

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
MINISTERE D'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR ET DE LA RECHERCHE
SCIENTIFIQUE
UNIVERSITE DES SCIENCES ET DE LA TECHNOLOGIE HOUARI
BOUMEDIENE
Faculté d'Electronique et d'Informatique



THESE DE DOCTORAT EN SCIENCES

Présentée en vue d'obtenir le grade de DOCTEUR

EN : ELECTROTECHNIQUE
Spécialité : Systèmes Électro-énergétiques

Par : ALLAOUA Sofiane

Sujet

**Etude des stratégies de commandes actives des structures
en vue d'une intégration industrielle**

Soutenue publiquement le 08/01/2019, devant le jury composé de :

Mr. M.S. BOUCHERIT	Professeur à l'ENP	Président
Mr. L. GUENFAF	Professeur à l'USTHB	Directeur de thèse
Mr. M. HADID	Professeur à l'ENTP	Examineur
Mr. M. TADJINE	Professeur à l'ENP	Examineur
Mr. M. MANSOUR	Maitre de conférences/A à l'USTHB	Examineur
Mr. A. NAIT SEGHIR	Maitre de conférences/A à l'USTHB	Examineur

Dédicaces

*À mon très cher père
(Que Dieu protège son âme)*

De tous les pères, tu étais le meilleur.

Tu étais et tu seras toujours un exemple pour moi.

*Ce travail et le fruit de toutes vos sacrifices, vos sollicitudes, vos
encouragements et de vos prières.*

Ce travail est le fruit de toutes vos peines et de tous vos efforts.

En ce jour, j'espère réaliser l'un de tes rêves.

*Aucune dédicace ne saurait exprimer mes respects, ma reconnaissance et
mon profond amour.*

Puisse Dieu protège votre âme et vous accueillera dans son paradis.

À ma très chère mère

Source inépuisable de tendresse, de patience et de sacrifice. Ta prière et ta Bénédiction m'ont été d'un grand secours tout au long de ma vie.

Quoique je puisse dire et écrire, je ne pourrais exprimer ma grande affection et ma profonde reconnaissance. J'espère ne jamais te décevoir, ni trahir ta confiance et tes sacrifices.

Puisse Dieu tout puissant, te préserver et t'accorder santé, longue vie et Bonheur.

Remerciements

Mes remerciements vont tout premièrement, au bon Dieu, qui m'a donné la santé, la patience et le courage pour que je puisse continuer ce travail.

A mon rapporteur de thèse, Monsieur L. Guenfaf Professeur à l'USTHB

J'ai été touché par la bienveillance et la sympathie avec laquelle vous m'avez accueilli.

Veuillez accepter ma profonde gratitude pour l'aide considérable que vous m'avez apporté.

A notre président de thèse, Monsieur M.S. Boucherit professeur à l'ENP

C'est pour moi un grand honneur de vous voir présider cette thèse.

Ce travail est une occasion pour moi d'apprécier vos qualités humaines et professionnelles.

Qu'il me soit permis de vous remercier et de vous exprimer mon estime et profond respect.

A notre juge de thèse, Monsieur M. Hadid, professeur à L'ENTP

Je suis très sensible à l'honneur que vous nous faites en acceptant de juger ce travail.

Veillez accepter l'expression de mon profond respect et ma reconnaissance.

A notre juge de thèse, Monsieur M. Tadjine, professeur à L'ENP

Je suis très sensible à l'honneur que vous nous faites en acceptant de juger ce travail.

Veillez accepter l'expression de mon profond respect et ma reconnaissance.

A notre juge de thèse, Monsieur M. A. Nait Seghir, maitre de conférences à L'USTHB

Je suis très sensible à l'honneur que vous nous faites en acceptant de juger ce travail.

Veillez accepter l'expression de mon profond respect et ma reconnaissance.

A notre juge de thèse, Monsieur M. M. MANSOUR, maitre de conférences à L'USTHB

Je suis très sensible à l'honneur que vous nous faites en acceptant de juger ce travail.

Veillez accepter l'expression de mon profond respect et ma reconnaissance.

Sommaire

Dédicaces	III
Remerciements	V
Sommaire	IV
Glossaire	X
Liste des symboles	XI
Introduction générale	16
Chapitre 1 Etat de l'art sur les actionneurs dans les structures	21
1.1 Introduction	21
1.2 Systèmes d'isolation de base	21
1.2.1 Appuis en élastomère	22
1.2.2 Appuis avec bouchon en plomb	23
1.2.3 Appuis en caoutchouc avec fort amortissement	23
1.2.4 Appuis en pendule frottant	24
1.3 Les systèmes passifs de dissipation d'énergie	25
1.3.1 Systèmes masse-amortisseurs	25
1.3.2 Systèmes liquide-amortisseur	27
1.3.3 Amortisseurs viscoélastiques	28
1.3.4 Amortisseurs à fluide visqueux	28
1.4 Systèmes d'amortisseur semi-actif	31
1.4.1 Masse-amortisseur semi-actif	31
1.4.2 Liquide-amortisseur semi-actif	32
1.4.3 Amortisseur de vibrations semi-actif	33
1.4.4 Dispositifs semi-actifs de contrôle de raideur	33
1.4.5 Amortisseur semi-actif à fluide visqueux	34
1.5 Systèmes de contrôle actif	35
1.5.1 Configuration de base des systèmes de contrôle actif	36
1.5.2 Systèmes actifs masse-amortisseur	39
1.5.3 Système tendon actif	40
1.5.4 Systèmes actifs d'entretoisement	41
1.5.5 Systèmes de Génération d'impulsions	42
1.6 Conclusion	42
Chapitre 2 Calcul du Modèle Dynamique de la Structure	43
2.1 Introduction	43
2.2 L'idéalisation de la structure MDF	43
2.3 Equation du mouvement	44
2.4 Calcul des matrices	44
2.4.1 Calcul de la Matrice Masse	44
2.4.2 Calcul de la Matrice Rigidité	45
2.4.3 Calcul de la Matrice Amortissement	48
2.5 Calcul numérique	51
2.6 Validation du modèle dynamique	54
2.7 Conclusion	59
Chapitre 3 Contrôle actif	60
3.1 Introduction	60
3.2 Mécanisme du système AMD	60

	3.3 Modèle de la structure avec AMD	62
	3.4 Algorithme de commande	64
	3.5 Simulation numérique	68
	2.6 Evaluation des performances du système AMD à servomoteur parfait.....	70
	3.7 Evaluation des performances du système AMD à servomoteur asynchrone.....	80
	3.7.1 Commande vectorielle du moteur asynchrone	81
	3.7.2 Application au système AMD.....	82
	3.7.3 Evaluation des performances du système AMD	83
	3.7 Conclusion	87
Chapitre 4	Contrôle actif avec considération de l'interaction sol-structure	88
	4.1 Introduction	88
	4.2 Modèle dynamique d'une structure en béton à plusieurs étages avec un système AMD à servomoteur électrique.....	88
	4.2.1 Modèle dynamique sur base fixe	88
	4.2.2 Modèle dynamique avec interaction sol-structure	91
	4.3 L'algorithme de commande LQG.....	94
	4.3.1 Discrétisation du modèle d'état continu linéaire	94
	4.3.2 Théorème de séparation stochastique	95
	4.4 Simulation numérique.....	96
	4.4.1 Les paramètres du système	96
	4.4.2 Effet du SSI sur le bâtiment à cinq étages	97
	4.4.3 Effet du SSI sur le système AMD électrique	99
	a) Évaluation énergétique dans le domaine fréquentielle	100
	b) Évaluation énergétique dans le domaine temporel.....	101
	c) Efficacité de contrôle des vibrations de l'AMD électrique...	103
	4.5 Conclusion	106
Chapitre 5	Contrôle actif avec la considération des non linéarités dans la structure	107
	5.1 Introduction.....	107
	5.2 Modèle structurel non linéaire	108
	5.3 Le modèle ARMAX de la structure	109
	5.4 Algorithme de variance minimum généralisée.....	110
	5.5 Commande de variance minimum généralisée en utilisant la planification des gains.....	112
	5.6 Modèle mathématique de séisme	113
	5.7 Résultats de simulation	114
	5.8 Conclusion	116
	Conclusion générale	118
	Annexe A	121
	Références bibliographiques	122

Glossaire

A/N	Analogique/Numérique
ABS	Active Bracing System
AMD	Active Mass Damper
ARMAX	Auto Regressive Moving Average eXogen
ATMD	Active Tuned Mass Damper
GMV	General Minimum Variance
LVDT	Linear variable differential transformer
LQG	Linear Quadratic Gaussian
MAS	Moteur Asynchrone
MDF	Multi Degree of Freedom
SDF	Single Degree of Freedom
N/A	Numérique/Analogique
PI	Proportionnel Intégrale
SAHD	Semi-active Hydraulic Damper
SAVA	Semi-active Vibration Absorber
SAVS	Semi-active Variable-Stiffness System
TLD	Tuned Liquid Damper
TMD	Tuned Mass Damper
VDW	Viscous Damping Wall
VE	Viscoélastique
VSD	Variable-Stiffness Device

Liste des symboles

a_0	Constante
a_1	Constante
a_{top}	Accélération du dernier étage
A	Matrice du système
B	Vecteur position de la force de contrôle
c_j	Amortissement de l'étage j
C	Matrice amortissement
C_s	Matrice amortissement de la structure
c_m	Coefficient d'amortissement du système AMD
C	Couple nominal
C_{SSI}	Matrice amortissement avec interaction sol-structure
$C_{soil(\omega)}$	Matrice amortissement du sol
$\cos \varphi$	Facteur de puissance
d	Distance d'un pas de la vis à bille
D	Vecteur position
E	Vecteur position de l'excitation sismique
E	Espérance mathématique
$f(t)$	Force de contrôle
f_r	Coefficient de frottement
f	Fréquence
$f_{soil}(t)$	Vecteur de force du sol
$F_{soil}(\omega)$	Transformation de Fourier du vecteur de force du sol
f_I	Force fictive d'inertie
g	Matrice emplacement de l'excitation sismique
$h(t)$	Transformation inverse de Laplace
$h(z)$	Paramètres qui définissent le comportement hystérétique
H	Hamiltonien
H	Matrice emplacement de la force de contrôle
I	Matrice identité
J_M	Moments d'inertie du rotor du servomoteur
J_B	Moments d'inertie de la vis à bille
J_C	Moments d'inertie de l'accouplement
J_s	Somme des moments d'inertie des parties tournante
J	Index de performance
J_f	Moment d'inertie de la fondation

k_j	Rigidité latérale de l'étage j
K	Matrice rigidité
K_s	Matrice rigidité de la structure
k_m	Matrice rigidité du système AMD
$K_{soil}(\omega)$	Matrice rigidité du sol
K_{SSI}	Matrice rigidité avec interaction sol-structure
L_s	Inductance cyclique statorique
L_r	Inductance cyclique rotorique
m_j	Masse de l'étage j
M	Matrice masse
m_{dalle}	Masse de dalle
$m_{poteaux}$	Masse des poteaux
$m_{poutres}$	Masse des poutres
M'	Matrice masse modifiée
m_n	Matrice masse du bloc masse
M_f	Matrice masse de la fondation
M	Inductance mutuelle cyclique
m_f	Masse de la fondation
M_s	Matrice masse de la structure
M_{SSI}^Δ	Matrice masse avec interaction sol-structure
n	Paramètres qui définissent le comportement hystérétique
N	Vitesse nominale
0	Matrice nulle
P	Puissance nominale
p	Nombre de paires de pôles
$P(t)$	Matrice de Riccati
$p_{soil}(t)$	Force horizontale du sol
$P_{max}(\%)$	Facteur d'évaluation
P_{max}	Puissance maximale
$P(q^{-1})$	Polynôme de pondération
q^{-1}	Opérateur de décalage
Q	Matrice de pondération pour la réponse structurelle
$\bar{Q}$	Matrices de covariance
$Q(q^{-1})$	Polynôme de pondération
R	Matrice de pondération pour la force de contrôle
R_s	Résistance statorique

R_r	Résistance rotorique
$\bar{R}$	Matrices de covariance
$\bar{R}_\alpha(\%)$	Facteur de réduction
$R_\alpha(\%)$	Facteur d'influence
$\bar{R}_{u_{top}}(\%)$	Réduction de la réponse de déplacement du dernier étage
$\bar{R}_{a_{top}}(\%)$	Réduction de la réponse de l'accélération du dernier étage
$R_w(q^{-1})$	Polynôme de pondération
S	Matrice emplacement de l'excitation sismique
S_0	Densité spectrale constante du processus de bruit blanc
$S_{soil}(\omega)$	Matrice impédance du sol
t_f	Durée de l'excitation
t	Temps
T_e	Temps d'échantillonnage
T_s	Temps d'échantillonnage
u	Vecteur déplacement
δu	Déplacement virtuel
$u_s(t)$	Vecteur déplacement
$\ddot{u}_g(t)$	Accélération terrestre.
$u_{s,m/r}$	Déplacement relatif du bloc masse par rapport au dernier étage
$u_{s,m/g}$	Déplacement relatif du bloc masse par rapport au sol
$u_{s,r/g}$	Déplacement relatif du dernier étage par rapport au sol
$\dot{u}_{s,m/r}$	Vitesse relative du bloc masse par rapport au dernier étage
$\ddot{u}_{s,m/r}$	Accélération relative du bloc masse par rapport au dernier étage
$\ddot{u}_f(t)$	Vecteur déplacement de la fondation
$U_f(\omega)$	Transformation de Fourier du vecteur déplacement de la fondation
u_{top}	Déplacement du dernier étage
V	Mouvement relatif de l'étage
V	Tension nominale
V_s	Vitesse de l'onde de cisaillement du sol
V_k	Bruits blancs
W	Matrice emplacement de la force de contrôle
δW_E	Travail virtuel externe
	Travail virtuel interne
W'	Matrice emplacement modifiée
W_k	Bruits blancs
x	Vecteur déplacement

$\ddot{x}_g(t)$	Excitation sismique horizontale
$x(t)$	Réponse de deformation
$x_{m/r}$	Déplacement du bloc mass relatif au dernier étage
$x_{m/g}$	Déplacement du bloc masse relatif au sol
$x_{r/g}$	Déplacement du dernier étage relatif au sol
$\dot{x}_{m/r}$	Vitesse du bloc mass relative au dernier étage
$\ddot{x}_{m/r}$	Accélération du bloc mass relative au dernier étage
$x_{s/g}$	Vecteur déplacement de la structure relatif au sol
$\hat{x}_{k k-1}$	Estimation optimale
$\ddot{x}_s(t)$	Processus stochastique stationnaire
z	Déplacement hystérétique
$z(t)$	Vecteur d'état
α	Réponse sismique
α_{sm}	Accélération angulaire du servomoteur
$\alpha_{fixed-base}$	Réponse sismique de la structure base fixe
α_{SSI}	Réponse sismique de la structure en présence de l'effet SSI
α_{AMD}	Réponse de la structure avec AMD
β	Paramètres qui définissent le comportement hystérétique
γ	Paramètres qui définissent le comportement hystérétique
$\gamma_{béto}$	Masse volumique du béton
$\Gamma(t)$	Couple fourni par le servomoteur
$\Gamma_{max}(\%)$	Facteur d'évaluation
Γ_{max}	Couple maximal
η	Paramètres qui définissent le comportement hystérétique
$\lambda(t)$	Fonction multiplicatrice
$\mu_{soil}(t)$	Moment de rotation du sol
ν	Paramètres qui définissent le comportement hystérétique
θ_{sm}	Rotation angulaire du servomoteur
$\ddot{\theta}_g(t)$	Composant de rotation de l'excitation sismique
ω_n	Fréquence naturelle de vibration
ω_{sm}	Vitesse angulaire du servomoteur
$\Omega_{max}(\%)$	Facteur d'évaluation
Ω_{max}	Vitesse maximale
ξ	Rapport d'amortissement
$\psi(t)$	Fonction enveloppe déterministe non-négative
Ψ	Matrice de transformation
ψ	Vecteur forme

Introduction générale

Les structures en génie civil sont des systèmes qui portent et /ou transmettent des charges. Elles sont conçues pour accomplir ces fonctions sans subir des dommages irréparables au cours de leur durée de vie. Ces dernières peuvent être, des bâtiments, des ponts, des navires, des avions, ou des navettes spatiales. L'approche traditionnelle consiste à les concevoir avec robustesse suffisante pour résister aux charges et avec possibilité à se déformer d'une manière ductile. De telles structures ont des performances limitées, et cela en raison de trois facteurs. Tout d'abord, ces structures reposent sur l'amortissement des petits matériaux intrinsèques pour dissiper l'énergie dynamique. Il n'y a pas des directives sur la façon d'augmenter l'amortissement des matériaux de construction usuels, comme le béton armé ou l'acier. Deuxièmement, elles ont une capacité constante de résistance aux charges et de dissipation d'énergie. Donc, elles ne peuvent pas s'adapter aux excitations environnementales en constante évolution, tels que les vents ou les tremblements de terre. Troisièmement, elles sont totalement dépendantes de leur rigidité pour résister aux charges. Pour le cas des structures en génie civil, l'apparition des tremblements de terre présente un risque qui peut conduire à la catastrophe, à moins que des contre-mesures techniques appropriées ne soient utilisées. Les catastrophes récentes causées par les tremblements de terre avec des taux de mortalité élevés, en Indonésie, 2004 (230 000) ; Haïti, 2010 (159 000) ; Pakistan 2005 (100 000) ; Chine, 2008 (87 000), démontrent les grands avantages qui pourraient être gagnés par une construction antisismique résistante. La reconstruction des structures déjà existantes engendre des coûts très importants. Les limitations dans l'approche traditionnelle de conception des structures pour assurer une sécurité adéquate à un coût abordable ont motivé les chercheurs à explorer des solutions alternatives et des nouvelles techniques de contrôle des vibrations sismiques.

Les systèmes de contrôle structurel qui ont été mis en œuvre comprennent les dispositifs passifs, semi-actifs, actifs et hybrides [18]. Bien que les dispositifs actifs ont été conçus pour être plus robuste dans de nombreux aspects que les dispositifs passifs. Des considérations pratiques telles que le nombre limité de capteurs, de dispositifs de contrôle, et la fiabilité d'un système d'exploitation fonctionnant largement en mode secours, constituent encore des obstacles psychologiques à des utilisateurs potentiels. En outre l'amélioration de l'efficacité et l'emmagasinement de l'énergie nécessitent un développement matériel des systèmes de contrôle, bien que les limitations des dispositifs de mesure puissent être traitées par des algorithmes de contrôle.

Les dispositifs actifs qui ont été intensivement étudiés sont active tuned mass damper (ATMD), active mass damper (AMD) et active bracing system (ABS) [59]. Les systèmes structurels actifs qui ont été mis en pratique sont exclusivement de type ATMD ou AMD [59]. Le ATMD est une variante du système passive tuned mass damper (TMD). Le système TMD est accordé en résonance avec le mode fondamental de la structure principale en ajustant la raideur du TMD, ou le rayon du pendule suspendu. Alors que l'énergie de vibration est passée à travers le système TMD, et donc dissipée. Le système TMD nécessite un espace large pour permettre le mouvement de va-et-vient du TMD. Le TMD du type pendule est encore plus consommateur d'espace lorsqu'il s'agit des structures élancées comme les gratte-ciels. Avec un système de contrôle actif auxiliaire, le système ATMD devient plus efficace que son homologue passif par

la manipulation robuste de la force de l'amortisseur ainsi que la possibilité de contrôler plusieurs modes de vibration. Toutefois, le système ATMD exige un actionneur avec une grande force, et nécessite une alimentation substantielle. Une fois la limite de force de l'actionneur est atteinte au cours d'un fort tremblement de terre, le système ATMD peut être enfermé pour l'autoprotection, qui, par suite peut entraîner un dysfonctionnement des systèmes de contrôle, comme observé au cours du tremblement de terre de Kobe en 1995, au Japon [11]. Le système AMD, d'autre part, est similaire à l'ATMD, sauf qu'il ne requiert aucun accord avec la structure principale. Comme le système AMD ne répond pas à la résonance de la structure principale, l'exigence de force de l'actionneur est considérablement réduite par rapport à l'ATMD.

Un système AMD se compose d'un actionneur (soit de type hydraulique ou électrique), un système de servo-contrôle, un bloc masse, des capteurs de vibrations et un système d'acquisition de données. Malgré le fait que les systèmes AMD de type hydrauliques ont été étudiés d'une manière extensive en laboratoire, ils ne sont pas favorables à partir d'un point de vue pratique en raison des problèmes de bruit, des fuites d'huile, et des exigences d'entretien élevées. En outre, les équipements périphériques tels que la pompe hydraulique, l'accumulateur et les pipelines ont besoins d'espace supplémentaire. D'autre part, les servomoteurs électriques sont relativement propres et faciles à entretenir. Avec les progrès rapides et révolutionnaires en électronique de puissance et de la microélectronique, les servomoteurs AC ou DC disponibles dans le marché ont aujourd'hui une capacité suffisante pour des applications industrielles [11].

L'implémentation d'un système AMD pour le contrôle actif des structures nécessite une connaissance approfondie des propriétés des grands séismes et de la dynamique des structures qui sont excitées par les tremblements de terre [1]. Le problème de la dynamique structurelle des systèmes à multi-degrés de liberté (MDF) (bâtiments à plusieurs étages) nécessite la connaissance du modèle dynamique. Généralement, dans la formulation des équations du mouvement pour le système MDF, une idéalisation est adoptée. Dans cette idéalisation, les poutres et les dalles sont rigides (infiniment rigides) en flexion, et plusieurs facteurs sont négligés ; La déformation axiale des poutres et des poteaux, et l'effet de la force axiale des poteaux. Cette idéalisation par cadre de cisaillement ou par un bâtiment de cisaillement, bien que non réaliste, est pratique pour illustrer comment les équations du mouvement pour un système MDF sont développées [1, 2].

La conception d'un système AMD pour le contrôle actif des vibrations sismiques, nécessite des informations précises sur les propriétés de la structure sur laquelle il va être installer. La considération de l'interaction sol-structure dans l'analyse sismique de la structure devient de plus en plus importante lorsque la fondation ou le sol environnant n'est pas très rigide [8]. Lorsque la structure est soumise à une excitation sismique, elle interagit avec le sol où celle-ci est construite et impose des déformations du sol. Par conséquent, ces déformations du sol provoquent une différenciation entre le sol environnant la structure et l'excitation sismique. Ces interactions modifient considérablement la réponse de la structure. Dans le cas d'un sol très ferme, cette modification est très faible et peut être négligée. Mais si la structure est construite sur un sol mou, l'effet sur les propriétés structurelles due à l'interaction sol-structure (SSI) peut par la suite conduire à un effet considérable sur le fonctionnement du système AMD. Ceci est un point très important qui n'a généralement pas été pris convenablement en considération. Xu et Kwork ont examiné la réponse d'un système sol-structure-TMD linéaire dans le domaine fréquentiel pour le cas d'une excitation sismique. Ils ont indiqué que le TMD devrait être

accorder à la fréquence fondamentale du système sol-structure. Cela s'est avéré efficace pour les sols modérés à raides, mais pour les sols mous, même un TMD correctement accordé a mal fonctionné. Les études correspondantes sur les structures à base flexible avec des systèmes AMD, qui présente des caractéristiques d'amortissement non linéaires, soumises à des excitations sismiques, n'a pas été rapportée dans la littérature.

Dans le monde réel, les structures en bâtiments présentent souvent un comportement non linéaire même si elles sont supposées être bien décrites par un modèle linéaire. La non-linéarité des structures est causée soit par de grands déplacements, soit par une non-linéarité matérielle et dommage. Le problème est que la plupart des techniques de contrôle structurelles sont conçues en supposant un comportement linéaire de la structure à contrôler [9]. Ces techniques peuvent être efficaces si la réponse structurelle reste dans la plage élastique linéaire. Mais ses performances seront fortement dégradées si la structure atteint la plage non linéaire, en particulier dans le cas de graves tremblements de terre qui provoquent de grands déplacements et des dommages. D'autre part, les techniques traditionnelles d'analyse et de synthèse des contrôleurs non linéaires existent, mais elles sont limitées à des classes spécifiques de systèmes non linéaires. Bani-Hani et al [3] ont utilisé le potentiel des réseaux de neurones pour contrôler une structure non linéaire à trois degrés de liberté (3DOF). Ils ont démontré que le neuro-contrôleur non-linéairement formé a pu réduire les dommages structurels et d'empêcher le déplacement permanent plus que le neuro-contrôleur linéairement formé. Dans [17], les auteurs ont combiné l'isolement de base et le contrôle par rétroaction appliqués à un système de paramètres distribués. Le contrôle non-linéaire consistait en un changement-on-off avec une zone morte à deux niveaux. Un algorithme de contrôle adaptatif basé sur des concepts de mode glissant pour des systèmes dynamiques incertains non linéaires est développé par Ghanem et al [14]. Yang et al [16] ont appliqué l'algorithme de contrôle optimal en ligne instantané dans le contrôle structurel non linéaire.

Le travail présenté dans ce mémoire concerne l'étude par simulation des stratégies de commandes actives des structures en vue d'une intégration industrielle. Pour se faire, ce mémoire est organisé comme suit :

Dans un premier chapitre, on a présenté un état de l'art sur les systèmes utilisés dans les structures intelligentes, comme moyen de protection contre les vents violents et les tremblements de terre, à savoir : les systèmes d'isolation de bases, utilisant des matériaux à faible rigidité latérale, tel que le caoutchouc pour filtrer les hautes fréquences du séisme et d'empêcher la structure d'être endommagés. On a présenté aussi les systèmes passifs de dissipation d'énergie utilisant des dispositifs mécaniques, pour atténuer les vibrations de la structure causées par les excitations du vent et du tremblement de terre. Ensuite, on a présenté les systèmes d'amortisseurs semi-actifs, souvent désignés comme amortisseurs contrôlables ou intelligents. Leur système adaptatif rassemble des informations concernant l'excitation et la réponse structurelle, puis ajuste le comportement de l'amortisseur sur la base de ces informations, afin d'améliorer ses performances. On a aussi présenté les systèmes de contrôle actif. Ces derniers utilisent des actionneurs électrohydrauliques pour protéger les structures contre les vibrations excessives et les endommagements causés par les grands tremblements de terre, où plusieurs modes sont dominants dans la réponse structurelle. Les systèmes de contrôle actif ont montré plus d'avantages, tel que l'efficacité accrue du contrôle, l'adaptabilité à des mouvements du sol, la sélectivité des objectifs de contrôle, et l'applicabilité aux différents mécanismes d'excitation. En raison de ces avantages on a opté pour le choix d'un système de contrôle actif.

Les systèmes de contrôle actif pour la réduction des vibrations sismiques utilisent des stratégies de commande différentes. Toutes ces stratégies de commande nécessitent la connaissance du modèle dynamique de la structure. Pour cela, on a consacré le deuxième chapitre pour le calcul du modèle dynamique des structures. Dans ce chapitre on a procédé au calcul du modèle dynamique d'une structure en béton à cinq étages. Pour la formulation des équations de mouvement, on a adopté pour une idéalisation. Dans cette idéalisation, on a supposé que la masse répartie dans toute la structure est concentrée aux niveaux des dalles et qu'un mécanisme d'amortissement visqueux linéaire représente la dissipation d'énergie dans la structure. On a aussi supposé que les poutres et les dalles sont rigides (infiniment rigides) en flexion, et on a négligé plusieurs facteurs ; La déformation axiale des poutres et des poteaux, et l'effet de la force axiale des poteaux. Cette idéalisation par cadre de cisaillement ou par un bâtiment de cisaillement, bien que non réaliste, est pratique pour illustrer comment les équations du mouvement pour un système MDF sont développées. On a utilisé le logiciel SAP2000 pour le calcul des différents modes de vibration de la structure. Ces modes de vibration sont utilisés pour le calcul des matrices rigidité et amortissement de l'équation du mouvement. Pour la validation du modèle dynamique obtenu on a comparé les résultats de simulation des réponses de la structure réelle construite dans SAP2000 et les réponses du modèle dynamique avec MATLAB.

Le troisième chapitre est consacré pour examiner le système AMD qui se compose principalement d'un servomoteur à courant alternatif et une vis à billes. Les vis à billes, relié avec un couplage en série, est utilisé comme support de transmission pour convertir le mouvement de rotation du moteur en mouvement de translation. Lorsque le servomoteur fait un tour dans le sens inverse des aiguilles d'une montre, le bloc masse avance d'un pas de la vis à billes. La distance d'un pas de la vis à billes est donc proportionnelle au déplacement de l'AMD, qui à son tour affecte les performances de contrôle du système AMD. Pour le contrôle des vibrations sismiques, on a utilisé un algorithme de commande optimale instantanée directe en boucle fermée. On a effectué une simulation en utilisant comme modèle de structure, la structure en béton à cinq étages et cela sous les conditions de l'excitation sismique du séisme d'El Centro. Au début, on a examiné l'effet de la distance du pas de la vis à bille sur les performances du système AMD à servomoteur parfait. En plus, on a exploré l'effet de la valeur du coefficient de pondération sur les performances du système. Après, pour se rapprocher des conditions réelles de fonctionnement, on a proposé le contrôle actif avec un système AMD à servomoteur asynchrone. Le système AMD prouve qu'il est très efficace. Le déplacement maximal et la puissance demandée par le servomoteur peut être ajustés à travers le pas de la vis à billes et le facteur de pondération, lesquels par la suite affectent l'efficacité et le rendement du système.

Dans la vie réelle les structures en génie civil sont construites sur des différents types de sol. Lorsque la structure est soumise à une excitation sismique, elle interagit avec le sol où celle-ci est construite et impose des déformations du sol. Par conséquent, ces déformations du sol provoquent une différenciation entre le sol environnant la structure et l'excitation sismique. Ces interactions modifient considérablement la réponse de la structure et peut avoir un effet considérable sur les performances du système AMD. Pour cela, dans le quatrième chapitre, on a considéré l'interaction sol-structure dans l'analyse sismique de la structure. Le système AMD

utilisé est celui du chapitre précédent. On a développé un modèle dynamique d'un bâtiment à plusieurs étages incluant le système électrique AMD tout en considérant l'interaction sol-structure (SSI). La méthode utilisée est la méthode de sous structure. Dans ce modèle on a pris en compte les deux composantes de translation et de basculement du mouvement de la fondation. Cependant, on a négligé la composante basculante du mouvement du sol. Pour le contrôle du système AMD à servomoteur électrique, on a utilisé l'algorithme quadratique linéaire gaussien (LQG). Pour la simulation numérique, on a utilisé comme modèle la structure en béton à cinq étages et cela sous les conditions de l'excitation du tremblement de terre d'El Centro. Différents types de sols sont considérés. Plusieurs facteurs d'évaluation ont été définis pour faciliter l'interprétation des résultats.

Dans le dernier chapitre de ce mémoire, on a introduit le comportement non linéaire dans la structure. On a commencé par le développement d'un modèle structurel non linéaire d'une structure à un degré de liberté sous une excitation sismique. Afin d'établir le modèle dynamique, des hypothèses simplificatrices sont considérées. Dans ce chapitre, on s'est intéressé à un modèle non linéaire simple appelé le modèle original de Bouc-Wen. En raison de la polyvalence et de la traçabilité mathématique du modèle de Bouc-Wen et de ses extensions, il a été largement utilisé et appliqué à une variété de problèmes d'ingénierie, y compris les bâtiments structuraux SDOF et MDOF. Comme le système est non linéaire on a linéarisé d'abord son modèle autour d'un nombre d'état désiré. Puis, en utilisant le principe de superposition, on a représenté toutes les perturbations comme une seule perturbation agissant sur la sortie. On a supposé que cette perturbation est un processus Gaussien stationnaire avec une densité spectrale rationnelle. Autour de chaque état, on a utilisé le modèle ARMAX pour représenter l'effet de la commande et des perturbations sur la sortie du système. Ensuite une loi de commande locale GMV est développée. Cette loi de commande consiste à mettre en marche ou à arrêter un contrôleur GMV local en fonction de l'état réel du système. Cette procédure (sur balancement entre contrôleurs lorsque l'état évolue d'une région de linéarisation à une autre) est communément appelée la technique de programmation du gain. Le modèle utilisé pour la simulation est une structure non linéaire à un degré de liberté (SDOF) sous les conditions de l'excitation sismique de Kanai-Tajimi.

1 Etat de l'art sur les actionneurs dans les structures

1.1 Introduction

Ce chapitre est consacré au concept de base des systèmes utilisés dans les structures intelligentes. Ces systèmes sont : les systèmes d'isolation de bases, qui utilisent des matériaux à faible rigidité latérale, comme le caoutchouc pour réaliser une base flexible, les systèmes passifs de dissipation d'énergie qui utilisent des dispositifs mécaniques pour dissiper une partie de l'énergie structurelle d'entrée, réduisant ainsi la réponse structurelle et les dommages structurels éventuels, les systèmes d'amortisseurs semi-actifs qui sont une évolution naturelle de la technologie de dissipation passive d'énergie car ils incorporent des systèmes adaptatifs pour améliorer l'efficacité et l'intelligence, les systèmes de contrôle actif qui utilisent des dispositifs spéciaux, tels que des actionneurs électro-hydrauliques, pour générer la force de contrôle requis contre les tremblements de terre en retournant l'information sur la réponse structurelle mesurée.

Avec ces systèmes adaptatifs et / ou matériaux intelligents et ces dispositifs ajoutés à la structure, la structure devient "intelligente" car elle peut soi-même faire le monitoring et s'adapter à l'environnement. Le concept de structure intelligente a été appliqué dans l'aérospatiale et les industries mécaniques. L'application de ce concept pour la réduction de la réponse sismique des grands ouvrages de génie civil reste encore une technologie de pointe en recherche et développement.

1.2 Systèmes d'isolation de base

L'isolation de base est une application bien établie de l'approche contrôle passif. Un bâtiment monté sur un matériau à faible rigidité latérale, comme le caoutchouc, réalise une base flexible. Pendant un tremblement de terre, la base flexible est capable de filtrer les hautes fréquences du séisme et d'empêcher la structure d'être endommagée. Par conséquent, l'isolation de base est un outil efficace pour assurer la protection sismique des structures en bâtiments à faible et moyenne hauteur, car ces types de bâtiments sont caractérisés par des fréquences élevées [45].

Les composants d'isolation, usuellement appelés isolateurs ou appuis sont généralement classés comme l'un des deux grands types suivants [54]: appuis en élastomère et appuis de types glissant. Les appuis en élastomère sont typiquement composés de plaques de caoutchouc et d'acier, tandis que les appuis de type glissant reposent sur le frottement entre les surfaces spécialement traitées. Certains types d'appuis combinent les caractéristiques des appuis en élastomère et glissants, mais ces deux types de base restent les plus utilisés dans les structures en bâtiment. Une application récente d'un système d'isolation de base, combiné avec un bâti

en charpentes métalliques, avec des poutres à sections réduites, est la construction d'un hôpital presbytérien à la Californie, comme montré à la figure 1.1.

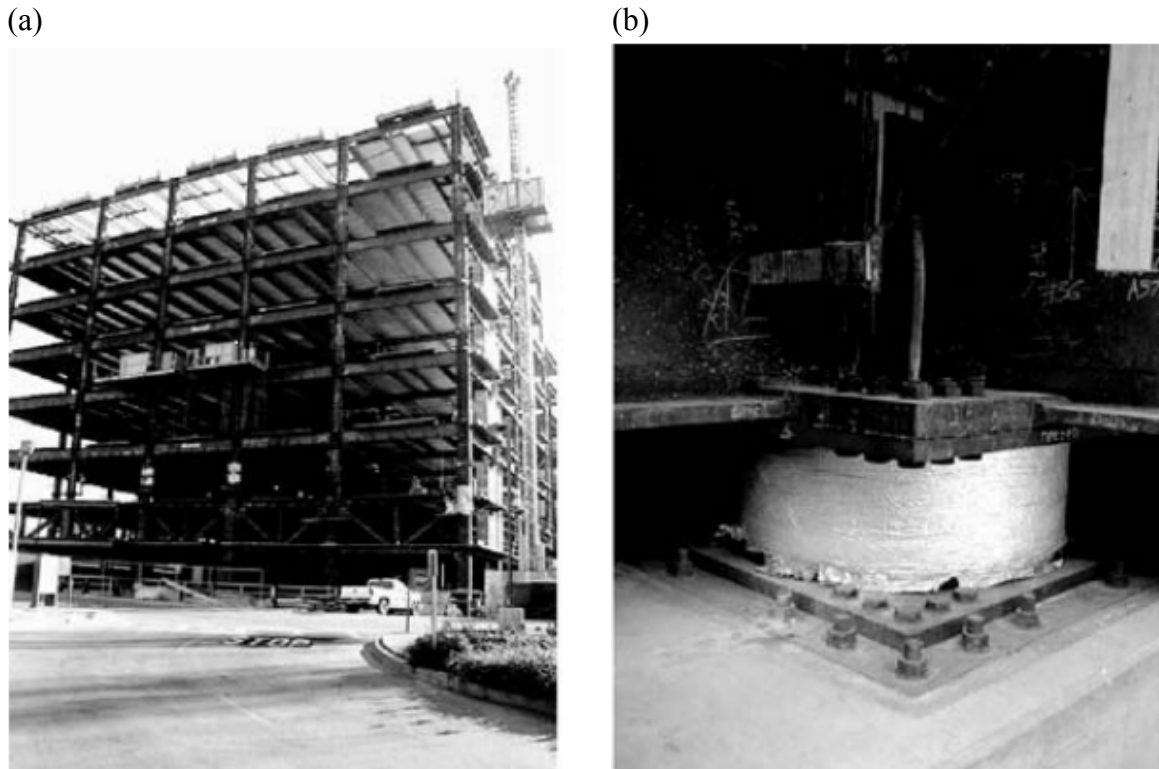


Figure 1.1 (a) La construction d'un hôpital presbytérien à la Californie et (b) Installation d'un système d'isolation de base.

1.2.1 Appuis en élastomère

Les appuis en élastomère ont été initialement fabriqués à partir du caoutchouc naturel, ensuite, leurs propriétés ont été améliorées en ajoutant des plaques ou des cales en acier [18]. Un appui en élastomère avec des cales en acier est schématiquement représenté dans la figure 1.2. L'épaisseur d'une cale d'acier est d'environ 2.5 cm, et la couche de caoutchouc entre les cales en acier varie de 7 à 20 cm. L'utilisation des cales en acier réduit considérablement la

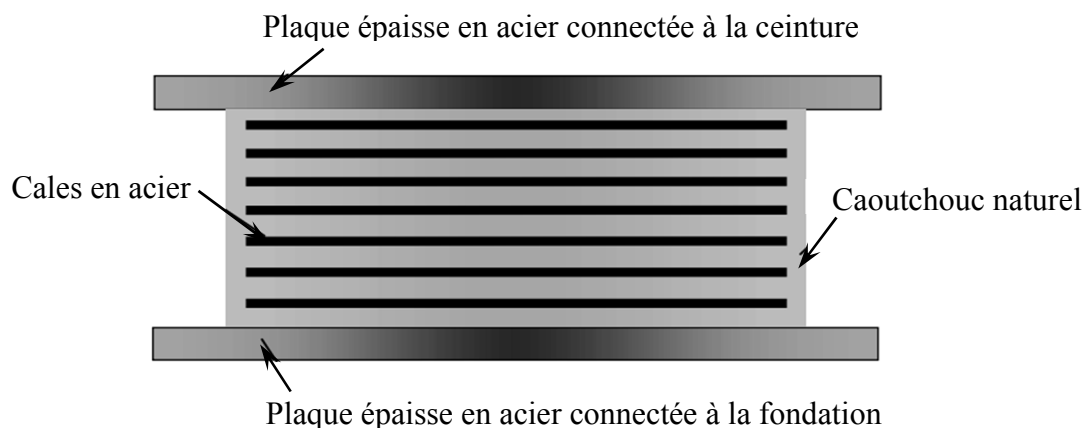


Figure 1.2 Appui en élastomère avec des cales en acier

déformation verticale de l'appui et préserve les couches de caoutchouc contre le gondolement latéral. Sachant que les cales d'acier ne protègent pas les couches de caoutchouc contre les mouvements latéraux, la rigidité latérale est beaucoup plus petite que la rigidité verticale.

En raison des propriétés flexibles du caoutchouc et de la large gamme de déformation élastique de cisaillement, l'amortissement critique des appuis en élastomère varie uniquement de 2% à 3% [18]. Par conséquent, les appuis en élastomère sont aussi appelés appuis à faible amortissement. Toutefois, en raison d'amortissement critique faible, les appuis en élastomère ont une petite résistance pour entretenir la charge, ainsi que d'autres dispositifs d'amortissement sont nécessaires afin de contrôler les grands déplacements latéraux.

1.2.2 Appuis avec bouchon en plomb

L'inconvénient des propriétés de l'amortissement faible de l'appui en élastomère peut être surmonté par l'insertion d'un noyau en plomb dans l'appui. Un trou préformé, légèrement plus petit que le bouchon en plomb, est généralement situé dans le centre de l'appui en élastomère. Une fois que le bouchon en plomb est inséré dans le trou préformé, les deux parties constituent une unité et forment un appui avec bouchon en plomb comme illustré dans la figure 1.3 [18].

Les performances de l'appui avec bouchon en plomb dépendent de la force latérale imposée. Si la force latérale est faible, le mouvement des cales en acier est limité par le noyau en plomb, et l'appui présente une rigidité latérale plus élevée [18]. Autant que la force latérale devient plus grande, les cales d'acier force le noyau en plomb à se déformer, et l'amortissement hystérétique est développé avec l'énergie absorbée par le noyau en plomb. Par conséquent, la rigidité latérale de l'appui est réduite. L'amortissement équivalent de l'appui avec bouchon en plomb varie de 15% à 35% [18]. Un modèle bilinéaire est habituellement utilisé pour décrire les propriétés mécaniques de l'appui avec bouchon en plomb [18].

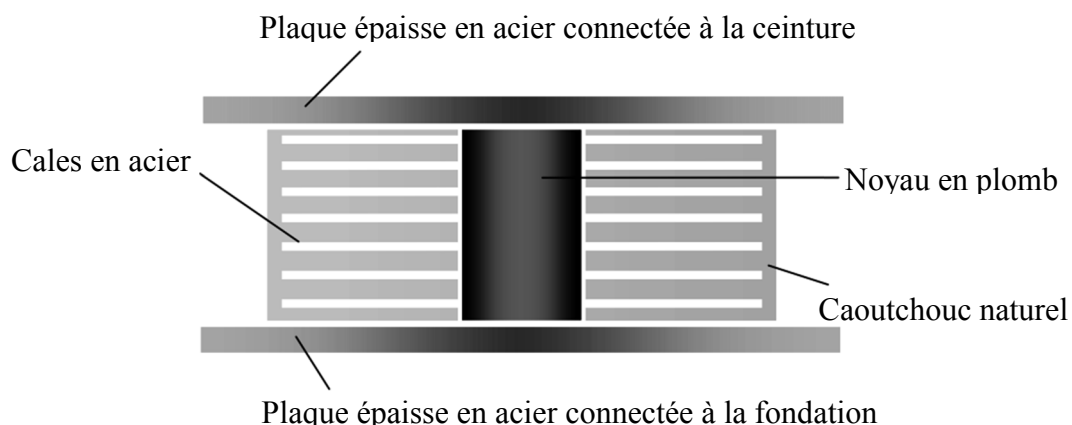


Figure 1.3 Appui avec bouchon en plomb

1.2.3 Appuis en caoutchouc avec fort amortissement

Une autre méthode efficace pour augmenter l'amortissement de l'appui est de modifier les composés du caoutchouc, peu importe si le caoutchouc est naturel ou synthétique. Par exemple,

l'ajout du carbone noir modifie les propriétés du caoutchouc naturel et résulte par un fort amortissement [34].

L'appui en caoutchouc avec fort amortissement est composé seulement de caoutchouc et de cales en acier, mais possède une flexibilité nécessaire avec une aptitude de dissipation d'énergie [34]. La figure 1.4 montre un appui en caoutchouc avec fort amortissement de 117cm de diamètre, lequel est fabriqué par BTR Andre et installé dans l'hôpital presbytérien à la Californie (figure 1.1) [34].

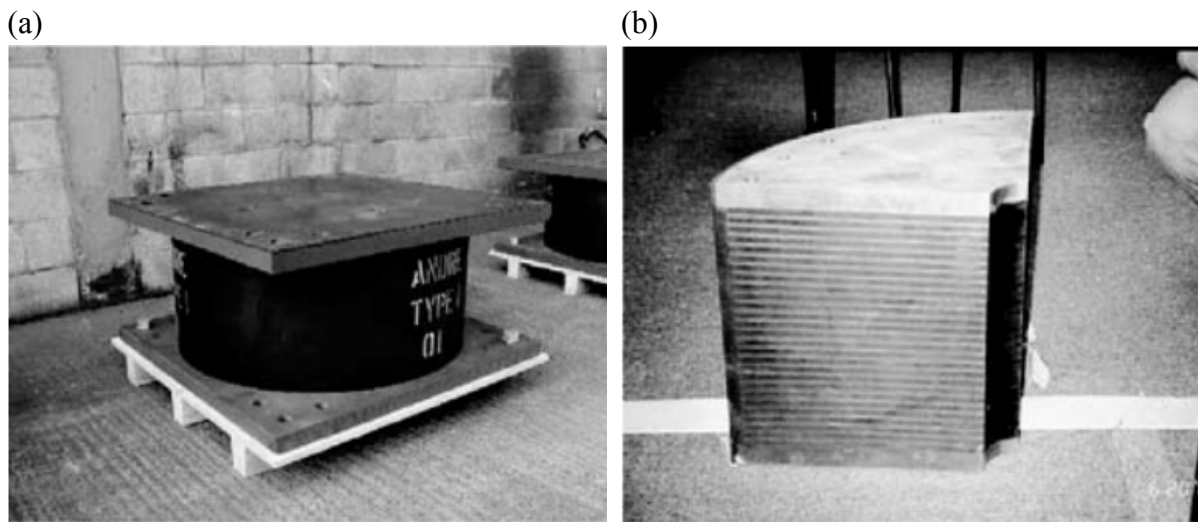


Figure 1.4 (a) Appuis en caoutchouc naturel avec fort amortissement fabriqué par BTR Andre et (b) une coupe de section de l'appui testé

L'amortissement réel d'un appui en caoutchouc avec fort amortissement est fonction de la contrainte de cisaillement de l'appui. Pour le caoutchouc naturel, les changements réels de l'amortissement sont d'environ 15% à faible contrainte de cisaillement et 10% à forte contrainte de cisaillement. Les propriétés mécaniques de l'appui en caoutchouc avec fort amortissement sont en quelque sorte affectées par les effets du vieillissement et de température. En outre, la sélection de la rigidité de l'appui et d'amortissement est limitée en raison du composé du caoutchouc lui-même [34].

1.2.4 Appuis en pendule frottant

L'appui frottant original présente des surfaces planes glissantes. La force latérale imposée est contrarié par le produit du coefficient de frottement et la charge verticale appliquée sur l'appui. L'inconvénient majeur de l'appui frottant avec des surfaces planes glissantes est que la structure n'est pas capable de revenir à sa position initiale après un tremblement de terre. C'est par ce qu'une fois la force latérale imposée est inférieure à la résistance générée par le frottement, le mouvement de la structure s'arrête et cause l'arrêt de la structure à une certaine distance du centre de l'appui [18].

Pour réduire la distance au centre de l'appui après un tremblement de terre, un appui frottant avec une surface glissante sphérique ou concave a été fabriqué [34]. Ce type d'appui est appelé

appui en pendule frottant et est illustré dans la figure 1.5. La surface sphérique glissante est normalement recouverte par un téflon avec un coefficient de frottement d'environ 3% [34]. La force latérale imposée pousse l'appui dans les deux directions horizontale et verticale. Une fois que la force latérale disparaît, une force de rappel est générée. Une composante de la charge verticale appliquée selon la direction tangentielle à la surface sphérique permet le retour de l'appui vers le centre. Le mouvement s'arrête lorsque le frottement est supérieur ou égal à la composante de la charge verticale appliquée.

