

UNIVERSITE SAAD DAHLEB DE BLIDA

Faculté de Technologie

Département de Génie Civil

MEMOIRE DE MASTER EN GENIE CIVIL

**IDENTIFICATION DES CARACTERISTIQUES
DYNAMIQUES DE LA MASSE DE REACTION DE LA
TABLE VIBRANTE DU CGS**

Réalisé par:

Abdelhakim TALBI

option: Structure réparation et cout de construction

Mohamed Amine BENLALAM

option: Structure et matériaux

Proposé par :

Professeur N.BOURAHLA

Blida, Septembre 2013



RÉSUMÉ

المخلص

كتلة رد الفعل (وتسمى أيضا كتلة زلزالية) عبارة عن كتلة تستخدم لدعم الطاولة الاهتزازية و الملحقات التابعة لها. بالإضافة إلى وظيفتها باعتبارها أساس ، يجب على كتلة رد الفعل أن تكون قادرة على التخفيف من انتقال التسارع نحو التربة ، هدف هذا العمل هو تطوير العديد من تقنيات المحاكاة لتحديد خصائص الوسائط والاستجابة الديناميكية تحت أنواع مختلفة من الأحمال على كتلة رد الفعل الخاصة بالمركز الوطني للبحث التطبيقي في هندسة مقاومة الزلازل و لهذا تم تطوير نموذج تحليلي و نموذجين رقميين بطريقة العناصر المتناهية لمحاكاة كتلة رد الفعل والتربة المجاورة لها، أولا دراسة العوامل المؤثرة قد تمت لفهم تأثير بعض هذه العوامل على استجابة النظام وبالتالي مقارنة النتائج المحصل عليها. ثانياً، أجريت دراسة ديناميكية بتطبيق على كتلة رد الفعل التسارع الذي يولده عمل الطاولة الاهتزازية والعينة. وقد تم دراسة جانبيين، الأول هو انتشار الموجات المنبعثة من النظام في الأرض باستخدام نموذج العناصر المتناهية، حيث تم نمذجة التربة على مجال محدد، والجانب الثاني يتعلق بتحديد تواتر المناطق الخطرة المجاورة من الترددات الطبيعية للنظام، باستخدام التحليل التوافقي.

ABSTRACT

The reaction mass is a block of reinforced concrete (also called seismic block) used to support the vibrating table and its accessories. The reaction mass must be capable of attenuating the transmission of acceleration towards the soil in addition to its function as a foundation. This work aim to develop a several modeling techniques for the determination of the modal properties and dynamic response under different types of loads on the reaction mass of the CGS's shaking table . For that, an analytical model and two FE numerical models simulating the reaction mass and the surrounding soil were elaborated. After that, a parametric study is made to understand how some settings affect the system response and then compare the results obtained.

In addition to that a dynamic study was conducted by applying the generated accelerations to the mass caused by the functioning of the vibrating table and the specimen. Two aspects have been studied; the first one is the waves propagation emitted by the system in the ground by using a finite element model where the soil is modeled on a specified domain. The second aspect is related to the determination of dangerous zones frequencies at vicinities of the natural frequencies of the system using the harmonic analysis (steady state).

RÉSUMÉ

La masse de réaction est un bloc en béton armé (appelé aussi bloc sismique) qui sert à supporter la table vibrante et ses accessoires. En plus de sa fonction de fondation, la masse de réaction doit être capable d'atténuer la transmission des accélérations vers le sol. Ce travail se fixe comme objectif l'élaboration de plusieurs techniques de modélisation pour la détermination des propriétés modales et la réponse dynamique sous différents types de sollicitations de la masse de réaction de la table vibrante du CGS. Pour cela un modèle analytique et deux modèles numériques en EF simulant la masse de réaction et le sol avoisinant ont été élaborés. Une étude paramétrique est d'abord faite afin de bien comprendre l'influence de certains paramètres sur la réponse du système et comparer les résultats obtenus de ces modèles. En deuxième lieu, une étude dynamique a été menée en appliquant sur la masse les accélérations générées par le fonctionnement de la table vibrante et le spécimen.

Deux aspects ont été étudiés, le premier porte sur la propagation des ondes émises par le système dans le sol en utilisant un modèle en éléments finis dont le sol est modélisé sur un domaine spécifié, et un deuxième aspect relatif à la détermination des zones de fréquences dangereuses aux voisinages des fréquences propres du système en utilisant l'analyse harmonique (steady state).

REMERCIEMENTS

Tout d'abord, je tiens à remercier le bon Dieu, le clément et le miséricordieux de m'avoir donné la force et le courage de mener à bien ce modeste travail.

Je souhaite exprimer, tout particulièrement, mes vifs remerciements et ma profonde reconnaissance à mon directeur de mémoire Prof. N. BOURAHLA de m'avoir fait confiance et accepté de diriger ce mémoire et qui, malgré ses multiples obligations, n'a jamais ménagé aucun effort pour suivre cette étude de près pendant toute la durée du travail, et pour son soutien moral qui n'a pas cessé même dans les moments difficiles.

Je tiens également à remercier les membres de jury pour l'honneur qu'ils m'ont accordé en acceptant de juger ce travail.

Mes sincères remerciements sont réservés à l'ensemble des enseignants du département de génie civil de l'USDB qui ont contribué de près ou de loin à ma formation.

Je remercie également tous ceux qui ont aidé de près ou de loin à élaborer ce modeste travail.

LISTE DES SYMBOLES ET DES ABREVIATIONS

TR : La transmissibilité.

ζ : Taux d'amortissement.

EF : Elément finis.

MVT : mouvement.

ISS: interaction sol structure.

G: Module de cisaillement dynamique.

ν : Coefficient de poisson pour le sol.

r: Rayon equivalent de la fondation.

d : Profondeur d'enterrement.

λ : Facteur d'amplification dynamique.

M : La masse de la fondation.

I_x , I_y et I_z Moments d'inerties massiques.

ρ : Masse volumique du sol.

G : Module de cisaillement.

E : Module d'élasticité.

γ : Poids volumique du sol.

D_t : Amortissement total.

D_g : Amortissement géométrique par radiation des ondes.

D_m : Amortissement matériel.

S: nombre de fonctions sinusoïdales

I: nombre d'incrément

P : le pas choisi

$[c]$: Matrice d'amortissement.

$[m]$: Matrice masse.

$[k]$: matrice rigidité.

ω_m : pulsation propre du premier mode.

ω_n : pulsation propre du deuxième mode.

ζ_m : taux d'amortissement du premier mode.

ζ_n : taux d'amortissement du deuxième mode.

SOMMAIRE

RÉSUMÉ	2
REMERCIEMENTS	4
INTRODUCTION GÉNÉRALE.....	1
CHAPITRE 1: bibliographie.....	4
1.1. Introduction	4
1.2. Types de machines	4
1.2.1. Machines rotatives.....	5
1.2.2. Machines alternatives	5
1.2.3. Machines impulsives	6
1.2.4. Autres types de machines	6
1.3. Types de fondation sous machines vibrantes	6
1.3.1. Fondation de type bloc (fondation massive).....	6
1.3.2. Fondation de type bloc combiné.....	7
1.3.3. Fondation de type table (Table top).....	7
1.3.4. Table avec isolateurs	8
1.3.5. Bloc à ressort.....	8
1.3.6. Bloc d'inertie dans la structure	9
1.3.7. Fondations sur pieux.....	9
1.4. Critères De Conception	10
1.4.1. Les charges statiques	10
1.4.2. Les charges dynamiques.....	11
1.5. Isolation.....	11
1.5.1. Principe d'isolation	12
1.5.2. Taux De transmissibilité.....	12
1.5.3. Efficacité d'isolement	14
1.5.4. Conditions d'isolation	16
1.6. Modélisation et analyse [4]	16

1.6.1.	Méthode des éléments finis	17
1.7.	Revue bibliographique et état d'avancement.....	25
CHAPITRE 2: Elaboration des modèles de la masse de réaction.....		29
2.1.	Introduction	29
2.2.	Modèle analytique	29
2.2.1.	Rigidités statiques.....	30
2.2.2.	Effets de confinement de.....	31
2.2.3.	la fondation.....	Erreur ! Signet non défini.
2.2.4.	Caractéristiques d'amortissement	31
2.2.5.	Analyse dynamique	34
2.2.6.	Les caractéristiques dynamiques de la masse de réaction	35
2.2.7.	Résultats modaux.....	36
2.3.	Modèles numérique (EF).....	45
2.3.1.	Sol représenté par un ensemble de ressorts équivalents	45
2.3.2.	Modèle avec sol continu.....	47
2.4.	Conclusion.....	49
CHAPITRE 3: Etude paramétrique.....		50
3.1.	Introduction	50
3.2.	Modèle masse-ressorts.....	50
3.2.1.	Modèle analytique	Erreur ! Signet non défini.
3.2.2.	Modèle en éléments finis sol représenté par des ressorts équivalents	52
3.3.	Etude comparative	54
3.4.	Modèle sol continu	57
3.5.	Conclusion.....	60
CHAPITRE 4: étude dynamique.....		61
4.1.	Introduction	61
4.2.	Caractéristiques du chargement.....	61
4.3.	Propagations des ondes vibratoires	63
4.4.	La réponse de la masse de réaction aux forces dynamiques appliquées.....	65

4.4.1.	La réponse de la masse de réaction aux vibrations par accélérogrammes.....	65
4.4.2.	L'étude de la réponse du système à vibrations harmoniques (Analyse Steady state)	71
4.5.	Conclusion.....	79
	conclusion générale	80
Références		83

LISTE DES ILLUSTRATIONS, GRAPHIQUES ET TABLEAUX

<i>Figure 1.1 : fondation de type bloc</i>	7
<i>Figure 1.2: Fondation de type bloc combiné</i>	7
<i>Figure 1.3: Fondation de type table (Tabletop)</i>	8
<i>Figure 1.4: Fondation de type Table avec isolateurs</i>	8
<i>Figure 1.5: Fondation de type bloc à ressort</i>	9
<i>Figure 1.6 : Fondation de type Block d'inertie dans la structure</i>	9
<i>Figure 1.7: Fondation sur pieux</i>	10
<i>Figure 1.8: Système masse-ressort d'IDDL</i>	12
<i>Figure 1.9 : TR rapport de transmissibilité en fonction de β rapport de Fréquence</i>	13
<i>Figure 1.10 : L'efficacité d'isolation η en fonction de β rapport de Fréquence et différents taux d'amortissement ζ</i>	15
<i>Figure 1.11: L'efficacité d'isolation $\eta > 80\%$ par rapport de Fréquence $\beta > 2$</i>	15
<i>Figure 1.12 : Schéma d'un système machine fondation soumis à des charges dynamiques</i>	16
<i>Figure 1.13 : Modélisation d'une machine avec la fondation</i>	18
<i>Figure 1.14: Fondation Bloc-solide modèle et maillage en EF</i>	19
<i>Figure 1.15: Fondation support en portique-modèle en élément solide, coque et poutre</i>	20
<i>Figure 1.16 : Modélisation du sol par un système ressorts</i>	22
<i>Figure 1.17 : Fondation non enterrée</i>	24
<i>Figure 1.18: Fondation enterré</i>	24
<i>Figure 2.1 : Modèle dynamique</i>	30
<i>Figure 2.2: Facteur d'amplification dynamique en fonction de la fréquence pour un sol non compacté ($G=400\text{Mpa}$)</i>	41
<i>Figure 2.3: Facteur d'amplification dynamique en fonction de la fréquence pour un sol compacté ($G=400\text{Mpa}$)</i>	42
<i>Figure 2.4: Facteur d'amplification dynamique en fonction de la fréquence pour un sol non compacté ($G=590\text{Mpa}$)</i>	43
<i>Figure 2.5: Facteur d'amplification dynamique en fonction de la fréquence pour un sol compacté ($G=590\text{Mpa}$)</i>	44
<i>Figure 2.6 : modèle 'masse-ressort' pour un sol non compacté</i>	45
<i>Figure 2.7 : modèle 'masse-ressort' pour un sol compacté</i>	46
<i>Figure 2.8 : l'étendu du sol choisit et le maillage correspondant</i>	48
<i>Figure 2.9 : Coupe qui montre les couches du sol et la masse de réaction</i>	48

<i>Figure3.1 : La variation des fréquences propres du système en fonction de la profondeur (Les modes de translations)</i>	55
<i>Figure3.2 : La variation des fréquences propres du système en fonction de la profondeur ...</i>	55
<i>Figure3.3: La variation des fréquences propres du système en fonction de la profondeur</i>	56
<i>Figure3.4 : La variation des fréquences propres du système en fonction de la profondeur ...</i>	57
<i>Figure3.5 : Modèle sol-continu en EF.</i>	58
<i>Figure3.6:La variation des fréquences propres en fonction du pourcentage de la masse du sol (les modes de translations).</i>	59
<i>Figure3.7: La variation des fréquences propres en fonction du pourcentage de la masse du sol.</i>	59
<i>Figure4.1 : Les forces maximales appliquées au CDG de spécimen.</i>	62
<i>Figure4.2 : Schéma de la répartition des forces latérales aux points d'applications des vérins.</i>	62
<i>Figure4.3: Schéma de la répartition des forces verticales aux points d'applications des vérins.</i>	63
<i>Figure4.4: L'accélération du sol par rapport aux bords de la masse de réaction</i>	64
<i>Figure4.5: Accélérogramme artificiel.</i>	65
<i>Figure4.7: Accélérogramme de Kobe.</i>	66
<i>Figure4.6: La réponse dynamique du modèle masse-ressorts aux vibrations générées par la table vibrante en utilisant un accélérogramme artificiel.</i>	66
<i>Figure4.8: La réponse dynamique du modèle masse-ressorts aux vibrations générées par la table vibrante en utilisant un accélérogramme de Kobe.</i>	67
<i>Figure4.9: Accélérogramme de Kedara.</i>	67
<i>Figure4.10: Réponse dynamique du CDG en fonction du temps direction X.</i>	68
<i>Figure4.11 : Réponse en fonction du temps direction y.</i>	68
<i>Figure4.12 : La réponse en fonction du temps direction Z.</i>	68
<i>Figure4.13: La réponse dynamique du modèle 'sol continu' aux vibrations générées par la table vibrante en utilisant un accélérogramme artificiel.</i>	69
<i>Figure4.14 : La réponse dynamique du modèle masse-ressorts aux vibrations générées par la table vibrante en utilisant un accélérogramme de Kobe.</i>	70
<i>Figure4.15 : La réponse dynamique du CDG en fonction du temps direction X.</i>	70
<i>Figure4.16: La réponse dynamique du CDG en fonction du temps direction Y.</i>	70
<i>Figure4.17: Réponse dynamique du CDG en fonction du temps direction Z.</i>	71
<i>Figure4.18 : Définition de la force correspondante aux forces dues au poids propre de la table vibrante et ses équipements.</i>	72
<i>Figure4.19 : La création d'une fonction steady state.</i>	73
<i>Figure4.20: Définition des paramètres de la fonction steady state.</i>	73

<i>Figure4.21: Création d'un cas d'analyse steady state.</i>	74
<i>Figure4.22: Définition de l'amortissement.</i>	74
<i>Figure4.23: La réponse dynamique de CDG en fonction de la fréquence selon l'axe X.</i>	76
<i>Figure4.24: La réponse dynamique de CDG en fonction de la fréquence selon l'axeY.</i>	76
<i>Figure4.25 : La réponse en fonction de la fréquence selon l'axe Z.</i>	77
<i>Tableau 2.1 : Les caractéristiques inertielles de la de la masse de réaction.</i>	37
<i>Tableau 2.2 : Rigidités totales pour G=400Mpa.</i>	38
<i>Tableau 2.3 : Rigidités totales pour G=590Mpa.</i>	38
<i>Tableau 2.4 : Facteur d'inertie massique.</i>	39
<i>Tableau 2.5 : Effet d'enterrement.</i>	39
<i>Tableau 2.6 : Amortissement géométrique (radiatif) D_g.</i>	39
<i>Tableau 2.7 : Amortissement totale.</i>	40
<i>Tableau 2.8 : Fréquences propres du système.</i>	40
<i>Tableau 2.9 : Les fréquences propres pour le modèle 'masse-ressort' pour un sol non compacté.</i>	46
<i>Tableau 2.10 : Les fréquences propres du modèle masse-ressort pour un sol compacté.</i>	46
<i>Tableau 2.11 : Les caractéristiques géotechniques du sol.</i>	47
<i>Tableau 2.12 : Les fréquences propres du modèle 'sol-continu'.</i>	48
<i>Tableau3.1 : Les fréquences propres de la masse de réaction pour z= 1m.</i>	50
<i>Tableau3.2: Les fréquences propres de la masse de réaction pour z=2m.</i>	51
<i>Tableau3.3:Les fréquences propres de la masse de réaction pour z=3m.</i>	51
<i>Tableau3.4:Les fréquences propres de la masse de réaction pour z=4m.</i>	51
<i>Tableau3.5 : Les fréquences propres de la masse de réaction pour z=5m.</i>	52
<i>Tableau3.6 : Les fréquences propres de la masse de réaction pour z=6m.</i>	52
<i>Tableau3.7 : Les fréquences propres de la masse de réaction pour z=2m.</i>	53
<i>Tableau3.8 : Les fréquences propres de la masse de réaction pour z=3m.</i>	53
<i>Tableau3.9: Les fréquences propres de la masse de réaction pour z=4m.</i>	53
<i>Tableau3.10 : Les fréquences propres de la masse de réaction pour z=5m.</i>	54
<i>Tableau3.11 : Les fréquences propres de la masse de réaction pour Z=6m.</i>	54
<i>Tableau4.1:la réponse dynamique maximale (vibrations par accélérogrammes)modèle 'sol continu'</i>	71
<i>Tableau4.2:Les zones dangereuses pour chaque direction.</i>	78
<i>Tableau4.3 : La réponse dynamique maximale (vibrations par accélérogrammes) modèle 'masse ressorts'</i>	78
<i>Tableau4.4: La réponse dynamique maximale (analyse steady state) modèle.</i>	78

INTRODUCTION GÉNÉRALE

Depuis les années 1970, le domaine du génie parasismique a connu des percées importantes catalysées entre autres par le développement de techniques de calcul sur support informatique beaucoup plus puissantes qu'auparavant; Le besoin de corroborer les méthodes analytiques avec l'expérimentation a poussé les chercheurs en génie parasismique à concevoir des outils et des dispositifs d'essais performants donnant naissance à un outil pouvant générer des excitations sismiques artificielles ou reproduire carrément des accélérogrammes sismiques appelés simulateurs de séisme ou tables vibrantes.

Initialement ces tables vibrantes étaient destinées à des essais de qualification sismique, essentiellement dans l'industrie nucléaire, car les impératifs de sûreté des installations nucléaires ont conduit à imposer des normes sévères de qualification sismique pour leurs équipements.

Le laboratoire national de la recherche appliquée en génie parasismique « CGS » s'est doté, en 2002, d'une table vibrante ou un simulateur de séisme permettant de reproduire en laboratoire les effets des tremblements de terre sur les ouvrages de génie civil.

Les équipements du laboratoire ont été spécifiés dans l'objectif de pouvoir effectuer des essais sur des structures et des composants de génie civil jusqu'aux états finaux de résistance et même l'état de ruine. Sa mission primaire est d'étudier et de vérifier les performances des structures en génie civil et d'autres équipements industriels. Les activités de recherches consisteront à :

- Développer la recherche expérimentale dans le domaine de génie sismique ;
- Effectuer des essais de qualification dynamique des équipements industriels ;
- Conduire des projets de recherche en collaboration avec les établissements nationaux et internationaux.

Cette table vibrante est constituée essentiellement de trois parties: un système mécanique, un système hydraulique et un système électronique (contrôle et acquisition). Le système mécanique est composé d'une plate forme et une masse de réaction (bloc sismique). Cette dernière est un massif en béton armé, évidé pour l'implantation de la plate-forme et ces vérins, il est caractérisé principalement par sa très grande masse qui varie entre 30 à 50 fois la masse de l'ensemble (plate-forme et spécimen). Son rôle est d'absorber les vibrations de la table.

Puisque la mécanique des sols classique ne permet que l'étude du comportement statique des massifs de fondation, La conception des fondations de machines est assez délicate. Les effets dynamiques engendrés par ces machines compliquent davantage le problème et ne doivent plus être traités aujourd'hui, uniquement en majorant la pression statique du sol d'un coefficient de correction quelconque prenant en charge les efforts dynamiques. Il est nécessaire de tenir compte des phénomènes de résonance sous charges dynamiques générés par le fonctionnement de la machine qui peuvent produire des déplacements susceptibles d'endommager la machine elle-même ou ses liaisons avec l'extérieur (tuyauterie, câbles électriques, etc.). En plus, les vibrations répétées peuvent entraîner sous certaines conditions, des déformations plastiques irréversibles dans le sol.

Des simulations numériques du système machine-fondation-sol permettent de traiter des modèles très détaillés dans leur comportement sous des sollicitations statiques ou dynamiques. La difficulté majeure est alors de caractériser ces sollicitations ainsi que les nombreux paramètres qui interviennent dans ces modèles; les incertitudes relatives aux chargements, aux propriétés mécaniques et physiques des matériaux, à la géométrie ou encore aux conditions initiales et aux conditions aux limites, influent sur la fiabilité des résultats de ces méthodes numériques.

La transmission des vibrations au sol est un phénomène rencontré dans différentes constructions du génie civil (centrales nucléaires, centrales électriques, ponts, barrages, machine vibrante, etc.).

En fonction de la source, ces vibrations peuvent avoir des amplitudes relativement importantes susceptibles de mettre en danger la stabilité du sol de fondation et de la structure elle-même et ce par dépassement des déplacements admissibles ou des contraintes limites suite aux problèmes de fatigue.

Bien avant l'étude de la réponse dynamique des structures sous sollicitations sismiques plusieurs travaux se sont intéressés aux vibrations de massifs de fondations sous l'effet des machines qu'ils supportent. En abordant les recherches dans le domaine de l'interaction sol-structure des résultats ont été exploités dans le contexte de la réponse dynamique des fondations rigides.

Dans ce mémoire nous nous intéresserons à l'étude de la réponse dynamique de la masse de réaction de la table vibrante du CGS.

Pour cela notre mémoire se devise en quatre chapitres plus une introduction et une conclusion générale qui est organisé comme suit :

Le premier chapitre : une recherche bibliographique est effectuée afin d'acquérir des connaissances approfondie sur les type de machines, modélisation et l'isolement en plus l'état d'art sur la conception des fondations sous machines vibrantes.

Le second chapitre a été consacré à l'élaboration des modèles analytiques et numériques pour identifier les caractéristiques des massifs.

Le troisième chapitre est axé sur une comparaison entre les deux modèles masse-ressorts (analytique et numérique) afin de minimiser l'écart obtenu dans la réponse des modèles élaborés dans le deuxième chapitre, et calibrer le modèle sol continu ce qui concerne le pourcentage du sol participant à la réponse du système.

Dans **Le quatrième chapitre** la réponse du système masse-sol a été déterminé pour les modèles en EF à l'aide d'une analyse dynamique, une étude de la propagation des ondes a été effectuée pour déterminer l'influence des ondes émises par le fonctionnement de la table vibrante sur le voisinage et valider le modèle sol continu.

Enfin, une conclusion qui résume l'ensemble des aspects de ce travail termine ce mémoire avec des recommandations en guise de perspectives.

CHAPITRE 1: BIBLIOGRAPHIE

1.1. Introduction

Les fondations sous machines vibrantes nécessitent une attention particulière car elles transmettent des charges dynamiques dans le sol, en plus des charges statiques dues au poids de la fondation (Machine et accessoires).

La charge dynamique due au fonctionnement de la machine est généralement faible par rapport au poids statique de la machine, et de la fondation du support, la charge dynamique est appliquée d'une façon répétitive sur une très longue période de temps, mais son ampleur est faible et donc le comportement du sol est essentiellement élastique, ou bien la déformation augmente avec chaque cycle de chargement et peut devenir inacceptable.

L'amplitude de vibration d'une machine à sa fréquence de fonctionnement est le paramètre le plus important à déterminer dans la conception d'une fondation de machine vibrante, en plus la fréquence propre du système sol-machine-fondation.

1.2. Types de machines

Ils existent de nombreux types de machines qui génèrent des vibrations, les catégories les plus importantes sont les suivantes:

Selon le type de mouvement, les machines sont généralement classées comme suit:

- Machines rotatives.
- Machines alternatives.
- Machines impulsives.

Sur la base de la vitesse de fonctionnement, les machines sont groupées comme suit:

- Machines à très faible vitesse (jusqu'à 100 tours par minute).
- Machines à faible vitesse (100 à 500 tr/min).
- Machines à vitesse moyenne (1500 à 3000 tr/min).
- les machines à grande vitesse (3000 tours/min et plus).

Pour la conception des fondations au sens large, les informations suivantes sont nécessaires:

- La configuration géométrique de la machine.
- Les charges de la machine telle que la masse de la partie fixe ainsi que les pièces rotatives de la machine et le mécanisme de transfert de charge de la machine à la fondation.
- Les paramètres critiques de performance de la machine telle, la vitesse critique des rotors, les niveaux de qualité et l'équilibre acceptable d'amplitudes de vibration.

- Les forces supplémentaires telles que les forces générées au titre de secours ou en défaut des conditions, Condition de test, Condition de montage et l'état d'entretien de la machine, forces dues aux défaillances des roulements (si c'est applicable). [1]

1.2.1. Machines rotatives

Cette catégorie comprend les turbines à gaz, turbines à vapeur et autres extenseurs; turbopompes et compresseurs; ventilateurs, moteurs, et les centrifugeuses, ces machines sont caractérisées par le mouvement de rotation des roues ou des rotors.

Les forces non équilibrées dans les machines tournantes sont créées lorsque le centre de la masse de la partie tournante ne coïncide pas avec le centre de rotation.

Cette force dynamique est une fonction de la masse d'arbre, la vitesse de rotation, et l'amplitude du décalage, ce décalage doit être mineur dans des conditions manufacturés lorsque la machine est bien équilibrée, propre et sans usure ou érosion.

Les changements d'orientation, opération près de la résonance, perte d'aube, et d'autres dysfonctionnements ou des conditions indésirables, sont des facteurs qui peuvent augmenter considérablement la force appliquée à ses roulements par le rotor.

Généralement les machines tournantes déclenchent à une certaine limite de vibration, mais une charge dynamique continue réaliste sur la fondation résulte aux vibrations justes en dessous du niveau de déclenchement.

Machines à grande vitesse comme turboalternateurs ou des compresseurs rotatifs peuvent avoir des vitesses de plus de 3.000 tr / min et jusqu'à 12.000 tr / min. [2]

1.2.2. Machines alternatives

Pour les machines à mouvement alternatif, tels que les compresseurs et les moteurs diesel, un piston se déplace dans un cylindre coopérant avec un fluide à travers la cinématique d'un mécanisme bielle-manivelle entraîné par un vilebrequin rotatif.

Les forces d'inertie de chaque cylindre individuel et chaque touche sont intrinsèquement asymétrique avec des fréquences dominantes à une et deux fois les fréquences de rotation.

Les machines alternatives ayant plus d'un piston nécessitent un arrangement particulier de manivelle afin de minimiser les forces et les moments asymétriques. Quand le système piston / cylindre et les arrangements de manivelle ne s'opposent pas totalement au contre-forces, les charges déséquilibrées se produisent et sont transmises a la fondation.

Les vitesses de fonctionnement de ces machines sont généralement moins de 600 tr/min. Pour l'analyse de leurs fondations, les forces déséquilibrées peuvent être considérées comme des charges qui varient sinusoïdalement. [2]

1.2.3. Machines impulsives

Tels que le forgeage, marteaux et des presses de formage des métaux, elles fonctionnent avec des impacts régulés ou des chocs entre les différentes parties de l'équipement.

Puisque le chargement est souvent un choc transmis au système fondation de l'équipement, alors il est considéré comme un facteur important dans la conception de la fondation.

Les marteaux de forgeage fermés fonctionnent généralement en laissant tomber un poids (ram) sur le métal chaud et le forçant dans une forme prédéfinie. Bien que l'intention est d'utiliser cette énergie d'impact pour former et façonner la matière, il ya une transmission d'énergie importante en particulier à la fin du processus de formation. Au cours de ces derniers coups le matériau étant forgé refroidit alors la mise en forme diminue, ainsi le pré-impact de l'énergie cinétique de la dame convertit a post-impact de l'ensemble du marteau de forge. Comme le marteau entier se déplace vers le bas il devient une masse oscillante soutenue sur son support. Ce système devrait être bien amorti pour que les oscillations se désintègrent suffisamment avant le prochain coup.

La synchronisation des coups couramment varient de 40 à 100 coups par minute.

Les vitesses d'impact de l'ordre de 7,6 m / s sont fréquentes.

Les poids de la ram varient de quelques tonnes (156 kN). [2]

1.2.4. Autres types de machines

Il existe d'autre type machines et appareils générant des charges dynamiques comprennent les concasseurs et les broyeurs métalliques.

Si une partie de la charge dynamique de ces types d'équipements ont tendance à se baser sur les déséquilibres de rotation, il existe aussi un caractère aléatoire au signal dynamique qui varie avec le mode opératoire. [2]

1.3. Types de fondation sous machines vibrantes

Le type des machines et ses caractéristiques jouent un rôle important lors de la sélection du type de fondation. Les fondations les plus couramment utilisés dans l'industrie sont les fondations de bloc et les fondations du cadre (support en portique).

