



Université Mohamed Khider – Biskra
Faculté des Sciences et de la technologie
Département : Génie civil et hydraulique
Ref :

جامعة محمد خيضر بسكرة
كلية العلوم و التكنولوجيا
قسم: الهندسة المدنية و الري
المرجع:

Thèse présentée en vue de l'obtention
Du diplôme de
Doctorat en : Génie Civil

Spécialité : Modélisation des matériaux et structures

**Contribution à la réduction du risque
d'entrechoquement des bâtiments adjacents sous
séisme de forte intensité**

Présentée par :
Mahdi Abdeddaim

Soutenue publiquement le : 25/05/2017

Devant le jury composé de :

Pr. Mellas Mekki	Professeur	Président	Université de Biskra
Pr. Ounis Abdelhafid	Professeur	Rapporteur	Université de Biskra
Pr. Chebili Rachid	Professeur	Examineur	Université de Biskra
Pr. Hamadi Djamel	Professeur	Examineur	Université de Biskra
Pr. Baheddi Mohamed	Professeur	Examineur	Université de Batna
Pr. Branci Taïeb	Professeur	Examineur	Université de Chlef

DEDICACE

Je dédie ce travail à la mémoire de ma grand-mère qui m'a toujours accompagné de ses prières et qui nous a quittés avant l'aboutissement de cette thèse de doctorat. Que dieu l'accepte dans son vaste paradis

Ce travail est fortement dédié à mes parents pour leur soutien, leur encouragement et leur patience toute au long de mon parcours scolaire et universitaire, sans eux je ne serai pas là aujourd'hui.

REMERCIEMENTS

Au terme de ce travail, je tiens à adresser mes remerciements les plus sincères aux personnes qui m'ont apporté leur aide et qui ont contribué à l'élaboration de cette thèse ainsi qu'à la réussite de ma formation en 3^{ème} cycle de doctorat L.M.D.

Je tiens à remercier particulièrement Mr OUNIS Abdelhafid, Professeur à l'université de Biskra, qui, en tant que directeur de thèse, s'est toujours montré à l'écoute et très disponible tout au long de la réalisation de cette thèse, ainsi pour le soutien, l'aide et le temps qu'il a bien voulu me consacrer et sans qui cette thèse de doctorat n'aurait jamais vu le jour.

Mes remerciements s'adressent également, au membre du jury pour avoir accepté de juger ce travail et je cite :

- Mr MELLAS Mekki, Professeur et doyen de la faculté des sciences et technologies à l'université de Biskra, qui a accepté de présider le jury et que je tiens à remercier profondément.
- Mr CHEBILI Rachid, Professeur à l'université de Biskra qui a accepté d'examiner cette thèse. Je tiens à le saluer sincèrement.
- Mr HAMADI Djamel, Professeur à l'université de Biskra qui a accepté volontiers de participer au jury qui va examiner cette thèse. Je le remercie infiniment.
- Mr BAHEDDI Mohamed, Professeur à l'université de Batna qui a lui aussi accepté d'examiner cette thèse. Je tiens à le remercier profondément.
- Mr BRANCI Taïeb, Professeur à l'université de Chlef qui m'a honoré en acceptant d'examiner mon travail de doctorat. Je tiens à lui exprimer ma profonde gratitude

Je tiens à exprimer ma profonde gratitude et remerciements à Monsieur M. K. SHRIMALI, Professeur à l'université MNIT Jaipur en Inde qui m'a reçu dans son laboratoire de recherche pour un stage d'une durée de 11 mois et qui n'a pas hésité un instant à mettre tous les moyens à ma disposition pour la réussite de mon stage. Je remercie aussi le Professeur émérite monsieur T.K. DATTA pour ces précieux conseils et directives qui m'ont guidé durant ma dernière année de formation. Ainsi que toute l'équipe de recherche au « *National center of disaster mitigation and management* » et particulièrement le Dr. ARNAV ANUJ KASAR.

Enfin, j'adresse mes plus sincères remerciements à tous les enseignants du département de Génie Civil et d'Hydraulique de l'Université de Biskra qui ont été pour beaucoup dans mon cursus ainsi qu'à tous mes proches et amis, qui m'ont toujours soutenu et encouragé au cours de la réalisation de cette thèse.

PUBLICATIONS ISSUES DE CETTE THESE

❖ Publications dans des journaux internationaux

1. **M. Abdeddaim**, A. Ounis, M.K. Shrimali, T.K. Datta, “Retrofitting of a weaker building by coupling it to an adjacent stronger building using MR dampers”. *Accepted Manuscript*, Journal of structural engineering and mechanics, (2017).
2. **M. Abdeddaim**, A. Ounis, N. Djedoui, M.K. Shrimali, “Pounding hazard mitigation between adjacent planar buildings using coupling strategy”, Journal of Civil Structural Health Monitoring 6 (3), 603-617, (2016).
<http://link.springer.com/article/10.1007/s13349-016-0177-4>
3. **M. Abdeddaim**, A. Ounis, N. Djedoui, M.K. Shrimali, “Reduction of Pounding Between Buildings Using Fuzzy Controller”, Asian journal of civil engineering 7 (17), 985-1005, (2016).
<http://en.journals.sid.ir/ViewPaper.aspx?ID=503653>
4. N. Djedoui, A. Ounis, **M. Abdeddaim**, “Active Vibration Control for Base-Isolated Structures Using a PID Controller against Earthquakes”, International Journal of Engineering Research in Africa 26, 99-110, (2016)
<https://www.scientific.net/JERA.26.99>

❖ Communications internationales

1. **M. Abdeddaim**, A. Ounis, M.K. Shrimali, “Pounding hazard reduction using a coupling strategy for adjacent buildings”, 16th World Conference on Earthquake Engineering, 16WCEE 2017, At Santiago Chile
2. **M. Abdeddaim**, A. Ounis, S.D. Bharti, M.K. Shrimali, “Seismic retrofitting using the concept of coupling two adjacent buildings”, Structural Engineering convention SEC2016, Chennai, India.
3. **M. Abdeddaim**, A. Ounis, N. Djedoui, “Réduction du risque d’entrechoquement des bâtiments adjacents couplés avec amortisseurs visqueux fluides”, 9ème Colloque de l’association française de parasismique AFPS2015, Champs sur marne, Paris, France.
4. N. Djedoui, A. Ounis, **M. Abdeddaim**, “Contrôle hybride pour les structures isolées”, 9ème Colloque de l’association française de parasismique AFPS2015, Champs sur marne, Paris, France.
5. **M. Abdeddaim**, A. Ounis, “ Seismic response reduction using semi-active magnetorheological dampers”, CIGOS 2015 Innovation in construction, ENS Cachan Paris, France.

RESUME

Le mouvement horizontal d'un bâtiment au cours d'un séisme peut entraîner des chocs avec les bâtiments voisins lorsque l'espacement entre ceux-ci n'est pas suffisant pour répondre aux besoins de leurs déplacements relatifs. Ce phénomène, connu sous le nom de l'entrechoquement ou le martellement peut éventuellement introduire des efforts d'impact non pris en compte dans la phase initiale de conception du projet, ce qui peut conduire à des désordres structurels importants ou même à la ruine complète des ouvrages.

Une des solutions proposées pour palier au problème de l'entrechoquement est l'implémentation de dispositifs de contrôle des vibrations comme lien entre les bâtiments adjacents, mieux connu sous le nom de couplage. Cette stratégie permet de lier les bâtiments adjacents pour former un seul système plus résistant et synchroniser la réponse des bâtiments adjacents et les empêcher de s'entrechoquer. Un contrôle semi-actif de la réponse sismique des bâtiments est adopté. Le couplage des bâtiments adjacents est réalisé au moyen d'un amortisseur magnéto-rhéologique.

L'utilisation d'un algorithme de contrôle adéquat est un paramètre très important dans la réussite de toute stratégie de contrôle semi-actif. Le développement d'un algorithme basé sur la logique floue afin de contrôler l'amortisseur reliant les deux bâtiments est l'objectif principal de cette étude. Un algorithme performant et économique pouvant réduire les risques d'entrechoquement entre bâtiments adjacents est développé, testé et présenté dans cette étude.

Mots clés : Entrechoquement; Contrôle semi-actif ; Amortisseur magnéto-rhéologique ; logique floue ; algorithme de contrôle ; réponse sismique.

ABSTRACT

The lateral movements to which buildings can be subjected during earthquakes can lead to shocks against adjacent buildings, especially if the separation gap (seismic gap) between the adjacent buildings is not sufficient to prevent interaction between the buildings. This phenomenon is known as pounding or hammering. It can eventually introduce impact efforts which were not considered in the initial conception of the project, which can lead to an important structural interaction or even the total collapse of the building.

One of the proposed solutions to mitigate the pounding problem is to use damping devices as control system between the adjacent buildings; this strategy is known as coupling, it allows to connect two adjacent buildings to form one system that have more resistance to earthquakes and on the other hand it synchronizes the seismic responses of adjacent buildings mitigating the pounding hazard. In this work a semi-active magneto-rheological damper is used as a coupling device between adjacent buildings.

The use of adequate control algorithm is an important parameter of the success of a semi-active control strategy. The main objective of this work is the development of a control algorithm based on fuzzy logic used to control the magneto-rheological damper employed to connect two adjacent buildings. An efficient and economic control algorithm that can reduce the pounding hazard between adjacent buildings is developed and presented in this study.

Key words: Pounding; semi-active control; magneto-rheological damper; fuzzy logic; control algorithm; seismic response

ملخص

الحركات الانتقالية الأفقية للبنىات اثناء تعرضها للزلازل قد تؤدي في الكثير من الاحيان الى تصادمات بين البنيات المتجاورة وهذا عندما تصبح المسافة الفاصلة بينهما غير كافية (الفاصل الزلزالي). هذه الظاهرة تعرف "بالتصادم المشترك" و التي قد ينتج عنها اجهادات تصادم لم تؤخذ بعين الاعتبار خلال مرحلة التصميم الاولى للبنىة ، مما يؤدي الى خطر تضرر او انهيار البنيات المتجاورة تحت تأثير التصادم.

يعد استعمال تجهيزات التحكم في الاستجابة الزلزالية احدى التقنيات الحديثة للتحكم في التصادم المشترك ، حيث تستعمل هذه التجهيزات كوسيلة ربط بين البنيات المتجاورة ، هذا الربط يسمح بتشكيل نظام واحد متصل مما يعطي البنيتين المتصلتين مقاومة زلزالية اكبر من جهة و يسمح بتزامن الاستجابات الزلزالية من جهة اخرى و يحد بالتالي من خطر التصادم. في هذه الدراسة سيتم استعمال تجهيز تحكم نصف نشط يعمل بسائل ممغنط كوسيلة ربط بين بنيات متجاورة معرضة لخطر تصادم مشترك.