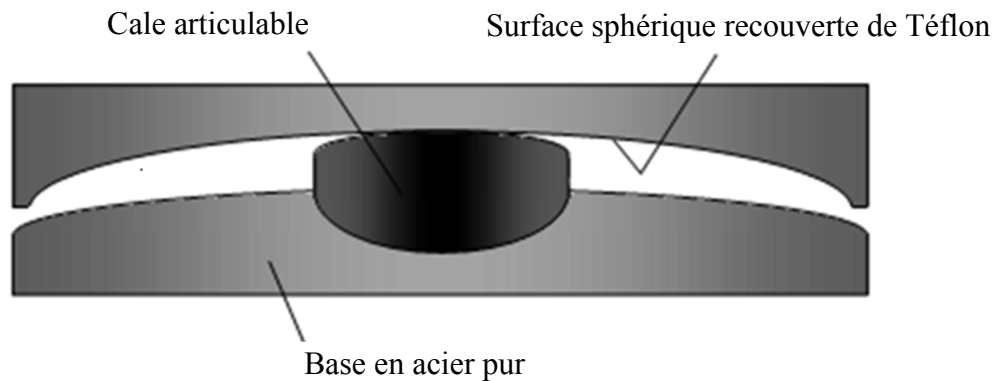


Figure 1.5 Appui en pendule de frottement

1.3 Les systèmes passifs de dissipation d'énergie

Les systèmes passifs de dissipation d'énergie utilisent des dispositifs mécaniques pour dissiper une partie de l'énergie d'entrée, réduisant ainsi la réponse de la structure et les dommages structurels éventuels. Ils ont été utilisés pour atténuer les vibrations structurelles causées par les excitations du vent et du tremblement de terre [18]. Les systèmes passifs typiques sont *tuned mass dampers* (TMDs), *tuned liquid dampers* (TLDs), *viscous-elastic dampers*, and *viscous fluid dampers* [18]. Ces systèmes ne nécessitent pas une alimentation externe en énergie ou des mesures sur le comportement de la structure. Ces structures avec de tels éléments sont intelligentes. De tels systèmes peuvent générer une plus grande force d'amortissement lorsque la réponse de la structure devient plus élevée. Toutefois, les systèmes passifs n'ont qu'une capacité limitée de contrôle [18]. Certains systèmes, tels que les TMD et les TLD, ne sont efficaces que dans une bande étroite de fréquence, car ils sont accordés à la fréquence du premier mode de la structure [18]. Ces amortisseurs peuvent être appliqués à la suppression des vibrations de la structure sous l'excitation du vent dans laquelle le premier mode domine la réponse, mais ils n'ont pas la capacité de contrôler la réponse sismique dans laquelle plusieurs modes sont importants. Les structures intelligentes utilisant des systèmes passifs ont une intelligence limitée car elles sont incapables de s'adapter à l'excitation et à la réponse globale de la structure. Les systèmes passifs dépendent du mouvement relatif de la structure pour entraîner le mécanisme de dissipation d'énergie. En plus l'énergie dissipée ne peut être liée qu'à la réponse locale de la structure (où le dispositif passif est situé) [18].

1.3.1 Systèmes masse-amortisseurs

Les systèmes masse-amortisseurs (Tuned Mass Dampers), dans leur forme la plus simple, consiste à une masse auxiliaire (m_d), un ressort (k_d), et un système pour atténuer les vibrations

(c_d) ancrés ou attachés à la structure principale, plus souvent au sommet de la structure, comme le montre la figure 1.6 [15]. Le mécanisme de base d'un TMD est un absorbeur des vibrations dynamiques, comme le montre la Figure 1.7. L'absorbeur comprend une petite masse m_d et un ressort avec une raideur k_d , et il est attaché à la masse principale m avec un ressort de raideur k . Sous une excitation sinusoïdale $P_0 \sin \omega t$, la masse principale reste stationnaire lorsque la fréquence naturelle de l'absorbeur attaché est égale à la fréquence d'excitation $\omega_n = \omega_d = \sqrt{k_d/m_d}$. Cette force extérieure $P_0 \sin \omega t$ appliquée à la masse principale peut être équilibrée par la force de rappel de la petite masse m_d .

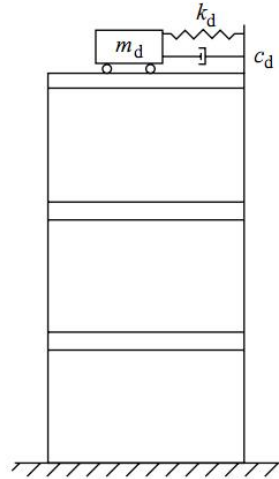


Figure 1.6 Système masse-amortisseur installé sur une structure

Les absorbeurs dynamiques sont largement utilisés dans les systèmes mécaniques. L'application d'un absorbeur dynamique ou d'un TMD à une structure de bâtiment est plus complexe lorsque les structures sont volumineuses et lourdes. Le TMD répond aux vibrations de la structure, et une partie d'énergie se transfère à l'énergie de vibration du TMD. L'amortissement du TMD dissipe son énergie de vibration, et par conséquent, l'énergie de vibration de la structure est absorbée par l'amortissement du TMD. Les TMD sont de plus en plus utilisés pour les structures sensibles aux vents pour restreindre le mouvement excessif du bâtiment et assurer le confort des occupants [15].

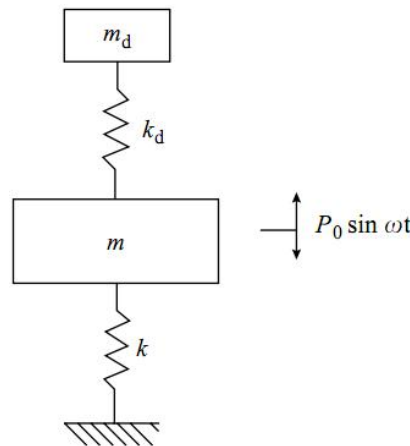


Figure 1.7 Absorbeur de vibration dynamique non amorti

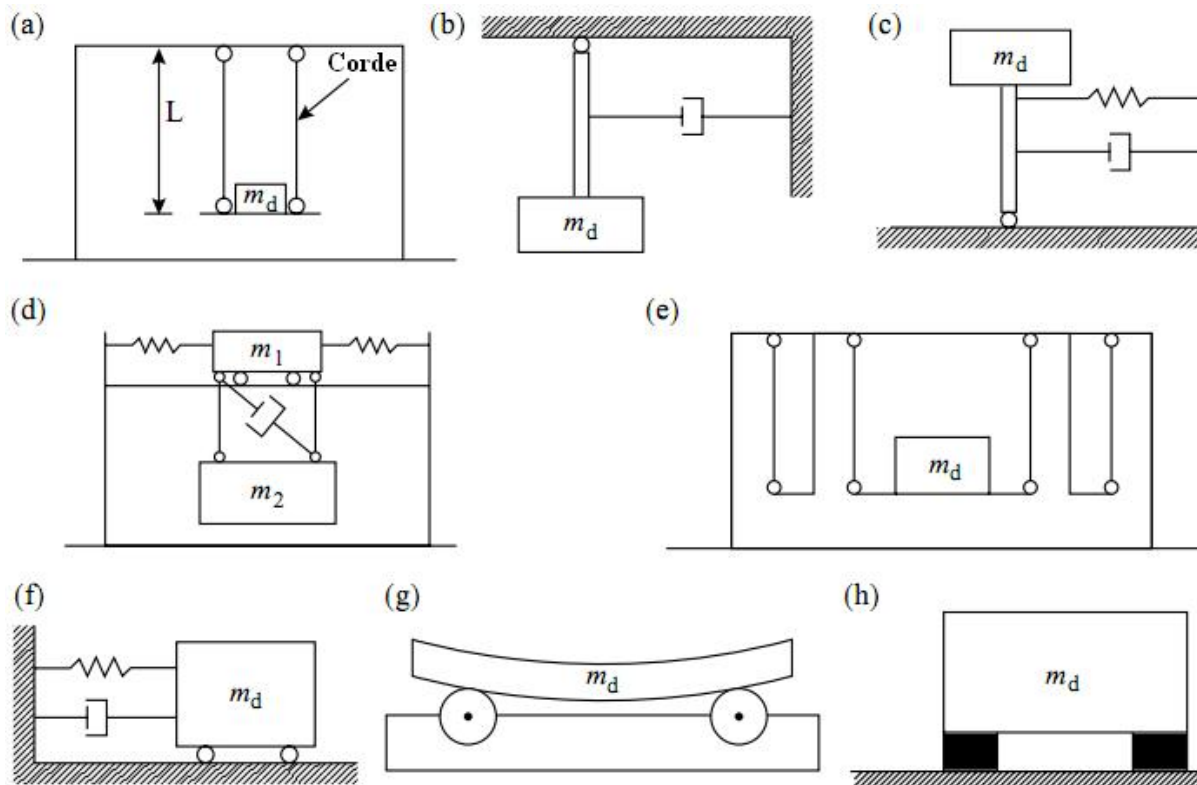


Figure 1.8 Les types caractéristiques des TMD : (a) pendule simple, (b) pendule avec amortisseur, (c) pendule inversé avec amortisseur et ressort, (d) deux systèmes mass-amortisseur, (e) amortisseur multi-niveau, (f) masse glissante avec ressort et amortisseur, (g) mass chaloupée sur des appuis rotationnels, et (h) mass sur des appuis en caoutchouc.

La figure 1.8 montre quelques exemples de nombreux types des TMD disponibles pour la mise en œuvre pratique [19]. La force de rappel peut être générée par la charge de gravité du TMD (voir les types a, b, d et e), par un ressort (voir les types c, d, et f), ou par un appui (voir les types g et h). La force d'amortissement peut être réalisé par un amortisseur (voir les types b, c, d, f) ou par des matériaux de haut amortissement tels que le caoutchouc (voir le type h).

L'applicabilité du TMD est quand même limitée par trois facteurs [40]. Tout d'abord, les TMD ne sont efficaces que pour un seul mode, ce qui les rend moins adapté pour le contrôle de la réponse sismique. Deuxièmement, ils sont sensibles au réglage. Troisièmement, ils occupent un espace relativement important. Puisque la technologie industrielle progresse, les configurations des TMD sont renforcées pour répondre à ces limitations. Un développement intéressant est d'ajouter de la capacité active au TMD de sorte qu'il peut être efficace pour les modes multiples de la réponse sismique.

1.3.2 Systèmes liquide-amortisseur

Un autre type d'absorbeur dynamique pour la suppression des vibrations de la structure est le TLD (*Tuned Liquid Damper*) [56]. Dans un TLD, l'eau ou quelque autre liquide sert de masse en mouvement, et la force de rappel est générée par la gravité. La vibration de la structure secoue le TLD et induit le mouvement du liquide à l'intérieur du récipient. La turbulence de l'écoulement du liquide et le frottement entre l'écoulement du liquide et le récipient convertit

l'énergie dynamique de l'écoulement du fluide en chaleur, absorbant ainsi l'énergie de vibration de la structure. Notant que le TLD a le même principe de base que le TMD pour absorber l'énergie de vibration de la structure et sans qu'il a des mécanismes complexes. La différence est que toutes les caractéristiques du système auxiliaire du TLD (masse, amortissement, et le mécanisme de restauration) sont fournies par le liquide.

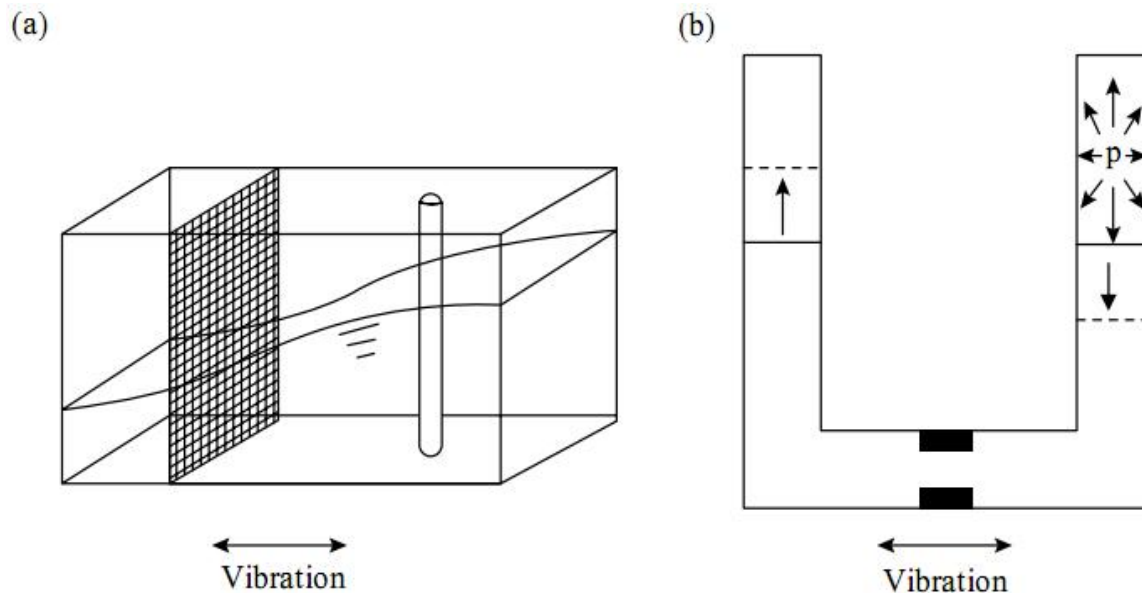


Figure 1.9 Systèmes liquide-amortisseur : (a) amortisseur de ballottage avec mailles et tiges, et (b) amortisseur en colonne avec orifice

La figure 1.9 montre deux types de TLD. L'amortisseur de ballottage, contenant des mailles et des tiges pour fournir un amortissement utile. Sa fréquence naturelle est ajustée en modifiant la dimension du récipient ou la profondeur du liquide. L'Amortisseur en colonne, qui génère une turbulence à haut-écoulement à travers l'orifice pour fournir un amortissement utile. Sa fréquence naturelle est ajusté en modifiant la forma de la colonne et la pression de l'air.

D'une façon similaire aux TMD, les TLD ont été utilisés pour supprimer les vibrations du vent des grandes structures [56]. Les TLD ont deux avantages. Un seul TLD peut être efficace dans toutes les directions des vibrations latérales, et l'eau utilisée pour les TLD peuvent servir un double objectif comme la protection contre incendies. D'autre part, les TLD ont deux propriétés défavorables. Ils ont besoin de plus d'espace car les liquides ont moins de densité de masse que dans les matériaux utilisés dans les TMD, comme le béton ou l'acier. Les TLD présentent également une réponse fortement non linéaire en raison des orifices et de ballottage du liquide. Cette non-linéarité inhérente complique le processus d'analyse et de conception pour les systèmes TLD. Ainsi, plusieurs efforts de recherche ont été focalisés sur les paramètres optimaux et les non-linéarités dans les systèmes TLD.

1.3.3 Amortisseurs viscoélastiques

Les amortisseurs viscoélastiques (VE) utilisent l'amortissement élevé des matériaux VE pour dissiper l'énergie à travers la déformation de cisaillement [13]. Ces matériaux comprennent le caoutchouc, le polymère et les substances vitreuses. Un amortisseur de type VE est constitué

de couches VE liées à des plaques d'acier comme le montre la figure 1.10a. Les composants de l'amortisseurs VE sont respectivement montés sur une structure comme une partie de corde (figure 1.10b) et un système d'entretoisement diagonal (figure 1.10c). La déformation de cisaillement se produit et l'énergie est dissipée lorsque les vibrations structurelles induisent un mouvement relatif entre les brides extérieures en acier et la plaque centrale.

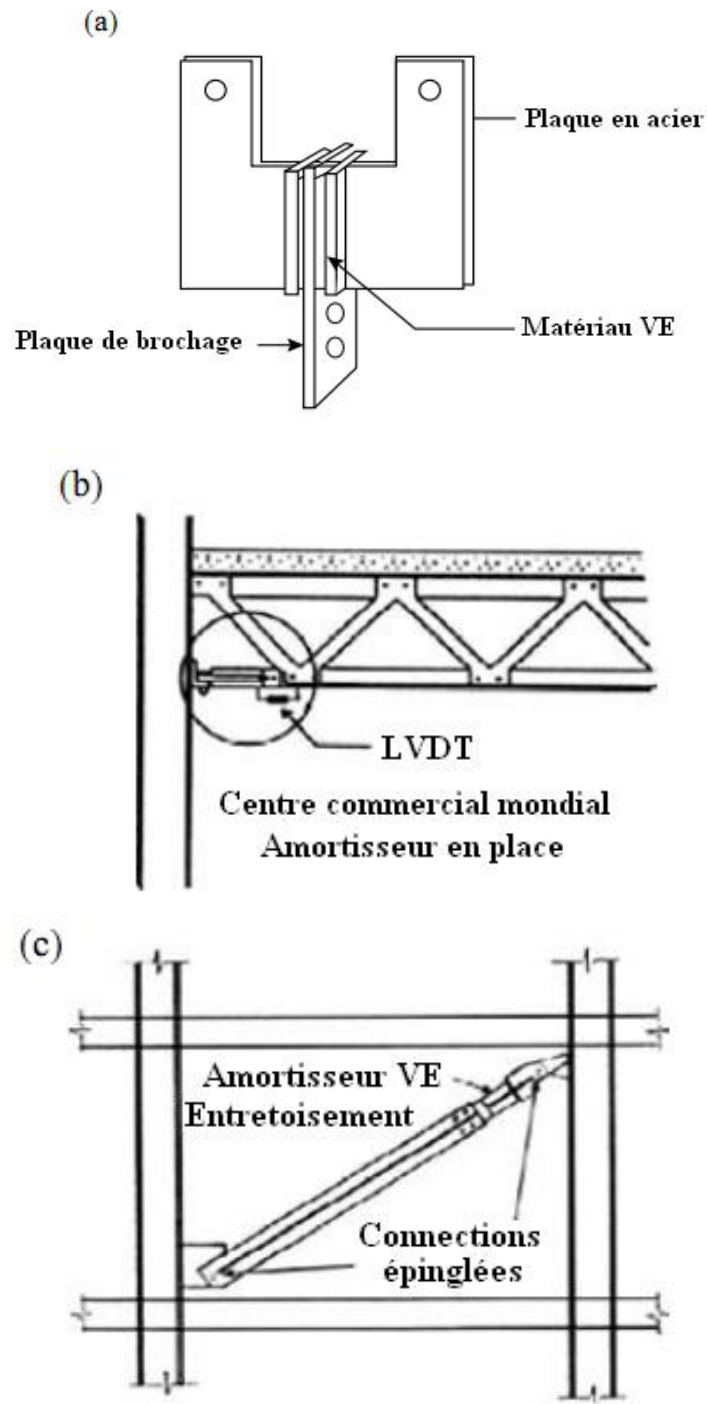


Figure 1.10 Amortisseur Viscoélastique (VE) : (a) détail de l'amortisseur, (b) installation comme corde, et (c) installation comme entretoisement diagonal

Les amortisseurs VE offrent un avantage distinct par rapport aux TLD dont lequel ils se comportent généralement d'une façon linéaire. Ils utilisent des matériaux VE linéaires, ce qui simplifie le processus d'analyse et de conception. Ce comportement linéaire permet également aux amortisseurs VE d'absorber l'énergie des vibrations causées soit par les grands tremblements de terre ou les petites excitations comme le vent, le trafic routier, ou les tremblements de terre légère. Toutefois, les amortisseurs VE ont l'inconvénient d'être dépendants de la fréquence et de la température. Cela peut poser un problème dans le processus de conception, car les propriétés des matériaux VE ne peuvent être exprimées que par le *module de stockage du cisaillement* (mesure de l'énergie stockée et récupérée par cycle) et le *module de perte du cisaillement* (mesure de l'énergie dissipée par cycle) [52].

1.3.4 Amortisseurs à fluide visqueux

La conception la plus prometteuse des amortisseurs à fluide visqueux est illustrée dans la figure 1.11 [7]. La figure 1.11a montre une simple conception qui est obtenue avec un amortisseur classique, et la dissipation se produit par la conversion de l'énergie cinétique en chaleur puisqu'un piston se déplace et déforme un liquide très visqueux [7]. Ce type de configuration d'amortisseur peut fournir le mouvement et la dissipation d'énergie dans les six degrés de liberté car les vibrations dans n'importe quelle direction peuvent secouer le fluide visqueux. Une autre conception de superstructures (voir la figure 1.11b), le mur d'amortissement visqueux (*viscous damping wall*) (VDW). Il a été développé par la société Sumitomo Construction au Japon [28]. Le piston VDW est une plaque d'acier contrainte de se déplacer dans son plan dans un récipient rectangulaire étroite en acier remplies de fluide

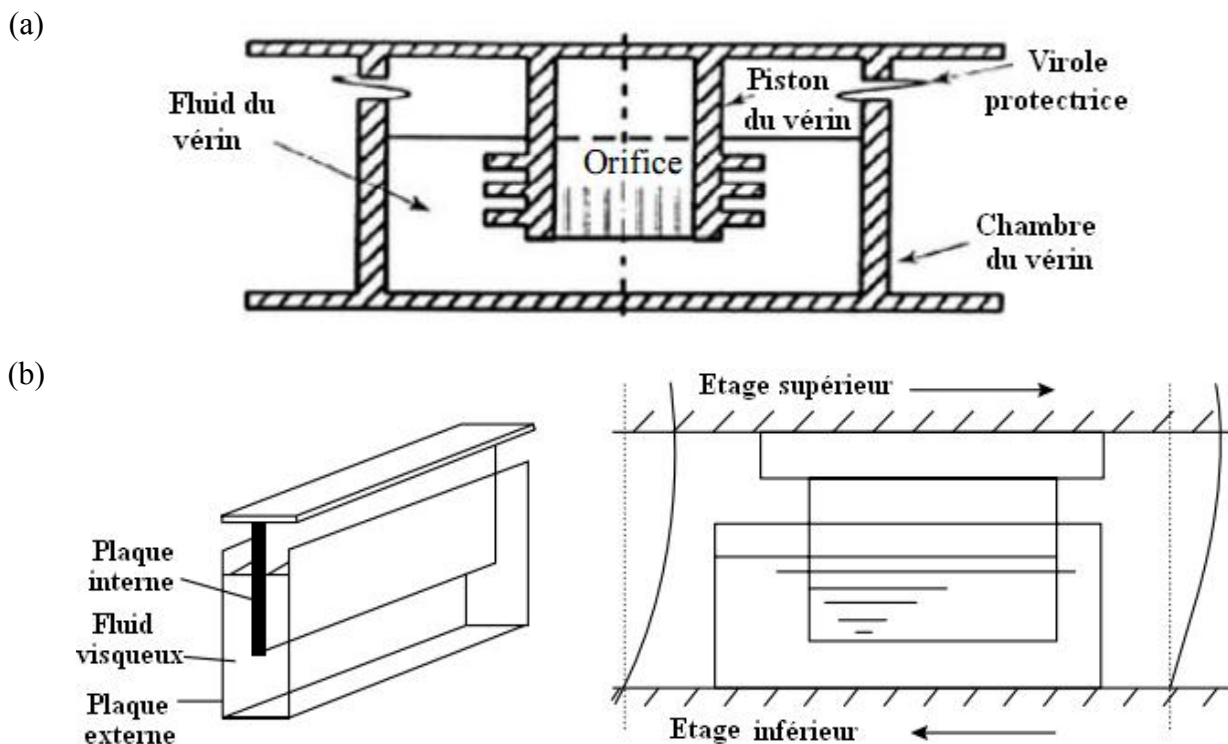


Figure 1.11 Les types caractéristiques des amortisseurs à fluide visqueux : (a) amortisseur à fluide visqueux GERB, et (b) mur d'amortissement visqueux

Visqueux. Pour installer un VDW, le piston est attaché à l'étage supérieur, et le récipient est fixé à l'étage inférieur. Les mouvements inter-étages déforment le fluide ; donc, la friction entre la plaque intérieure et le fluide visqueux dissipe l'énergie.

Similairement aux amortisseurs VE, les amortisseurs à fluide visqueux se comportent d'une façon linéaire, mais ils sont dépendants de la température et la fréquence [28]. Des joints à haute résistance sont nécessaires pour surmonter les fuites de fluide visqueux. Le coût reste relativement faible tandis que l'efficacité est élevée. Ainsi, les amortisseurs à fluide visqueux sont prometteurs pour des applications de génie civil.

1.4 Systèmes d'amortisseur semi-actif

Les amortisseurs semi-actifs sont une évolution naturelle de la technologie de dissipation passive d'énergie car ils intègrent des systèmes adaptatifs pour améliorer l'efficacité et l'intelligence. Ils sont souvent considérés comme amortisseurs contrôlables ou intelligents. Leur système adaptatif rassemble des informations concernant l'excitation et la réponse de la structure, puis ajuste le comportement de l'amortisseur sur la base de ces informations pour améliorer ses performances [32]. Un système d'amortissement semi-actif est constitué de capteurs, un microcontrôleur, un actionneur de commande, et un dispositif d'amortissement passif. Les capteurs mesurent l'excitation et / ou les réponses de la structure. Le microcontrôleur traite les mesures et génère un signal de commande à l'actionneur. Ensuite, l'actionneur agit pour ajuster le comportement du dispositif passif. Notez que l'actionneur est utilisé pour contrôler le comportement du dispositif passif au lieu d'appliquer une force directement sur la structure: ainsi, il ne nécessite qu'une petite alimentation telle que des batteries [32]. C'est un grand avantage par ce que la source d'alimentation principale de la structure du bâtiment peut s'effondrer lors des événements sismiques, et l'actionneur n'a pas de potentiels nocifs tels que la déstabilisation de la structure. Bien que les amortisseurs semi-actifs soient un peu plus complexes que les amortisseurs passifs, ils sont toujours faciles à fabriquer. Leur fonctionnement est fiable et capable de donner des résultats meilleurs que les amortisseurs passifs. La capacité de contrôle des amortisseurs semi-actifs est encore limitée car ils ne peuvent fonctionner que dans la capacité maximale des dispositifs passifs correspondants. Les systèmes de contrôle semi-actifs sont moins développés que les systèmes de contrôle passif. Toutefois, en raison que les amortisseurs semi-actifs combinent les avantages des deux systèmes de contrôle passif et actif avec un coût supplémentaire faible par rapport aux amortisseurs passifs, ils semblent être une approche prometteuse pour le contrôle de la réponse sismique des structures de génie civil [25].

1.4.1 Masse-amortisseur semi-actif

En 1983, Hrovat et al ont proposé un TMD semi-actif pour le contrôle des vibrations induites par le vent dans les immeubles de grande hauteur (figure 1.12) [25]. Ce système se compose d'un TMD et d'un actionneur installé au sommet de la structure principale. Le TMD semi-actif a une masse m_d , un amortissement c_d , et une raideur k_d . La structure principale est représentée par la masse m , l'amortissement c et la raideur k . L'actionneur, noté SA, génère la force de commande u . Cette force ajuste l'amortissement du TMD tel qu'il soit toujours optimal à une excitation variable. Comme la masse m_d du TMD est beaucoup plus petite que la masse de la

structure m , la force de contrôle actif est utilisée pour modifier la force d'amortissement du TMD (qui est beaucoup moins petite que la force d'inertie du TMD), une petite puissance externe est nécessaires pour atteindre cet ajustement. Les TMD semi-actifs sont encore au stade de recherche et développement.

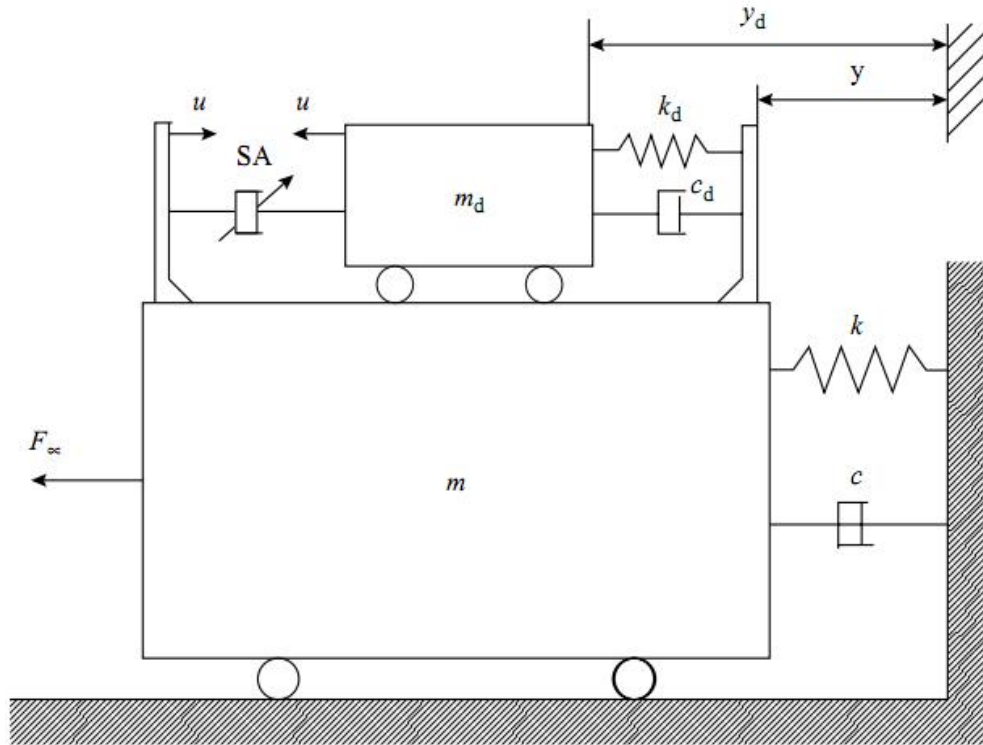


Figure 1.12 TMD semi-actif

1.4.2 Liquide-amortisseur semi-actif

Le TLD semi-actif régule simplement le réglage du liquide en fonctionnement. Sur la base des deux grands types de TLD discutés à la section 1.3.2, les chercheurs ont mis au point le TLD ballotté semi-actif et le TLD à colonne [38]. Le TLD ballotté semi-actif, tel que proposé par Lou et al. en 1994 [38], a ajouté une série de cloisons tournable dans le réservoir de liquide d'un TLD ballotté. Un actionneur est utilisé pour ajuster l'orientation de ces cloisons sur la base des algorithmes prédéfinis. Lorsque les cloisons sont en position horizontale, le réservoir du liquide conserve sa longueur d'origine, et en position verticale, le réservoir du liquide est divisé en un certain nombre de réservoirs plus courts. Sachant que la fréquence naturelle du liquide contenu se modifie suivant la longueur du réservoir, le réglage du TLD peut être commandé par la rotation des cloisons à une position d'inclinaison désirée. Avec ce mécanisme, aucun actionneur puissant n'est nécessaire car il est seulement utilisé pour faire tourner les cloisons légères. La performance du TLD peut donc être améliorée à faible coût. Le TLD à colonne semi-actif, tel que proposé par Yalla et Kareem en 2002 [60], utilise un orifice variable dans un TLD à colonne pour maintenir des conditions optimales d'amortissement. Un actionneur électropneumatique est utilisé pour entraîner une vanne à bille pour changer la section du TLD à colonne en fonction de l'algorithme de contrôle, réglant ainsi les propriétés de l'amortisseur pour obtenir de

meilleures performances. Similairement aux TMD semi-actifs, les TLD semi-actifs restent une priorité de la recherche et de développement d'appareils.

1.4.3 Amortisseur de vibrations semi-actif

Une méthode efficace pour parvenir à un dispositif d'amortissement réglable est l'utilisation d'une vanne à orifice variable pour ajuster le débit d'un amortisseur hydraulique. Ce concept a

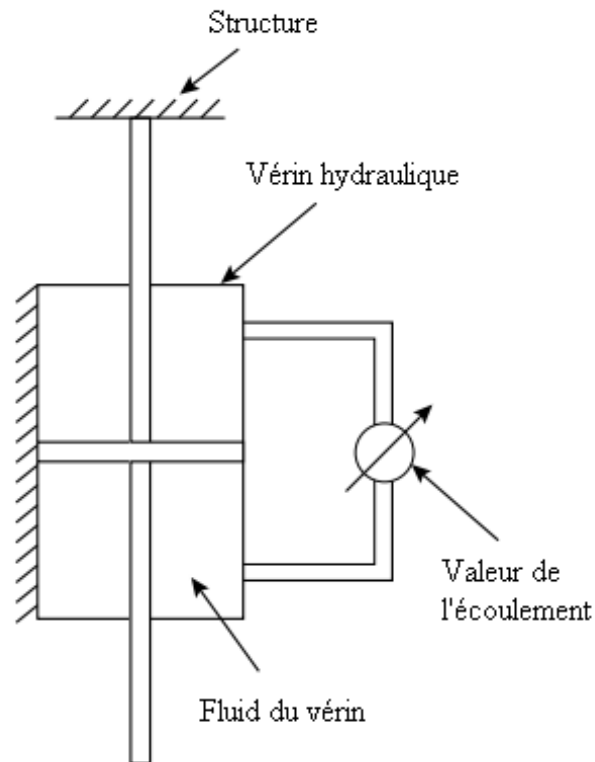


Figure 1.13 Amortisseur semi-actif de vibrations

conduit à l'émergence des amortisseurs de vibrations semi-actif (*semiactive vibration absorbers*) (SAVA), aussi appelés amortisseurs hydrauliques semi-actifs (*semiactive hydraulic damper*) (SAHD) [48]. Comme représenté schématiquement à la figure 1.13. Un tel dispositif permet à la fois le réglage de l'amortissement et la rigidité. La capacité d'amortissement est générée à partir du fluide visqueux, et la rigidité est réglée par l'ouverture de la vanne de débit. Si la vanne est fermée, le SAVA fonctionne comme un ressort avec rigidité. Si la vanne est ouverte, le fluide peut circuler facilement à travers le tube et fournit peu de raideur à la structure. Le SAVA a été appliqué en automobile pour améliorer le roulement et la tenue de route [29]. Les applications du SAVA aux bâtiments et aux ponts incluent des expériences pour le contrôle de la réponse sismique et la mise en œuvre.

1.4.4 Dispositifs semi-actifs de contrôle de raideur

Le système à raideur variable semi-actif (*semiactive variable-stiffness* (SAVS) system), également appelé dispositif à raideur variable (*variable-stiffness device* (VSD)) par les auteurs, a été étudié et mis en œuvre au Japon [36]. Comme représenté schématiquement à la figure 1.14, ce dispositif est monté sur un système d'entretroisement de la structure. Le VSD se

compose d'un vérin hydraulique équilibrée, une tige de piston à double effet, une électrovanne de commande normalement fermée, et un tube reliant les deux chambres du vérin. L'électrovanne peut être mise ouverte ou fermée. Lorsque l'électrovanne est ouverte, le fluide s'écoule librement et libère la connexion poutre-entretoisement, ce qui diminue la rigidité de la structure. Lorsque l'électrovanne est fermée, le fluide ne peut pas s'écouler et serre effectivement la poutre à l'entretoisement, ce qui augmente la rigidité de la structure. Avec ce mécanisme, un VSD ajuste la rigidité du système d'entretoisement de la structure de façon à minimiser les réponses structurelles de type résonant au cours d'un séisme.

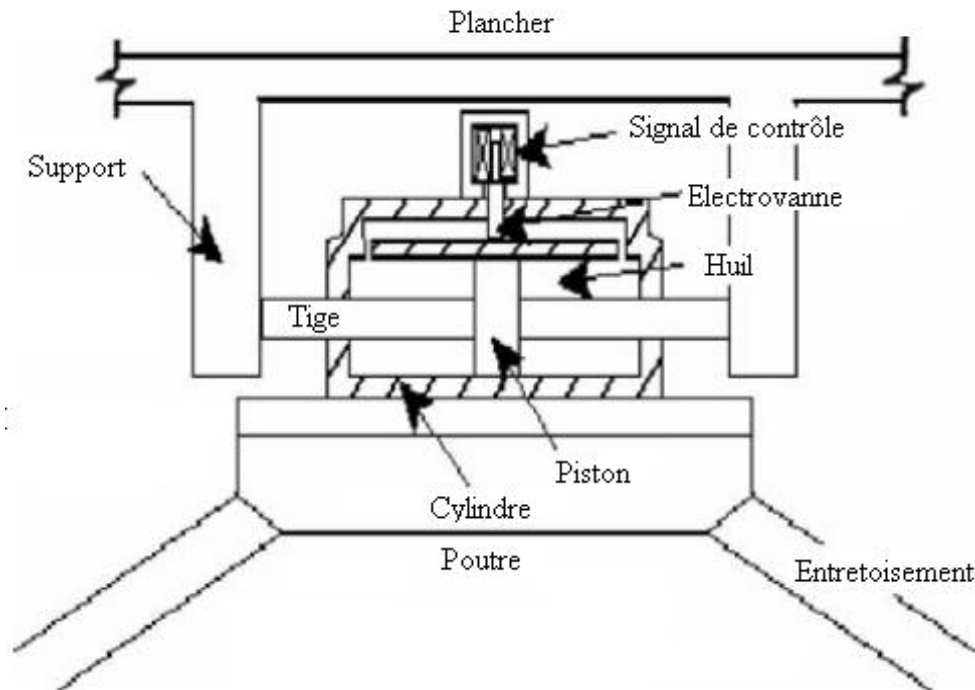


Figure 1.14 Dispositif semi-actif à raideur variable

1.4.5 Amortisseur semi-actif à fluide visqueux

Un amortisseur semi-actif à fluide visqueux pour le contrôle de la réponse sismique de la structure est illustré schématiquement à la figure 1.15 [18]. Des études Théoriques et expérimentales ont été menées. Cet appareil utilise une électrovanne normalement fermée pour contrôler l'intensité du fluide à travers une boucle de dérivation. L'énergie est dissipée par le frottement entre le flux, la boucle by-pass, et les orifices dans la tête du piston. Lorsque l'ouverture de l'électrovanne est grande, le fluide peut circuler facilement à travers l'électrovanne, et une petite force d'amortissement se développe. Lorsque l'ouverture est petite, le liquide ne peut pas circuler facilement à travers l'électrovanne, et l'amortisseur fournit une force de contrôle plus grande. Le comportement de l'amortisseur est contrôlé en ajustant l'ouverture de l'électrovanne en fonction de l'algorithme de contrôle. Une petite puissance électrique externe fournie par la source d'alimentation est nécessaire. Le concept a été utilisé pour un cas d'étude des essais d'un pont [33].

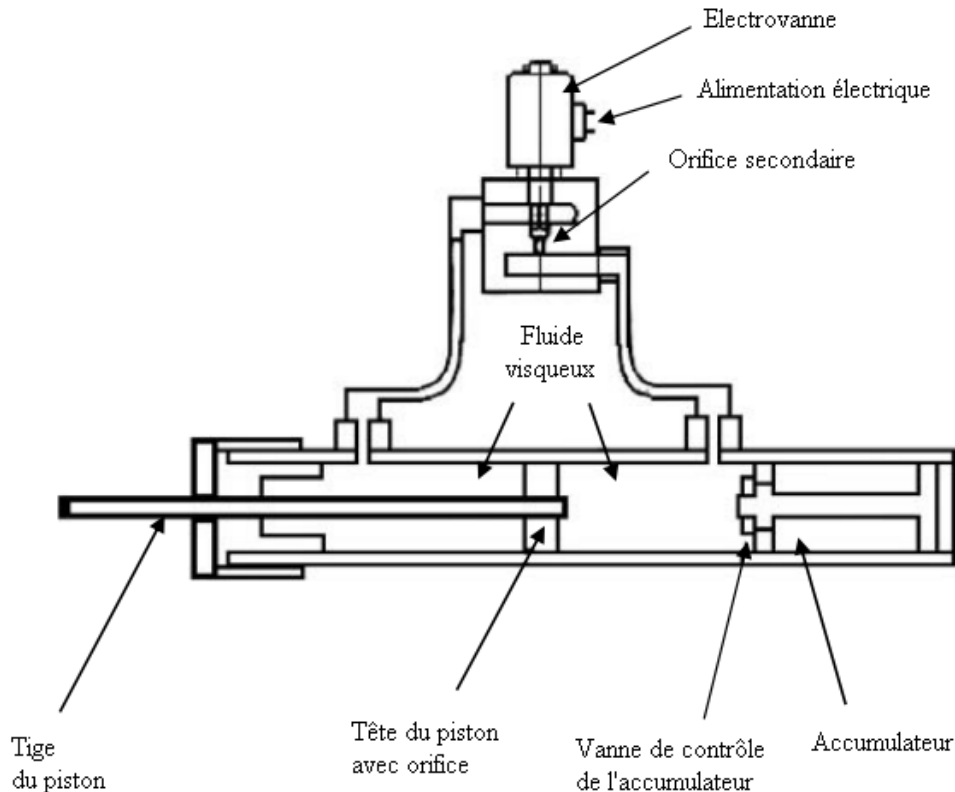


Figure 1.15 Construction d'un amortisseur semi-actif à fluide visqueux

1.5 Systèmes de contrôle actif

Les sections 1.3 et 1.4 ont présenté les structures intelligentes utilisant des systèmes de contrôle passifs et semi-actifs. Les deux systèmes sont rentables et fiables pour fonctionner, mais leurs capacités et / ou intelligences sont limitées pour le contrôle de la réponse sismique de la structure. Les systèmes passifs ont des mécanismes simples et sont faciles à fabriquer, mais ils ne sont pas suffisamment adaptés à une excitation externe en constante évolution. Certains d'entre eux, tels que les TMD et les TLD, ne sont efficaces que pour la suppression des réponses des structures avec un seul mode dominant, comme les vibrations des structures induites par le vent [12]. Les amortisseurs semi-actifs ont un système adaptatif intégré, mais ils ne peuvent fonctionner que dans la capacité maximale des dispositifs passifs sur lesquels ils sont basés. Ainsi, il y a clairement un besoin pour un système d'adaptation plus puissant pour protéger les structures contre les vibrations excessives et les endommagements causés par les grands tremblements de terre, où plusieurs modes sont dominants dans la réponse de la structure. Cela a conduit à l'émergence des structures intelligentes avec un contrôle actif de la réponse sismique. Cette technique innovante utilise des dispositifs spéciaux, tels que des actionneurs électro-hydrauliques, pour générer la force de contrôle requis contre les tremblements de terre en retournant l'information sur la réponse mesurée de la structure. Cette force de contrôle peut servir comme un amortissement supplémentaire, réduisant ainsi les vibrations structurelles causées par les excitations de la circulation, du vent, et du tremblement de terre.

Les systèmes de contrôle actifs ont été largement utilisés pour supprimer les bruits et les vibrations structurelles dans les industries mécaniques et aérospatiales [43]. Leur application à de grandes structures de génie civil est un domaine novateur sous recherche et développement. Le contrôle actif de la réponse sismique a reçu une attention considérable ces dernières années en raison de ses avantages suivants [51]:

- Efficacité accrue du contrôle : En théorie, les systèmes actifs peuvent être aussi puissants que souhaité. Dans la pratique, le degré d'efficacité du contrôle est seulement limité par la capacité de l'actionneur. L'industrie moderne peut produire des actionneurs capables de générer des forces de contrôle beaucoup plus grandes que les amortisseurs passifs ou semi-actifs.
- Adaptabilité à des mouvements du sol : Un système de contrôle actif peut mesurer les mouvements du sol, puis ajuster ses efforts de contrôle.
- Sélectivité des objectifs de contrôle : Le système de contrôle peut être conçu pour de différents objectifs, tels que la sécurité de la structure ou le confort humain.
- Applicabilité aux différents mécanismes d'excitation : Le contrôle actif couvre une large gamme de fréquences, c'est tous les modes importants de la structure. Un système de contrôle actif peut réduire efficacement la réponse structurelle sous des excitations de vents et / ou des tremblements de terre.

Bien que le contrôle actif soit un nouveau domaine avec moins de recherche et de développement que le contrôle passif des structures, de grands progrès ont été réalisés en raison de sa forte capacité et son adaptabilité. Les progrès continuent d'être faits sur le contrôle actif de la réponse sismique comme le montre un certain nombre de publications [27]. Le contrôle actif de la réponse sismique a atteint un stade d'applications pratiques. Les chercheurs ont développé plusieurs dispositifs de contrôle actif, tels que les tendons actifs, AMD, entretoisement actif, et les systèmes de génération d'impulsions.

1.5.1 Configuration de base des systèmes de contrôle actif

Un système de contrôle actif est entièrement adaptatif. Ces structures intelligentes utilisent une alimentation externe pour générer la force de contrôle, qui est directement appliquée à la structure afin de réduire sa réponse. Puisque les structures en bâtiment sont généralement de grande taille, d'énormes équipements de génération de force et de grandes sources d'alimentation externes sont nécessaires pour le contrôle actif. Ainsi, un système de contrôle actif est généralement conçu principalement pour augmenter l'amortissement de la structure avec des modifications mineures de la rigidité. La figure 1.16 illustre schématiquement la configuration de base d'un tel système, qui se compose de trois types d'éléments: capteur (s), actionneur (s), et dispositif de contrôle avec un algorithme de contrôle prédéterminé.

Les capteurs dans un système de structure intelligente sont semblables aux organes de sensation dans le corps humain. Le capteur (s) peut être localisé à la base de la structure pour mesurer l'excitation externe, ou sur la structure elle-même pour mesurer les variables de la réponse de la structure, tels que les déplacements, vitesses, accélérations, et forces de contrôle. Les dispositifs de contrôle peuvent avoir aussi des capteurs intégrés pour surveiller leur

comportement. Par exemple, un vérin hydraulique peut avoir un capteur de déplacement intégré pour mesurer le déplacement relatif du piston du vérin vis-à-vis du cylindre. Les transformateurs différentiels variables linéaires (LVDT), les capteurs de vitesse, les accéléromètres, et les cellules de charge, qui mesure respectivement, le déplacement, la vitesse, l'accélération et la force, sont les capteurs les plus courants pour les systèmes de structures intelligentes. Ces capteurs peuvent fonctionner comme des dispositifs linéaires proportionnels dans la gamme de fréquences de 0,1-100 Hz, qui couvre la bande de fréquence de la vibration des structures sous les excitations du séisme ou du vent. La sortie du capteur est généralement sous forme de signaux de tension qui sont envoyés au dispositif de contrôle pour le traitement.

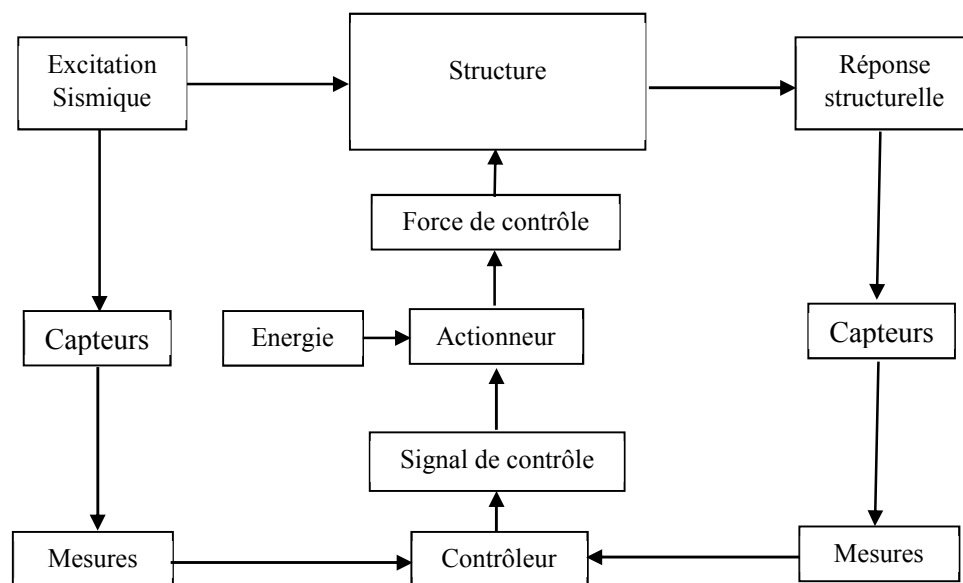


Figure 1.16 Diagramme schématic d'un système de contrôle actif

Le dispositif de contrôle dans un système de structure intelligente est similaire au cerveau humain. Il reçoit les mesures des capteurs, les analyse, et génère des signaux de contrôle nécessaires (également appelées contrôle commande) pour piloter l'actionneur sur la base d'un algorithme de contrôle prédéterminé. Donc, le dispositif de contrôle est un générateur d'information qui produit des signaux de commande par une fonction de retour des mesures des capteurs. Dans le stade de la conception, le modèle mathématique du dispositif de contrôle est formulé par la théorie du contrôle, et la loi de contrôle de la boucle de retour est déterminée par des algorithmes de contrôle. Pour la mise en œuvre physique, il y a des dispositifs de contrôle analogiques et numériques. Les dispositifs de contrôle analogiques sont des dispositifs qui mettent en œuvre une loi de commande en boucle fermée formulée dans un domaine de temps continu. Tous les composants physiques d'un tel dispositif de contrôle fonctionnent d'une manière continue. Les dispositifs de contrôle numériques ont un microcontrôleur en tant que composant principal. Grâce aux progrès de la microélectronique, la technologie numérique a dépassé celle des dispositifs de contrôleur analogiques. La figure 1.17 montre la configuration d'un microcontrôleur numérique, qui comprend des convertisseurs analogique / numérique (A

/ N) et numérique / analogique (N / A). Un signal continu dans le domaine temporel à partir des capteurs est échantillonné par un convertisseur A / N. Le signal est transformé en une séquence de valeurs de sortie mesurée qui représentent chaque instant d'échantillonnage. Le microcontrôleur numérique utilise ensuite ces valeurs pour calculer une valeur souhaitée pour la séquence de contrôle. Cette séquence est convertie en un autre signal temporel continu par un convertisseur N / A pour alimenter les actionneurs. S'il y a trop peu de mesures issues des capteurs comme entrées du dispositif de contrôle, un observateur est utilisé pour estimer la réponse des variables non mesurées du système.

