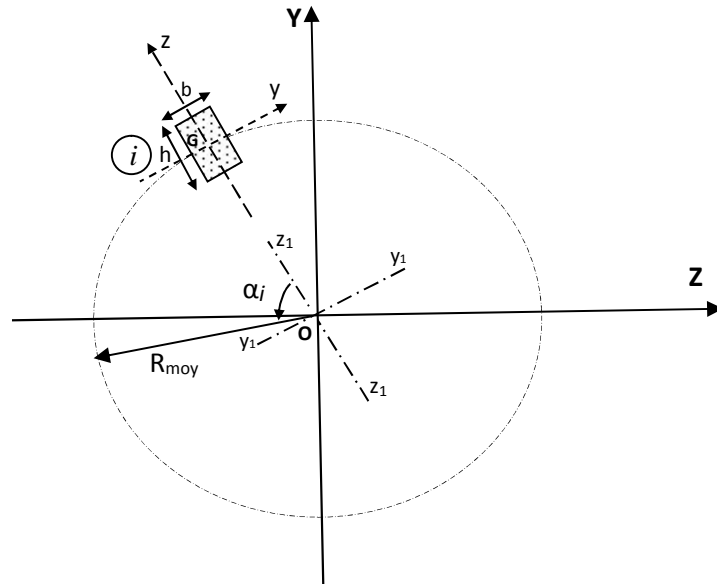


Figure 3.9: Calcul du moment d'inertie d'un poteau (i) dans le repère globale OZY .

Connaissant les moments d'inertie $I_{z_1}^i, I_{y_1}^i$ et $I_{z_1y_1}^i$, et conformément aux relations (3-65), (3-67) et (3-72), il vient alors ;

- Moment d'inertie par rapport à l'axe O_z

$$I_z^i = \frac{I_{z_1}^i + I_{y_1}^i}{2} + \frac{I_{z_1}^i - I_{y_1}^i}{2} \cos 2 \alpha_i - I_{z_1y_1}^i \sin 2 \alpha_i \tag{3-110}$$

$$I_Z^i = \frac{I_{Z_1}^i + I_{Y_1}^i}{2} + \frac{I_{Z_1}^i - I_{Y_1}^i}{2} \cos 2 \alpha_i \quad (3-111)$$

- Moment d'inertie par rapport à l'axe O_Y

$$I_Y^i = \frac{I_{Z_1}^i + I_{Y_1}^i}{2} - \frac{I_{Z_1}^i - I_{Y_1}^i}{2} \cos 2 \alpha_i + I_{Z_1 Y_1}^i \sin 2 \alpha_i \quad (3-112)$$

$$I_Y^i = \frac{I_{Z_1}^i + I_{Y_1}^i}{2} - \frac{I_{Z_1}^i - I_{Y_1}^i}{2} \cos 2 \alpha_i \quad (3-113)$$

- Le produit d'inertie par rapport aux axes O_Z, O_Y

$$I_{ZY}^i = \frac{I_{Z_1}^i + I_{Y_1}^i}{2} \sin 2 \alpha_i + I_{Z_1 Y_1}^i \cos 2 \alpha_i \quad (3-114)$$

$$I_{ZY}^i = \frac{I_{Z_1}^i + I_{Y_1}^i}{2} \sin 2 \alpha_i \quad (3-115)$$

3.3.4. Moment d'inertie du système de contreventement

Finalement le calcul du moment d'inertie du système de contreventement d'un support en pilotis d'un réservoir surélevé est donné par les relations suivantes :

- Moment d'inertie du système de contreventement par rapport à l'axe O_Z

$$I_Z = \sum_{i=1}^n I_Z^i \quad (3-116)$$

$$I_Z = n \sum_{i=1}^n \left[\frac{I_{Z_1}^i + I_{Y_1}^i}{2} + \frac{I_{Z_1}^i - I_{Y_1}^i}{2} \cos 2 \alpha_i \right] \quad (3-117)$$

- Moment d'inertie du système de contreventement par rapport à l'axe O_Y

$$I_Y = \sum_{i=1}^n I_Y^i \quad (3-118)$$

$$I_Y = n \frac{I_{z_1}^i + I_{y_1}^i}{2} - \frac{I_{z_1}^i - I_{y_1}^i}{2} \cos 2 \theta_i \quad (3-119)$$

- Le produit d'inertie par rapport aux axes O_Z et O_Y

$$I_{ZY} = \sum_{i=1}^n I_{ZY}^i \quad (3-120)$$

$$I_{ZY} = \frac{I_{z_1}^i + I_{y_1}^i}{2} \sin 2 \theta_i \quad (3-121)$$

3.3.5. Moment d'inertie par rapport aux axes principaux

3.3.5.1. Moment d'inertie maximum

$$I_1 = I_{\max} = \frac{I_z + I_y}{2} + \sqrt{\frac{I_z - I_y}{2}^2 + I_{ZY}^2} \quad (3-122)$$

3.3.5.2. Moment d'inertie minimum

$$I_2 = I_{\min} = \frac{I_z + I_y}{2} - \sqrt{\frac{I_z - I_y}{2}^2 + I_{ZY}^2} \quad (3-123)$$

Conclusion

Nous avons présenté les caractéristiques géométriques des sections planes à manipuler dans le dimensionnement des éléments d'une structure.

A travers le présent chapitre, illustré par une application numérique, on tentera de faire le lien de cause à effet entre le moment d'inertie calculé par la méthode analytique-graphique exacte et sa non prise en compte par les ingénieurs civils dans leurs calculs de conception des réservoirs à l'effet hydrodynamique.

Chapitre 4

Application à un cas pratique

Introduction

Dans ce chapitre nous appliquerons la méthode de calcul du moment d'inertie développée précédemment au cas concret d'un réservoir surélevé d'un support en pilotis qui sera implanté en zone à forte sismicité (zone III), dans la willaya de Boumerdes, et ce en faisant varier les sites d'implantation. Nous proposons un calcul hydrodynamique de l'ouvrage par la méthode approchée de Housner (**Housner, 1963**). Nous présenterons en premier, ce calcul en utilisant le moment d'inertie trouvé par la méthode classique, traditionnellement pratiquée par les ingénieurs civils des bureaux d'études, ensuite on le présentera en utilisant le moment d'inertie obtenu par la méthode analytique-graphique exacte, qu'on venait de développer au troisième chapitre.

4.1. Présentation du projet

Le réservoir qui fait l'objet de cette étude est un réservoir de stockage d'eau potable, son support est en pilotis à 12 poteaux, sa capacité est $1000 m^3$, implanté en zone sismique dans la wilaya de Boumerdes. Ce réservoir a la forme cylindro-tronconique, il est réalisé en béton armé.