1.3.1. Fondation de type bloc (fondation massive)

Les machines sont de préférence situées à niveau proche de la fondation pour minimiser la différence de hauteur entre les forces dynamiques de la machine et le centre de gravité du système de machine-fondation. La possibilité d'utiliser une telle fondation dépend principalement de la qualité des sols. Les fondations en blocs sont presque toujours conçues comme des structures rigides. La réponse dynamique d'une fondation en blocs rigides ne dépend que de la charge dynamique, massif de fondation, les dimensions et les caractéristiques du sol.

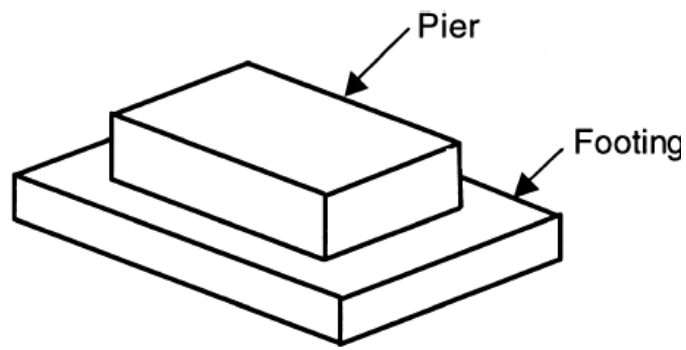


Figure 1.1 : fondation de type bloc

1.3.2. Fondation de type bloc combiné

Les blocs combinés sont utilisés pour supporter les machines rapprochées. Ils sont plus difficiles à concevoir en raison de la combinaison des forces de deux machines ou plus et en raison d'un éventuel manque de rigidité de grande fondation.

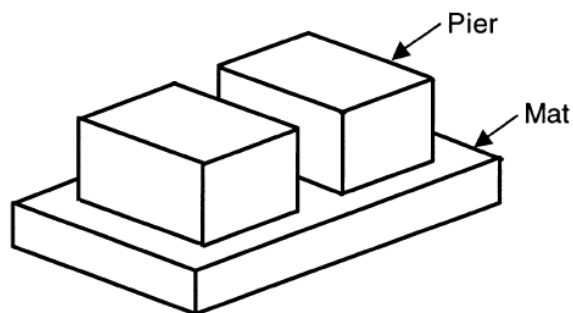


Figure 1.2: Fondation de type bloc combiné

1.3.3. Fondation de type table (Table top)

Le support surélevé est commun pour les grandes turbines telles que les générateurs électriques. L'élévation permet aux conduites et aux canalisations et équipements connexes à être situés en dessous de l'appareil.

D'où leur réponse à des charges dynamiques peuvent être très complexes et dépendra à la fois du mouvement de ses éléments (colonnes, poutres, semelles) et le sol sur lequel il repose.

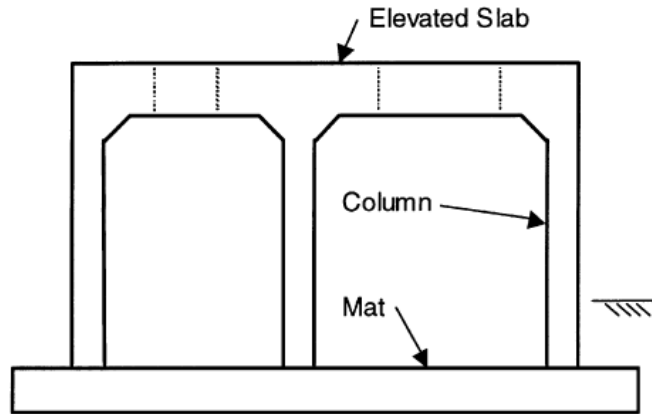


Figure1.3: Fondation de type table (Tabletop)

1.3.4. Table avec isolateurs

Les isolateurs (ressorts et amortisseurs) situés à la partie supérieure des colonnes de support sont parfois utilisés pour minimiser la réponse à une charge dynamique. L'efficacité des isolateurs dépend de la vitesse de la machine et la fréquence propre de la fondation.

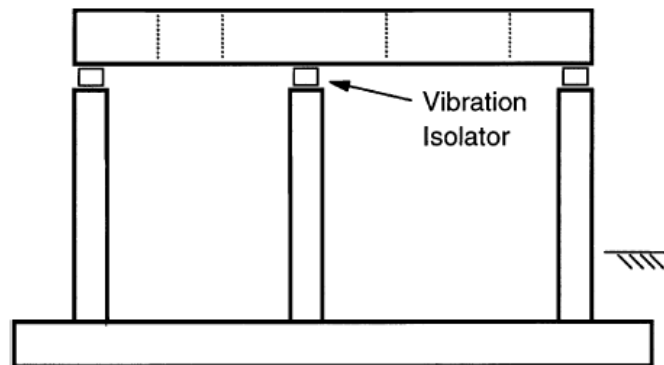


Figure1.4: Fondation de type Table avec isolateurs

1.3.5. Bloc à ressort

Parfois des pompes sont montées sur des ressorts pour minimiser les forces thermiques de raccordement dans la tuyauterie. Les ressorts sont montés sur une fondation de type bloc. Cette disposition a un effet dynamique similaire à celle des tables avec isolateurs de vibrations. D'autres types d'équipements sont montés sur un ressort pour limiter la transmission des forces dynamiques.

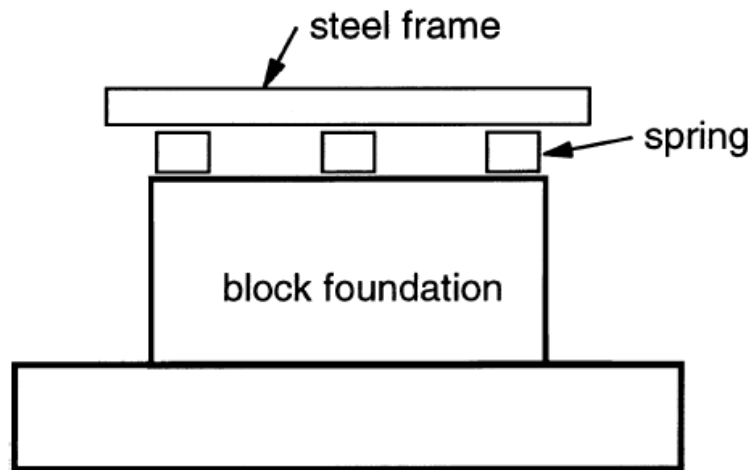


Figure1.5:Fondation de type bloc à ressort

1.3.6. Bloc d'inertie dans la structure

Les équipements dynamiques sur une structure peuvent être relativement faibles par rapport à la taille globale de la structure. Dans ce cas les machines dynamiques sont généralement conçues avec un bloc d'inertie de support pour modifier les fréquences propres en s'éloignant des vitesses de fonctionnement de la machine.

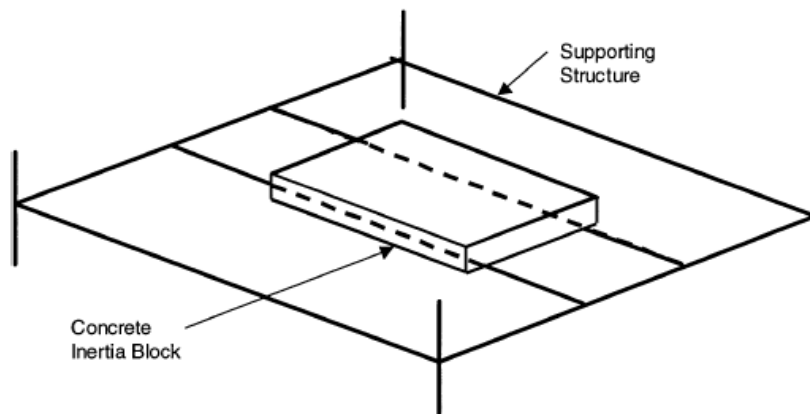


Figure1.6 : Fondation de type Block d'inertie dans la structure

1.3.7. Fondations sur pieux

Tous les types de fondations susmentionnés peuvent être posés directement sur le sol ou sur pieux. Les pieux sont généralement utilisés lorsque les conditions du sol sont souples aboutissant à des faibles pressions de contact admissibles. Utiliser des pieux de pointe ou de frottement, ou une combinaison des deux pour transférer des charges axiales dans le sol sous-jacent. Les charges transversales sont reprises par la pression du sol sur le côté de la tête de pieu ou sur le côté des piles. Différents types de piles sont utilisées, y compris des piliers forés, pieux coulés, et des pieux battus. [2]

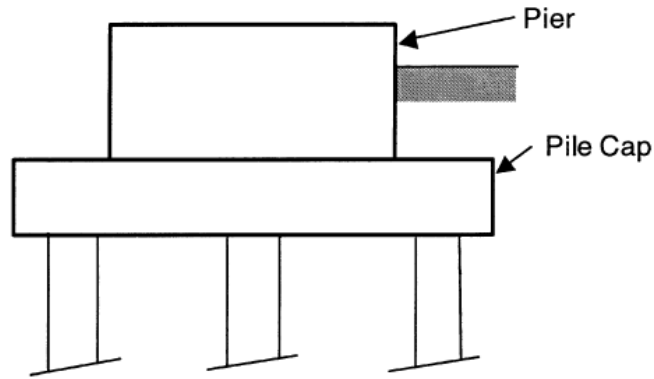


Figure 1.7: Fondation sur pieux

1.4. Critères De Conception

Les principales tâches de la conception des fondations en béton qui soutiennent les machines est de définir les charges prévues, établir les critères de performance et fournir pour ceux-ci à travers un dimensionnement appropriée les détails d'exécution des éléments de structure. Pourtant, derrière cette définition simple se trouve la nécessité d'une attention particulière aux interfaces entre la machine, le système de montage et la fondation en béton. Les charges sur les fondations de machines peuvent être à la fois statiques et dynamiques.

Les charges statiques sont principalement dues au poids de la machine et de tous ses équipements auxiliaires. Les charges dynamiques qui se produisent pendant le fonctionnement de la machine ou celles générées par le déséquilibre des pièces en mouvement ou les deux à la fois et dans certains cas par l'écoulement du fluide et du gaz pour certaines machines. L'ampleur de ces charges dynamiques dépend essentiellement de la vitesse de fonctionnement de la machine, le type, la taille, le poids, et la disposition (position) de pièces mobiles à l'intérieur du boîtier.

Le but principal de la conception d'une fondation de machine est de limiter son mouvement à des amplitudes qui ne mettent pas en danger le bon fonctionnement de la machine, ni déranger les gens qui travaillent dans le voisinage immédiat. Les amplitudes admissibles dépendent de la vitesse, l'emplacement et le mode de fonctionnement de la machine.

D'autres critères consistent à éviter la résonance et la transmissibilité excessive sur le sol support ou la structure en limitant les charges dynamiques qui influent sur la conception.

1.4.1. Les charges statiques

Les exigences sous l'effet d'une charge statique, sont similaires à ceux de toutes les autres fondations.

1.4.2. Les charges dynamiques

Pour éviter la résonance la fréquence propre du système machine fondation-sol ne doit pas coïncider avec la fréquence de fonctionnement de la machine.

En effet, une zone de résonance est généralement définie et la fréquence propre du système doit se situer en dehors de cette zone. La fondation est sur-calibrée lorsque la fréquence fondamentale est supérieure à la vitesse de fonctionnement et sous-calibrée lorsque sa fréquence fondamentale est inférieure à la vitesse de fonctionnement.

Les amplitudes du mouvement ont des fréquences de fonctionnement qui ne doivent pas dépasser les amplitudes limites, qui sont généralement spécifiés par les fabricants de machines. Si l'amplitude calculée est dans des limites tolérables et la fréquence propre calculée est proche de la fréquence de fonctionnement, il est important que cette situation soit évitée.

La fréquence propre du système fondation-sol ne doit pas être un nombre entier multiple de la fréquence de fonctionnement de la machine pour éviter la résonance avec les harmoniques élevées.

Les vibrations ne doivent pas être ennuyeuses pour les personnes qui travaillent dans les magasins ou endommager les autres machines, La nature des vibrations perceptibles ennuyeux ou nuisible dépend de la fréquence des vibrations et l'amplitude du mouvement.

La disposition géométrique de la fondation peut également être influencée par les exigences opérationnelles de la machine. La défaillance d'une fondation sous machine est atteinte lorsque son mouvement dépasse une valeur limite qui peut être basé sur l'accélération, La vitesse ou l'amplitude. Selon les critères de défaillance en ce qui concerne la limitation des amplitudes de déplacement à une fréquence donnée. [3]

1.5. Isolation

L'isolement signifie une réduction de la transmissibilité des forces d'excitation de la machine à la fondation et vice-versa. Les dispositifs d'isolation des vibrations ont été utilisés pour obtenir une performance satisfaisante. L'isolement dans le sens large comprend les éléments suivants:

- Le contrôle de la transmission des forces dynamiques de la machine à la fondation et donc aux structures adjacentes et équipements
- L'isolement des équipements contre les effets de vibration du système adjacent
- L'isolation des forces extérieures telles que les chocs sismique, les fourneaux etc.

Pour les cas où un groupe de machines vibrantes doivent être montés sur une plateforme commune, l'isolation des vibrations peut se révéler comme la meilleure alternative.

1.5.1. Principe d'isolation

Considérons un système de masse à ressort amorti, ayant une masse m , raideur k et d'amortissement c , soumis à une excitation dynamique. Considérons les deux cas suivants:

a) Excitation dynamique force $F_E(t)$ est appliqué à la masse et la force transmise à la fondation est $F_T(t)$ comme le montre la figure 1.8 (a).

b) La Force d'excitation Dynamique $F_I(t)$ est appliqué à la fondation et la force transmise à la masse est $F_T(t)$ comme le montre la figure 1.8 (b).

Dans les deux cas, l'intérêt est que la force transmise par la masse de la fondation (comme dans le cas (a)) ou de la fondation pour la masse (comme dans le cas (b)) doit être diminuée. [1]

1.5.2. Taux De transmissibilité

Notons que le ratio de transmissibilité TR qui est défini comme le rapport de la force transmise à la force d'excitation.

$$TR = F_T(t) / F_E(t)$$

Considérons les deux systèmes, comme indiqué dans le cas (a) et le cas (b) L'objectif est que la force transmise doit être minimale dans les deux cas c-à-d TR doit être au minimum.

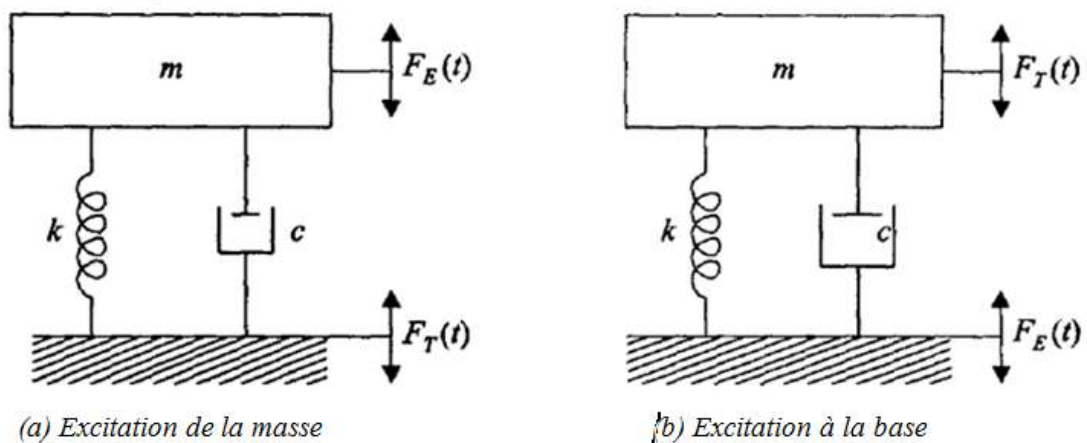


Figure 1.8: Système masse-ressort d'IDDL

Prenons la réponse dynamique de chaque cas :

Cas (a) la force Dynamique d'excitation $F_E(t)$ est appliquée à la masse et la force transmise à la fondation est $F_T(t)$.

La force dynamique peut être appliquée de l'extérieur ou à l'intérieur généré par la machine elle-même.

Considérons tout d'abord la force dynamique appliquée extérieurement et que cette force d'excitation est:

$$F_E(t) = F_0 \sin \omega t$$

La force maximale transmise $F_r(t)$ au support est donné comme suit :

$$F_r(t) = F_0 \frac{\sqrt{1+(2\beta\zeta)^2}}{\sqrt{(1-\beta^2)^2+(2\beta\zeta)^2}}$$

Où ζ est taux d'amortissement et $\beta = \frac{\bar{\omega}}{\omega}$ est le rapport de fréquence

Ainsi, nous obtenons TR Rapport de transmissibilité comme suit:

$$TR = (F_R/F_E) = (F_R/F_0) = \frac{\sqrt{1+(2\beta\zeta)^2}}{\sqrt{(1-\beta^2)^2+(2\beta\zeta)^2}}$$

Considérons maintenant que la force dynamique est générée intérieurement, la valeur maximale de la force transmise est donnée par:

$$F_T = F_0 \frac{\sqrt{1+(2\beta\zeta)^2}}{\sqrt{(1-\beta^2)^2+(2\beta\zeta)^2}} = m_r e \omega^2 \frac{\sqrt{1+(2\beta\zeta)^2}}{\sqrt{(1-\beta^2)^2+(2\beta\zeta)^2}}$$

Ou:

$$F_E = F_0 = m_r e \omega^2$$

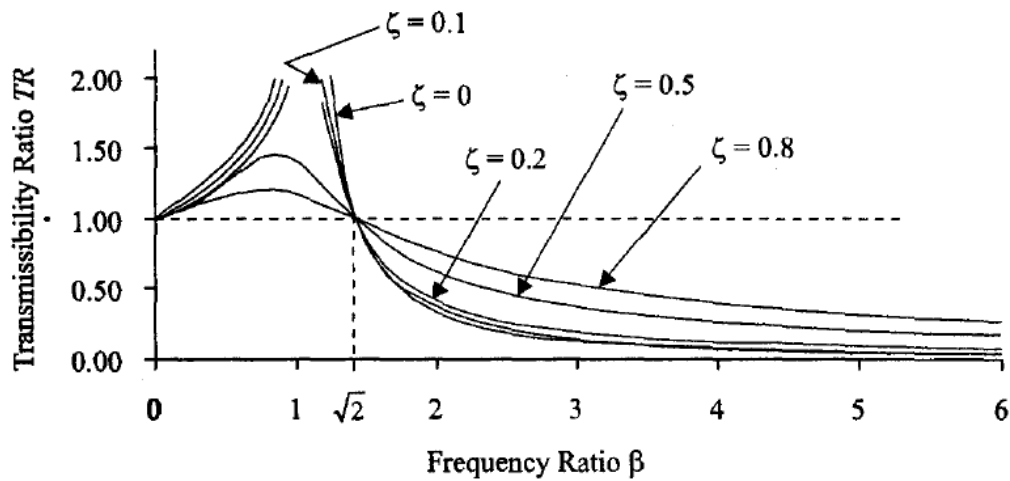


Figure 1.9 : TR rapport de transmissibilité en fonction de β rapport de Fréquence

Cas (b) la Force d'excitation dynamique $F_E(t)$ est appliqué à la fondation.

Dans ce cas, la valeur maximale de la force transmise est donnée par:

$$F_T = -m\ddot{y}_g \frac{\sqrt{1+(2\beta\zeta)^2}}{\sqrt{(1-\beta^2)^2+(2\beta\zeta)^2}}$$

Cette équation donne aussi le rapport TR transmissibilité comme:

$$F_E = F_0 = -m\ddot{y}_g$$

Il est donc clair que quelle que soit la force dynamique est appliquée sur la masse ou appliquée à la base, la force transmise est la même pour les caractéristiques du système de système à un 1DDL [1]

1.5.3. Efficacité d'isolement

Notons que l'efficacité d'isolation η , est définie par:

$$\eta = (1 - T_R)$$

(En général, il est commode de représenter l'efficacité d'isolation $\eta \times 100$ en pourcentage)

Il est clair à partir de cette équation que si T_R diminue l'efficacité de l'isolation est bonne.

Après avoir déterminé T_R le rapport de transmissibilité nous travaillons sur l'efficacité d'isolation η .

Tableau de l'efficacité d'isolation η et β rapport de Fréquence pour les différents taux d'amortissement

β	$\zeta = 0.0$	$\zeta = 0.1$	$\zeta = 0.2$	β	$\zeta = 0.0$	$\zeta = 0.1$	$\zeta = 0.2$
2	0.67	0.64	0.59	4.2	0.94	0.92	0.88
2.2	0.74	0.72	0.66	4.4	0.95	0.93	0.89
2.4	0.79	0.77	0.71	4.6	0.95	0.93	0.9
2.6	0.83	0.81	0.75	4.8	0.95	0.94	0.9
2.8	0.85	0.83	0.78	5	0.96	0.94	0.91
3	0.88	0.85	0.81	5.2	0.96	0.94	0.91
3.2	0.89	0.87	0.83	5.4	0.96	0.95	0.92
3.4	0.91	0.89	0.84	5.6	0.97	0.95	0.92
3.6	0.92	0.9	0.85	5.8	0.97	0.95	0.92
3.8	0.93	0.91	0.87	6	0.97	0.96	0.93
4	0.93	0.91	0.87				

Tableau 5.1.1 de l'efficacité d'isolation η en fonction de β rapport de Fréquence et différents taux d'amortissement ζ .

$$\eta = (1 - T_R) = 1 - \frac{\sqrt{1 + (2\beta\zeta)^2}}{\sqrt{(1 - \beta^2)^2 + (2\beta\zeta)^2}}$$

Tracé de l'équation (5.1 à 8) est donnée à la figure 5.1-3.

Les valeurs d'efficacité d'isolation pour le rapport de fréquence $\beta \geq 2$ sont tabulées et donnée au tableau 5.1-1 pour les différentes valeurs d'amortissement d'isolateurs.

i) T_R Rapport de transmissibilité est inférieur à l'unité c.-à-d $T_R < 1$ uniquement pour le rapport de fréquence supérieure à $\sqrt{2}$ c.-à-d. $\beta > \sqrt{2}$

ii) Pour le rapport de fréquence supérieure à $\sqrt{2}$ T_R diminue avec la diminution de la valeur d'amortissement. En d'autres termes, T_R est plus faible pour un amortissement nul

par rapport à un amortissement de 10%. C.-à-d. l'amortissement n'est pas souhaitable pour l'isolation.

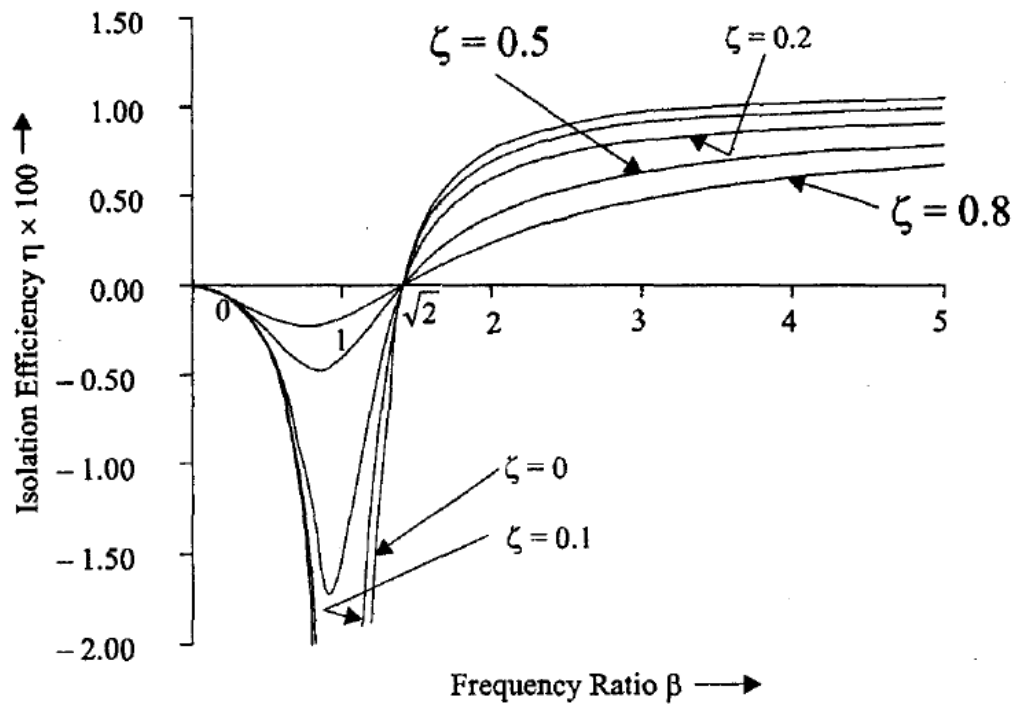


Figure 1.10 : L'efficacité d'isolation η en fonction de β rapport de Fréquence et différents taux d'amortissement ζ

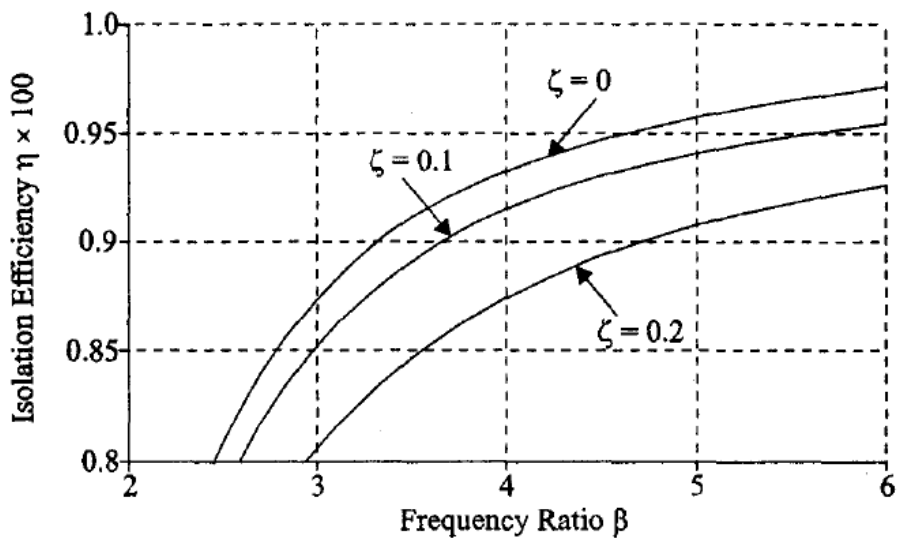


Figure 1.11: L'efficacité d'isolation $\eta > 80\%$ par rapport de Fréquence $\beta > 2$

1.5.4. Conditions d'isolation

De manière générale, pour les fondations de machines, il est intéressant d'avoir une isolation supérieure à 85%. Le tracé d'isolation montre que pour $\eta > 80\%$ $\beta > 2$ comme le montre la Figure 1.10. On remarque du le tracé que même pour zéro d'amortissement il faut que $\beta = 3$ pour avoir $\eta > 88\%$ et pour $\beta = 5$, $\eta = 96\%$. Il donne l'impression qu'on ne peut pas atteindre une isolation élevée en augmentant le rapport de fréquence. Il est évident d'après la figure 1.11 que il n'ya presque pas un gain appréciable en η pour $\beta > 6$ qui correspond à $\eta = 97\%$. [1]

1.6. Modélisation et analyse

Chaque concepteur de fondation devrait se rappeler qu'il / elle s'occupe des machines pesant plusieurs tonnes, il est nécessaire pour concevoir les fondations ayant des dimensions de plusieurs mètres mais avec des amplitudes Limitée à quelques microns seulement. Le concepteur doit donc bien comprendre les hypothèses, les approximations et les simplifications faites lors de la modélisation et doivent reconnaître leur influences sur les réponses. C'est cet aspect qui rend la modélisation et l'analyse une partie très importante dans la conception. [4]

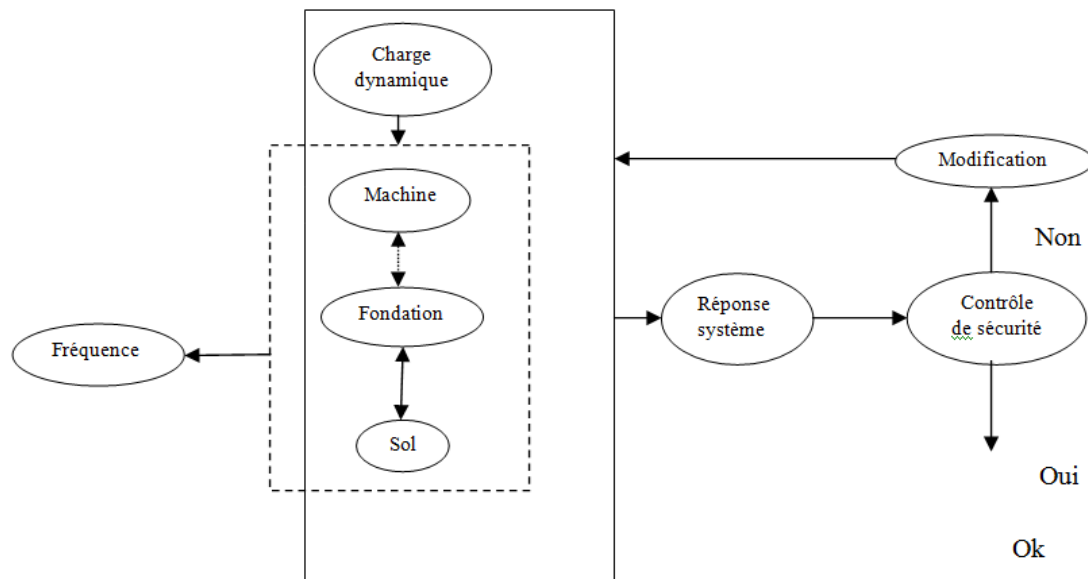


Figure 1.12 : Schéma d'un système machine fondation soumis à des charges dynamiques

Dans le but de l'analyse, Le système de la machine-fondation est représenté par un modèle mathématique approprié qui devrait être compatible avec le prototype. Pour chaque représentation mathématique, Une série d'hypothèses et approximations sont faites. L'étendue de la complexité introduite dans le modèle mathématique influe directement sur la fiabilité des résultats. En outre, les simplifications / approximations sont également mis en place pour répondre aux limites des outils d'analyse. En d'autres termes, la représentation mathématique

ne dépend pas seulement des paramètres de la machine et des fondations mais dépend également à des outils d'analyse.