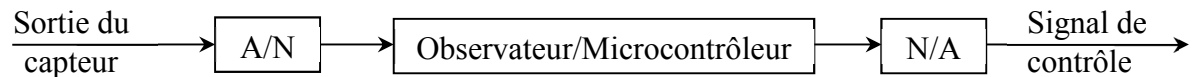


Figure 1.17 Configuration d'un microcontrôleur numérique

Lorsque seules les variables de la réponse structurale sont continuellement mesurées, la configuration de contrôle est référée à un contrôle en boucle fermée parce que ces mesures sont utilisées pour faire des corrections continues aux forces de contrôle appliquées. Lorsque seules les entrées du tremblement de terre sont mesurées, un contrôle direct peut être utilisé, et les forces de contrôle sont régularisées par l'excitation mesurée.

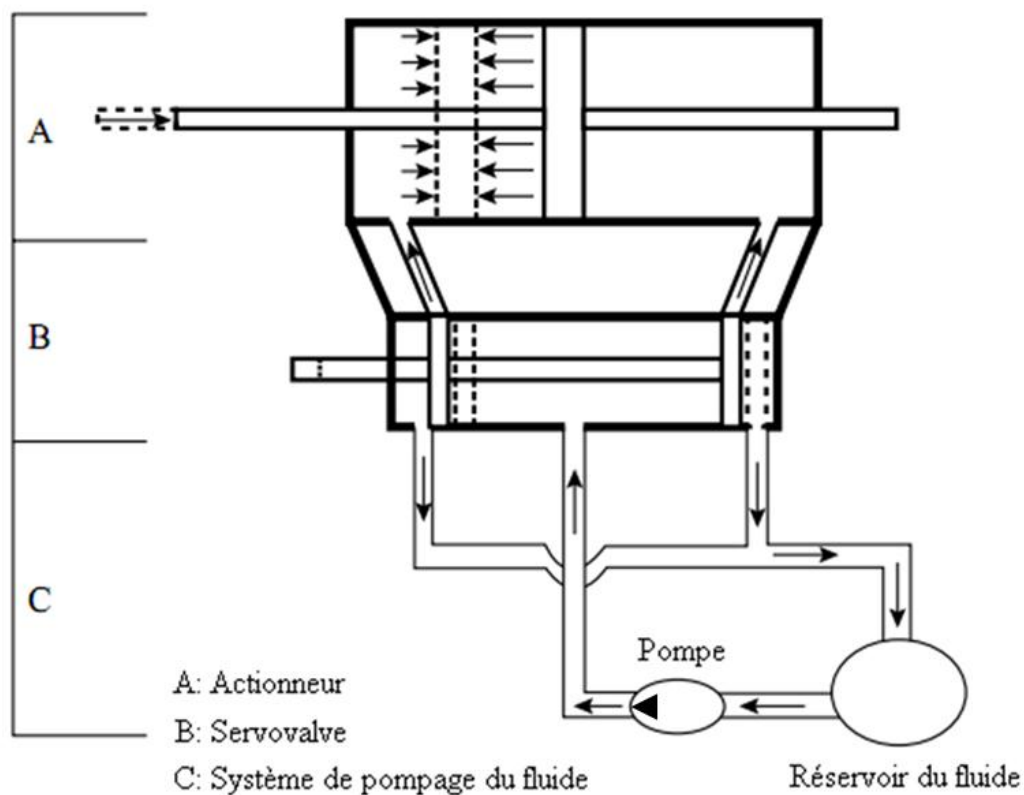


Figure 1.18 Actionneur hydraulique contrôlé par une servovalve

Les actionneurs sont similaires aux mains et aux pieds du corps humain. Les actionneurs produisent les forces de contrôle requises en fonction des signaux de contrôle du cerveau-le dispositif de contrôle. Pour le contrôle de la structure, la grande taille des structures de génie civil nécessite des actionneurs importants capables de générer une force de commande importante. Les actionneurs électrohydrauliques et les générateurs d'impulsions utilisent tous les deux des sources d'alimentation externes. La figure 1.18 montre un schéma d'un actionneur hydraulique commandé par une servovalve utilisée par les systèmes de structure intelligente pour le contrôle de la réponse sismique [18].

1.5.2 Systèmes actifs masse-amortisseur

Un système AMD est aussi appelé *active mass driver*. Il a évolué à partir du TMD avec l'introduction d'un mécanisme de contrôle actif. Comme déjà vus précédemment, les TMD sont seulement efficaces pour le contrôle de la réponse de la structure lorsque le premier mode est dominant, comme les vibrations des structures induites par le vent. Le développement de l'AMD se concentre sur la recherche du contrôle de la réponse sismique de la structure avec une large bande de fréquence. Il est attendu que les structures avec des AMD vont démontrer une efficacité renforcée sur les structures avec des TMD. Un modèle conceptuel d'une structure contrôlée par un AMD est illustré à la figure 1.19 [18], avec une comparaison schématique entre l'AMD et le TMD. Un seul actionneur est installé entre le principal (c.-à-d. structure) et l'auxiliaire (c.-à-d. TMD). Le mouvement du système auxiliaire peut être commandé par l'actionneur pour augmenter l'efficacité du contrôle.

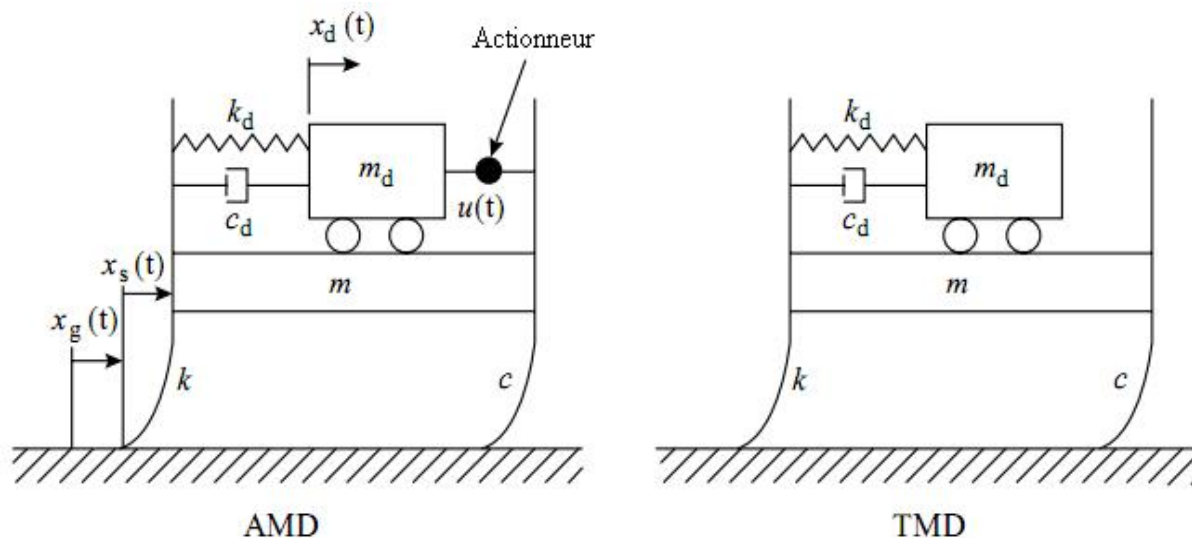


Figure 1.19 Comparaison schématique entre deux structures intelligentes utilisant active mass damper (AMD) et tuned mass damper (TMD)

Les systèmes AMD ont été proposés dans le début des années 1980 et ont été théoriquement étudiés. Comme le montre le modèle conceptuel (voir la figure 1.19), un actionneur est installé sur la structure contrôlée par l'AMD [9, 47]. Cet actionneur est installé entre le système principal (c.-à-d. structure) et auxiliaire (c.-à-d. TMD). Le mouvement de ce dernier peut être commandé par l'actionneur pour augmenter l'efficacité du contrôle du système. L'étude

théorique s'est focalisée sur le fonctionnement de l'actionneur pour soumettre la réponse du système primaire le plus efficacement avec la loi de commande optimale pour trouver le gain approprié de la boucle de retour de l'AMD. Les chercheurs ont également réalisé de nombreux essais sur les systèmes AMD sur des tables vibrantes pour le contrôle de la réponse sismique et la mise en œuvre à grande échelle du système AMD [61].

Les systèmes AMD ont un avantage économique dans les structures à grande échelle du fait que la force de contrôle est moindre avec un actionneur plus petit par rapport aux autres systèmes actifs. L'actionneur dans un système AMD est utilisé pour piloter la masse auxiliaire, alors que l'actionneur dans d'autres systèmes actifs agit généralement directement sur la structure. Cependant, l'efficacité du contrôle d'un système AMD est efficace à la fréquence fondamentale et ne l'est pas à des fréquences plus élevées.

1.5.3 Système tendon actif

Les systèmes de contrôle des tendons actifs se composent d'un ensemble de tendons précontraint dont la tension est contrôlée par un servomécanisme électrohydraulique [40]. La figure 1.20 montre une configuration typique d'un système de contrôle actif utilisant des tendons actifs. Les tendons actifs sont installés entre deux étages d'une structure de bâtiment. Le cylindre du vérin est fixé à l'étage inférieur. L'une d'extrémité du tendon est reliée à l'étage supérieur et l'autre extrémité au piston du vérin. Sous l'excitation du tremblement de terre, les vibrations de la structure induit la dérive inter-étages qui anime le mouvement relatif du piston du vérin par rapport au cylindre du vérin. Ce mouvement relatif modifie la tension des tendons précontraints, appliquant ainsi la force de contrôle dynamique à la structure afin de réduire sa réponse sismique.

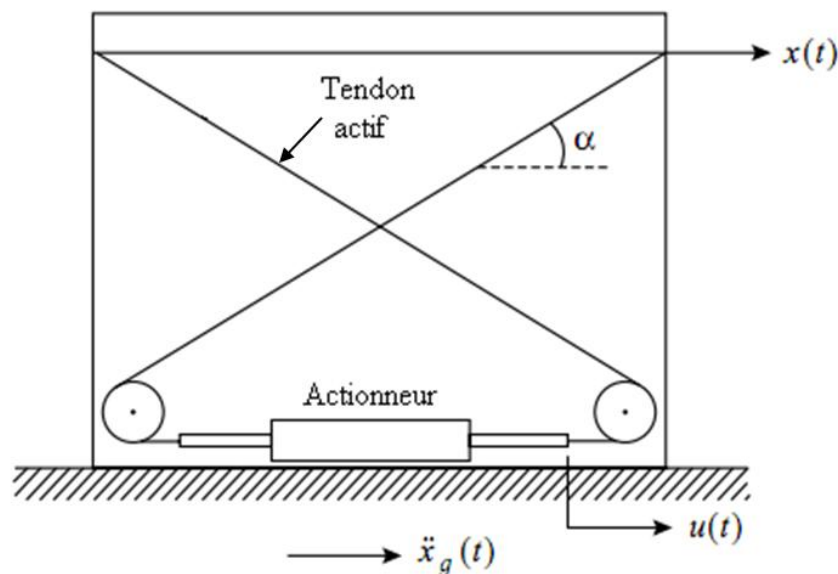


Figure 1.20 Diagramme schématisé d'un système de tendon actif

Le contrôle des tendons actifs a été étudié analytiquement et expérimentalement. La mise en œuvre à grande échelle d'un système de tendon actif sur un bâtiment de 6 étages et de 600 tonnes a été testée à Tokyo, Japon [51]. Les deux résultats expérimentaux et de simulation montrent une réduction significative de la réponse sismique des structures intelligentes utilisant des systèmes de tendons actifs. Les tendons actifs peuvent fonctionner dans les deux modes, en impulsions et en temps continu. Ainsi, le contrôle du tendon actif peut accueillir à la fois des algorithmes en temps continu et de contrôle d'impulsion. Un autre avantage est que les tendons de ce système peuvent utiliser les structures actuelles, ce qui minimise la nécessité d'ajouts et de modifications de la structure.

1.5.4 Systèmes actifs d'entretoisement

Un système actif d'entretoisement utilise les entretoises structurelles existantes pour installer un dispositif de contrôle actif (c.-à-d. actionneur) sur une structure [18]. Trois types de systèmes d'entretoisement, en diagonale, entretoises en K, et entretoises en X, peuvent être utilisés (les mêmes que ceux pour les amortisseurs passifs). Des vérins hydrauliques contrôlés par des servovalves, capables de générer une force de commande importante sont montés sur le système d'entretoisement entre deux étages adjacents. La figure 1.21 montre un système de contrôle actif d'entretoise avec un vérin hydraulique monté sur une entretoise en K. Le cylindre du vérin est boulonné au plancher de la structure, et le piston du vérin est relié à l'entretoise. Ce système se compose d'une servovalve, un instrument de contrôle de la servovalve, un vérin hydraulique, un système d'alimentation hydraulique, des capteurs, et un microcontrôleur avec un algorithme de contrôle prédéterminé. Les capteurs mesurent le mouvement de la structure dû à l'excitation du tremblement de terre. Le microcontrôleur utilise l'algorithme de contrôle pour traiter ces mesures et pour générer le signal de commande. La servovalve utilise alors le signal de commande pour réguler la direction et l'intensité de l'écoulement. Ce qui donne une différence de pression dans les deux chambres du vérin. La force de commande est donc générée par la différence de pression pour résister aux charges sismiques sur la structure.

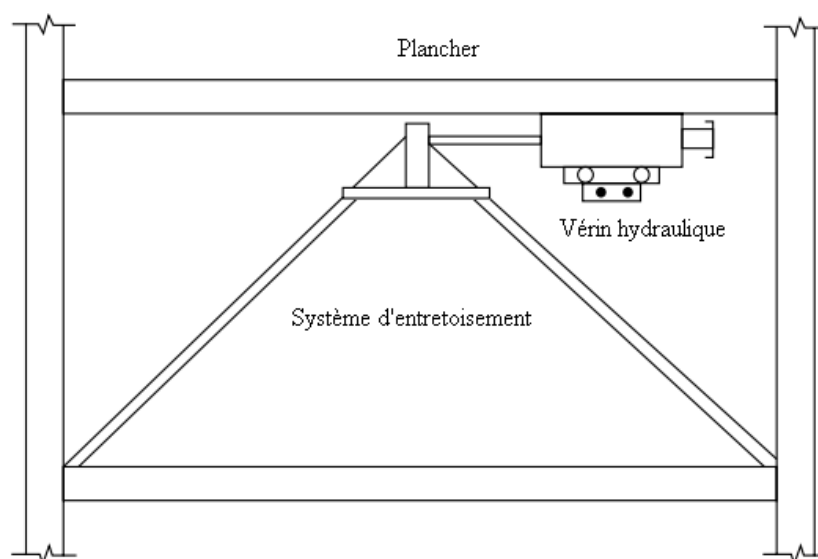


Figure 1.21 Système d'entretoisement actif avec un vérin hydraulique

Les systèmes actifs d'entretoisement ont été étudiés analytiquement et expérimentalement [53]. Les systèmes actifs d'entretoisement offrent les mêmes avantages que les systèmes de tendons actifs: les modifications de la structure sont réduites au minimum par ce que les membres de la structure existante peuvent être utilisés pour installer l'actionneur.

1.5.5 Systèmes de Génération d'impulsions

Un système de génération d'impulsions utilise un générateur d'impulsions au lieu d'un vérin hydraulique [18]. Les générateurs d'impulsions utilisent des mécanismes pneumatiques pour produire une force active de contrôle. De tels mécanismes utilisent l'air comprimé pour produire une force d'actionnement de type pulsé, différente de vérins hydrauliques utilisant un fluide à haute pression. Un système de structure intelligente peut être réalisé par l'installation des générateurs d'impulsions à plusieurs endroits dans une structure. Lorsqu'une vitesse relative importante est détectée à l'un de ces endroits, le vérin pneumatique à cet endroit est déclenché, et une force de contrôle opposée à la vitesse est appliquée à la structure. Les chercheurs ont mené des tests de table vibrante sur une structure en acier de six étages avec un générateur d'impulsions au sommet, et les résultats ont montré que les générateurs d'impulsions ont été un dispositif prometteur pour le contrôle de la réponse sismique [44]. Les générateurs d'impulsions utilisent l'énergie du gaz comprimé et ne sont pas chers [18]. Cependant, l'énergie du gaz ne peut pas être assez puissante pour entraîner les structures de bâtiment de grande échelle. En outre, les systèmes de génération d'impulsions peuvent avoir une non-linéarité élevée puisque la force générée par les vérins pneumatiques peut déviée de la forme d'impulsion rectangulaire idéale.

1.6 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté les différents systèmes utilisés dans les structures intelligentes comme moyens de protection contre les vents violents et les tremblements de terre. Nous avons vu que les systèmes d'isolation de base sont des outils efficaces pour assurer la protection sismique des structures en bâtiments à faible et moyenne hauteur, caractérisés par des fréquences élevées. Nous avons ainsi présenté les structures intelligentes utilisant des systèmes de contrôle passifs et semi-actifs. Les deux systèmes sont rentables et fiables pour fonctionner, mais leurs capacités et / ou intelligences sont limitées pour le contrôle de la réponse sismique de la structure. Les systèmes passifs ont des mécanismes simples et sont faciles à fabriquer, mais ils ne sont pas suffisamment adaptés à une excitation externe en constante évolution, car ils ne mesurent pas l'excitation et la réponse, et n'utilisent pas une alimentation externe. Les amortisseurs semi-actifs ont un système adaptatif intégré, mais ils ne peuvent fonctionner que dans la capacité maximale des dispositifs passifs sur lesquels ils sont basés. Ensuite nous avons présenté les systèmes de contrôle actif qui ont montré plus d'avantages tel que l'efficacité accrue du contrôle, l'adaptabilité à des mouvements du sol, la sélectivité des objectifs de contrôle, et l'applicabilité aux différents mécanismes d'excitation.

En raison de ces avantages, les chapitres suivants seront consacrés à l'étude d'un type de systèmes de contrôle actif, et le choix d'une technique d'intégration dans une structure en génie civil soumise à des excitations sismiques.

2 Calcul du Modèle Dynamique des structures en béton à plusieurs étages

2.1 Introduction

Le problème de la dynamique structurelle des systèmes à multi-degrés de liberté (MDF) (bâtiments à plusieurs étages) nécessite la connaissance du modèle dynamique. Généralement, dans la formulation des équations du mouvement pour le système MDF, une idéalisation est adoptée. Dans cette idéalisation, les poutres et les dalles sont rigides (infiniment rigides) en flexion, et plusieurs facteurs sont négligés ; La déformation axiale des poutres et des poteaux, et l'effet de la force axiale des poteaux. Cette idéalisation par cadre de cisaillement ou par un bâtiment de cisaillement, bien que non réaliste, est pratique pour illustrer comment les équations du mouvement pour un système MDF sont développées [1, 2].

Dans ce chapitre, une méthode de calcul du modèle dynamique des structures en béton à plusieurs étages dans le but du contrôle actif sera réalisée. Une idéalisation dans la formulation des équations du mouvement de la structure est adoptée. Pour cette idéalisation, nous supposons que la masse répartie dans toute la structure est concentrée aux niveaux des dalles et qu'un mécanisme d'amortissement visqueux linéaire représente la dissipation d'énergie dans la structure. Un calcul numérique est effectué en utilisant un modèle réel d'un immeuble en béton à cinq étages. La validation du modèle dynamique obtenu est faite en comparant les résultats de simulation des réponses de la structure réelle construite dans SAP2000 et les réponses du modèle dynamique avec MATLAB.

2.2 L'idéalisation de la structure MDF

Dans notre étude du modèle dynamique à multi-degrés de liberté, nous supposons que les poteaux supportant et interconnectant les étages sont sans masse et la masse entière de la structure est concentrée aux niveaux des dalles. Les dalles et les poutres sont rigides tandis que les poteaux sont souples à la déformation latérale mais rigides dans la direction verticale. La structure est supposée être supportée sur un sol rigide. Afin de refléter le comportement réel de la structure, des éléments absorbant l'énergie doivent être introduits [2].

Les masses concentrées au niveau des dalles sont dénotées par $m_1, m_2, \dots, m_j, \dots, m_n$ où n est le nombre de degré de liberté de la structure et m_j = masse à l'étage j . Les propriétés de rigidité de la structure linéaire sont caractérisées par la rigidité latérale. Les coefficients de rigidité aux niveaux des étages sont dénotés par $k_1, k_2, \dots, k_j, \dots, k_n$ où k_j = rigidité de l'étage j . Les éléments d'absorption d'énergie sont caractérisés par l'amortissement visqueux $c_1, c_2, \dots, c_j, \dots, c_n$ où c_j = amortissement visqueux de l'étage j .

2.4 Calcul des matrices

2.4.1 Calcul de la Matrice Masse

Dans notre modèle de calcul, les masses concentrées aux niveaux des dalles sont dénotées par $m_1, m_2, \dots, m_j, \dots, m_n$ où m_j = masse à l'étage j . La matrice masse est alors écrite comme suit

$$M = \begin{bmatrix} m_1 & 0 & \dots & \dots & \dots & 0 \\ 0 & m_2 & 0 & \dots & \dots & 0 \\ \vdots & 0 & \ddots & 0 & \dots & \vdots \\ \vdots & \vdots & 0 & m_j & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & 0 & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & 0 & \dots & m_n \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

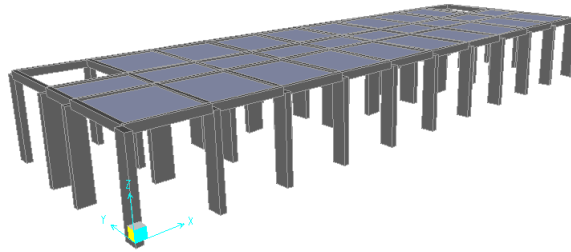


Figure 2.3 Etage 1 de la structure à multi-degrés de liberté

La figure 2.3 montre une vue 3D pour de la structure à multi-degrés de liberté. Il est composé d'une dalle plate avec poutres et supportées par des poteaux.

La masse d'un tel étage peut être calculée comme suit

$$\begin{aligned} m_1 &= m_{\text{étage}(1)} = m_2 = \dots = m_n \\ &= m_{\text{dalle}} + m_{\text{poteaux}} + m_{\text{poutres}} \end{aligned} \quad (2.3)$$

$$= (\text{surface}_{\text{dalle}} \times \text{épaisseur} \times \gamma_{\text{béton}}) + (\text{section}_{\text{poteau}} \times \text{hauteur} \times \gamma_{\text{béton}} \times \text{nbre}) + (\text{section}_{\text{poutre}} \times \text{longueur} \times \gamma_{\text{béton}}) \quad (2.4)$$

2.4.2 Calcul de la Matrice Rigidité

Cette méthode est basée sur l'approximation d'un système ayant plusieurs degrés de liberté (MDF) par un système généralisé à un seul degré de liberté (SDF) [2]. Considérons que la structure à multi-degrés de liberté représenté sur la figure 2.4 et soumis à l'excitation sismique, où nous supposons que la masse est concentrée au niveau des dalles de chaque étage avec m_j dénotant la masse au j -ième étage. Ce système dispose de n degrés de liberté $u_1, u_2, \dots, u_j, \dots, u_{10}$. L'équation du mouvement pour ce système sans amortissement est formulée.

Nous supposons que les déplacements des étages par rapport au sol peuvent être exprimés

comme :

$$u_j(t) = \psi_j z(t) \quad j = 1, 2, \dots, n \quad (2.5.a)$$

Laquelle en forme de vecteur est :

$$u(t) = \psi z(t) \quad (2.5.b)$$

Où ψ est supposé le vecteur forme qui définit la forme fléchie. Le déplacement total du j-ième étage est :

$$u_j^t(t) = u_j(t) + u_g \quad (2.6)$$

Pour cette idéalisation du bâtiment, le déplacement V_j dans le jème étage (lequel est la somme des déplacements dans tous les poteaux) est relié au mouvement de l'étage $\Delta_j = u_j - u_{j-1}$ à travers la rigidité de l'étage k_j :

$$V_j = k_j \Delta_j = k_j (u_j - u_{j-1}) \quad (2.7)$$

A chaque instant, le système est en position d'équilibre sous l'action du mouvement relatif de l'étage $V_j(t)$ et les forces fictives d'inertie (figure 2.4b), lesquelles avec le principe D'Alembert sont $f_{Ij} = -m_j \ddot{u}_j$. En remplaçant l'équation (2.7) pour u_j^t donne :

$$f_{Ij} = -m_j [\ddot{u}_j(t) + \ddot{u}_g] \quad (2.8)$$

L'équation d'équilibre de ce système peut être formulée par l'utilisation du principe des déplacements virtuels. Ce principe indique que si le système en équilibre est soumis à des déplacements virtuels $\delta u(t)$, le travail virtuel externe δW_E est égal au travail virtuel interne δW_I .

$$\delta W_I = \delta W_E \quad (2.9)$$

Le travail virtuel externe est dû aux forces f_{Ij} agissant par le déplacement virtuel δu_j :

$$\delta W_E = \sum_{j=1}^n f_{Ij}(t) \delta u_j$$

Laquelle après le remplacement de l'équation (2.8) devienne :

$$\delta W_E = - \sum_{j=1}^n m_j \ddot{u}_j(t) \delta u_j - \ddot{u}_g(t) \sum_{j=1}^n m_j \delta u_j \quad (2.10)$$

Le travail virtuel interne dû aux cisaillements des étages $V_j(t)$ agissant à travers les déplacements d'étage associés aux déplacements virtuels :

$$\delta W_I = - \sum_{j=1}^n V_j(t) (\delta u_j - \delta u_{j-1}) \quad (2.11)$$

Où $V_j(t)$ est lié aux déplacements par l'équation (2.7).

Le travail virtuel interne et externe peut être exprimé en termes de coordonnées généralisées z et le vecteur forme ψ en notant que les déplacements virtuels compatibles avec le vecteur de forme supposé (Figure 2.4b) sont :

$$\delta u_j = \psi_j \delta z \quad \text{ou} \quad \delta u = \psi \delta z \quad (2.12)$$

Le remplacement de l'équation (2.12) dans l'équation (2.10) et l'équation (2.11) conduit aux équations suivantes du travail virtuel externe et interne :

$$\delta W_E = -\delta z \left[\ddot{z} \sum_{j=1}^n m_j \psi_j^2 - \ddot{u}_g(t) \sum_{j=1}^n m_j \psi_j \right] \quad (2.13)$$

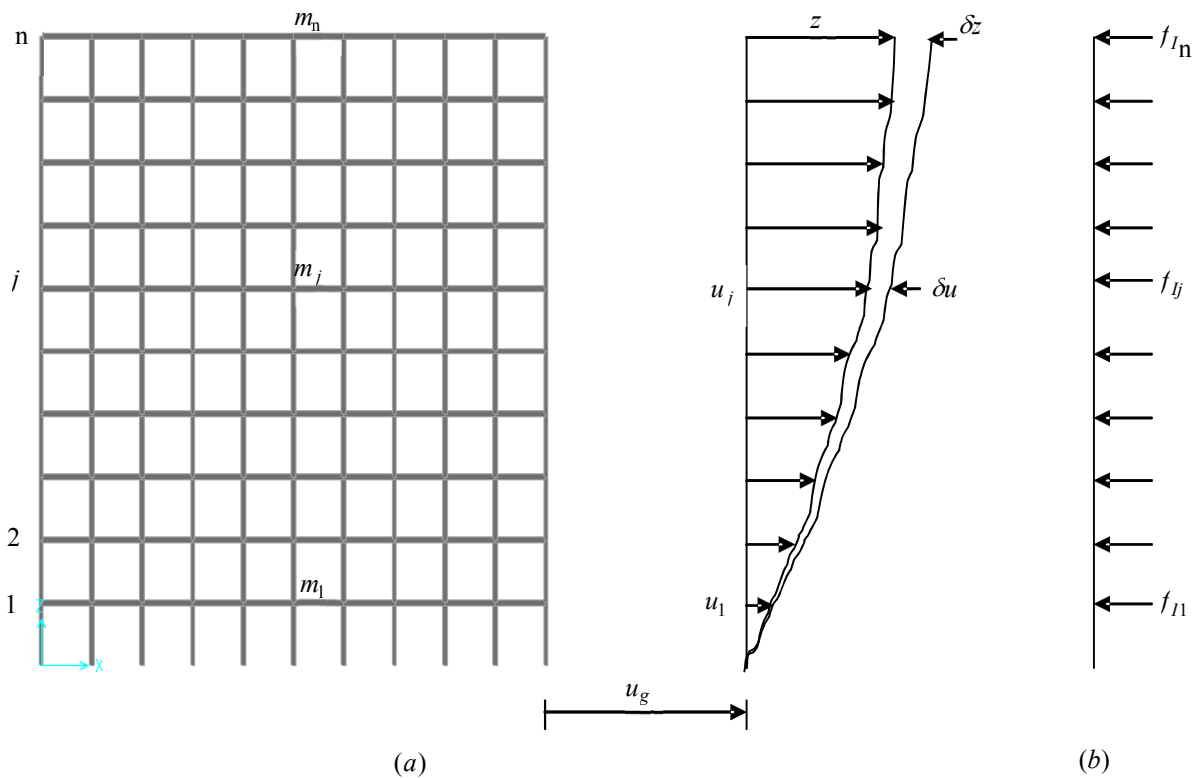


Figure 2.4 (a) Les déplacements d'une structure à plusieurs étages et les déplacements virtuels ; (b) les forces d'inertie

$$\delta W_I = \delta z \left[z \sum_{j=1}^n k_j (\psi_j - \psi_{j-1})^2 \right] \quad (2.14)$$

L'égalisation du travail virtuel externe donne l'équation du mouvement :

$$\tilde{m} \ddot{z} + \tilde{k} z = -\tilde{L} \ddot{u}_g(t) \quad (2.15)$$

Où :

$$\tilde{m} = \sum_{j=1}^n m_j \psi_j^2 ; \quad \tilde{k} = \sum_{j=1}^n k_j (\psi_j - \psi_{j-1})^2 ; \quad \tilde{L} = \sum_{j=1}^n m_j \psi_j \quad (2.16)$$

La réécriture de ces équations en notation matricielle donne :

$$\tilde{m} = \psi^t M \psi \quad \tilde{k} = \psi^t K \psi \quad \tilde{L} = \psi^t M 1 \quad (2.17)$$

Où 1 est un vecteur avec tous les éléments égaux à l'unité.

La fréquence naturelle de vibration de ce système est donnée par :

$$\omega_n^2 = \frac{\tilde{k}}{\tilde{m}} = \frac{\sum_{j=1}^n k_j (\psi_j - \psi_{j-1})^2}{\sum_{j=1}^n m_j \psi_j^2} \quad (2.18)$$

La réécriture de cette équation en notation matricielle donne :

$$\omega_n^2 = \frac{\psi^t K \psi}{\psi^t M \psi} \quad (2.19)$$

L'analyse modale de la structure en utilisant SAP2000 donne la fréquence ω_n et ψ pour chaque mode de vibration, et ainsi la matrice rigidité K peut être déduite à partir de l'équation (2.19).

2.4.3 Calcul de la Matrice Amortissement

La matrice d'amortissement pour les structures réelles ne doit pas être calculée à partir des dimensions structurales, des dimensions des éléments structuraux et de l'amortissement des matériaux structuraux utilisés. On pourrait penser qu'il serait possible de déterminer la matrice d'amortissement de la structure à partir des propriétés d'amortissement des éléments individuels de la structure, tout comme la matrice de rigidité structurale est déterminée. Cependant, il n'est pas pratique de déterminer la matrice d'amortissement de cette manière, car contrairement au module d'élasticité qui entre dans le calcul de la rigidité, les propriétés d'amortissement des matériaux ne sont pas bien établies.

Même si ces propriétés sont connues, la matrice d'amortissement résultante ne représenterait pas une part significative de l'énergie dissipée par frottement aux liaisons en acier, l'ouverture et la fermeture des microfissures dans le béton, le stress des éléments non structuraux-cloisons, équipements mécaniques, ignifugation, etc. Le frottement entre la structure elle-même et les éléments non structuraux, et d'autres mécanismes similaires, dont certains sont encore difficiles à identifier.

Ainsi, l'amortissement d'une structure doit être déterminé à partir de ses rapports d'amortissement modal, qui tiennent compte de tous les mécanismes de dissipation d'énergie.

L'amortissement de Rayleigh

L'amortissement de Rayleigh est une idéalisation appropriée si des mécanismes similaires sont répartis dans toute la structure (e.g, un bâtiment à plusieurs étages avec un système structurel similaire et des matériaux structuraux sur sa hauteur).

Considérons l'amortissement proportionnel à la masse et l'amortissement proportionnel à la rigidité.

$$c = a_0 m \text{ et } c = a_1 k \quad (2.21)$$

Où les constantes a_0 et a_1 ont comme unités seconde⁻¹ et seconde, respectivement. Physiquement, ils présentent les modèles d'amortissement représentés sur la figure 2.5 pour la structure à multi-degrés de liberté. L'amortissement proportionnel à la rigidité fait appel à l'intuition parce qu'il peut être interprété comme modèle de la dissipation d'énergie découlant de la déformation de l'étage. En revanche, l'amortissement proportionnel à la masse est difficile à justifier physiquement parce que l'amortissement de l'air qu'il peut être interprété comme modèle est négligeable pour la plupart des structures.

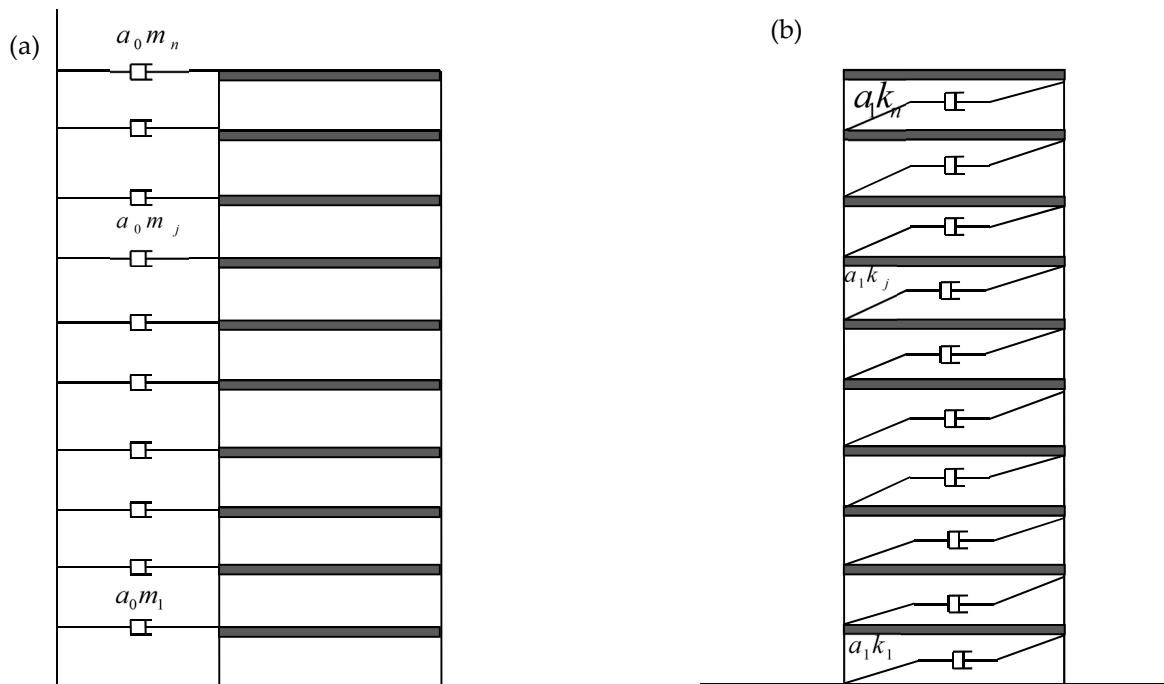


Figure 2.5 (a) Amortissement proportionnel à la masse ; (b) Amortissement proportionnel à la rigidité

Nous rapportons maintenant les rapports d'amortissement modal pour un système avec amortissement proportionnel à la masse au coefficient a_0 . L'amortissement généralisé pour le $n^{\text{ème}}$ mode est :

$$c_n = a_0 m_n \quad (2.22)$$

Et le rapport d'amortissement modal est

$$\xi_n = \frac{a_0}{2} \frac{1}{\omega_n} \quad (2.23)$$

Le rapport d'amortissement est inversement proportionnel à la fréquence naturelle (Figure 2.6 a). Le coefficient a_0 peut être sélectionné pour obtenir une valeur spécifiée du rapport d'amortissement dans un mode quelconque, disons ξ_i pour le $i^{\text{ème}}$ mode. L'équation (2.23) donne :

$$a_0 = 2\xi_i \omega_i \quad (2.24)$$

Avec a_0 déterminé, La matrice d'amortissement c est connue à partir de l'équation (2.21). Et le rapport d'amortissement dans n'importe quel mode, par exemple le n-ième mode est donné par l'équation (2.23).

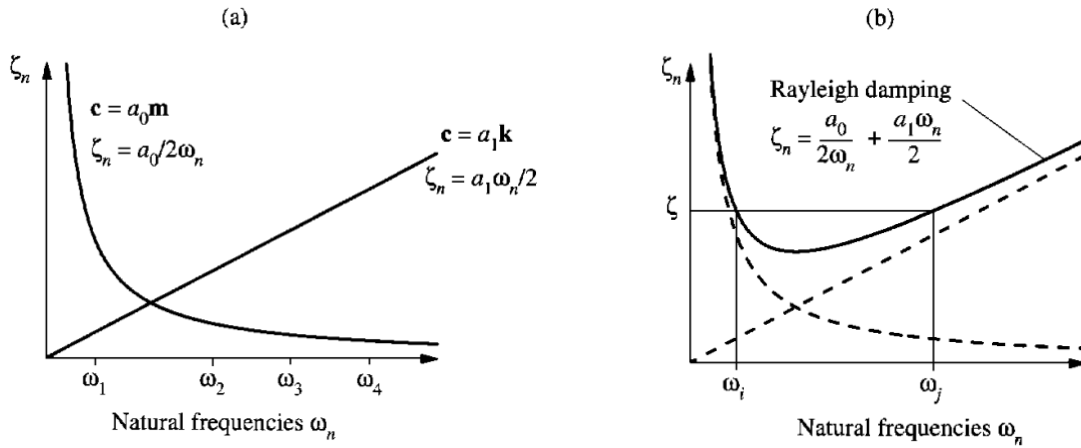


Figure 2.6 Variation des rapports d'amortissement modal avec une fréquence naturelle : (a) amortissement proportionnel à la masse et (b) l'amortissement de Rayleigh.

De même, les rapports d'amortissement modal pour un système avec un amortissement proportionnel à la rigidité peuvent être liés au coefficient a_0 . Dans ce cas :

$$c_n = a_1 \omega_n^2 m_n \text{ et } \xi_n = \frac{a_1}{2} \omega_n \quad (2.25)$$

Le rapport d'amortissement augmente linéairement avec la fréquence naturelle (Fig. 7a). Le coefficient a_1 peut être sélectionné pour obtenir une valeur spécifiée du rapport d'amortissement dans un mode quelconque, disons ξ_j pour le j-ème mode. L'équation (2.25b) donne alors

$$a_1 = \frac{2\xi_j}{\omega_j} \quad (2.26)$$

Avec a_1 déterminé, Le rapport d'amortissement est obtenu à partir de l'équation (2.21.b), et le rapport d'amortissement dans tout autre mode est donné par l'équation (2.25b).

Nous considérons l'amortissement de Rayleigh :

$$c = a_0 m + a_1 k \quad (2.27)$$

Le rapport d'amortissement pour le n-ième mode pour un tel système est :

$$\xi_n = \frac{a_0}{2} \frac{1}{\omega_n} + \frac{a_1}{2} \omega_n \quad (2.28)$$

Les coefficients a_0 et a_1 peuvent être déterminés à partir de rapports d'amortissement spécifiques ξ_i et ξ_j pour le i -ème et le j -ème modes, respectivement. En exprimant l'équation (2.28) pour ces deux modes sous forme matricielle conduit à :

$$\frac{1}{2} \begin{bmatrix} \frac{1}{\omega_i} & \omega_i \\ \frac{1}{\omega_j} & \omega_j \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_0 \\ a_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \xi_i \\ \xi_j \end{bmatrix} \quad (2.29)$$

Ces deux équations algébriques peuvent être résolues pour déterminer les coefficients a_0 et a_1 . Si l'on suppose que les deux modes ont le même rapport d'amortissement ξ , qui est raisonnable sur la base de données expérimentale, alors :

$$a_0 = \xi \frac{2\omega_i\omega_j}{\omega_i + \omega_j}; a_1 = \xi \frac{2}{\omega_i + \omega_j} \quad (2.31)$$

La matrice d'amortissement est alors obtenue à partir de l'équation (2.27) et le rapport d'amortissement pour tout autre mode, donné par l'équation (2.28), varie avec la fréquence naturelle.

Les n modes de vibration de la structure à multi-degrés de liberté peuvent facilement être obtenus en utilisant SAP2000.

2.5 Calcul numérique

Dans cette étape on procède au calcul d'un modèle réel d'une structure en béton à cinq étages (figure 2.7).

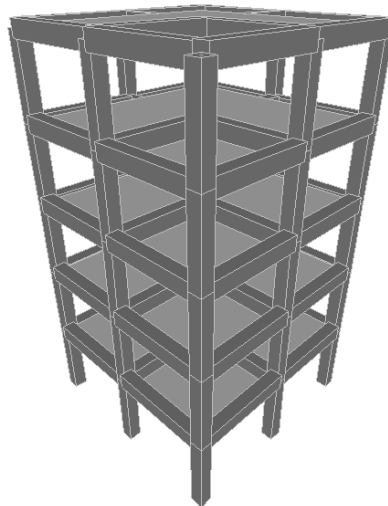


Figure 2.7 Structure en béton à cinq étages, construite dans SAP2000

- Chaque étage de cette structure est composé d'une dalle plate (surface = $8\text{m} \times 8\text{m}$; épaisseur = 0.2m) avec poutres (section = $0.6\text{m} \times 0.5\text{m}$) et supportées par des poteaux d'une dimension ($0.5\text{m} \times 0.5\text{m}$).

La masse d'un tel étage peut être calculée comme suit :

$$\begin{aligned}
m_1 &= m_{\text{étage}(1)} = m_{\text{étage}(2)} = \dots = m_{\text{étage}(5)} \\
&= m_{\text{dalle}} + m_{\text{poteaux}} + m_{\text{poutres}} \\
&= (\text{surface}_{\text{dalle}} \times \text{épaisseur} \times \gamma_{\text{béton}}) + (\text{section}_{\text{poteau}} \times \text{hauteur} \times \gamma_{\text{béton}} \times \text{nbre}) + (\text{section}_{\text{poutre}} \times \text{longueur} \times \gamma_{\text{béton}}) \\
&= (64 \times 0.2 \times 2402) + (0.25 \times 3 \times 2402 \times 9) + (0.3 \times 48 \times 2402) \\
&= 8.15 \times 10^4 \text{ kg}
\end{aligned}$$

• L'analyse modale de la structure en béton à cinq étages en utilisant SAP2000 comme montré dans figure 2.8, donne pour le premier mode de vibration $\omega_n = 22.19 \text{ rd / s}$ et

$$\psi_1 = 10^{-4} \times [19 \quad 37 \quad 51 \quad 62 \quad 67]^T$$

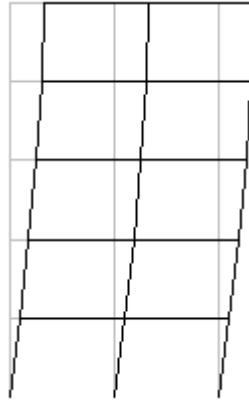


Figure 2.8 1^{er} mode de vibration de la structure en béton à cinq étages donnés par SAP2000

L'application de l'équation (2.19) avec :

$$M = m \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}; \quad K = k \begin{bmatrix} 2 & -1 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & 2 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 2 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 2 & -1 \\ 0 & 0 & 0 & -1 & 1 \end{bmatrix}$$

$$\omega_n^2 = \frac{\psi^T K \psi}{\psi^T M \psi} = \frac{1.027 \times 10^{-5} k}{1.266 \times 10^{-4} m} \Rightarrow k = 12.33 \omega_n^2 m$$

Pour $m = 48.15 \times 10^4 \text{ kg}$, $\omega_n = 22.19 \text{ rd / s}$

$$k = 4.95 \times 10^8 \text{ kg / s}^2$$

• La matrice d'amortissement de Rayleigh est calculée de sorte que le rapport d'amortissement soit de 5% pour le premier et deuxième mode.

En appliquant l'équation 2.29 :

$$\begin{bmatrix} \frac{1}{22.19} & 22.19 \\ \frac{1}{64.17} & 64.17 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_0 \\ a_1 \end{bmatrix} = 2 \begin{bmatrix} 0.05 \\ 0.05 \end{bmatrix}$$

Ces équations algébriques ont la solution suivante :

$$a_0 = 1.6488; a_1 = 0.0012$$

$$C = a_0 M + a_1 K$$

Les paramètres de la structure en béton à cinq étages sont donnés dans le tableau 2.1.

Tableau 2.1					
Mode	1	2	3	4	5
Fréquence naturelle (rad/sec)	22.19	64.17	99.77	110.49	126.56
5f	0.0067	-0.0065	0.0058	0.0032	0.0045
4f	0.0062	-0.0023	-0.0034	0.0034	-0.0071
3f	0.0051	0.0035	-0.0066	0.0031	0.0017
2f	0.0037	0.0068	0.0018	0.0023	0.0057
1f	0.0019	0.0053	0.0071	0.0013	-0.0066
Matrice masse ($\times 437352\text{kg}$)	1	0	0	0	0
	0	1	0	0	0
	0	0	1	0	0
	0	0	0	1	0
	0	0	0	0	1
	0	0	0	0	0
	0	0	0	0	0
	0	0	0	0	0
	0	0	0	0	0
	0	0	0	0	0
Matrice rigidité ($\times 11654274\text{kg/s}^2$)	2	-1	0	0	0
	-1	2	-1	0	0
	0	-1	2	-1	0
	0	0	-1	2	-1
	0	0	0	-1	2
	0	0	0	0	-1
	0	0	0	0	0
	0	0	0	0	0
	0	0	0	0	0
	0	0	0	0	0
Matrice amortissement ($\times 79644173\text{kg/s}$)	1	-0.452	0	0	0
	-0.452	1	-0.452	0	0
	0	-0.452	1	-0.452	0
	0	0	-0.452	1	-0.452
	0	0	0	-0.452	1
	0	0	0	0	-0.452
	0	0	0	0	0
	0	0	0	0	0
	0	0	0	0	0
	0	0	0	0	0

La validation du modèle dynamique obtenu est faite en comparant les résultats de simulation des réponses de la structure réelle construite dans SAP2000 et les réponses du modèle dynamique avec MATLAB.

Dans l'étude de cas, l'enregistrement sismique El Centro est sélectionné comme entrée sismique horizontale $\ddot{x}_g(t)$ comme illustré dans la figure (2.9).