يعتبر استعمال خوارزمية مراقبة مائة احد اهم عوامل نجاح استراتيجيات التحكم النصف نشط. تطوير خوارزمية مراقبة مبنية على المنطق الغامض موجهة للتحكم في الجهاز النصف نشط المستعمل كوسيلة ربط بين البنيات المتجاورة هو الهدف الاساسي لهذه الدراسة. لذا تم تطوير و تجريب خوارزمية فعالة باستطاعتها الحد من اخطار التصادم المشترك ، النتائج المحصل عليها تم تقديمها في هذا العمل.

كلمات مفتاحية : التصادم المشترك ، التحكم النصف نشط ، المخامد المغناطيسي ، المنطق الغامض ، خوارزمية التحكم ، الاستجابة الزلزالية.

SOMMAIRE

Dédicace	iii
Remerciements	iv
Publications issues de cette thèse	v
Résumé	vi
Abstract	vii
ملخص	viii
Sommaire	ix
Liste des figures	xii
Liste des tableaux	xviii
Liste des symboles	xx
Introduction générale	1
Chapitre I: Phénomène de l'entrechoquement des bâtiments	
1.1. Introduction	5
1.2. Causes de l'entrechoquement	10
1.3. Configurations structurelles possibles pour un entrechoquement	11
1.4. Revue de littérature des solutions proposées pour réduire l'entrechoquement ...	12
1.4.1. Solutions classique (joint sismique)	12
1.4.2. Solutions non classique	16
1.5. Conclusion	18
Chapitre II : Couplage des bâtiments adjacent par dispositif de contrôle des vibrations	
2.1. Introduction	19
2.2. Contrôle des vibrations	19
2.2.1. Contrôle passif	20
2.2.1.1. Dissipateur d'énergie à fluide visqueux	21
2.2.2. Contrôle actif	23
2.2.3. Contrôle semi-actif	23
2.3. Couplage des bâtiments : revue de la littérature	24
2.3.1. Couplage des bâtiments adjacents avec système passif	25
2.3.2. Couplage des bâtiments adjacents avec système actif	28
2.3.3. Couplage des bâtiments adjacents avec système semi-actif	29
2.4. Conclusion	31

Chapitre III : Amortisseur Magnéto-rhéologique pour contrôle semi-actif	
3.1. Introduction	33
3.2. Fluide magnéto-rhéologique	33
3.2.1. Mode de fonctionnement des fluides MR	34
3.2.2. Modélisation des fluides MR	36
3.2.2.1. La viscosité	36
3.2.2.2. Type de fluides	37
3.2.2.3. Propriétés fondamentales des fluides MR	37
3.3. Amortisseur magnéto-rhéologique	39
3.3.1. Principe de fonctionnement	39
3.4. Modèles mathématique de l'amortisseur MR	41
3.4.1. Modèles paramétriques	41
3.4.1.1. Le modèle Bingham	42
3.4.1.2. Le modèle Bouc-Wen	43
3.4.1.3. Le modèle Bouc-Wen modifié	45
3.4.2. Modèles non paramétriques	47
3.5. Algorithmes de contrôle	49
3.5.1. Contrôle basé sur la stabilité de Lyapunov	49
3.5.2. Le régulateur linéaire quadratique (LQR)	50
3.5.3. Bang-Bang décentralisé	51
3.5.4. Contrôle optimal coupé (clipped optimal control)	52
3.5.4.1. La loi de voltage coupé	53
3.5.5. La logique floue	53
3.5.5.1. Application de la logique floue dans le génie civil	54
3.5.5.2. Mode de fonctionnement de la logique floue	55
3.6. Conclusion	56
Chapitre IV : Formulation mathématique et modélisation numérique	
4.1. Introduction	57
4.2. Hypothèses et limitations	57
4.3. Equation de mouvement des bâtiments adjacents modélisés en 2D	58
4.4. Equation de mouvement des bâtiments adjacents modélisés en 3D	61
4.5. Solution en représentation d'état (State-Space)	63

4.6. Contrôle des bâtiments adjacents par logique floue	64
4.6.1. Conception d'un contrôleur à logique floue	66
4.6.2. Conception des lois de base d'un algorithme de contrôle à logique floue	68
4.7. Modélisation numérique des bâtiments adjacents couplés avec amortisseur MR...	71
4.8. Description des modèles structurels utilisés	73
4.8.1. Réduction du risque d'entrechoquement entre bâtiments adjacents modélisés en 2D	73
4.8.2. Réhabilitation de bâtiments adjacents présentant un grand risque d'entrechoquement modélisé en 2D	74
4.8.3. Réduction du risque d'entrechoquement entre bâtiment adjacents modélisés en 3D	76
4.9. Description des excitations sismiques	78
4.10. Paramètres d'évaluation	78
4.11. Conclusion	78
Chapitre V : Résultats et discussion	
5.1. Introduction	79
5.2. Bâtiment couplés avec amortisseur MR modélisé en 2D	79
5.2.1. Configuration structurelle (a)	79
5.2.2. Configuration structurelle (b)	86
5.2.3. Configuration structurelle (c)	93
5.2.4. Configuration structurelle (b)	100
5.2.5. Couplage par amortisseur visqueux fluide (VF)	107
5.2.6. Comportement hystérétique de l'amortisseur (MR)	110
5.3. Couplage des bâtiments sujets à réhabilitation	114
5.3.1. Réponse sismique des bâtiments couplés	116
5.3.2. Observations	123
5.3.3. Effet du bruit sur la réduction de la réponse	124
5.3.4. Réduction du risque d'entrechoquement	127
5.4. Bâtiment couplés avec amortisseur MR modélisé en 3D	133
5.5. Conclusion	135
Conclusion générale	137
Références bibliographiques.....	139
Annexe A	150

LISTE DES FIGURES

Chapitre I: Phénomène de l'entrechoquement des bâtiments

Figure 1.1 :	Entrechoquement de deux structures adjacentes ayant causé des dommages structuraux	5
Figure 1.2 :	La tour de l'hôpital effondré à cause de l'insuffisance du joint de séparation qui causé un entrechoquement entre la tour et le bloc qui l'avoisine- séisme de San Fernando 1971	6
Figure 1.3 :	Distribution des dommages dus à l'entrechoquement dans le quartier d'affaire de San Francisco	8
Figure 1.4 :	Configurations critiques de martèlement	12
Figure 1.5 :	Largeur minimum du joint sismique (RPA 2003 complément 2010)	15
Figure 1.6 :	Vue en plan de deux bâtiments adjacents avec des murs de refend	17
Figure 1.7 :	Connexion permanente entre étage alignés (a) et non alignés (b)	17

Chapitre II : Couplage des bâtiments adjacent par dispositif de contrôle des vibrations

Figure 2.1 :	Classification des dispositifs de contrôle des vibrations	19
Figure 2.2 :	Exemple de quelques dispositifs de contrôle passif	20
Figure 2.3 :	Dissipateur d'énergie à fluide visqueux	21
Figure 2.4 :	Relation vitesse-force d'amortissement	22
Figure 2.5 :	Exemple de quelques dispositifs de contrôle actifs	23
Figure 2.6 :	Diagramme de contrôle semi-actif	24
Figure 2.7 :	Les tours du « Triton Square office complex » couplées avec des dispositifs d'amortissements actifs	24
Figure 2.8 :	Système de connexion proposé par <i>Kabori et al.</i>	25

Chapitre III : Amortisseur Magnéto-rhéologique pour contrôle semi-actif

Figure 3.1 :	Fluide magnéto-rhéologique sans et avec la présence d'un champ magnétique	34
Figure 3.2 :	Mode de fonctionnement en compression	35
Figure 3.3 :	Mode de fonctionnement en cisaillement	35
Figure 3.4 :	Mode de fonctionnement en valve	36
Figure 3.5 :	Profil de vitesse d'un fluide	37

Figure 3.6 :	Comportement des fluides plastiques de Bingham	38
Figure 3.7 :	Schéma de l'amortisseur magnéto-rhéologique a échelle réelle	39
Figure 3.8 :	Modèle Bingham proposé par Stanway <i>et al.</i>	42
Figure 3.9 :	Comparaison entre le comportement prédit par le modèle Bingham et le modèle réel de l'amortisseur MR	42
Figure 3.10 :	Modèle Bouc-Wen proposé par Wen	43
Figure 3.11 :	Comparaison entre le comportement prédit par le model Bouc-Wen et le modèle réel de l'amortisseur MR	44
Figure 3.12 :	Modèle Bouc-Wen modifié	45
Figure 3.13 :	Comparaison entre le comportement prédit par le model Bouc-Wen et le model réel de l'amortisseur MR	46
Figure 3.14 :	Relation entre le voltage et les boucles d'hystérésis force-déformation et force-vitesse	47
Figure 3.15 :	Représentation graphique de la loi de voltage optimal coupé	53
Figure 3.16 :	Diagramme d'un contrôle par logique floue de bâtiments adjacents ...	55

Chapitre IV : Formulation mathématique et modélisation numérique

Figure 4.1 :	Modèle structurel de deux bâtiments couplés avec des dispositifs de contrôle	58
Figure 4.2 :	Modèle structurel de deux bâtiments adjacents modélisés en 3D couplés avec des dispositifs de contrôle	61
Figure 4.3 :	Vue en plan du modèle structurel de deux bâtiments adjacents modélisés en 3D couplés avec des dispositifs de contrôle	62
Figure 4.4 :	Diagramme conceptuel d'une stratégie de contrôle basée sur la logique floue	65
Figure 4.5 :	fonctionnement du contrôleur à logique floue	65
Figure 4.6 :	fonction d'appartenance d'entrée et de sortie utilisée dans cette étude	66
Figure 4.7 :	Fonctionnement de la logique floue en cinq étapes	67
Figure 4.8 :	Surface d'entrée et de sortie du contrôleur à logique floue (FLC)	69
Figure 4.9 :	Vue en plan d'un schéma de couplage de deux bâtiments modélisés en 3D	69
Figure 4.10 :	Surface d'entrée relative à la sortie (1) du FLC	71