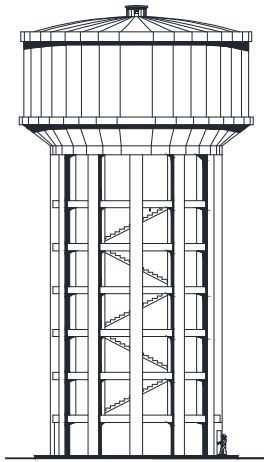


Figure 4.1. Vue générale du réservoir (AGC-Egis).

4.2. Caractéristiques géométriques de l'ouvrage

Les caractéristiques du réservoir surélevé « château d'eau » faisant l'objet de notre objet sont:

- La hauteur totale de l'ouvrage est : $H=38.95$ m.
- Forme géométrique de la cuve : la forme est Cylindro-tronconique.
- Capacité est de 1000 m³
- Hauteur utile d'eau est égale à $7,232$ m
- Diamètre de la coupole supérieure est de $14,00$ m
- Diamètre de la coupole inférieure est égale à $9,40$ m
- Rayon moyen est égal à 5.1 m
- Les poteaux ont une forme rectangulaire, dont les dimensions sont : $b=0.4$ m et $h=0.6$ m.

4.3. Calcul des moments d'inertie

La méthode analytique développée au chapitre trois (03) s'y prête bien à la programmation, un calcul manuel serait laborieux, surtout lorsque le nombre de poteaux est important. Aussi un programme de calcul informatique a été développé sur un classeur Excel, pour les moments d'inertie du support que montre la figure ci-dessous et les résultats obtenus par rapport à tout système d'axes seront récapitulés dans des tableaux.

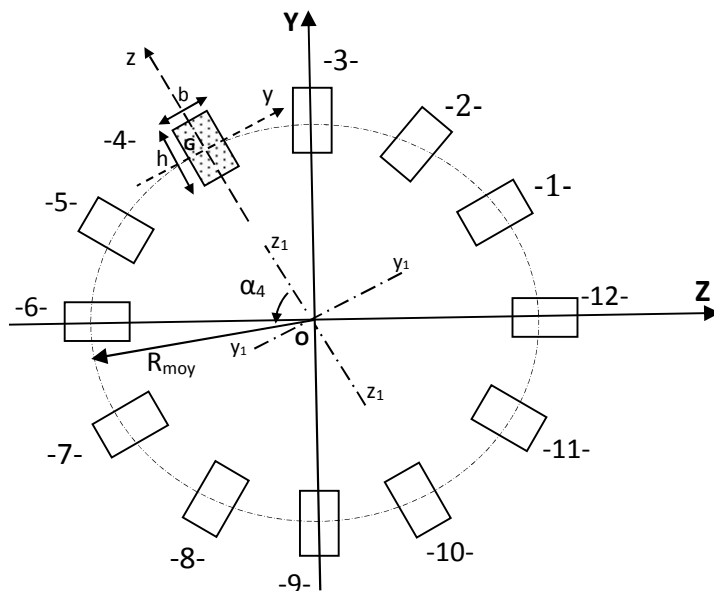


Figure 4.2. Représentation du support du réservoir étudié.

4.3.1. Calcul des moments d'inertie du chaque poteau

4.3.1.1. Par rapport aux axes passant par le centre de gravité (G_z et G_y)

Le calcul du moment d'inertie de chaque poteau par rapport aux axes passant par son centre de gravité se fait conformément aux relations (3-103) et (3-104).

Tableau 4.1. Moment d'inertie par rapport aux axes G_z et G_y

N° du poteau	Moment d'inertie par rapport aux axes G_z et G_y		
	I_z [m ⁴]	I_y [m ⁴]	I_{zy} [m ⁴]
1	0.0032	0.0072	0
2	0.0032	0.0072	0
3	0.0032	0.0072	0
4	0.0032	0.0072	0
5	0.0032	0.0072	0
6	0.0032	0.0072	0
7	0.0032	0.0072	0
8	0.0032	0.0072	0
9	0.0032	0.0072	0
10	0.0032	0.0072	0
11	0.0032	0.0072	0
12	0.0032	0.0072	0

4.3.1.2. Par rapport aux axes O_{z1} et O_{y1}

Le calcul du moment d'inertie de chaque poteau par rapport aux axes O_{z1} et O_{y1} se fait en appliquant le théorème d'Huygens, conformément aux relations (3-106) et (3-107).

Tableau 4.2. Moment d'inertie par rapport aux axes O_{z1} et O_{y1}

N° du poteau	Moment d'inertie par rapport aux axes O_z et O_y			Moment d'inertie par rapport aux axes O_{z1} et O_{y1}				
	I_z [m ⁴]	I_y [m ⁴]	I_{zy} [m ⁴]	R_{moy} [m]	A [m ²]	I_{z1} [m ⁴]	I_{y1} [m ⁴]	I_{z1y1} [m ⁴]
1	0.0032	0.0072	0	5.1	0.24	0.0144	6.2496	0
2	0.0032	0.0072	0	5.1	0.24	0.0144	6.2496	0
3	0.0032	0.0072	0	5.1	0.24	0.0144	6.2496	0
4	0.0032	0.0072	0	5.1	0.24	0.0144	6.2496	0
5	0.0032	0.0072	0	5.1	0.24	0.0144	6.2496	0
6	0.0032	0.0072	0	5.1	0.24	0.0144	6.2496	0
7	0.0032	0.0072	0	5.1	0.24	0.0144	6.2496	0
8	0.0032	0.0072	0	5.1	0.24	0.0144	6.2496	0
9	0.0032	0.0072	0	5.1	0.24	0.0144	6.2496	0
10	0.0032	0.0072	0	5.1	0.24	0.0144	6.2496	0
11	0.0032	0.0072	0	5.1	0.24	0.0144	6.2496	0
12	0.0032	0.0072	0	5.1	0.24	0.0144	6.2496	0

4.3.1.3. Par rapport aux axes O_Z et O_Y

Le calcul du moment d'inertie de chaque poteau par rapport aux axes O_Z et O_Y se fait conformément aux relations (3-111), (3-113) et (3-115).