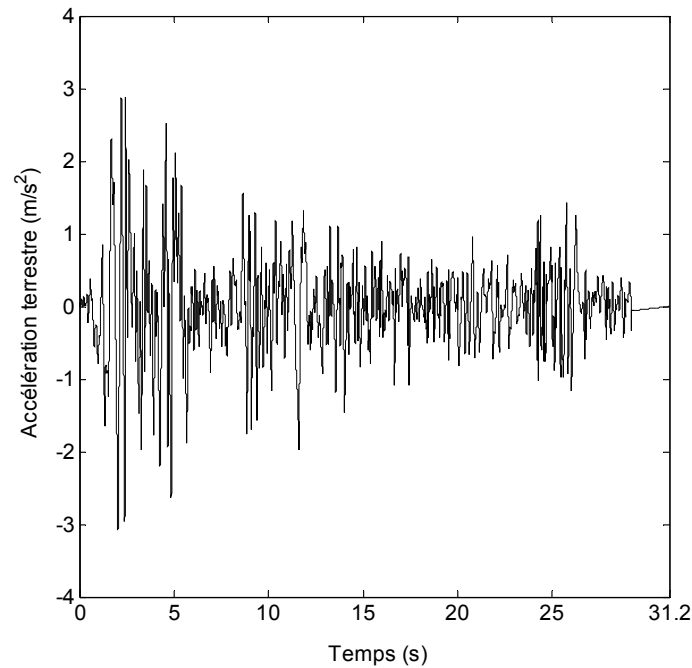


Figure 2.9 Séisme d'El Centro.

2.6 Validation du modèle dynamique

Cette méthode est basée sur l'application d'une excitation sismique sur le modèle de la structure à cinq étages construit dans SAP2000 et MATLAB. La réponse de déformation $x(t)$ de la structure due à l'accélération du sol $\ddot{x}_g(t)$ est identique à la réponse de la structure sur la base fixe soumise à des forces extérieures égales à des masses de plancher multipliées par l'accélération du sol, agissant en sens inverse du sens de l'accélération du sol, comme le montre la figure 2.10.

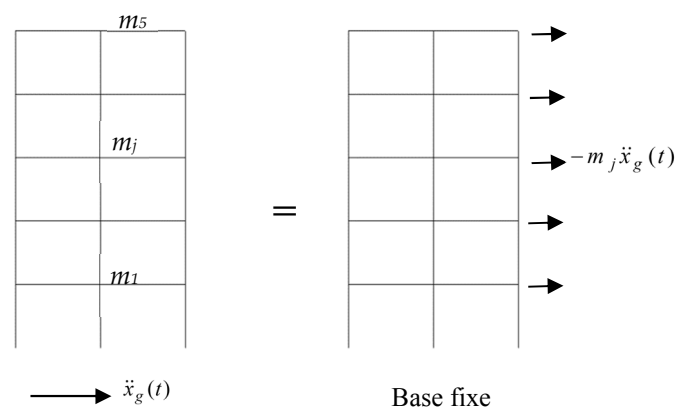


Figure 2.10 forces sismiques réelles

Par conséquent, l'équation du mouvement de la structure à cinq étages idéalisée soumise à l'accélération du sol est écrite comme :

$$M\ddot{x}(t) + C\dot{x}(t) + Kx(t) = -M\ddot{x}_g(t) \quad (2.32)$$

Le diagramme block du modèle de la structure soumise à l'accélération du sol peut être obtenu à partir de l'équation (2.32) comme montré dans la figure 2.11.

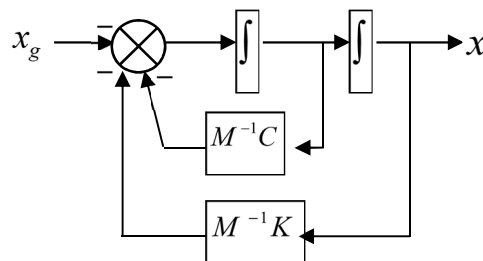


Figure 2.11 Diagramme block du modèle de la structure soumise à une excitation sismique.

Ce diagramme block du modèle de la structure est utilisé pour la validation du modèle dynamique obtenu de la structure à cinq étages. Pour cela, trois différents types d'accélération du sol sont utilisés comme excitations. L'erreur de déplacement du sol entre les réponses obtenues par SAP2000 et MATLAB pour différents types d'excitation sera évaluée. Tout d'abord, la figure 2.12 montre l'erreur maximale dans le déplacement du chaque étage pour les réponses indicielle, impulsionnelle et sismique de la structure à cinq étages pour l'accélération du sol. Dans ce cas, on constate que l'erreur maximale varie en fonction du type d'excitation et des niveaux de plancher. Pour les réponses indicielle et impulsionnelle, l'erreur maximale diminue à mesure que le niveau des étages augmente. L'erreur maximale reste inférieure à 5%. Pour la réponse sismique l'erreur maximale est aléatoire d'un étage à un autre. L'erreur maximale reste inférieure à 7%.

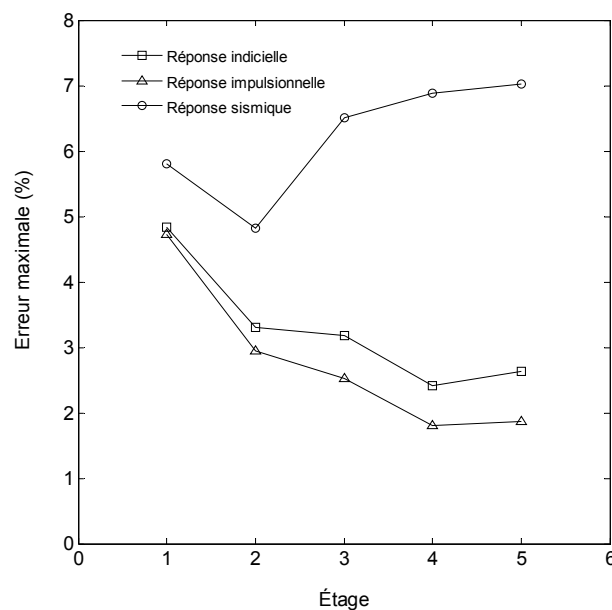


Figure 2.12 Erreur maximale (%) dans le déplacement d'étage entre SAP2000 et MATLAB

La figure 2.13 montre l'erreur (%) sur le déplacement maximal d'étage entre SAP2000 et MATLAB pour trois types d'excitation.

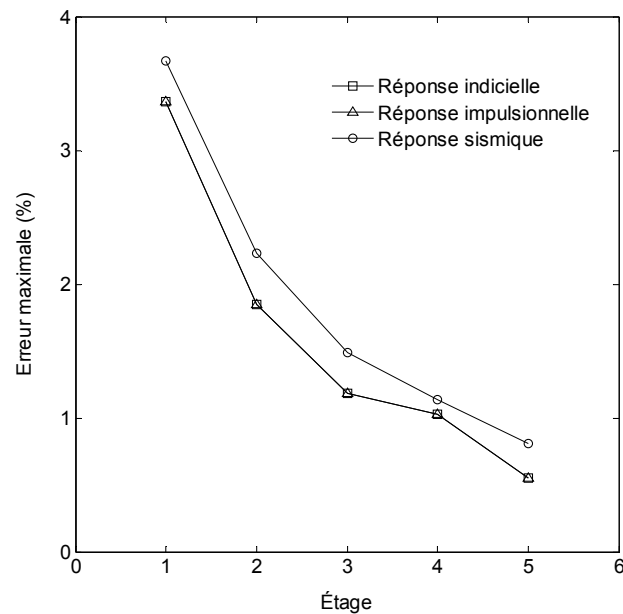


Figure 2.13 Erreur (%) sur le déplacement maximal d'étage entre SAP2000 et MATLAB

L'erreur de déplacement maximal d'étage varie en fonction du type d'excitation et des niveaux des étages. Pour la réponse indicielle et impulsionnelle, l'erreur est la même et elle diminue lorsque le niveau de l'étage augmente avec une erreur maximale inférieure à 4% au premier étage. De même pour l'excitation sismique, l'erreur diminue lorsque le niveau de l'étage augmente avec une erreur maximale inférieure à 4% au premier étage.

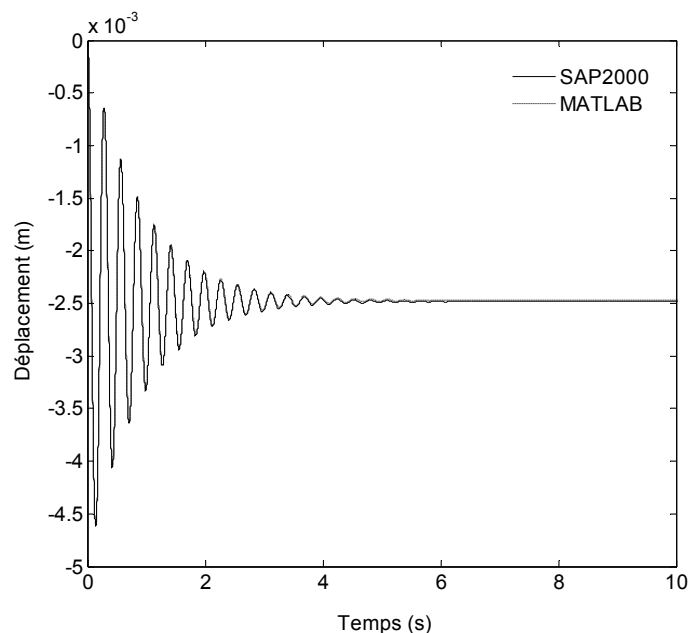


Figure 2.14 La réponse indicielle du cinquième étage de la structure pour une excitation sismique $\ddot{x}_g(t) = 1m/s^2$

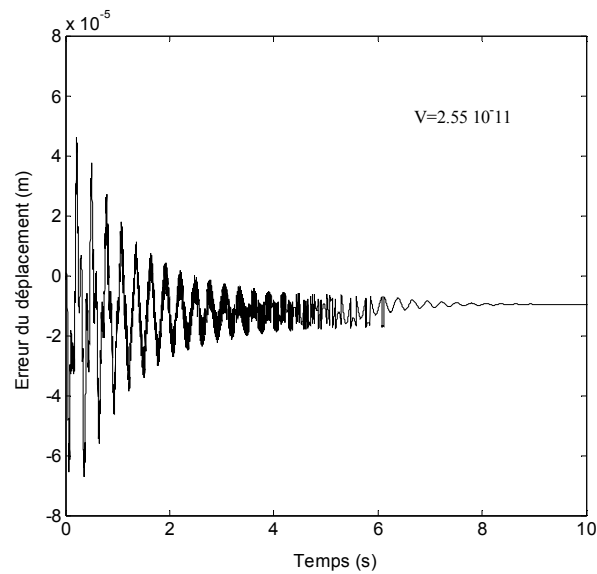


Figure 2.15 Erreur de la réponse indicielle obtenue à partir de SAP2000 et MATLAB du cinquième étage de la structure $\ddot{x}_g(t) = 1m/s^2$

La réponse indicielle, la réponse impulsionnelle et la réponse sismique et leurs erreurs de déplacement correspondantes pour le cinquième étage de la structure sont montrés respectivement dans les figures (2.14, 2.15, 2.16, 2.17, 2.18 et 2.19). La valorisation de l'erreur du déplacement est donnée par la variance V . Celle-ci montre que l'erreur de déplacement maximum est obtenue pour le cas de la réponse sismique.

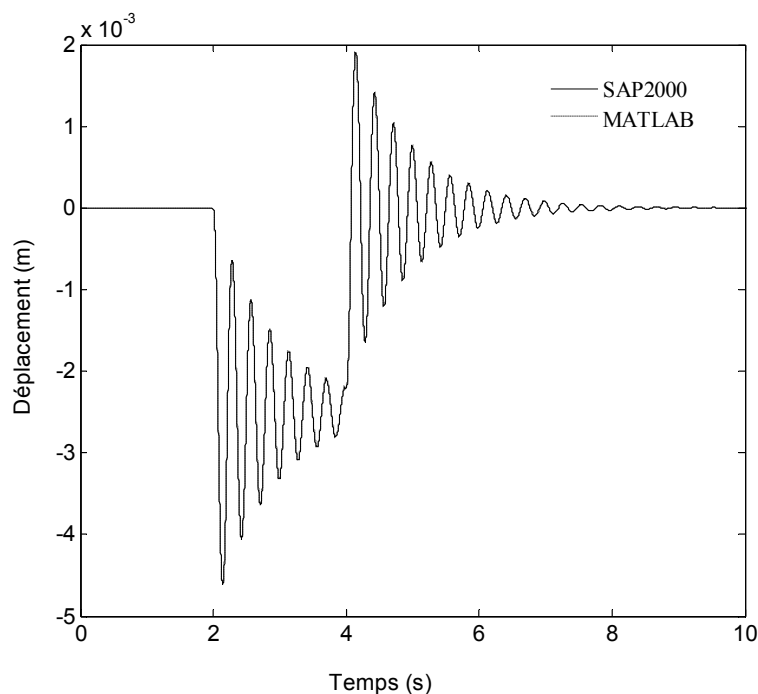


Figure 2.16 Réponse impulsionnelle du cinquième étage de la structure pour une excitation sismique $\ddot{x}_g(t) = 1m/s^2 \quad t \in [2,4]$

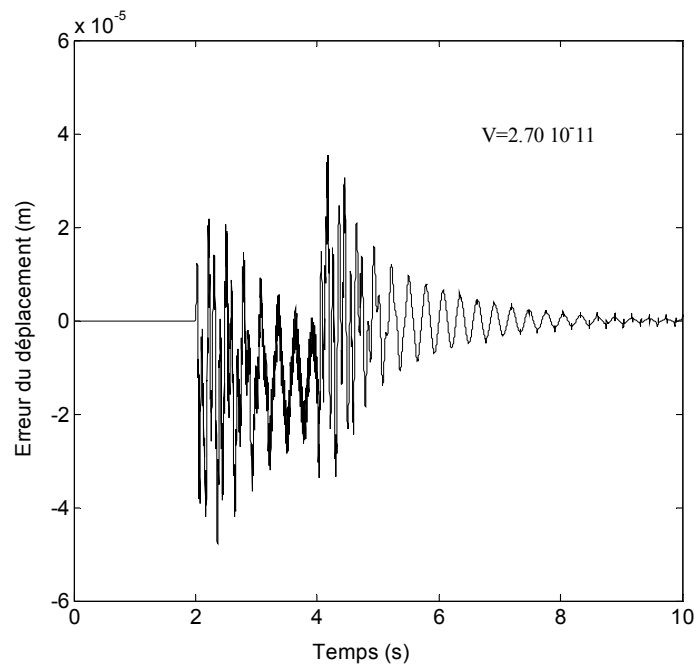


Figure 2.17 erreur entre la réponse impulsionnelle obtenue à partir du SAP2000 et MATLAB du cinquième étage du bâtiment pour une excitation sismique

$$\ddot{x}_g(t) = 1m/s^2 \quad t \in [2,4]$$

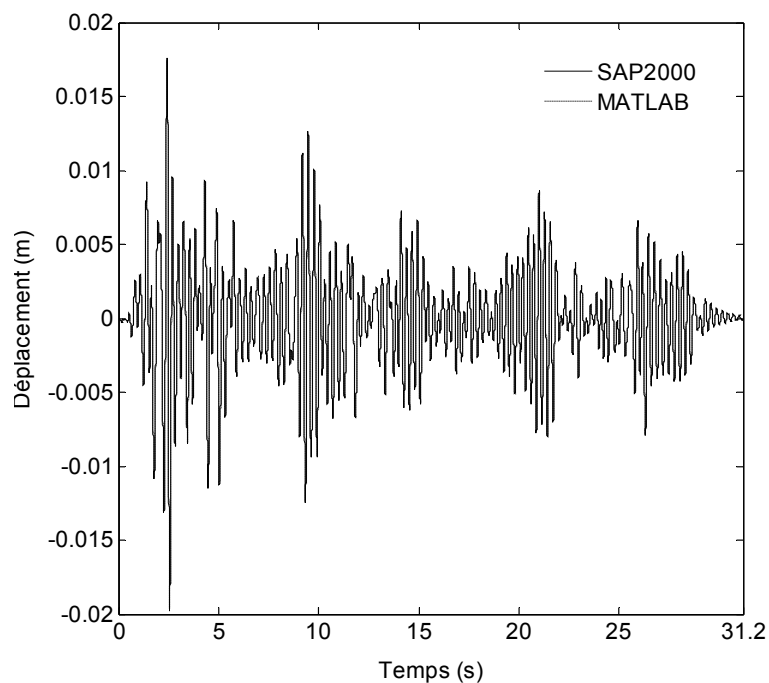


Figure 2.18 Réponse sismique du cinquième étage de la structure pour une excitation sismique du séisme d'El Centro

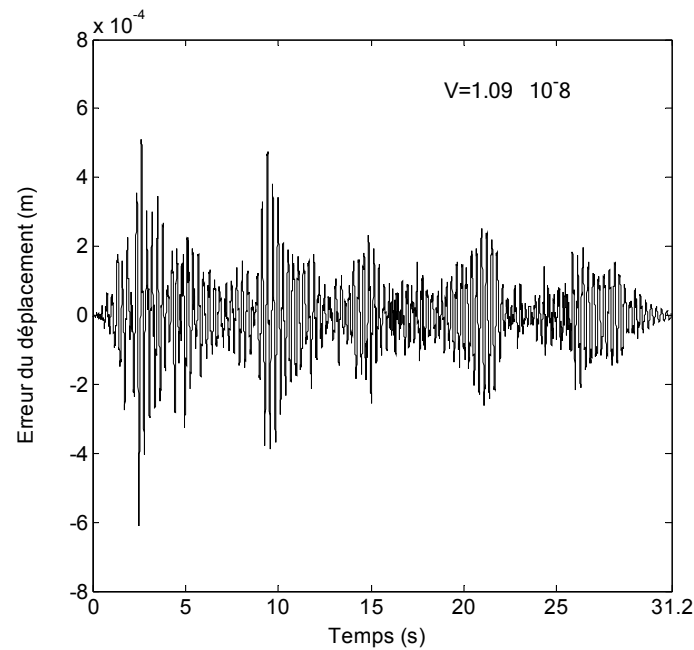


Figure 2.19 Erreur entre la réponse sismique obtenue à partir du SAP2000 et MATLAB du cinquième étage du bâtiment.

2.7 Conclusion

Dans ce chapitre nous avons procédé au calcul d'un modèle dynamique d'une structure réelle en béton dans le but du contrôle actif. Pour cela, nous avons premièrement construit la structure avec ses paramètres réels dans le logiciel SAP2000. Après, une idéalisation dans la formulation des équations du mouvement pour la structure a été adoptée. Des méthodes empiriques et approximatives ont été utilisées pour calculer les paramètres du modèle dynamique de la structure. Le modèle dynamique obtenu est validé avec une simulation numérique et cela en comparant les résultats de simulation obtenu du modèle dynamique construit dans le logiciel MATLAB avec la structure réelle construite dans le logiciel SAP2000.

Les résultats obtenus sont très intéressants. Pour cela cette méthode pourra être utilisée pour le calcul du modèle dynamique des structures existante ou en cours de construction dans le but du contrôle actif.

3 Contrôle actif

3.1 Introduction

Dans ce chapitre, nous allons procéder au contrôle actif de la structure en béton à cinq étages, dont le modèle dynamique est calculé au chapitre précédent. Le système de contrôle actif, qui est examiné dans cette étude, est un système AMD (Active Mass Damper) à servomoteur électrique. Ce système se compose principalement d'un servomoteur électrique et une vis à billes. La vis à bille, relié avec un couplage en série, est utilisé comme support de transmission pour convertir le mouvement de rotation du moteur en mouvement de translation. Lorsque le servomoteur fait un tour dans le sens inverse des aiguilles d'une montre, le bloc masse est avancé d'un pas de la vis à billes. La distance d'un pas de la vis à billes est donc proportionnelle au déplacement maximal de l'AMD, qui à son tour affecte les performances du système AMD.

Pour le contrôle des vibrations sismique, un algorithme de commande optimale directe instantanée en boucle fermée est adopté. Dans une première étape, l'effet de la distance du pas de la vis à bille sur les performances du système AMD à servomoteur parfait est examiné, ainsi avec une étude de l'effet de la valeur du coefficient de pondération sur les performances du système. Dans l'étape suivante nous proposons le contrôle actif avec un système AMD à servomoteur asynchrone, ce qui existe réellement dans l'implémentation pratique. Ce dernier est commandé par la méthode à flux orienté. Une simulation numérique est effectuée en utilisant la structure en béton à cinq étages sous les conditions de l'excitation sismique du séisme d'El Centro.

3.2 Mécanisme du système AMD

Le système AMD examiné dans cette étude se compose principalement d'un servomoteur électrique, une vis à billes et un bloc masse, comme le montre la figure 3.1 [11]. La vis à billes (figure 3.2) liée en série avec un accouplement (figure 3.3) est utilisée comme un moyen de transmission pour convertir le mouvement rotationnel du moteur en mouvement de translation. Lorsque le servomoteur fait un tour dans le sens inverse des aiguilles d'une montre, le bloc masse est avancé d'un pas de la vis à billes.

Le frottement entre les interfaces de la vis et ses supports peut être minimisé par les billes portantes circulant dans des courses en acier trempé, formées par les rainures concaves hélicoïdales et l'écrou d'accouplement [11]. Lorsque la vis et l'écrou tournent l'un contre l'autre, les billes portantes sont détournées d'une extrémité vers l'extrémité opposée de l'écrou à bille, via le tube guidant de retour. Cette procédure de recirculation permet un déplacement illimité de l'écrou au tour de la vis. Le bloc masse, porté par quatre roulements d'appui, est relié avec l'écrou sur la vis à billes, qui l'entraîne sur les rails en mouvement linéaire. La distance

d'un pas de la vis à billes est proportionnelle au déplacement de l'AMD. Le déplacement maximal du bloc masse est de ± 10 cm contraint par les fins de cours de prévention [11].

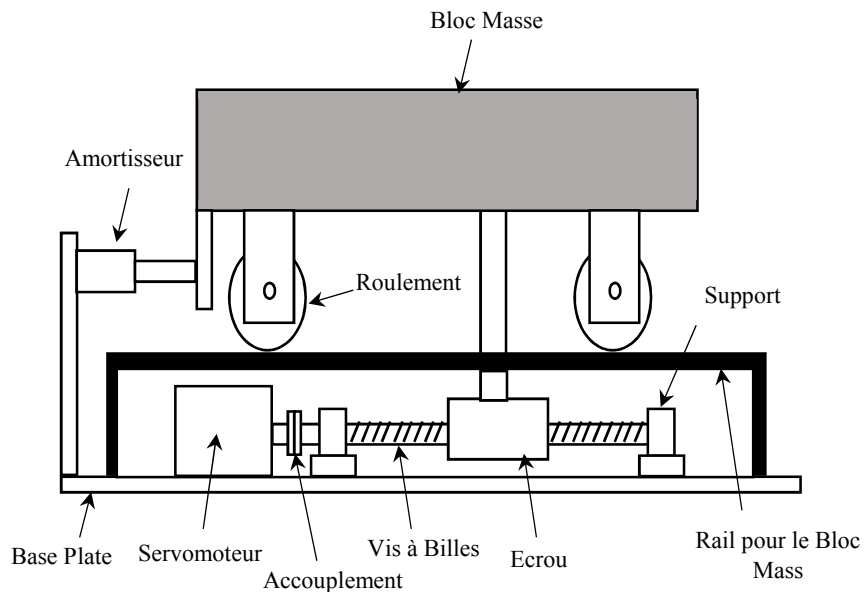


Figure 3.1 Configuration du système AMD

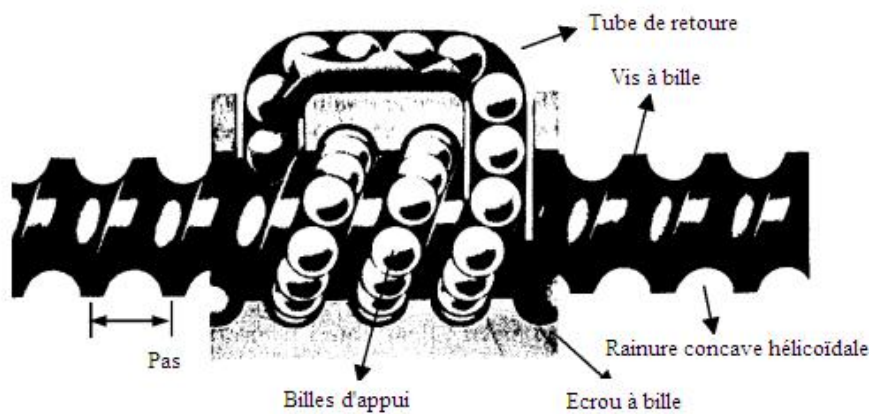


Figure 3.2 Les composants de la Vis à bille

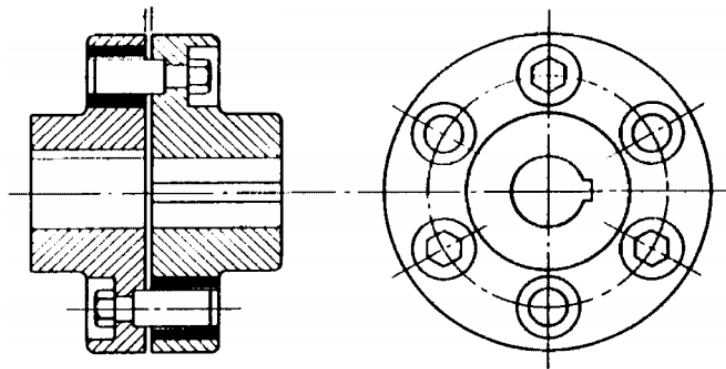


Figure 3.3 Accouplement

3.3 Modèle de la structure avec AMD

La figure 3.4 montre le système AMD à servomoteur électrique implémenté sur la structure en béton à cinq étages, qui dans cette figure est représentée par son modèle dynamique. La structure est soumise à une excitation sismique $\ddot{x}_g(t)$, et une force de contrôle $f(t)$. L'équation du mouvement de ce système peut être écrite comme suit [22, 23, 37]

$$M\ddot{x}(t) + C\dot{x}(t) + Kx(t) = Wf(t) - Mg\ddot{x}_g(t) \quad (3.1)$$

Où :

1. $x(t)$ est le vecteur déplacement de dimension (6×1)
2. M est la matrice masse de dimension (6×6)
3. C est la matrice amortissement de dimension (6×6)
4. K est la matrice raideur de dimension (6×6)
5. $f(t)$ est la force de contrôle
6. W est la matrice emplacement de la force de contrôle de dimension (6×1)
7. $\ddot{x}_g(t)$ est l'excitation sismique
8. g est la matrice emplacement de l'excitation sismique de dimension (6×1)

La force de contrôle, $f(t)$, peut être aussi exprimée en termes de couple, $\Gamma(t)$, du servomoteur. Supposant la conservation de l'énergie, le travail fait par le servomoteur en un tour est égal à celui du bloc masse avancé d'un pas. Donc, le couple $\Gamma(t)$ fourni par le servomoteur et la force de translation $f(t)$, appliquée au bloc masse, satisfont [11] :

$$\Gamma = \frac{d}{2\pi} f \quad (3.2)$$

Où d est la distance d'un pas de la vis à bille

La force de contrôle actif $f(t)$ appliquée à la structure peut être calculée à partir de l'équation (3.2) comme suit :

$$f = \frac{2\pi}{d} \Gamma \quad (3.3)$$

Quand le servomoteur fait un tour, le bloc masse est avancé d'un pas de la vis à bille. Donc le déplacement du bloc masse relatif à l'étage où il est attaché, peut être calculé comme

$$x_{m/r} = x_{m/g} - x_{r/g} = D^T x = \frac{d}{2\pi} \theta_{sm} \quad (3.4)$$

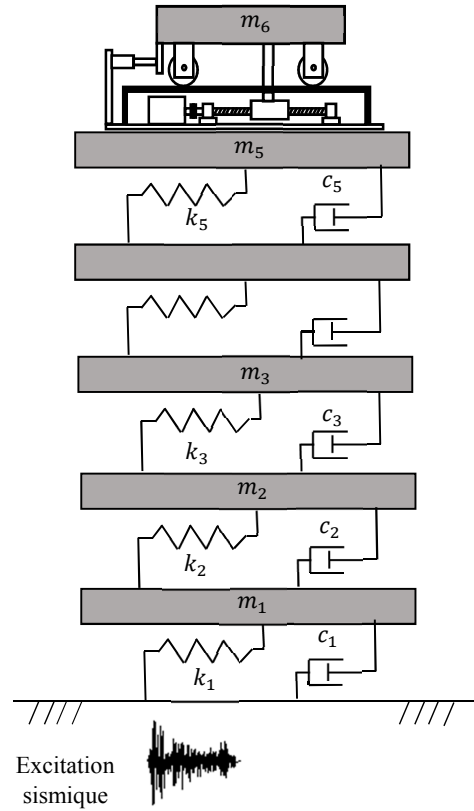


Figure 3.4 Système AMD à servomoteur électrique implémenté sur la structure en béton à cinq étages

Où $x_{m/r}$ est le déplacement du bloc mass relatif au dernier étage. $x_{m/g}$ est le déplacement du bloc masse relatif au sol. $x_{r/g}$ est le déplacement du dernier étage de la structure relatif au sol.

$D = [0 \ 0 \ 0 \ 0 \ -1 \ 1]^T$ est le vecteur position de dimension (6×1) . θ_{sm} est la rotation angulaire du servomoteur. La vitesse du bloc mass relative au dernier étage peut être calculée en prenant en considération la dérivée des deux côtés de l'équation (3.4) par rapport en temps comme suit :

$$\dot{x}_{m/r} = D^T \dot{x} = \frac{d}{2\pi} \dot{\theta}_{sm} = \frac{d}{2\pi} \omega_{sm} \quad (3.5)$$

Où $\dot{x}_{m/r}$ est la vitesse du bloc mass relative au dernier étage. $\omega_{sm} = \dot{\theta}_{sm} \text{ (rad / sec)}$ est la vitesse angulaire du servomoteur. D'une façon similaire, l'accélération du bloc masse relative au dernier étage peut être représentée comme suit :

$$\ddot{x}_{m/r} = D^T \ddot{x} = \frac{d}{2\pi} \ddot{\theta}_{sm} = \frac{d}{2\pi} \alpha_{sm} \quad (3.6)$$

Où $\ddot{x}_{m/r}$ est l'accélération du bloc mass relative au dernier étage. $\alpha_{sm} = \ddot{\theta}_{sm} \text{ (rad / sec}^2\text{)}$ est l'accélération angulaire du servomoteur.

La force de réaction $f(t)$ de la structure est la force de contrôle actif. Si l'inertie des parties tournantes, y compris le rotor du servomoteur, la vis à billes et l'accouplement est prise en considération, l'équilibre du couple est modifié comme suit [11] :

$$f = \frac{2\pi}{d}\Gamma - \frac{2\pi}{d}(J_M + J_B + J_C)\alpha_m$$

$$f = \frac{2\pi}{d}\Gamma - \frac{2\pi}{d}J_s\alpha_m \quad (3.7)$$

Où J_M , J_B et J_C sont respectivement, les moments d'inertie du rotor du servomoteur, de la vis à bille et de l'accouplement ; $J_s = J_M + J_B + J_C$ est la somme des moments d'inertie des parties tournante. En remplaçant l'équation (3.6) dans l'équation (3.7), la force de contrôle actif reliée au couple fourni par le servomoteur peut être exprimée comme suit :

$$f = \frac{2\pi}{d}\Gamma - \left(\frac{2\pi}{d}\right)^2 J_s D^T \ddot{x} \quad (3.8)$$

En remplaçant la force de contrôle actif de l'équation (3.8) dans l'équation (3.1), l'équation du mouvement du système dynamique implémenté avec le système AMD entraîné par le servomoteur, peut être exprimée comme suit

$$M\ddot{x}(t) + C\dot{x}(t) + Kx(t) = W'f(t) - Mg\ddot{x}_g(t) \quad (3.9)$$

Où $M' = M + \left(\frac{2\pi}{d}\right)^2 J_s W D^T$ est la matrice masse modifiée de dimension (6×6), prenant en considération l'inertie des parties tournantes du système AMD ; et $W' = \left(\frac{2\pi}{d}\right)W$ est la matrice localisation de dimension (6×1) du couple de contrôle fourni par le servomoteur.

3.4 Loi de commande

L'équation (3.9) peut être reformulée en 2n d'équations d'état avec un seul degré de liberté donnée comme suit [22, 23]

$$\dot{z}(t) = Az(t) + B\Gamma(t) + E\ddot{x}_g(t) \quad (3.10)$$

Où

$z(t) = \begin{bmatrix} x(t) \\ \dot{x}(t) \end{bmatrix}$ est le vecteur d'état de dimension $2n$; $A = \begin{bmatrix} 0 & I \\ -M'^{-1}K & -M'^{-1}C \end{bmatrix}$ est la matrice du système de dimension $(2n \times 2n)$; $B = \begin{bmatrix} 0 \\ M'^{-1}W' \end{bmatrix}$ est le vecteur position de la force de

contrôle de dimension $(2n \times 1)$; $E = \begin{bmatrix} 0 \\ -M'^{-1}Mg \end{bmatrix}$ est le vecteur position de l'excitation sismique de dimension $(2n \times q)$, 0 et I représentent respectivement la matrice nulle et identité de dimension appropriée.

Le diagramme bloc de l'équation (3.10), reformulée en $2n$ d'équations d'état avec un seul degré de liberté, est illustré dans la figure 3.5.

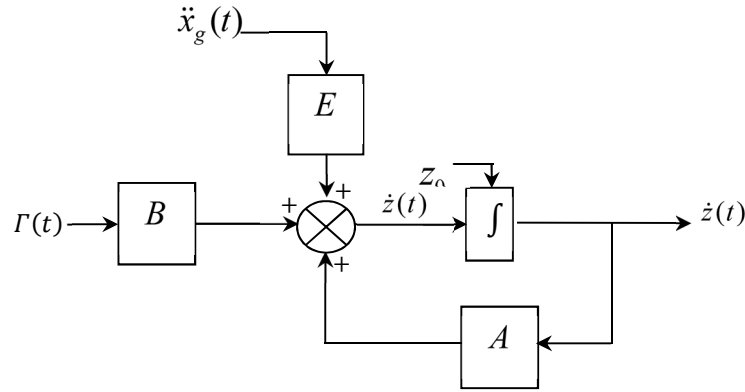


Figure 3.5 Diagramme bloc de l'équation d'état

Les algorithmes de contrôle pour les systèmes linéaires sont bien développés et ont été bien étudiés dans la littérature [22, 23, 37]. Les algorithmes de contrôle optimal sont basés sur la minimisation des index de performance quadratiques dont l'objectif est de maintenir l'état du système désiré tout en minimisant l'effort de contrôle.

Pour un système linéaire, ces index de performance peuvent être définis comme suit [22] :

$$J = \int_0^{t_f} [z^T(t)Qz(t) + \Gamma^T(t)R\Gamma(t)]dt \quad (3.11)$$

Dans laquelle Q est la matrice de pondération de dimension $(2n \times 2n)$ pour la réponse structurelle qui doit être au moins semi-définie positive, et R est la matrice de pondération de dimension $(r \times r)$ pour la force de contrôle qui doit être une matrice définie positive. Et t_f est la durée de l'excitation.

Pour minimiser les index de performance donnés par l'équation (3.11) soumise aux contraintes de mouvement représentée par l'équation d'état (3.10), ces deux équations sont associées avec la fonction multiplicatrice $\lambda(t)$ [22].

$$\tilde{J} = \int_0^{t_f} \{ [z^T(t)Qz(t) + \Gamma^T(t)R\Gamma(t)] + \lambda^T(t)[Az(t) + B\Gamma(t) + E\ddot{x}_g(t) - \dot{z}(t)] \} dt \quad (3.12)$$

Définissant le Hamiltonien comme suit :

$$H[z(t), \Gamma(t), \lambda(t), \ddot{x}_g(t), t] = z^T(t)Qz(t) + \Gamma^T(t)R\Gamma(t) + \lambda^T(t)[Az(t) + B\Gamma(t) + E\ddot{x}_g(t)] \quad (3.13)$$

Où $\lambda(t)$ est un vecteur de dimension $2n$ représentant les variables du co-état. Intégrant par parties le dernier terme du côté droit de l'équation (3.12), nous obtenons

$$\begin{aligned} \tilde{J} = \int_0^{t_f} \left\{ z^T(t) Q z(t) + \Gamma^T(t) R \Gamma(t) \right\} + \underline{\lambda}^T(t) \left[A z(t) + B \Gamma(t) + E \ddot{x}_g(t) \right] dt \\ + \int_0^{t_f} \dot{\lambda}^T(t) z(t) dt - \lambda^T(t) z(t) \Big|_0^{t_f} \end{aligned} \quad (3.14)$$

et remplaçant l'équation (3.13) dans l'équation (3.14), nous obtenons

$$\tilde{J} = \int_0^{t_f} \left\{ H[z(t), \Gamma(t), \lambda(t), \ddot{x}_g(t), t] + \dot{\lambda}^T(t) z(t) \right\} dt - \lambda^T(t_f) z(t_f) + \lambda^T(0) z(0) \quad (3.15)$$

Prenant la variation du rapport $\tilde{J}$

$$\delta \tilde{J} = -\lambda^T(t_f) \delta z(t_f) + \lambda^T(0) \delta z(0) + \int_0^{t_f} \left\{ \left[\dot{\lambda}^T(t) + \frac{\partial H}{\partial z(t)} \right] \delta z(t) + \frac{\partial H}{\partial \Gamma(t)} \delta \Gamma(t) \right\} dt \quad (3.16)$$

La condition initiale $z(0) = 0$ est donnée du vecteur d'état constant et de là $\delta z(0) = 0$ et $z(t_f) = 0$, donc $\delta z(t_f) = 0$. Puisque l'équation (3.16) doit être nulle pour toutes variations arbitraire δz et Γ , i.e., $\delta \tilde{J} = 0$, donc

$$\frac{\partial H}{\partial \Gamma} = 0, \quad 0 \leq t \leq t_f \quad (3.17)$$

$$\dot{\lambda}^T = -\frac{\partial H}{\partial z} \quad (3.18)$$

avec la condition limite $\lambda(t_f)$, le remplacement de l'équation (3.13) dans les équations (3.17) et (3.18) résulte dans les conditions nécessaires pour les solutions optimales [22]

$$\dot{\lambda}(t) = -2Qz(t) - A^T \lambda(t) \quad (3.19)$$

$$\Gamma(t) = -\frac{1}{2} R^{-1} B^T \lambda(t) \quad (3.20)$$

Le système d'équation donné par les équations (3.10), (3.19) et (3.20) fournit les solutions optimales pour le vecteur de contrôle, $\Gamma(t)$, le vecteur d'état de la réponse $z(t)$ et le vecteur de coétat $\lambda(t)$.

Pour le cas général dans lequel le vecteur de contrôle est régulé par le vecteur d'état de la réponse et l'excitation externe, nous pouvons prouver que le vecteur de coétat prend la forme suivante [22] :

$$\lambda(t) = P(t)z(t) + q(t); \quad \lambda(t_f) = 0 \quad (3.21)$$

Où le premier terme du côté droit indique le contrôle en boucle ouverte et le second terme représente le contrôle en boucle fermée. La matrice $P(t)$ et le vecteur $q(t)$ sont déterminés en

remplaçant l'équation (3.21) dans les équations (3.10), (3.19) et (3.20) menant à l'expression suivante

$$\begin{aligned} & \left[\dot{P}(t) + P(t)A - \frac{1}{2}P(t)BR^{-1}B^T P(t) + A^T P(t) + 2Q \right] z(t) + \\ & \dot{q}(t) - \left[\frac{1}{2}P(t)BR^{-1}B^T - A^T \right] q(t) + P(t)E\ddot{x}_g(t) = 0 \end{aligned} \quad (3.22)$$

Dans le cas où le vecteur de la force de contrôle $\Gamma(t)$, est régulé par les deux, le vecteur d'état de la réponse $z(t)$ et l'accélération terrestre $\ddot{x}_g(t)$, l'équation (3.22) peut être exprimée comme suit [22] :

$$\dot{P}(t) + P(t)A - \frac{1}{2}P(t)BR^{-1}B^T P(t) + A^T P(t) + 2Q = 0 ; P(t_f \rightarrow \infty) = 0 \quad (3.23)$$

$$\dot{q}(t) - \left[\frac{1}{2}P(t)BR^{-1}B^T - A^T \right] q(t) + P(t)E\ddot{x}_g(t) = 0 ; P(t_f \rightarrow \infty) = 0 \quad (3.24)$$

Où $P(t)$ est la matrice de Riccati. Les applications dans l'engineering des structures, ont montré que la matrice $P(t)$ est typiquement constante (i.e., chaque élément de $P(t)$ demeure constant) pendant toute la durée de l'excitation sismique et chute rapidement à zéro à t_f . Dans ce cas, l'équation transitoire modifiée de Riccati (3.23) se réduit à une équation de matrice de Riccati avec états fixes.

$$PA - \frac{1}{2}PBR^{-1}B^T P + A^T P + 2Q = 0 \quad (3.25)$$

et l'équation (3.24) devient comme suit :

$$\dot{q}(t) - \left[\frac{1}{2}PBR^{-1}B^T - A^T \right] q(t) + PE\ddot{x}_g(t) = 0 \quad (3.26)$$

Après la résolution de P (équation 3.25) et $q(t)$ (équation 3.26) et le remplacement dans la solution du problème d'optimisation posé par l'équation (3.11) avec l'équation (3.10) agissant comme contrainte, la loi du contrôle optimale linéaire peut être écrite comme suit :

$$\Gamma(t) = -\frac{1}{2}R^{-1}B^T Pz(t) - \frac{1}{2}R^{-1}B^T q(t) \quad (3.27)$$

Pour le contrôle en boucle fermée où le vecteur de contrôle est gouverné seulement par le vecteur d'état de la réponse $z(t)$, i.e., $z(t) = 0$, l'équation (2.27) peut être réduite comme

$$\Gamma(t) = -\frac{1}{2}R^{-1}B^T Pz(t) \quad (3.28)$$

La figure 3.6 montre un schéma bloc du contrôle optimale en boucle fermée.

Où :

$$\Gamma(t) = -Kz(t) \quad (3.29)$$

avec $K = \frac{1}{2} R^{-1} B^T P$

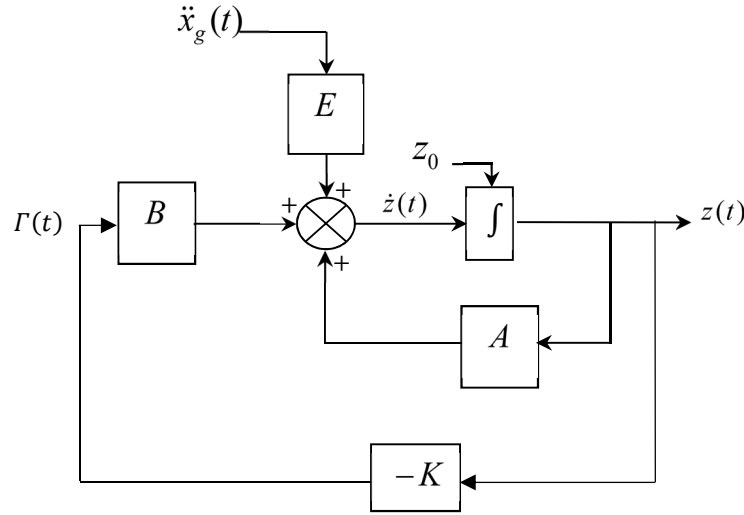


Figure 3.6 Schéma bloc du contrôle optimal en boucle fermée

3.5 Simulation numérique

La structure objective considérée pour l'évaluation du système AMD est un modèle de structure réelle en béton à 5 étages. Les paramètres du système du modèle de la structure sont donnés dans le tableau 2.1 au chapitre 2 [11]. En considérant que le système AMD électrique est placé sur le toit du modèle de la structure pour le contrôle de la réponse sismique, les paramètres dans le système d'équation (3.9) peuvent être aussi exprimés comme [11]:

$x = \begin{bmatrix} x_{s/g} \\ x_{m/g} \end{bmatrix}$ est le vecteur déplacement de dimension (6×1) , où $x_{m/g}$ est le déplacement du bloc

masse relatif au sol, et $x_{s/g}$ est le vecteur déplacement de la structure relatif au sol ;

$M' = \begin{bmatrix} M_s & 0 \\ 0 & m_m \end{bmatrix} + \left(\frac{2\pi}{d} \right)^2 J_s W D^T$ est la matrice masse de dimension (6×6) , où M_s est la

matrice masse de la structure de dimension (5×5) , $m_m = 4.10^4 \text{ kg}$ est la masse du bloc masse,

laquelle est de 10% de la masse totale de la structure ; $J = 0.022 \text{ kg.m}^2$ est le moment d'inertie

du système du servomoteur ; $D = -W = [0 \ 0 \ 0 \ 0 \ -1 \ 1]^T$;

$C = \begin{bmatrix} C_s + \bar{D}c_m\bar{D}^T & -c_m\bar{D} \\ -c_m\bar{D}^T & c_m \end{bmatrix}$ est la matrice d'amortissement de dimension (6×6) , où C_s est la matrice amortissement de la structure de dimension (5×5) , $c_m = 10^5 \text{ kg/s}$ est le coefficient d'amortissement de l'AMD électrique, et $\bar{D} = [0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 1]^T$;

$K = \begin{bmatrix} K_s + \bar{D}c_m\bar{D}^T & -k_m\bar{D} \\ -c_m\bar{D}^T & k_m \end{bmatrix}$ est la matrice rigidité de dimension (6×6) , où K_s est la matrice rigidité de la structure de dimension (5×5) , et k_m est la rigidité de l'AMD électrique ($k_m = 0$ dans ce cas);

$W' = \left(\frac{2\pi}{d}\right)W$ est le vecteur position du couple de commande de dimension (6×1) .

Dans le contrôle optimal en boucle fermée qu'on a adopté, la matrice de pondération $Q = \begin{bmatrix} K & 0 \\ 0 & M \end{bmatrix}$ est adoptée pour garder les interprétations physiques significatives du premier terme de l'équation (3.11), comme la somme de l'énergie de traction et l'énergie cinétique de la structure vibrante. R se réduit à un scalaire, du fait qu'un seul système AMD est implémenté.

Dans l'étude de cas, l'enregistrement sismique El Centro est sélectionné comme entrée sismique horizontale $\ddot{x}_g(t)$ comme illustré dans la figure (3.7).

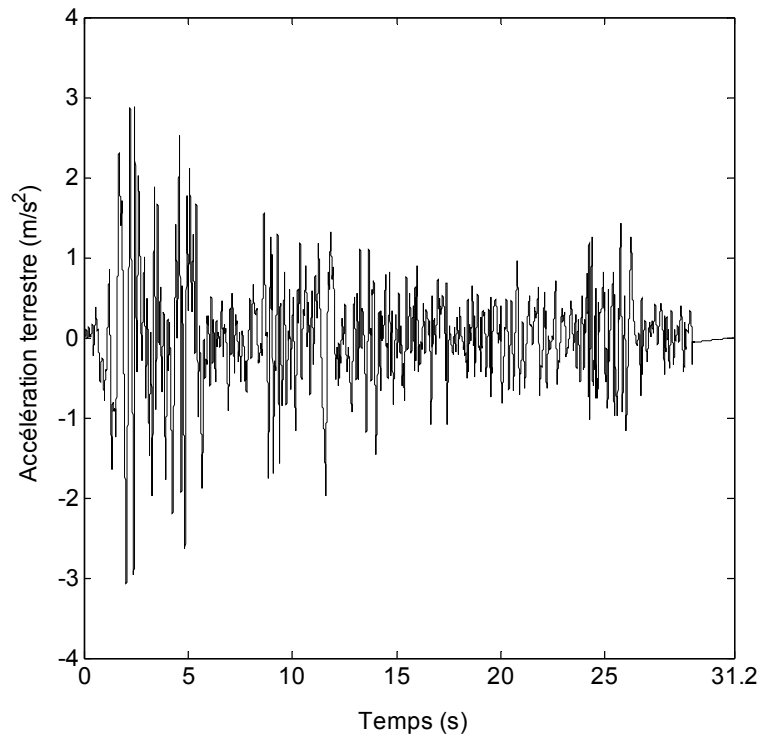


Figure 3.7 Séisme d'El Centro.