1.6.1. Méthode des éléments finis

La méthode des éléments finis permet la modélisation de la machine la fondation et le sol en une seule fois ce qui porte le comportement du système de machine-fondation plus proche de celle du prototype, résultant en une meilleure fiabilité. Les éléments en poutre rigide sont utilisés pour la modélisation de la machine tandis que les éléments solides sont utilisés pour la modélisation de la fondation. Dans le cas où le sol est représenté comme continu, il est également modélisé à l'aide des éléments solides.

Dans le cas où le sol est représenté par des ressorts équivalents, il pourrait être modélisé en utilisant des éléments élastiques ou des éléments de frontière. La modélisation de chacun de ces constituants est un art en soi et il est brièvement discuté ci-dessous.

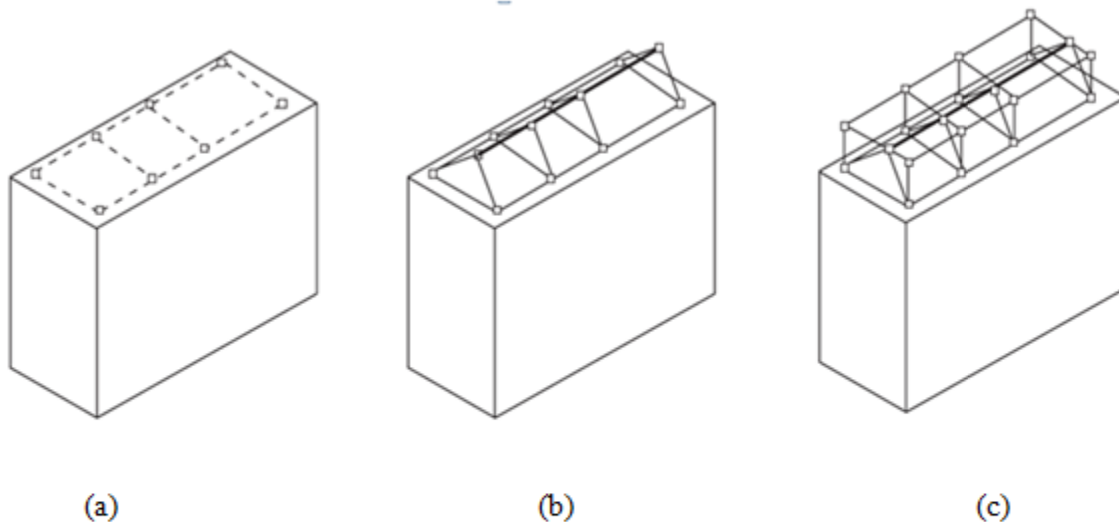
a. Machine

La machine est relativement rigide par rapport à la fondation et le sol. Elle est considérée comme contribuant à la masse, seulement avec son centre de gravité situé au-dessus du niveau de la fondation. Alors que la modélisation de la machine, L'objectif général est de représenter la machine de telle sorte que sa masse est vraiment réfléchi, Le CG de la masse globale du modèle correspond à celui du prototype. Ainsi, la modélisation de la machine avec des liens rigides ou éléments de poutres rigides est considérée comme assez bon. La masse de la machine est considérée comme localisée due à des endroits appropriés afin de simuler correctement la position du CG. Cela devrait être croisées avec la distribution de masse donnée par le fournisseur / fabricant.

Que ce soit une fondation en bloc ou une fondation cadre, amalgamant la masse de la machine au niveau supérieur de la fondation n'est pas souhaitable, que cela se traduira par décalage du centre de gravité de la masse de la machine (dans la direction verticale) du modèle avec celle du prototype. Figure (a). Une telle représentation fait incidence sur le moment d'inertie et donc les fréquences naturelles de la réponse. Il est donc essentiel que le centre de gravité de la la masse de la machine dans le sens vertical doit être compatible avec celui du prototype comme indiqué par le fabricant. La masse de la machine ne doit pas être regroupées à un niveau approprié au-dessus de la fondation, comme le montre la figure (b). Le concept similaire devrait être utilisé pour modéliser les supports du palier.

Pour la modélisation avancée, il est souhaitable de modéliser le rotor et le stator de façon indépendante. Le rotor est représenté à l'aide d'un ensemble d'éléments de poutre à section correspondante et les propriétés des matériaux qui représentent la variation de section de rotor le long de l'axe de la machine, tandis que le stator est modélisée à l'aide des liens rigides, avec la masse du stator regroupés à des endroits appropriés de telle sorte que le centre de gravité de la masse correspond avec ce qui est fourni par le fournisseur. Le support du

rotor à des emplacements d'appui doit être modélisé avec la rigidité et les propriétés d'amortissement correspondant offert par les roulements. Un tel modèle comme le montre la figure (c). Les supports du palier cependant sont modélisés comme des liens rigides.



- (a) La masse de la machine regroupée dans la partie supérieure de la fondation.
 (b) les masses de la machine regroupées au centre du niveau de gravité de la machine.
 (c) modélisation séparé, masses regroupées au centre respectif des niveaux de gravité.

Figure1.13 : Modélisation d'une machine avec la fondation

b. Fondations

b. 1 Fondations massives (bloc)

Un bloc de fondation est une masse rigide en béton armé (BA) avec des ouvertures requises, dépressions, caissons soulevés, des découpes, des poches de boulons, et les projections en porte à faux prolongées. Les éléments solides sont assez bons pour modéliser un bloc de fondation. Un maillage grossier pour le bloc est relativement fin au voisinage des ouvertures, poches, découpes et est considéré comme suffisant. Le modèle solide et un maillage en EF d'un massif de fondation typique est représentée sur la figure (d). D'une manière générale, la modélisation d'un massif de fondation avec des éléments parallélépipède à 8 nœuds ou éléments tétraédriques à 10-nœuds fonctionne raisonnablement bien et elle est considérée comme assez bon.

Un élément solide d'ordre supérieur augmenterait la taille du modèle, nécessitant plus de temps de calcul et plus de puissance, alors que l'amélioration des résultats ne peut pas être que marginale. Le choix de la taille de l'élément est assez subjectif car elle est dépendante du problème. Il n'est par conséquent pas possible de spécifier des directives précises quant au choix de la bonne taille de l'élément qui sera applicable à tous les types de problèmes. Le jugement de la densité du maillage optimum mais surgirait après l'expérience.

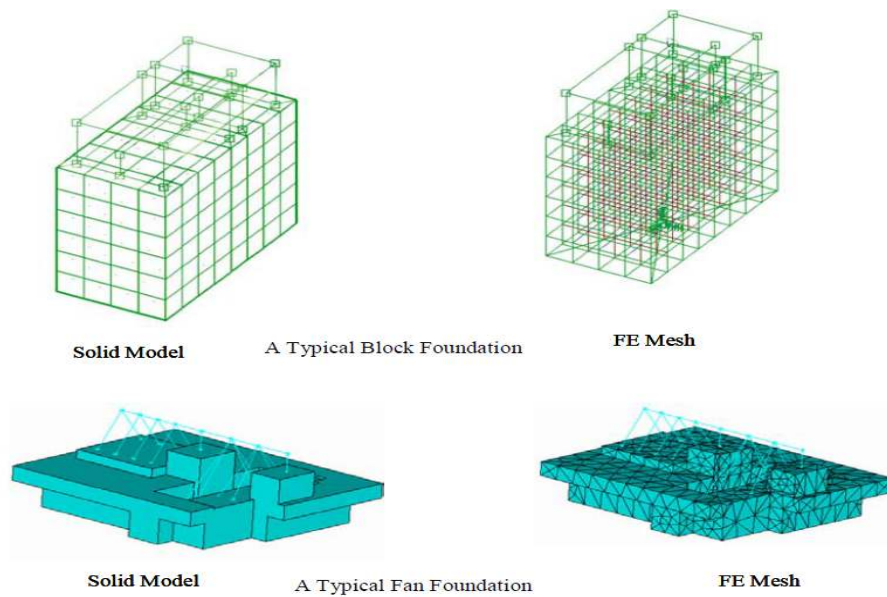


Figure 1.14: *Fondation Bloc-solide modèle et maillage en EF*

b. 2 support en portique

Une fondation en cadre comprend un radier à la base, un ensemble de poteaux et un plancher supérieur composé de poutres et des dalles. Le pont supérieur est en BA avec des ouvertures nécessaires pour les dépressions, les socles surélevés, les découpes, boulons poches et les projections en porte à faux prolongées. Il ya plusieurs façons de représenter le modèle d'une fondation cadre. On peut modéliser à l'aide des éléments poutres, éléments coques, ou éléments solides, ou une combinaison de tous ces éléments. Les modèles avec les éléments solides ainsi que des éléments poutre et coque sont présentés respectivement dans les figures (4a) et (4b). Chaque style de modélisation cependant a des limites associées par exemple, lors de la modélisation à l'aide des éléments solides, on ne peut pas être en mesure d'obtenir les moments de flexion et les forces de cisaillement dans les colonnes, les poutres et les dalles qui sont nécessaires pour la conception structurale de ces membres. Quand il est possible d'obtenir les moments de flexion et les forces de cisaillement dans les éléments de flexion comme les poutres, poteaux, dalles, etc., la modélisation ne permettrait pas l'inclusion des effets comme les-réservations, les découpes, blocs soulevés, projections, etc. comme le montre la figure 4 (c). Il convient de noter qu'un maillage EF de fondation cadre avec toutes les ouvertures, poches, découpes, des entailles, etc., si possible, est fondamentalement indésirable. Il peut accroître inutilement la taille du problème et le temps de calcul sans aucun gain significatif dans les résultats. Seuls les éléments qui contribuent de manière significative à la rigidité et la masse, comme les grandes ouvertures, et les creux importants, etc., doivent être pris en compte et modélisée en détail, alors que les éléments tels que poches, petites encoches, etc. pouvaient facilement être ignorées lors de la modélisation. Depuis la

modélisation du plancher supérieur et le radeau de base par l'élément coque se fait au niveau de leurs surfaces (ligne moyenne), elle se traduit généralement par des hauteurs de colonnes augmentées, ce qui rend le système plus flexible que le prototype. Les modifications nécessaires sont donc obligatoires pour surmonter cette déficience. L'utilisation des liaisons rigides est recommandée pour couvrir de telles carences. La encore, un maillage grossier pour la fondation en général et le maillage relativement fin dans la zone d'ouvertures, cavités, caissons soulevées, poches, découpes est considéré comme suffisant. Le jugement de la densité du maillage optimum, cependant, n'apparaissent qu'après l'expérience.

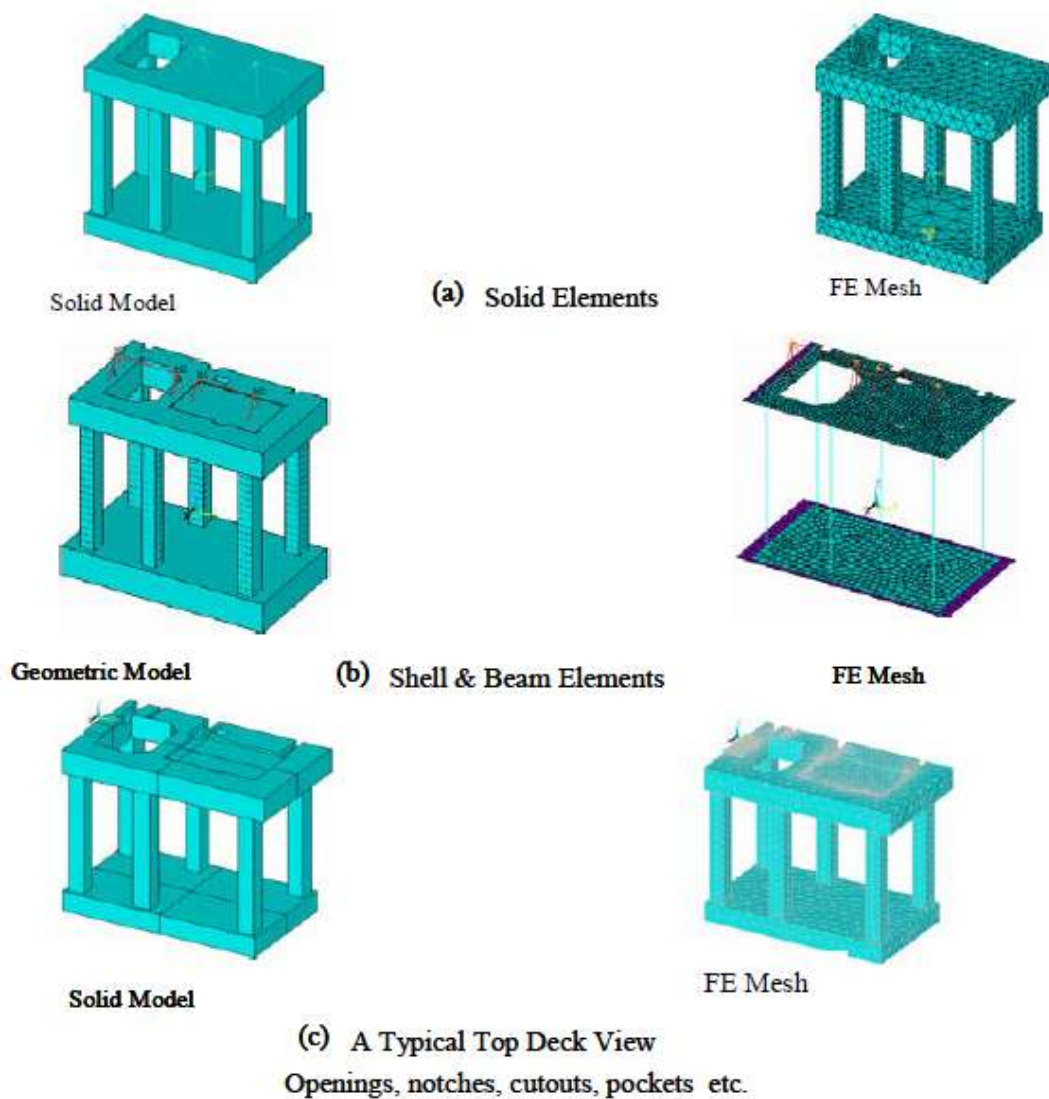


Figure 1.15: Fondation support en portique-modèle en élément solide, coque et poutre

c. Sol

c. 1 Modélisation des sols

L'utilisation de l'analyse par éléments finis est devenue l'état de l'art pour la conception des fondations de machines. Il ya plusieurs façons de représentation mathématique

du sol. Nous limiterons notre discussion ici qu'à deux façons qui sont communs dans les pratiques de bureau d'études pour l'analyse par éléments finis et la conception des fondations.

c. 2 Modélisations du sol par un système de ressorts amortis

C'est une méthode simple et classique où le sol est représenté par des ressorts amortis de raideurs K équivalente à la raideur du sol. le mouvement du bâtiment est égal à la somme du mouvement du bâtiment fictif sous l'excitation dynamique à la base (interaction cinématique) et le mouvement réelle du bâtiment en l'absence d'excitation dynamique (interaction inertielle).

i) Méthode Newmark-Rosenblueth

C'est une méthode indépendante de la fréquence, alors avec des coefficients constants elle permet d'estimer et contrôler les valeurs des raideurs, amortissements du sol et les fréquences propres de la structure.

Rosenblueth a introduit une masse virtuelle de sol lié à la fondation afin d'obtenir un meilleur ajustement dans la bande des basses et moyennes fréquences, cette introduction de la masse ne modifie pas radicalement la réponse dynamique de la structure.

On prend le nœud d'interface du sol au niveau inférieur du radier ou les inerties massiques doivent être exprimées par rapport à ce niveau, la masse de sol additionnelle est concentrée en ce nœud. [5]

ii) Méthode de Deleuze:

Cette méthode est applicable dans le cas où les fondations, circulaires ou assimilées, peuvent être considérées comme superficielles et suffisamment rigides.

Le sol est représenté par un système de ressorts qui relie le ou les nœuds représentatifs de la fondation de l'ouvrage au repère de sol en champ libre. La modélisation de l'ISS par des ressorts concentrés est plus simple pour l'analyse dynamique d'ensemble (hypothèse de radier rigide) mais nécessite par la suite une modélisation de l'ISS par ressorts repartis et plus complexe mais les efforts obtenus sont directement exploitables pour le dimensionnement du radier.

Les termes de couplage sont généralement négligés entre les degrés de liberté de cette fondation, et chaque ressort est caractérisé par sa raideur, son amortissement réduit, ils se reparassent suivant trois types:

- translation verticale (symbole V);
- translation horizontale (symbole H);
- rotation autour d'un axe horizontale, balancement (symbole ϕ);

Cette représentation est admise en cas de sol homogène à l'échelle des dimensions en plan des fondations, c.à.d. en cas de sol stratifié dont les couches présentent des contrastes faibles de module G .

a) Coefficients de transmittance

Les coefficients de transmittance f_v , f_h , f_ϕ ont été établis par Deleuze avec les hypothèses suivantes:

Le sol est un solide semi-fini, élastique et homogène isotrope et limité par un plan ;

La réaction du sol sous la fondation est linéaire, la surface d'appui n'est donc pas plane, elle est donnée par la résolution du second problème de Boussinesq. Les déplacements du nœud de la fondation, la rotation de la fondation, la rotation de ceux du centre d'inertie de la fondation, la rotation de la fondation est celle du plan moyen de la surface d'appui.

L'amortissement géométrique correspond au rayonnement des ondes dans le sol.

b) coefficient de raideur

Les coefficients de raideur sont calculés pour chaque direction en fonction des coefficients de transmittance.

iii) Méthode simplifiée de VELESTOS

Etant donné la relative complexité de la prise en compte de l'ISS et la nécessité de disposer des caractéristiques dynamiques des sols, dans la plupart des cas et sauf exigence particulière, les structures sont considérées comme parfaitement encastées au niveau des fondations.

Dans le cas de sols de moyenne ou faible résistance mécanique, la méthode prend en compte l'effet de balancement afin de déterminer une période équivalente T'' et un amortissement équivalent. [5]

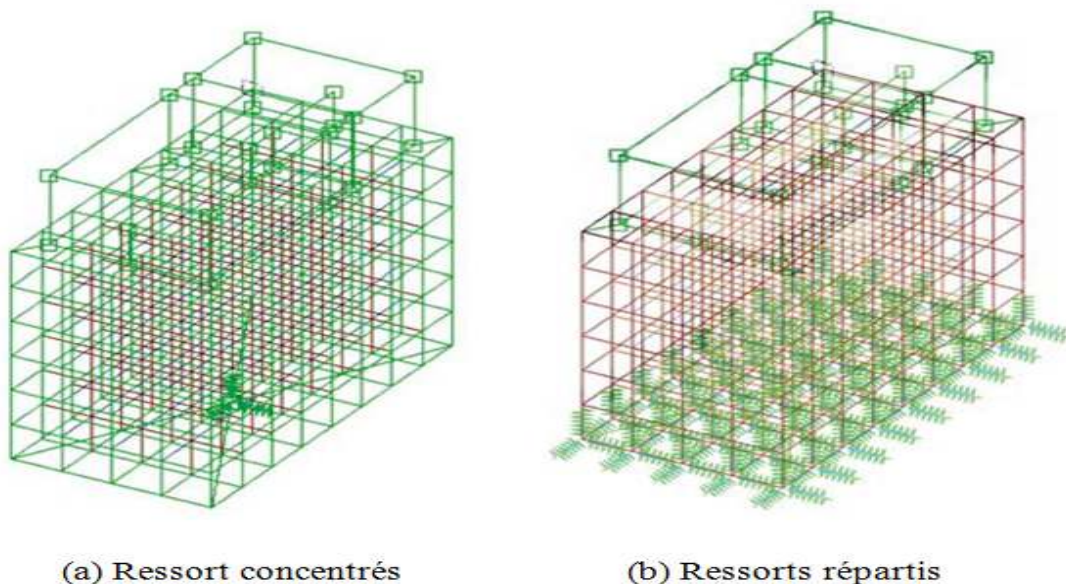


Figure 1.16 : Modélisation du sol par un système ressorts

c.3. Sol représenté comme continu

Le domaine des sols dans le vrai sens est un domaine infini, et à des fins d'analyse, il devient nécessaire de le limiter à un domaine fini quand le sol est considéré comme continu. Les grandes questions qui doivent être abordées sont:

L'étendue du domaine des sols à prendre en compte pour la modélisation.

S'il ya lieu de considérer seulement le domaine du sol en dessous de la base de la fondation (dans ce cas, la fondation n'est pas ancrée) ou d'envisager la fondation ancrée dans le domaine des sols. [4]

c.3.1 L'étendue du domaine du sol

Pour la modélisation par éléments finis, il est bien connu qu'un domaine étroit avec des limites fixes n'est pas susceptible de représenter un comportement réaliste des sols, alors un domaine très important se traduirait par une augmentation de la taille du problème. Il est donc nécessaire de trouver une valeur optimale qui reflète le comportement réaliste du sol sans perte significative de précision. Différents concepteurs adoptent leurs propres pratiques fondées sur la règle de base, tout en décidant sur l'étendue du domaine à modéliser le sol avec la fondation. L'étendue du domaine des sols peut varier de trois à huit fois la largeur de la fondation sur les cinq côtés de la fondation. Il est à noter qu'une telle considération est assez bonne pour des fins académiques seulement. Dans une situation industrielle réelle, aucune fondation ne pourrait rester isolé des autres équipements / structure fondations dans ce domaine du sol fini. En d'autres termes, de nombreux autres équipements / structure fondations existerait au sein de l'intervalle de trois à huit fois la dimension de la fondation sur les sens X, Y, et Z. Il est vrai aussi que la modélisation de tous les fondations et les structures d'un projet en un seul coup n'est ni possible ni nécessaire. Ici aussi, un maillage constitué par des éléments solides est assez bon. Comme le domaine du sol est très grand par rapport à la fondation, un maillage plus grossier du sol est considérée comme adéquat pour des cas spécifiques. Le choix de la taille de l'élément reste subjectif. La décision précise sur l'étendue du domaine du sol reste un point d'interrogation. Même les académiciens n'ont fourni aucune réponse définitive à cette question. Il est vrai aussi qu'un ingénieur praticien, en vue de sa / son calendrier serré, ne peut ni se permettre de rechercher la taille optimale du domaine ni ignorer le problème. Le domaine du sol égale à trois à cinq fois les dimensions latérales dans le plan de chaque côté de la fondation et cinq fois le long de la profondeur devrait être raisonnablement bon. Le domaine du sol fini est modélisé avec le massif de fondation à l'aide de l'idéalisation par EF. Les propriétés du sol appropriées en termes de module d'élasticité / module de cisaillement et le coefficient de Poisson sont assignés au sol. Si le profil du sol indique la présence des médias stratifiés, les propriétés du sol appropriées sont affectées aux couches de sol respectif, avec des variations dans les propriétés du sol le long de la longueur, la largeur et la profondeur du domaine du sol.

c.3.2 Fondations non enterrée et enterrée

Pour la modélisation du sol le long de la fondation, deux cas se présentent:

i. Domaine du sol est modélisé sous la fondation de trois à cinq fois la largeur de la fondation le long de la longueur, la largeur et la profondeur de la fondation. Cela rend la fondation non encastrée dans le sol, comme la montre la figure (1.17).

ii. Le domaine du sol est modélisé dès le niveau du sol englobant la fondation de trois à cinq fois la largeur de la fondation le long de la longueur, la largeur et la profondeur de la fondation. Cela rend la fondation encastrée dans le sol, ce qui est une situation réaliste. Cette représentation est illustrée à la figure (1.18).

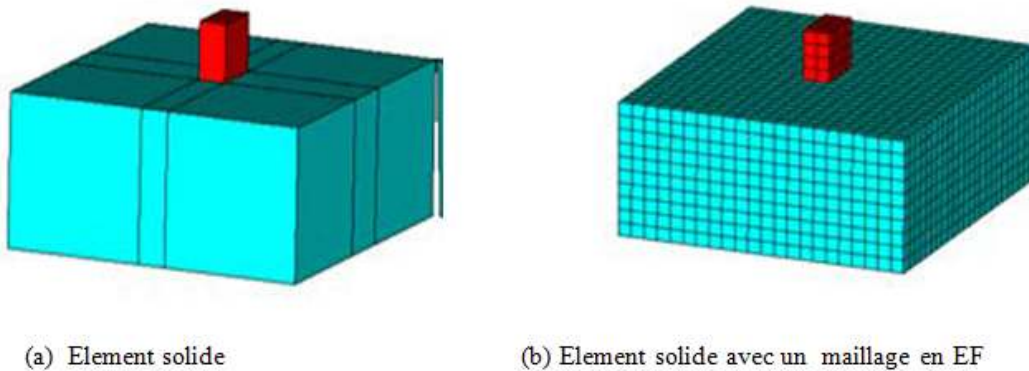


Figure1.17 : Fondation non enterrée

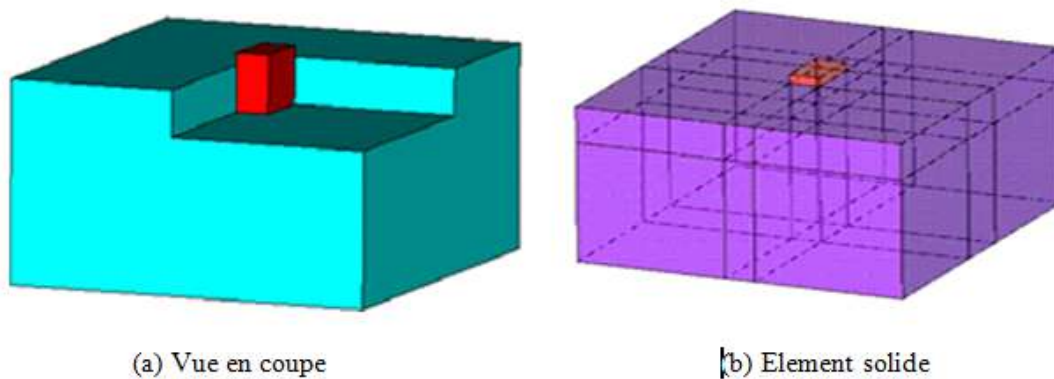


Figure1.18: Fondation enterrée

c.4 Participation massique du sol

C'est une réalité qu'une partie de la masse du sol vibre avec la fondation (Barkan, 1962; Bhatia, 2006,2008; Bhatia and Sinha, 1977; Prakash and Puri, 1988). Parmi les questions qui doivent être abordées sont les suivantes:

- Quelle est l'étendue du sol qui vibre avec la fondation?
- Est-ce que la masse de sol vibrant dépend du mode de vibration?

- A t-il une influence sur la rigidité du sol et l'amortissement?
- Ces aspects peuvent être quantifiés?

Il existe différentes opinions exprimées par les différents auteurs concernant la participation massique des sols. Selon certains, la masse du sol en mouvement avec la base varie avec les charges permanentes, force d'excitation, la zone de contact de la base, mode de vibration, et le type de sol. Selon d'autres auteurs, la taille de la participation massique du sol est liée à la courbe de répartition des contraintes en forme de bulbe sous l'effet d'une charge répartie de manière uniforme. Jusqu'à ce jour, aucune formulation exacte n'est disponible qui donne la quantification de la participation de la masse du sol pour les différents types de sols, et ce qui manque, c'est peut-être la validation des résultats. Il est généralement considéré que la participation de la masse du sol va augmenter la masse totale effective du système de la fondation de la machine, et tend à réduire la fréquence naturelle. Là encore, cet aspect du sol n'est pas quantifiable du point de vue de la conception machine fondation. Pour les besoins de la conception, il est recommandé:

- a) pour les fondations sous-calibrée, la participation massique du sol doit être ignorée.
- b) pour les fondations sur-calibrée, La marge de fréquences à augmenter de plus de 5% c.à.d. les fréquences naturelles doivent être maintenues hors de portée de la vitesse de fonctionnement par 25% au lieu de la normale 20%.

1.7. Revue bibliographique et état d'avancement

L.Ménard et P.Lambert 1966 [6] ont mis un massif de fondation à des efforts de vibrations réalisés par des volants excentrés dont ils pouvaient faire varier à volonté la vitesse de rotation et le couple.

Ils ont mesuré les déplacements du massif pour des fréquences et des intensités d'effort variant dans de larges limites et déduit les modules de réactions et les fréquences critiques correspondantes. Le massif a été étudié dans les différentes conditions d'encastrement (fondation encastree, semi encastree et superficielle); dans chacun des cas, ils ont successivement appliqués des efforts oscillants centrés ou excentrés.