Tableau 4.3. Moment d'inertie par rapport aux axes O_Z et O_Y

N° du poteau	Angle α		Moment d'inertie par rapport aux axes O_{z1} et O_{y1} [m^4]			Moment d'inertie par rapport aux axes O_Z et O_Y [m^4]		
	[°]	[rd]	I_{z1}	I_{y1}	I_{z1y1}	I_Z	I_Y	I_{ZY}
1	150.00	2.6179939	0.0144	6.2496	0	1.5732	4.6908	2.6999
2	120.00	2.0943951	0.0144	6.2496	0	4.6908	1.5732	2.6999
3	90.00	1.5707963	0.0144	6.2496	0	6.2496	0.0144	-3.819E-16
4	60.00	1.0471976	0.0144	6.2496	0	4.6908	1.5732	-2.6999
5	30.00	0.5235988	0.0144	6.2496	0	1.5732	4.6908	-2.6999
6	-	0	0.0144	6.2496	0	0.0144	6.2496	0
7	150.00	2.6179939	0.0144	6.2496	0	1.5732	4.6908	2.6999
8	120.00	2.0943951	0.0144	6.2496	0	4.6908	1.5732	2.6999
9	90.00	1.5707963	0.0144	6.2496	0	6.2496	0.0144	-3.819 E-16
10	60.00	1.0471976	0.0144	6.2496	0	4.6908	1.5732	-2.6999
11	30.00	0.5235988	0.0144	6.2496	0	1.5732	4.6908	-2.6999
12	-	0	0.0144	6.2496	0	0.0144	6.2496	0

4.3.2. Calcul des moments d'inertie du système de contreventement

Le système de contreventement est composé de 12 poteaux. Dans cette section nous cherchons le moment d'inertie de ce système par rapport aux axes O_Z et O_Y .

4.3.2.1. Par rapport aux axes O_Z et O_Y

Les moments d'inertie principaux du système de contreventement par rapport aux axes O_Z et O_Y sont donnés par les relations ci-dessous :

- Par rapport à O_Z

$$I_Z = \sum_{i=1}^n I_Z^i$$

$$I_Z = n \frac{I_{z_1}^i + I_{y_1}^i}{2} + \frac{I_{z_1}^i - I_{y_1}^i}{2} \sum_{i=1}^n \cos 2 \theta_i$$

$$I_Z = 37.58 \text{ m}^4$$

- Par rapport à O_Y

$$I_Y = \sum_{i=1}^n I_Y^i$$

$$I_Y = n \frac{I_{z_1}^i + I_{y_1}^i}{2} - \frac{I_{z_1}^i - I_{y_1}^i}{2} \sum_{i=1}^n \cos 2 \theta_i$$

$$I_Y = 37.58 \text{ m}^4$$

- Le produit d'inertie I_{ZY}

$$I_{ZY} = \sum_{i=1}^n I_{ZY}^i$$

$$I_{ZY} = \frac{I_{z_1}^i - I_{y_1}^i}{2} \sum_{i=1}^n \sin 2 \theta_i$$

$$I_{ZY} = 0 \text{ m}^4$$

4.3.2.2. Moment d'inertie du système de contreventement traditionnellement admis par les ingénieurs

Les moments d'inertie du système de contreventement traditionnellement calculés par la méthode classique des ingénieurs civils des bureaux d'études sont donnés par les relations suivantes :

- Par rapport à O_{z1}

$$I_z = \sum_{i=1}^n I_{z1}^i$$

$$I_z = \sum_{i=1}^n \frac{hb^3}{12}$$

$$I_z = n \frac{hb^3}{12}$$

$$I_z = 0.17 \text{ m}^4$$

- Par rapport à O_{y1}

$$I_y = \sum_{i=1}^n I_{y1}^i$$

$$I_y = n \frac{bh^3}{12} + R^2bh$$

$$I_y = 74.995 \text{ m}^4$$

- Le produit d'inertie I_{z1y1}

Le produit d'inertie du support est nul car les deux axes passent par son centre de gravité.

4.3.2.3. Commentaires

- La valeur du moment d'inertie trouvée en appliquant la méthode classique traditionnellement pratiquée par les ingénieurs civils des bureaux d'études est deux fois plus importante par rapport à celle trouvée en appliquant la méthode analytique-graphique exacte.

- Le produit d'inertie est nul, ce qui veut dire que les axes O_Z et O_Y , sont des axes centraux principaux du système, donc les moments d'inertie atteignent les valeurs extrêmes.

4.4. Représentation graphique (Cercle de Mohr)

Nous présentons la représentation graphique du moment d'inertie par le cercle de Mohr sur un papier millimétré

4.4.1. Représentation du 1^{er} poteau

- **Les moments d'inertie trouvés**

Les caractéristiques géométriques du poteau sont tirées du tableau 4.3 :

$$I_Z = 1.5732 \text{ m}^4$$

$$I_Y = 4.6908 \text{ m}^4$$

$$I_{ZY} = 2.6999 \text{ m}^4$$

- **Le centre du cercle de Mohr** : le centre du cercle est donné conformément à la relation (3-97) ;

$$C = \frac{I_Z + I_Y}{2}, 0$$

$$\overline{OC} = \frac{I_Z + I_Y}{2}$$

$$\overline{OC} = 3.132 \text{ m}$$

$$C = 3.132, 0$$

- **Le rayon du cercle** : le rayon du cercle est calculé conformément à la relation (3-98) :

$$R = \sqrt{I_{ZY}^2 + \frac{(I_Z - I_Y)^2}{4}}$$

$$R = 3.109 \text{ m}$$

- **Les moments d'inertie principaux**

Les moments d'inertie principaux trouvés sont calculés conformément aux relations (3-101) et (3-102) :

$$I_1 = I_{\max} = \frac{I_Z + I_Y}{2} + \sqrt{I_{ZY}^2 + \frac{(I_Z - I_Y)^2}{4}}$$

$$I_1 = I_{\max} = 6.264 \text{ m}^4$$

$$I_2 = I_{\min} = \frac{I_z + I_y}{2} - \sqrt{\frac{I_z - I_y}{2}^2 + I_{ZY}^2}$$

$$I_2 = I_{\min} = 0.0229 \text{ m}^4$$

- **Le produit d'inertie maximum et minimum**

Nous pouvons voir graphiquement que :

le produit d'inertie maximum est donné par la relation $I_{ZY}^{\max} = \sqrt{\frac{I_z - I_y}{2}^2 + I_{ZY}^2} = R$

ce qui donne $A' \frac{\frac{I_z + I_y}{2}}{I_{ZY}^{\max}} = \frac{3.132}{3.109}$

et le produit d'inertie minimum : $B' \frac{\frac{I_z + I_y}{2}}{I_{ZY}^{\min}} = \frac{3.132}{-3.109}$

- **La valeur d'angle α_0**

$$\text{tg } 2\alpha_0 = \frac{-2 I_{ZY}}{I_z - I_y} = 1.725 \Rightarrow 2\alpha_0 = 59.9^\circ \Rightarrow \alpha_0 = 29.95^\circ$$

- **Le moment d'inertie pour une valeur de α_0**

$$\checkmark I^1 = \frac{I_z^1 + I_y^1}{2} + \frac{I_z^1 - I_y^1}{2} \cos 2\alpha_0 - I_{ZY}^1 \sin 2\alpha_0$$

$$I_{\alpha}^1 = 0.0229 \text{ m}^4 \text{ (tombe sur l'axe des minimums).}$$

$$\checkmark I_{(\alpha + \frac{\pi}{2})}^1 = \frac{I_z^1 + I_y^1}{2} + \frac{I_z^1 - I_y^1}{2} \cos 2\alpha_0 - I_{ZY}^1 \sin 2\alpha_0$$

$$I_{(\alpha + \frac{\pi}{2})}^1 = 6.264 \text{ m}^4$$

$$\checkmark \text{tg } 2\alpha_0 = \frac{I_z - I_y}{2 I_{ZY}} = -0.577$$

$$2\alpha_0 = 30.1^\circ \Rightarrow \alpha_0 = 15.05^\circ \text{ (l'angle que fait le produit d'inertie maximum ou minimum).}$$

Nous procédons de la même manière pour les autres poteaux.