2.6 Evaluation des performances du système AMD à servomoteur parfait

Dans cette étape, les effets de la longueur du pas de la vise à billes sur les performances du système sont étudiés. L'efficacité du contrôle à des distances différentes du pas d de la vise à billes pour de différents facteurs de pondération R est premièrement évaluée. La figure 3.8 illustre les courbes d'efficacité en termes de réduction maximale de l'accélération du cinquième étage. L'efficacité du contrôle augmente lorsque R diminue. Pour le cas de $R = 10^{-4}$ avec $d = 1\text{cm}$, une réduction de 69% a été atteinte, ainsi que pour le cas de $R = 10^{-3}$ avec $d = 1\text{cm}$, une réduction de 68% a été atteinte. Les courbes d'efficacité en termes de réduction maximale de déplacement du cinquième étage sont montrées sur la figure 3.9. Encore L'efficacité du contrôle augmente lorsque R diminue. La tendance de variation des courbes est similaire à celle pour l'accélération, et de même. Pour le cas de $R = 10^{-4}$ avec $d = 1\text{cm}$, une réduction de 80% a été atteinte, ainsi que pour le cas de $R = 10^{-3}$ avec $d = 1\text{cm}$, une réduction de 76% a été atteinte.

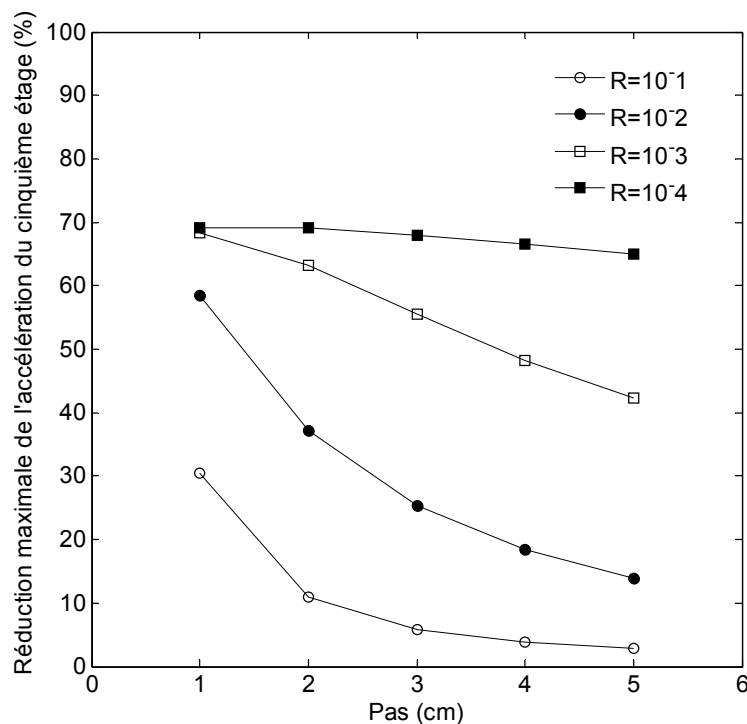


Figure 3.8 Courbes d'efficacité de la réponse d'accélération du cinquième étage

Le couple maximal, la force maximale de contrôle et la puissance maximale demandée du système AMD à des distances de pas d différentes pour des facteurs de pondération R différents sont aussi évalués. Le couple maximal montré dans la figure 3.10, augmente lorsque R diminue. Pour les deux cas de $d = 1\text{cm}$ avec $R = 10^{-4}$ ou $R = 10^{-3}$, où les efficacités de contrôle optimal ont lieu, le couple maximal demandé du servomoteur est minimal.

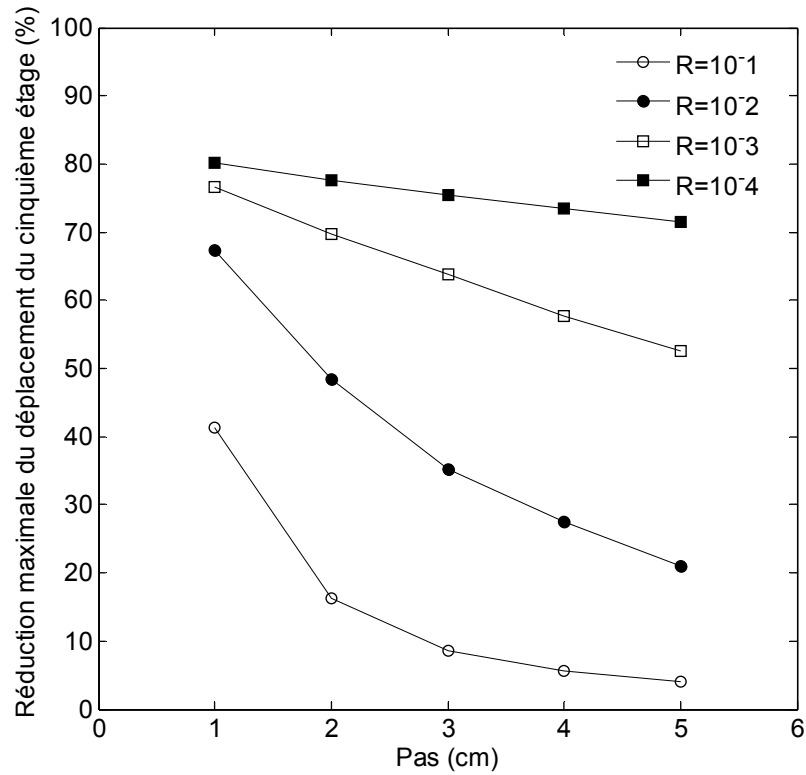


Figure 3.9 Courbes d'efficacité de la réponse de déplacement du cinquième étage

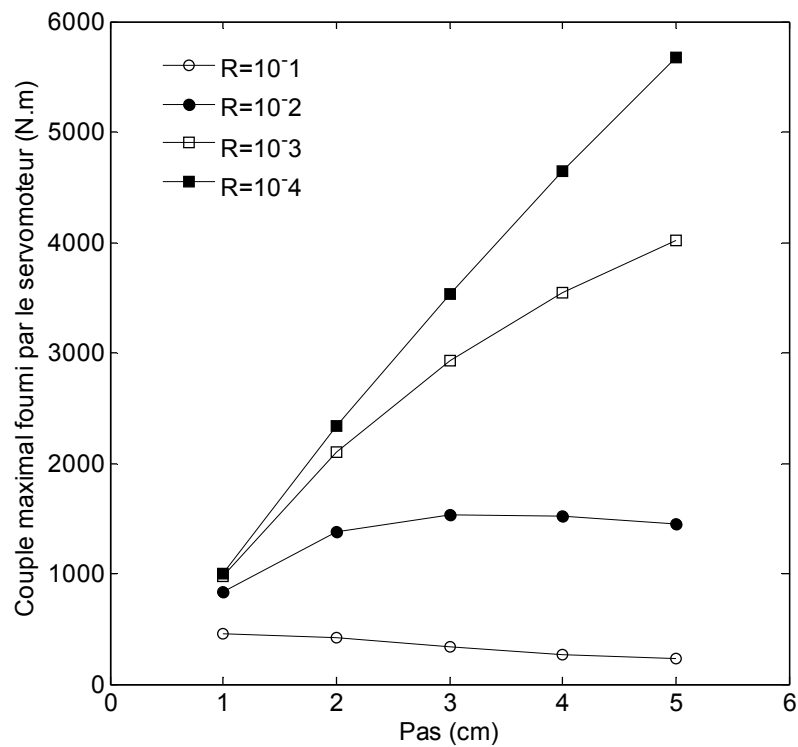


Figure 3.10 Effets du pas sur le couple fourni par le servomoteur

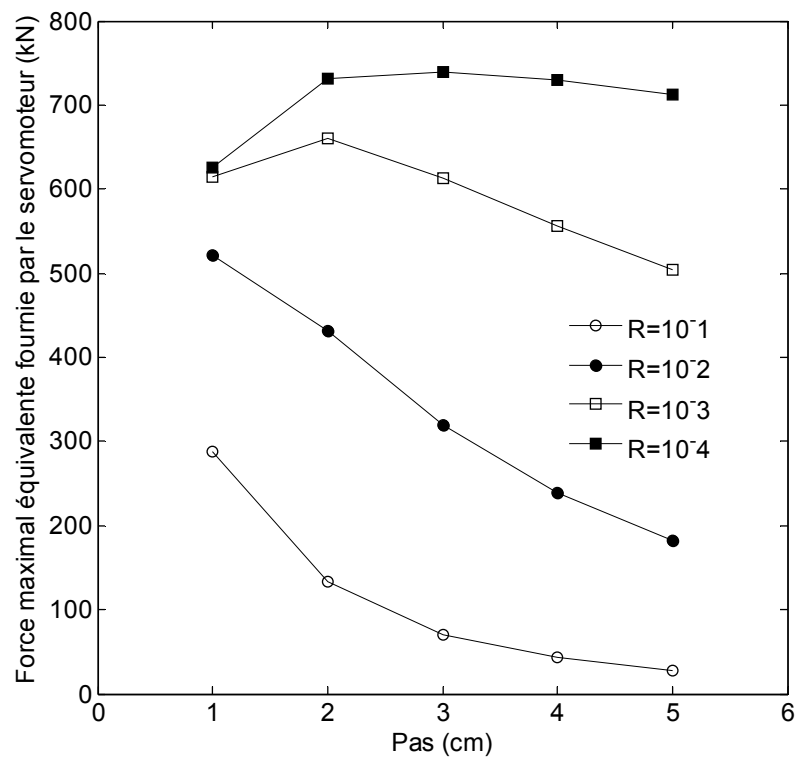


Figure 3.11 Effets du pas sur la force de contrôle équivalente fournie par le servomoteur

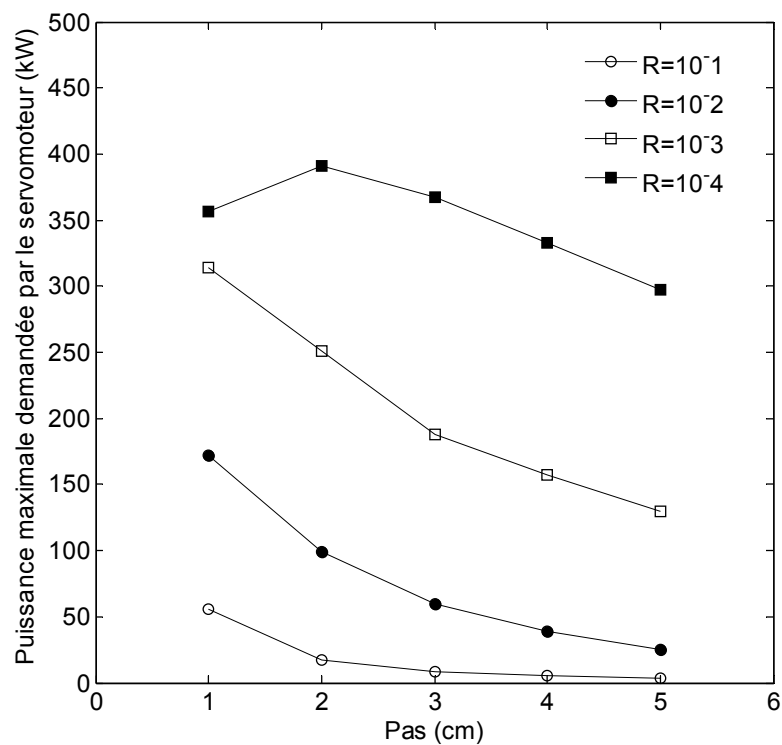


Figure 3.12 Effets du pas sur la puissance demandée par le servomoteur

Ceci indique que le système AMD est efficace lorsque la distance du pas de la vise à billes et le facteur de pondération sont ajustés d'une façon appropriée. La force de contrôle maximale représentée dans la figure 2.11 augmente lorsque R diminue, tandis qu'elle a tendance à diminuer avec la distance du pas, indifférent de R . La figure 2.12 illustre la puissance maximale demandée du servomoteur. La puissance est calculée comme $P = \max \left| \Gamma \left(\frac{d}{2\pi} \right) \dot{x}_m \right|$ [11]. Encore la puissance maximale demandée augment lorsque R diminue.

La figure 3.13 donne l'effet du pas sur la vitesse du servomoteur. La vitesse maximale du servomoteur augmente lorsque R diminue et elle a tendance à diminuer quand la distance du pas augmente, indifférent de R .

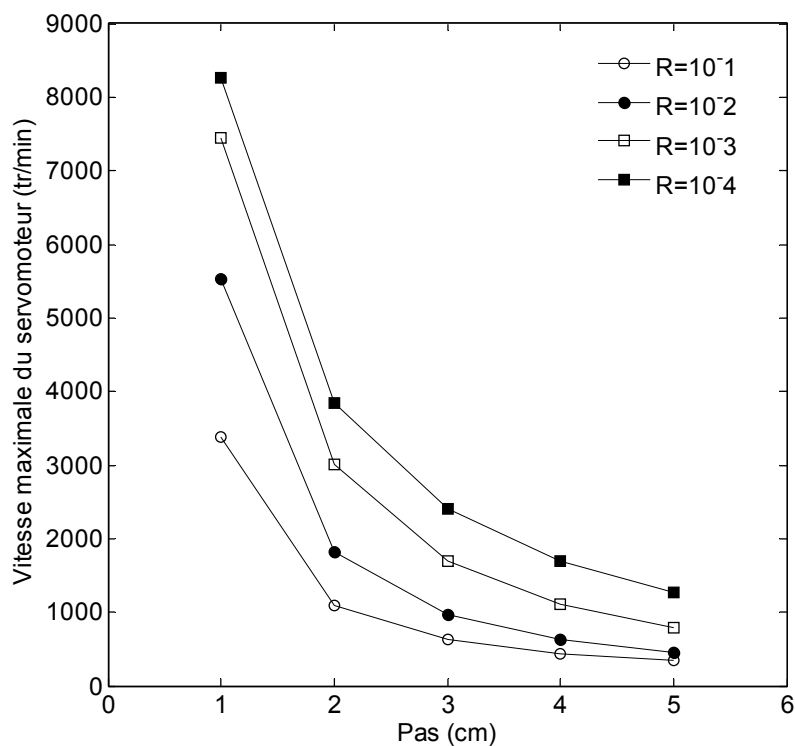


Figure 3.13 Effets du pas sur la vitesse du servomoteur

Plusieurs possibilités de réglage sont possibles selon les performances voulues et la puissance du servomoteur disponible. Les figures 3.14, 3.15 et 3.16 montrent respectivement le couple fourni par le servomoteur, la vitesse du servomoteur et la puissance demandée du servomoteur pour le cas de $R = 10^{-4}$ et $d = 5\text{cm}$.

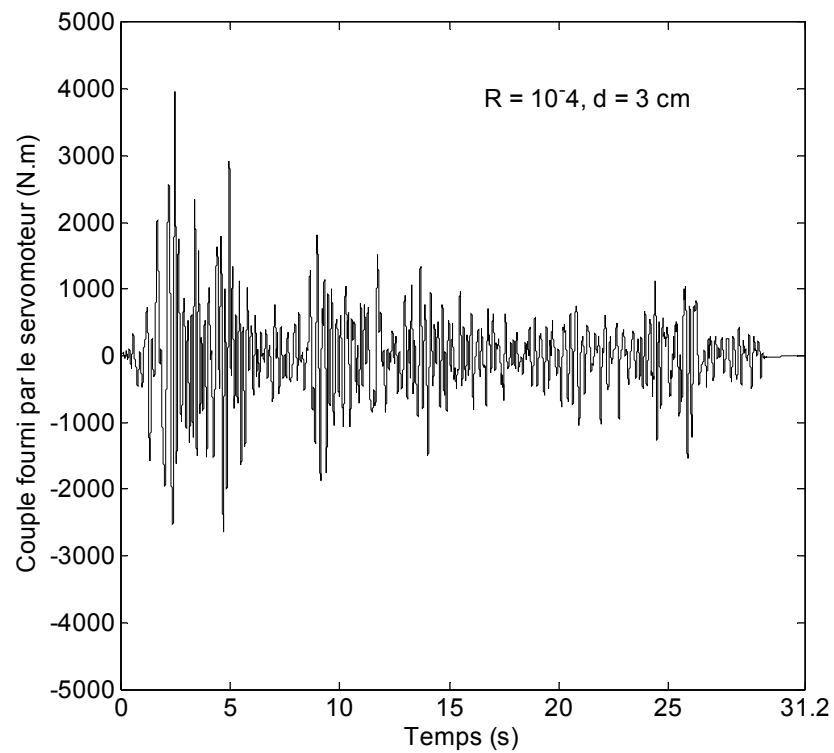


Figure 3.14 Couple fourni par le servomoteur pour $d = 3\text{ cm}$ avec $R = 10^{-4}$

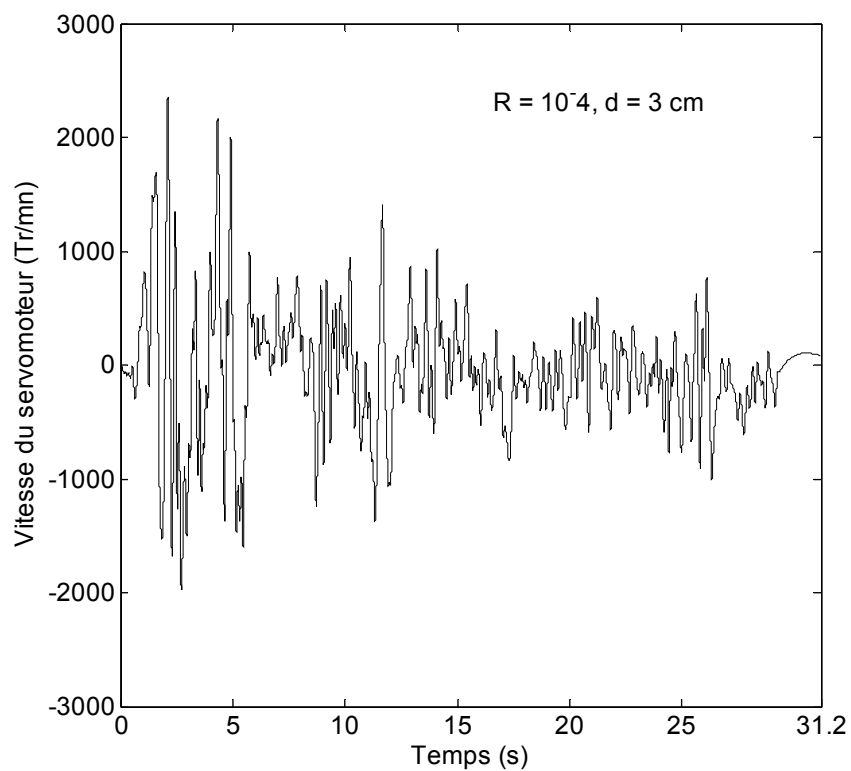


Figure 3.15 Vitesse du servomoteur pour $d = 3\text{ cm}$ avec $R = 10^{-4}$

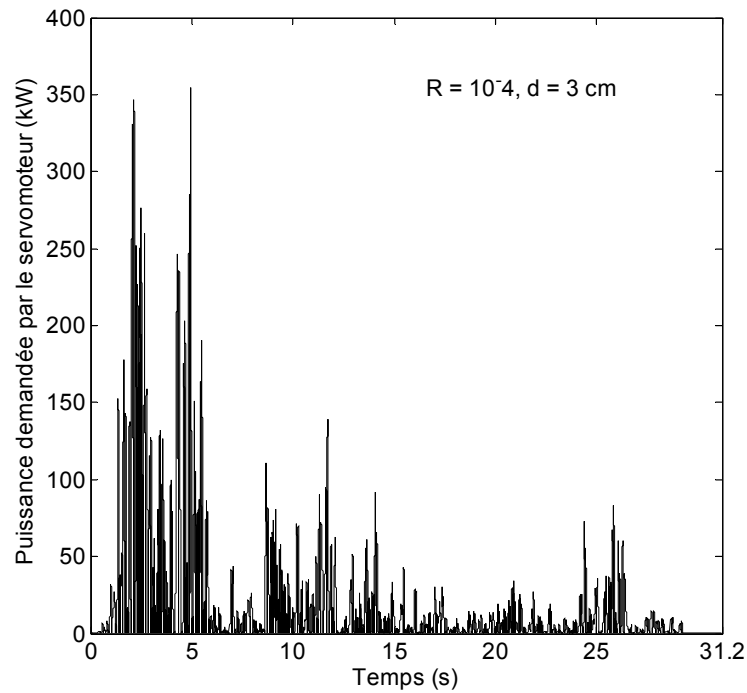


Figure 3.16 Puissance demandée par le servomoteur pour $d = 3\text{ cm}$ avec $R = 10^{-4}$

Pour le cas où $R = 10^{-4}$ et $d = 3\text{ cm}$., les figures, 3.17, 3.18, 3.19, 3.20 et 3.21 montrent respectivement les réponses du déplacement du premier, deuxième, troisième, quatrième et cinquième étage. Ainsi que, les figures 3.22, 3.23, 3.24, 3.25 et 3.26 montrent respectivement les réponses de déplacement du premier, deuxième, troisième, quatrième et cinquième étage.

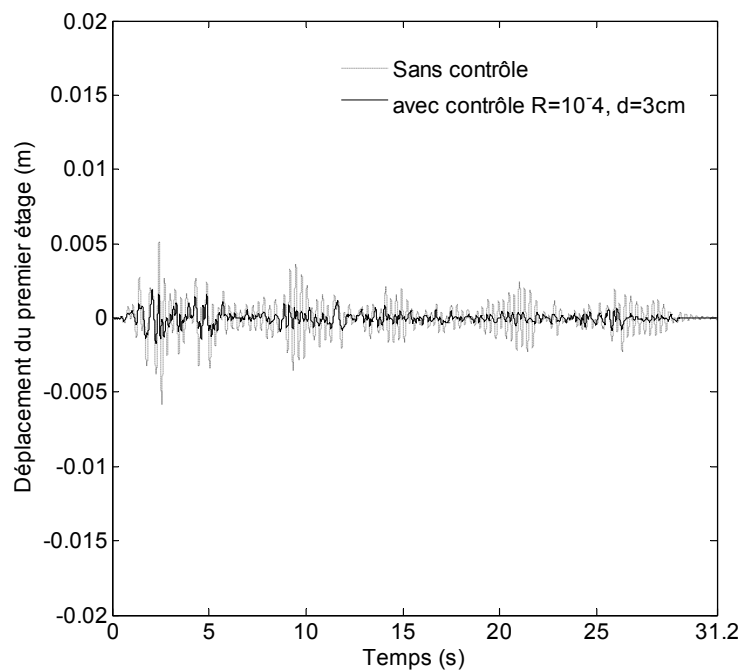


Figure 3.17 Réponse du déplacement du premier étage

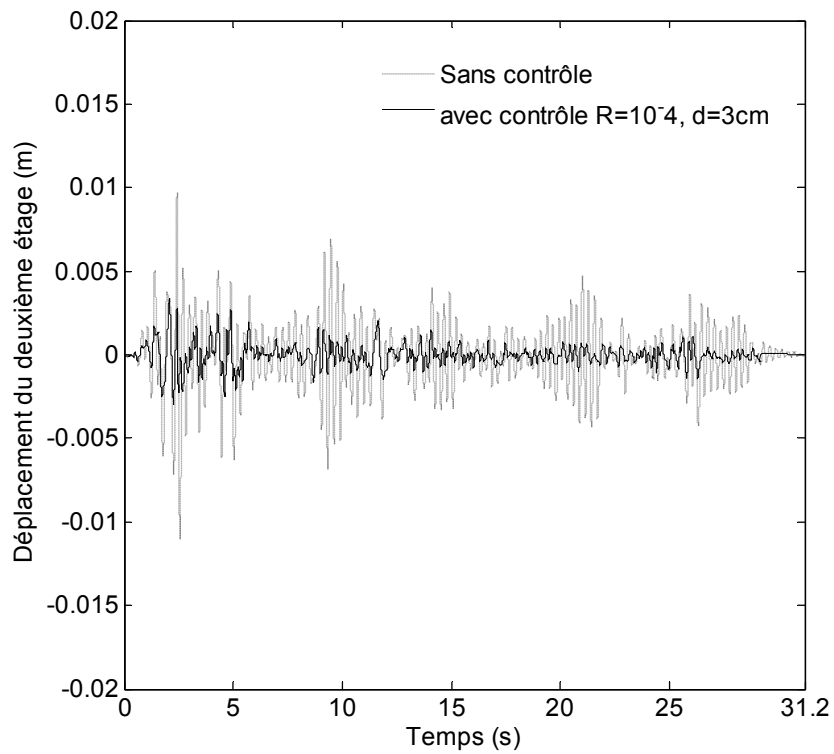


Figure 3.18 Réponse du déplacement du deuxième étage

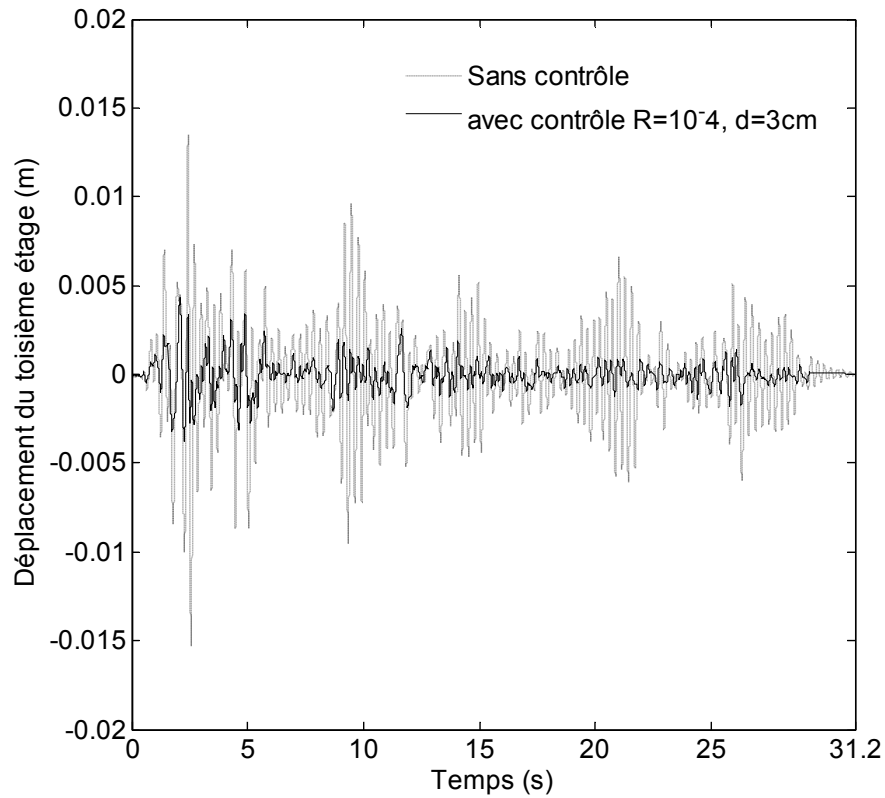
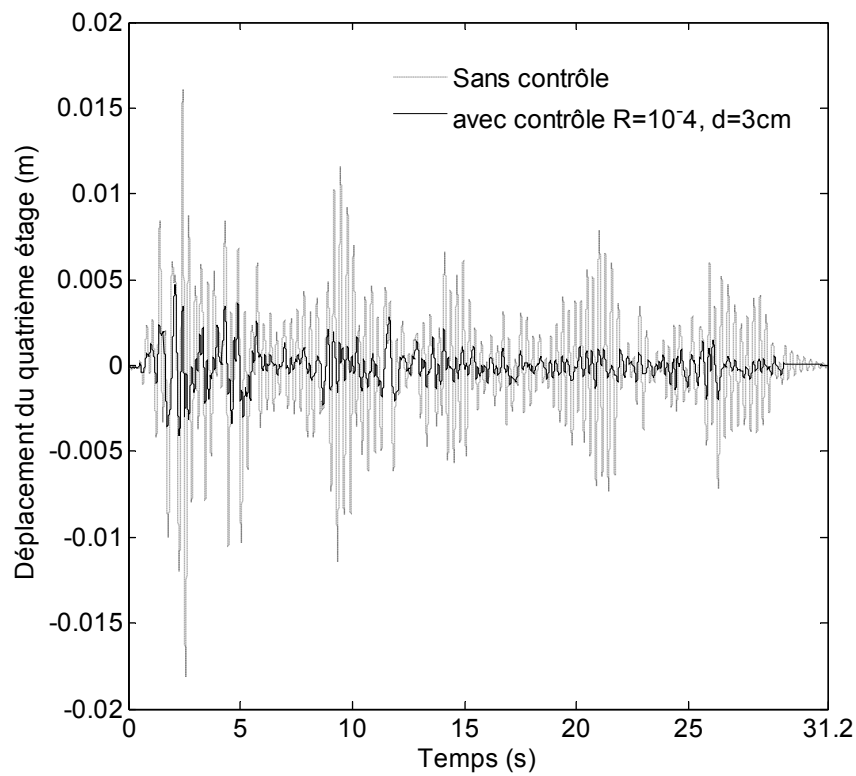
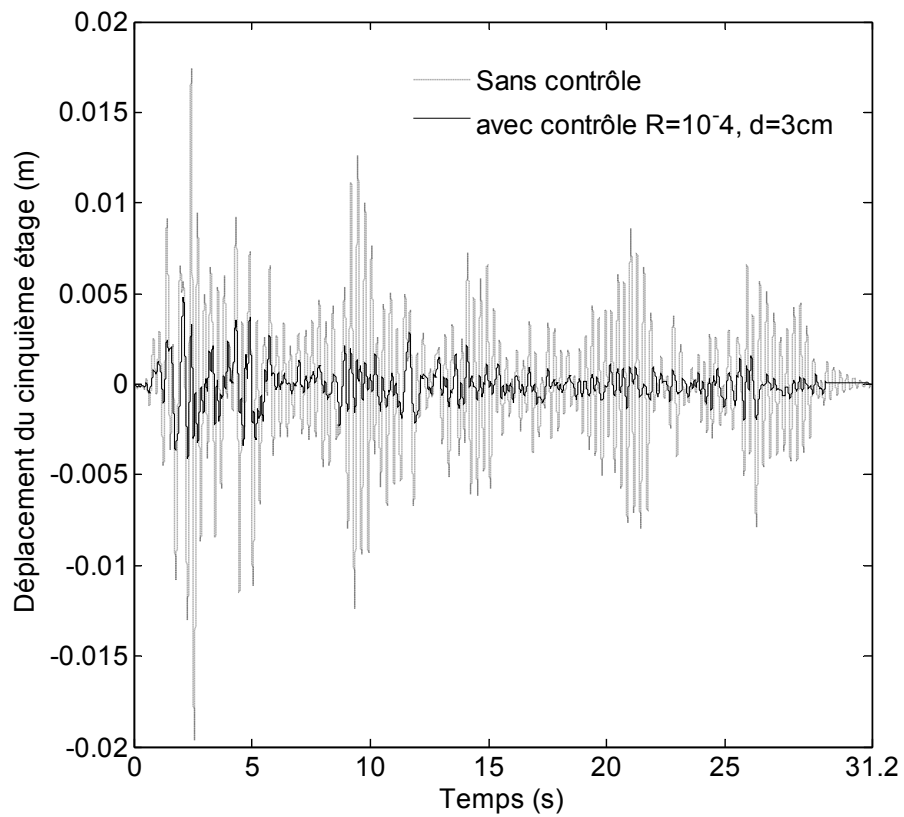


Figure 3.19 Réponse du déplacement du troisième étage

**Figure 3.20** Réponse du déplacement du quatrième étage**Figure 3.21** Réponse du déplacement du cinquième étage

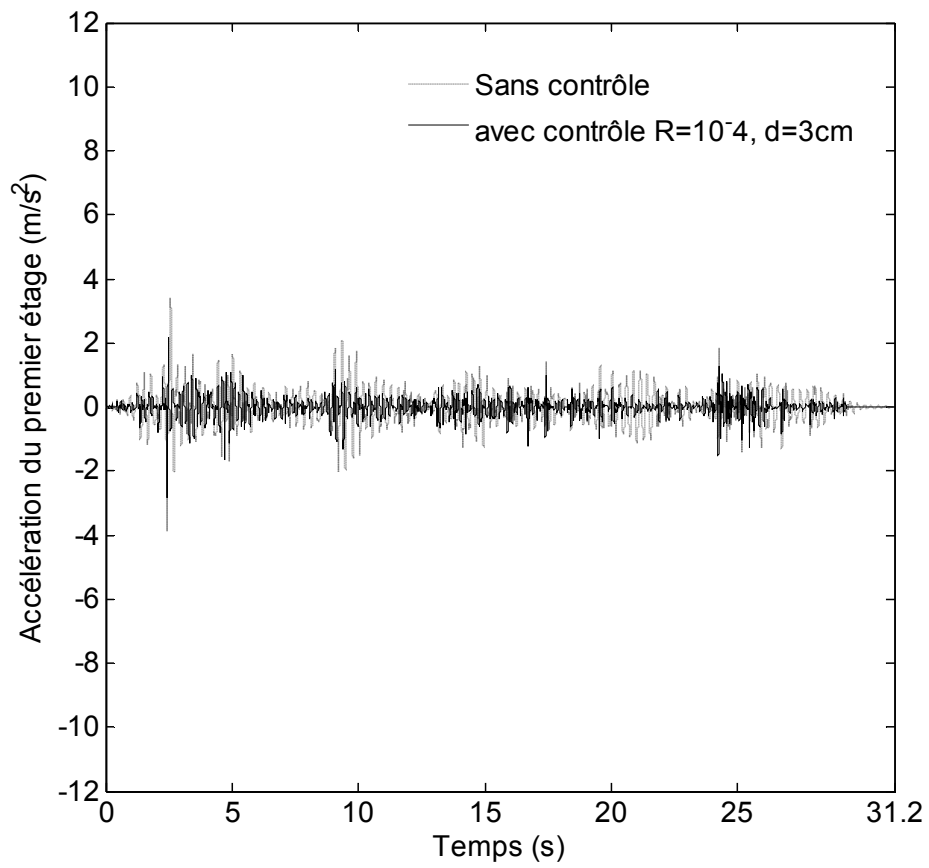


Figure 3.22 Réponse de l'accélération du premier étage

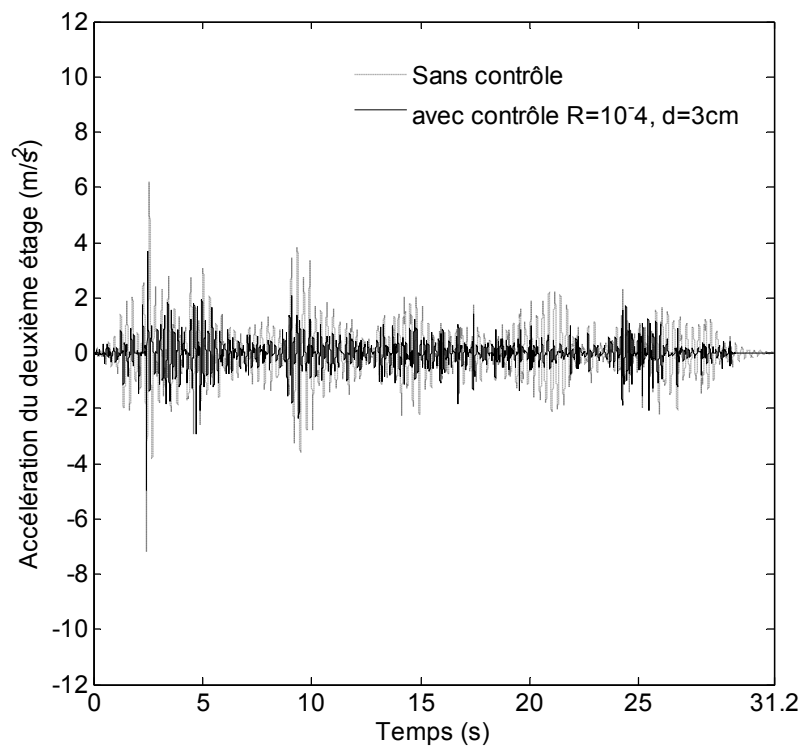
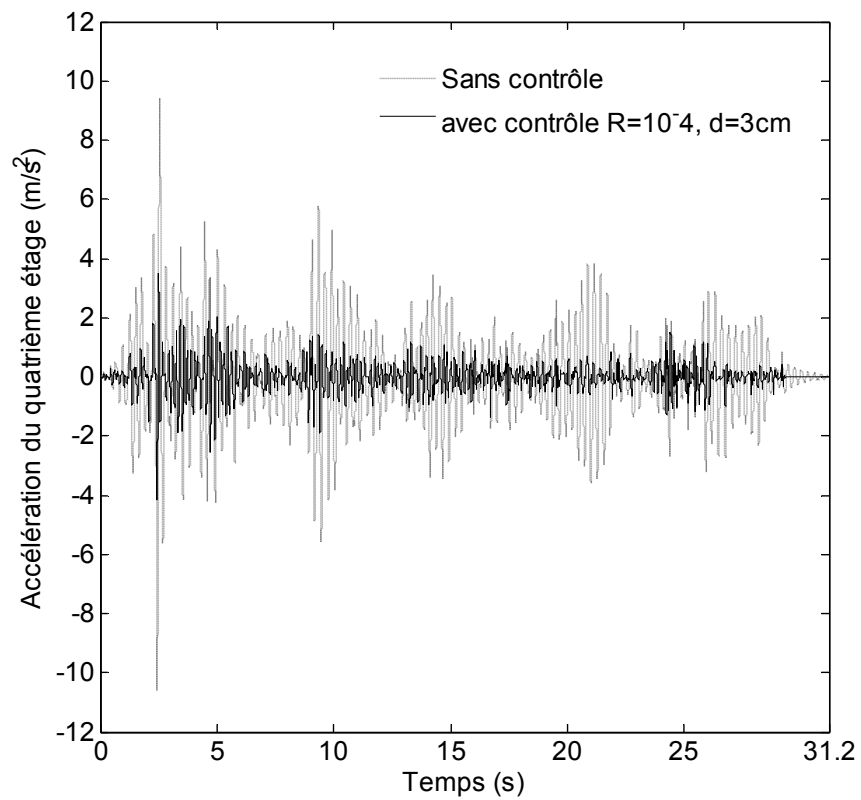
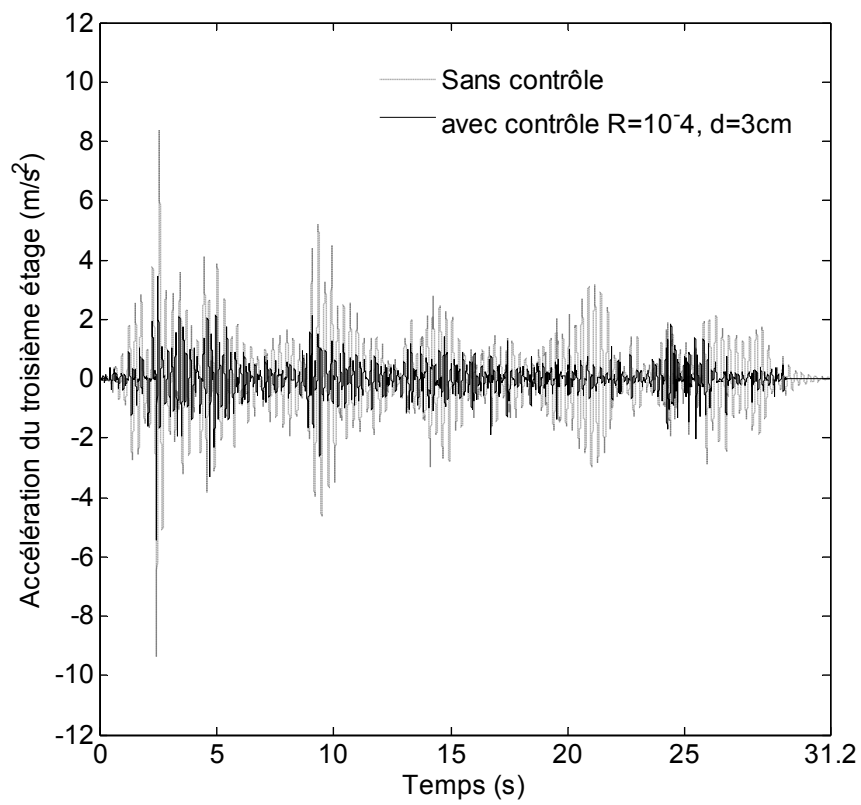


Figure 3.23 Réponse de l'accélération du deuxième étage



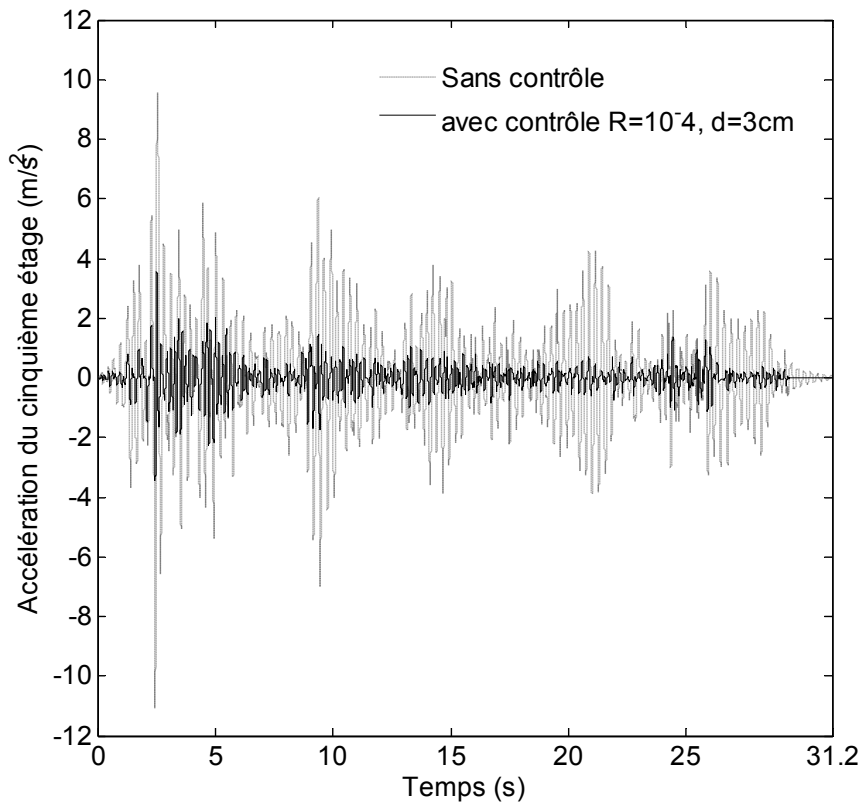


Figure 3.26 Réponse de l'accélération du cinquième étage

Des réductions importantes de 68% dans l'accélération du cinquième étage, et 75% dans le déplacement cinquième étage ont été atteintes. Si la distance du pas de la vise à billes et le facteur de pondération sont ajustés d'une façon appropriée, l'efficacité du contrôle du système AMD peut être grandement augmentée.

3.7 Evaluation des performances du système AMD à servomoteur asynchrone

Jusqu'à présent, on a considéré que le système AMD est entraîné par un servomoteur parfait, ce qui n'est jamais vrai dans l'implémentation pratique. Pour mieux se rapprocher des conditions réelles du fonctionnement, on considère que le système AMD est entraîné par un servomoteur asynchrone.

Les caractéristiques du servomoteur asynchrone triphasé utilisé peuvent être choisies en s'appuyant sur les résultats obtenus précédemment. Pour le cas où $R = 10^{-4}$ et $d = 3\text{cm}$, la puissance maximale demandée du servomoteur doit être égale à la puissance maximale

demandé $P = \max \left| \Gamma \left(\frac{d}{2\pi} \right) \dot{x}_m \right|$. De même, le couple de contrôle fourni par le servomoteur

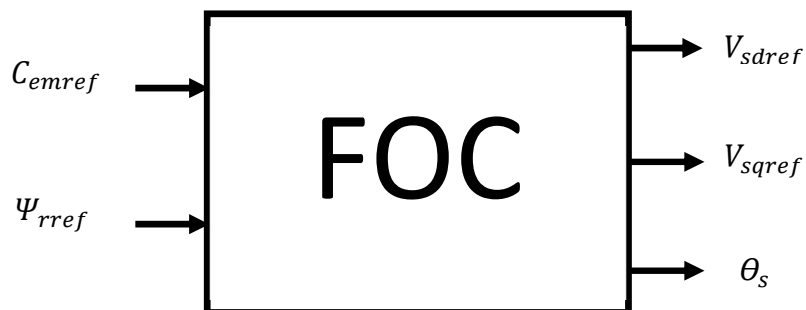
asynchrone doit être égale ou couple maximal nécessaire. Les paramètres du servomoteur asynchrone triphasé sont inclus dans le tableau 3.1.

Tableau 3.1 Paramètres du servomoteur asynchrone

Puissance nominale	$P = 400kW$
Nombre de paires de pôles	$p = 4$
Couple nominal	$C = 4000 N.m$
Tension nominale	$V = 220V$
Facteur de puissance	$\cos \varphi = 0.8$
Résistance statorique	$R_s = 71.4m\Omega$
Résistance rotorique	$R_r = 6.6 m\Omega$
Inductance cyclique statorique	$L_s = 13.6mH$
Inductance cyclique rotorique	$L_r = 1.1mH$
Inductance mutuelle cyclique	$M = 3.7mH$
Moment d'inertie	$J = 0.7kgm^2$
Coefficient de frottement	$f_r = 0.00 Nmrd s^{-1}$
Fréquence	$f = 50 Hz$
Vitesse nominale	$N = 3000tr / min$

3.7.1 Commande vectorielle du moteur asynchrone

Dans cette étape, nous proposons la commande par flux orienté. La figure 3.27 montre le bloc de commande par flux orienté. Ceci est obtenu à partir de l'inversion du modèle du moteur asynchrone, où les grandeurs de commande (V_{sdref} , V_{sqref} , θ_s) sont obtenues à partir des deux grandeurs de référence (C_{emref} et ψ_{rref})

**Figure 3.27** Bloc de commande par flux orienté

Dans ce travail, nous utilisons la commande vectorielle indirecte. L'immense avantage de cette méthode réside dans le fait qu'on n'utilise pas l'amplitude du flux rotorique mais seulement sa position.

La figure 3.28 montre la structure de commande du moteur asynchrone par flux orienté.

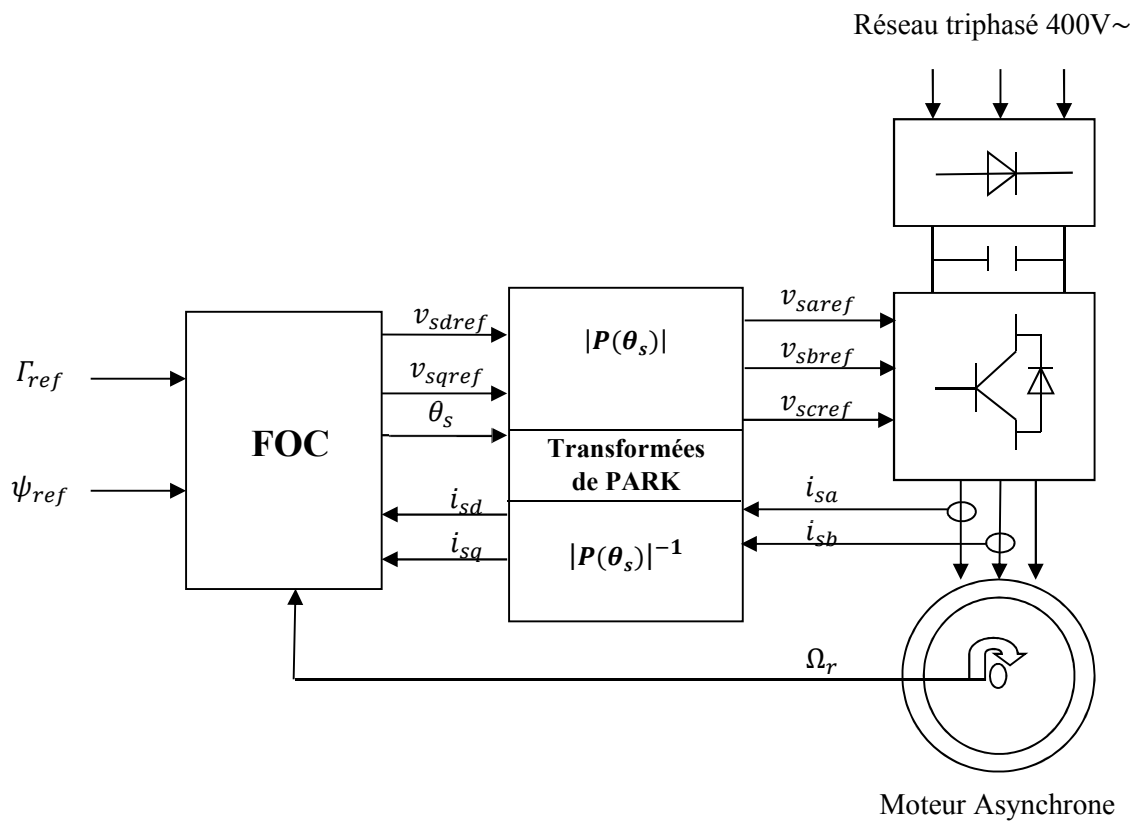


Figure 3.28 Structure de la commande du moteur asynchrone par flux orienté

3.7.2 Application au système AMD

La figure (3.29), montre la structure du système AMD entraîné par un moteur asynchrone triphasé, commandé par une commande à flux orienté et intégré dans le modèle de structure en en béton à 5 étages. En considérant comme dans l'étape précédente, que le système AMD électrique est placé sur le toit du modèle de la structure, pour le contrôle de la réponse sismique.