L'étude des résultats a permis de dégager un certain nombre de constatations:

Les valeurs du module de réaction déterminées pour charges alternées à partir de l'essai pressiométrique peuvent être valablement utilisées dans les formules classiques de massif vibrant (fréquence critique et amplitude):

L'encastrement de la fondation joue un rôle important sur les valeurs des modules de réaction et des coefficients d'amortissement,

Une hétérogénéité même faible du terrain entraîne des mouvements de basculement importants du massif de fondation, spécialement dans le cas d'une fondation superficielle

Les vibrations créées par les machines tournantes accroissent dans des proportions parfois considérables les tassements de fondations voisines auxquelles sont transmises des charges statiques permanentes.

ACI Committee 351 2004 [3], le comité présente les divers critères de conception et les méthodes et procédures d'analyse, actuellement appliqués aux fondations d'équipement dynamiques par des praticiens de l'industrie. Le comité vise dans cet article la construction, la réparation et mise à niveau des fondations d'équipements dynamiques. Dans leur travail les membres du comité ont étudié des fondations sous différents types de machine (rotatives, impulsives, alternatives).

J. SEMBLAT et Patrick [7] ont étudié la modélisation numérique de la propagation des ondes dans le sol et l'interaction sol-structure à travers deux méthodes différentes : la méthode des éléments finis et la méthode des éléments de frontière. L'exemple utilisé pour l'étude de la propagation des ondes est une fondation soumise à des vibrations. Plusieurs exemples d'interaction dynamique sol-structure (bâtiment, tunnel) sont ensuite traités, à la fin de ce travail ils ont conclu que la modélisation par éléments finis peut fausser les résultats à cause de la dispersion numérique, amortissement numérique et réflexions d'ondes parasites sur les bords du domaine de sol. Les principaux avantages de la méthode des éléments finis sont de permettre la modélisation de la propagation dans des milieux à géométrie et à comportement complexes, et présentant de fortes hétérogénéités. En revanche, il est nécessaire de discrétiser finement le modèle afin de limiter l'erreur numérique (dispersion numérique). Cela conduit à des volumes de calcul très importants notamment en trois dimensions. La méthode des éléments de frontière est très efficace pour modéliser les problèmes de propagation d'ondes en domaine non borné. En revanche, elle n'est pas adaptée à la modélisation de milieux très hétérogènes ou à comportement complexe. La validation de calculs réalisés avec cette méthode peut s'appuyer sur des solutions analytiques de propagation en milieu infini assez facilement accessibles.

Elle constitue une bonne méthode d'analyse des phénomènes sismiques tels que les effets de site ou l'interaction sol-structure.

S. Prakash & V. K. Puri 2006 [3] ont traité les méthodes d'analyse pour la détermination de la réponse des fondations soumises à des vibrations. La conception de la fondation de la machine est faite par l'idéalisation du système de fondation-sol comme modèle ressort-masse-amortisseur ayant un ou deux degrés de liberté. Les valeurs des ressorts d'amortissement du sol sont déterminées en utilisant l'analogie de demi-espace élastique. Les deux chercheurs ont utilisé la méthode de la fonction d'impédance qui est un ajout récent aux approches disponibles pour la conception des fondations de machines. Ils ont montré que

l'analogie de demi-espace élastique surestime généralement l'amortissement radiatif, et que l'ancrage d'une fondation influe fortement sur sa réponse dynamique.

P. K. Pradhan & A. Manda & D. K. Baidya & D. P. Ghosh 2008 [8] ont présenté la validation expérimentale d'une solution analytique basée sur le modèle de cône pour l'analyse des vibrations d'une fondation de machine sur sol stratifié. Les fonctions d'impédance pour une fondation circulaire rigide de masse nulle reposant sur un système à deux couches du sol soumis à une excitation harmonique verticale sont trouvées en utilisant le modèle de cône. L'amortissement matériel hystérétique linéaire est introduit en utilisant le principe de correspondance. La réponse fréquentielle d'amplitude d'une fondation massive est alors calculée en utilisant les fonctions d'impédance. Les auteurs estiment qu'une précision d'ingénierie valable lorsque le modèle est comparé aux 72 résultats de tests sur le terrain.

Bhatia KG 2008 [1] son œuvre couvre les fondamentaux nécessaires à la compréhension et l'évaluation de la réponse dynamique du système fondation sous machine. L'auteur a également effectué des tests approfondis sur des modèles de fondation de machine ainsi que sur des prototypes. Le travail de Bhatia est subdivisé en cinq parties:

La première partie s'occupe des aspects théoriques, la deuxième partie s'adresse aux paramètres de conception, la troisième partie traite la conception des fondations pour la machine réelle, la quatrième partie s'adresse à la conception des fondations avec le système d'isolation contre les vibrations et la cinquième partie répond aux aspects de la construction et études de cas relatives aux fondations sous machines vibrantes. L'auteur vise dans ce travail une évaluation plus complète des données pédologiques du site, une meilleure compréhension des données de la machine et son utilisation dans la conception des fondations (Technique de modélisation, Technique d'analyse, processus de conception des structures, et technologie de la construction).

I. Chowdhury & Shambhu P. Dasgupta 2009 [9] ont mis l'accent sur une approche unifiée pour faire face aux interactions dynamiques sol-structure en considérant les différentes méthodes de modélisation de l'ISS dynamique en présentant des conceptions et des analyses pour des fondations de type bloc et frame en basant sur des cas réels (industriels)

J.Kumar et V.Boora 2009 [10] ont étudié expérimentalement l'isolation antivibratoire dans les fondations de machines, particulièrement l'effet de deux combinaisons différentes d'une base-à ressort et un patin en caoutchouc intercalé entre la base de la machine et du bloc de la fondation en béton. La machine a été soumise à une excitation horizontale harmonique constante avec l'aide de l'oscillateur mécanique Lazan. Des expériences ont été réalisées par l'insertion d'un système d'amortissement à ressort entre la base de la machine et sa fondation en béton. En outre, deux séries supplémentaires d'expériences ont été réalisées en plaçant un coussin en caoutchouc soit juste au-dessus ou en dessous du système d'amortissement à

ressort. Il a été clairement indiqué que l'emploi d'un système d'amortissement à ressort, comme une mesure d'isolement actif, devient le plus efficace lorsque le patin en caoutchouc est maintenu juste en dessous de la base de la machine.

S. K. Lapin 2009 [11] a étudié la propagation des vibrations des fondations de machines vers les fondations des bâtiments et structures adjacentes. Les résultats obtenus ont été comparés aux recommandations des règlements concernant l'analyse des vibrations du sol, et il a conclu que l'écart entre les valeurs calculées et réelles peuvent différer de plusieurs fois. Dans ces cas, les enquêtes sur le terrain doivent être menées pour garantir des résultats plus fiables.

J.E. Luco, O.Ozcelik , J.P.Conte& L.H.Mendoza.(2011) [12] ont concentré sur l'analyse des données enregistrées sur la masse de réaction NEES/UCSD, y compris le mouvement de la fondation, sa dépendance de la fréquence, et la déformation du bloc pour des excitations longitudinales, transversales et angulaires. Les comparaisons avec les résultats analytiques pour un modèle simplifié de la masse de réaction montrent un bon accord entre les résultats expérimentaux et théoriques, malgré que les vibrations utilisées pour le modèle analytique sont plus grandes que l'expérimentales, et les points d'application de ces vibrations est différents, les résultats obtenus convergent vers les résultats expérimentaux.

CHAPITRE 2: ELABORATION DES MODELES DE LA MASSE DE REACTION

2.1. Introduction

Ce chapitre élabore des modèles pour la masse de réaction de CGS , en dépit de toutes les modélisations existantes, seulement trois méthodes coïncident avec ce que nous allons aborder, dont la première est la méthode analytique, ou la masse de réaction va être représentée par un bloc rigide contenant des réservations pour la table vibrante et ses équipements ; la rigidité du sol va être représenté par des ressorts équivalents attachés au centre de gravité de la base du bloc. La deuxième étape de cette partie consiste à modéliser la masse de réaction par la méthode des éléments finis en utilisant un logiciel de calcul en EF (SAP2000), cette méthode offre deux types de modélisation, la première est le modèle (masse-ressorts), contrairement au modèle analytique les ressorts équivalents vont être assignés dans chaque nœuds des faces qui sont en contact avec le sol pour le cas d'un sol compacté, ainsi, pour le sol non compacté les rigidités vont être assignées aux nœuds de la base de la masse de réaction. Le troisième modèle utilisé dans cette étude est le model 'sol continu' dont la masse de réaction ainsi que le sol vont être représentés par des éléments solides sur l'étendue d'un sol choisit.

2.2. Modèle analytique

La masse de réaction est supposé comme étant un bloc rigide qui se repose sur un sol déformable. Cette masse a six (06) degrés de liberté, trois déplacements le long des axes X, Y (horizontal) et Z (vertical) et trois rotations P, R et autour des axes X, Y (le balancement) et Z (la torsion).

Tout d'abord, les caractéristiques inertielles sont calculées (le centre de masse), la masse pour les accélérations le long des axes X, Y et Z et les moments d'inertie massiques I_x , I_y et I_z pour les accélérations angulaires des degrés de liberté de rotation autour du X, Y et Z. Les rigidités statiques et les amortissements (principalement par radiation des ondes) sont calculés pour chaque degré de liberté.

Comme l'intervalle de fréquence d'excitation est de 0 jusqu'à 60 Hz, nous avons utilisé un pas de fréquence de 0,01 Hz et nous avons calculé les facteurs d'amplification dynamique pour chaque mode.

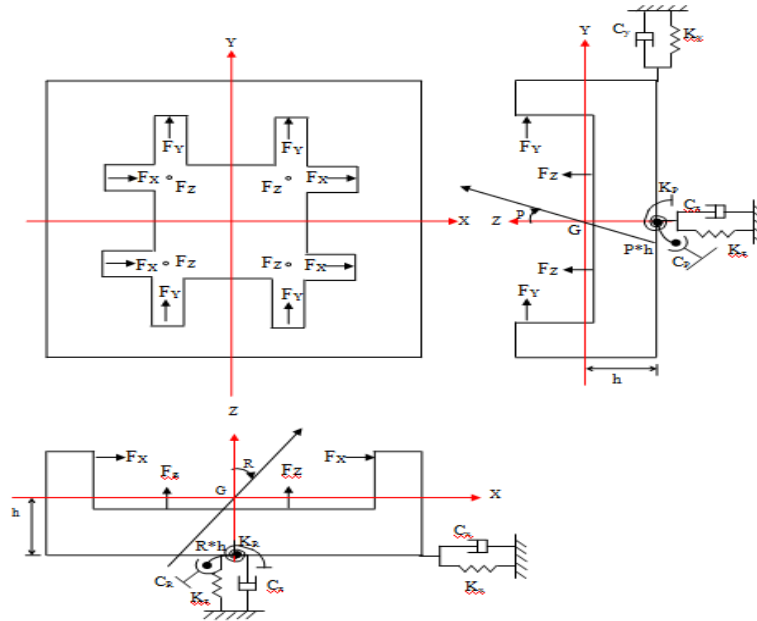


Figure 2.1 : Modèle dynamique.

2.2.1. Rigidités statiques

Nous avons considéré la masse de réaction comme étant un bloc circulaire de rayon équivalent r puisque les dimensions de la masse sont ($L=18, B=18$), d'où le rapport $L/B=1<4$, les rigidités du sol sont obtenues à partir des formules suivantes :

$$K_z = \frac{4 G r}{1 - \nu}$$

$$K_x = \frac{32 (1 - \nu) G r}{7 - 8 \nu}$$

$$K_y = \frac{32 (1 - \nu) G r}{7 - 8 \nu}$$

$$K_{\theta_x} = \frac{8 G r^3}{3 (1 - \nu)}$$

$$K_{\theta_y} = \frac{8 G r^3}{3 (1 - \nu)}$$

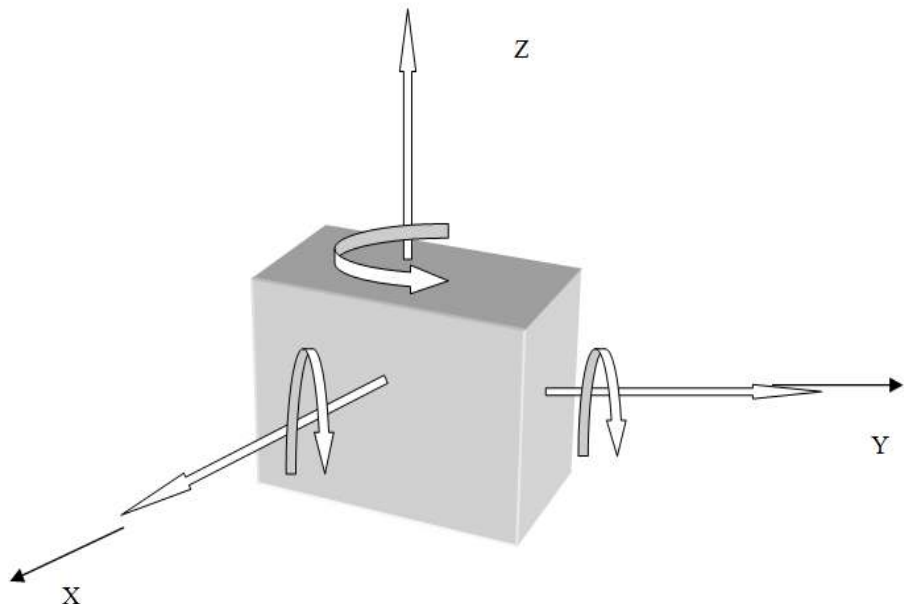
$$K_{\theta_z} = \frac{16 G r^3}{3}$$

Avec :

G : Module de cisaillement dynamique.

ν : Coefficient de poisson pour le sol.

r : Rayon de la fondation.



2.2.2. Effets de confinement de la fondation

Pour une fondation enterrée à une profondeur d , les équations précédentes sont multipliées par un coefficient de correction si le sol autour des faces verticales est bien compacté pour tous les degrés de libertés:

- pour le déplacement Z : $1 + 0.54 d / r$
- pour les déplacements X, Y : $1 + d / r$
- pour les rotations θ_x, θ_y : $1 + 2.3 d / r + 0.58 (d / r)^3$
- pour la rotation θ_z : $1 + 2.67 d / r$

Par la suite, les deux situations sont envisagées:

- Le remblai autour des faces verticales de la masse de réaction étant lâche et non compacté tous les facteurs de correction sont supposées = 1,0 (L'effet d'enterrement n'est pas pris en compte).
- Le remblai autour des faces verticales étant bien choisis et bien compacté, l'effet d'enterrement sera pris en compte.

Les solutions théoriques pour les fondations reposant sur le demi-espace élastique avec une zone circulaire de contact avec le demi-espace peut être étendu à des fondations rectangulaires si ($L / B < 4$).

$$r = \left(\frac{BL}{\pi} \right)^{0.5} \quad \text{pour les déplacements}$$

$$r = \left(\frac{BL^3}{3\pi} \right)^{0.25} \quad \text{pour les rotations } /x \text{ and } /y$$

$$r = \left(\frac{BL(B^2 + L^2)}{6\pi} \right)^{0.25} \quad \text{pour la rotation } /z.$$

2.2.3. Caractéristiques d'amortissement

L'amortissement des fondations sous charges dynamiques est dû principalement à la radiation d'énergie sous forme d'ondes (Amortissant radiatif). Cependant l'amortissement matériel par dissipation d'énergie par hystérésis et frottement sera pris en considération (Pas très important pour cette catégorie de problème).

$$D_t = D_g + D_m$$

Avec:

D_t : amortissement total

D_g : amortissement géométrique par radiation des ondes

D_m : amortissement matériel

Dans ce qui suit l'amortissement sera calculé pour chacun des six degrés de liberté

a. Amortissement géométrique radiatif D_g

Ce type d'amortissement prend naissance par la transmission des vibrations à des distances plus où moins grandes dans le sol. En effet une partie importante de l'énergie de mouvement se fait évacuer à l'extérieur du système (Structure et sol entourant) à travers les ondes en propagation vers l'infini. Ce type d'amortissement est connu par l'amortissement radiatif (ou géométrique). Sa prise en compte d'une manière rigoureuse en interaction dynamique sol -Structure, nécessite une analyse rationnelle de la propagation d'onde dans le sol. Il est à noter enfin que l'amortissement radiatif est fonction de la fréquence de vibration. L'amortissement géométrique est directement associable à l'effet de dissipation d'énergie par rayonnement lors de la propagation des ondes dans le sol.

Les propriétés dynamiques du sol sont conventionnellement décrites en termes de fonctions d'impédances complexes, dépendant de la fréquence et reliant les forces aux déplacements.

b. Rapport d'inertie massique

$$B_z = \frac{1 - \nu}{4} \frac{M}{\rho r^3}$$

$$B_x = B_y = \frac{7 - 8\nu}{32(1 - \nu)} \frac{M}{\rho r^3}$$

$$B_p = \frac{3(1 - \nu)}{8} \frac{I_x}{\rho r^5}$$

$$B_R = \frac{3(1 - \nu)}{8} \frac{I_y}{\rho r^5}$$

$$B_\theta = \frac{I_z}{\rho r^5}$$

Avec :

M La masse de la fondation

I_x, I_y et I_z Moments d'inerties massiques

r Rayon équivalent

ρ Masse volumique du sol

L'effet de confinement sera pris en compte si le sol est en contact avec les faces verticales de la masse de réaction est bien compacté.

$$\alpha_z = \frac{1 + 1.9(1 - \nu) d}{\sqrt{\eta_z} r}$$

$$\alpha_x = \alpha_y = \frac{1 + 1.9(2 - \nu) d}{\sqrt{\eta_{x,y}} r}$$

$$\alpha_P = \alpha_R = \frac{1 + 0.7(1 - \nu) \frac{d}{r} + 0.62(2 - \nu) \left(\frac{d}{r}\right)^3}{\sqrt{\eta_{P,R}}}$$

Avec :

ν = Coefficient de poisson.

d = profondeur d'enterrement.

r = rayon équivalent pour les déplacements et les rotations.

$$\eta_z = 1 + 0.6 (1 - \nu) (d / r)$$

$$\eta_x = \eta_y = 1 + 0.55 (2 - \nu) (d / r)$$

$$\eta_P = \eta_R = 1 + 1.2 (1 - \nu) (d / r) + 0.2 (2 - \nu) (d / r)^3$$

c. Les taux d'amortissement

Les taux d'amortissement pour chaque degré de liberté sont calculés pour les deux cas de sol bien choisi et bien compactés ou remblai lâche autour des faces verticales de la masse de réaction.

$$D_z = \frac{0.425}{\sqrt{B_z}} \alpha_z$$

$$D_x = D_y = \frac{0.288}{\sqrt{B_{x,y}}} \alpha_{x,y}$$

$$D_P = \frac{0.15 \alpha_p}{(1 + \eta_p B_p) \sqrt{\eta_p B_p}}$$

$$D_R = \frac{0.15 \alpha_R}{(1 + \eta_R B_R) \sqrt{\eta_R B_R}}$$

$$D_\theta = \frac{0.5}{1 + 2B_\theta}$$

d. Amortissement matériel [14]

Ce type d'amortissement correspond à la dissipation sous forme de chaleur dans la structure d'une partie de l'énergie injectée dans cette dernière.

Dans la pratique il faut faire une distinction entre l'amortissement interne ou structural qui se produit dans les matériaux à l'occasion des déformations qu'ils subissent, et les amortissements externes qui correspondent à des frottements divers et se résument essentiellement à ceux qui interviennent le long des interfaces de contact entre la structure et les éléments non structuraux lorsqu'il en existe.

En fonction de la nature du sol, l'amortissement dépend de la fréquence, de l'amplitude des déformations, de l'état de contraintes, de la teneur en eau de l'indice des vides. L'amortissement matériel est considéré égal à $D_m = 0.03$ pour tous les degrés de libertés.

e. Amortissement total

L'amortissement total est la somme des deux amortissements (amortissement géométrique et amortissement matériel), Dans tous les cas si l'amortissement total dépasse 0.6, il sera adopté 0.6

2.2.4. Analyse dynamique

Le bloc fondation est considérée comme infiniment rigide et soutenu par un sol déformable.

Les équations de mouvement du modèle sous forme matricielle sont illustrées ci-dessous.

$$\begin{bmatrix} m & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & m & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & m & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & I_x & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & I_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & I_z \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{y} \\ \ddot{z} \\ \ddot{\theta}_x \\ \ddot{\theta}_y \\ \ddot{\theta}_z \end{Bmatrix} +$$

$$\begin{bmatrix} C_x & 0 & 0 & 0 & -C_x h & 0 \\ 0 & C_y & 0 & -C_y h & 0 & 0 \\ 0 & 0 & C_z & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -C_y h & 0 & C_{\theta x} + C_y h^2 & 0 & 0 \\ -C_x h & 0 & 0 & 0 & C_{\theta y} + C_x h^2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{\theta z} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{z} \\ \dot{\theta}_x \\ \dot{\theta}_y \\ \dot{\theta}_z \end{Bmatrix} +$$

$$\begin{bmatrix} k_x & 0 & 0 & 0 & -k_x h & 0 \\ 0 & k_y & 0 & -k_y h & 0 & 0 \\ 0 & 0 & k_z & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -k_y h & 0 & k_{\theta x} + k_y h^2 & 0 & 0 \\ -k_x h & 0 & 0 & 0 & k_{\theta y} + k_x h^2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & k_{\theta z} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x \\ y \\ z \\ \theta_x \\ \theta_y \\ \theta_z \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \\ M_x \\ M_y \\ M_z \end{Bmatrix}$$

Où m est la masse totale de la fondation, I_x , I_y et I_z les moments d'inertie massiques. Les valeurs des ressorts équivalents k_x , k_y , k_z , $k_{\theta x}$, $k_{\theta y}$, ainsi que les valeurs d'amortissement c_x , c_y , c_z , $c_{\theta x}$, $c_{\theta y}$ et $c_{\theta z}$, sont calculées par le modèle de Lysmer et Richart et corrigées par les facteurs de confinement.

Nous remarquons que le déplacement vertical dans la direction Z, ainsi que la rotation de torsion (θ) autour de l'axe Z sont des modes découplés par rapport aux autres degrés de liberté. Alors que le déplacement horizontal dans la direction X et la rotation R autour de l'axe Y est couplé. Le déplacement horizontal dans la direction Y et la rotation P autour de l'axe X sont couplés aussi. Par conséquent, l'analyse dynamique du système à six degrés de liberté se réduit à l'étude de deux systèmes découplés de base de 1 seul degré de liberté (Z et θ) et deux systèmes couplés de 2 degrés de liberté (X et R) ainsi que (Y et P). Dans ce qui suit, les fréquences propres du système sont calculées en utilisant la formule ci-dessus.

$$[K] - \omega^2[M] = 0.$$

2.2.5. Les caractéristiques dynamiques de la masse de réaction

La masse de réaction de la table vibrante du CGS est un bloc en béton armé massif d'une base de 18m x 18m x 4m surmontée d'un bloc de 16m x 16m x 6m contenant des

réservations pour les équipements. Le poids total de la masse de réaction est de 6284 t dont les caractéristiques inertielles de la masse de réaction ont été calculées comme suit:

a. Caractéristiques inertielles de la fondation

Pour calculer le centre de masse, la masse M (liée aux degrés de liberté de déplacement X, Y, Z) et les moments d'inertie massiques du système (liées aux degrés de la liberté de rotation), la masse de réaction est divisée en blocs simples, utilisant les équations suivantes :

i. Centre de masse

$$X_G = \frac{\sum_i m_i X_i}{\sum_i m_i}$$

$$Y_G = \frac{\sum_i m_i Y_i}{\sum_i m_i}$$

$$Z_G = \frac{\sum_i m_i Z_i}{\sum_i m_i}$$

ii. La masse M

$$M = \sum_i m_i$$

iii. Moments d'inertie massiques

$$I_x = \iiint_v \rho(x, y, z)(y^2 + z^2) dx dy dz = \frac{M}{12}(L_y^2 + L_z^2) + M(d_y^2 + d_z^2)$$

$$I_y = \iiint_v \rho(x, y, z)(x^2 + z^2) dx dy dz = \frac{M}{12}(L_x^2 + L_z^2) + M(d_x^2 + d_z^2)$$

$$I_z = \iiint_v \rho(x, y, z)(x^2 + y^2) dx dy dz = \frac{M}{12}(L_x^2 + L_y^2) + M(d_x^2 + d_y^2)$$

2.2.6. Résultats modaux

La configuration de la masse de réaction du CGS est constituée d'un bloc de 18 × 18 × 4 m surmontée par un bloc de 16 × 16 × 6m en béton armé les caractéristiques inertielles de la de la masse de réaction sont calculée comme suit :

Tableau 2.1 : Les caractéristiques inertielles de la de la masse de réaction.

	mi	Xi	Yi	zi	mi xi	mi yi	mi zi
1	1728	8	8	5.35	13824	13824	9244.8
2	264	8	15	8.35	2112	3960	2204.4
3	257.4	14.7	8	8.35	3783.78	2059.2	2149.29
4	264	8	1	8.35	2112	264	2204.4
5	257.4	1.3	8	8.35	334.62	2059.2	2149.29
6	21.553	3.075	12.625	8.35	66.275	272.107	179.968
7	27.431	3.075	8	8.35	84.35	219.448	229.049
8	21.553	3.075	3.375	8.35	66.275	72.741	179.968
9	28.999	8	2.475	8.35	231.992	71.773	242.142
10	21.553	12.925	3.375	8.35	278.573	72.741	179.968
11	27.431	12.925	8	8.35	354.546	219.448	229.049
12	21.553	12.925	12.625	8.35	278.573	272.107	179.968
13	28.999	8	13.525	8.35	231.992	392.211	242.142
14	-19.866	1.775	2.035	7.675	-35.261	-40.427	-152.469
15	-20.914	2.363	4.9	7.675	-49.409	-102.479	-160.515
18	9.131	3.9	13.525	8.35	35.611	123.497	76.244
19	9.131	3.9	2.475	8.35	35.611	22.599	76.244
20	9.131	11.868	2.475	8.35	108.367	22.599	76.244
21	9.131	11.868	13.525	8.35	108.367	123.497	76.244
22	5.505	3.9	12.15	9.475	21.47	66.886	52.16
23	10.703	3.9	8	9.475	41.742	85.624	101.411
24	5.505	3.9	3.85	9.475	21.47	21.194	52.16
25	17.483	8	3.85	9.475	139.864	67.31	165.651
26	5.505	11.868	3.85	9.475	65.333	21.194	52.16
27	10.703	11.868	8	9.475	127.023	85.624	101.411
28	5.505	11.868	12.15	9.475	65.333	66.886	52.16
29	17.483	8	12.15	9.475	139.864	212.418	165.651
30	3240	8	8	2	25920	25920	6480

a. La masse totale

La masse totale est égale à la somme des deux blocs massifs :

$$\text{La masse totale} = 3048 + 3240 = 6284\text{t}$$

b. Les coordonnées du centre de masse

$$X_g = 8.037 \text{ m}$$

$$Y_g = 8.029 \text{ m}$$

$$Z_g = 4.269 \text{ m}$$

$$e_x = 0.037/16 = 0.00231 < 0.01$$

$$e_y = 0.029/16 = 0.00181 < 0.01$$

Les coordonnées du centre de masse deviennent:

$$X_g = 8.00 \text{ m}$$

$$Y_g = 8.00 \text{ m}$$

$$Z_g = 4.269 \text{ m}$$

c. Les moments d'inertie massiques

$$I_x = 152445.504 \text{ m}^4$$

$$I_y = 157831.43 \text{ m}^4$$

$$I_z = 271578.332 \text{ m}^4$$

d. Rigidités totales

Tableau 2.2 : Rigidités totales pour G=400Mpa.

G = 400 MPa	Sol lâche autour des faces verticales	Sol bien choisi et bien compacté autour des faces verticales
Kz (MN/m)	24997.9385	38290.2462
Kx (MN/m)	20117.3886	39926.9124
Ky (MN/m)	20117.3886	39926.9124
K _{θx} (MN.m)	1779219.53	6714402.76
K _{θy} (MN.m)	1779219.53	6714402.76
K _{θz} (MN.m)	2312985.39	12278546

Tableau 2.3 : Rigidités totales pour G=590Mpa.

G = 590 MPa	Sol lâche autour des faces verticales	Sol bien choisi et bien compacté autour des faces verticales
Kz (MN/m)	36871.9592	56478.1131
Kx (MN/m)	29673.1482	58892.1958
Ky (MN/m)	29673.1482	58892.1958
K _{θx} (MN.m)	2624348.8	9903744.06
K _{θy} (MN.m)	2624348.8	9903744.06
K _{θz} (MN.m)	3411482.16	12278546

e. Amortissements

Tableau 2.4 : Facteur d'inertie massique.

Facteur d'inertie massique	B	\sqrt{B}
$B_z = \frac{1-\nu}{4} \frac{M}{\rho r^3}$	0.554	0.744
$B_x = B_y = \frac{7-8\nu}{32(1-\nu)} \frac{M}{\rho r^3}$	0.688	0.829
$B_P = \frac{3(1-\nu)}{8} \frac{I_x}{\rho r^5}$	0.184	0.429
$B_R = \frac{3(1-\nu)}{8} \frac{I_y}{\rho r^5}$	0.191	0.437
$B_\theta = \frac{I_z}{\rho r^5}$	1.348	/
<p>M = 6288 t $\nu = 0.35$ r = 10.1554125 pour les déplacements r = 10.27 m pour les rotations</p> <p>$I_x = 152445.504 \text{ t.m}^2$ $I_y = 157831.4 \text{ t.m}^2$ $I_z = 271578.3 \text{ t.m}^2$</p>		

Tableau 2.5 : Effet d'enterrement.