4.4.2. Tracé du cercle

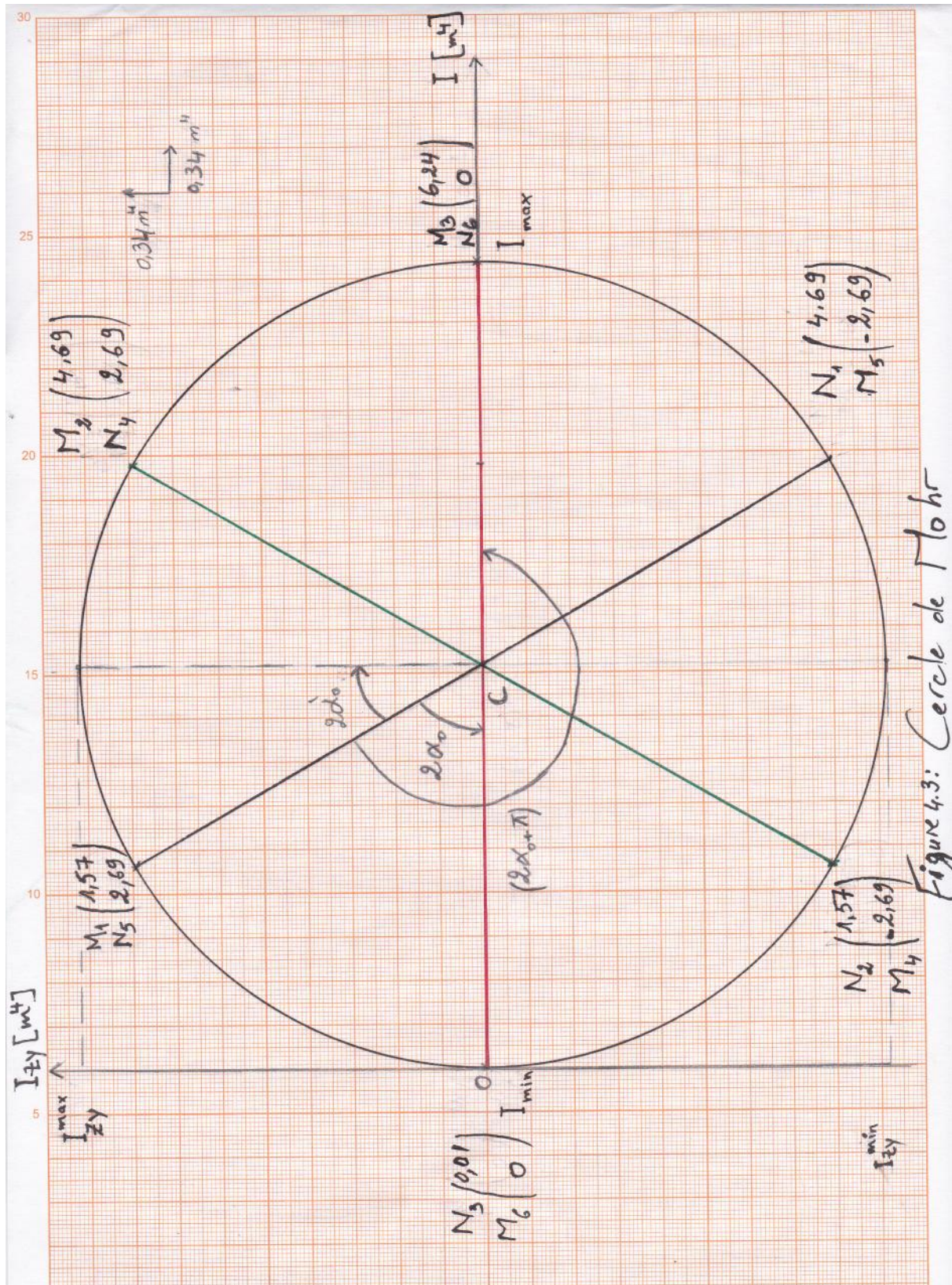


Figure 4.3: Cercle de Mohr

4.5. Calcul hydrodynamique

Ce calcul a été établi conformément au programme Excel mis au point par **Kouchah.K** et **Morsli.S**.

Le lecteur intéressé par plus détails est invité à consulter le mémoire de fin d'étude, disponible à la bibliothèque génie civil, université Mouloud Mammeri, Tizi Ouzou.

- **Données du problème**

Masse de la cuve : $M_c = 496.071$ t.

Rayon de la cuve : $R = 7.00$ m.

Masse de l'eau dans la cuve : $M_e = 1113.30$ t.

Hauteur du pilotis : $L = 24.6$ m.

Coefficient d'accélération de zone : $A = 0.30$.

Coefficient de comportement R : Pour une cuve portée par un fût en voile, $R = 2$.

Facteur de correction d'amortissement = 0,935.

Facteur de qualité $Q = 1,1$.

- **Calcul de la hauteur d'eau de la cuve cylindrique équivalente H_e**

Le réservoir équivalent et le réservoir réel ont la même capacité, le volume d'eau dans la cuve est déterminé par calcul et sa valeur est :

$$V_c = 1113.30 \text{ m}^3.$$

On obtient alors: $H_e = 7.232$ m.