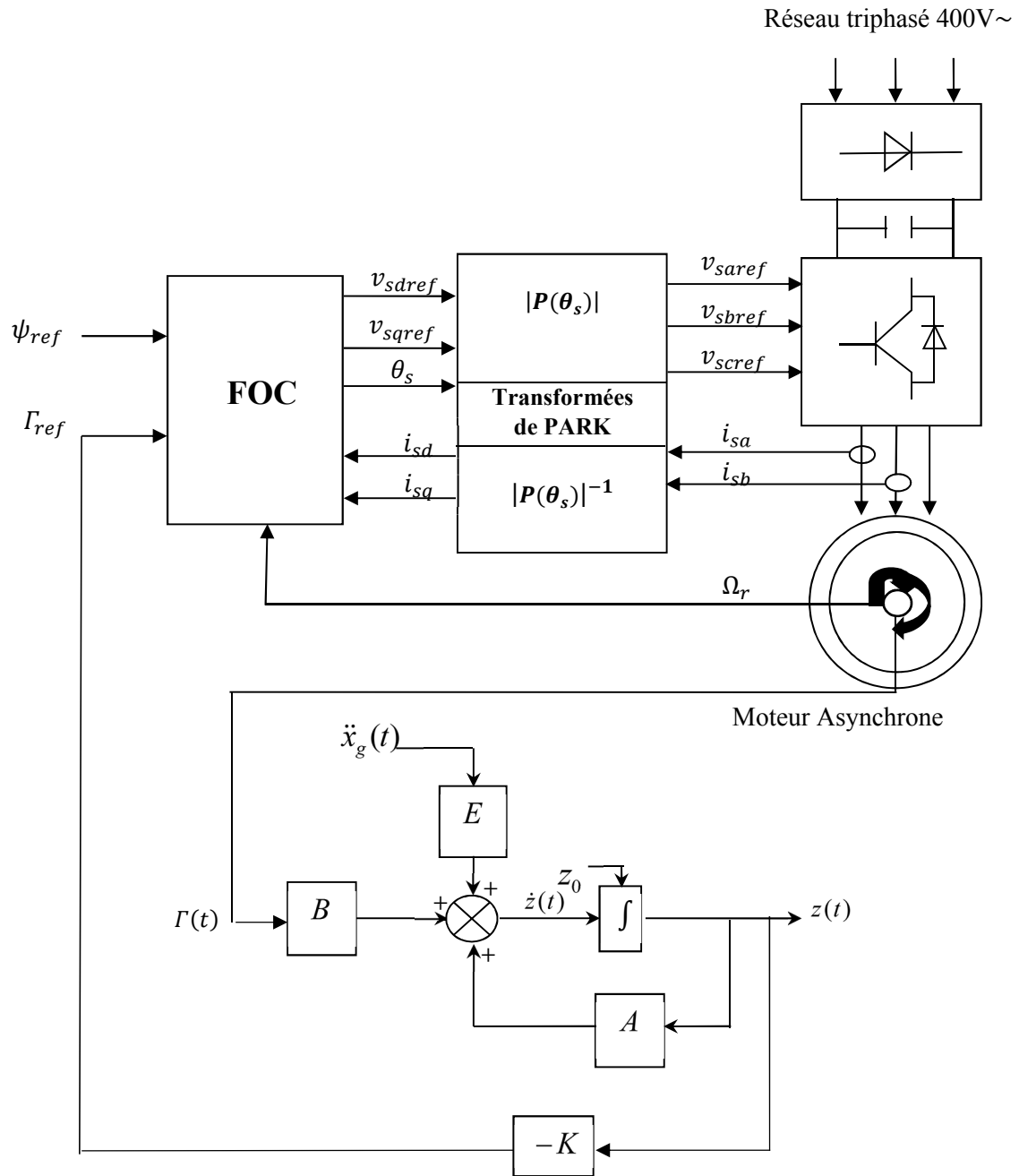


Figure 3.29 Structure de la commande du moteur asynchrone par flux orienté intégrée dans le système AMD

3.7.3 Evaluation des performances du système AMD

Dans cette étape, les performances du système AMD utilisant un moteur asynchrone triphasé comme un système d'entraînement du bloc masse remplaçant le servomoteur électrique parfait sont étudiées. Les figures 3.30 et 3.31 donnent respectivement les réponses indicielle et impulsionnelle de la commande (couple fourni par le servomoteur) pour une valeur du couple de référence égale au couple nominale. On voit que la commande suit bien ça référence, avec un temps de réponse inférieure à 0.7 s pour une réponse indicielle, et un temps de réponse beaucoup plus petit pour une réponse impulsionnelle. La figure 3.32, donne une comparaison

entre le couple de référence fourni par la loi de commande optimale directe instantanée en boucle fermée et le couple réel fourni par le moteur asynchrone triphasé commandé par une loi de commande par flux orienté. Cette comparaison montre que le couple réel fourni par le moteur asynchrone suit bien sa référence. Les ondulations du couple sont dû principalement au fait que le moteur est alimenté à travers des convertisseurs statiques. L'évolution de l'accélération du dernier étage et l'évolution de déplacement du dernier étage pour le cas de $d = 3\text{cm}$ avec $R = 10^{-4}$ sont illustrées respectivement dans les figures 3.33 et 3.34, où des réductions importantes de 65% dans l'accélération du toit, et 78% dans le déplacement du toit, semblables à celles obtenues en utilisant un servomoteur électrique parfait ont été atteintes.

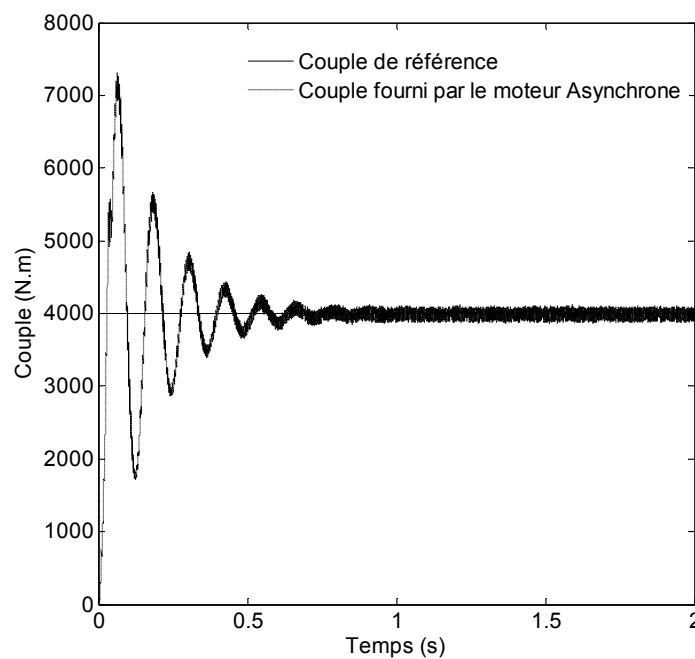


Figure 3.30 Réponse indicielle du couple fourni par le moteur asynchrone

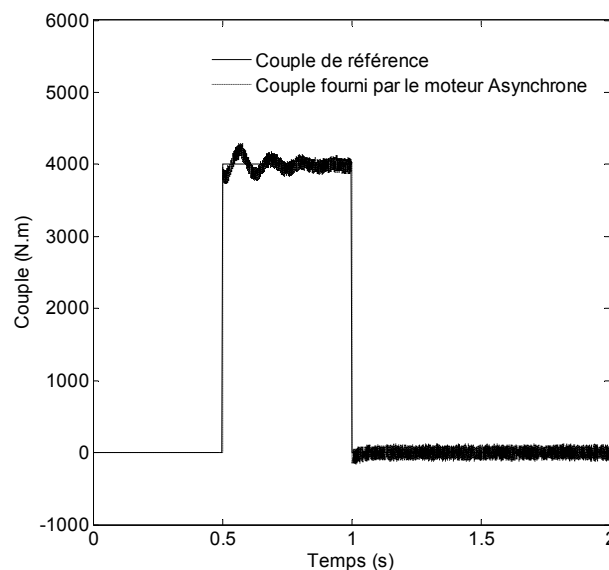


Figure 3.31 Réponse impulsionnelle du couple fourni par le moteur asynchrone

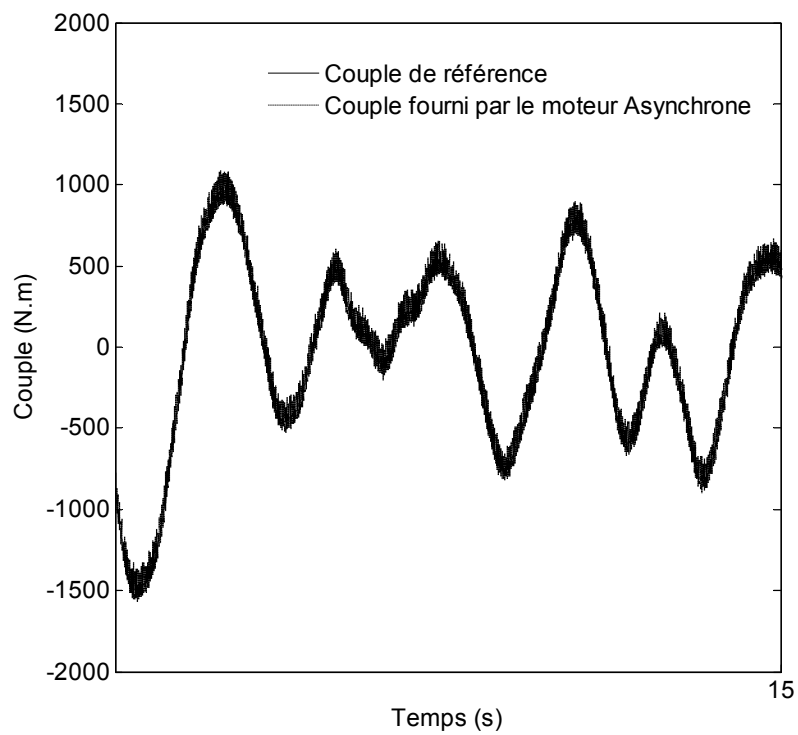
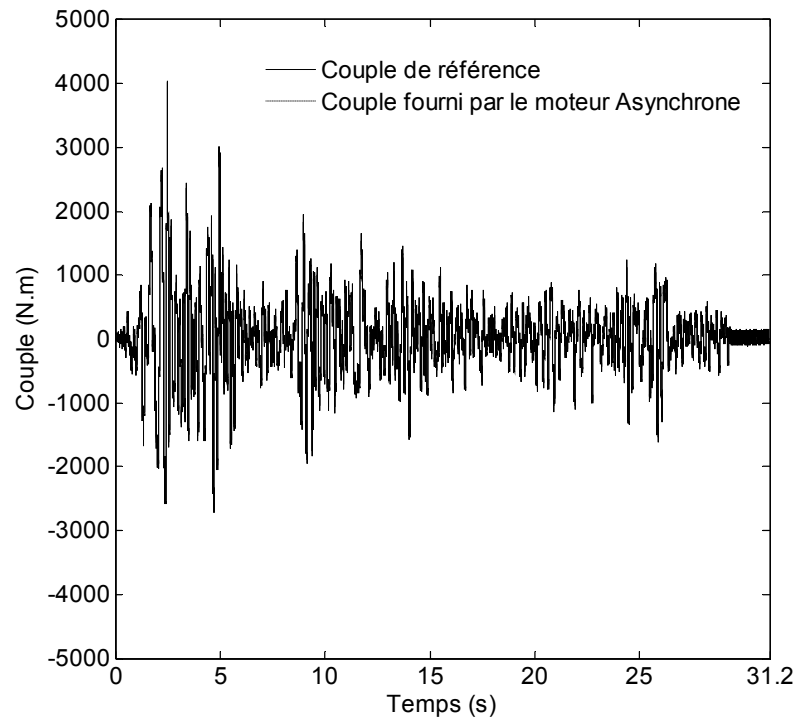


Figure 3.32 Comparaison entre le couple de référence et le couple fourni par le moteur asynchrone

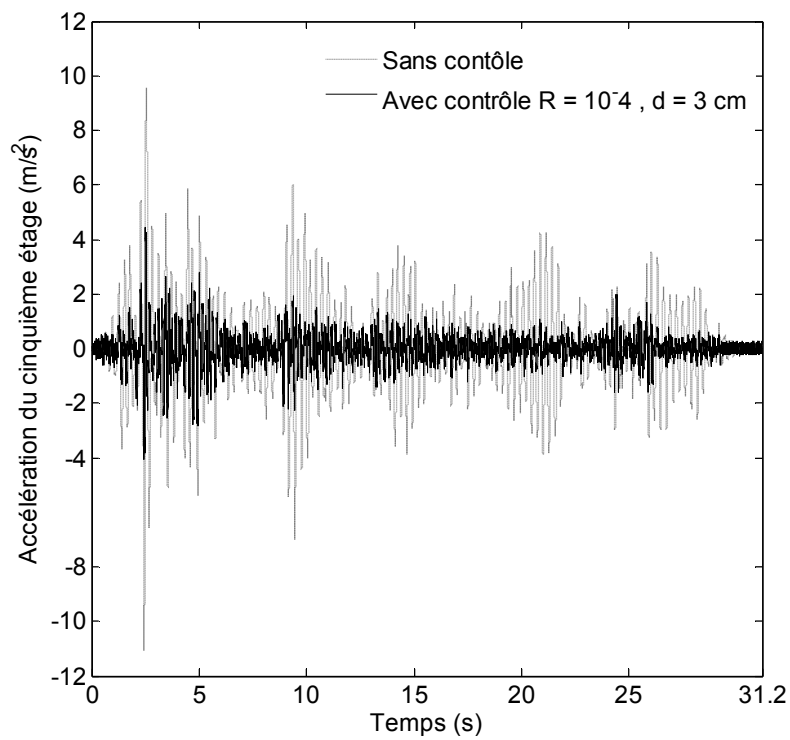


Figure 3.33 Réponse de l'accélération du dernier étage ($d = 3\text{ cm}$, $R = 10^{-4}$)

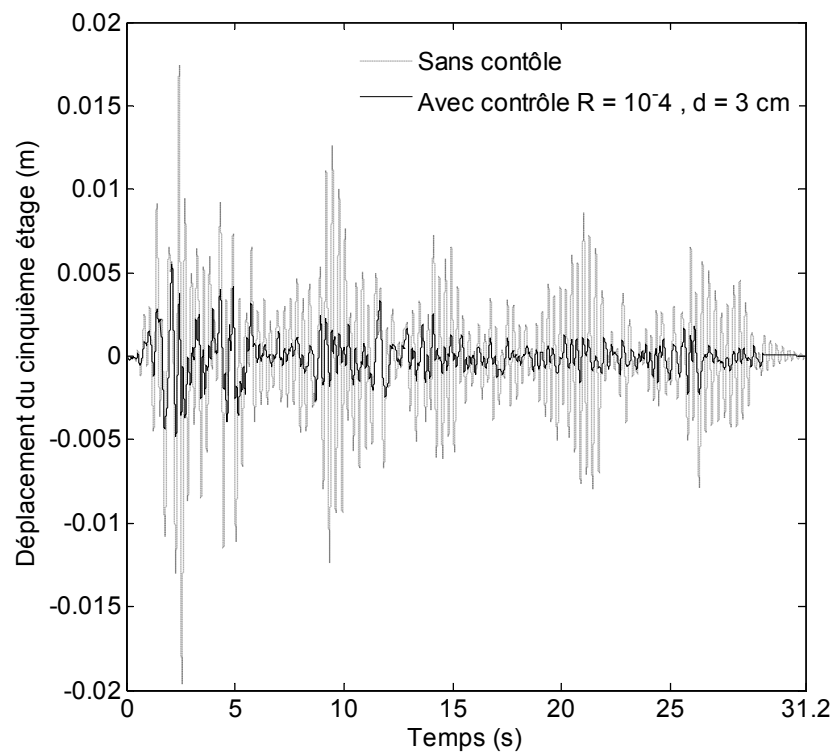


Figure 3.34 Réponse de déplacement du dernier étage ($d = 3\text{ cm}$, $R = 10^{-4}$)

3.7 Conclusion

Ce chapitre a été consacré au contrôle actif d'une structure en béton à cinq étages en utilisant un système AMD à servomoteur électrique installé au dernier étage de la structure. Une loi de commande optimale directe instantanée en boucle fermée a été développée. L'effet de la distance de la vis à billes sur les performances du système à servomoteur parfait a été premièrement explorés. La faisabilité du système proposé a été vérifiée à travers une simulation numérique du modèle de la structure en béton à cinq étages sous les conditions d'une excitation sismique du séisme d'El Centro. En accord avec les résultats de simulation, les conclusions sont résumées comme suit :

1. Le déplacement maximal et la puissance demandée par le servomoteur peut être ajustés à travers le pas de la vis à billes et le facteur de pondération, lesquels par la suite affectent l'efficacité et le rendement du système.
2. Des réductions maximales de 80% dans le déplacement du dernier étage et 69% dans l'accélération du dernier étage sont atteintes.
3. Sauf l'inconvénient que les vitesses et les déplacements de tous les étages ont été mesurés comme des états de la boucle de retour pour les utilisés dans la loi de commande optimale direct en boucle fermée, il est recommandé pour une implémentation pratique.

Pour mieux se rapprocher des conditions réelles de fonctionnement, on a remplacé le système AMD à servomoteur parfait par un système AMD à servomoteur asynchrone. On a appliqué la commande vectorielle indirecte pour commander le moteur asynchrone. Ceci nous a permis d'obtenir des performances dynamiques comparables à celles du servomoteur électrique parfait. En suite, les performances du moteur asynchrone intégré dans le système AMD ont été comparées avec celles obtenues en utilisant un servomoteur électrique parfait.

4 Contrôle actif avec considération de l'interaction sol-structure

4.1 Introduction

La conception d'un système AMD avec servomoteur électrique pour le contrôle actif des vibrations sismiques, nécessite des informations précises sur les propriétés de la structure sur laquelle il va être installé. La considération de l'interaction sol-structure dans l'analyse sismique de la structure devient de plus en plus importante lorsque la fondation ou le sol environnant n'est pas très rigide [8]. Lorsque la structure est soumise à une excitation sismique, elle interagit avec le sol où celle-ci est construite et impose des déformations du sol. Par conséquent, ces déformations du sol provoquent une différenciation entre le sol environnant la structure et l'excitation sismique. Ces interactions modifient considérablement la réponse de la structure. Dans le cas d'un sol très ferme, cette modification est très faible et peut être négligée. Par conséquent, la considération du type à base fixe pour la superstructure construite sur un sol rigide, reste une hypothèse valide.

Dans les travaux précédents, les chercheurs considèrent que la structure est construite sur une base fixe. Si la structure est construite sur un sol mou, les propriétés de la structure peuvent changer en raison de l'effet d'interaction sol-structure. Cela peut avoir un effet considérable sur les performances du système AMD. Dans ce chapitre, une évaluation de l'efficacité de contrôle des vibrations d'un système AMD à servomoteur électrique pour des degrés variables de l'effet SSI est effectuée. Le système AMD considéré est celui du chapitre précédent. Le modèle dynamique d'un bâtiment à plusieurs étages incluant le système électrique AMD et l'effet d'interaction sol-structure (SSI) est développé. Les deux composantes de translation et de basculement du mouvement de fondation ont été prises en compte. Cependant, la composante basculante du mouvement du sol a été négligée. L'analyse SSI est effectuée en utilisant la méthode de la sous-structure. Pour contrôler l'AMD électrique, un algorithme quadratique linéaire gaussien (LQG) a été adopté. Un bâtiment en béton de cinq étages soumis à l'excitation du tremblement de terre d'El Centro est utilisé comme structure de modèle. Différents types de sols sont considérés.

4.2 Modèle dynamique d'une structure en béton à plusieurs étages avec un système AMD à servomoteur électrique

4.2.1 Modèle dynamique sur base fixe

La figure 4.1 montre une structure à plusieurs étages avec un AMD à servomoteur électrique construite sur une base fixe. L'équation du mouvement pour la structure avec le dispositif AMD, sous l'excitation sismique y compris les composants de translation et de rotation $\ddot{x}_g(t)$ et $\ddot{\theta}_g(t)$ Peut être écrit comme :

$$M \ddot{u}_s(t) + C \dot{u}_s(t) + K u_s(t) = W f(t) - M \Psi \ddot{u}_g(t) \quad (4.1)$$

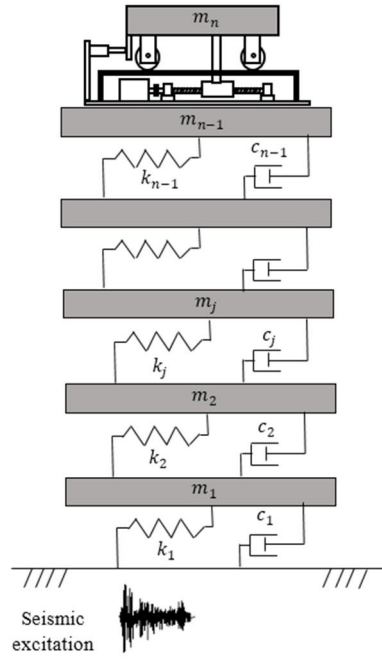


Figure 4.1 structure à plusieurs étages avec AMD à servomoteur électrique construite sur une base fixe.

Où, M est la matrice masse de dimension $(n \times n)$, K est la matrice rigidité de dimension $(n \times n)$ et C est la matrice amortissement de dimension $(n \times n)$. n est le nombre de degrés de liberté (DOF) du système structure-AMD. $u_s(t)$ est le vecteur déplacement du système structure-AMD relatif aux fondations de la structure. W Est le vecteur de position de la force de commande générée par l'AMD. Ψ est une matrice de transformation de dimension $(n \times 2)$. $\ddot{u}_g(t)$ est l'accélération terrestre.

$$\ddot{u}_g(t) = \begin{bmatrix} \ddot{x}_g(t) \\ \ddot{\theta}_g(t) \end{bmatrix}, \quad \Psi = \begin{bmatrix} 1 & h_1 \\ \vdots & \vdots \\ 1 & h_n \end{bmatrix} \quad (4.2)$$

En générale, $\ddot{\theta}_g(t)$ est égal à zéro dans l'analyse sismique structurelle [15].

Dans l'équation (4.1), nous remplaçons la force de commande $f(t)$ par le couple $\Gamma(t)$ du servomoteur électrique. Si nous supposons qu'il n'y a pas de perte d'énergie, de sorte que le travail total du servomoteur tournant un tour est égal à celui de la masse mobile avançant d'un pas. Par conséquent, la force de commande linéaire $f(t)$ et le couple $\Gamma(t)$ développé par le servomoteur sont reliés comme suit :

$$\Gamma = \frac{d}{2\pi} f \quad (4.3)$$

Nous calculons à partir de l'équation (4.3) la force de contrôle active comme

$$f = \frac{2\pi}{d} \Gamma \quad (4.4)$$

Lorsque le servomoteur électrique fait un tour, le bloc masse avance d'une distance d'un pas. Par conséquent, le déplacement du bloc masse par rapport à l'étage correspondant est écrit comme

$$u_{s,m/r} = u_{s,m/g} - u_{s,r/g} = D^T u_s = \frac{d}{2\pi} \theta_{sm} \quad (4.5)$$

Où $u_{s,m/r}$, est le déplacement relatif du bloc masse par rapport au dernier étage ; $u_{s,m/g}$ est le déplacement relatif du bloc masse par rapport au sol ; $u_{s,r/g}$ est le déplacement relatif du dernier étage par rapport au sol ; θ_{sm} est la rotation angulaire du servomoteur électrique ; $D = [0 \ \dots \ 0 \ -1 \ 1]^T$ est le vecteur position de dimension $(n \times 1)$. Si nous dérivons les deux côtés de l'équation (4.5), la vitesse relative de la masse mobile par rapport au dernier étage peut être écrite comme

$$\dot{u}_{s,m/r} = D^T \dot{u}_s = \frac{d}{2\pi} \dot{\theta}_{sm} = \frac{d}{2\pi} \omega_{sm} \quad (4.6)$$

Où $\dot{u}_{s,m/r}$, est la vitesse relative du bloc masse par rapport au dernier étage ; et $\omega_{sm} = \dot{\theta}_{sm}$ (rad / sec), est la vitesse angulaire du servomoteur électrique. Comme dans l'équation (4.5), si nous dérivons les deux côtés de l'équation (4.6), l'accélération relative du bloc masse par rapport au dernier étage peut être calculée comme suit :

$$\ddot{u}_{s,m/r} = D^T \ddot{u}_s = \frac{d}{2\pi} \dot{\omega}_{sm} = \frac{d}{2\pi} \alpha_{sm} \quad (4.7)$$

Où $\ddot{u}_{s,m/r}$, est l'accélération relative du bloc masse par rapport au dernier étage ; et $\alpha_{sm} = \dot{\omega}_{sm}$ (rad / sec^2) est l'accélération angulaire du servomoteur électrique.

Si nous prenons en compte le moment d'inertie des différentes parties tournantes, comprenant le rotor du servomoteur électrique, l'accouplement et la vis à billes, l'équation (4.4) devient

$$f = \frac{2\pi}{d} \Gamma - \frac{2\pi}{d} (J_M + J_C + J_B) \alpha_m \quad (4.8)$$

Avec J_M est le moment d'inertie du rotor, J_C est le moment d'inertie de l'accouplement et J_B est le moment d'inertie de la vis à billes.

Si nous substituons l'équation (4.7) dans l'équation (4.8), nous trouvons

$$f = \frac{2\pi}{d} \Gamma - \left(\frac{2\pi}{d} \right)^2 J_T D^T \ddot{u}_s \quad (4.9)$$

Où $J_T = J_M + J_B + J_C$, est le moment d'inertie total des composantes tournantes.

Substituant l'équation (4.9) dans l'équation (4.1), l'équation du mouvement pour la structure avec le dispositif AMD peut être écrite comme suit

$$M^A \ddot{u}_s(t) + C \dot{u}_s(t) + K u_s(t) = W^A \Gamma(t) - M \Psi \ddot{u}_g(t) \quad (4.10)$$

Avec $M^A = M + \left(\frac{2\pi}{d}\right)^2 J_s W D^T$ est la matrice masse modifiée de dimension $(n \times n)$ qui prend en considération le moment d'inertie des composantes tournantes du système électrique AMD ; et $W^A = \left(\frac{2\pi}{d}\right) W$ est le vecteur position de dimension $(n \times 1)$ du couple de commande développé par le servomoteur.

4.2.2 Modèle dynamique avec interaction sol-structure

La figure 4.2 montre une structure à plusieurs étages avec un système AMD électrique construite sur une fondation peu profonde dans un sol non borné. Celui-ci est soumis à une excitation sismique $\ddot{u}_g(t)$ et une force de commande $f(t)$. Nous considérons que le sol est un matériau viscoélastique isotrope composé de plusieurs couches horizontales et parallèles. Nous supposons que les propriétés du sol restent constantes dans chaque couche et sont modélisées comme demi-espace élastique avec amortissement hystérétique [8].

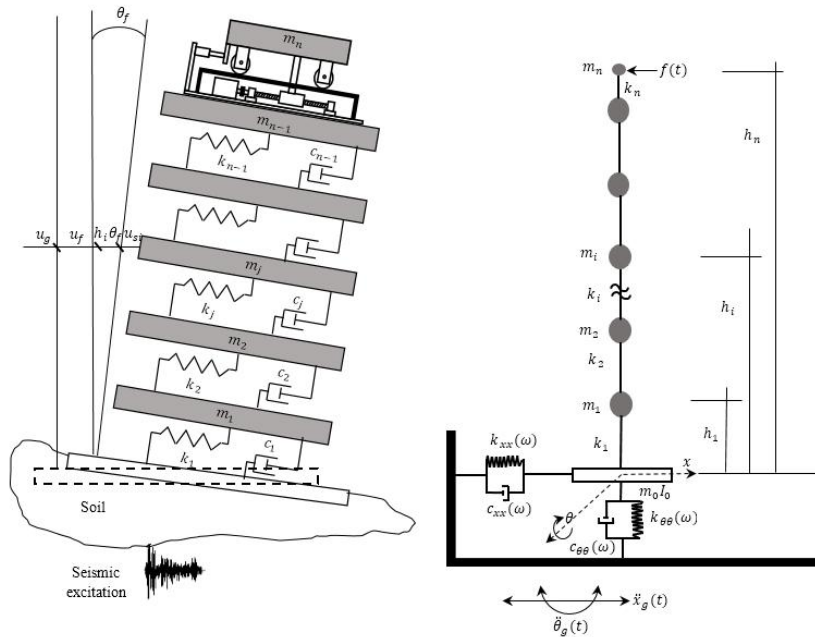


Figure 4.2 Structure à plusieurs étages avec un AMD à servomoteur électrique en considérant l'effet de l'interaction sol-structure

L'équation du mouvement du système sol-structure-AMD peut être remplacée par les deux équations du mouvement, le sous-système Structure-AMD et la base rigide, y compris le sol mou. Pour le sous-système structure-AMD, l'équation du mouvement peut être exprimée comme suit :

$$M^A \ddot{u}_s(t) + C \dot{u}_s(t) + K u_s(t) = W^A \Gamma(t) - M \Psi (\ddot{u}_f(t) + \ddot{u}_g(t)) \quad (4.11)$$

L'équation (4.11) est quelque peu différente de l'équation (4.1) puisque la base de la structure a un mouvement supplémentaire $\ddot{u}_f(t)$ relatif au mouvement du sol $\ddot{u}_g(t)$ dû à l'effet du SSI. D'une façon pareille à $\ddot{u}_g(t)$,

$$\ddot{u}_f(t) = \begin{bmatrix} \ddot{x}_f(t) \\ \ddot{\theta}_f(t) \end{bmatrix} \quad (4.12)$$

L'équation du mouvement liée à la fondation de la structure rigide peut être exprimée comme suit :

$$M_f (\ddot{u}_f(t) + \ddot{u}_g(t)) + \Psi^T (M^A \ddot{u}_s(t) + M\Psi \ddot{u}_f(t) + M\Psi \ddot{u}_g(t)) = f_{soil}(t) \quad (4.13)$$

Où M_f est la matrice masse de dimension (2×2) de la fondation de la structure rigide. $f_{soil}(t)$ est un vecteur de force incluant la force horizontale $p_{soil}(t)$ et le moment de rotation $\mu_{soil}(t)$. Elles représentent l'action du sol mou sur la fondation de la structure. Ils peuvent être écrits en détail

$$M_f = \begin{bmatrix} m_f & 0 \\ 0 & J_f \end{bmatrix} \quad (4.14)$$

$$f_{soil}(t) = \begin{bmatrix} p_{soil}(t) \\ \mu_{soil}(t) \end{bmatrix} \quad (4.15)$$

Dans lequel m_f et J_f sont la masse et le moment d'inertie de la fondation de la structure. L'épaisseur de la fondation de base est considérée comme petite et négligeable. D'après les résultats de recherche trouvée dans le domaine de l'interaction sol-structure, le vecteur force peut être $f_{soil}(t)$ exprimé dans le domaine fréquentiel en utilisant la matrice d'impédance [15]

$$-F_{soil}(\omega) = S_{soil}(\omega)U_f(\omega) \quad (4.16)$$

Où $F_{soil}(\omega)$ et $U_f(\omega)$ sont les transformations de Fourier de $f_{soil}(t)$ et $u_f(t)$ respectivement. $S_{soil}(\omega)$ est la matrice impédance du sol, une matrice à coefficients constants de dimension (2×2) . Elle peut être écrite en détail

$$\begin{aligned} S_{soil}(\omega) &= K_{soil}(\omega) + i\omega C_{soil}(\omega) \\ &= \begin{bmatrix} k_{xx}(\omega) & 0 \\ 0 & k_{\theta\theta}(\omega) \end{bmatrix} + i\omega \begin{bmatrix} c_{xx}(\omega) & 0 \\ 0 & c_{\theta\theta}(\omega) \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (4.17)$$

De toute évidence, les coefficients de rigidité k_{xx} , $k_{\theta\theta}$ et les coefficients d'amortissement c_{xx} , $c_{\theta\theta}$ dépendent de la fréquence d'excitation ω . Selon les résultats obtenus dans le domaine de l'interaction sol-structure, une valeur d'impédance, calculée en fonction de la fréquence fondamentale du système sol-structure, peut être prise [15]. Par conséquent l'équation (4.16) peut être écrite approximativement dans le domaine temporel comme suit :

$$-f_{soil}(t) = K_{soil}u_f(t) + C_{soil}\dot{u}_f(t) \quad (4.18)$$

Dans lequel $K_{soil} = K_{soil}(\omega_0)$, $C_{soil} = C_{soil}(\omega_0)$. ω_0 est la fréquence de vibration fondamentale du système sol-structure.

Les paramètres k_{xx} , $k_{\theta\theta}$, c_{xx} et $c_{\theta\theta}$ sont calculés les équations données dans l'annexe A. A partir de l'équation (4.11), la relation suivante peut être obtenue

$$M^A \ddot{u}_s(t) + M \Psi \ddot{u}_f(t) + M \Psi \ddot{u}_g(t) = W^A \Gamma(t) - C \dot{u}_s(t) - K u_s(t) \quad (4.19)$$

En remplaçant l'équation (4.18) et (4.19) dans l'équation (4.13), une nouvelle équation peut être obtenue:

$$M_f (\ddot{u}_f(t) + \ddot{u}_g(t)) - \Psi^T C \dot{u}_s(t) + C_{soil} \dot{u}_f(t) - \Psi^T K u_s(t) + K_{soil} u_f(t) = -\Psi^T W^A \Gamma(t) \quad (4.20)$$

$$u_t(t) = u_s(t) + \Psi u_f(t) \quad (4.21)$$

Où $u_t(t)$ représente le vecteur de déplacement relatif du sous-système structure-AMD par rapport au mouvement de sol $u_g(t)$.

En assemblant l'équation (4.11) et (4.20), l'équation finale du mouvement pour la structure de $(n+2)$ degrés de liberté peut être obtenue comme suit :

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} M^A & M - M^A \\ 0 & M_f \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{u}_t(t) \\ \ddot{u}_f(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C & -C\Psi \\ -\Psi^T C & \Psi^T C \Psi + C_{soil} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{u}_t(t) \\ \dot{u}_f(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} K & -K\Psi \\ -\Psi^T K & \Psi^T K \Psi + K_{soil} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_t(t) \\ u_f(t) \end{bmatrix} \\ = \begin{bmatrix} W^A \\ -\Psi^T W^A \end{bmatrix} \Gamma(t) - \begin{bmatrix} M & 0 \\ 0 & M_f \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Psi \\ I_2 \end{bmatrix} \ddot{u}_g(t) = p_{eff}(t) \end{aligned} \quad (4.22)$$

Où I_2 est une matrice unité de dimension (2×2) . Si la composante de rotationnelle dans $u_g(t)$ est négligée, donc $\ddot{\theta}_g(t) = 0$, $p_{eff}(t)$ dans l'équation (4.22) devient comme suit :

$$p_{eff}(t) = - \begin{bmatrix} M & 0 \\ 0 & M_f \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Psi_1 \\ e \end{bmatrix} \ddot{x}_g(t) \quad (4.23)$$

Dans lequel Ψ_1 est la première colonne dans Ψ , et $e^T = [1 \ 0]$.

Dans ce chapitre, L'analyse de la réponse sismique dans le domaine temporel pour le système sol-structure-AMD est effectuée en utilisant l'équation (4.23). Cela signifie que seule l'excitation sismique horizontale est prise en considération.

L'équation (4.22), qui décrit l'équation de mouvement de tout le système, peut s'écrire :

$$M_{SSI}^{\Delta} \ddot{u}(t) + C_{SSI} \dot{u}(t) + K_{SSI} u(t) = H \Gamma(t) - M_{SSI} S \ddot{x}_g(t) \quad (4.24)$$

Où

$$\begin{aligned} u(t) &= \begin{bmatrix} u_t(t) \\ u_f(t) \end{bmatrix}; M_{SSI}^{\Delta} = \begin{bmatrix} M^{\Delta} & (M - M^{\Delta})\Psi \\ 0 & M_f \end{bmatrix}; M_{SSI} = \begin{bmatrix} M & 0 \\ 0 & M_f \end{bmatrix} \\ C_{SSI} &= \begin{bmatrix} C & -C\Psi \\ -\Psi^T C & \Psi^T C \Psi + C_{soil} \end{bmatrix}; K_{SSI} = \begin{bmatrix} K & -K\Psi \\ -\Psi^T K & \Psi^T K \Psi + K_{soil} \end{bmatrix}; H = \begin{bmatrix} W^{\Delta} \\ -\Psi^T W^{\Delta} \end{bmatrix} \\ S &= \begin{bmatrix} \Psi_1 \\ e \end{bmatrix}. \end{aligned}$$

L'équation (4.24) peut être écrite sous une forme d'état comme

$$\dot{x}(t) = Ax(t) + Bu(t) + E\ddot{x}_g(t) \quad (4.25)$$

Où $x(t) = \begin{bmatrix} z(t) \\ \dot{z}(t) \end{bmatrix}$ le vecteur d'état de dimension $2(n+2) \times 1$, $A = \begin{bmatrix} 0 & I \\ -M_{SSI}^{\Delta -1} K_{SSI} & -M_{SSI}^{\Delta -1} C_{SSI} \end{bmatrix}$ et la

matrice du système de dimension $2(n+2) \times 2(n+2)$,

$B = \begin{bmatrix} 0 \\ -M_{SSI}^{\Delta -1} H \end{bmatrix}$ est le vecteur position de la force de contrôle de dimension $2(n+2) \times 1$,

$E = \begin{bmatrix} 0 \\ -M_{SSI}^{\Delta -1} M_{SSI} S \end{bmatrix}$ est le vecteur position de l'accélération terrestre du séisme de dimension $2(n+2) \times q$.

4.3 L'algorithme de commande LQG

Dans cette étape, nous procédons à la commande optimale du système linéaire donné par l'équation (4.25). Ce système est perturbé par l'excitation sismique $\ddot{x}_g(t)$, Considéré comme un bruit blanc Gaussien et ayant des informations d'état incomplètes. Cette perte d'information nécessite un estimateur d'état dans la boucle de commande. En outre, la présence d'entrées aléatoires nécessite l'utilisation d'un filtre optimal. Nous utilisons le contrôleur LQG, qui est la combinaison d'un estimateur quadratique linéaire (filtre de Kalman) avec un régulateur quadratique linéaire (LQR). Et avec l'utilisation de la méthode de séparation, les deux problèmes peuvent être traités de manière indépendante.

4.3.1 Discrétisation du modèle d'état continu linéaire

Le modèle d'état bruyant continu et linéaire et invariant dans le temps de l'équation (4.25) est discrétisée pour obtenir le modèle d'état bruyant discret et linéaire et invariant dans le temps qui est défini comme suit [18] :

$$X_{k+1} = \Phi X_k + \Gamma u_k + E V_k \quad (4.26)$$

$$Y_k = CX_k + W_k$$

$$\text{Où } \Phi = e^{AT_s} ; \Gamma = \left(\int_{\tau=0}^{T_s} e^{A\tau} d\tau \right) B$$

et T_s est le temps d'échantillonnage.

Les processus aléatoires V_k et W_k de l'équation (4.26) sont considérés comme des bruits blancs, avec $\bar{Q}$ et $\bar{R}$ des matrices de covariance, respectivement. Elles ne sont pas corrélées avec les états actuels et passés du système, et aussi entre elles. L'état initial du système est aléatoire et désigné par

$$E\{X_0\} = \mu_{X,0} ; VAR\{X_0\} = \Sigma_0$$

ou E est l'espérance mathématique.

Le coût fonctionnel quadratique est donné par [18] :

$$\hat{J} = E \left\{ \frac{1}{2} X_N^T S X_N + \frac{1}{2} \sum_{k=0}^{N-1} (X_k^T Q X_k + u_k^T R u_k) \right\} \quad (4.27)$$

Où S , Q , and R sont des matrices de pondération symétrique, avec S et Q sont des matrices semi-définies positives et R est une matrice définie positive.

Sachant que le vecteur d'état X associé à ce critère est aléatoire, l'obtention d'un coût déterministe fonctionnelle suggère de prendre l'espérance mathématique de l'expression.

L'objectif est de trouver une loi de commande u_k^* qui minimise le coût fonctionnel $\hat{J}$.

Celle-ci, devrait être une fonction des mesures $y_0, y_1, \dots, y_k$. Cette méthode est connue sous le nom d'optimisation stochastique du contrôle.

4.3.2 Théorème de séparation stochastique

Pour déterminer l'équation stochastique optimale du système (4.26) avec la fonction de coût (4.27), nous prenons la loi de commande optimale [18]

$$u_k = -Lx_k \quad (4.28)$$

avec

$$L = (R + \Gamma^T P \Gamma)^{-1} \Gamma^T P \Phi \quad (4.29)$$

Laquelle est calculé correspondant au système déterministe sans bruit.

où P est la solution unique de l'équation de Riccati, qui est positif semi-défini.

$$x_{k+1} = \Phi x_k + \Gamma u_k \quad (4.30)$$

Avec le coût fonctionnel

$$\hat{J} = E \left\{ \frac{1}{2} x_N^T S x_N + \frac{1}{2} \sum_{k=0}^{N-1} (x_k^T Q x_k + u_k^T R u_k) \right\} \quad (4.31)$$

Et en remplaçant l'état du système par son estimation optimale $\hat{x}_{k|k-1}$, donnée par le filtre de Kalman [18]:

$$\hat{x}_{k|k-1} = \Phi \hat{x}_{k-1|k-2} + \Phi K (y_{k-1} - C \hat{x}_{k-1|k-2}) \quad (4.32)$$

où:

$$K = \Sigma C^T (C \Sigma C^T + \bar{R})^{-1}$$

est la matrice gain du filtre de Kalman.

et :

$$\Sigma = \Phi \Sigma \Phi^T - \Phi \Sigma \Phi^T (C \Sigma C^T + \bar{R})^{-1} C \Sigma \Phi^T + E Q E^T \quad (4.33)$$

Est l'équation algébrique de Riccati du filtre de Kalman.

La loi de commande recherchée est donc :

$$u_k = -L \hat{x}_{k|k-1} = (R + \Gamma^T P \Gamma)^{-1} \Gamma^T P \Phi \hat{x}_{k|k-1} \quad (4.34)$$

Par conséquent, une telle combinaison est décomposée en deux problèmes séparés :

- a) La commande optimale du système déterministe sans bruit.
- b) L'estimation optimale de l'état à partir de la mesure.

Le schéma fonctionnel d'un tel système de commande est représenté sur la figure (4.3).

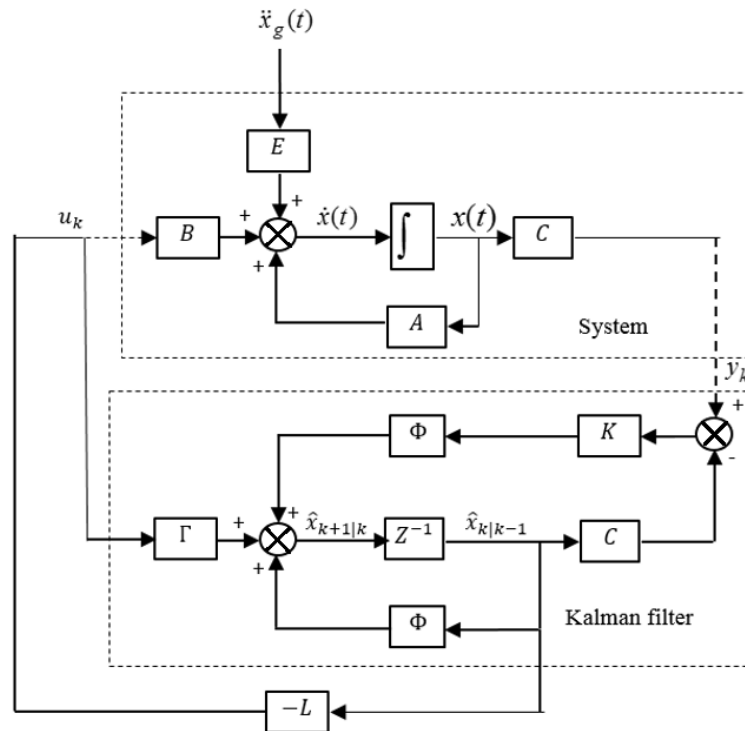


Figure 4.3 Diagramme fonctionnel de la commande LQG

4.4 Simulation numérique

4.4.1 Les paramètres du système

La structure objective considérée pour l'évaluation du système AMD est un modèle de structure réelle en béton à 5 étages. Les paramètres du système du modèle de la structure sont donnés dans le tableau 2.1 au chapitre 2 [11]. En considérant que le système AMD électrique est placé sur le toit du modèle de la structure pour le contrôle de la réponse sismique.

Les paramètres de la fondation rigide de la structure sont résumés dans le tableau 4.1.

Tableau 4.1 Paramètres de la fondation rigide de la structure	
Surface (m ²)	(8×8)
Masse (kg)	7.70 10 ⁴
Moment d'inertie (kg.m ²)	4.12 10 ⁵

Les propriétés des différents sols utilisés dans l'analyse sont mentionnées dans le tableau 4.2 [20-22].

Tableau 4.2 Propriétés des différents sols utilisés dans l'analyse				
Propriétés du sol	Sol 1	Sol 2	Sol 3	Sol 4
Densité, kg/m ³	2100	2050	1700	1500
Facteur de Poisson	0.27	0.40	0.40	0.3
Vitesse d'onde de cisaillement, m/s	600	200	150	100

4.4.2 Effet du SSI sur le bâtiment à cinq étages

Dans ce cas, l'effet du SSI sur la structure sans système AMD est évalué. Habituellement, le déplacement (u_{top}) du dernier étage et l'accélération (a_{top}) du dernier étage sont les réponses les plus importantes requises pour vérifier la sécurité ou le confort de la structure [15]. Dans l'étude de cas, l'enregistrement sismique El Centro est sélectionné comme entrée sismique horizontale $\ddot{x}_g(t)$ comme illustré dans la figure (4.4).

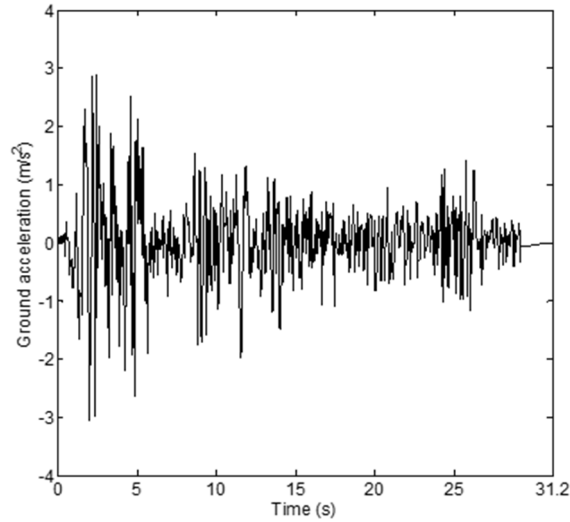


Figure 4.4 Séisme El Centro.