Figure 4.11 :	Surface d'entrée relative à la sortie (2) du FLC	71
Figure 4.12 :	Diagramme de contrôle de bâtiments adjacents couplés avec amortisseur MR	72
Figure 4.13 :	Diagramme de l'amortisseur MR modélisé en SIMULINK	73
Figure 4.14 :	Configurations structurelles de bâtiments adjacents modélisés en 2D ...	74
Figure 4.15 :	Les trois configurations d'emplacement utilisé dans l'étude de réhabilitation	75
Figure 4.16 :	Enregistrements sismiques utilisés	77

Chapitre V : Résultat et discussion

Figure 5.1 :	Configuration structurelle (a)	79
Figure 5.2 :	Déplacement en tête des bâtiments (1) et (2), sans couplage	80
Figure 5.3 :	Déplacement en tête des bâtiments (1) et (2) couplés, contrôle par FLC	82
Figure 5.4 :	Déplacement maximum du bâtiment (1) – cas (a)	83
Figure 5.5 :	Déplacement maximum du bâtiment (2) – cas (a)	84
Figure 5.6 :	Configuration structurelle (b)	86
Figure 5.7 :	Déplacement des étages de même niveau (7 ^{ème}) des bâtiments (1) et (2) sans couplage	87
Figure 5.8 :	Déplacement des étages de même niveau (7 ^{ème}) des bâtiments (1) et (2) couplés, contrôle par FLC	89
Figure 5.9 :	Déplacement maximum du bâtiment (1) – cas (b)	90
Figure 5.10 :	Déplacement maximum du bâtiment (2) – cas(b)	91
Figure 5.11 :	Configuration structurelle (c)	93
Figure 5.12 :	Déplacement en tête des bâtiments (1) et (2), sans couplage	94
Figure 5.13 :	Déplacement des en tête des bâtiments (1) et (2) couplés, contrôle FLC	96
Figure 5.14 :	Déplacement maximum du bâtiment (1) – cas (c)	98
Figure 5.15 :	Déplacement maximum du bâtiment (2) – cas (c)	98
Figure 5.16 :	Configuration structurelle (d)	100
Figure 5.17 :	Déplacement des étages voisins (9 ^{ème} étage) des bâtiments (1) et (2) sans couplage	101

Figure 5.18:	Déplacement des étages voisins (9 ^{ème}) des bâtiments (1) et (2) couplés, contrôle FLC	103
Figure 5.19 :	Déplacement maximum du bâtiment (1) – cas (d)	105
Figure 5.20 :	Déplacement maximum du bâtiment (2) – cas (d)	105
Figure 5.21 :	Bâtiments adjacents sans couplage et couplés avec amortisseur VF	107
Figure 5.22 :	Déplacement en tête des bâtiments (1) et (2), couplés par amortisseur VF	108
Figure 5.23 :	Boucles d’hystérésis de l’amortisseur (MR), contrôle Passive-off, séisme d’El Centro, 1940	110
Figure 5.24 :	Boucles d’hystérésis de l’amortisseur (MR), control Passive-on, séisme d’El Centro, 1940	111
Figure 5.25 :	Boucles d’hystérésis de l’amortisseur (MR), contrôleur FLC, séisme d’El Centro, 1940	111
Figure 5.26 :	Boucles d’hystérésis de l’amortisseur (MR), contrôle Passive-off, séisme de Northridge, 1994	112
Figure 5.27 :	Boucles d’hystérésis de l’amortisseur (MR), contrôle Passive-on, séisme de Northridge, 1994	112
Figure 5.28 :	Boucles d’hystérésis de l’amortisseur (MR), contrôleur FLC, séisme de Northridge, 1994	113
Figure 5.29 :	Configuration structurelle de l’emplacement de l’amortisseur (MR) ...	115
Figure 5.30 :	Pourcentage de variation des déplacements en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôle passive-On/Off pour le séisme de Northridge, 1994	117
Figure 5.31 :	Pourcentage de variation des déplacements en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôleur FLC pour le séisme de Northridge, 1994	117
Figure 5.32 :	Pourcentage de variation des efforts tranchant à la base en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôle passive-On/Off pour le séisme de Northridge, 1994	118
Figure 5.33 :	Pourcentage de variation des efforts tranchant à la base par en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôleur FLC pour le séisme de Northridge, 1994	118
Figure 5.34 :	Pourcentage de variation du déplacement inter-étages maximum en fonction du rapport de fréquence (δ), contrôle Passive-On/Off pour le séisme de Northridge, 1994.....	119

Figure 5.35 :	Pourcentage de variation du déplacement inter-étages maximum en fonction du rapport de fréquence, sous contrôleur FLC le séisme de Northridge, 1994	119
Figure 5.36 :	Pourcentage de variation des déplacements en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôle Passive-On/Off pour le séisme de Kocaeli, 1999	120
Figure 5.37 :	Pourcentage de variation des déplacements en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôleur FLC pour le séisme de Kocaeli, 1999	120
Figure 5.38 :	Pourcentage de variation des efforts tranchant à la base en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôle Passive-On/Off pour le séisme de Kocaeli, 1999.....	121
Figure 5.39 :	Pourcentage de variation des efforts tranchant à la base en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôleur FLC pour le séisme de Kocaeli, 1999	121
Figure 5.40 :	Pourcentage de variation du déplacement inter-étages maximum en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôle Passive-On/Off pour le séisme de Kocaeli, 1999	122
Figure 5.41 :	Pourcentage de variation du déplacement inter-étages maximum en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôleur FLC pour le séisme de Kocaeli, 1999	122
Figure 5.42 :	Réponse du bâtiment en bon état avec et sans bruit ($\psi =20$) (a) Déplacement max. (b) Effort tranchant à la base (c) déplacement inter-étage max.....	125
Figure 5.43 :	Réponse du bâtiment précaire avec et sans bruit ($\psi =20$) (a) Déplacement max. (b) Effort tranchant à la base (c) déplacement inter-étage max.....	125
Figure 5.44 :	Réponse du bâtiment en bon état avec et sans bruit ($\psi =10$) (a) Déplacement max. (b) Effort tranchant à la base (c) déplacement inter-étage max	126

Figure 5.45 :	Réponse du bâtiment précaire avec et sans bruit ($\psi = 10$)	
	(a) Déplacement max. (b) Effort tranchant à la base (c) déplacement inter-étage max.....	127
Figure 5.46 :	Déplacement des en tête des bâtiments sans couplage, sous le séisme de Northridge, 1994	128
Figure 5.47 :	Déplacement en tête des bâtiments sans couplage, sous le séisme de Kocaeli, 1999	129
Figure 5.48 :	Déplacement en tête des bâtiments couplés, sous le séisme de Northridge, 1994	130
Figure 5.49 :	Déplacement en tête des bâtiments couplés sous le séisme de Kocaeli, 1999	131

LISTE DES TABLEAUX

Chapitre III : Amortisseur Magnéto-rhéologique pour contrôle semi-actif

Tableau 3.1 :	Caractéristiques d'un amortisseur MR d'une capacité de 20-tonnes	40
---------------	--	----

Chapitre IV : Formulation mathématique et modélisation numérique

Tableau 4.1 :	Les lois de base pour la réduction de l'entrechoquement en 2D	68
---------------	---	----

Tableau 4.2 :	Les lois de base pour la réduction de l'entrechoquement en 3D	70
---------------	---	----

Chapitre V : Résultats et discussion

Tableau 5.1 :	Distance de séparation minimale pour les stratégies de contrôle adoptées	81
---------------	--	----

Tableau 5.2 :	Variation des déplacements en tête des bâtiments (1) et (2) (cm)	83
---------------	--	----

Tableau 5.3 :	Variation des efforts tranchants normalisés à la base des bâtiments (1) et (2)	85
---------------	--	----

Tableau 5.4 :	Force maximale produite par l'amortisseur MR (kN)	85
---------------	---	----

Tableau 5.5 :	Distance de séparation minimale requise pour éviter l'entrechoquement (cm)	88
---------------	--	----

Tableau 5.6 :	Variation des déplacements des derniers étages des bâtiments (1) et (2) (cm)	90
---------------	--	----

Tableau 5.7 :	Variation des efforts tranchants normalisés à la base des bâtiments (1) et (2)	92
---------------	--	----

Tableau 5.8 :	Force maximale produite par l'amortisseur MR (kN)	92
---------------	---	----

Tableau 5.9 :	Distance de séparation minimale requise pour éviter l'entrechoquement (cm)	95
---------------	--	----

Tableau 5.10 :	variation des déplacements des derniers étages des bâtiments (1) et (2) (cm)	97
----------------	--	----

Tableau 5.11 :	Variation des efforts tranchants normalisés à la base des bâtiments (1) et (2)	99
----------------	--	----

Tableau 5.12 :	Force maximale produite par l'amortisseur MR (kN)	99
----------------	---	----

Tableau 5.13 :	Distance de séparation minimale requise pour éviter l'entrechoquement (cm)	102
----------------	--	-----

Tableau 5.14 :	Variation des déplacements des derniers étages des bâtiments (1) et (2) (cm)	104
----------------	--	-----

Tableau 5.15 :	Variation des efforts tranchants normalisés à la base des bâtiments (1) et (2)	106
Tableau 5.16 :	Force maximale produite par l'amortisseur MR (kN)	106
Tableau 5.17 :	Distance de séparation minimale requise pour éviter l'entrechoquement (cm)	109
Tableau 5.18 :	Variation des déplacements des derniers étages des bâtiments (1) et (2) (cm)	109
Tableau 5.19 :	Fréquences propres des bâtiments étudiés	116
Tableau 5.20 :	Distance minimale pour éviter l'entrechoquement (cm) pour le cas I	132
Tableau 5.21 :	Distance minimale pour éviter l'entrechoquement (cm) pour le cas II ...	132
Tableau 5.22 :	Distance minimale pour éviter l'entrechoquement (cm) pour le cas III ...	133
Tableau 5.23 :	Distance minimale pour éviter l'entrechoquement (cm) pour le cas VI ...	133
Tableau 5.24 :	Rotations maximum aux centres des masses des bâtiments (1) et (2) (degrés)	134
Tableau 5.25 :	Déplacements aux centres des masses des bâtiments (1) et (2) (cm)	135

LISTE DES SYMBOLES

δ_M	Distance de séparation entre deux bâtiments adjacents
δ_{M1}	Déplacement maximal absolu du bâtiment (1)
δ_{M2}	Déplacement maximal absolu du bâtiment (2)
S_i	Distance de séparation entre deux bâtiments adjacents
Δ_{i1}	Déplacement maximal absolu du bâtiment (1)
Δ_{i2}	Déplacement maximal absolu du bâtiment (2)
δ_x	Distance de séparation entre deux bâtiments adjacents
C_d	le facteur d'amplification de la déflexion totale
δ_{\max}	le déplacement élastique maximal
I	facteur d'importance du chargement sismique
d	Distance de séparation entre deux bâtiments adjacents
X_1	Déplacement maximal absolu du bâtiment (1)
X_2	Déplacement maximal absolu du bâtiment (2)
F_D	Force d'amortissement de l'appareil passif
C_D	Coefficient d'amortissement de l'appareil passif
x_d	Déplacement relatif entre les extrémités de l'appareil passif
\dot{x}_d	Vitesse relative entre les extrémités de l'appareil passif
λ	Paramètre de la vitesse (exposant)
τ	Contrainte de cisaillement
τ_0	Seuil d'écoulement
η	viscosité dynamique
$\dot{\gamma}$	Vitesse de cisaillement
$G(H)$	Module complexe de cisaillement qui dépend du champ magnétique
$\ Z\ _p$	P-norme des états
$H(\cdot)$	la fonction de Heaviside

INTRODUCTION GENERALE

Dans un monde qui se développe de plus en plus vite, les grandes métropoles sont devenues des poumons économiques, culturels et sociaux pour les pays développés ou en voie de développement. Une croissance aussi rapide implique la construction de plus de structures dans des surfaces de plus en plus restreintes. La construction de structures rapprochées est due essentiellement au coût élevé des terrains, mais aussi à des dispositions architecturales ou des conflits de propriété.