- **Calcul de la masse M_i**

Le poids de la masse passive, provoquant des efforts d'impulsion est déterminé par calcul conformément à la relation (2-1) et sa valeur est donnée par $M_i = 619.188$ t

- **Calcul de la hauteur h_i**

Le point d'application des pressions d'impulsion est déterminé par calcul conformément à la relation (2-3) et sa valeur est

$$h_i = 2.712 \text{ m}$$

- **Calcul de la masse M_1**

Elle est déterminée par calcul conformément à la relation $M_1 = \frac{M_0}{g}$ et sa valeur est

$$M_1 = 1224.215 \text{ t}$$

- **Calcul de la masse M_0**

La masse inerte est déterminée par calcul conformément à la relation $M_0 = \frac{M_i}{g}$, et sa valeur

$$\text{est } M_0 = 327.700 \text{ t}$$

- **Calcul de h_0**

Le point d'application des pressions d'oscillation est déterminé par calcul conformément à la relation (1-4) et sa valeur est $h_0 = 4.251 \text{ m}$

- **Calcul de la raideur du support K_0**

La raideur K_0 sera calculée conformément à la relation (2-13) qui est définie par

$$K_0 = \frac{3 g E I M_t}{P l^3}$$

Avec :

$$\text{Le poids de la masse concentrée est : } P = 16856.793 \text{ t}$$

$$\text{Le module de young est : } E_{ij} = 32164195.12 \text{ KN/m}^2$$

➤ Nous remarquons que le moment d'inertie intervient dans le calcul de la raideur K_0 . Deux méthodes de calcul de moment d'inertie ont été précédemment développées, dont la première est celle traditionnellement pratiquée par les ingénieurs et la seconde la méthode analytique-graphique exacte. Et comme leur application à un cas réel nous donne deux résultats tout à fait différents, nous procéderons au calcul hydrodynamique en utilisant, dans un premier cas, le résultat trouvé par la méthode classique traditionnellement pratiquée par les ingénieurs civils des bureaux d'études, ensuite nous le présenterons dans un autre cas, en utilisant le résultat trouvé en appliquant la méthode analytique-graphique exacte.

4.5.1. Calcul mené traditionnellement par les ingénieurs

Nous prenons dans ce cas, le site ferme (S2) comme étant le site d'implantation du notre réservoir, et le calcul hydrodynamique sera développé, en utilisant la valeur du moment d'inertie du système de contreventement calculée en appliquant la méthode classique traditionnellement pratiquée par des ingénieurs des bureaux d'études. Cette valeur est donnée par, $I_y = 74.995 \text{ m}^4$, elle est tirée du paragraphe 4.3.2.2.

- **Calcul de la raideur du support K_0**

K_0 est donc déterminé par calcul et sa valeur est de 468031.8473 KN/m .

- **Calcul de la raideur de couplage ($M_0 - M_i$) K_1**

Elle est calculée conformément à la relation : $K_1 = M_0 \times \frac{z}{l}$.

D'après (2-5), la pulsation fondamentale de vibration du liquide ω_0 est donnée par une valeur de

$$\omega_0 = 2.461 \text{ rd/s}^2.$$

D'où :

$$K_1 = 806.629 \text{ KN/m}$$

$$K_{00} = K_1 = 806.629 \text{ KN/m}$$

$$K_{11} = K_0 + K_1 = 468838.476 \text{ KN/m}$$

$$K_{01} = K_{10} = -K_1 = -806.629 \text{ KN/m}$$

- **Calcul de la pulsation ω_I et ω_{II} du 1^{er} et 2^{eme} mode de vibration**

$$\omega_{I,II}^2 = \frac{1}{2} \times \left(\frac{K_{00}}{M_0} + \frac{K_{11}}{M_1} \right) \pm \sqrt{\left(\frac{K_{00}}{M_0} - \frac{K_{11}}{M_1} \right)^2 - 4 \times \frac{K_{01} \times K_{10}}{M_0 \times M_1}}$$

On obtient alors:

$$\omega_I^2 = 2.457 \text{ rd/s}^2$$

$$\omega_I = 1.568 \text{ rd/s}$$

$$\omega_{II}^2 = 398.211 \text{ rd/s}^2$$

$$\omega_{II} = 19.955 \text{ rd/s}$$

- **Calcul des périodes**

$$T_{I,II} = \frac{2}{\omega_{I,II}}$$

ce qui donne $T_I = 4.006 \text{ s}$ et $T_{II} = 0.315 \text{ s}$

- **Calcul des modes propres**

Les modes propres sont déterminés par calcul conformément aux relations (2- 38) et (2- 39) et ses valeurs sont données par

$$\text{Mode I: } a_{I0} = 1 \text{ et } a_{I1} = 0.001731165$$

$$\text{Mode II: } a_{II0} = 1 \text{ et } a_{II1} = -160.777$$

- **Calcul du coefficient de distribution**

D'après la relation (2-45), les coefficients de distribution auront les valeurs suivantes :

$$\text{Mode I: } \gamma_I = 1.0062$$

$$\text{Mode II: } \gamma_{II} = -0.00621$$

- **Calcul des forces sismiques pour les deux modes**

Les forces sismiques sont calculées par la relation : $F_{ki} = \frac{S_a}{g} \times \gamma_i \times M_k \times a_{ik}$

- **Calcul de l'accélération S_a/g**

Les périodes correspondantes au site ferme (S2) sont $T_1 = 0,15 \text{ s}$ et $T_2 = 0,40 \text{ s}$.

$$\text{Mode I: } T_I = 4.006 \text{ s} > 3.0 \text{ s}$$

$$\frac{S_{al}}{g} = 2.5 \quad (1.25 A) \quad \frac{T_2}{3}^{2/3} \quad \frac{3}{T}^{5/3} \quad \frac{Q}{R}$$

$$\frac{S_{al}}{g} = 0.0648$$

Mode II : $T_1 \leq T_{II} = 0.315 s \leq T_2$

$$\frac{S_{al}}{g} = 2.5 \quad (1.25 A) \quad \frac{Q}{R}$$

$$\frac{S_{al}}{g} = 0.4019$$

Les résultats des forces sismiques obtenus sont récapitulés dans le tableau ci-dessous:

Tableau 4.4. Les forces sismiques (résultats traditionnellement calculés par les ingénieurs).

Le mode	F _{0i} (t)	F _{1i} (t)
I	21.3593	0.1329
II	-0.8178	472.4045

• **Evaluation de la sollicitation maximale résultante**

La force sismique résultante au niveau de la masse M_k est donnée par la moyenne quadratique

$$F_k = \sqrt{\sum_{i=1}^n F_{ki}^2}$$

$$F_0 = \sqrt{F_{0I}^2 + F_{0II}^2} = 21.3750 \text{ t}$$

$$F_1 = \sqrt{F_{1I}^2 + F_{1II}^2} = 472.4045 \text{ t}$$

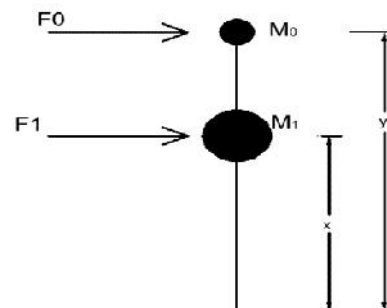


Figure 4.3: Les forces sismiques.