Si l'excitation sismique $\ddot{x}_g(t)$ est mathématiquement supposée comme un processus aléatoire stationnaire, la valeur quadratique moyenne de la réponse sismique de la structure est donnée par l'équation suivante [25] :

$$\alpha = \int_0^t |h(t)|^2 dt \quad (4.35)$$

où $h(t)$ est la transformation inverse de Laplace de la fonction de transfert du système.

Dans l'équation (4.35), le symbole α représente la réponse sismique à n'importe quelle position de la structure, telle que le déplacement u_{top} et l'accélération a_{top} au sommet de la structure.

Un facteur d'influence est défini comme suit :

$$R_\alpha (\%) = 100 \left(\sqrt{\frac{\alpha_{SSI}}{\alpha_{fixed-base}}} - 1 \right) \quad (4.36)$$

où $\alpha_{fixed-base}$ indique la réponse sismique de la structure sur la base fixe ainsi que α_{SSI} indique la réponse sismique de la structure en présence de l'effet SSI. La comparaison des valeurs $R_\alpha(\%)$ obtenues à partir de différentes vitesses des ondes de cisaillement V_s du sol, peut être révéler l'effet SSI sur la structure. La plus grande valeur de $R_\alpha(\%)$ indique le plus grand effet du SSI sur la structure.

Les figures 4.5 (a) et 4.5 (b) donnent les résultats de l'équation (4.36) en fonction de la vitesse de l'onde de cisaillement du sol. La figure 4.5 (a) montre que l'effet de SSI sur le déplacement du dernier étage augmente lorsque la vitesse d'onde de cisaillement du sol diminue. De même, la figure 4.5 (b) montre que l'effet SSI sur l'accélération du dernier étage augmente à mesure que la vitesse d'onde de cisaillement du sol diminue.

Les figures 4.6 (a) et 4.6 (b) montrent respectivement une comparaison du déplacement et de l'accélération du dernier étage pour les deux cas de la vitesse d'onde de cisaillement ($V_s = \infty$ and $V_s = 100 \text{ m/s}$).

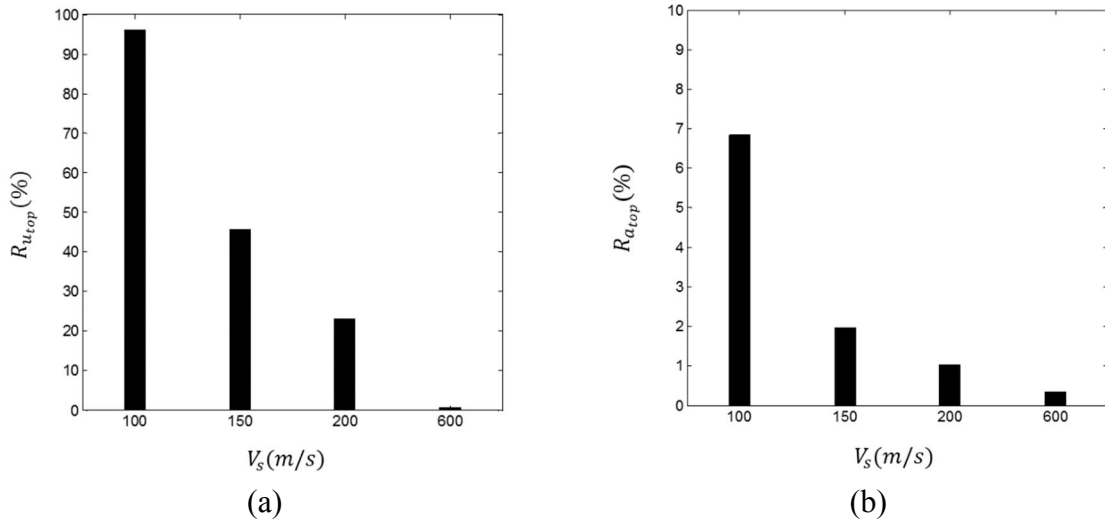


Figure 4.5 Effets du SSI sur la structure à cinq étages pour différentes valeurs de la vitesse d'onde de cisaillement V_s : (a) Effet sur le déplacement du dernier étage (u_{top}) et (b) Effet sur l'accélération du dernier étage (a_{top}).

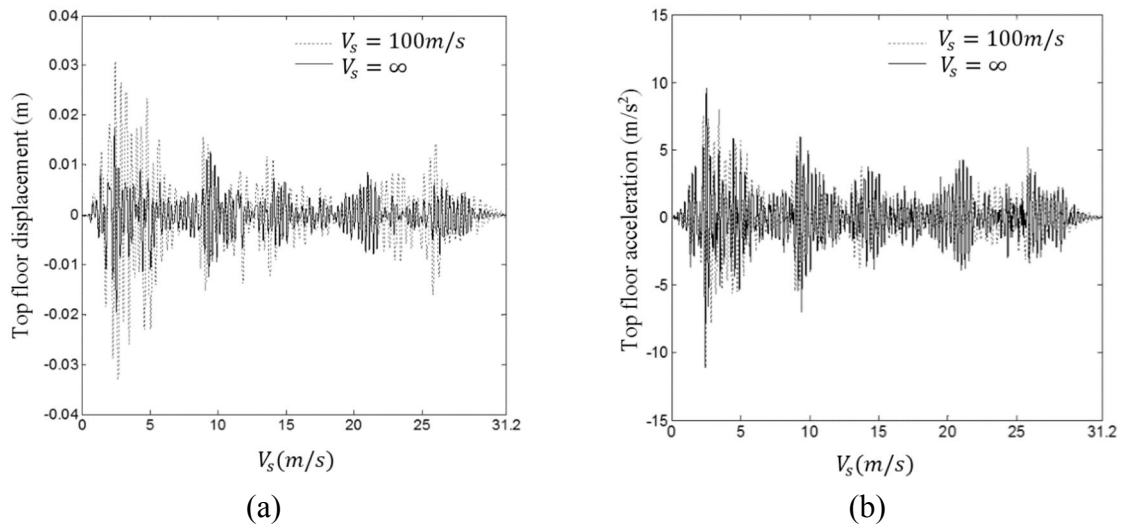


Figure 4.6 (a) comparaison de déplacement du dernier étage et (b) comparaison de l'accélération du dernier étage, dans une base fixe ($V_s = \infty$) et sol mou ($V_s = 100$ m / s) .

4.4.3 Effet du SSI sur le système AMD électrique

Dans cette étape, la structure à cinq étages est activement contrôlée par le système AMD à servomoteur électrique, installé au dernier étage de la structure comme illustré à la figure (4.7).

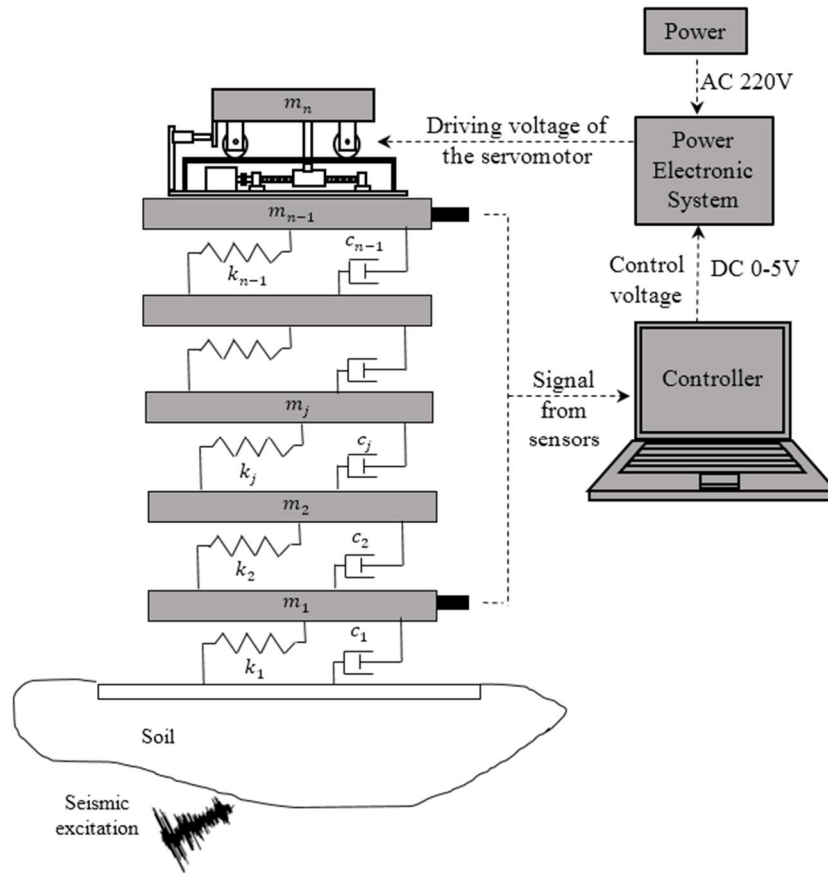


Figure 4.7 Contrôle actif de la structure à cinq étages en utilisant le système AMD à servomoteur électrique.

Nous pouvons voir sur cette figure qu'un système d'électronique de puissance et un contrôleur sont nécessaires pour commander le servomoteur de l'AMD. L'algorithme de contrôle LQG adopté dans cette étude produit le couple de référence utilisé pour la commande du servomoteur. Pour évaluer l'effet du SSI sur le système électrique AMD, une évaluation énergétique du servomoteur en termes de puissance maximale demandée, de couple maximum et de vitesse maximale du servomoteur pour différentes vitesses d'onde de cisaillement du sol est réalisée dans les deux domaines fréquentiels et temporel.

a) Évaluation énergétique dans le domaine fréquentielle

Une comparaison des fonctions de réponse fréquentielle du couple fourni par le servomoteur (figure 4.8 (a)), la vitesse du servomoteur (figure 4.8 (b)) et la puissance demandée par le servomoteur (figure 4.8 (c)), pour différente vitesse d'onde de cisaillement du sol ($V_s=100, 150, 200, 600 \text{ m/s}, \infty$) est effectuée.

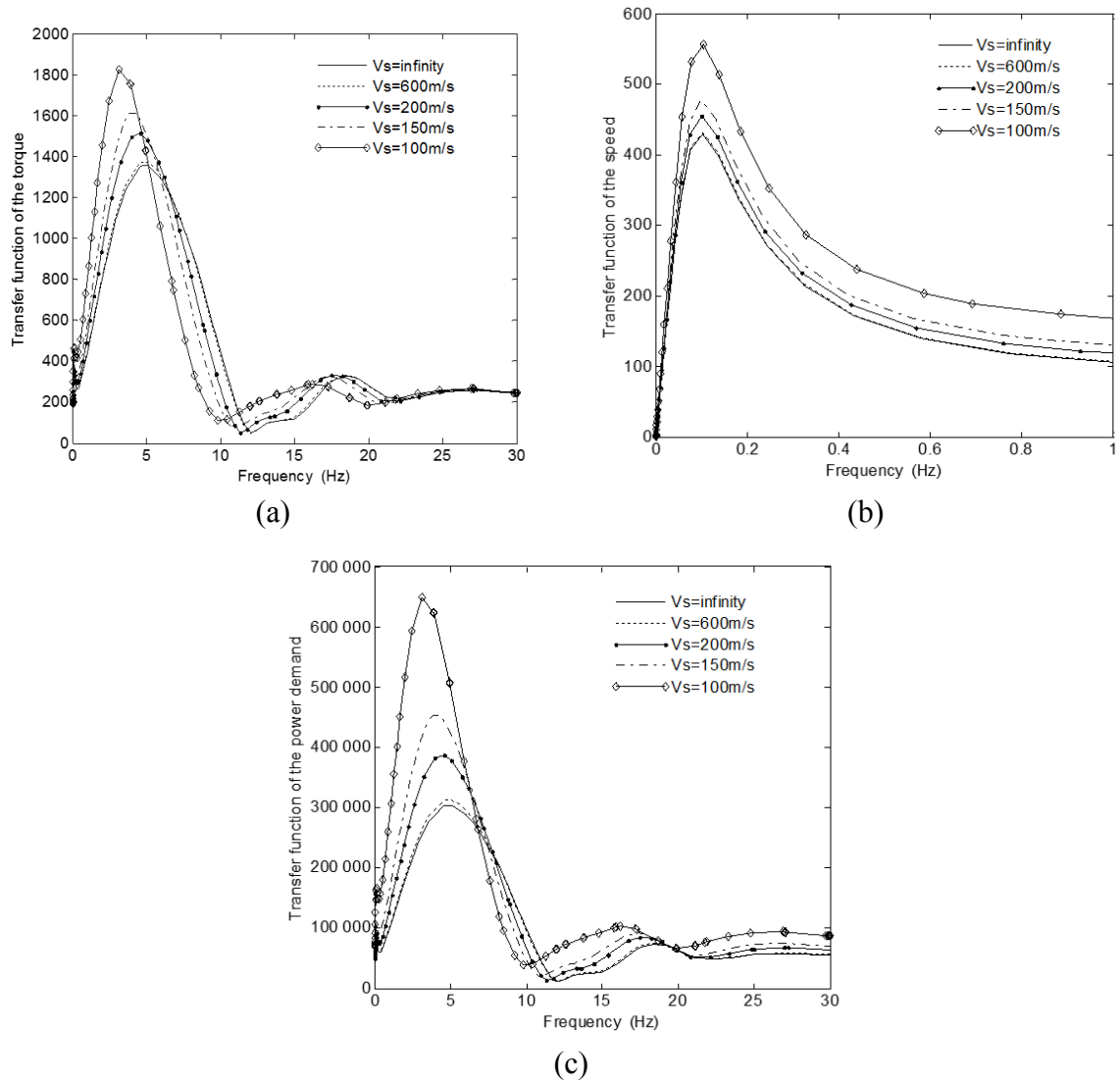


Figure 4.8 comparaison des fonctions de réponse fréquentielle du servomoteur pour différentes vitesse d'onde de cisaillement V_s du sol : (a) couple fourni par le servomoteur, (b) vitesse du servomoteur, et (c) puissance demandée par le servomoteur

La figure 4.8 (a) montre que le pic de la fonction de transfert du couple fourni par le servomoteur augmente lorsque la vitesse d'onde de cisaillement du sol diminue. De même, à la figure 4.8 (b), le pic de la fonction de transfert de la vitesse du servomoteur augmente lorsque la vitesse d'onde de cisaillement du sol diminue. Dans un moteur électrique, l'augmentation du couple et de la vitesse signifie l'augmentation de la puissance demandée. Ceci est illustré à la figure 4.8 (c), où le pic de la fonction de transfert de la puissance demandée par le servomoteur augmente lorsque la vitesse d'onde de cisaillement du sol diminue.

b) Évaluation énergétique dans le domaine temporel

L'évaluation énergétique du servomoteur dans le domaine temporel en fonction de la puissance maximale demandée, du couple maximal et de la vitesse maximale du servomoteur pour différentes vitesses d'onde de cisaillement est réalisée. Trois facteurs d'évaluation $\Gamma_{\max}(\%)$,

$\Omega_{\max}(\%)$ et $P_{\max}(\%)$, qui représentent respectivement, le couple maximal, la vitesse maximale et l'augmentation de puissance maximale sont définis comme suit :

$$\Gamma_{\max}(\%) = 100 \times \left(\frac{\Gamma_{\max}^{SSI} - \Gamma_{\max}}{\Gamma_{\max}} \right) \quad (4.37)$$

$$\Omega_{\max}(\%) = 100 \times \left(\frac{\Omega_{\max}^{SSI} - \Omega_{\max}}{\Omega_{\max}} \right) \quad (4.38)$$

$$P_{\max}(\%) = 100 \times \left(\frac{P_{\max}^{SSI} - P_{\max}}{P_{\max}} \right) \quad (4.39)$$

Où $\Gamma_{\max}$, $\Omega_{\max}$ et $P_{\max}$ sont respectivement le couple maximal, la vitesse maximale et la puissance maximale demandée par le servomoteur sur une base fixe ($V_s = \infty$). De même $\Gamma_{\max}^{SSI}$, $\Omega_{\max}^{SSI}$ et $P_{\max}^{SSI}$ sont respectivement le couple maximal, la vitesse maximale et la puissance maximale requise du servomoteur en présence de l'effet SSI ($V_s = 100, 150, 200$ and 600m/s). Les figures 4.9 (a), 10 (b) et 10 (c) donnent respectivement l'effet du SSI sur le couple maximal, la vitesse maximale et la puissance maximale demandée du servomoteur pour différentes vitesses d'onde de cisaillement du sol.

L'effet du SSI sur le couple maximal est donné par $\Gamma_{\max}(\%)$ et les résultats de calcul montrent que le couple maximal augmente à mesure que la vitesse de l'onde de cisaillement diminue. De même, l'effet du SSI sur la vitesse maximale est donné par $\Omega_{\max}(\%)$, Également les résultats de calcul montrent que la vitesse maximale augmente à mesure que la vitesse de l'onde de cisaillement diminue. L'effet du SSI sur la demande de puissance maximale est donné par $P_{\max}(\%)$ et la demande de puissance maximale augmente à mesure que la vitesse de l'onde de cisaillement diminue.

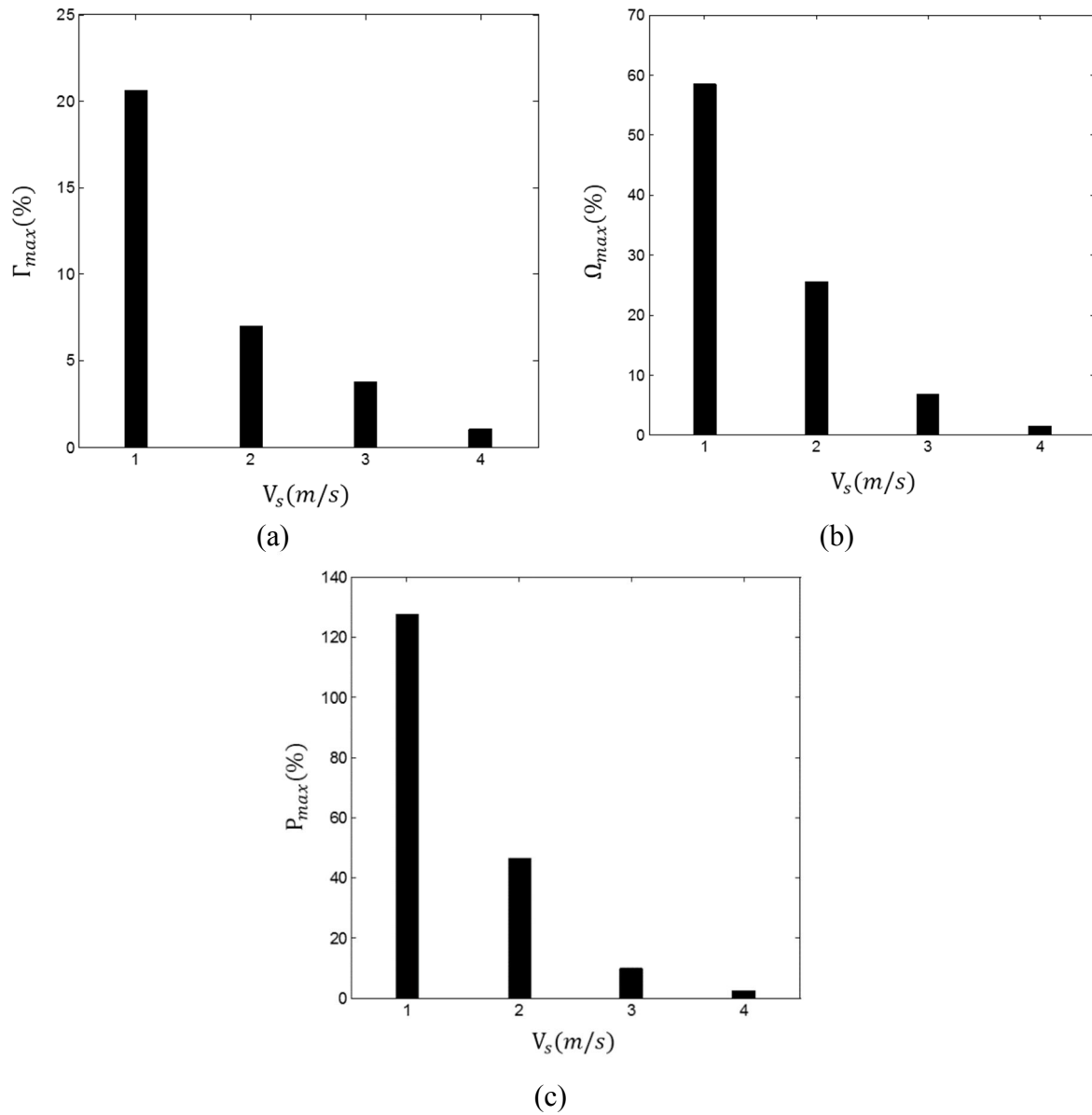


Figure 4.9 Effet du SSI sur le servomoteur pour différentes vitesses d'onde de cisaillement du sol : (a) effet sur le couple maximum fourni, (b) effet sur la vitesse maximale et (c) effet sur la puissance maximale demandée.

Les figures 4.10 (a), 4.10 (b) et 4.10 (c) montrent respectivement une comparaison du couple, de la vitesse et de la demande de puissance du servomoteur sur une base fixe ($V_s = \infty$) et avec SSI ($V_s = 100 \text{ m/s}$). On voit bien que la vitesse et le couple fournis par le servomoteur sont plus importants en présence de l'effet SSI. Par conséquent, le servomoteur nécessaire pour résister à l'effet SSI serait plus puissant.

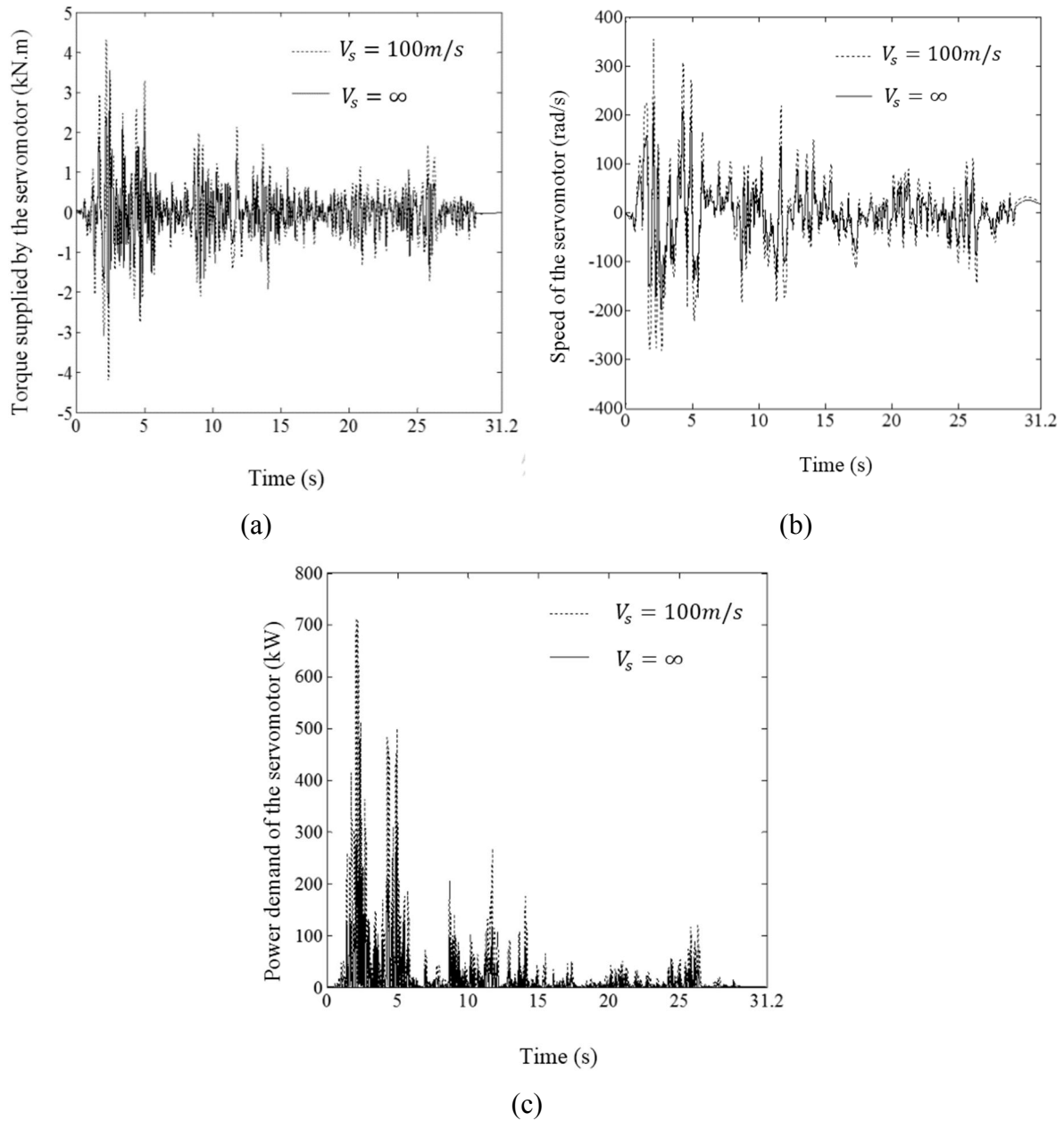


Figure 4.10 (a) Comparaison du couple fourni par le servomoteur, (b) comparaison de la vitesse du servomoteur, et (c) comparaison de la demande de puissance du servomoteur à la fois dans la base fixe ($V_s = \infty$) et SSI ($V_s = 100\text{m/s}$).

c) Efficacité de contrôle des vibrations de l'AMD électrique

Nous considérons que la puissance maximale ($P_{\max}$) du servomoteur requis pour un bon fonctionnement du système AMD est obtenue à partir des résultats de simulation de la figure 4.10 (c) pour le cas de la base fixe ($V_s = \infty$). C'est généralement la valeur de la puissance requise pour choisir la puissance du servomoteur lors de la conception du système AMD. A partir des résultats de simulation, la puissance maximale du servomoteur sur base fixe ($V_s = \infty$) est $P_{\max} = 314\text{ kW}$.

Pour évaluer l'efficacité de contrôle des vibrations du système AMD en présence de l'effet SSI, les réductions maximales sur le déplacement de l'étage supérieur et l'accélération pour différentes valeurs de la vitesse des ondes de cisaillement du sol sont évalués en fonction du facteur de réduction suivant

$$\bar{R}_\alpha (\%) = 100 \left(1 - \sqrt{\frac{\alpha_{AMD}}{\alpha}} \right) \quad (4.40)$$

où α et α_{AMD} indiquent respectivement la réponse sismique de la structure sans et avec le système AMD donnée par l'équation (4.35). En comparant les valeurs $\bar{R}_\alpha (\%)$ obtenues à partir de différentes vitesses d'ondes de cisaillement du sol peuvent révéler l'efficacité de contrôle des vibrations du système AMD. La plus grande valeur de $\bar{R}_\alpha (\%)$ indique la plus grande efficacité du système AMD.

Les figures 4.11 (a) et 4.11 (b) donnent les résultats de calcul de l'équation (4.40) selon les différentes vitesses d'onde de cisaillement du sol.

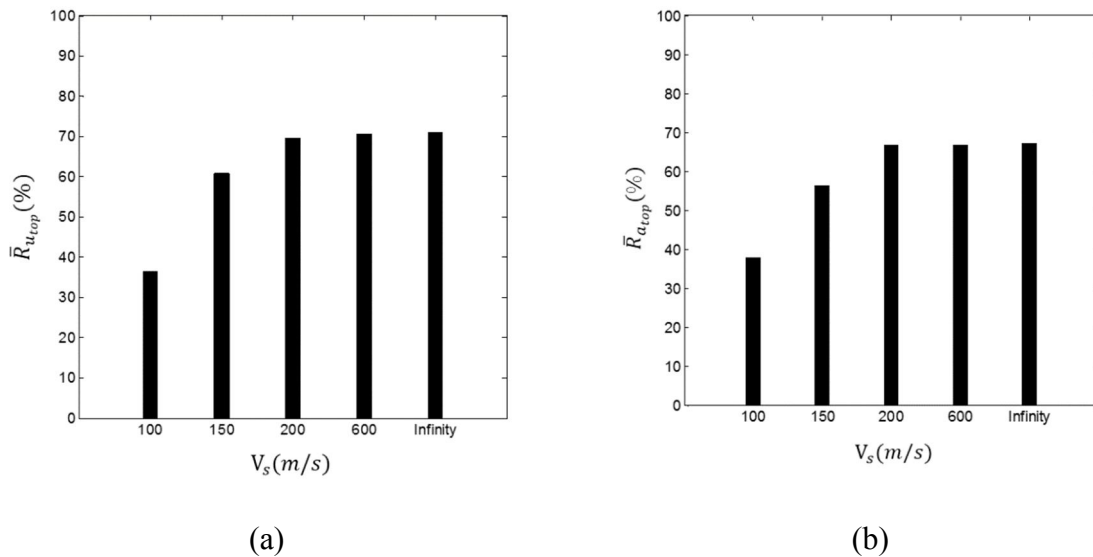


Figure 4.11 (a) la réduction du déplacement du dernier étage et (b) la réduction de l'accélération du dernier étage, pour une valeur différente de la vitesse des ondes de cisaillement.

Nous pouvons voir que la réduction des réponses en termes de déplacement de l'étage supérieur, donnée par le facteur de réduction $\bar{R}_{u_{top}} (\%)$ diminuent au fur et à mesure que la vitesse d'onde de cisaillement V_s du sol diminue, (avec une réduction maximale $\bar{R}_{u_{top}} = 70.92\%$ obtenue pour le cas d'une base fixe ($V_s = \infty$), et une réduction minimale $\bar{R}_{u_{top}} = 36.45\%$ obtenue pour le cas de ($V_s = 100 \text{ m/s}$).

La réduction des réponses en terme de l'accélération de l'étage supérieur sont données par le facteur de réduction $\bar{R}_{a_{top}} (\%)$. Aussi, les valeurs $\bar{R}_{a_{top}} (\%)$ diminuent au fur et à mesure que la vitesse d'onde de cisaillement V_s du sol diminue, avec une réduction maximale $\bar{R}_{a_{top}} = 67.16\%$

obtenue pour le cas d'une base fixe ($V_s = \infty$), et une réduction minimale $\bar{R}_{u_{top}} = 37.90\%$ obtenue pour le cas de ($V_s = 100m/s$).

Les figures 4.12(a) et 4.12 (b) montrent respectivement une comparaison du déplacement du dernier étage de la structure à cinq étages avec et sans système AMD pour $V_s = \infty$ et $V_s = 100m/s$.

Les figures 4.13 (a) et 4.13 (b) montrent respectivement une comparaison de l'accélération du dernier étage de la structure à cinq étages avec et sans système AMD pour $V_s = \infty$ et $V_s = 100m/s$.

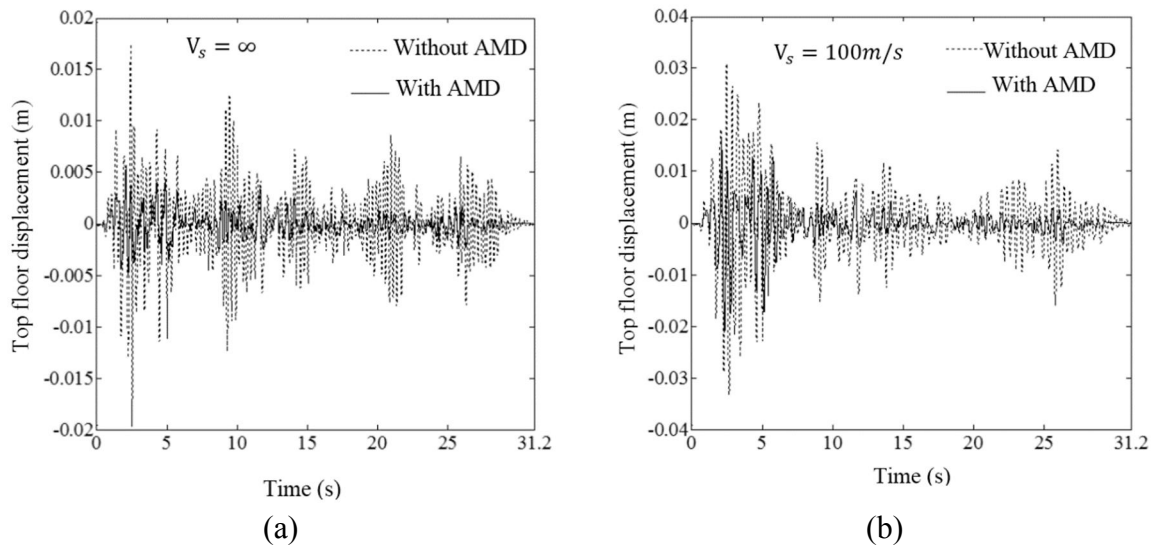


Figure 4.12 Comparaison du déplacement du dernier étage de la structure à cinq étages avec et sans système AMD : (a) $V_s = \infty$; et (b) $V_s = 100m/s$.

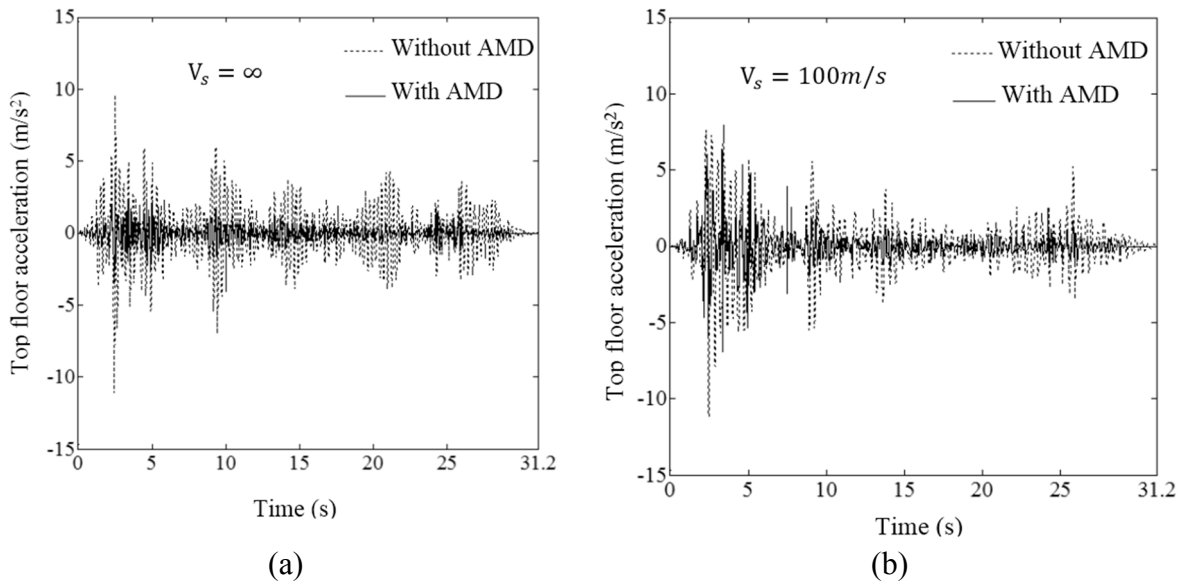


Figure 4.13 Comparaison de l'accélération du dernier étage de la structure à cinq étages avec et sans système AMD : (a) $V_s = \infty$; et (b) $V_s = 100m/s$.

Nous pouvons voir que le système AMD est plus efficace lorsque la structure est construite sur une base fixe ($V_s = \infty$) que sur un sol mou ($V_s = 100 \text{ m/s}$).

4.5 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons procédé à l'évaluation de l'efficacité de contrôle des vibrations d'un système AMD à servomoteur électrique à la fois, sur une base fixe et en présence de l'effet de l'interaction sol-structure (SSI). Pour cela, un modèle dynamique d'une structure en béton à cinq étages, contrôlée par un système AMD à servomoteur électrique a été développé. L'effet de l'interaction sol-structure a été introduit en utilisant la méthode de la sous-structure. Un algorithme de contrôle LQG pour contrôle optimal d'un système linéaire bruyant est développé. Une simulation numérique est effectuée en utilisant l'enregistrement sismique d'El Centro comme entrée sismique horizontale.

Plusieurs facteurs d'évaluation ont été définis pour faciliter l'interprétation des résultats. Pour la structure sans AMD, les résultats de simulation obtenus pour différents types de sols montrent que le SSI augmente les réponses de la structure. Dans le cas d'un sol très mou, les augmentations maximales peuvent atteindre 97% pour le déplacement du dernier étage et 7% pour l'accélération du dernier étage. Pour réduire la réponse sismique, un système AMD à servomoteur électrique a été installé au dernier étage de la structure. Une nouvelle approche en considérant le SSI pour la conception de l'AMD électrique a été adoptée. Cette approche est basée sur l'évaluation énergétique du servomoteur électrique installé dans différents types de sols. Les résultats montrent que le couple maximal, la vitesse maximale et la demande de puissance maximale du servomoteur augmentent à fur et à mesure que la vitesse d'onde de cisaillement du sol diminue. Pour un sol très mou, l'augmentation maximale de la puissance demandée peut atteindre 125%. Pour illustrer l'importance de la prise en compte du SSI dans la conception, un AMD électrique conçu sans tenir compte du SSI a été installée sur différents types de sols. Les résultats montrent que les réductions du déplacement du dernier étage et de l'accélération diminuent à fur et à mesure que la vitesse de cisaillement du sol diminue. La réduction maximale du déplacement du dernier étage est d'environ 71% pour le cas d'une base fixe (hypothèse de conception) et d'environ 36% pour le cas d'un sol mou. La réduction maximale de l'accélération dernier étage est d'environ 67% pour le cas d'une base fixe (hypothèse de conception) et d'environ 37% pour le cas d'un sol mou.

A partir de ces résultats, la conception d'un AMD à servomoteur électrique considérant la structure comme étant de type à base fixe peut conduire à un effet considérable sur sa performance. Cela parce que l'AMD électrique installé sur des structures construites sur un sol mou doit être plus puissant. Ainsi, afin de s'assurer que l'AMD à servomoteur électrique sera efficace dans différents types de sol, la considération du SSI dans la conception doit être prise en compte.

5 Contrôle actif avec la considération des non linéarités dans la structure

5.1 Introduction

Dans le monde réel, les structures en bâtiments présentent souvent un comportement non linéaire même si elles sont supposées être bien décrites par un modèle linéaire. La non-linéarité des structures est causée soit par de grands déplacements, soit par une non-linéarité matérielle et dommage. Le problème est que la plupart des techniques de contrôle structurelles sont conçues en supposant un comportement linéaire de la structure à contrôler [9]. Ces techniques peuvent être efficaces si la réponse structurelle reste dans la plage élastique linéaire. Mais ses performances seront fortement dégradées si la structure atteint la plage non linéaire, en particulier dans le cas de graves tremblements de terre qui provoquent de grands déplacements et des dommages. D'autre part, les techniques traditionnelles d'analyse et de synthèse des contrôleurs non linéaires existent, mais elles sont limitées à des classes spécifiques de systèmes non linéaires. Bani-Hani et al [3] ont utilisé le potentiel des réseaux de neurones pour contrôler une structure non linéaire à trois degrés de liberté (3DOF). Ils ont démontré que le neuro-contrôleur non-linéairement formé a pu réduire les dommages structurels et d'empêcher le déplacement permanent plus que le neuro-contrôleur linéairement formé. Dans [17], les auteurs ont combiné l'isolement de base et le contrôle par rétroaction appliqués à un système de paramètres distribués. Le contrôle non-linéaire consistait en un changement-on-off avec une zone morte à deux niveaux. Un algorithme de contrôle adaptatif basé sur des concepts de mode glissant pour des systèmes dynamiques incertains non linéaires est développé par Ghanem et al [14]. Yang et al [16] ont appliqué l'algorithme de contrôle optimal en ligne instantané dans le contrôle structurel non linéaire.

Dans ce chapitre, nous présentons un algorithme de variance minimale généralisée utilisant la technique de planification des gains. Tout d'abord, nous linéarisons le modèle non linéaire de la structure autour d'un certain nombre d'états désirés représentant des régions d'évolution de la réponse structurelle. Autour de chaque état, un modèle ARMAX (Auto-Regressive Moving Average- eXogen) de la structure est déterminé et une loi de commande locale GMV est développée. La commande consiste à mettre en marche ou à arrêter un contrôleur GMV local en fonction de l'état réel du système. Cette procédure (sur balancement entre contrôleurs lorsque l'état évolue d'une région de linéarisation à une autre) est communément appelée la technique de programmation du gain. L'approche est simulée à l'aide d'une structure non linéaire SDOF et l'efficacité est démontrée en réduisant l'amplitude des vibrations et en empêchant complètement le déplacement permanent de la structure.

5.2 Modèle structurel non linéaire

Dans cette partie, nous nous intéressons à formuler les équations dynamiques du mouvement d'une structure non linéaire à un degré de liberté sous une excitation sismique.

Afin d'établir le modèle dynamique, les hypothèses suivantes sont considérées [5] :

1. La structure est censée être une masse m localisée dans la poutre.
2. Les deux axes verticaux sont légers et inextensibles dans la direction verticale avec une constante de raideur de $k / 2$ chacune.

L'application du principe d'équilibre de force au système SDOF non linéaire montré dans la figure 5.1 donne :

$$\ddot{x}(t) + 2\xi\omega_0\dot{x}(t) + \alpha\omega_0^2x(t) + (1 - \alpha)\omega_0z(t) = \frac{1}{m}u(t) - \ddot{x}_g(t) \quad (5.1)$$

Où m est la masse de la structure.

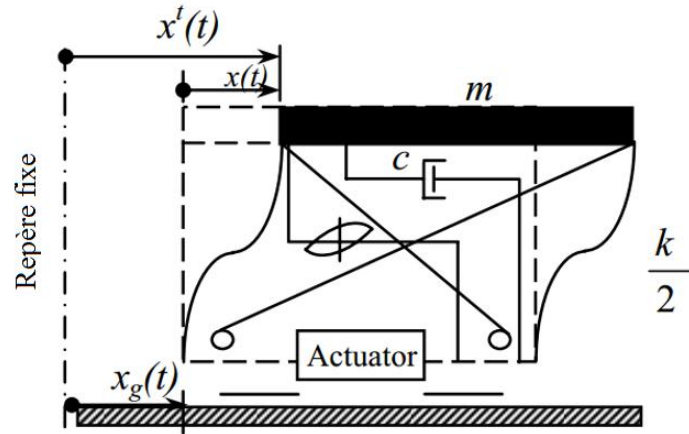


Figure 5.1 Structure à un degré de liberté

$\omega_0 = \sqrt{k/m}$ est la fréquence naturelle linéaire de la structure, avec k la rigidité élastique.

$\xi = c / 2m\omega_0$ est le rapport d'amortissement, avec c l'amortissement visqueux interne de la structure.

α est le rapport de rigidité.

$x(t)$ est le déplacement relatif

$\ddot{x}_g(t)$ est l'accélération terrestre

$u(t)$ est la force de contrôle externe

z est le déplacement hystérétique non linéaire défini par l'équation différentielle non linéaire de premier ordre suivante [5] :

$$z = h(z) \left(\frac{\dot{x} - \nu(\beta|\dot{x}|z|^{n-1}z + \gamma\dot{x}|z|^n)}{\eta} \right) \quad (5.2)$$

Où β , γ , n , η , ν et $h(z)$ sont des paramètres qui définissent le comportement hystérétique [5].

Dans ce chapitre, nous nous intéressons à un modèle non linéaire simple appelé le modèle original de Bouc-Wen, obtenu à partir de l'équation (5.2) en mettant $h(z) = 1$, $\nu = \eta = 1$ et $n = 1$. Donc à partir de ceci, le déplacement non linéaire est défini par :

$$\dot{z} = \dot{x} - \beta|\dot{x}|z - \gamma\dot{x}|z| \quad (5.3)$$

En raison de la polyvalence et de la traçabilité mathématique du modèle de Bouc-Wen et de ses extensions, il a été largement utilisé et appliqué à une variété de problèmes d'ingénierie, y compris les bâtiments structuraux SDOF et MDOF. Bien que ce modèle viole certains postulats de plasticité basés sur des lois de conservation [3], il a été montré pour donner des résultats précis.

En choisissant le vecteur d'espace d'état $X^T = [x_1 \ x_2 \ x_3] = [x \ \dot{x} \ z]$,

Les équations (5.1) et (5.3) peuvent s'écrire sous la forme suivante

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = x_2 \\ \dot{x}_2 = -2\xi\omega_0x_2 - \alpha\omega_0x_1 - (1-\alpha)\omega_0^2x_3 + \frac{1}{m}u - \ddot{x}_g \\ \dot{x}_3 = x_2 - \beta|x_2|x_3 - \gamma x_2|x_3| \end{cases} \quad (5.4)$$

5.3 Le modèle ARMAX de la structure

Pour formuler un problème de contrôle optimale, il est nécessaire de spécifier la dynamique du processus et son environnement. Il est supposé que l'influence de l'environnement sur le processus, peut être caractérisée par des perturbations, qui sont un processus stochastique. Comme le système est non linéaire, nous linéariserons d'abord son modèle autour d'un état désiré. Puis, en utilisant le principe de superposition, nous pouvons représenter toutes les perturbations comme une seule perturbation agissant sur la sortie. On suppose que cette perturbation est un processus Gaussien stationnaire avec une densité spectrale rationnelle. Le modèle ARMAX (Auto Regressive Moving Average eXogen) est utilisé pour représenter l'effet de la commande et des perturbations sur la sortie du système. Ce modèle est bien adapté aux problèmes de contrôle optimale stochastique [95].

L'équation (5.4) d'espace d'état peut être écrite sous la forme linéarisée suivante :

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = x_2 \\ \dot{x}_2 = -2\xi\omega_0x_2 - \alpha\omega_0x_1 - (1-\alpha)\omega_0^2x_3 + \frac{1}{m}u - \ddot{x}_g \\ \dot{x}_3 = ax_2 - bx_3 \end{cases} \quad (5.5)$$

Où

$$\begin{cases} a = \left. \frac{\partial \dot{x}_3}{\partial x_2} \right|_{x_0} = \{1 - \beta x_3 \operatorname{sgn}(x_2) - \gamma |x_3|\}_{x_0} \\ b = \left. \frac{\partial \dot{x}_3}{\partial x_3} \right|_{x_0} = \{-\beta x_2 - \gamma x_2 \operatorname{sgn}(x_3)\}_{x_0} \end{cases}$$

x_0 indique l'état autour duquel la linéarisation est effectuée.

En utilisant les équations (5.5), on peut déduire le modèle ARMAX continu donné par :

$$X(s) = \frac{\bar{B}(s)}{A(s)} U(s) + \frac{\bar{C}(s)}{A(s)} \ddot{X}_g(s) \quad (5.6)$$

Où $X(s)$, $U(s)$ et $\ddot{X}_g(s)$ sont respectivement les transformations de Laplace de $x(t)$, $u(t)$ et $\ddot{x}_g(t)$.

$$\begin{cases} \bar{A}(s) = s^3 + (2\xi\omega_0 - b)s^2 + (\alpha\omega_0^2 + 2b\xi\omega_0^2 + (1 - \alpha)\omega_0^2)s - b\alpha\omega_0^2 \\ \bar{B}(s) = \frac{1}{m}(s - b) \\ \bar{C}(s) = (s - b) \end{cases} \quad (5.7)$$

Selon le modèle d'excitation sismique, différents modèles ARMAX peuvent être obtenus, et les cas suivants se présentent. Le modèle d'excitation sismique est inconnu ou n'est pas pris en considération. Ainsi, l'accélération sismique est censée être une excitation de bruit blanc. Le modèle discret ARMAX de la structure est obtenu directement par discrétisation de l'équation (5.7). Les techniques de discrétisation sont facilement disponibles dans les programmes informatiques (MATLAB)

$$x(t) = \frac{B(q^{-1})}{A(q^{-1})} u(t) + \frac{C(q^{-1})}{A(q^{-1})} \ddot{x}_g(t) \quad (5.8)$$

Où :

$$A(q^{-1}) = 1 + a_1 q^{-1} + a_2 q^{-2} + a_3 q^{-3}$$

$$B(q^{-1}) = 1 + b_1 q^{-1} + b_2 q^{-2} + b_3 q^{-3}$$

$$C(q^{-1}) = 1 + c_1 q^{-1} + c_2 q^{-2} + c_3 q^{-3}$$

q^{-1} un opérateur de retard définie comme suit $q^{-1}x(t+1) = x(t)$

Les paramètres polynomiaux peuvent être obtenus par discrétisation analytique de l'équation (5.7) en utilisant la transformée Z.