Les séismes ont toujours représenté un challenge important pour l'ingénierie de construction, qui a toujours visé la mise en œuvre de structures sûres et économiques. Les dégâts observés après le séisme de forte intensité tel que San Fernando 1971, Mexico City 1985, Loma Prieta 1989, Northridge 1994, Kobe 1995, Athéna 1999, Kocaeli 1999 et récemment Christchurch 2011, ont mis la lumière sur un phénomène dangereux qui touche principalement les structures adjacentes connu sous le nom de l'entrechoquement. Ce phénomène est décrit comme étant la collision entre bâtiments adjacents qui résulte de certaines excitations, et plus exactement des excitations sismiques. Ces bâtiments sont habituellement séparés par un joint qui est insuffisant pour s'adapter aux mouvements latéraux des bâtiments sous sollicitations sismiques. Par ailleurs, les chocs sismiques sont pris en considération dans les règlements qui préconisent une distance adéquate de séparation entre blocs ; Cependant, dans les zones métropolitaines, les bâtiments sont très rapprochés ce qui rend l'obtention de distance de séparation sécuritaire impossible en raison de la valeur élevée des terrains et la nécessité d'installations centralisées sous un même toit. Si les joints entre bâtiments dans les zones métropolitaines sont jugés déficients pour éviter l'entrechoquement, il existe des méthodes sécurisées et économiques pour atténuer les chocs structurels. Plusieurs travaux de recherche se sont penchés sur le problème de l'entrechoquement étudiant sa localisation, la distance minimum de séparation requise et enfin les solutions à adopter pour dissiper et éliminer le risque de ce phénomène.

L'introduction de dispositifs de contrôle est actuellement une solution de choix quand il s'agit de protéger, améliorer ou renforcer des structures contre les effets destructeurs des séismes. Apparus à la fin des années 80 et de plus en plus répandus de nos jours, ces dispositifs permettent d'apporter un amortissement supplémentaire, et dissipent plus d'énergie sismique en appliquant une force de contrôle pour limiter la réponse dynamique des bâtiments.

Généralement répertoriés selon leurs modes de fonctionnement, ces systèmes de contrôle se présentent en trois catégories : passif pour les dispositifs qui ont des caractéristiques d'amortissement fixes et qui fonctionnent sans apport d'énergie, actif pour les systèmes de contrôle à amortissement contrôlable par une source d'énergie externe et semi-actif pour les dispositifs combinant les deux, c'est-à-dire pouvant être contrôlés mais avec un faible apport d'énergie extérieure.

Le couplage des bâtiments adjacents par des dispositifs de contrôle est l'une des solutions les plus répandues pour contrôler les vibrations sismiques d'un ensemble de bâtiments construits les uns à côté des autres. En reliant deux structures adjacentes par un dispositif de contrôle un seul système est formé qui résistera comme un ensemble uni aux excitations sismiques. Cette idée a été proposée à la fin des années 80 et consistait à utiliser des barres métalliques comme moyen de liaison. Plusieurs contributions ont été apportées par la suite, d'abord en remplaçant les barres métalliques par des dispositifs déformables permettant l'absorption des chocs, puis par l'implémentation d'amortisseurs passifs et actifs. Une mise en œuvre réelle de cette stratégie a même eu lieu dans plusieurs projets tels que le « Triton square office complex », le « Konoike headquarter buildings » ou encore le « Kajima intelligent building complex », ce qui a encouragé plus de chercheurs à s'approfondir sur le sujet.

Une des plus grandes contraintes des systèmes de contrôle réactif (actif ou semi-actif), est la conception d'algorithme de contrôle adéquat, stable, et robuste. La diversité des algorithmes de contrôle ne les rend pas pour autant infaillibles surtout que la stratégie de contrôle des vibrations sismiques repose sur leur bon fonctionnement, d'où l'importance du choix de l'algorithme de contrôle. La majorité des algorithmes de contrôle reposent sur l'observation et la mesure de la réponse complète de la structure, ce qui impose l'implémentation d'un grand nombre de capteurs, augmentant ainsi le coût d'installation d'entretien. L'algorithme à logique floue se distingue des autres algorithmes par sa capacité à contrôler un système sans pour autant avoir besoin d'un aussi grand nombre de données à mesurer, et se présente ainsi comme un algorithme de choix pour toute conception de contrôleur parasismique.

L'objectif principal de cette étude est de contribuer à la réduction du risque d'entrechoquement entre les bâtiments adjacents en appliquant une stratégie de contrôle par couplage des bâtiments adjacents au moyen d'un dispositif d'amortissement semi-actif. Un algorithme à logique floue est développé pour contrôler l'amortisseur utilisé d'une manière

intelligente (*smart-control*) afin de réduire le risque d'entrechoquement. Entièrement basé sur la réponse des étages susceptibles de s'entrechoquer, cette solution ne nécessite pas l'implémentation d'un grand nombre de capteurs de mouvement, ni l'observation et la mesure des réponses de tous les étages des bâtiments contrôlés. Cette stratégie de contrôle basée sur le couplage concernera plusieurs structures adjacentes présentant un haut risque d'entrechoquement en raison de leurs configurations structurelles ou leurs dispositions constructives, afin de prouver son efficacité.

Le présent travail se compose de cinq chapitres dont le contenu sera brièvement étalé ci-dessus :

Le premier chapitre est une revue de la littérature de plusieurs sujets représentant l'arrière-plan de cette étude. La revue de la littérature est scindée en trois parties principales : l'historique du phénomène d'entrechoquement et ses effets sur les bâtiments adjacents, les causes de l'entrechoquement et sa présence dans les codes de calcul et finalement la présentation et la discussion des solutions proposées pour réduire l'entrechoquement.

Le deuxième chapitre comportera deux parties : la première sera consacrée aux divers modes de contrôle des vibrations et la seconde concernera une revue de la littérature sur le couplage des bâtiments adjacents utilisant divers systèmes de contrôle. Plusieurs stratégies de couplage sont proposées pour justifier le choix de la stratégie utilisée dans cette étude.

Le troisième chapitre concernera le contrôle semi-actif par amortisseur magnéto-rhéologique (MR). En premier lieu, l'aspect physique de l'amortisseur (MR) sera présenté de manière exhaustive, ainsi que les modélisations respectivement mathématique et numérique de l'amortisseur (MR). La partie parachevant ce chapitre présentera divers algorithmes de contrôle susceptibles d'être combinés à l'amortisseur (MR) pour un contrôle semi-actif optimal.

Le quatrième chapitre sera consacré à la formulation mathématique et numérique du problème des bâtiments adjacents couplés par un dispositif de contrôle. Ainsi, une formulation mathématique sera présentée pour des bâtiments adjacents modélisés en 2D et 3D. Une résolution basée sur la représentation d'état sera menée pour le traitement des formulations mathématiques. Une partie concernant la conception du contrôleur à logique floue sera également abordée. Enfin, la modélisation numérique en utilisant le code

MATLAB et SIMULINK est détaillée ainsi que les modèles structurels employés dans cette étude. L'influence de la nature de l'excitation sismique est prise en compte dans la modélisation des différentes configurations de couplage et considérée par l'utilisation de quatre enregistrements sismiques bien connus dans la littérature.

Le cinquième chapitre concernera la présentation des résultats et leur analyse. Il couvrira trois problèmes différents : i) des bâtiments adjacents ayant diverses configurations structurelles modélisées en 2D et reliés avec un seul amortisseur MR ; ii) deux bâtiments adjacents couplés avec plusieurs dispositifs d'amortissement afin de réhabiliter l'un des deux bâtiments qui présente des pertes de rigidité ; iii) deux bâtiments adjacents modélisés en 3D avec un bâtiment symétrique et un second dissymétrique qui seront couplés avec des dispositifs d'amortissement dans le but de réduire les rotations du bâtiment dissymétrique et par la suite réduire le risque de l'entrechoquement.

Finalement, une conclusion générale regroupera l'ensemble des résultats obtenus et les objectifs atteints lors de cette étude suivie de certaines recommandations et perspectives.

CHAPITRE I

PHENOMENE DE L'ENTRECHOQUEMENT DES BATIMENTS

1.1 Introduction

Lors des séismes de forte intensité qui ont frappé les différents coins de la terre, plusieurs phénomènes se sont enchainés et ont suivi ces séismes tel que : la liquéfaction, le glissement de terrain, les éboulements, l'apparence des failles, mais aussi l'entrechoquement ou le martellement entre les bâtiments adjacents. Ces phénomènes, et particulièrement celui de l'entrechoquement qui est causé par la collision entre bâtiments adjacents qui résulte de certaines excitations, et plus exactement des excitations sismiques [1], ont attiré l'attention de la communauté des ingénieurs et des concepteurs dans sa prise en compte dans les règles et codes de calcul, et cela depuis les années 50 (UBC 1955 et SEAOC 1959) [2]. C'est ainsi que le problème d'entrechoquement fut mentionné pour la première fois.