Mode	α	η	$\sqrt{\eta}$
Z	1.870	1.384	1.76
X,Y	1.2.958	1.893	1.375
P,R	1.664	2.0636	1.436

Tableau 2.6 : Amortissement géométrique (radiatif) D_g .

Taux d'amortissement radiatif	Sol lâche autour des faces verticales	Sol bien compacté
D_z	0.570	0.6
D_x, D_y	0.347	0.6
D_p	0.347	0.6
D_R	0.176	0.293
D_θ	0.171	0.285

Tableau 2.7 : Amortissement totale.

Degré de liberté	D_g		D_m	D_t	
	Lâche	Compacté		Lâche	Compacté
Déplacement Z	0.570	0.6	0.03	0.6	0.6
Déplacement X	0.347	0.6	0.03	0.453	0.6
Déplacement Y	0.347	0.6	0.03	0.453	0.6
Rotation P /x	0.176	0.293	0.03	0.214	0.269
Rotation R /y	0.171	0.285	0.03	0.212	0.259
Rotation θ/z	0.135	0.135	0.03	0.213	0.213

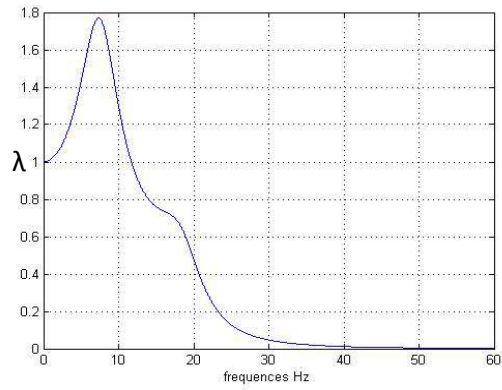
f. Fréquences propres du système

Les fréquences propres du système sont illustrées dans le tableau suivant :

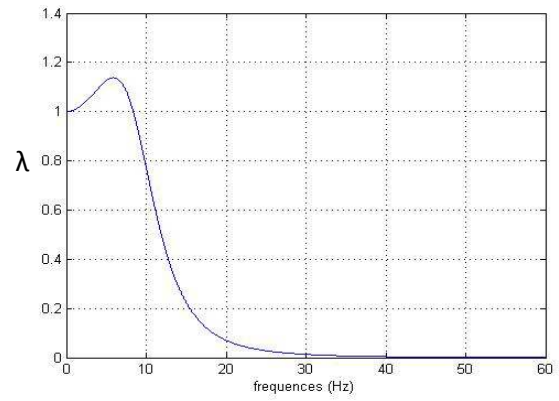
Tableau 2.8 : Fréquences propres du système.

Fréquences propres (Hz) Mode	$G = 400MPa$		$G = 590MPa$	
	Lâche	compacté	Lâche	Compacté
1-X	8.00	15.16	9.72	14.52
2-Y	8.01	15.17	9.73	14.52
3-Z	10.03	15.84	12.18	15.4
4-Rot/Z	14.68	27.86	17.83	33.84
5-Rot/Y	19.00	34.81	23.08	42.28
6-Rot/X	19.32	35.41	23.46	43.01

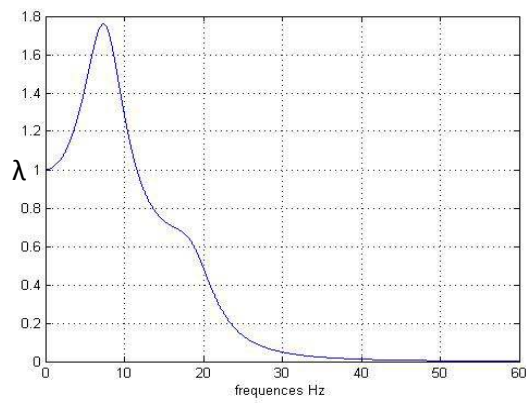
g. Facteur d'amplification dynamique (λ) en fonction de la fréquence propre



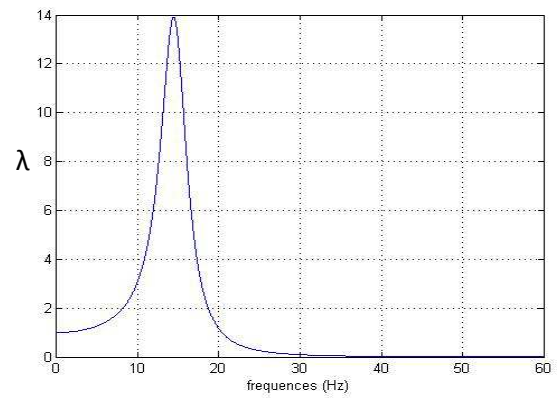
(a)



(c)



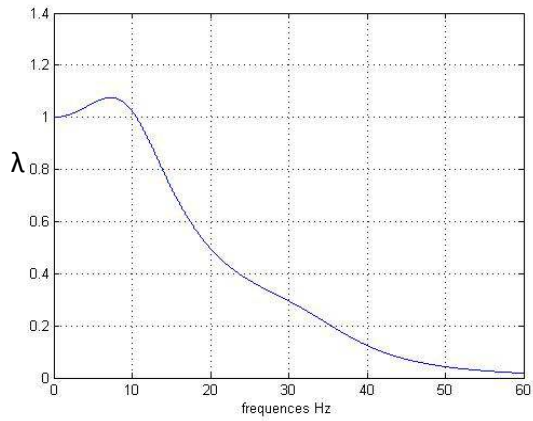
(b)



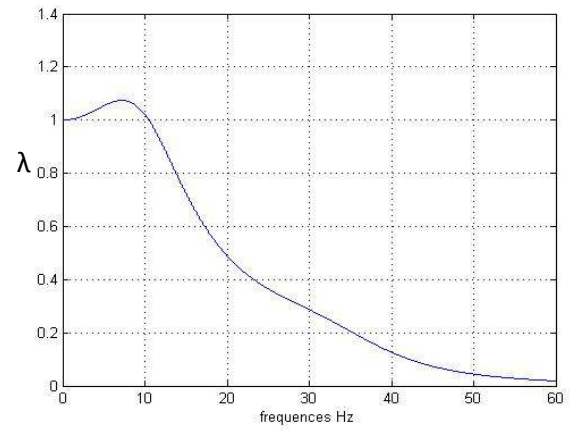
(d)

(a): modes couplés (X, θ_y) (c): mode de rotation θ_z
 (b): modes couplés (Y, θ_x) (d): mode de translation Z

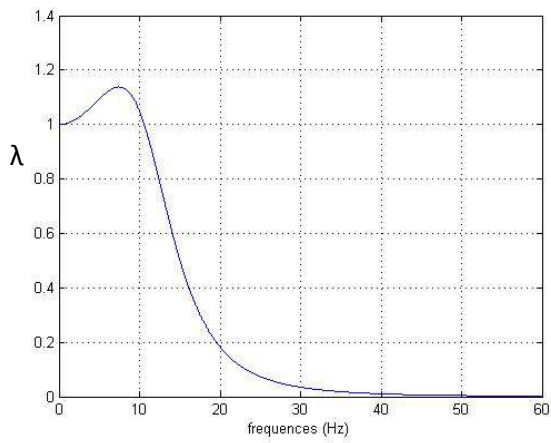
Figure 2.2: Facteur d'amplification dynamique en fonction de la fréquence pour un sol non compacté ($G=400\text{Mpa}$).



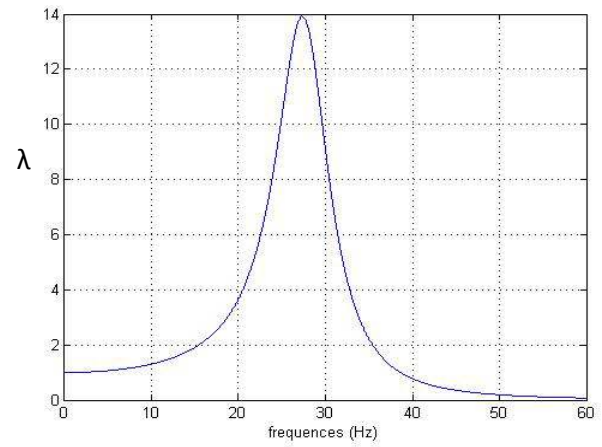
(a)



(b)



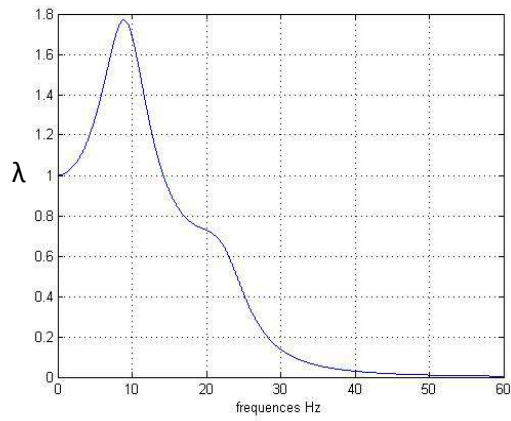
(c)



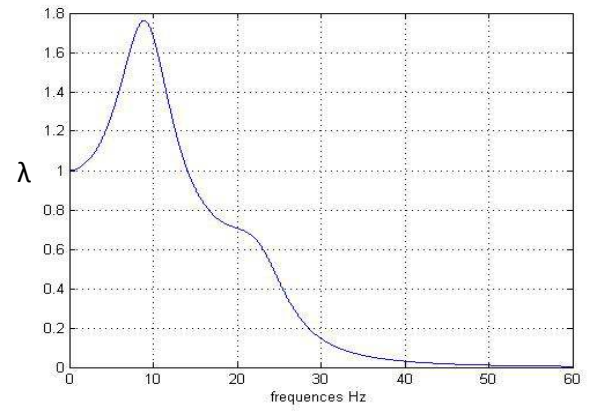
(d)

(a): modes couplés (X, θ_y) (c): mode de rotation θ_z
 (b): modes couplés (Y, θ_x) (d): mode de translation Z

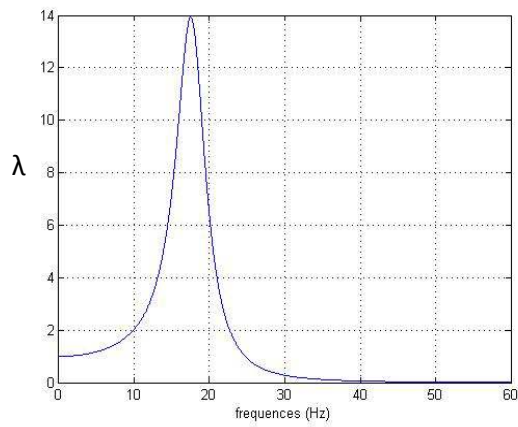
Figure 2.3: Facteur d'amplification dynamique en fonction de la fréquence pour un sol compacté ($G=400\text{Mpa}$).



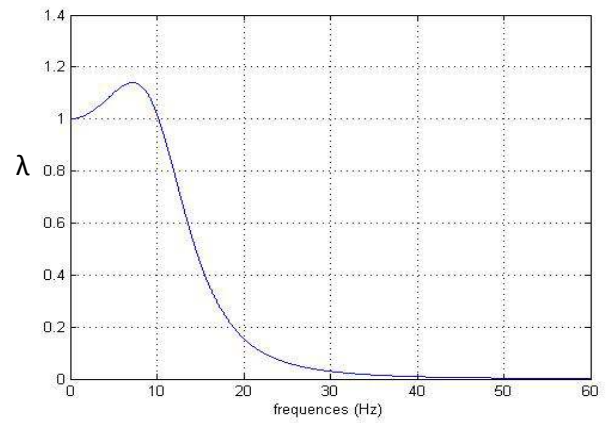
(a)



(c)



(b)

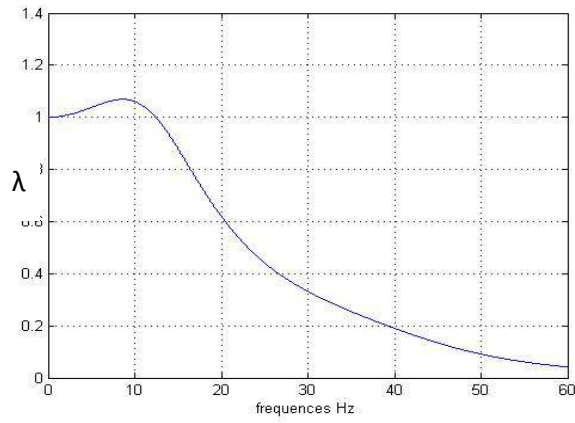


(d)

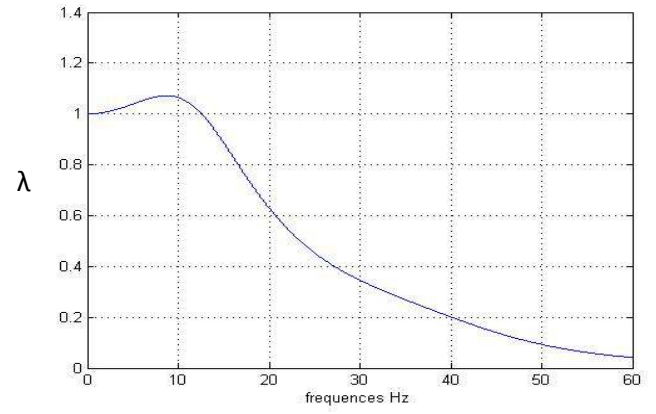
(a): modes couplés (X, θ_y)
 (b): modes couplés (Y, θ_x)

(c): mode de rotation θ_z
 (d): mode de translation Z

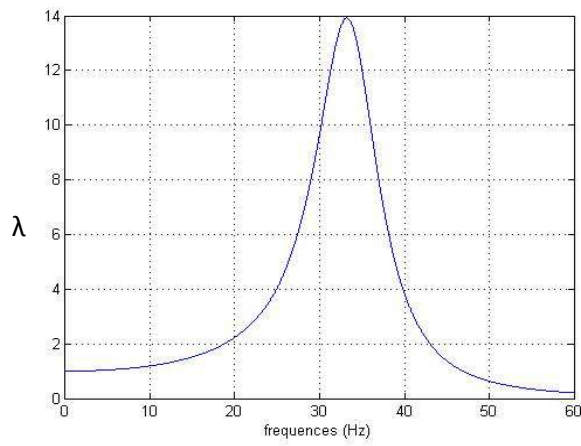
Figure 2.4: Facteur d'amplification dynamique en fonction de la fréquence pour un sol non compacté ($G=590\text{Mpa}$).



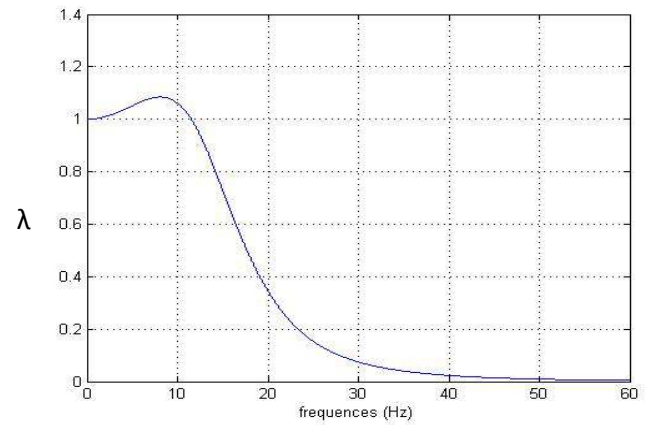
(a)



(b)



(c)



(d)

(a): modes couplés (X, θ_y)

(b): modes couplés (Y, θ_x)

(c): mode de rotation θ_z

(d): mode de translation Z

Figure 2.5: Facteur d'amplification dynamique en fonction de la fréquence pour un sol compacté ($G=590\text{Mpa}$).

2.3. Modèles numérique (EF)

2.3.1. Sol représenté par un ensemble de ressorts équivalents

En utilisant la méthode des éléments finis et à l'aide d'un logiciel de calcul SAP2000 le sol est représenté par un ensemble de trois ressorts de translation, attachés à chaque nœud à la base de la fondation en contact avec le sol, pour le cas où le sol est non compacté comme le montre la figure(2.1.a), et pour un sol compacté il sera représenté par un ensemble de trois ressorts de translation attachés à chaque nœud des faces verticales de la fondation comme le montre la figure(2.1.b), ce type de représentation fournit une limite supérieure à la rigidité de l'ensemble de rotation proposé par le sol sur les axes X, Y et Z.

a. Analyse modale

Pour la modélisation de la masse de réaction par la méthode des ressorts équivalents on a introduit un modèle en éléments solides, tout en créant un maillage dans le bloc de telle façon à obtenir des vides, qui sont réservés pour la table vibrante et ses équipements, à partir de ce maillage un nombre important de nœuds a apparu dans le model. Pour distribuer les rigidités dans la masse de réaction on a assigné les rigidités de translation en utilisant des éléments ressorts (springs) sur les nœuds comme indiqué ci-dessous. L'analyse modale est faite pour deux sols différents un sol de $G= 400\text{Mpa}$ et le deuxième a un module de cisaillement $G= 590\text{ Mpa}$ un coefficient de poisson moyen est choisis $\nu=0.35$.

i. Modèle pour un sol non compacté autour des faces verticales

Dans ce cas le sol est considéré comme non compacté alors les rigidités sont assignées à la base de la masse de réaction, la distribution choisie est uniforme mais sur une bande de 2.5m cette configuration nous donne des fréquences de translation proches au modèle analytique mais les modes de rotations du modèle analytique sont plus rigides par rapport au modèle numérique.

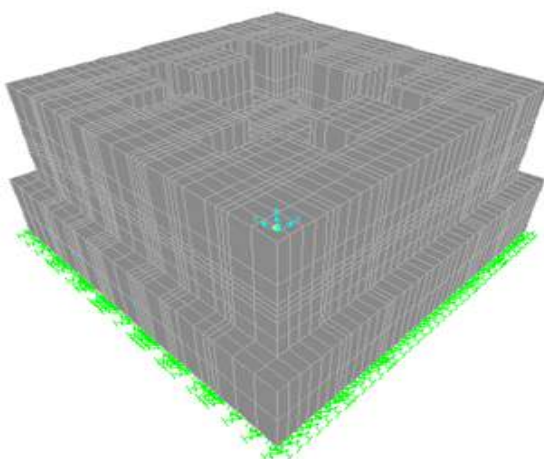


Tableau 2.9 : Les fréquences propres pour le modèle 'masse-ressort' pour un sol non compacté.

	mode	x	y	Z	θ_x	θ_y	θ_z
400Mpa	Fréquences (Hz)	7.2	6.89	9.93	13.76	14.47	11.47
590Mpa	Fréquences (Hz)	8.61	8.46	11.88	16.82	17.12	13.80

ii. Sol bien compacté autour des faces verticales

Le sol est bien compacté autour des faces verticales de la masse de réaction alors les rigidités seront réparties sur la base de la masse et sur les faces latérales, la distribution des rigidités est uniforme sur toutes les faces, cela nous donne les fréquences propres les plus proches par rapport au modèle analytique.

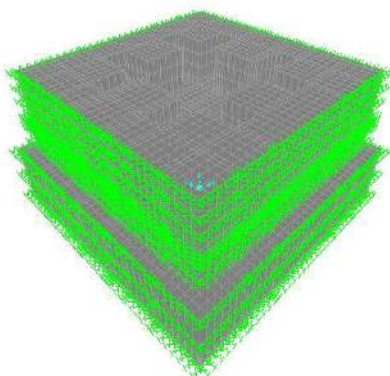


Figure2.7 : modèle 'masse-ressort' pour un sol compacté.

Tableau 2.10 : Les fréquences propres du modèle masse-ressort pour un sol compacté.

	mode	x	y	Z	θ_x	θ_y	θ_z
400Mpa	Fréquences (Hz)	12.68	12.67	12.32	15.51	15.81	16.12
590Mpa	Fréquences (Hz)	15.36	15.34	14.87	18.78	19.15	19.53

2.3.2. Modèle avec sol continu

Le principe de ce modèle est de modéliser la masse de réaction et le sol environnant en éléments finis, la masse de réaction et le sol sont représentés par des éléments solides (volumiques), un maillage est choisi afin de distinguer le massif de béton par rapport au sol environnant et les différentes couches du sol, un autre maillage est choisi pour prendre en compte les vides réservés aux équipements de la table vibrante dans le bloc de béton, dans ce modèle au début un étendu de sol est choisi mais ce choix peut être changé après une étude paramétrique et après l'introduction des vibrations de la table vibrante, les caractéristiques de chaque couche du sol sont introduites, ces dernières sont :

- G : Module de cisaillement.
- E : Module d'élasticité.
- γ : Poids volumique du sol.
- ν : Coefficient de poisson.

Les caractéristiques sont présentées dans le tableau suivant:

Tableau 2.11 : Les caractéristiques géotechniques du sol.

Profondeur (m)	Module d'élasticité E (MPa)	Poids volumique (KN/m^3)	Coefficient de poisson ν
0-1.5	400.0	17.6	0.32
1.5-2.5	1200.0	17.6	0.32
2.5-4.5	3000.0	15.9	0.34
4.5-6.0	5000.0	15.9	0.28
6.0-8.0	2700.0	16.2	0.22
au-dessous 8.0	1000.0	16.2	0.41

Pour ce type, les caractéristiques de la masse de réaction et du sol sont introduites dans le modèle explicitement. Le maillage et l'étendu du modèle sont illustrés sur la figure ci-dessous :

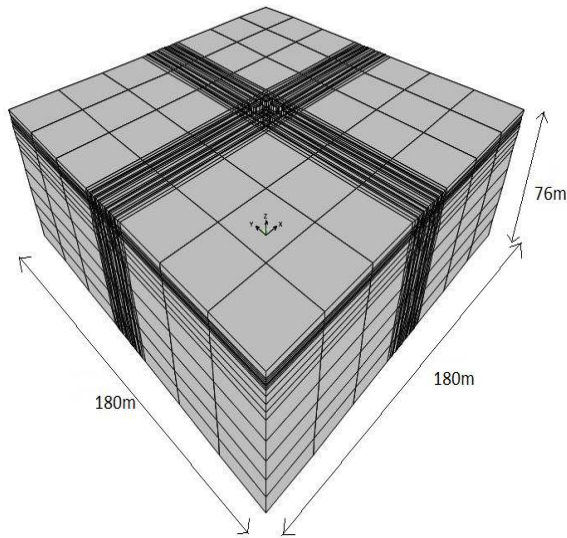


Figure2.8 : l'étendu du sol choisit et le maillage correspondant.

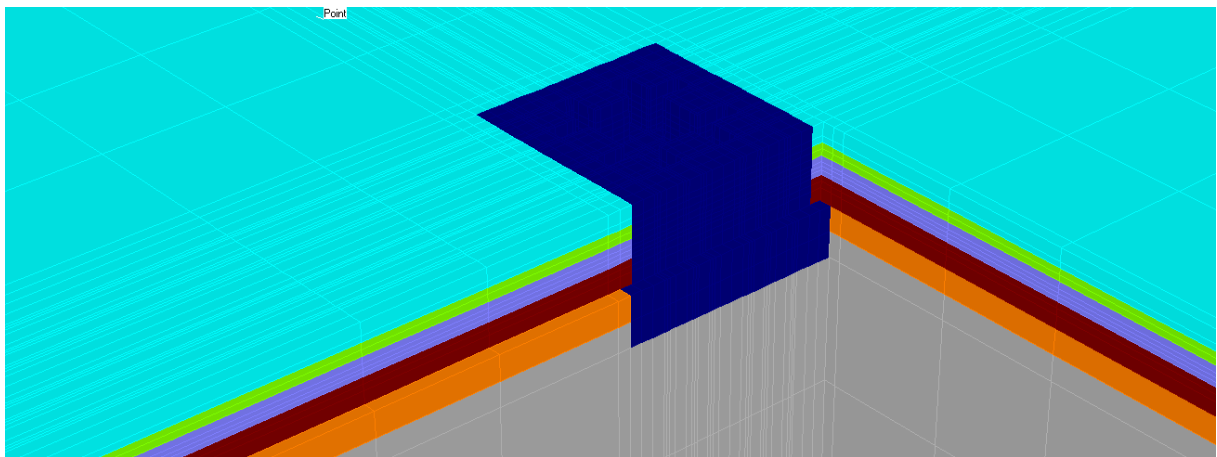


Figure2.9 : Coupe qui montre les couches du sol et la masse de réaction.

Tableau 2.12 : Les fréquences propres du modèle 'sol-continu'.

Mode	x	y	z	θ_x	θ_y	θ_z
Fréquences (Hz)	15.99	15.96	13.06	26.29	26.31	31.73

Les résultats sont obtenus pour une masse du sol égale à 2.5%, pour réduire la masse du sol qui vibre autour de la masse de réaction.

2.4. Conclusion

Modèle analytique :

L'utilisation de la méthode analytique a permis de déduire les points suivants:

- les réponses propres du système sol-fondations sont obtenues d'une manière facile et rapide à cause de la simplicité du principe.
- cependant nous remarquons aussi que ce modèle ne traite pas les systèmes complexes ou le sol est stratifié, la géométrie de la fondation doit être simple.
- les vibrations des machines doivent être des vibrations harmoniques (sinusoïdales), alors on ne peut pas introduire des vibrations complexes comme dans notre cas où les vibrations de la table vibrante sont représentées par un accélérogramme.
- il faut comparer et valider le modèle avec autres modèles numériques en éléments finis ou avec des résultats expérimentaux.

Modèles en EF

Modèle où le sol est représenté par des ressorts équivalents :

- Les modes de translations sont proches du modèle analytique.
- Les modes de rotations sont moins rigides par rapport au modèle analytique
- Cette méthode est simple et rapide.

Modèle de sol continu

- Les fréquences des modes de translation sont proches du modèle analytique.
- Les fréquences propres des modes de rotations sont plus proches du modèle analytique par rapport au modèle ressorts équivalents (EF).
- Il faut bien connaître le système sol-fondation pour estimer le volume de sol qui vibre avec la masse de réaction, alors il faut faire des essais in-situ sur le système sol-massif de béton.
- L'hétérogénéité du sol est bien représentée dans ce modèle par rapport aux autres modèles.

CHAPITRE 3: ETUDE PARAMETRIQUE

3.1. Introduction

Afin d'illustrer les paramètres influençant les caractéristiques dynamiques de la masse de réaction une étude paramétrique a été lancée dont le principe est de modifier un paramètre précis pour les modèles analytiques et numériques ou celui-ci censé influencer le système sol-fondation et d'observer par la suite la réponse modale de ce dernier. La géométrie de la fondation a une influence importante sur la réponse modale de la fondation, la première partie de ce chapitre consiste à varier la dimension verticale d'un bloc massif simple pour les modèles masse-ressorts (analytique et en EF), et comparer par la suite les réponses modales de chaque configuration, pour le modèle 'sol continu' le pourcentage du sol participant aux vibrations de la masse est étudié afin de calibrer le modèle avec les autres modèles précédemment étudiés, et identifier le pourcentage du sol qui participe à la réponse de la masse de réaction.

Les résultats de chaque modèle sont mentionnés comme suit :

3.2. Modèle analytique

Pour ce modèle l'expérience consiste à augmenter la hauteur du massif de 0 à 6m avec un pas d'un mètre tout en gardant les mêmes dimensions latérales ($x,y=16m$) au-dessus d'un sol avec des modules de cisaillement respectivement égaux à $G=400\text{ Mpa}$ et $G=590\text{ Mpa}$.