- **Calcul du moment au renversement M_r**

Il est déterminé par calcul conformément à la relation (2-49), et sa valeur est donnée par :

$$M_r = 14775.07 \text{ t.m}$$

- **Calcul de coefficient de sécurité**

Le facteur de sécurité est défini par la relation $F_s = \frac{M_s}{M_r}$, sa valeur est déterminée par calcul, et elle est égale $F_s = 2.71$.

4.5.2. Calcul exact

Dans ce cas, le réservoir est implanté dans le même site (S2), et la variation d'angle que fait chaque poteau par rapport aux axes O_z et O_y qui a été négligée par les ingénieurs civils des bureaux d'études dans le calcul du moment d'inertie, sera prise en compte dans les notes de calcul. De ce fait nous procéderons au calcul hydrodynamique en utilisant le moment d'inertie du système de contreventement calculé par la méthode analytique-graphique exacte, et sa valeur est tirée du paragraphe 4.3.2.1, $I_z = I_y = 37.584 \text{ m}^4$.

De la même procédure que précédemment, on aboutit aux résultats suivant :

- **Calcul des rigidités**

$$K_0 = 234555.1308 \text{ KN/m.}$$

On obtient alors :

$$K_{00} = K_1 = 806.629 \text{ KN/m}$$

$$K_{11} = K_0 + K_1 = 235361.759 \text{ KN/m}$$

$$K_{01} = K_{10} = -K_1 = -806.629 \text{ KN/m}$$

- **Calcul de la pulsation ω_I et ω_{II} des modes propres de vibration**

$$\omega_I^2 = 2.453 \text{ rd/s}^2$$

$$\omega_I = 1.568 \text{ rd/s}$$

$$\omega_{II}^2 = 199.913 \text{ rd/s}^2$$

$$\Omega = 14.139 \text{ rd/s}$$

- **Calcul des périodes**

$$T_I = 4.006 \text{ s}$$

$$T_{II} = 0.444 \text{ s}$$

- **Calcul des modes propres**

$$\text{Mode I : } a_{I0} = 1 \text{ et } a_{I1} = 0.003469762$$

$$\text{Mode II : } a_{II0} = 1 \text{ et } a_{II1} = -80.216$$

- **Calcul du coefficient de distribution**

$$\text{Mode I : } \gamma_I = 1.0124$$

$$\text{Mode II : } \gamma_{II} = -0.01242$$

- **Calcul des forces sismiques pour les deux modes**

✓ Calcul de l'accélération S_a/g :

$$\text{Mode I : } T_I = 4.01 \text{ s} > 3.0 \text{ s}$$

$$\frac{S_a}{g} = 2.5 \quad (1.25 A) \quad \frac{T_2}{3}^{2/3} \quad \frac{3}{T}^{5/3} \quad \frac{Q}{R}$$

$$\frac{S_{al}}{g} = 0.0647$$

$$\text{Mode II : } T_1 \leq T_{II} = 0.444 \text{ s} \leq T_2$$

$$\frac{S_{al}}{g} = 2.5 \quad (1.25 A) \quad \frac{Q}{R} \quad \frac{T_2}{R}^{2/3}$$

$$\frac{S_{al}}{g} = 0.3094$$

Les résultats trouvés pour le calcul des forces sismiques sont récapitulés dans le tableau ci-dessous :

Tableau 4.5. Les forces sismiques (calcul exact).

Le mode	F_{0i} (t)	F_{1i} (t)
I	21.4600	0.2675
II	-1.2596	363.0200

- **Evaluation de la sollicitation maximale résultante**

$$F_0 = 21.4969t$$

$$F_1 = 363.0201t$$

- **Calcul du moment de renversement M_r**

$$M_r = 11510.39 \text{ t.m}$$

- **Coefficient de sécurité**

$$F_s = 3.48$$

➤ Les résultats obtenus pour les deux cas de calcul seront récapitulés dans le tableau ci-après

- Site ferme (S2)

Tableau 4.5. Tableau récapitulatif des résultats obtenus pour le site ferme (S2).

		Calcul d'ingénieur	Calcul exact
Moment d'inertie [m ⁴]		74.995	37.584
La raideur K ₀ [KN/m]		468031.8473	234555.1308
Pulsations [rd/s]	Mode I	1.568	1.566
	Mode II	19.955	14.139
Les périodes propres [s]	Mode I	4.006	4.010
	Mode II	0.315	0.444
L'accélération $\frac{S_a}{g}$ [m/s ²]	Mode I	0.0648	0.0647
	Mode II	0.4019	0.3094
F _k [t]	F ₀	21.3750	21.4969
	F ₁	472.4045	363.0201
Moment renversant [t.m]		14775.07	11510.39
Facteur de sécurité		2.71	3.48

Nous procédons de la même manière pour les autres sites, et les résultats sont récapitulés dans les tableaux ci-après :

- Site rocheux (S1)

Tableau 4.6. Tableau récapitulatif des résultats obtenus pour le site rocheux (S1).

		Calcul d'ingénieur	Calcul exact
Moment d'inertie [m ⁴]		74.995	37.584
La raideur K ₀ [KN/m]		468031.8473	234555.1308
Pulsations [rd/s]	Mode I	1.568	1.566
	Mode II	19.955	14.139
Les périodes propres [s]	Mode I	4.006	4.010
	Mode II	0.315	0.444
L'accélération $\frac{S_a}{g}$ [m/s ²]	Mode I	0.0535	0.0534
	Mode II	0.3893	0.3094
F _k [t]	F ₀	17.6495	17.7596
	F ₁	457.5721	363.0201
Moment renversant [t.m]		14216.94	11395.08
Facteur de sécurité		2.82	3.52

- Site meuble (S3)

Tableau 4.7. Tableau récapitulatif des résultats obtenus pour le site meuble (S3).

		Calcul d'ingénieur	Calcul exact
Moment d'inertie [m ⁴]		74.995	37.584
La raideur K ₀ [KN/m]		468031.8473	234555.1308
Pulsations [rd/s]	Mode I	1.568	1.566
	Mode II	19.955	14.139
Les périodes propres [s]	Mode I	4.006	4.010
	Mode II	0.315	0.444
L'accélération $\frac{S_a}{g}$ [m/s ²]	Mode I	0.0752	0.0751
	Mode II	0.4019	0.4019
F _k [t]	F ₀	24.7988	24.9558
	F ₁	472.4045	471.5665
Moment renversant [t.m]		14880.70	14860.50
Facteur de sécurité		2.70	2.70

- Site très meuble (S4)

Tableau 4.8. Tableau récapitulatif des résultats obtenus pour le site très meuble(S4).