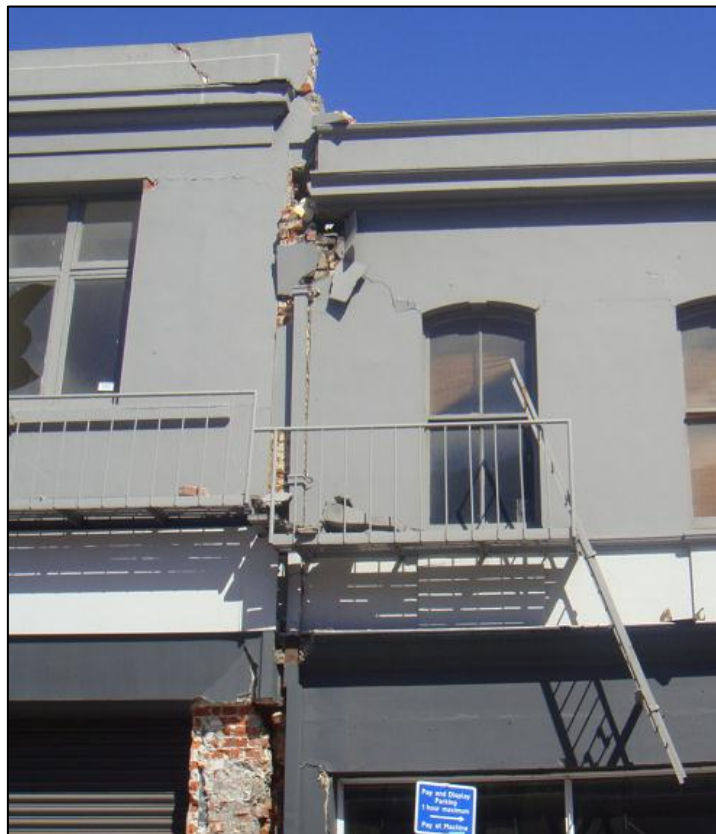


Figure 1.1 : Entrechoquement de deux structures adjacentes ayant causé des dommages structuraux

L'entrechoquement fut directement lié à l'espace de séparation entre deux bâtiments adjacents (joint) car ce phénomène a lieu lorsque le joint de séparation entre deux bâtiments est insuffisant ou devient insuffisant, et ne leur permet pas de vibrer ou de bouger librement dans un sens latéral sans entrer en collision l'un avec l'autre.

En 1961 **Blume** [3] écrit « *la question de la largeur suffisante à envisager entre deux bâtiments voisins, doit être considérée comme un jugement d'ingénieurs en premier lieu. Les lois arbitraires causeraient un préjudice grave dans certains cas et seraient inadéquates dans d'autres cas* »; malgré cela et à cause du manque d'accidents majeurs dus à l'insuffisance du joint de séparation à cette époque, les chercheurs et les professionnels de la construction n'ont pas accordé une attention suffisante à ce problème jusqu'en 1971 lors du séisme de San Fernando où plusieurs dommages structurels ont eu lieu; dont un entrechoquement entre un bloc et une tour de l'hôpital « *Olive view Hospital* » récemment construits (Figure 1.2) ces dommages sont survenus au niveau du joint de séparation entre le bloc et la tour [4].



Figure 1.2 : La tour de l'hôpital effondrée à cause de l'insuffisance du joint de séparation qui causé un entrechoquement entre la tour et le bloc qui l'avoisine séisme de San Fernando 1971 [5]

Mais l'évènement qui a déclenché des recherches sur le phénomène de l'entrechoquement et les risques que ce dernier présente sur les structures fut le séisme de Mexico City 1985 et cela en raison du grand nombre de dommages et effondrements causés par l'entrechoquement, comme l'a reporté **Bertero** [6], où il retient trois configurations constructives des bâtiments qui ont subi un entrechoquement :

- Des unités adjacentes du même bâtiment séparées par des joints de construction.
- Des unités du même bâtiment ou des bâtiments différents éloignées l'une de l'autre mais reliées par des passerelles pour piétons.
- Des bâtiments adjacents à différents usages et propriétaires.

L'analyse des informations disponibles sur les dommages observés à Mexico City révèle que :

- sur 40% des 330 bâtiments effondrés ou qui ont subi des dommages importants, un entrechoquement a eu lieu, et au moins 15% des effondrements des bâtiments ont été causés directement par un entrechoquement [7]. Ces statistiques furent critiquées plus tard par **Anagnostopoulos [8]** à cause de la surestimation des dégâts liés à l'entrechoquement.
- Bien que l'entrechoquement soit dû à l'insuffisance du joint de séparation, cette insuffisance ne peut pas être attribuée à une raison précise mais plutôt à un ensemble de facteurs [6] :
 - a) l'intensité inattendue du séisme et la conséquence de l'insuffisance de la distance minimale de séparation imposée par les codes de calcul ;
 - b) la configuration inadéquate des bâtiments et des systèmes structurels mis en place pour résister aux vibrations latérales et particulièrement la résistance à la torsion ;
 - c) l'inclinaison cumulée de certains bâtiments à cause des mouvements de fondation ;
 - d) une maintenance inappropriée.
- La comparaison entre les codes de calcul Mexicain et Américain a montré que les distances de séparation ont été calculées pour satisfaire le minimum de distance requise.

Par la suite, l'entrechoquement a été observé dans la majorité des séismes de forte intensité qui ont frappé des zones de grande densité urbaine particulièrement le séisme de Loma Prieta 1989 ; suite à ce dernier une enquête a été menée par **Kasai et al [9]** qui ont révélé la présence de plus de 200 cas d'entrechoquement impliquant plus de 500 bâtiments adjacents à travers les villes de San Francisco, Santa Cruz, Oakland et Watson-ville. Le rapport d'enquête s'est basé sur les données compilées fournies par les ingénieurs, le gouvernement américain, les propriétaires des bâtiments et l'inspection faite par **Kasai et al [9]**. Par conséquent, une carte a été établie avec les blocs où a eu lieu un entrechoquement (**Figure 1.3**).

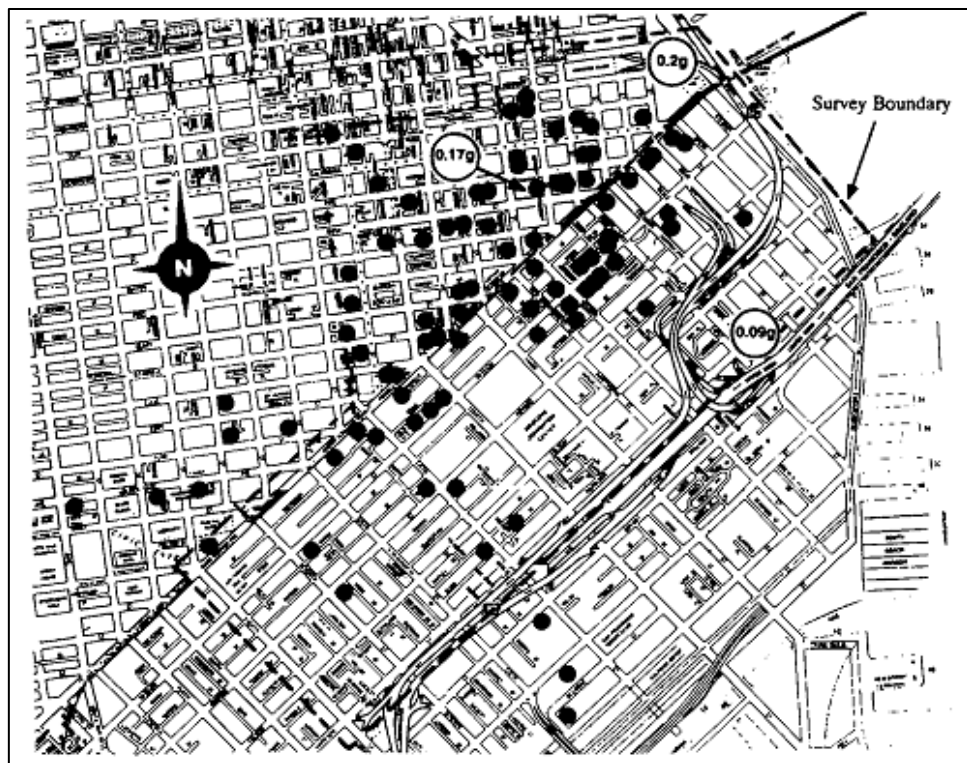


Figure 1.3 : Distribution des dommages dus à l'entrechoquement dans le quartier d'affaire de San Francisco [9].

Aussi une classification des dommages subis suite à un entrechoquement en 4 catégories suivant la gravité des dégâts causés a été mise en place [10], tel que :

- **Dégâts de première catégorie** : dans lesquels l'entrechoquement a contribué à des dommages structuraux majeurs, l'un ou les deux bâtiments qui se sont entrechoqués sont inutilisables voir même effondrés.
- **Dégâts de deuxième catégorie** : l'entrechoquement a mené l'endommagement et la chute des éléments de constructions des bâtiments ce qui présente des risques pour les personnes encore coincées à l'intérieur des bâtiments ; la perte des éléments de construction est due à l'impact direct entre les deux structures impliquées.
- **Dégâts de troisième catégorie** : l'entrechoquement a causé la perte des fonctionnalités des bâtiments, panne d'électricité, fuite de gaz, coupure des lignes de communication ce qui rend le bâtiment inutilisable mais ne présente pas de risque pour les habitants comme les dégâts de première catégorie.
- **Dégâts de quatrième catégorie** : dans cette catégorie, les dégâts sont mineurs et le bâtiment reste toujours utilisable.

Un ensemble de commentaires et observations ont été établis à la fin de cette enquête [9] ; on peut trouver les probables causes de l'entrechoquement mais aussi les anomalies que présentent les bâtiments qui ont subis un entrechoquement, parmi ces remarques on peut lire :

- La majorité des cas d'entrechoquement reportés sont survenus dans des zones de forte densité urbaine.
- L'entrechoquement implique majoritairement des bâtiments de plusieurs étages.
- Les structures avec des irrégularités géométriques sont plus susceptibles de s'entrechoquer.
- Dans certains cas et pour des considérations architecturales mais aussi pour le gain d'espace les distances de séparation entre les bâtiments adjacents n'ont pas été respectées ce qui a causé des entrechoquements.

Suite à cela deux micro programmes d'analyse d'entrechoquement ont été élaborés par **Maison and Kasai** [11] en l'occurrence SLAM et SLAM 2. Les deux programmes modélisent les bâtiments comme ayant plusieurs degrés de liberté ; dans le premier programme, un bâtiment entre en collision latérale avec un deuxième bâtiment rigide, et le deuxième programme suppose que les deux bâtiments se déplacent latéralement pour s'entrechoquer.