En reproduisant la même expérience avec un sol compacté et non compacté les résultats sont mentionnés dans les tableaux suivants :

Tableau 3.1 : Les fréquences propres de la masse de réaction pour $z=1m$.

mode	G=400Mpa		G=590Mpa	
	f(Hz) sol compacté	f(Hz) Sol non compacté	f(Hz) sol compacté	f(Hz) Sol non compacté
X	26,53	29,33	32,22	35,62
Y	26,53	29,33	32,22	35,62
Z	26,60	29,40	32,31	35,71
θ_x	48,17	53,91	58,51	65,48
θ_y	48,17	53,91	58,51	65,48
θ_z	38,81	44,13	47,14	53,59

Tableau3.2: Les fréquences propres de la masse de réaction pour $z=2m$.

mode	G=400Mpa		G=590Mpa	
	$f(\text{Hz})$ sol compacté	$f(\text{Hz})$ Sol non compacté	$f(\text{Hz})$ sol compacté	$f(\text{Hz})$ Sol non compacté
X	18,62	21,52	22,61	26,14
Y	18,62	21,52	22,61	26,14
Z	18,81	21,71	22,61	26,14
θ_x	34,12	41,86	22,61	26,14
θ_y	34,12	41,86	22,61	26,14
θ_z	27,44	34,55	22,61	26,14

Tableau3.3: Les fréquences propres de la masse de réaction pour $z=3m$.

mode	G=400Mpa		G=590Mpa	
	$f(\text{Hz})$ sol compacté	$f(\text{Hz})$ Sol non compacté	$f(\text{Hz})$ sol compacté	$f(\text{Hz})$ Sol non compacté
X	15,01	18,13	18,23	22,02
Y	15,01	18,13	18,23	22,02
Z	15,35	18,45	18,65	22,40
θ_x	27,94	37,04	33,94	44,98
θ_y	27,94	37,04	33,94	44,98
θ_z	22,41	30,70	27,21	37,29

Tableau3.4: Les fréquences propres de la masse de réaction pour $z=4m$.

mode	G=400Mpa		G=590Mpa	
	$f(\text{Hz})$ sol compacté	$f(\text{Hz})$ Sol non compacté	$f(\text{Hz})$ sol compacté	$f(\text{Hz})$ Sol non compacté
X	12,78	16,13	15,53	19,59
Y	12,78	16,13	15,53	19,59
Z	13,30	16,58	16,15	20,13
θ_x	24,29	34,42	29,50	41,80
θ_y	24,29	34,42	29,50	41,80
θ_z	19,40	28,58	23,57	34,72

Tableau3.5 : Les fréquences propres de la masse de réaction pour $z=5m$.

mode	G=400Mpa		G=590Mpa	
	$f(\text{Hz})$ sol compacté	$f(\text{Hz})$ Sol non compacté	$f(\text{Hz})$ sol compacté	$f(\text{Hz})$ Sol non compacté
X	11,20	14,76	13,60	17,93
Y	11,20	14,76	13,60	17,93
Z	11,89	15,35	14,44	18,6
θ_x	21,82	32,78	26,50	39,82
θ_y	21,82	32,78	26,50	39,82
θ_z	17,36	27,23	21,08	33,08

Tableau3.6 : Les fréquences propres de la masse de réaction pour $z=6m$.

mode	G=400Mpa		G=590Mpa	
	$f(\text{Hz})$ sol compacté	$f(\text{Hz})$ Sol non compacté	$f(\text{Hz})$ sol compacté	$f(\text{Hz})$ Sol non compacté
X	9,98	13,74	12,12	16,69
Y	9,98	13,74	12,12	16,69
Z	10,86	14,47	13,19	17,57
θ_x	20,01	31,69	24,30	38,48
θ_y	20,01	31,69	24,30	38,48
θ_z	15,84	26,30	19,24	31,94

3.2.1. Modèle en éléments finis sol représenté par des ressorts équivalents

La procédure est identique à celle du modèle précédent, les fréquences propres du système pour chaque configuration sont représentées dans les tableaux suivants:

Tableau3.7 : Les fréquences propres de la masse de réaction pour $z=2m$.

mode	G=400Mpa		G=590Mpa	
	$f(\text{Hz})$ sol compacté	$f(\text{Hz})$ Sol non compacté	$f(\text{Hz})$ sol compacté	$f(\text{Hz})$ Sol non compacté
X	21.48	20.36	25.73	21.63
Y	23.45	23.27	25.55	21.63
Z	24.41	23.27	25.88	24.56
θ_x	26.29	20.35	28.34	28.1
θ_y	21.83	17.84	29.5	28.1
θ_z	21.17	17.84	31.77	24.64

Tableau3.8 : Les fréquences propres de la masse de réaction pour $z=3m$.

mode	G=400Mpa		G=590Mpa	
	$f(\text{Hz})$ sol compacté	$f(\text{Hz})$ Sol non compacté	$f(\text{Hz})$ sol compacté	$f(\text{Hz})$ Sol non compacté
X	18.11	14.02	22.06	17
Y	18.03	14.02	21.92	17
Z	18.23	16.8	24.03	20.33
θ_x	19.84	19.65	24.97	23.78
θ_y	20.61	19.65	27.11	23.78
θ_z	22.4	16.61	35.24	20.1

Tableau3.9: Les fréquences propres de la masse de réaction pour $z=4m$.

mode	G=400Mpa		G=590Mpa	
	$f(\text{Hz})$ sol compacté	$f(\text{Hz})$ Sol non compacté	$f(\text{Hz})$ sol compacté	$f(\text{Hz})$ Sol non compacté
X	16.66	11.95	20.3	14.48
Y	16.73	11.95	20.25	14.48
Z	16.71	15.01	20.23	18.17
θ_x	18.29	18.02	22.16	21.81
θ_y	18.95	18.02	22.96	21.81
θ_z	20.74	14.78	25.09	17.86

Tableau3.10 : Les fréquences propres de la masse de réaction pour $z=5m$.

mode	G=400Mpa		G=590Mpa	
	$f(\text{Hz})$ sol compacté	$f(\text{Hz})$ Sol non compacté	$f(\text{Hz})$ sol compacté	$f(\text{Hz})$ Sol non compacté
X	15.48	10.2	18.74	12.36
Y	15.4	10.2	18.62	12.36
Z	15.33	13.19	18.57	16.27
θ_x	16.82	16.64	20.38	20.13
θ_y	17.39	16.64	21.08	20.13
θ_z	19.22	13.44	23.27	15.94

Tableau3.11 : Les fréquences propres de la masse de réaction pour $Z=6m$.

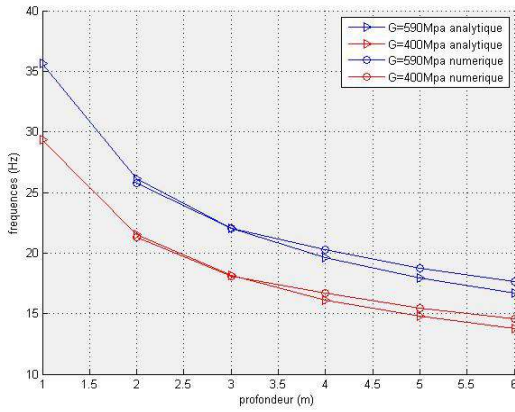
mode	G=400Mpa		G=590Mpa	
	$f(\text{Hz})$ sol compacté	$f(\text{Hz})$ Sol non compacté	$f(\text{Hz})$ sol compacté	$f(\text{Hz})$ Sol non compacté
X	14.56	8.87	18.74	12.36
Y	14.48	8.87	18.62	12.36
Z	14.32	12.27	18.57	16.27
θ_x	15.82	15.63	20.38	20.13
θ_y	16.32	15.63	21.08	20.13
θ_z	18.13	12.03	23.27	15.94

3.3. Etude comparative

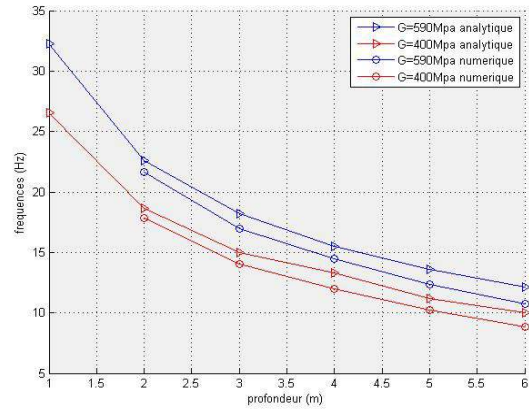
D'après les résultats des modèles précédents nous avons remarqué que la diminution des fréquences propres du système est due à la variation de la masse et la rigidité du système.

Afin de distinguer la différence entre les deux modèles précédemment étudiés, nous allons les comparer à l'aide des graphes qui représentent la variation des fréquences propres du système par rapport à la dimension verticale (Z), avec des modules de cisaillement respectivement égales à $G=400\text{Mpa}$ et $G=590\text{Mpa}$ pour un sol compacté et non compacté.

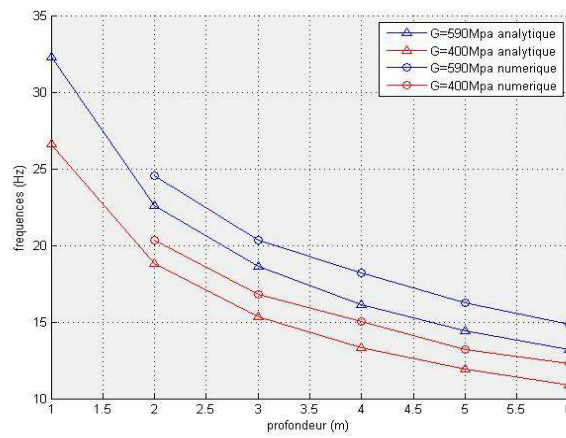
a. Sol non compacté



(X)

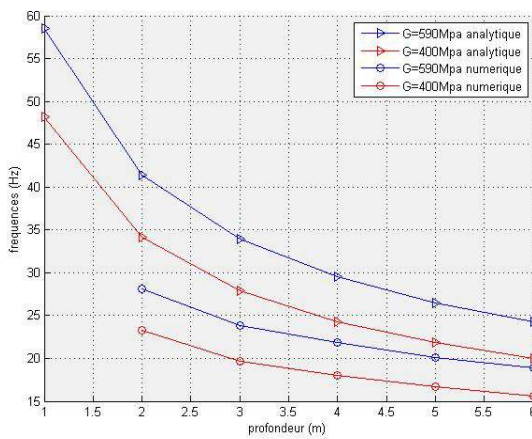


(Y)

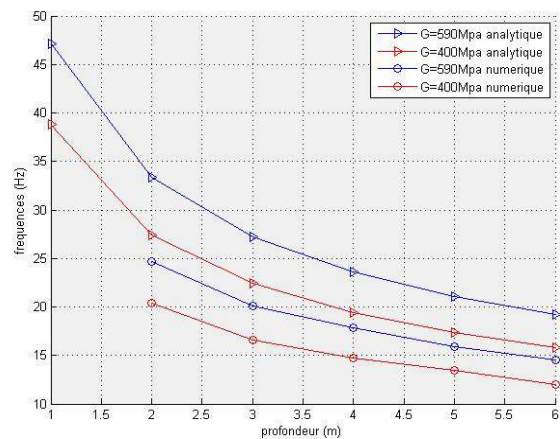


(Z)

Figure3.1 : La variation des fréquences propres du système en fonction de la profondeur (Les modes de translations)



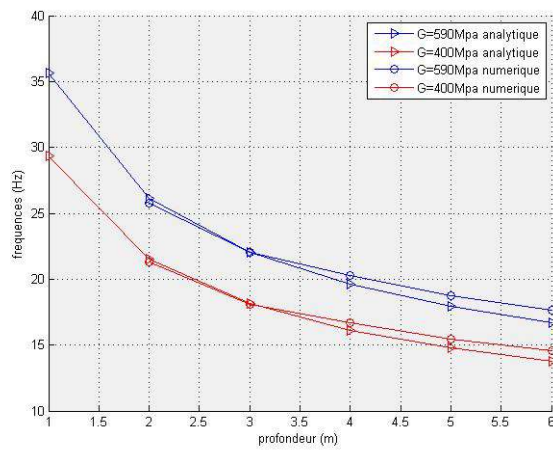
les deux modes de rotations (P,R)



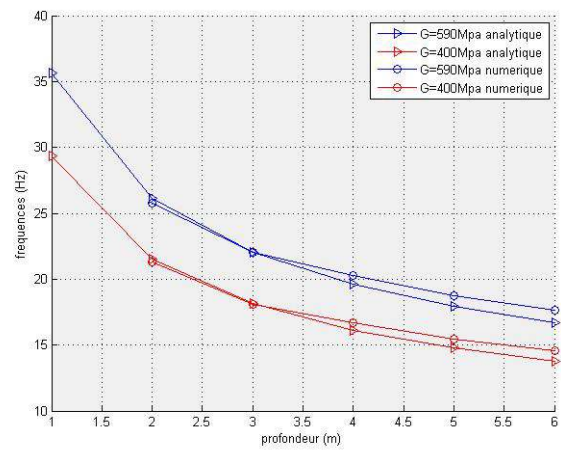
rotation/Z

Figure3.2 : La variation des fréquences propres du système en fonction de la profondeur (Les modes de rotations).

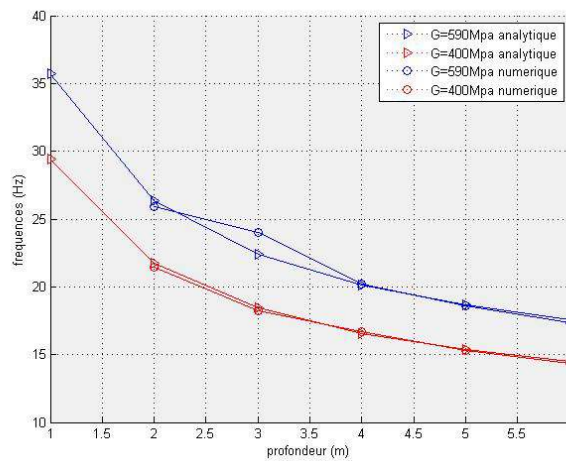
b. Sol compacté



(X)

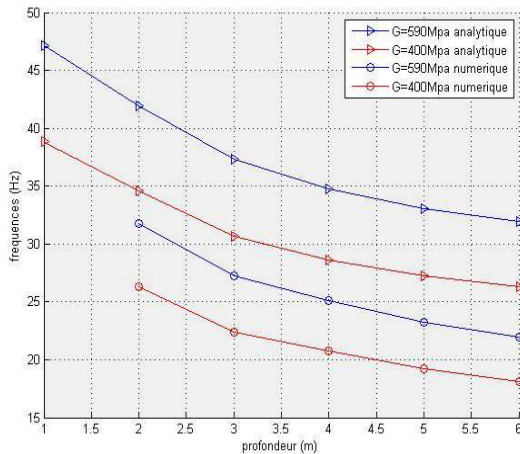


(Y)

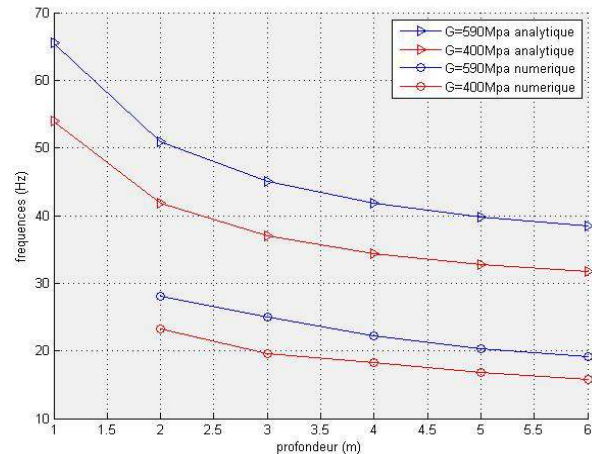


(Z)

Figure3.3: La variation des fréquences propres du système en fonction de la profondeur
(Les modes de translation).



rotation/Z



les deux modes de rotations (P,R)

Figure 3.4 : La variation des fréquences propres du système en fonction de la profondeur (Les modes de rotations).

Après comparaison entre les deux modèles, nous avons remarqué que les fréquences propres diminuent proportionnellement avec la profondeur.

Les modes propres du modèle en éléments finis dont la profondeur est inférieure à 2m sont des modes élastiques car la rigidité du bloc est faible par rapport au sol environnant, cette souplesse est causé par la géométrie du bloc qui est très élancé dans les deux dimensions latérales (X,Y) par rapport à la dimension verticale (Z), par contre le modèle analytique ou le bloc est supposé infiniment rigide sur un sol déformable ne peut pas être appliqué pour ce cas ($Z < 2$). Le massif de béton doit être plus rigide que le sol environnant.

Pour les modèles dont la profondeur est supérieure à 2m, les modes élastiques n'apparaissent qu'après les modes de translations et rotations.

Les fréquences des modes de translations sont très proches pour les modèles analytiques et numériques, par contre les fréquences des modes de rotations du modèle analytique sont plus rigide par rapport au modèle numérique, car l'introduction des rigidités est différente pour les deux modèles (numérique et analytique).

3.4. Modèle sol continu

Le problème pour ce genre de modélisation est de quantifier le pourcentage du sol qui participe à la réponse modale du système. Pour cela l'expérience consiste à étudier la réponse modale du système pour des pourcentages de masse du sol de 0 à 100% pour un bloc de 16*16*6 m,

l'étendue du sol choisie est 180*180*36m (les caractéristiques de chaque couche de sol sont introduites dans le modèle) dont le schéma est représenté ci-dessous :

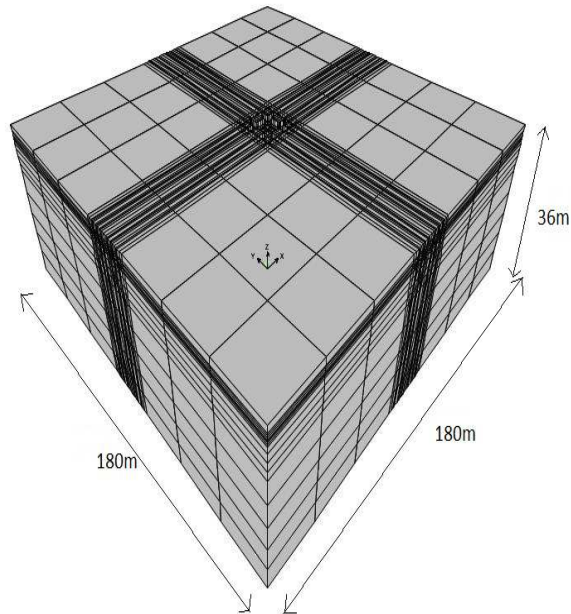
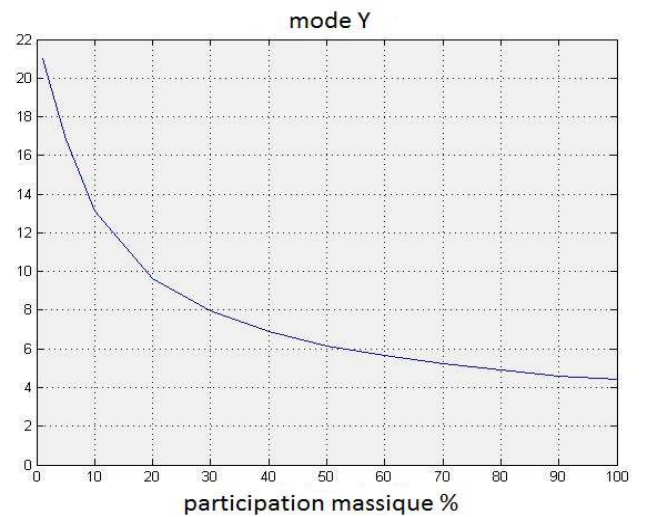
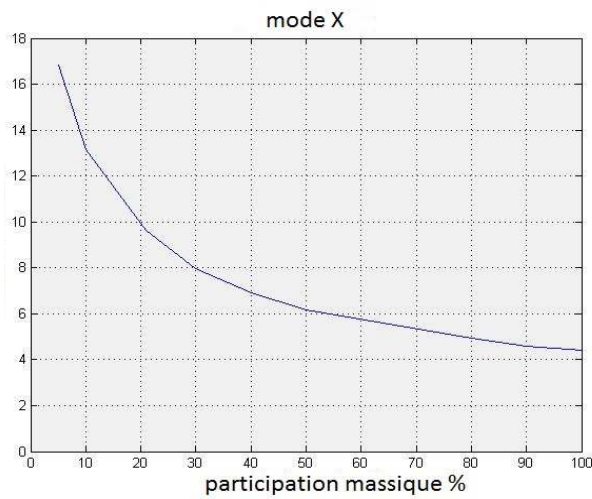


Figure 3.5 : Modèle sol-continu en EF.

Les figures suivantes représentent la variation des fréquences propres en fonction du pourcentage de la masse du sol :



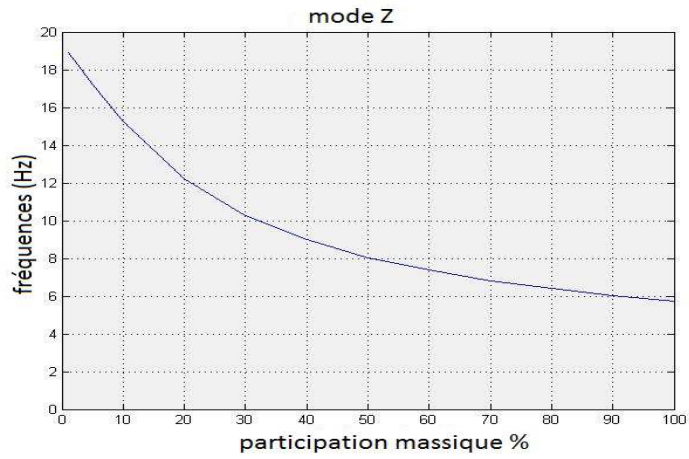


Figure 3.6: La variation des fréquences propres en fonction du pourcentage de la masse du sol (les modes de translations).

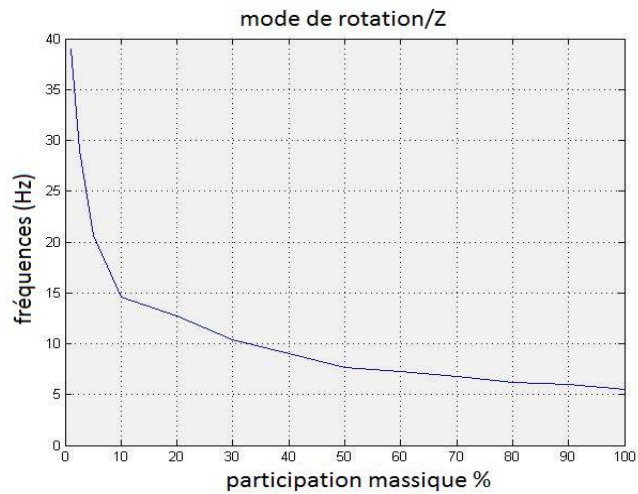
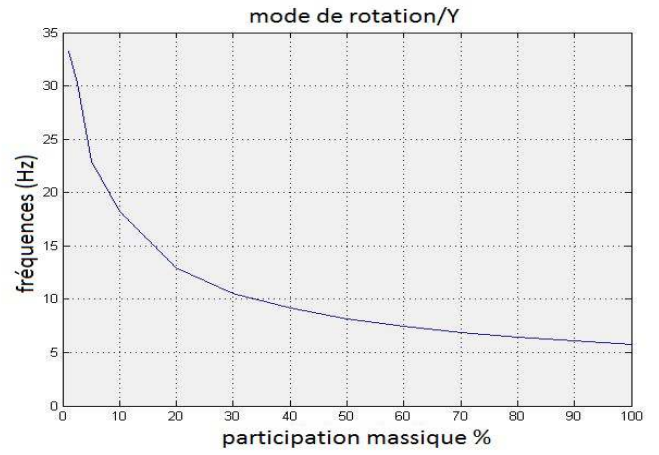
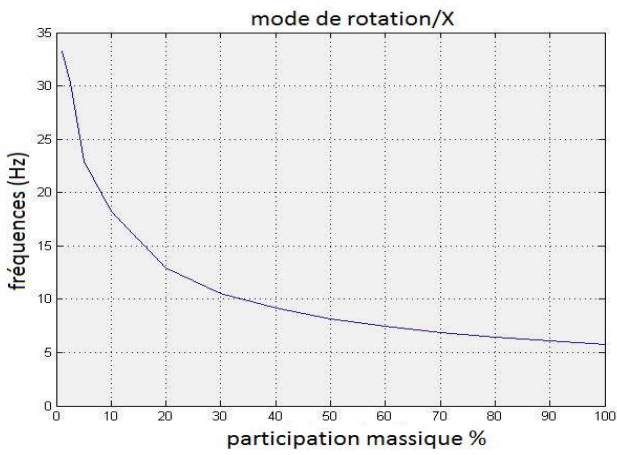


Figure 3.7: La variation des fréquences propres en fonction du pourcentage de la masse du sol.

En réalité il y a une petite partie de sol qui influe sur la réponse du système, cette quantité qui vibre avec le bloc massif reste toujours un point d'interrogation. A chaque fois qu'on augmente le pourcentage de la masse du sol les fréquences propres diminuent, par conséquent si on compare les fréquences propres de ce système avec les systèmes masse-ressorts qui donnent des fréquences propres de translation très proches, nous constatons que les modes de rotations sont plus proches du modèle analytique par rapport au modèle numérique (masse-ressorts), nous pouvons dire que le pourcentage du sol participant est entre 1.5% et 5% selon le mode de vibration, cette étude est faite pour une seule étendue du sol alors ces résultats peuvent être changés si on change l'étendue du domaine de sol.

3.5. Conclusion

Les deux modèles (analytique et numérique) nous donnent des résultats très proches pour la translation, mais pas pour la rotation. L'étude paramétrique qui a été menée en vue de déterminer l'influence de la géométrie en hauteur de la masse afin de changer le mode de balancement (rotation par rapport aux axes X et Y) n'a pas donné des résultats concluants sur l'effet de la géométrie. Par contre l'effet de la participation de la masse du sol dans le modèle 'sol continu' converge vers des périodes comparables avec les deux autres modèles pour des pourcentages très faibles de l'ordre de 1.5% à 5%. Par conséquent, pour corroborer ces résultats numériques, une étude de validation avec des résultats expérimentaux s'avère très utile.

CHAPITRE 4: ETUDE DYNAMIQUE

4.1. Introduction

La propagation des ondes dans le sol est un facteur important dans une étude de fondation sous machine vibrante, car elle peut être ennuyante au voisinage immédiat ou lointain et peut éventuellement gêner le fonctionnement. La première partie de ce chapitre consiste à étudier la propagation des ondes dans le sol environnant à partir du système masse de réaction-table vibrante, la deuxième partie est consacrée à l'étude de la réponse dynamique du système aux vibrations introduites dans les deux modèles numériques (sol continu, masse-ressort). Ces vibrations sont représentées par des accélérogrammes introduits aux points d'applications des forces statiques dues aux poids de la table vibrante et le spécimen, et celles appliquées par les vérins sous forme de forces dynamiques. La deuxième méthode consiste à effectuer une analyse dynamique en utilisant des sinusoïdes introduites aux points d'application de ces forces sur une gamme de fréquences allant de 0 Hz à 60 Hz.

4.2. Caractéristiques du chargement

Pour l'analyse dynamique du système, la force produite à partir de l'accélération maximale (1.0g) agissant sur la masse combinée de la table (40tonnes) et le spécimen (60tonnes) est égale à:

$$F_{max} = 100 \text{ t} \times 9.82 = 982 \text{ KN}$$

Le plus haut centre de gravité du spécimen se trouve à environ 3.0m au-dessus de la surface supérieure de la fondation. Le centre de gravité de la table est de 0,6 mètres en-dessous de la surface supérieure de la fondation. Le centre de gravité combiné est:

$$\frac{60 \times 3.00 + 40 \times (-0.60)}{100} = 1.56 \text{ m} \quad \text{Au-dessus de la surface de la fondation.}$$

Pour cela, la force latérale maximale générée par les vérins hydrauliques est égale à :

$$F_{x,y} = \frac{982}{4} = 245.5 \text{ kN}$$

La force verticale est égale à 80% de la force horizontale :

$$F_z = 0.8 * 982 = 1964 \text{ kN}$$

Pour ce type d'analyse ces forces sont appliquées aux points d'application des vérins hydrauliques.

Ces charges statiques représentent le poids propre de la table et le spécimen, les vibrations de ces deux derniers sont introduites au modèle en guise d'accélérogrammes ou des sinusoïdes sur les forces statiques assignées au point d'application des vérins.

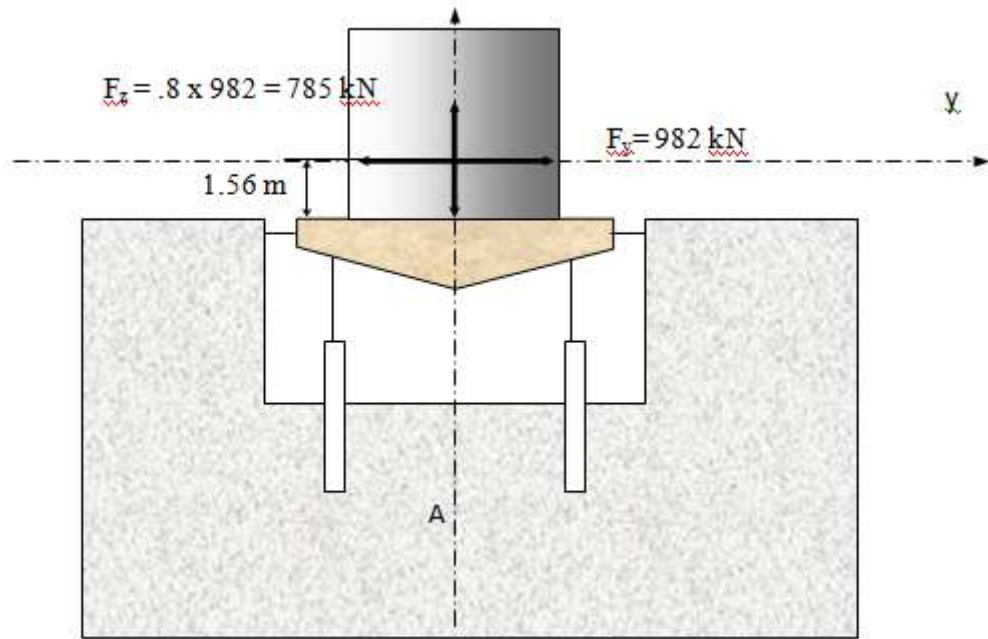


Figure4.1 : Les forces maximales appliquées au CDG de spécimen.