		Calcul d'ingénieur	Calcul exact
Moment d'inertie [m ⁴]		74.995	37.584
La raideur K ₀ [KN/m]		468031.8473	234555.1308
Pulsations [rd/s]	Mode I	1.568	1.566
	Mode II	19.955	14.139
Les périodes propres [s]	Mode I	4.006	4.010
	Mode II	0.315	0.444
L'accélération $\frac{S_a}{g}$ [m/s ²]	Mode I	0.0941	0.0939
	Mode II	0.4019	0.4019
F _k [t]	F ₀	31.0287	31.2071
	F ₁	472.4045	471.5666
Moment renversant [t.m]		15072.90	15053.36
Facteur de sécurité		2.66	2.66

4.6. Interprétation et discussion

✓ Le calcul traditionnellement fait par les ingénieurs pour les moments d'inertie de chaque poteau est toujours donné aux valeurs extrêmes. Et comme le moment d'inertie du système de contreventement de support de réservoir surélevé est la somme des moments d'inertie de l'ensemble des poteaux, le moment d'inertie du système de contreventement calculé par les ingénieurs atteint la valeur maximale de (74.995 m^4) , soit donc le double de la valeur exacte calculée par la méthode analytique-graphique exacte.

✓ Dans le calcul exact analytique-graphique, les poteaux qui sont positionnés d'une manière radiale n'atteignent jamais les valeurs extrêmes, cela est dû à la prise en compte des angles que font ces poteaux par rapport aux axes qui passent par le centre de gravité de l'ouvrage dans les notes de calcul, c'est ce que nous avons d'ailleurs pu voir graphiquement. De ce fait le calcul exact des moments d'inertie du système de contreventement de support de réservoir est deux fois moins important que celui traditionnellement adopté par les ingénieurs (37.584 m^4) .

✓ Sur le cercle de Mohr, le volume de calcul qu'on devrait effectuer pour l'ensemble des poteaux peut être réduit en un simple calcul en exploitant la symétrie, tel que :

- deux poteaux dont les axes font des angles opposés (α), ont les mêmes moments d'inertie et les mêmes produits d'inertie. De ce fait, ils parcourent le même angle (2α) sur le cercle de Mohr et ils atteignent la même valeur extrême.
- deux poteaux dont les axes font des angles opposés ($\pi - \alpha$), ont les mêmes moments d'inertie que ceux qui font un angle α mais le produit d'inertie prend le sens contraire de ce fait sur le cercle de Mohr ils parcourent (2α) en sens inverse.

Ce qui résulte que le tracé d'un seul poteau sur le cercle de Mohr permet de tracer celui des trois autres.

✓ Quelque soient les dimensions des poteaux (les valeurs de h et b), le moment d'inertie du système de contreventement de support d'un réservoir reste constant quelque soit l'axe ; $I_{\max} = I_{\min} = I_1 = I_2 = I_Z = I_Y$

Cela nous amène à dire que le support en pilotis a un comportement d'un massif centré en O (centre de gravité de l'ouvrage) d'une forme carré ou circulaire.

Ce qui nous amène à dire aussi que les ingénieurs dans leurs calculs ont toujours pris une inertie deux fois plus importante que celle qu'ils devraient prendre, au vu des calculs exacts développés au chapitre trois (03). En effet, traditionnellement, les ingénieurs évitent les calculs analytiques et numériques fastidieux, alors qu'ils auraient pu passer par la méthode graphique très simple existant depuis plus d'un siècle, développée par Christian Otto Mohr en 1882. Cette erreur ou omission se traduit par une rigidification du support.

L'ingénieur calcule au final une structure deux fois plus rigide qu'elle ne l'est dans la réalité.

Quelles sont les conséquences de cette erreur?

Par exemple sur un site ferme (S2) ; les ingénieurs surestiment la rigidité du support de leur ouvrage et cela induit dans le mode II, une période d'une valeur 0.315 s, (qui est petite en la comparant à celle trouvée par la méthode exacte), cette valeur se situe entre les périodes caractérisant le sol (T_1 T_{II} T_2) dont la formule de l'accélération est $S_a/g = 2.5 (1.25 A) \frac{Q}{R}$ et qui donne une valeur de 0.4019 m/s², conduisant un effort sismique qui a pour valeur 472.4045 t et un moment de renversement de 14775.07 t.m qui engendre un coefficient de sécurité $F_s = 2.71$.

Contrairement à la rigidité obtenue par le calcul exacte. La période a une valeur de 0.444 s, qui se situe dans la plage T_2 T_{II} 3.0 s dont l'accélération S_a/g a pour expression ; $S_a/g = 2.5 (1.25 A) \frac{T_2}{3}^{2/3}$ et une valeur 0.3094 m/s² qui provoque un effort sismique moins important que celui calculé par les ingénieurs d'une valeur égale à 109.3804 t, ce qui induit un moment de renversement moins important et un coefficient de sécurité plus élevé qui vaut 3.48. C'est ce qui se passe même dans le site rocheux.

- Les ingénieurs de bureau d'études en trouvant un coefficient de sécurité à la limite de l'admissible passeront à redimensionner des poteaux ou bien augmenter les dimensions du radier pour être dans la sécurité induisant un surcoût, alors que dans la réalité la structure est en sécurité.

Ces calculs, sous l'effet hydrodynamique recourent avec la théorie de Zacek qui énonce que ;

Chaque système présente un degré de rigidité différent, donnant lieu à un amortissement et à une période propre d'oscillations également différents. Sous des charges statiques ces critères n'ont pratiquement aucune importance. En revanche, pendant les secousses sismiques, ils influencent favorablement ou défavorablement le comportement de la structure.

Pour éviter l'effet de la résonance avec le sol, les structures flexibles, qui ont une longue période ne doivent pas être utilisées sur les sols meubles. La résonance entraîne une amplification considérable des accélérations et, par conséquent des déformations très importantes, parfois irréversible. Les constructions flexibles ne devraient être édifiées que sur les sols durs (rocheux et fermes) qui transmettent facilement des vibrations grâce à leur rigidité, ils s'avèrent donc les plus favorables pour des constructions souples.

D'ailleurs en dimensionnant la structure avec l'inertie traditionnellement calculée par les ingénieurs induit un facteur de sécurité $F_s = 2.71$ sur un site ferme (S2), car la structure est considérée rigide.

Nous confirmons en utilisant l'inertie calculée avec la méthode analytique-graphique exacte que les structures flexibles qui ont une longue période doivent être édifiées sur les sols durs (rocheux et fermes).

Pour finir, vraisemblablement il faut prendre conscience que même si la méthode développée nous mène à l'exactitude des résultats, le calcul reste trop long, et les ingénieurs peuvent se tremper facilement dans l'orientation des axes ainsi les angles et ils leur faudra une connaissance très poussée des calculs des caractéristiques des sections planes et la maîtrise du cercle de Mohr. Aussi un programme informatique sur un classeur Excel doit être implémenté pour éviter ce genre d'erreurs, tel que nous l'avons élaboré au chapitre quatre (04).