L'entrechoquement peut impliquer une série de bâtiments construits les uns à côté des autres comme c'est le cas des cités résidentielles. Ce cas de figure est appelé « entrechoquement en série » [12], qui présente un risque d'effondrement élevé pour les bâtiments d'extrémité, mais aussi un risque de dommage pour les bâtiments du milieu car ces derniers reçoivent des chocs des deux côtés.

L'observation des cas d'entrechoquement est également poursuivie lors du séisme de Kobe en 1995. Ainsi et lors du rapport primaire établi en 1995, **Comartin** [13] note ce qui suit : « *des petits bâtiments sont typiquement construits immédiatement les uns à côté des autres ainsi toute interaction (entrechoquement) peut arriver et pousser ainsi le dernier bâtiment de la série à s'effondrer* » et « *dans certains cas les effondrements peuvent être liés à des irrégularités qui ont causé des interactions avec des structures adjacentes* ».

Vasiliadis and Elenas [14] ont reporté des dommages considérables aux points d'impact dus à l'entrechoquement entre deux différentes parties structurelles d'une école durant le séisme

d'Athéna en 1999. L'hôpital SSK d'Izmit a souffert de sérieux dommages durant le séisme de Kocaeli 1999 due à l'interaction de plusieurs parties du bâtiment [15].

Par la suite, plusieurs changements ont touché les codes de calcul à travers le monde et surtout la partie consacrée au joint de séparation [2] (UBC 1994, UBC 1997) entre les bâtiments adjacents, et malgré cela des cas d'entrechoquement sont toujours observés lors de chaque séisme de forte intensité, où l'un des derniers rapports faisant état de plusieurs cas d'entrechoquement a été établi par **Cole et al** [16] en 2011 lors du séisme de Christchurch qui a touché le Nouvelle-Zélande, mettant en cause les bâtiments construits avant le changement des règlements ainsi que la densité des bâtiments dans les zones urbaines où on trouve toujours des bâtiments adjacents susceptibles de s'entrechoquer.

Face à toutes ces constatations et l'apparition répétitive du problème d'entrechoquement et l'importance des dégâts causés dans certains cas, il est nécessaire de se pencher de plus près sur ce phénomène, ses causes et les conditions de sa survenance.

1.2 Causes de l'entrechoquement

Bien que le phénomène de l'entrechoquement ou martellement des bâtiments reste facilement identifiable grâce à la reconnaissance visuelle, les conditions de son avènement ainsi que ses causes restent difficiles à déterminer en raison de l'interférence de plusieurs paramètres dynamiques, géométriques et matériels.

L'entrechoquement des bâtiments se produit à cause du mouvement des bâtiments adjacents ayant différents modes de vibration et différentes périodes dynamiques sous charge sismique, ce qu'on appelle un mouvement « **hors phase** ». Lors de ce mouvement, le joint séparant les bâtiments adjacents devient insuffisant et ne répond plus aux besoins de déplacement des deux structures ; ainsi l'un se déplace vers l'autre et entre en collision « **entrechoquement** » [9]. Par conséquent, la vibration « **hors phase** » des bâtiments adjacents est la cause directe de l'entrechoquement. A quoi sont liées les caractéristiques dynamiques de chaque bâtiment ? Lorsque un bâtiment vibre sous sollicitations dynamiques, deux paramètres influent sur son comportement ; sa masse et sa rigidité [9, 11, 12, 17-20]. Ainsi, lors d'un entrechoquement la masse et la rigidité ont une grande influence sur le mouvement des deux bâtiments adjacents, donc si on se retrouve avec deux bâtiments adjacents de différentes conceptions et de différents matériaux et donc différentes masses et rigidités, une vibration hors phase et très probable, ce qui implique un risque d'entrechoquement en cas de séisme de forte intensité.

Cela n'exclut pas les bâtiments identiques adjacents, car même avec la même conception et les mêmes matériaux il est quasiment impossible que les deux bâtiments aient le même comportement dynamique. L'entrechoquement est donc principalement dû à des vibrations hors phase des bâtiments adjacents en raison de la différence des caractéristiques dynamiques des deux bâtiments qui sont directement liées à la masse et à la rigidité de chaque édifice, lesquelles dépendent des matériaux utilisés et de la conception adoptée.

1.3 Configurations structurelles possibles pour un entrechoquement

L'examen des entrechoquements structurels durant les séismes récents démontre qu'au moins 6 cas de figures sont possibles pour un entrechoquement ; ces derniers dépendent principalement des configurations structurelles des bâtiments adjacents **Jeng and Tzeng [21]**:

- 1) Martèlement étage-poteau (figure 1.4.1). En particulier, les poteaux qui subissent des collisions sont soumis à des forces de cisaillement très élevées.
- 2) Bâtiments adjacents avec des masses très différentes (figure 1.4.2). Le transfert d'énergie cinétique du plus lourd bâtiment peut augmenter considérablement la vitesse dans la structure la plus légère lors de l'impact. Ainsi, le léger bâtiment est susceptible de s'effondrer.
- 3) Bâtiments avec des hauteurs totales différentes de manière significative (figure 1.4.3). Une collision entre un bâtiment élevé et un bâtiment court modifie le mode de déplacement du bâtiment haut. L'étage qui souffre de collision dans le grand bâtiment est retenu, tandis que le reste du bâtiment est «fouetté» sur le dessus. Cela crée une forte augmentation des demandes de cisaillement et de ductilité dans le grand bâtiment à l'étage situé immédiatement au-dessus du dernier étage du bâtiment court.
- 4) Bâtiments non alignés lorsque tous les bâtiments ont des propriétés similaires (figure 1.4.4). Ce scénario est analogue au berceau de Newton. Dans une lignée de bâtiments similaires avec une séparation très petite ou inexistante, les bâtiments d'extrémité subissent des dommages en raison de la transmission dynamique des efforts des bâtiments intérieurs.
- 5) Bâtiment soumis à une torsion qui cause un martèlement (figure 1.4.5). Certaines configurations de bâtiment peuvent générer des modes de torsion dans l'une ou les deux structures qui peuvent conduire à des demandes de capacité considérables. Ceci est particulièrement dangereux dans le cas d'un martèlement étage-poteau.
- 6) Bâtiments en matériaux fragiles (figure 1.4.6). La maçonnerie non armée est particulièrement vulnérable à toute charge latérale. La collision provoque une force

temporaire très élevée qui peut entraîner une rupture explosive des éléments structurels fragiles.

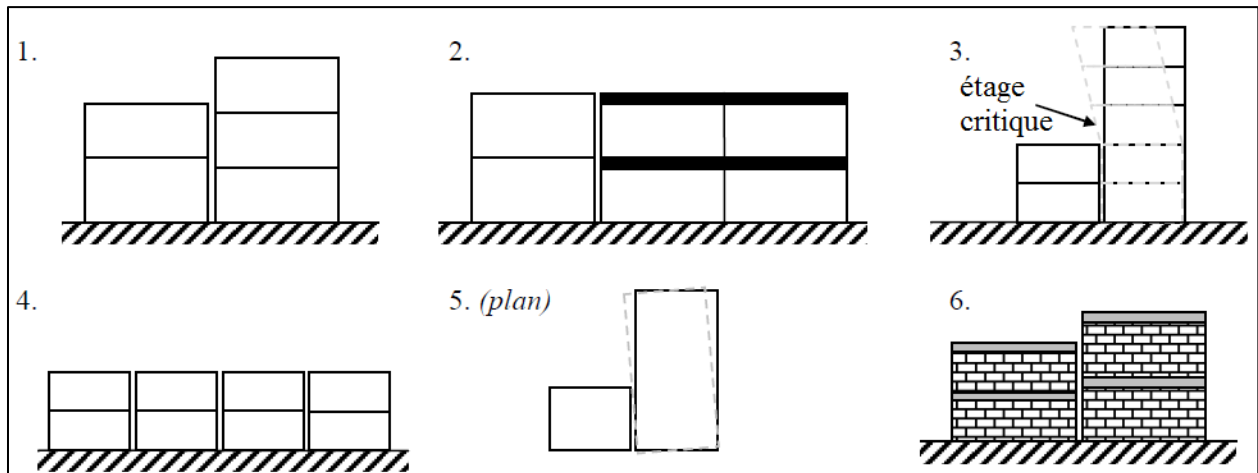


Figure 1.4 : Configurations critiques de martèlement

1.4 Revue de littérature des solutions proposées pour réduire l'entrechoquement

Face à la récurrence dangereuse du phénomène de l'entrechoquement, une attention particulière a été consacrée à la recherche de solution permettant de mettre fin à ce problème, plusieurs solutions ont été proposées par les chercheurs. Les solutions proposées peuvent être répertoriées en deux groupes des solutions classiques et des solutions non classiques.

1.4.1 Solution classique (joint sismique)

Parmi les solutions classiques les plus répandues et les plus adoptées par les codes de calcul à travers le monde le joint sismique peut être cité comme élément commun apparaissant dans la majorité des codes de calcul quand il s'agit de réduire l'interaction inter-structurelle ou l'entrechoquement.

Les codes parasismiques internationaux ont reconnu les effets destructeurs que l'entrechoquement est susceptible d'induire dans les constructions. L'approche couramment adoptée par ces règlements a été d'éviter les interactions de contact entre les structures en assurant un espacement suffisant entre elles. Ces codes préconisent une distance de séparation minimale entre les bâtiments adjacents. Dans certains cas, cette distance dépend uniquement du déplacement maximal de chaque bâtiment voir même la simple somme des déplacements de chaque bâtiment (règlement Canadien). Dans d'autre cas, une petite valeur qui peut être un pourcentage de la somme des déplacements des bâtiments adjacents ou une combinaison

quadratique du déplacement maximal (règlement français). Le règlement Taiwanais considère que les distances de séparation dépendent de la hauteur du bâtiment. Dans certains règlements, une distance minimum du joint de séparation est imposée, allant de 2,5 cm pour le règlement Argentin à 1,5 cm pour celui de Taiwan. Dans d'autres règlements cela dépend du type du sol et de l'action sismique.