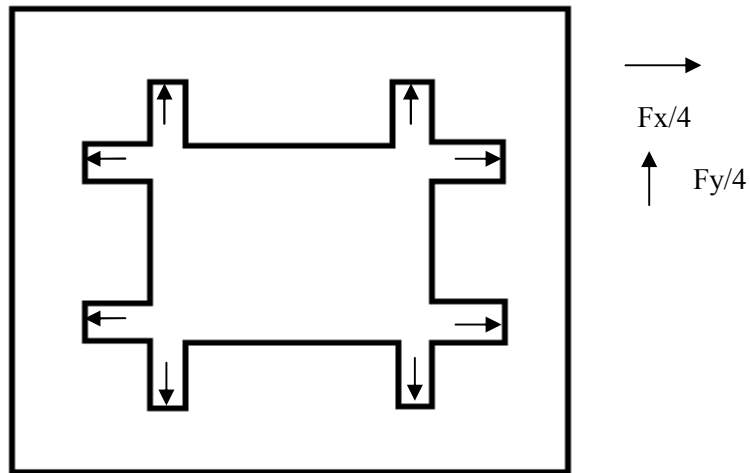


Figure4.2 : Schéma de la répartition des forces latérales aux points d'applications des vérins.

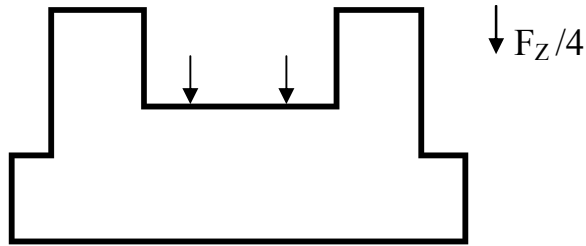
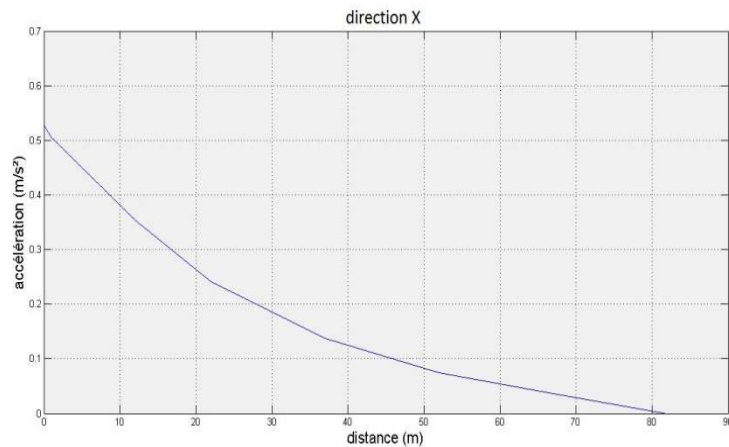


Figure4.3: Schéma de la répartition des forces verticales aux points d'applications des vérins.

4.3. Propagations des ondes vibratoires

Dans cette partie on vise à étudier les accélérations et les déplacements du sol au voisinage de la masse de réaction, le type de modélisation choisit est le modèle sol continu (EF), ce type de modélisation est avantageux pour cette étude car le sol autour de la masse de réaction est bien représenté, pour cela nous supposons que la masse de réaction est isolée sur un domaine de sol important même si cela implique en réalité l'existence d'autres équipements et des structures à proximité de la masse, donc il est exigeant de connaître l'influence de ces vibrations sur l'entourage de la table vibrante.

Les figures suivantes représentent le déplacement du sol par rapport aux bords de la masse de réaction jusqu'a la fin du domaine du sol choisit:



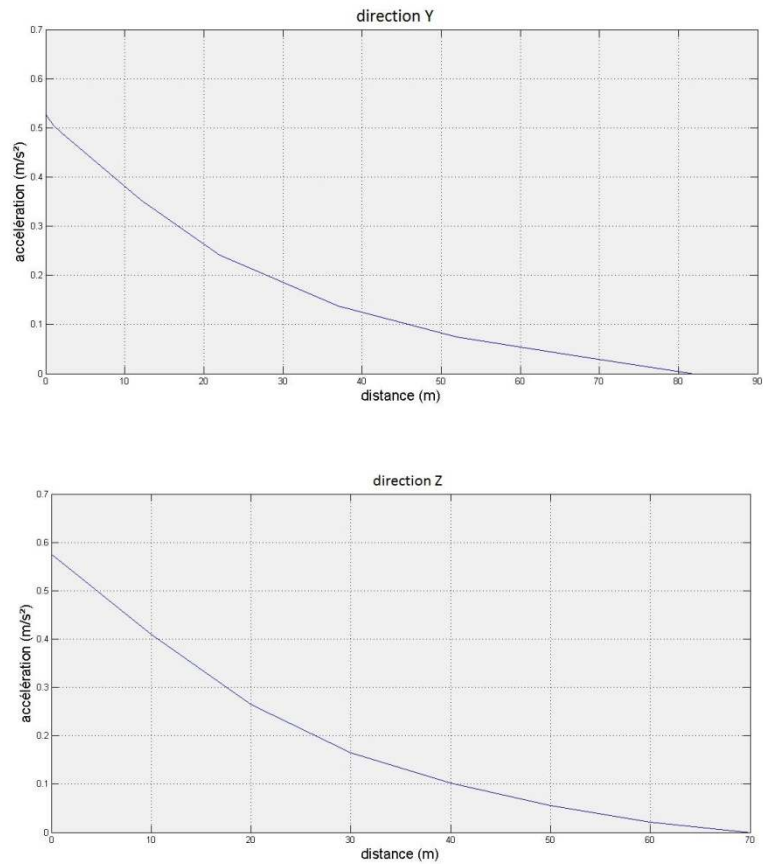


Figure 4.4: L'accélération du sol par rapport aux bords de la masse de réaction.

Ce travail nous a permis de déterminer le comportement du sol autour de la masse de réaction et de constater par la suite :

- les déplacements maximums se trouvent autour de la masse de réaction.
- Tout en s'éloignant de la masse de réaction, les accélérations deviennent très petites au point d'atteindre des seuils inférieurs à $1/10^{\text{ème}}$ à des distances ne dépassant pas trois fois la dimension de la masse de réaction. ces vibrations sont négligeables et à peine perceptibles.
- Le facteur influençant sur la dégradation du déplacement autour du sol voisin est l'amortissement matériel du sol.
- le risque de la réfraction des ondes émises par le système est faible et négligeable.

Ce modèle convient pour modéliser le système de la manière la plus adéquate possible.

4.4. La réponse de la masse de réaction aux forces dynamiques appliquées

Cette partie de l'étude est consacrée à la réponse dynamique de la masse de réaction aux vibrations générées par le fonctionnement de la table vibrante dont le but est d'identifier le comportement de la masse de réaction aux voisinages de la résonance.

Le principe du travail est d'introduire des vibrations aux points d'application des vérins hydraulique en utilisant des forces statiques qui représentent le poids de la table vibrante et celui du spécimen (les caractéristiques de chargement ont été déterminées précédemment 1.2), nous avons introduit ces vibrations sous forme d'accélérogrammes et de sinusoïdes, ainsi les caractéristiques d'amortissement sont introduites aux deux modèles (sol continu et système masse-ressorts).

4.4.1. La réponse de la masse de réaction aux vibrations par accélérogrammes

Les réponses en accélérations à partir de plusieurs accélérogrammes :

La réponse dynamique de ces modèles est illustrée dans les figures suivantes

i. La réponse en accélération en fonction du temps modèle masse-ressorts

a) 1. Accélérogramme artificiel

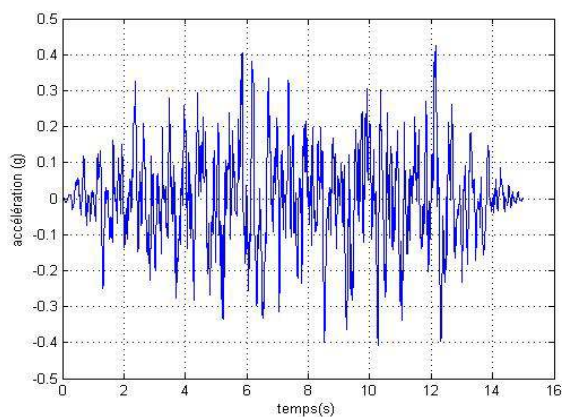
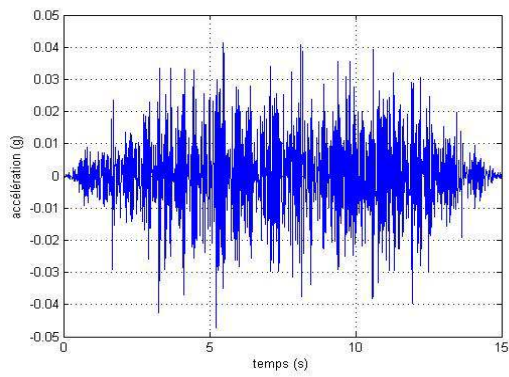
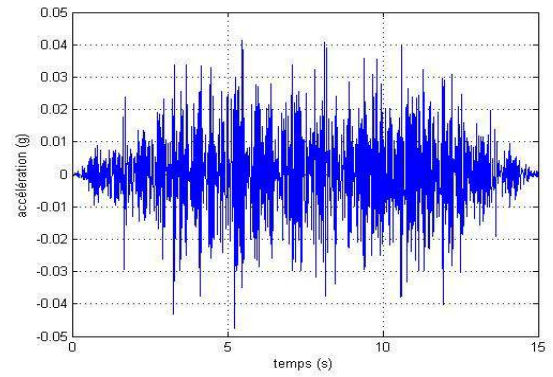


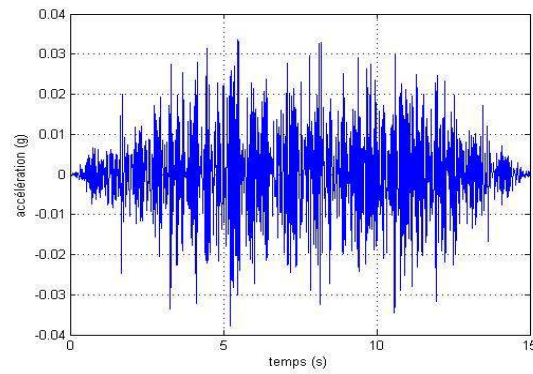
Figure4.5: Accélérogramme artificiel.



direction X



direction Y



direction Z

Figure4.6: La réponse dynamique du modèle masse-ressorts aux vibrations générées par la table vibrante en utilisant un accélérogramme artificiel.

b) accélérogramme de Kobe

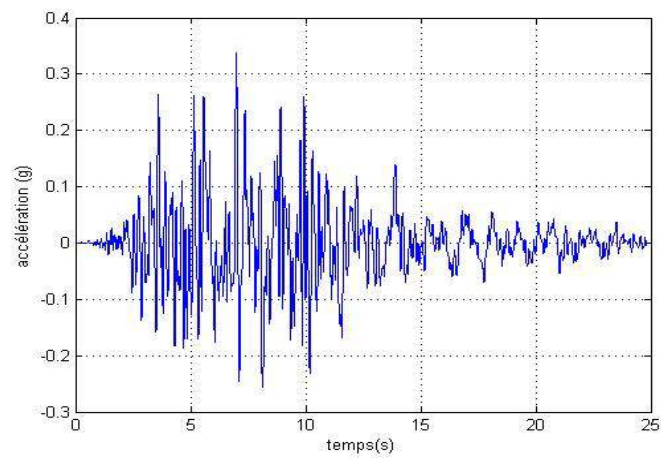
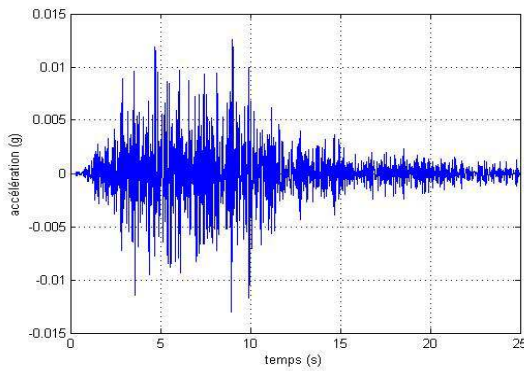
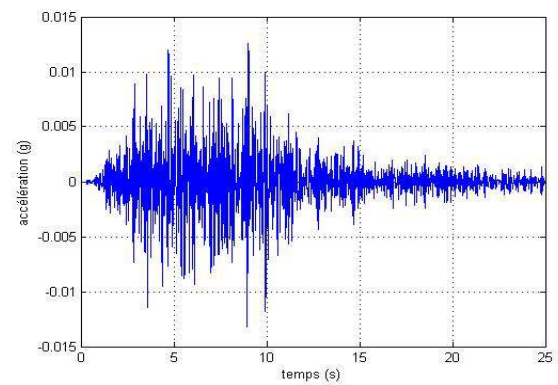


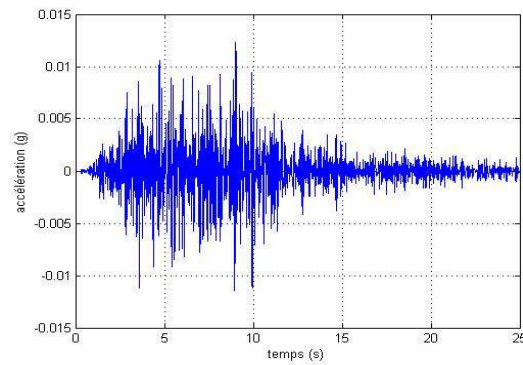
Figure4.7: Accélérogramme de Kobe.



direction X



direction Y



direction Z

Figure4.8: La réponse dynamique du modèle masse-ressorts aux vibrations générées par la table vibrante en utilisant un accélérogramme de Kobe.

c) Accélérogramme de Kedara

Le troisième accélérogramme choisit est algérien (Kedara) dont les réponses sont maximales en utilisant les vibrations générées par ce dernier. Les figures suivantes donnent les réponses par rapport au temps

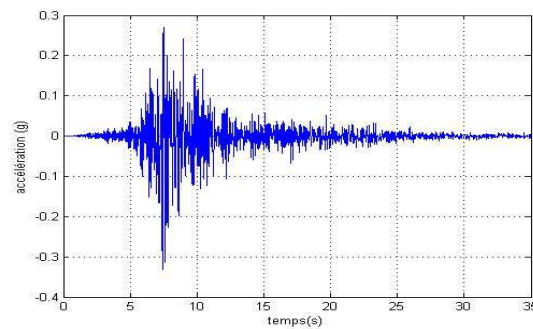


Figure4.9: Accélérogramme de Kedara.

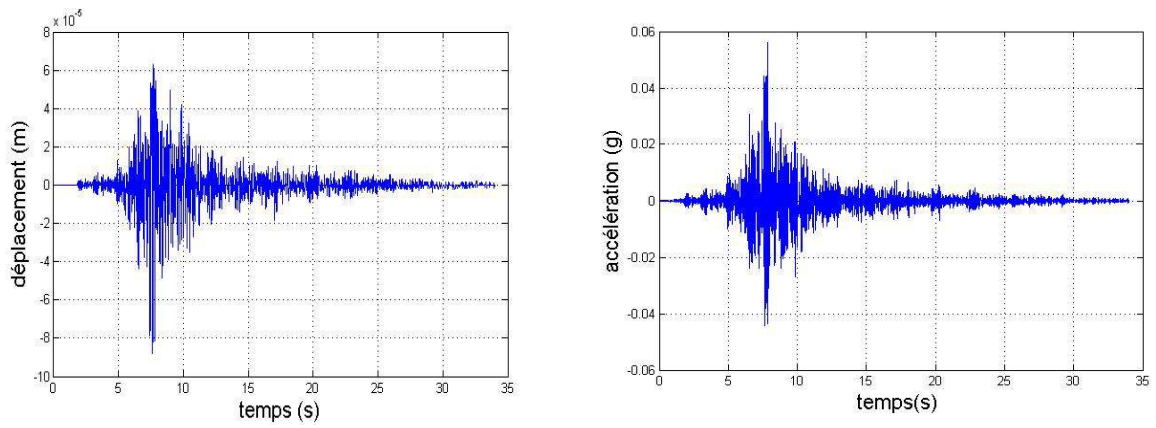


Figure4.10: Réponse dynamique du CDG en fonction du temps direction X.

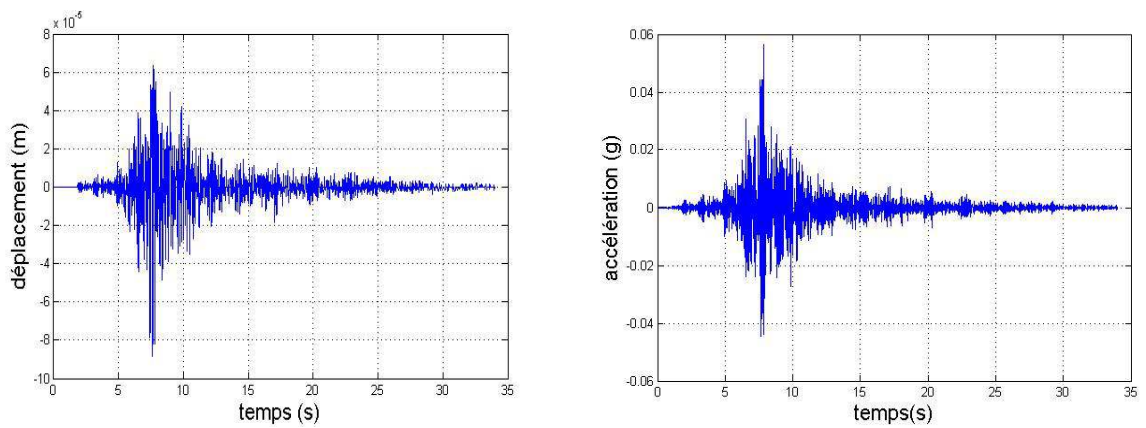


Figure4.11 : Réponse en fonction du temps direction y.

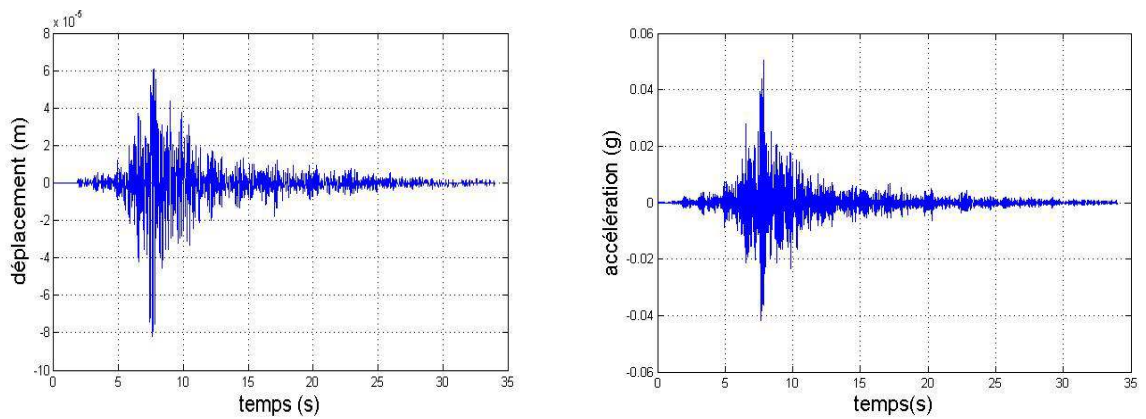
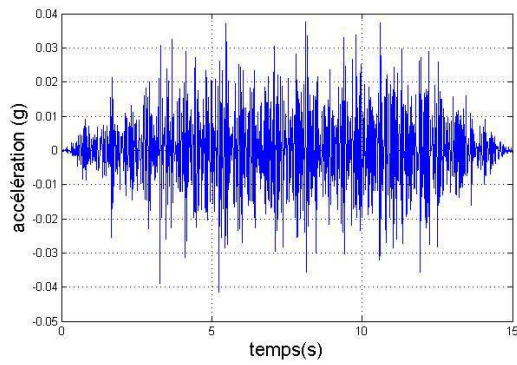


Figure4.12 : La réponse en fonction du temps direction Z.

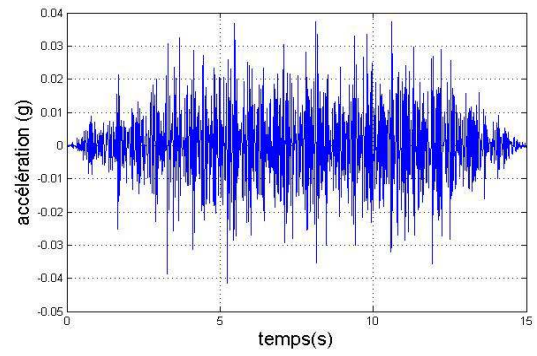
ii. Réponse en accélération en fonction du temps 'modèle sol continu'

Le même travail est fait pour 'le modèle sol continu' concernant la réponse dynamique en fonction du temps.

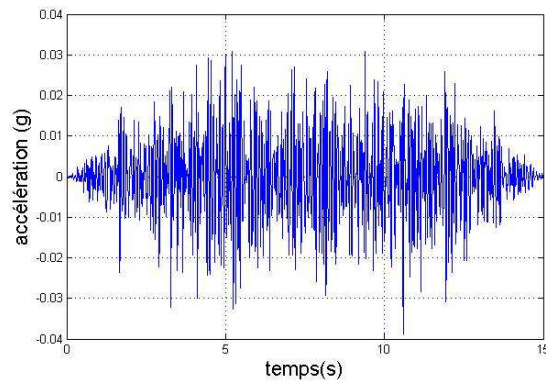
a) Accélérogramme artificiel



direction X



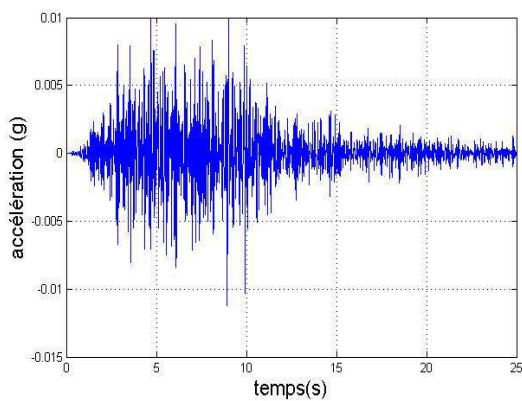
direction Y



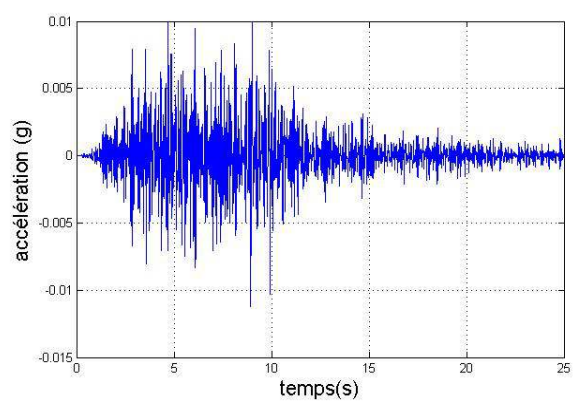
direction Z

Figure4.13: La réponse dynamique du modèle 'sol continu' aux vibrations générées par la table vibrante en utilisant un accélérogramme artificiel.

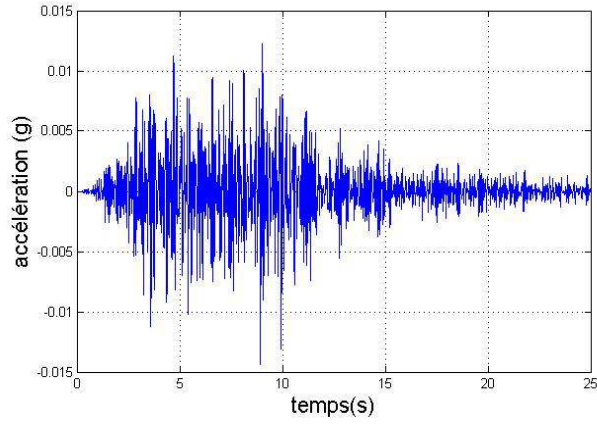
b) accélérogramme de Kobe



direction X



direction Y



direction Z

Figure4.14 : La réponse dynamique du modèle masse-ressorts aux vibrations générées par la table vibrante en utilisant un accélérogramme de Kobe.

c) accélérogramme de Kedara

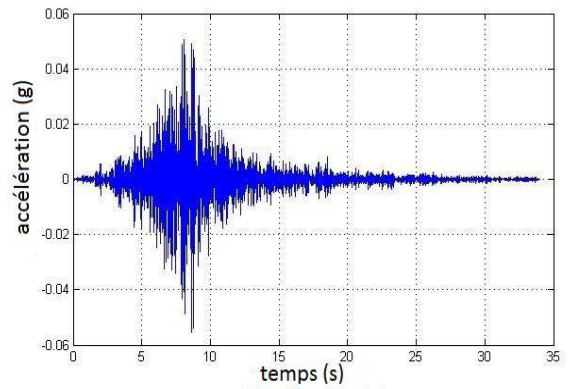
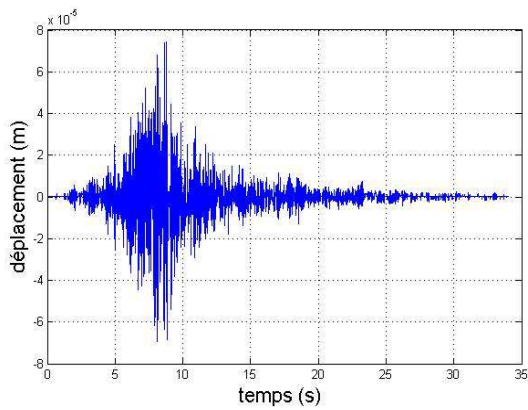


Figure4.15 : La réponse dynamique du CDG en fonction du temps direction X.

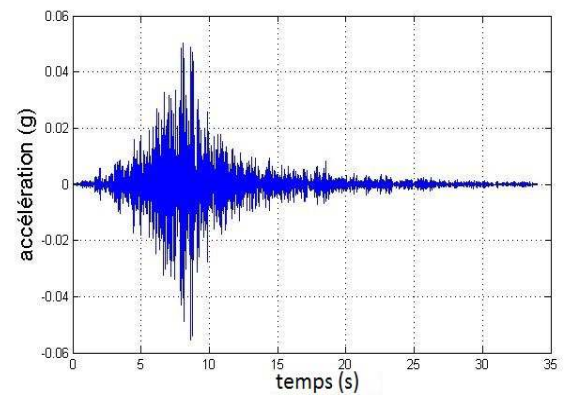
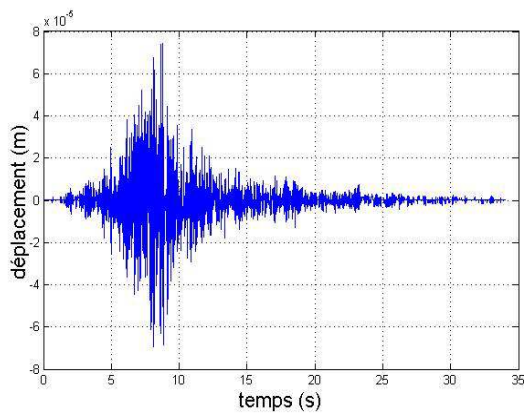


Figure4.16: La réponse dynamique du CDG en fonction du temps direction Y.

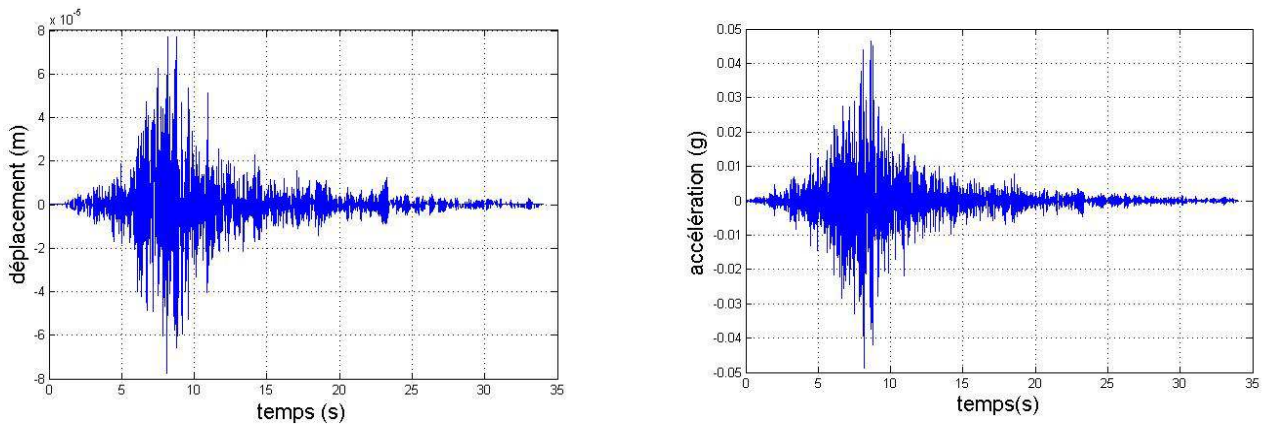


Figure4.17: Réponse dynamique du CDG en fonction du temps direction Z.

Tableau4.1: la réponse dynamique maximale (vibrations par accélérogrammes)modèle 'sol continu'

mode	X	Y	Z
déplacement (m)	7.00E-05	6.90E-05	7.80E-05
accélération(g)	0.066	0.066	0.061

4.4.2. L'étude de la réponse du système à vibrations harmoniques (Analyse Steady state)

Les résultats de l'analyse dynamique par accélérogramme ne montrent pas l'effet de la résonance qui peut potentiellement générer des vibrations importantes. Pour mieux cerner ce phénomène on procède à une analyse steady state.