5.4 Algorithme de variance minimum généralisée

L'algorithme de variance minimum généralisé (GMV) a été introduit par Clarke [4], [5] pour contrôler les systèmes de phase non-minimum. Il s'agit d'une extension de l'algorithme variance

minimum [1] [2] lequel, en choisissant un certain critère de performance, tente de minimiser la variance de la sortie.

Le modèle ARMAX du système est utilisé

$$A(q^{-1})y(t) = q^{-d}B(q^{-1})u(t) + C(q^{-1})e(t) \quad (5.9)$$

Où :

$$A(q^{-1}) = 1 + a_1q^{-1} + \dots + a_nq^{-n}$$

$$B(q^{-1}) = 1 + b_1q^{-1} + \dots + b_mq^{-m}$$

$$C(q^{-1}) = 1 + c_1q^{-1} + \dots + c_lq^{-l}$$

Notés A, B et C

$d \geq 0$ est le temps de retard du système

$y(t)$ sortie du processus

$u(t)$ commande

$e(t)$ Bruit blanc avec moyenne nulle et de variance σ^2

Le polynôme C est stable

L'indice de performance à minimiser est

$$J = E[(Py(t+d+1) - R_w w(t+d+1))^2 + (Qu(t))^2] \quad (5.10)$$

Où :

E moyenne d'ensemble mathématique

$w(t+d+1)$ Signal de référence

$P(q^{-1})$, $R_w(q^{-1})$ et $Q(q^{-1})$ sont des polynômes de pondération

Avec

$$P(q^{-1}) = \frac{P_N(q^{-1})}{P_D(q^{-1})}, \quad Q(q^{-1}) = \frac{Q_N(q^{-1})}{Q_D(q^{-1})}$$

Les degrés de P et R_w peuvent être choisis arbitrairement

En utilisant l'équation (5.9) dans l'équation (5.10), nous dérivons la stratégie de la commande GMV donnée par [9]

$$u(t) = \frac{P_D C R_w w(t+d+1) - R y(t)}{P_D (S + Q C)} \quad (5.11)$$

Où

$$Q(q^{-1}) = \frac{q_{N_0}' p_{D_0}}{q_{D_0}' p_{N_0} b_1} Q'(q^{-1})$$

q'_{N_0} , q'_{D_0} , p_{D_0} et p_{N_0} sont respectivement les premiers coefficients des polynômes Q'_N , Q'_D , P_D .

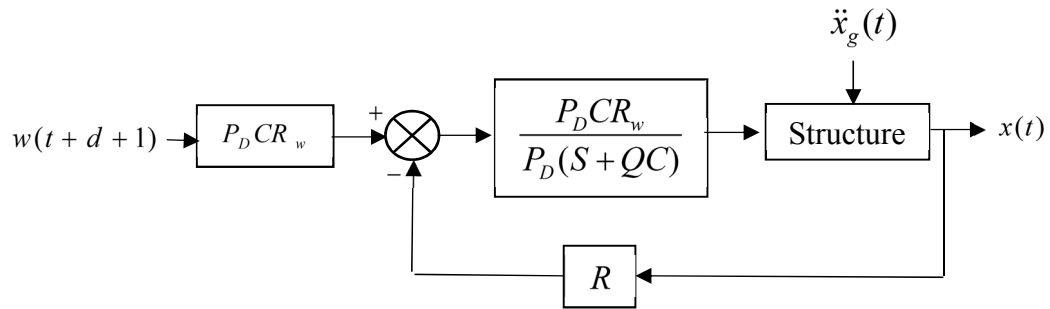


Figure 5.2 Architecture de la commande de variance minimum généralisée

5.5 Commande de variance minimum généralisée en utilisant la planification des gains

La stratégie de planification des gains est une approche de contrôle non linéaire, qui permet l'extension des algorithmes de contrôle linéaire classique aux systèmes non linéaires. Il est basé sur la linéarisation du processus contrôlé dans un certain nombre d'états désirés. Ensuite, un contrôleur linéaire est synthétisé autour de chaque état sur la base du modèle linéarisé. La commande consiste à utiliser l'un de ces contrôleurs linéaires en fonction de l'évolution de l'état du processus contrôlé. Une représentation schématique de cette stratégie de contrôle est illustrée à la figure 5.3.

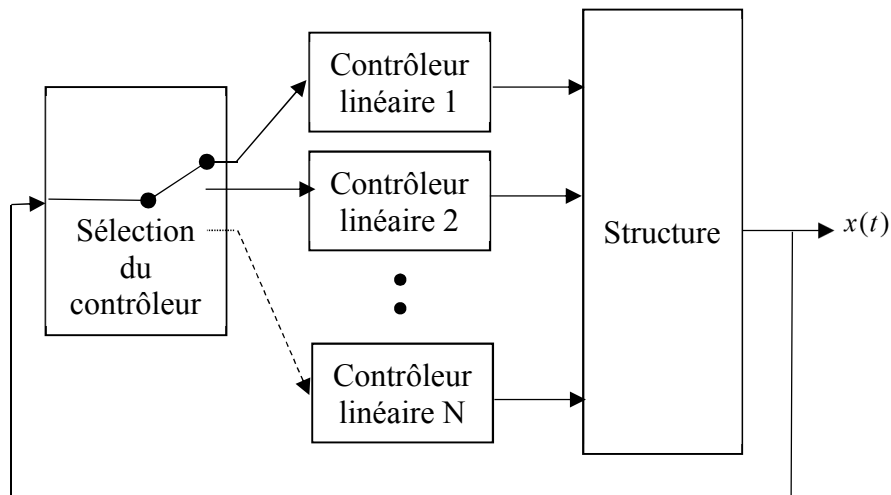


Figure 5.3 Stratégie de planification des gains

Dans notre cas, cette stratégie de contrôle est implémentée comme suit

- 1) Linéariser le modèle structurel non linéaire dans un certain nombre d'états choisis. Ensuite, divisez l'espace d'état en domaines opérationnels entourant les états de linéarisation.

- 2) Dans chaque domaine, et sur la base du modèle linéarisé, dériver un modèle ARMAX de la structure, puis un contrôleur GMV est synthétisé
- 3) Exploiter le même contrôleur GMV lorsque l'état du système est dans le domaine correspondant

5.6 Modèle mathématique de séisme

Modélisant l'accélération terrestre d'un grand tremblement de terre, $\ddot{x}_g(t)$, comme processus stochastique non-stationnaire uniformément modulé [7, 9]

$$\ddot{x}_g(t) = \psi(t)\ddot{x}_s(t) \quad (5.12)$$

Où $\psi(t)$ est une fonction enveloppe déterministe non-négative et $\ddot{x}_s(t)$ est un processus stochastique stationnaire avec une valeur moyenne nulle et une fonction de densité spectrale d'énergie de Kanai-Tajimi de l'accélération terrestre

$$\phi_g(\omega) = \left[\frac{1 + 4\xi_g^2 \left(\frac{\omega}{\omega_g} \right)^2}{\left[1 - \left(\frac{\omega}{\omega_g} \right)^2 \right]^2 + 4\xi_g^2 \left(\frac{\omega}{\omega_g} \right)^2} \right] S_0 \quad (5.13)$$

Où ξ_g, ω_g sont les paramètres du filtre et S_0 est la densité spectrale constante du processus de bruit blanc d'entrée. Toutefois, le spectre de vitesse et de déplacement, lesquels sont dérivés du spectre d'accélération qui décrit par l'équation (5.13), ont de fortes singularités à la fréquence zéro. Ces singularités peuvent être enlevées en utilisant un filtre passe-haut, comme suggéré par Clough and Penzien [6]. En utilisant un tel filtre passe-haut de second ordre, le spectre de Kanai-Tajimi est modifié comme suit [9] :

$$\phi_g(\omega) = \left[\frac{1 + 4\xi_g^2 \left(\frac{\omega}{\omega_g} \right)^2}{\left[1 - \left(\frac{\omega}{\omega_g} \right)^2 \right]^2 + 4\xi_g^2 \left(\frac{\omega}{\omega_g} \right)^2} \right] \left[\frac{\left(\frac{\omega}{\omega_c} \right)^4}{\left[1 - \left(\frac{\omega}{\omega_c} \right)^2 \right]^2 + 4\xi_g^2 \left(\frac{\omega}{\omega_c} \right)^2} \right] S_0 \quad (5.14)$$

De différents types de fonctions d'enveloppe $\psi(t)$ ont été utilisés dans la littérature. Une fonction d'enveloppe particulière donnée dans ce qui suit sera utilisée.

$$\psi(t) = \begin{cases} 0 & \text{for } t < 0 \\ \left(\frac{t}{t_1}\right)^2 & \text{for } 0 \leq t \leq t_1 \\ 1 & \text{for } t_1 \leq t \leq t_2 \\ \exp[-a(t-t_2)] & \text{for } t \geq t_2 \end{cases} \quad (5.15)$$

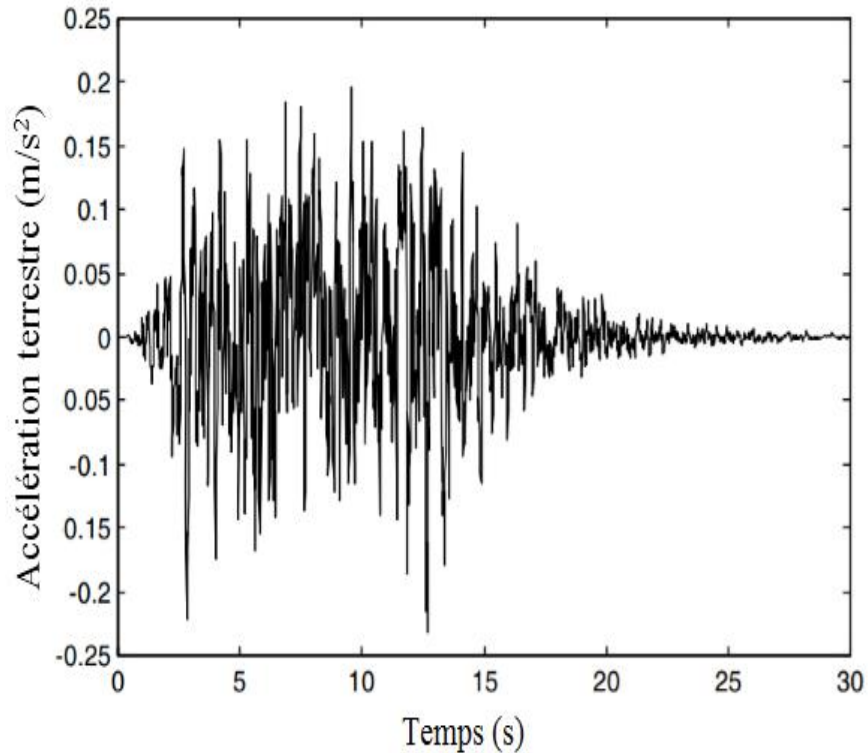
où t_1 , t_2 et c sont des paramètres qui doivent être choisis d'une façon appropriée pour refléter la forme et la durée de l'accélération du tremblement de terre.

5.7 Résultats de simulation

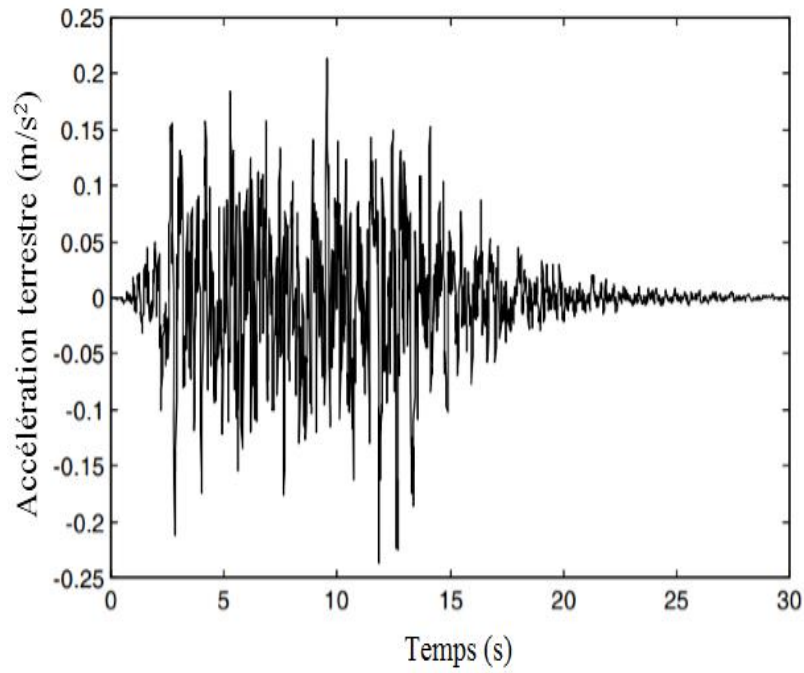
Les accélérations terrestres de Kanai-Tajimi et de Clough-Penzien ont été simulées et sont représentées dans la figure 5.4 Les valeurs numériques des paramètres sont $t_1 = 3 \text{ s}$, $t_2 = 13 \text{ s}$

$a = 0.26$, $\xi_g = 0.65$, $\omega_g = 19 \text{ rad / s}$, $\xi_c = 0.6$, $\omega_c = 19 \text{ rad / s}$, $S_0 = 0.8 \cdot 10^{-2} \text{ m / s}$.

Exemple de tracé d'hystérésis de la structure SDOF sous excitation de bruit blanc avec densité spectrale de puissance $S_0 = 10$ est représenté sur la figure 5.5 Les paramètres structuraux suivants sont considérés : $m = 2000 \text{ kg}$, $\omega_0 = 2 \text{ rad / s}$, $\xi = 0.05$, $\alpha = 0.1$, $\beta = 0.1$, $\gamma = -0.5$.



(a) Modèle de Kanai-Tajimi



(b) Modèle de Clough-Penzien
Figure 5.4 Accélérations terrestre simulées

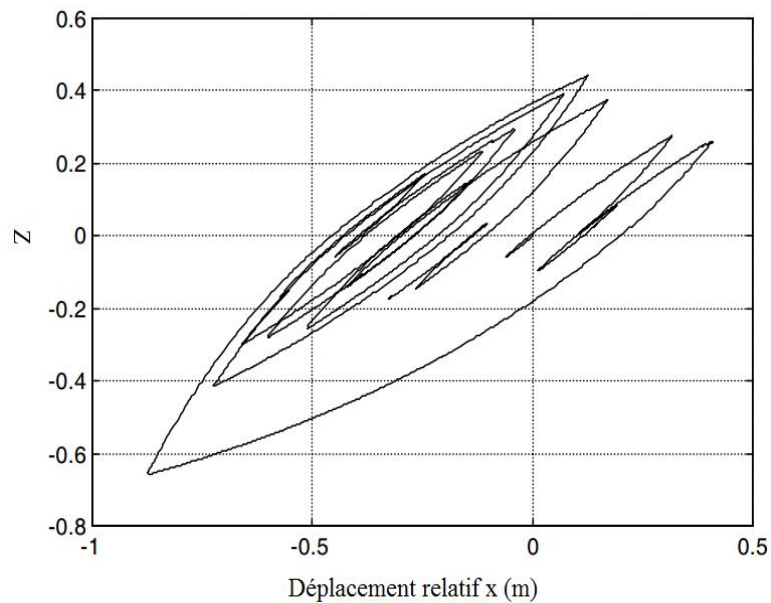


Figure 5.5 Exemple de tracé d'hystérésis d'une structure non linéaire de SDOF sous excitation de bruit blanc

Des tests de simulation ont été réalisés pour évaluer les performances de l'approche de contrôle présentée dans ce chapitre, en utilisant la structure non linéaire SDOF décrite dans la section 2. Nous avons linéarisé le modèle structurel en 4 points correspondant à 4 domaines opérationnels.

Pour implémenter l'algorithme GMV, nous avons utilisé une période d'échantillonnage $T_e = 0.02 \text{ s}$. Les polynômes de pondération du modèle ARMAX sont : $P_N(q^{-1}) = 1 - 0.01 q^{-1}$, $P_D(q^{-1}) = 1$, $Q(q^{-1}) = 5 \cdot 10^{-6}$.

Les réponses de la structure à 300% de l'excitation sismique Kanai-Tajimi avec $S_0 = 1$ sont montrées dans la figure 5.6,

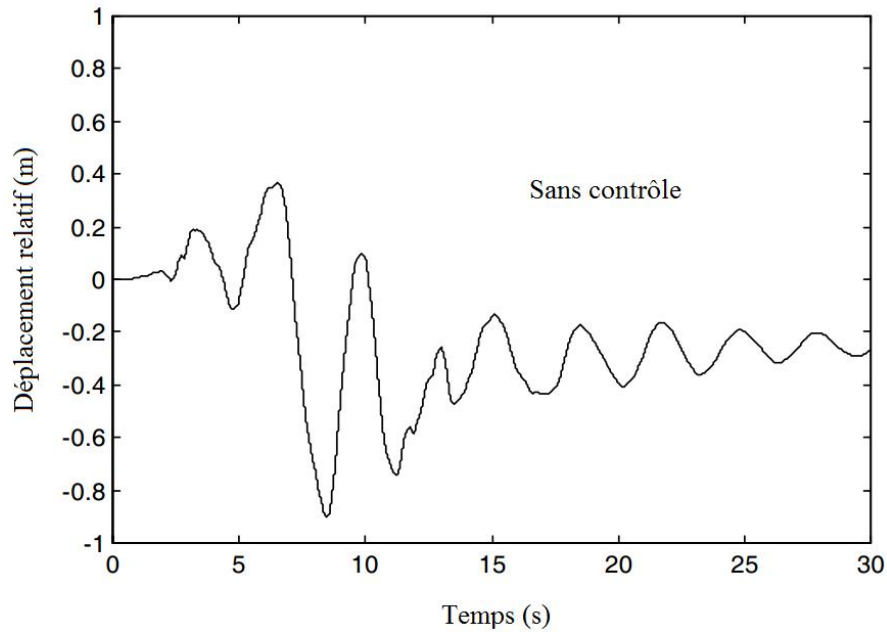


Figure 5.6.a le déplacement relatif

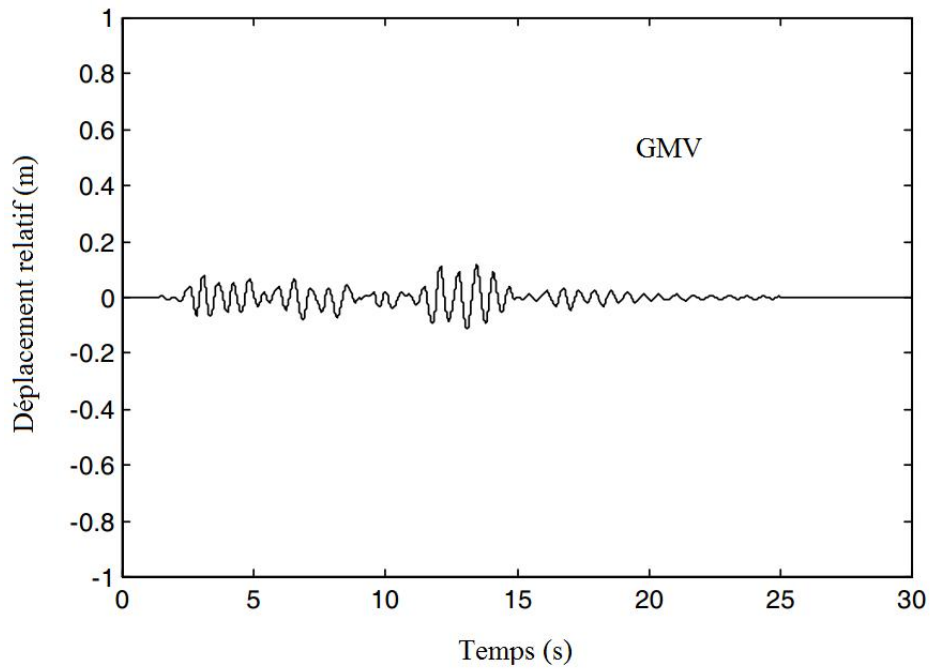


Figure 5.6b le déplacement relatif (m)

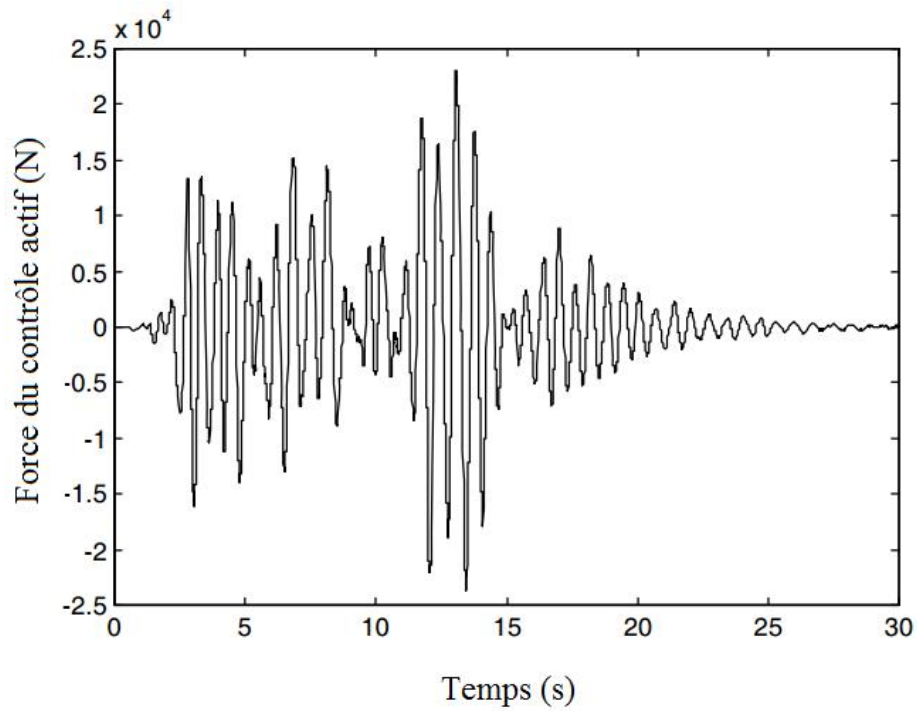


Figure 5.6c la force de contrôle
Figure 5.6 L'approche de programmation de gain

5.8 Conclusion

Nous avons étudié dans ce chapitre une approche de contrôle, le contrôle de planification de gain, qui permet l'extension d'algorithmes de contrôle linéaire à des systèmes non linéaires. Les résultats de simulation ont montré l'efficacité de cette technique de contrôle pour réduire le déplacement relatif et empêcher le déplacement permanent en raison du comportement non linéaire du système structurel.

Conclusion générale

Le travail présenté dans ce mémoire a été consacré à l'étude des stratégies de commandes actives des structures en vue d'une intégration industrielle. Afin d'élaborer cette étude, nous avons commencé par présenter le concept de base des différents systèmes utilisés dans les structures intelligentes comme moyens de protection contre les vents violents et les tremblements de terre, tel que : les systèmes d'isolation de bases, les systèmes passifs de dissipation d'énergie, les systèmes d'amortisseurs semi-actifs et les systèmes de contrôle actif. Nous avons vu que les systèmes d'isolation de base sont des outils efficaces pour assurer la protection sismique des structures en bâtiments à faible et moyenne hauteur. Nous avons ainsi étudié les structures intelligentes utilisant des systèmes de contrôle passifs et semi-actifs. Les deux systèmes sont rentables et fiables pour fonctionner, mais leurs capacités et / ou intelligences sont limitées pour le contrôle de la réponse sismique de la structure. Ensuite nous avons étudié les systèmes de contrôle actif qui ont montré plus d'avantages tel que l'efficacité accrue de contrôle, l'adaptabilité à des mouvements de sol, la sélectivité des objectifs de contrôle, et l'applicabilité aux différents mécanismes d'excitation.

Ensuite nous avons développé une méthode de calcul du modèle dynamique des structures existante ou en cours de construction dans le but du contrôle actif. Nous avons utilisé comme modèle, une structure réelle en béton à cinq étages. Pour la formulation des équations du mouvement de la structure, nous avons supposé que, les poteaux supportant et interconnectant les étages sont sans masse et la masse entière de la structure est concentrée aux niveaux des dalles. Les dalles et les poutres sont rigides tandis que les poteaux sont souples à la déformation latérale mais rigides dans la direction verticale. Nous avons supposé que, la structure est supportée sur un sol rigide. Et afin de refléter le comportement réel de la structure, nous avons introduit des éléments absorbant l'énergie. Pour le calcul des matrices masse, rigidité et amortissement, nous avons construit le modèle de la structure réel dans le logiciel SAP2000. Pour le calcul de la matrice rigidité, nous avons adopté une méthode basée sur l'approximation d'un système ayant plusieurs degrés de liberté (MDF) par un système généralisé à un seul degré de liberté (SDF). L'analyse modale de la structure pour chaque mode de vibration a été effectuée en utilisant le logiciel SAP2000. Pour le calcul de la matrice amortissement, nous avons utilisé une idéalisation appropriée connue sous le nom de l'amortissement de Rayleigh. Le modèle dynamique obtenu est validé avec une simulation numérique et cela en comparant les résultats de simulation obtenu du modèle dynamique construit dans le logiciel MATLAB avec la structure réelle construite dans le logiciel SAP2000.

Les résultats obtenus montrent que cette méthode peut être utiliser pour le calcul du modèle dynamique des structure en béton à un ou plusieurs étages.

Pour le contrôle actif des vibrations sismiques, nous avons utilisé le système AMD à servomoteur électrique. Ce dernier est installé sur une structure en béton à cinq étages. Le modèle dynamique du système structure-AMD a été développé. Dans ce modèle, nous avons considéré que la structure est soumise à l'excitation sismique du séisme d'El Centro. Une loi de commande LQR a été développée pour le contrôle des vibrations sismiques. Dans une première étape, on a considéré que le servomoteur électrique est parfait. L'efficacité du contrôle à des distances différentes du pas de la vise à billes pour de différents facteurs de pondération est premièrement évaluée. Les résultats de simulation obtenus montrent que le déplacement

maximal et la puissance demandée par le servomoteur peut être ajustés à travers le pas de la vis à billes et le facteur de pondération, lesquels par la suite affectent l'efficacité et le rendement du système. Des réductions maximales de 80% dans le déplacement du dernier étage et 69% dans l'accélération du dernier étage sont atteintes. Pour mieux se rapprocher des conditions réelles de fonctionnement, nous avons remplacé le système AMD à servomoteur parfait par un système AMD à servomoteur asynchrone. On a appliqué la commande vectorielle indirecte pour commander le moteur asynchrone. Ceci nous a permis d'obtenir des performances dynamiques comparables à celles du servomoteur électrique parfait. En suite les performances du moteur asynchrone intégré dans le système AMD ont été comparées avec celles obtenues en utilisant un servomoteur électrique parfait. Et à travers ces résultats ce système est recommandé comme étant favorable pour une implémentation pratique.

Pour voir le comportement du système AMD installé dans différents types de sol. Nous avons introduit l'effet de l'interaction sol-structure. Pour cela, on a développé un modèle dynamique du système sol-structure-AMD basé sur la méthode de sous structure. Dans ce modèle, les deux composantes de translation et de basculement du mouvement de la fondation ont été prises en compte. Cependant, la composante basculante du mouvement du sol a été négligée. On a utilisé la structure en béton à cinq étages comme modèle de structure. Et on a adopté la commande LQG pour le contrôle des vibrations sismiques. Une simulation numérique a été effectuée sous les conditions de l'enregistrement sismique horizontale du séisme d'El Centro. Différents types de sols sont considérés. Plusieurs facteurs d'évaluation ont été définis pour faciliter l'interprétation des résultats. Pour la structure sans AMD, les résultats de simulation obtenus pour différents types de sols montrent que le SSI augmente les réponses de la structure. Dans le cas d'un sol très mou, l'augmentation sur la réponse de déplacement du dernier étage de la structure peut atteindre 97%. Une nouvelle approche en considérant le SSI pour la conception de l'AMD électrique a été adoptée. Cette approche est basée sur l'évaluation énergétique du servomoteur électrique installé dans différents types de sols. A partir des résultats de simulation, nous avons constaté que la conception d'un AMD à servomoteur électrique considérant la structure comme étant de type à base fixe peut conduire à un effet considérable sur sa performance. Cela parce que l'AMD électrique installé sur des structures construites sur un sol mou doit être plus puissant. Ainsi, afin de s'assurer que l'AMD à servomoteur électrique sera efficace dans différents types de sol, la considération du SSI dans la conception doit être prise en compte.

Dans le dernier chapitre nous avons étudié une approche de contrôle, le contrôle de planification de gain, qui permet l'extension d'algorithmes de contrôle linéaire à des systèmes non linéaires. Les résultats de simulation ont montré l'efficacité de cette technique de contrôle pour réduire le déplacement relatif et empêcher le déplacement permanent en raison du comportement non linéaire du système structurel.

Annexe A

Les coefficients de l'impédance du sol sont donnés comme suit :

$$k_{xx} = \frac{32(1-\nu)G\sqrt{\frac{LB}{\pi}}}{7-8\nu}$$

$$k_{\theta\theta} = \frac{8G\left(\frac{LB^3}{3\pi}\right)^{\frac{3}{4}}}{3(1-\nu)}$$

$$c_{xx} = 2 \left(\frac{0.425}{\sqrt{\frac{(7-8\nu)m_f g}{32(1-\nu)\rho\left(\frac{LB}{\pi}\right)^{\frac{3}{2}}}}} \right) \sqrt{\left(\frac{32(1-\nu)G\sqrt{\frac{LB}{\pi}}}{7-8\nu} \right) m_f}$$

$$c_{\theta\theta} = 2 \frac{0.15}{\left(1 + \frac{0.375(1-\nu)J_f g}{32(1-\nu)\rho\left(\frac{LB^3}{3\pi}\right)^{\frac{4}{5}}} \right) \sqrt{\frac{0.375(1-\nu)J_f g}{32(1-\nu)\rho\left(\frac{LB^3}{3\pi}\right)^{\frac{4}{5}}}}} \sqrt{\frac{8G\left(\frac{LB^3}{3\pi}\right)^{\frac{3}{4}}}{3(1-\nu)}} J_f$$

Avec ν , ρ , $G = \rho\nu^2$ sont des paramètres du sol

m_f est la masse de la fondation, J_f est le moment d'inertie de la fondation, L est la longueur de la fondation, B est la largeur de la fondation.

Références Bibliographiques

- [1]. Abdssemed R, Merabet E, Amineur H, Hamoudi F (2005) Field Oriented control of dual star induction machine using fuzzy regulators. LEB-Research Laboratory, university of Batna.
- [2]. Ahmadizadeh M Mosqueda G, Reinhorn A (2008) Compensation of actuator delay and dynamics for real-time hybrid structural simulation. *Earthq Eng Structural Dyn*, 37(1): 21-42.
- [3]. Allaoua S, Guenfaf L (2018) Structural parameters approximation of existing symmetric-plan concrete buildings using finite element design and analysis program. *International Journal of Structural Engineering* 9(4): 302-324.
- [4]. Allison S, Wen-Hwa W (1997) Effective optimal structural control of soil-structure interaction systems. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics* 26(5): 549-570.
- [5]. Aly M (2014) Vibration control of high-rise buildings for wind: a robust passive and active tuned mass damper. *Smart Structures and Systems* 13(3): 473-500.
- [6]. Anderson J C, Naeim F (2012) *Basic Structural Dynamics*. John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, New Jersey.
- [7]. André P (2004) *Vibration Control of Active Structures*. Université Libre de Bruxelles, Active Structures Laboratory, Brussels, Belgium, Kluwer Academic Publishers.
- [8]. André P, Seto K (2008) *Active control of structure*. John Wiley & Sons.
- [9]. Aparna G, Biswajit B (2005) Effect of soil interaction on the performance of liquid column dampers for seismic applications. *Earthq Eng and Struct Dyn*, 34(11):1375-1389.
- [10]. Åström K (1970) *Introduction to stochastic control theory*, Academic Press.
- [11]. Åström K (1977) Theory and applications of self-tuning regulators. *Automatica*, 13(5): 457-476.
- [12]. Banerji P, Murudi M, Shah A, Popplewell N (2002) Tuned liquid dampers for controlling earthquake response of structures. *Earthq Eng and Struct Dyn*, 29(5): 587-602.
- [13]. Bani-Hani K, Ghaboussi J (1998) Nonlinear structural control using neural networks. *Journal of Engineering Mechanics* 124(3): 319-327.
- [14]. Chang C, Soong T (1980) Structural control using active tuned mass dampers. *Journal of the Engineering Mechanics Division* 106(6): 1091-1098.
- [15]. Chang-Ching C, Chi-Chang L, Jer-fu W (2010). Active control of irregular buildings considering soil-structure interaction effects. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering* 30(3):98-109.

- [16]. Charles K (2007) Earthquake Engineering Application to Design. John Wiley & Sons, Inc.
- [17]. Chien L, Yen-Po W (2004) Seismic structural control using an electric servomotor active mass driver system. *Earthq Eng Struct Dyn* 33(6) :737-754.
- [18]. Chien-liang L, Yen-Po W (2004) Seismic structural control using an electric servomotor active mass driver system. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics* 33(6):737-754.
- [19]. Chopra A K (1980) Dynamics of structures A Prime. Earthquake Engineering Research Institute, George w. Housner, Pasadena, Californi
- [20]. Chopra A K (1980) Dynamics of structures, a primer. Earthquake Engineering Research Institute, University of Berkley, California.
- [21]. Chopra A K (1995) Dynamics of structures, Theory and Application to Earthquake Engineering. Earthquake Engineering Research Institute, University of Berkley, California.
- [22]. Chopra A K (2012) Dynamics of Structures, 4th ed., Prentice-Hall International Series.
- [23]. Chu S, Soong T, Reinhorn (2005) Active, Hybrid, and Semi-Active Structural Control: A Design and Implementation Handbook, John Wiley & Sons, Chichester, England
- [24]. Chuhan Z, John W (1998) Dynamic Soil-Structure Interaction. Current Research in China and Switzerland, ELSEVIER.
- [25]. Clarke D. W (1984) Self tuning control of non-minimum phase systems. *Automatica* 20(5): 501-517.
- [26]. Clough R W, Penzien J (1993) Dynamics of structures. McGraw-Hill, New York, 1993.
- [27]. Clough R, Penzien J (2003) Dynamics of Structures, Computers & Structures, Inc., Berkely, CA94704, USA.
- [28]. Datta T (2010) Seismic analysis of structure. Indian Institute of Technology Delhi, India. John Wiley & Sons.
- [29]. Datta T (2010) Seismic Analysis of Structures. Indian Institute of Technology Delhi, India, John Wiley & Sons (Asia) Pte Ltd.
- [30]. Datta T (2010) Seismic Analysis of Structures. Indian Institute of Technology Delhi, India. John Wiley & Sons (Asia) Pte Ltd.
- [31]. Den-Hartog J (1996) Mechanical Vibrations, 4th edn. McGraw-Hill, New York.
- [32]. Dowrick D (2003) Earthquake Risk Reduction. John Wiley & Sons, Ltd.
- [33]. Edward A (1995) Engineering Vibration Analysis with Application to Control System. C. F. Beards.

- [34]. Enrique L (1998) A simple model for structural control including soil-structure interaction effects. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics* 27(3): 225-242.
- [35]. Eric O (2011) *Mono- and Multivariable Control and Estimation, Linear, Quadratic and LMI Methods*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- [36]. Foliente G C, Singh M P, Noori M N (1996) Equivalent linearization of generally pinching hysteretic, degrading systems. *Earthquake eng. struct. Dyn.* 25(6): 611-629.
- [37]. Foliente G, Singh M, Noori M (1996) Equivalent linearization of generally pinching hysteretic, degrading systems. *Earthquake eng. struct. Dyn.* 25(6): 611-629.
- [38]. Franklin Y, Hongping J, Kangyu (2008) *Smart Structures Innovative Systems for Seismic Response Control*. Taylor & Francis Group, LLC.
- [39]. Franklin Y, Hongping J, Kangyu L (2008) *Smart structures innovative for systems seismic response control*. Taylor & Francis Group, CRC Press.
- [40]. Fujino Y, Abe M (1993) Design formulas for tuned mass dampers based on a perturbation technique. *Earthq Eng Struct Dyn*, 22(10): 833-854
- [41]. Gawthrop P J (1977) Some interpretations of self tuning controller. *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers* 124(10): 889-894.
- [42]. Ghanem R, Bujakov M, Torikoshi K, Itoh H, Inazuka T, Hiei H, Watanebe T (1997) Adaptive control of nonlinear uncertain dynamical systems. *Journal of Engineering Mechanics* 123(11): 1161-1169.
- [43]. Gongkang F (2005) *Inspection and monitoring techniques for bridges and civil structures*. Woodhead Publishing Limited, Cambridge England.
- [44]. Guenfaf L (2001) *On the use of automatic control and neural networks in structural dynamics*. Phd Thesis, LCP, ENP, Algiers, Algeria.
- [45]. Guenfaf L, Allaoua S (2013) Optimal Choice of Actuator for AMD Linear Quadratic Controller. *Journal of Electrical and Control Engineering* 3(3): 31-38.
- [46]. Guenfaf L, Allaoua S (2013) Performance Studies of Linear Quadratic AMD Controller for Civil Engineering. *Applied Mechanics and Materials* 346: 95-100.
- [47]. Guenfaf L, Allaoua S (2019) LQG vibration control effectiveness of an electric active mass damper considering soil-structure interaction. *International Journal of Dynamics and Control* 7: 185. <https://doi.org/10.1007/s40435-018-0428-9>.
- [48]. Guenfaf L, Allaoua S, Djebiri M, Seghir M D, Boucherit M, Boudjema F (2012) Generalized Minimum Variance Gain Scheduling Controller for Nonlinear Structural Systems under Seismic Ground Motion. *Journal of Electrical systems* 8(4):472-480.
- [49]. Guenfaf L, Djebiri M, Boucherit M S, Boudjema F (2001) Generalized minimum variance control for buildings under seismic ground motion. *Earthquake Eng. Strut. Dyn* 30(7): 945-960.

- [50]. Hadid M, Afra H, Guenfaf L (1996) Active Control Techniques for Building Under Seismic Ground Motion. 1er Colloque National de Génie Parasismique, ENSAG, Bouzeréah, 1 : 57-163.
- [51]. Hadid M, Guenfaf L, Afra, H (1996) Linear Optimal Control Theory Applied to Earthquake Engineering Problems. Actes de la 2ème Conférence Maghrébine sur l'Automatique, l'Electrotechnique et l'Electronique Industrielle, Tlemcen, Algiers, 1 : 43-47.
- [52]. Hamid R, Ali M (2010) A simplified method to determine seismic responses reinforced concrete moment resisting building frames under influence of soil-structure interaction. Soil Dynamics and Earthquake Engineering 30(11): 1259-1267.
- [53]. Hamid S, Behzad F, Bijan S (2013) Lateral seismic response of building frames considering dynamic soil-structure interaction effects. Structural Engineering and Mechanics 45(3):311-321.
- [54]. Hamid S, Behzad F, Bijan S (2014) An empirical relationship to determine lateral seismic response of mid-rise building frames under influence of soil-structure interaction. The Structural Design of Tall and Special Buildings 23(7):526-548.
- [55]. Hrovat D, Barak p, Rabins M (1983) Semi-active versus passive or active tuned mass dampers for structural control. ASCE Journal of Engineering Mechanics. 109 (3)
- [56]. Huffmann G (1985) Full base isolation for earthquake protection by helical springs and viscodampers. Nuclear Engineering Design 84(3):331-338
- [57]. Indrajit C, Shambhu P (2009) Dynamics of Structure and Foundation - A Unified Approach. CRC Press/Balkema.
- [58]. Ivers E, Miller L (1991) Semi-active suspension technology: an evolutionary view, ASME Advanced Automotive Technologies, DE-40, WAM, Atlanta, Georgia, 1991, p. 327.
- [59]. Jingning W, Genda C, Menglin L (1999) Seismic effectiveness of tuned mass dampers considering soil-structure interaction. Earthquake Engineering and Structural Dynamics 28(11):1219-1233.
- [60]. John J and Constantine H (2003) Linear Control System Analysis and Design with Matlab. Marcel Dekker, Inc.
- [61]. John W (1985) Dynamic soil-structure interaction. Prentice-Hall.
- [62]. Karnopp D, Crosby M, Harwood R (1974) Vibration control using semi-active force generators. Journal of Engineering for Industry, 96(2): 619-626
- [63]. Ka-Veng Y (2010) Bayesian Methods for Structural Dynamics and Civil Engineering. John Wiley & Sons (Asia) Pte Ltd, 2 Clementi Loop.

- [64]. Kawashima K et al. (1992) Effectiveness of the variable damper for reducing seismic response of highway bridges. Second US-Japan Workshop on Earthquake Protective Systems for Bridges, PWRI, Tsukuba Science City, Japan, p. 479.
- [65]. Kelly T (2001) Base Isolation of Structures, Design Guidelines. Holmes Consulting Group Ltd., Wellington, New Zealand.
- [66]. Kheldoun A (2007) Amélioration des performances d'un variateur de vitesse Contrôlé par la Méthode à Flux Orienté. Thèse de doctorat, université de Boumerdes.
- [67]. Kobori T, Takahashi M, Nasu T, Niwa N, Ogasawara K (1993) Seismic response-controlled structure with active variable stiffness. *Earthq Eng Struct Dyn*, 22(11): 925-941.
- [68]. Li H, Suzuki B (1998) Experimental study on active structural control with AMD. *Journal of Vibration Engineering*, 12(2):223-228.
- [69]. Limongelli M (2003) Optimal location of sensors for reconstruction of seismic responses through spline function interpolation. *Earthq Eng Struct Dyn*. 32(7):1055-1074.
- [70]. Lou J, Lutes L, Li J (1994) Active tuned liquid damper for structural control. First World Conference on Structural Control, Los Angeles, California.
- [71]. Louay K, Isam S (2007) Influence of the soil-structure interaction on the fundamental period of buildings. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics* 36(15):2445-2453.
- [72]. Luc M (1999) Le moteur asynchrone régime statique et dynamique. Edition Ellipses.
- [73]. Luft, R (1979) Optimal tuned mass dampers for buildings. *Journal of Structural Division*, 105(12): 2766-2772.
- [74]. Mei R (1990) Dynamics and Control of Structures. John Wiley & Sons, Inc., New York.
- [75]. Meirovitch L, Stemple T J (1997) Nonlinear control of structures in earthquakes. *Journal of Engineering Mechanics* 123(10): 1090-1095.
- [76]. Michael J (2013) Dynamic Soil-Structure Interaction of Instrumented Buildings and Test Structures. UCLA Electronics Theses and Dissertation, University of California Los Angeles.
- [77]. Michel C, Guéguen P, Bard P-Y. (2008) Dynamic parameters of structures extracted from ambient vibration measurements : an aid for the seismic vulnerability assessment of existing buildings in moderate seismic hazard regions. *Soil Dynamic and Earthquake Engineering* 28(8): 593-604.
- [78]. Miller R K, Masri S F, Dehghanyar T J, Caughey T K (1988) Active vibration control of large civil structures. *Journal of Engineering Mechanics* 114(9): 1542-1549.

- [79]. Mukhopadhyay S, Lu? H, Betti R (2014) Modal parameter based structural identification using input-output data: minimal instrumentation and global identifiability issues. *Mechanical Systems and Signal Processing* 45(2): 283-301.
- [80]. Naeim F, Kelly J (1999) *Design of Seismic Isolated Structures: From Theory to Practice*. John Wiley & Sons, Inc., New York.
- [81]. Nakamura Y, Tanaka K, Nakayama M, Fujita T (2001) Hybrid mass dampers using two types of electric servomotors: AC servomotors and linear-induction servomotors. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics* 30(11) :1719-1743.
- [82]. Nakamura Y, Tanaka K, Nakayama M, Fujita T (2001) Hybrid mass dampers using two types of electric servomotors: AC servomotors and linear-induction servomotor. *Earthq Eng and Struct Dyn*, 30(11) : 1719-1743.
- [83]. Naouar M, Belkhodja I, Monmasson E, (2005) Développement d'une maquette expérimentale à but pédagogique pour la commande d'une machine asynchrone, CETSIS, Nancy.
- [84]. Nishimura I, Kobori T, Sakamoto M, Koshika N, Sasaki K, Ohru S (1999) Active tuned mass damper. *Journal of Smart Materials and Structures*, 1(4): 306-311.
- [85]. Nozomu Y (2015) *Seismic Ground Response Analysis*. Springer Science+Business Media Dordrecht.
- [86]. Ou J, Wang G, Tian S (2002) Experimental research on AMD control of structural vibration of offshore platform. *High Technology Letters* 10: 85-90.
- [87]. Ray W, Clough P (2003) *Dynamics of Structures*. Computers & Structures, Inc.
- [88]. Ricardo Z (2008) *Modeling and Control of Dynamical Systems: Numerical Implementation in a Behavior Framework*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- [89]. Robert L, Douglas A (2007) *Linear State-Space Control Systems*. John Wiley & Sons, Inc.
- [90]. Sam V (2007) *Verification of Performance of Induction Motor Field Oriented Control Strategy*. Thesis work university of Miskolc
- [91]. Sekhar C, Koushik B, Rana R (2004) Response of low-rise buildings under seismic ground excitation incorporating soil-structure interaction. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering* 24(12): 893-914.
- [92]. Shi W, Shan J, Lu X (2012) Modal identification of shanghai World Financial Center both from free and ambient vibration response. *Engineering Structures* 36:14-26.
- [93]. Shreya T, Karan M, Rajesh K, Hitesh M (2015) Response of Buildings with Soil-Structure Interaction with Varying Soil Types. *International Journal of Civil, Environmental, Structural, Construction and Architectural Engineering* 9(4): 414-418.

- [94]. Soong T (1990) Active Structural Control: Theory and Practice. Longman Scientific & Technical, UK and John Wiley & Sons, New York.
- [95]. Soong T, Dargush G (1997) Passive Energy Dissipation System in Structural Engineering. John Wiley & Sons, Chichester, England.
- [96]. Soong T, Reinhorn A (1993) Case studies of active control and implementational issues. ATC-17-1 Seminar on Seismic Isolation, Passive Energy Dissipation, and Active Control, Applied Technology Council, San Francisco, California, 2, p. 449.
- [97]. Spyrakos C, Maniatakis C, Koutromanos I (2009) Soil-structure interaction effects on base-isolated buildings founded on soil stratum. Engineering Structures 31(31):729-737.
- [98]. Stein A, Dag L, Annette M, Leon S, Narvik (2003) some methods for calculating stiffness properties. Application of Mathematics.
- [99]. Symans M, Cofer W, Fridley K (2002) Base isolation and supplemental damping systems for seismic protection of wood structures: literature review. Earthquake Spectra 18(3): 549-572.
- [100]. Tamura Y, Fujii K, Ohtsuki T, Wakahara T, Kohsaka R (1995) Effectiveness of Tuned Liquid Dampers under Wind Excitation. Engineering Structures, 17(9): 609-621.
- [101]. Uri K (2004) Design-Oriented Analysis of Structures. Kluwer Academic Publishers.
- [102]. Wodek K (2004) Advanced Structural Dynamics and Active Control of Structures. Springer-Verlag New York, Inc.
- [103]. Yang J (1982) Control of tall buildings under earthquake excitations. Journal of Engineering Mechanics Division 108(5): 833-849.
- [104]. Yang J N, Long F X, Wong D (1988) Optimal control of nonlinear structures. Journal of Engineering Mechanics 55(4): 931-938.
- [105]. Yang N, Akbapour A, Ghaemmaghami P (1987) New optimal control algorithms for structural control. Journal of Engineering Mechanics 113(9), 1369-1386.