Selon le code IBC-2003 (International Building code) « *toutes les structures doivent être séparées des autres structures qui les avoisinent. Si les bâtiments adjacents sont sur la même ligne de propriété, la distance minimale de séparation suit simplement la règle de la racine carrée de la somme des carrés (SRSS) et si les bâtiments adjacents ne se trouvent pas sur la même ligne de propriété la règle de la somme des déplacements maximums de chaque bâtiment est appliquée* », le code UBC-2007 (Uniform Building Code) prévoit la même procédure que celle du code IBC-2003 [22]. La formule suivante (1.1) donne la distance de séparation minimum à introduire entre deux bâtiments adjacents.

$$\delta_M = \sqrt{(\delta_{M1}^2 + \delta_{M2}^2)} \quad (1.1)$$

Ou :

- δ_M : Distance de séparation entre deux bâtiments adjacents
- δ_{M1} : Déplacement maximal absolu du bâtiment (1)
- δ_{M2} : Déplacement maximal absolu du bâtiment (2)

Selon le règlement Américain FEMA : 273 – 1997 (Federal Emergency Management Agency) « *L'entrechoquement est supposé ne pas arriver si les bâtiments sont séparés à chaque Niveau (i) par une distance (S_i). La valeur de (S_i) ne doit pas dépasser 0.04 fois la hauteur des bâtiments au-dessus du sol, dans la zone potentielle d'impact* ». La formule (1.2) définit la distance minimale de séparation préconisée par le FEMA-273.

$$S_i = \sqrt{(\Delta_{i1}^2 + \Delta_{i2}^2)} \quad (1.2)$$

Ou :

- S_i : Distance de séparation entre deux bâtiments adjacents
- Δ_{i1} : Déplacement maximal absolu du bâtiment (1)
- Δ_{i2} : Déplacement maximal absolu du bâtiment (2)

Le National Building Code du Pérou (NBC PERU) dans la section E.03 stipule que « *chaque structure doit être séparée des autres structures voisines par une distance minimum afin d'empêcher tout contact durant un séisme* ». Cette distance minimale ne doit pas être inférieure à 2/3 de la somme des déplacements maximums des bâtiments adjacents.

L'ASCE 7-05 (American Society of Civil Engineers) précise que « *toute les portions d'une même structure doivent être conçues et construites de telle sorte qu'elles résistent comme une seule unité intégrale lors des séismes, à moins que les structures soient séparées par une distance suffisante afin d'empêcher tout dommage dû à un contact sous une totale déflexion comme le précise la section 12.8.6* » la distance de séparation dans ce cas-là dépend directement du facteur d'amplification de la déflexion et du facteur d'importance [23]. La formule (1.4) donne la distance minimale de séparation

$$\delta_x = \frac{C_d \delta_{\max}}{I} \quad (1.3)$$

Ou :

- δ_x : Distance de séparation entre deux bâtiments adjacents
- C_d : le facteur d'amplification de la déflexion totale
- δ_{\max} : le déplacement élastique maximal qui peut se produire à n'importe quel étage due à l'application de l'effort tranchant de conception à la base.
- I : facteur d'importance du chargement sismique

L'Eurocode 8 précise que « *Les bâtiments doivent être protégés du martèlement induit par le tremblement de terre de structures adjacentes ou entre les unités structurellement indépendantes du même bâtiment* ». L'Eurocode 8 exige une largeur de joint au moins égale à la somme quadratique des déplacements (racine carrée de la somme des carrés des déplacements) des planchers hauts du niveau. Si les planchers des blocs adjacents sont à la même hauteur, la largeur minimale du joint peut être réduite par un coefficient de 0,7. La formule donnée par l'Eurocode 8 pour calcul du joint sismique est la suivante :

$$d = \sqrt{(X_1^2 + X_2^2)} \quad (1.4)$$

Ou :

- d : Distance de séparation entre deux bâtiments adjacents
- X_1 : Déplacement maximal absolu du bâtiment (1)
- X_2 : Déplacement maximal absolu du bâtiment (2)

Le Règlement Algérien (RPA 2003 complément 2010) dans son article 5.19 prévoit une distance requise entre les deux bâtiments adjacents en fonction de la racine carrée de la somme des carrés (SRSS) des déplacements de chaque structure « *Deux blocs voisins doivent être séparés par des joints sismiques dont la largeur minimale (d_{min}) qui satisfait la condition suivante* » :

$$d_{min} = \sqrt{(\delta_1^2 + \delta_2^2)_{min}} \geq 40 \text{ mm} \quad (1.5)$$

δ_1 et δ_2 : déplacements maximaux des deux blocs, calculés au niveau du sommet du bloc le moins élevé incluant les composantes dues à la torsion et éventuellement celles dues à la rotation des fondations.

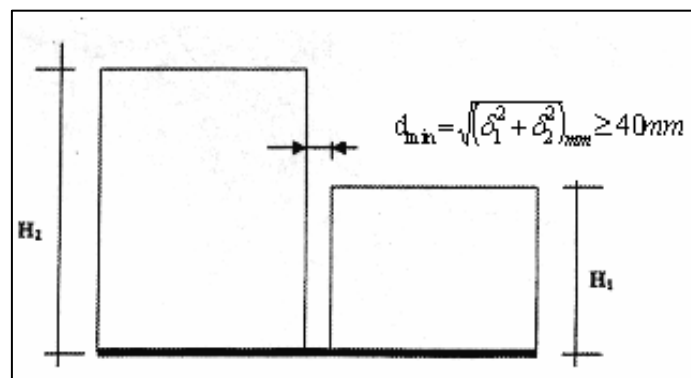


Figure 1.5 : Largeur minimum du joint sismique (RPA 2003 complément 2010)

D'après ce qu'on vient de voir et sur la majorité des codes de calcul et de conception parasismique, la règle de la racine carré de la somme des carrés est adoptée pour calculer la distance de séparation minimale (joint sismique) entre deux structures. Dans certain cas cette distance ne dépend pas uniquement de la réponse des structures adjacents mais aussi des facteurs d'importance et d'amplification sismique.

Rajaram and Ramancharla [24] ont passé en revue les recommandations de plusieurs codes de calcul concernant la distance de séparation minimale requise pour éviter l'entrechoquement, ensuite ils ont procédé à la vérification de l'efficacité de ces recommandations en utilisant le logiciel SAP2000. Sous l'effet de dix excitations sismiques

avec différents pics d'accélération, plusieurs configurations de bâtiments adjacents ont été testées. Les résultats obtenus montrent que la majorité des recommandations ne suffisent pas à réduire l'entrechoquement.

La distance minimum de séparation requise par les codes de conception parasismique peut paraître habituellement adéquate pour éviter des dommages sévères dus à l'entrechoquement pour des structures adjacentes bien conçues, bien construites et bien maintenues, au dépend d'une « **grande** » distance de séparation, qui d'un autre côté reste questionnable sur sa rationalité et sa fiabilité en cas de séisme de forte intensité touchant des structures adjacentes ayant des irrégularités significatives en plan ou en élévation.

On doit aussi rappeler que pour les bâtiments adjacents construits dans des zones urbaines situées dans des régions à forte sismicité, la séparation requise pour empêcher l'entrechoquement des bâtiments adjacents de moyenne et grande hauteur peut emmener à de sérieux problèmes socio-économiques particulièrement dans les grandes métropoles où la valeur du terrain est très élevée, ainsi les issues techniques (grand joint de séparation – réalisation difficile). L'installation d'un joint de séparation sismique devient plus compliquée surtout si les bâtiments adjacents ont différents propriétaires.

Face à tout cela la nécessité d'une solution alternative à celle proposée par les divers codes parasismique s'impose. Plusieurs solutions non classiques ont été envisagées parmi lesquelles l'installation de dispositifs de connexion. Dans ce sens-là, plusieurs recherches ont été menées afin de proposer des solutions pratiques et économiques.

1.4.2 Solutions non classiques.

Comme il a été noté précédemment, la mesure typique pour prévenir contre les risques de l'entrechoquement et qui est spécifiée dans plusieurs codes consiste à prévoir une distance de séparation suffisante entre les structures adjacentes. Néanmoins, cette mesure ne peut pas être appliquée pour des bâtiments construits avant l'introduction de ces règlements, en outre et même pour des bâtiments récemment construits, une « grande » distance de séparation entraînerait une large bande de séparation entre bâtiments adjacents et ainsi une perte d'un espace utilisable. Cela peut être intolérable d'un point de vue économique surtout dans des zones métropolitaines où le prix des terrains est très élevé. C'est dans ce sens-là, que les recherches ont été orientées vers d'autres solutions alternatives à la distance de séparation. Pour cela plusieurs méthodes furent proposées:

- **Anagnostopoulos [18]** a proposé le remplissage du joint de séparation par une matière spéciale pouvant absorber les chocs qui résultent de l'entrechoquement, une approche qui nécessite des matériaux adéquats et un entretien permanent.
- Des murs de refend placés entre les deux structures adjacentes et qui agissent comme des pare-chocs ont été proposés, **Spiliopoulos and Anagnostopoulos [12]**. Cette solution reste très pratique surtout pour les bâtiments récemment construits à proximité de bâtiments existant (figure 1.6).

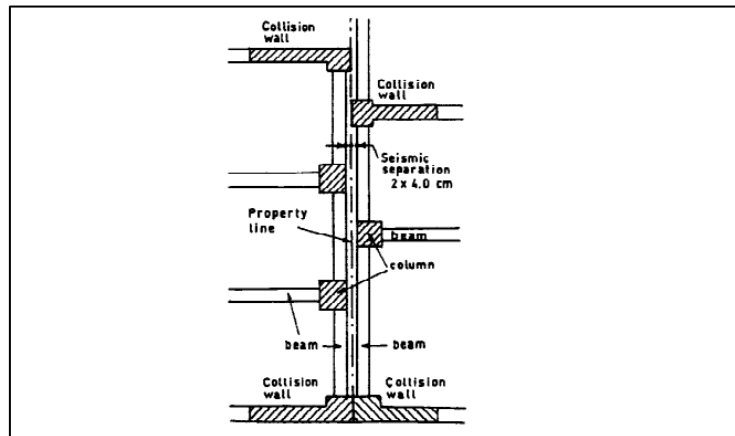


Figure 1.6 : Vue en plan de deux bâtiments adjacents avec des murs de refend.

- Une connexion permanente entre les structures adjacentes a été proposée par **Westermo [25]**, cette dernière semble augmenter la réponse de la structure la plus rigide et réduit celle de la structure la plus flexible, une solution qui n'arrange pas le propriétaire du bâtiment rigide.