Conclusion générale

En guise de conclusion, pour répondre à un besoin exigé par une ingénierie de plus en plus performante, nous avons choisi de faire une étude sur un paramètre de la résistance des matériaux qui est une discipline de plusieurs branches de technologie.

Pour mener à bien ce travail, nous avons été amenés à dresser une synthèse bibliographique assez riche sur les calculs des réservoirs. Et nous avons présenté la méthode de calcul au séisme d'un réservoir surélevé à savoir la méthode de Housner, ensuite nous avons procédé aux calculs caractéristiques géométriques des sections planes où nous avons développé une méthode analytique-graphique exacte pour le calcul de ce paramètre notamment le moment d'inertie et en fin nous avons testé la fiabilité de cette méthode dans un cas réel d'un réservoir surélevé.

Le réservoir étudié est implanté en zone de forte sismicité à la wilaya de boumerdess. Les objectifs de notre étude, dans un premier temps, est de rechercher le système d'axes par rapport auquel le moment d'inertie du système de contreventement du support en pilotis d'un réservoir surélevé est minimum.

Cette étude a été menée en utilisant deux méthode de calcul, dont la première est celle pratiquée traditionnellement par les ingénieurs, pour laquelle les moments d'inertie atteignent les valeurs extrêmes. La valeur maximale que prennent les ingénieurs dans les notes de calcul de conception des structures est le double de celle calculée par la méthode analytique-graphique exacte. L'ingénieur calcule une structure deux fois plus rigide, alors qu'elle ne l'est pas dans la réalité.

Dans un second temps, le même réservoir est calculé deux fois sous l'effet hydrodynamique. Une fois en considérant l'inertie trouvée par la méthode analytique-graphique exacte, une autre fois par l'inertie calculée traditionnellement par les ingénieurs.

Après ce calcul, nous avons démontré que les ingénieurs surestiment deux fois la rigidité de leur ouvrage et que dans la réalité il ne l'est pas. Leur omission qui se traduit par une rigidification de la structure, induit un facteur de sécurité à la limite de l'admissible. De ce fait les ingénieurs ont tendance à penser à redimensionner leur ouvrage ou bien augmenter les dimensions du radier induisant un surcoût. Dans la réalité en le dimensionnant avec l'inertie exacte, l'ouvrage est parfaitement en sécurité.

En fin, nous confirmons en utilisant l'inertie calculée avec la méthode analytique-graphique exacte que les structures flexibles qui ont une longue période doivent être édifiées sur les sols durs (rocheux et fermes).

Références bibliographiques

AGC-Egis Algérie. Réservoir surélevé de capacité 1000 m³, de la ville nouvelle EL Menea-Ghardaïa. Alger, juin 2014.

AIT L'HADJ L, « Analyse non linéaire d'un immeuble surmonté d'un réservoirs d'eau potable, par la méthode de push over ». Mémoire de master, spécialité génie civil, option structure et matériaux, UMMTO, 2013.

AIT SLIMANE N., « Etude d'un château d'eau tronconique de capacité 1000m³ implanté à Boudouaou (w.Boumerdes) », thèse d'ingénieur d'état en génie civil option voies et ouvrages d'art, 2010.

BAEL, « Règles techniques de conception et de calcul des ouvrages et constructions en béton armé suivant la méthode des états limites-**BAEL91** révisé **99** », 1999.

BAPTISTE F, «Gestion optimale d'un réservoir hydraulique multi usages et changement climatique. Modèles projections et incertitudes». Thèse de doctorat à l'université GRENOBLE.

BOUCHALA F, SEGHIR A, TAHAKOURT A., « Analyse du comportement sismique des réservoirs en béton surélevés », 6 ème symposium international sur la construction en zone sismique. Chlef, octobre 2013.

BOURAHLA N, « résistance des matériaux de base», Editeur le Groupement Economique de Contrôle de la Construction.

DAVIDOVICI V, HADDADI A., « calcul pratique de réservoirs en zone sismique » ANNALES de l'institut du bâtiment et des travaux publics, série théories et méthodes de calcul, novembre 1982.

DAVIDOVICI V., « la construction en zone sismique », Le moniteur, Paris, 1999.

DTR B C 2-48, «Règles parasismiques algérienne (addenda 2003) RPA99/2003», CGS,

EUROCODE 8, « Calcul des structures pour leur résistances au séisme », Diffuser par l'association française de normalisation AFNOR, **2003**.

FONTAINE A., «Diagnostic des exploitations maraichères du projet Gamour». Thèse de master 2 en Génie Urbain et Environnement, Université Bretagne, Saint-Denis, 2009.

G. W. HOUSNER. Dynamic analysis of fluids in containers subjected to acceleration, in Nuclear Reactors and Earthquakes, Report no. TID 7024, U.S. Atomic Energy Commission, Washington DS, 1963

GOULMOT D., « Nouvelles méthodes numériques pour l'analyse sismique des réservoirs de liquide: effets de l'asymétrie, du ballonnement en surface libre et de blocs de glace en flottaison »département des génies civil, géologique et des mines école polytechnique de Montréal

GUERRIN A., « traité de béton armé. Tome 6, réservoirs, châteaux d'eau, piscines » DUNOP.1972.

HAMMOUM H., « Diagnostic et analyse de risques liés au vieillissement des réservoirs en béton arme. Développement de méthodes d'aide à l'expertise », Thèse de doctorat des sciences en Génie Civil, UMMTO, 2012.

HAMMOUM H., « Notes de cours du module résistance des matériaux », 2006.

HAMMOUM H., « Notes de cours du module Hydrodynamique », 2014.

KOUCHAH K, MORSLI S, «Contribution au choix du type de réservoir surélevé en fonction du site d'implantation». Mémoire de fin d'étude, Master professionnel, option Constructions Hydrauliques et Aménagement, 2014.

LAUZIN X, «Calcul des réservoirs en zone sismique». Editions AFNOR et EYROLLES, France, 2013.

REGLEMENT PARASISMIQUE ALGERIEN (RPA 99/ version 2003), Centre National de Recherche Appliquée en Génie Parasismique.

SARRE I-A., «Elaboration de programmes de dimensionnement de réservoirs en béton arme, application sur la conception des ouvrages hydrauliques en béton arme du projet d'alimentation en eau potable a Mbane», Thèse d'ingénieur en Génie Civil, Université Cheikh Anta Diop de Dakar, 2009.

SLIMANI D., « Analyse du risque sismique des réservoirs surélevés par la méthode de l'indice de vulnérabilité » thèse de master génie civil option structures et matériaux, UMMTO, 2013.

VANEUKEM S., «Hydraulique générale, Hydraulique appliquée à la voirie », 2009.

ZACEK M., « construction parasismique »Edition Parenthèses, Marseille, 1996.