L'analyse steady state consiste à créer un ensemble de sinusoïdes sur une gamme de fréquences spécifiées, l'amplitude de ces derniers est contrôlable de même le pas d'incrément. En d'autres termes le nombre de fonctions sinusoïdales sur un intervalle donné, tout en changeant le pas d'incrément, par exemple en prenant un intervalle de 0 à 5 Hz on peut choisir un pas égal à 1 alors on obtient 6 fonctions sinusoïdales dont la première a une fréquence égale à $f_1=0\text{Hz}$, la deuxième $f_2=1\text{Hz}$, jusqu'à la sixième ou sa fréquence f_6 sera égale à 5 Hz, on peut augmenter le nombre de sinusoïdes tout en diminuant le pas d'incrément. Donc sur un intervalle $[0 N]$ on peut créer un nombre de sinusoïdes S qui est égale à :

$$S = I+1$$

$$\text{Avec: } I = \frac{N}{P}$$

S: nombre de fonctions sinusoïdales

I: nombre d'incréments

P : le pas choisi

Le logiciel de calcul en éléments finis SAP 2000 offre une analyse ou on peut créer une fonction steady state, et choisir l'amplitude de ces fonctions sur un intervalle donné, les figures suivantes donnent les étapes de calcul par le logiciel.

- **les étapes de calcul par le logiciel sap2000**

L'analyse steady state cherche la réponse de la structure à une ou plusieurs fréquences de chargement. [15]

a. tout d'abord nous définissons une force correspondante aux forces dues au poids propre de la table vibrante et ses équipements.

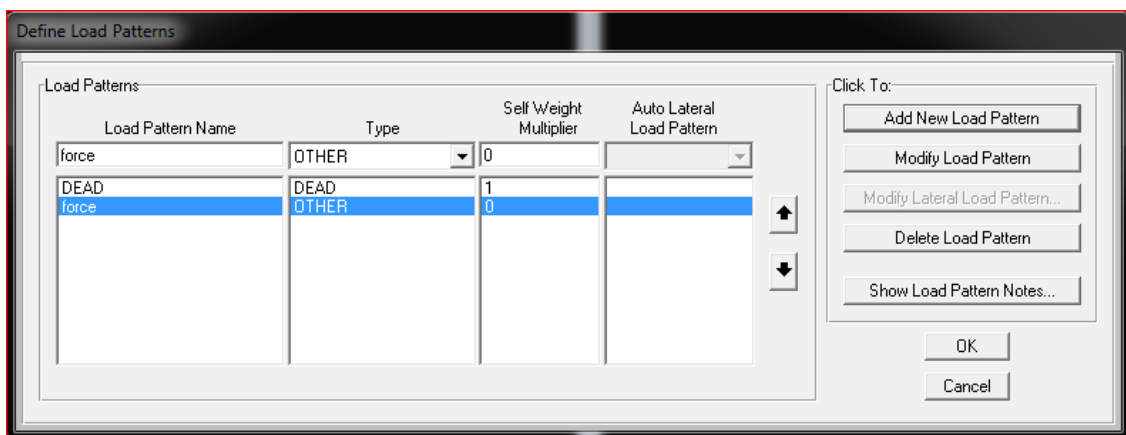


Figure4.18 : Définition de la force correspondante aux forces dues au poids propre de la table vibrante et ses équipements.

b. la deuxième étape consiste à créer une fonction steady state uniforme de 0 à 60 Hz avec une amplitude qui est égale à 1.

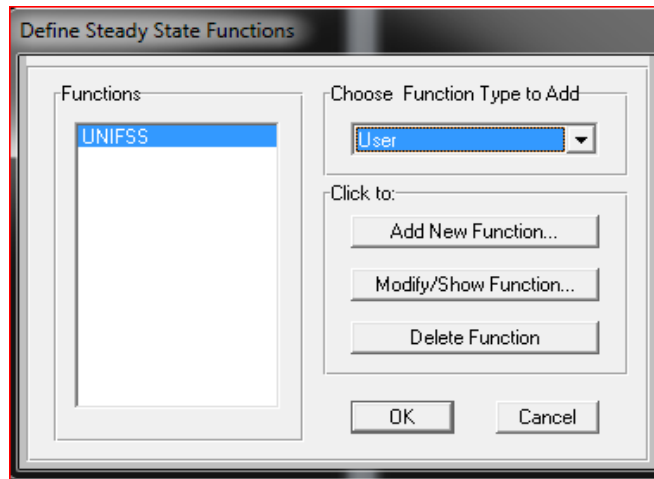


Figure4.19 : La création d'une fonction steady state.

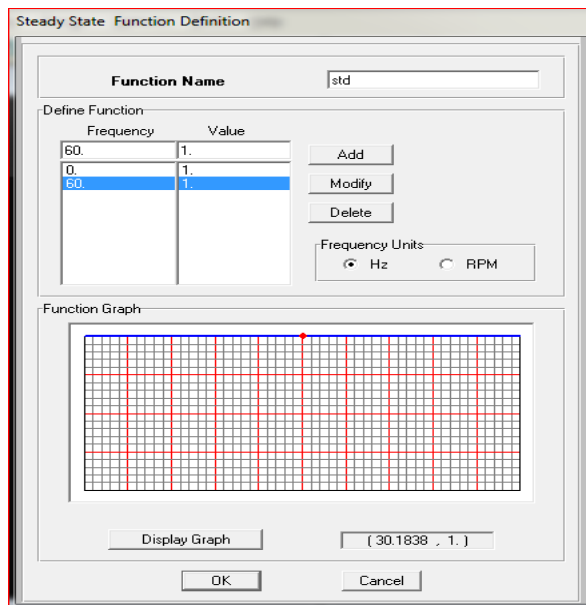


Figure4.20: Définition des paramètres de la fonction steady state.

c.La 3ème étape permet de créer une analyse d'un nombre de pas égale à 240 donnant un pas qui est égale à 0.4 Hz

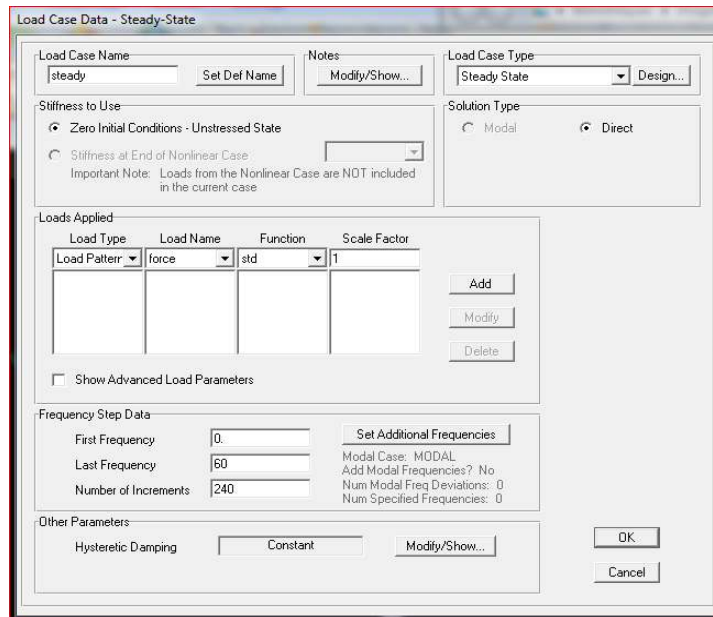


Figure4.21: Création d'un cas d'analyse steady state.

d. la dernière étape consiste à définir un amortissement proportionnel tout en donnant des coefficients pour la masse et la rigidité

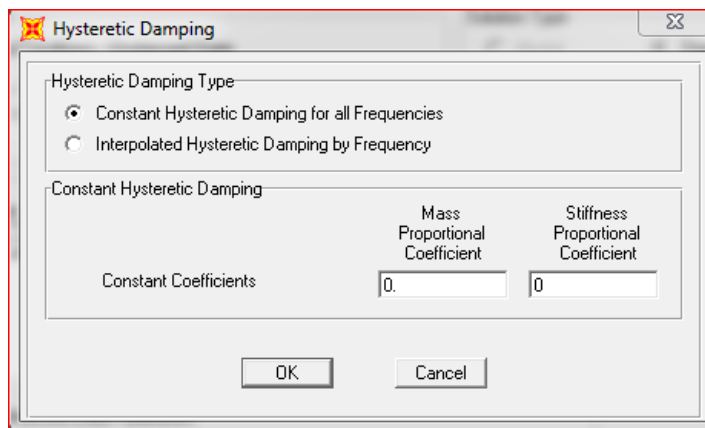


Figure4.22: Définition de l'amortissement.

Il est Clairement que, la façon la plus simple est de formuler une matrice d'amortissement proportionnel à la matrice masse ou rigidité, une amélioration est évidente si l'amortissement est supposé proportionnel à une combinaison de la matrice masse de rigidité comme elle est donné par la somme des deux expressions alternatives [16], pour cela l'amortissement devient :

$$[c]= a_0[m]+a_1[k]$$

L'amortissement proportionnel est en fonction de la rigidité et de la masse. La fonction suivante donne les coefficients a_0 correspondant à la masse et a_1 qui est le coefficient de la rigidité

$$\begin{Bmatrix} a_0 \\ a_1 \end{Bmatrix} = 2 \frac{\omega_m \omega_n}{\omega_n^2 - \omega_m^2} \begin{bmatrix} \omega_n & -\omega_m \\ -1/\omega_n & 1/\omega_m \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \xi_m \\ \xi_n \end{Bmatrix}$$

a_0 : Coefficient de la masse.

a_1 : Coefficient de la masse.

$[c]$: Matrice d'amortissement.

$[m]$: Matrice masse.

$[k]$: matrice rigidité.

ω_m : pulsation propre du premier mode.

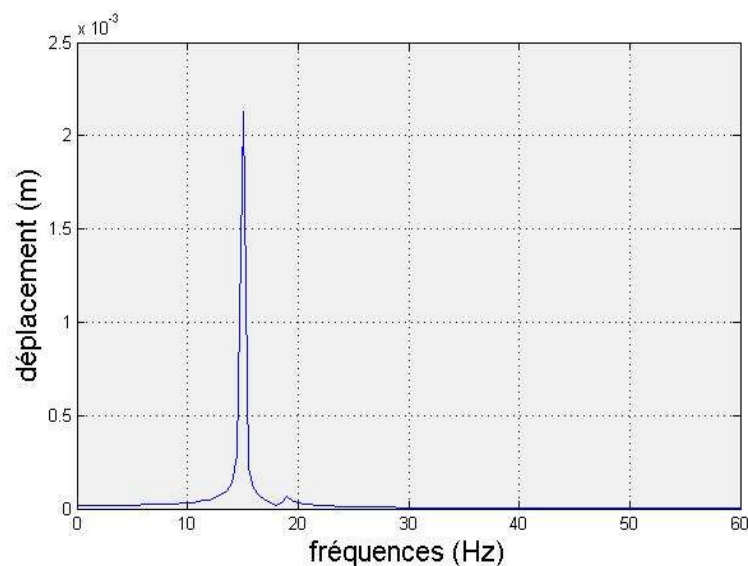
ω_n : pulsation propre du deuxième mode.

ζ_m : taux d'amortissement du premier mode.

ζ_n : taux d'amortissement du deuxième mode.

a. Les réponses dynamiques par rapport à la fréquence

Les figures suivantes démontrent la réponse du système à vibrations harmoniques (analyse steady state).



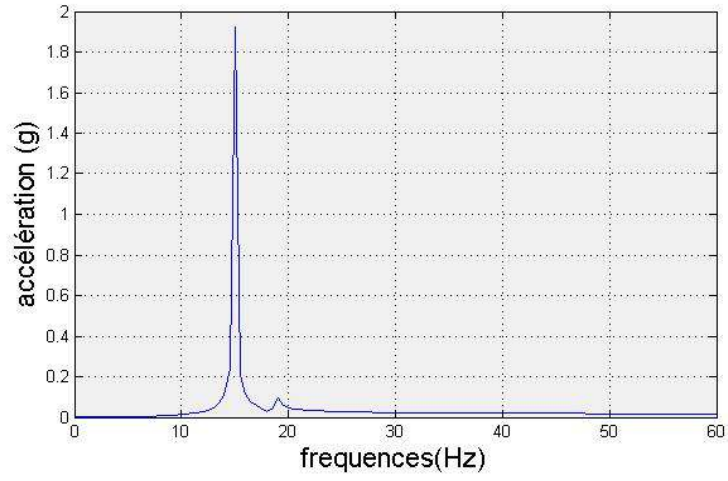


Figure4.23: La réponse dynamique de CDG en fonction de la fréquence selon l'axe X.

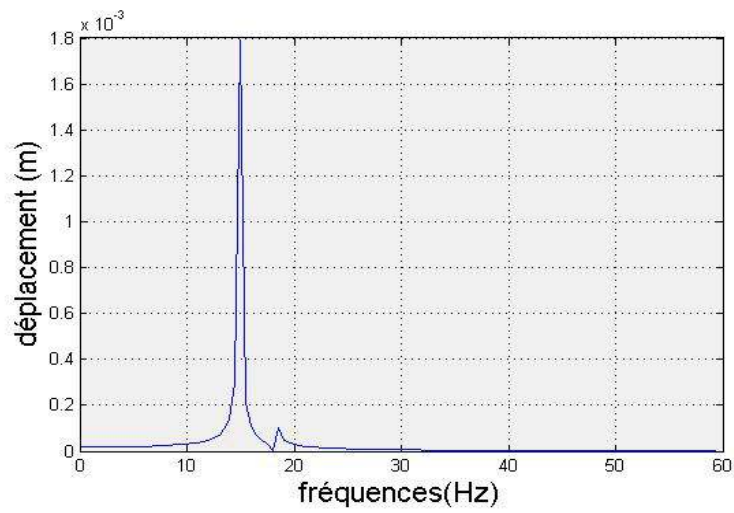


Figure4.24: La réponse dynamique de CDG en fonction de la fréquence selon l'axe Y.

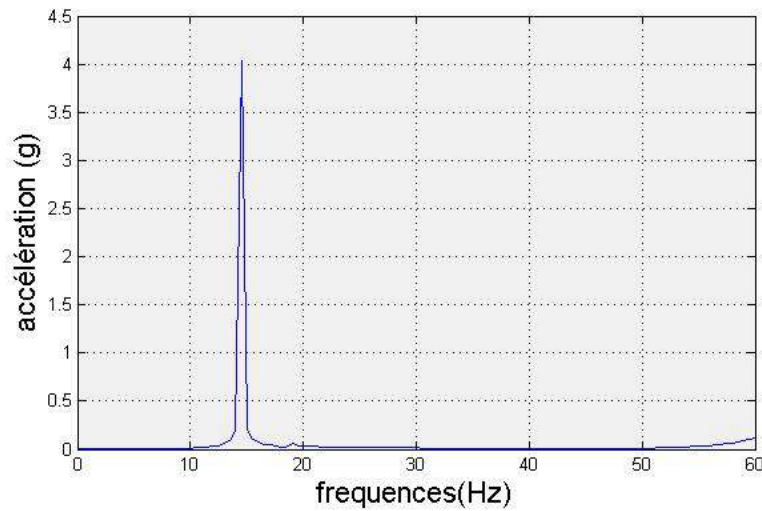
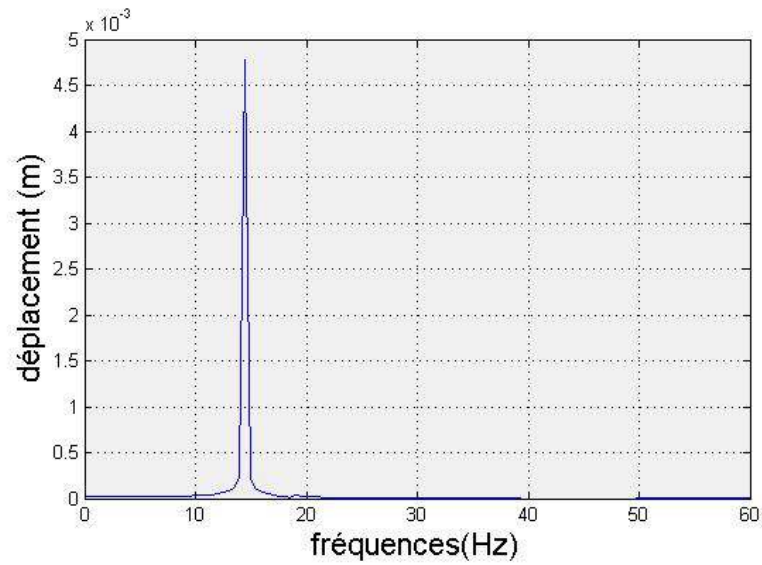


Figure4.25 : La réponse en fonction de la fréquence selon l'axe Z.

En prenant les résultats de cette analyse , nous remarquons que cette méthode nous a permis de mieux apercevoir les pics dus a la résonance car dans les systèmes à vibrations harmoniques on peut observer à certaines fréquences d'excitation une forte croissance des amplitudes de vibration, ce phénomène est généralement appelé résonance et il est caractérisé par des systèmes vibrants non amorties et légèrement amorties. Pour un système de plusieurs degrés de liberté, il peut subsister l'existence de plusieurs fréquences de résonance [16], pour ce modèle on remarque que ces pics apparaissent sur une gamme de fréquences bien précise et coïncident avec les fréquences des modes propres du système {14Hz à 15Hz pour la direction Z, 14.33 et 15.5 Hz pour la direction X 14.3 et 15.5 Hz pour la direction Y}, ces amplitudes ne sont pas souhaitables pour le système, donc il est nécessaire de les éviter.

Aussi, l'apparition d'un deuxième pic pour les modes X et Y qui est du au couplage des modes de translation avec ceux des rotations θ_y et θ_x , en prenant les fréquences relatives de chaque pic nous trouvons que le mode de translation X est couplé avec celui de la rotation autour de l'axe Y (θ_y), pour le mode de translation Y, celui-ci est couplé avec le mode de rotation autour de l'axe X (θ_x), pour la direction Z nous remarquons qu'il y a un seul pic correspondant au mode de translation selon Z .

Tableau4.2:Les zones dangereuses pour chaque direction.

direction	la gamme à éviter (Hz)
X	14.33 à 15.5
Y	14.3 à 15.5
Z	14 à 15

b. comparaison entre la réponse dynamique obtenue par l'analyse par accélérogrammes et celle de l'analyse steady state

Tableau4.3 : La réponse dynamique maximale (vibrations par accélérogrammes) modèle 'masse ressorts'.

direction	X	Y	Z
déplacement (m)	5.8E-05	5.8E-05	6E-05
accélération(g)	0.051	0.51	0.046

Tableau4.4: La réponse dynamique maximale (analyse steady state) modèle.

direction	X	Y	Z
déplacement (m)	2.1E-03	1.8E-03	4.7E-03
accélération(g)	1.93	1.67	3.89

Après comparaison entre les réponses maximales pour ces deux analyses, nous remarquons que pour le même modèle 'masse-ressorts' et pour le même point, les réponses de l'analyse Steady state sont plus amples que l'analyse avec accélérogramme , les accélérations sont amplifiées jusqu'à 2 fois pour les vibrations selon l'axe X et Y par rapport aux vibrations introduites d'une accélération de 1g, pour la direction Z nous constatons que l'accélération atteint jusqu'a 4g ou 4 fois l'accélération de l'input car le mode Z est le plus souple dans ce modèle. Ces résultats confirment que l'analyse à l'aide des sinusoides est très utile en ce qui concerne l'étude de la résonance du système à cause des fréquences qu'on peut les contrôler d'une manière plus facile et plus précise. Les résultats obtenus affirment qu'il est nécessaire d'étudier ce phénomène et éviter

les fréquences pouvant provoquer une amplification de la réponse aux vibrations à des valeurs inacceptables.

4.5. Conclusion

L'étude de propagation des ondes aux voisinages de la masse de réaction a montré que les réponses maximales se produisent à l'interface masse-sol et s'atténuent plus ou moins rapidement pour atteindre des seuils inférieurs à $1/10^{\text{ème}}$ à des distances ne dépassant pas trois fois la dimension de la masse de réaction. Ainsi le risque de perturber la réponse dynamique du système par les ondes réfractées des bords du domaine du sol (modèle) choisit est très faible.

Pour la deuxième partie nous avons étudié la réponse de la masse de réaction, en constatant par la suite que les grands déplacements se trouvent généralement au voisinage des fréquences proches ou égales celles du système, ces amplitudes amplifiées ont été causés par le phénomène de la résonance ou la fréquence de fonctionnement coïncide avec celle de la fondation, le même phénomène influe sur les vitesses et les accélérations. De même, on remarque l'apparition d'un deuxième pic accompagnant ceux des modes X et Y, ces pics sont dus aux modes de rotations θ_Y et θ_X mais pas pour la direction Z ou un seul pic a été constaté, ce dernier correspond au mode de translation selon l'axe Z qui est un mode découplé, contrairement aux autres modes qui sont des modes couplés deux à deux. Les deux modèles étudiés la réponse de la masse est presque la même est le décalage est minime.

Nous concluons qu'on peut compter sur les deux modèles en EF afin d'étudier la réponse dynamique du système aux vibrations dues au fonctionnement de la table vibrante, mais pour étudier le phénomène de la propagation des ondes il faut toujours utiliser la méthode du sol continu car le sol est bien représentés sur un domaine spécifié. Une analyse steady state a été menée et les résultats obtenus confirment qu'il faut toujours éviter une certaine gamme de fréquences et travailler sur une gamme loin des fréquences propres du système.

CONCLUSION GENERALE

L'étude d'une fondation d'une machine est tout un domaine de recherche, comme la masse de réaction est un type de cette catégorie de fondations le travail ne diffère pas à une fondation (massif de béton) sous machine, l'étude de la masse de réaction nécessite une connaissance approfondie des paramètres influençant les caractéristiques du système machine-masse-sol, le choix du type de modélisation est un facteur important, ce choix peut être fait selon l'objectif de l'étude car chaque type de modélisation a ses propres caractéristiques, la modélisation de la masse de réaction a été faite par trois différentes méthodes, la première méthode c'était la méthode analytique ou la fondation a été supposée comme un bloc rigide sur un sol élastique, cette méthode nous a donné les réponses propres du système d'une manière simple et rapide mais ce type de modélisation est limité par la difficulté d'introduire les vibrations à la masse, car ces derniers doivent être des vibrations simples (de type sinusoïdales), par contre les vibrations générées par la masse de réaction sont plus complexes ou vont être représentées par des accélérogrammes, pour cela d'autres types de modélisation s'avèrent utiles, les méthodes de modélisation en éléments fins sont plus développées et performantes, à l'aide d'un logiciel de calcul des structures (SAP 2000) un deuxième modèle a été élaboré où le système masse-sol est représenté par un autre système masse-ressorts équivalents, cette modélisation a donné des résultats proches au modèle analytique concernant les modes propres de translation, la divergence a été dans les modes de rotations qui ont été moins rigides que le modèle analytique, pour cela nous avons lancé une étude paramétrique qui a été effectuée sur les deux modèles pour déterminer l'influence de la géométrie de la masse sur les modes propres du système, ce que nous concluons que la géométrie de la masse a une influence sur la réponse modale où des modes plastiques ont apparus pour des configurations dont la profondeur est inférieure à 2m car la rigidité du bloc est faible par rapport au sol environnant et ça qu'on ne peut pas le voir avec un modèle analytique, mais l'écart reste le même entre les modes de translations et celles de rotations, le principe de ces deux méthodes est différent car les rigidités sont assignées sur chaque nœud de la base pour un sol compacté et pour le sol compacté les rigidités sont réparties sur toutes les faces en contact avec le sol, pour le sol non compacté nous constatons que l'introduction des ressorts se fait sur une bande de 2m sur les côtés de la base donnent des résultats plus proches au modèle analytique par rapport à la répartition uniforme des ressorts équivalents, alors la comparaison entre ces deux méthodes est impossible pour cela une troisième méthode de modélisation est faite où le sol a été représenté par des

éléments solides sur un domaine spécifique, nous avons remarqué que la réponse modale de ce modèle dépend de plusieurs paramètres:

- l'étendue de sol doit être bien étudiée afin d'éviter tous problèmes de réfraction des ondes
- le choix de la participation de la masse du sol participant à la réponse du système dépend de la masse du bloc de béton et l'étendue choisie
- le maillage doit être bien choisi pour avoir une bonne représentation de l'hétérogénéité du sol, et réduire le temps d'analyse, car un maillage compliqué peut augmenter le temps de calcul.

Le modèle 'sol continu' a donné des modes de translations comparables aux deux modèles précédents et les fréquences des modes de rotations sont plus proches au modèle analytique que le modèle numérique 'masse-ressorts'. L'étude de la réponse du système sol-masse de réaction soumis aux vibrations de la table vibrante nous a permis de conclure que la propagation des ondes émises par le système sur le sol environnant ne perturbe pas le voisinage car les accélérations du sol ont été négligeables et le risque de fausser la réponse du système ou le sol et représenté par le modèle 'sol continu' est insignifiant. De même pour la réponse du système aux vibrations nous remarquons que les réponses du système aux vibrations sont très petites pour les deux modèles en EF, une étude dynamique en utilisant des vibrations harmoniques (sinusoïdales) est très utile pour l'identification des zones dangereuses ou il y a un risque de résonance, cette étude a montré qu'il faut toujours éloigner des vibrations ou leurs fréquences sont proches ou égales aux fréquences propres du système afin d'éviter l'amplification de la réponse dynamique à des amplitudes non souhaitables. Les méthodes de modélisations par EF ont montré de bons résultats.

La recherche dans le domaine de l'analyse des fondations sous machines vibrantes a fait des progrès remarquables au cours de ces dernières années et a atteint un stade de maturité du développement, l'étude menée a permis en premier lieu d'avoir une expérience dans le domaine de la recherche scientifique, est conclure qu'une recherche et un travail de continuité, ou il faut toujours chercher à améliorer et accomplir ce qui a été déjà fait.

Recommandations et perspectives :

- travailler sur les modèles précédents est faire changer d'autres paramètres qui peuvent influencer la réponse modale du système afin de rapprocher les réponses des différents modèles.

- élaborer d'autres méthodes de modélisation comme la méthode des éléments frontières ou les méthodes hybrides (éléments finis-éléments frontières), car ces derniers peuvent réduire l'étendue du sol et rendre la tâche plus simple.
- comparer les résultats des modèles précédemment étudiés avec des résultats expérimentaux obtenus par des essais sur la masse de réaction, et essayer par la suite de calibrer les modèles numériques avec ces résultats.

REFERENCES

- [1] Bhatia, K.G. (2008). Foundations for Industrial Machines—A Handbook for Practising Engineers”, D-CAD Publishers, New Delhi.
- [2] ACI Committee 351 (2004). Foundations for Dynamic Equipment Copyright © 2004, American Concrete Institute.
- [3] SHAMSHER PRAKASH & VIJAY K. PURI 2006 FOUNDATIONS FOR VIBRATING MACHINES Special Issue, April-May 2006, of the Journal of Structural Engineering, SERC, Madras. INDIA.
- [4] Bhatia, K.G. (2008). Foundations for Industrial Machines ISET Journal of Earthquake Technology, Paper No. 495, Vol. 45, No. 1-2, March-June 2008, pp. 13–29.
- [5] V. Davidovici. Construction en zone sismique 1999 Approche réglementaire Modèles d'analyse des structures Diagnostic des bâtiments existants Exemples de calculs.
- [6] Louis Ménard & Philippe Lambert .étude expérimental d'un massif de fondation soumis a des vibrations SOLS SOILS N° 17 -1966.
- [7] J.SEMBLAT & Patrick DANGLA.Modélisation de la propagation d'ondes et de l'interaction sol-structure : approches par éléments finis et éléments de frontière. BULLETIN DES LABORATOIRES DES PONTS ET CHAUSSÉES - 256-257 JUILLET-AOÛT-SEPTEMBRE 2005 - RÉF. 4549 - PP. 163-178.
- [8] P. K. Pradhan & A. Manda & D. K. Baidya & D. P. Ghosh .Dynamic Response of Machine Foundation on Layered Soil: Cone Model Versus Experiments © Springer Science+Business Media B.V. 2008.
- [9] I.Chowdhury & S. Dasgupta .Dynamics of Structure and Foundation – A Unified Approach vol 2 applications 2009 Taylor & Francis Group, London, UK.
- [10] J.Kumar & V.Boora 2008. Dynamic Response of a Machine Foundation in Combination with Spring Mounting Base and Rubber Pad Civil Engineering Department, Indian Institute of Science ,Springer Science+Business Media B.V. 2008.
- [11]S. K. Lapin. transfer of vibrations from machine foundations to adjacent foundations supporting buildings and structures Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol. 46, No. 5, 2009.
- [12] J.E. Luco, O.Ozcelik , J.P.Conte& L.H.Mendoza.(2011). Experimental study of the dynamic interaction between the foundation of the NEES/UCSD Shake Table and the surrounding soil: Reaction block response, Soil Dynamics and Earthquake Engineering 31 (2011) 954–973.

- [13] P. C. Müller & W. O. Schiehlen. Linear vibrations Mechanics: Dynamical Systems Volume 7, 1985, pp 188-233.
- [14] F. MERIBOUT .Analyse de la transmission au sol des vibrations a partir d'une structure vibrante, thèse de doctorat à l'UNIVERSITE MENTOURI CONSTANTINE Faculté des sciences de l'ingénieur Département de Génie Civil.
- [15] SAP2000., “Computers and Structures”, Version 14.2.2, july 2010.
- [16] CSI Analysis Reference Manual. For SAP2000®, ETABS®, and SAFE® July 2010.
- [17] R.clough et J. Penzien dynamics of structures third edition 2003