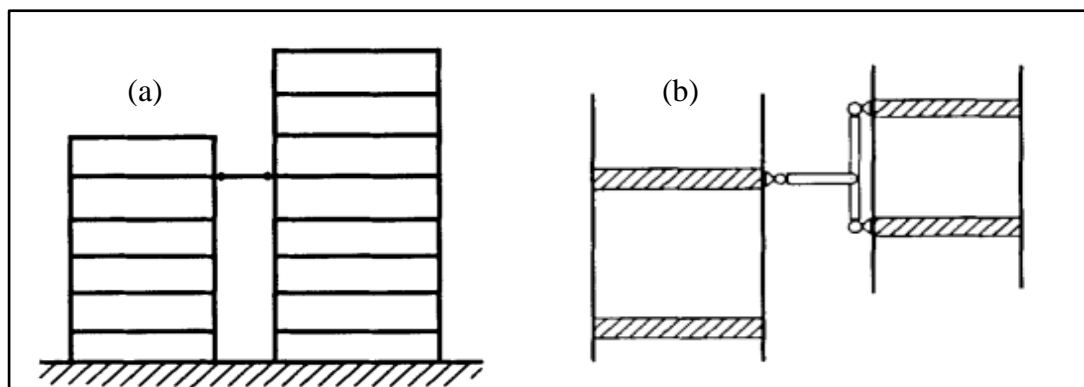


Figure 1.7 : Connexion permanente entre étages alignés (a) et non alignés (b) [25]

- Le couplage par connexion des bâtiments très rapprochés est une méthode d'élimination de l'entrechoquement, ce qui maintient une distance de séparation minimale en certains points des deux structures. La motivation fondamentale de cette

solution est de fournir une modification relativement simple et rentable pour empêcher le martèlement des bâtiments sans introduire des éléments complexes dans la réponse dynamique ni modifier les caractéristiques dynamiques du bâtiment. Cette solution fut étudiée par un grand nombre de chercheurs durant les dernières années, elle présente donc un sujet d'actualité.

1.5 Conclusion

Les causes de l'entrechoquement, les configurations structurelles le favorisant, ainsi que la prise en compte dans les codes de calcul ont été présentées, et cela afin de permettre aux lecteurs de prendre conscience de la gravité du problème et de comprendre le contexte actuel de l'étude. La revue de littérature est organisée d'une manière à déboucher vers la problématique de cette étude : « *comment réduire le risque d'entrechoquement des bâtiments adjacents ?* ». Ainsi une revue de la littérature des solutions proposées pour la réduction du risque de l'entrechoquement est présentée ; les solutions classiques puis les solutions non classiques sont exposées et analysées. Il en résulte que les solutions classiques et plus exactement le joint sismique, présentent un certain nombre de contraintes qui les rend inefficaces vis-à-vis de l'objectif fixé. Il est donc nécessaire de se tourner vers les solutions non classiques et plus exactement vers le couplage des bâtiments adjacents par des dispositifs de contrôle qui fera le sujet du prochain chapitre.

CHAPITRE 2

COUPLAGE DES BATIMENTS ADJACENTS PAR DISPOSITIFS DE CONTROLE DES VIBRATIONS

2.1. Introduction

L'une des solutions proposée pour la réduction du risque d'entrechoquement est le couplage des bâtiments adjacents par des dispositifs de contrôle. Dans ce chapitre, une première partie sera consacrée aux divers modes de contrôle qui seront passés en revue, puis une comparaison entre les différents dispositifs d'amortissement. La deuxième partie de ce chapitre concernera la revue de la littérature sur le couplage des bâtiments impliquant divers systèmes de contrôle.

2.2 Contrôle des vibrations

Les systèmes de contrôle des vibrations des bâtiments peuvent être classés en trois catégories, contrôle passif, contrôle semi-actif et contrôle actif, comme le montre la Figure 2.1.

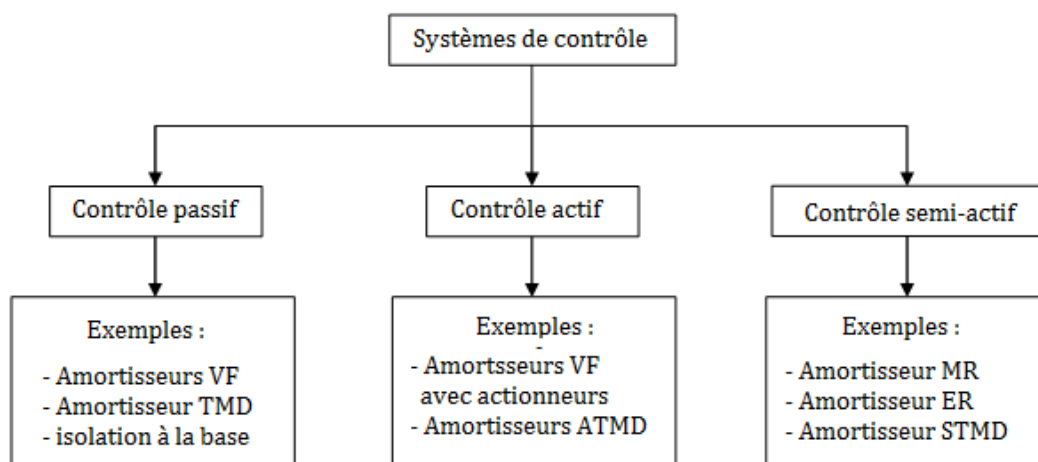


Figure 2.1 Classification des dispositifs de contrôle des vibrations

De nos jours, l'utilisation des dispositifs de contrôle est devenue de plus en plus répandue. Initialement introduits comme dispositifs de protection sismique utilisés sur des structures de majeure importance, les dispositifs de contrôle sont devenus des outils incontournables pour améliorer le comportement dynamique des structures et ouvrages d'art. Dans ce sens, plusieurs codes parasismiques ont introduit des instructions concernant le dimensionnement et l'implémentation des dispositifs de contrôle, à titre d'exemple le code (UBC 97) [26] qui fournit des recommandations concernant la mise en place des systèmes de dissipation d'énergie à fluide visqueux et l'isolation à la base.

2.2.1 Contrôle passif

Les techniques de contrôle passif sont basées sur l'augmentation artificielle de la capacité de dissipation, obtenue au moyen de l'insertion, dans des positions appropriées, de dispositifs spéciaux dont la rigidité et la résistance ont été définies afin de réduire la réponse sismique des bâtiments (déplacement, accélération...etc).

La caractéristique la plus avantageuse des dispositifs passifs est leur autonomie. Ainsi, les dispositifs passifs ne requièrent aucune source d'énergie externe pour fonctionner [27]. Comme exemple de dispositifs passifs, l'isolation à la base, les systèmes de dissipation d'énergie et les amortisseurs à masse accordée (Fig.2.2) peuvent être cités. Dans la majorité des cas, ces systèmes ont une grande capacité à se déformer sous des chargements externes aidant ainsi la structure à dissiper une grande quantité d'énergie sismique.

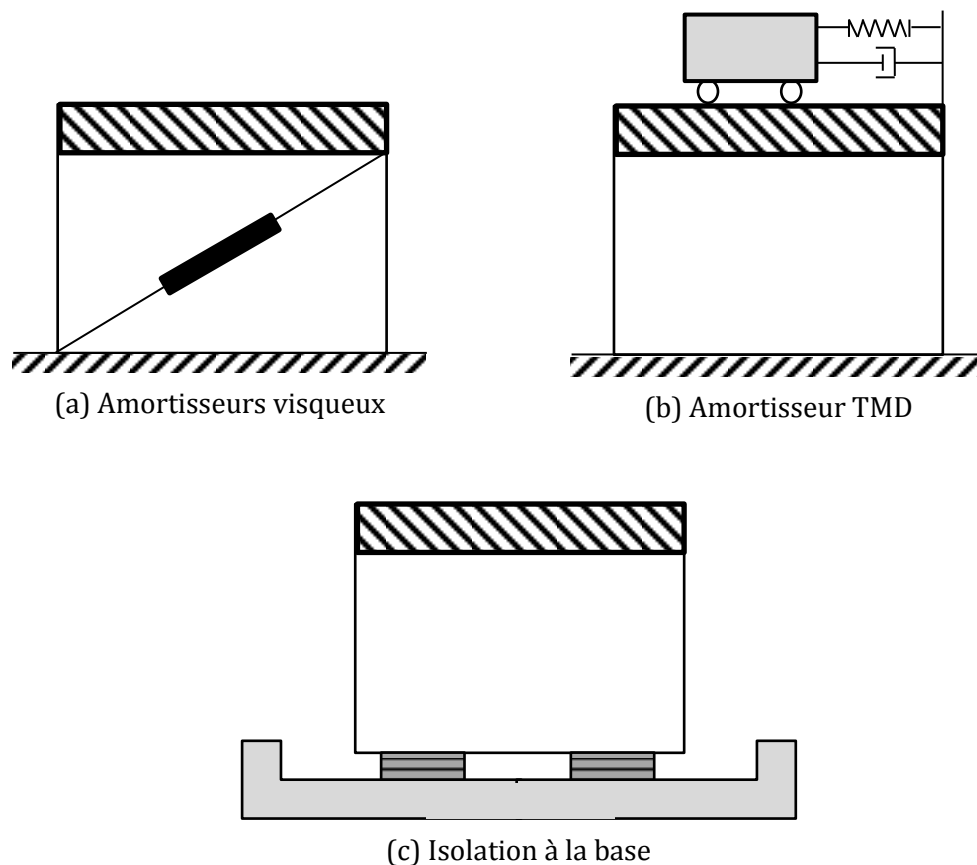


Figure 2.2 Exemple de quelques dispositifs de contrôle passif

2.2.1.1 Dissipateur d'énergie à fluide visqueux

L'implémentation des dispositifs de dissipation d'énergie de type fluide visqueux est l'un des procédés les plus efficaces pour ajouter de la dissipation d'énergie à une structure. Comme le montre la figure 2.3, ce mécanisme dissipe l'énergie par transfert d'un fluide à travers des orifices, produisant une pression d'amortissement.

Pendant de nombreuses années, les dissipateurs à fluide visqueux ont été utilisés dans de nombreuses applications, parmi lesquelles le contrôle des vibrations dans les systèmes militaire et aérospatiaux. Fondamentalement, un amortisseur visqueux est comparable aux amortisseurs utilisés dans l'industrie automobile, sauf que ceux utilisés dans les structures opèrent dans une gamme de forces beaucoup plus élevées et sont fabriqués en acier inoxydable et autres matériaux qui sont extrêmement durables, d'une durée d'au moins 40 ans.

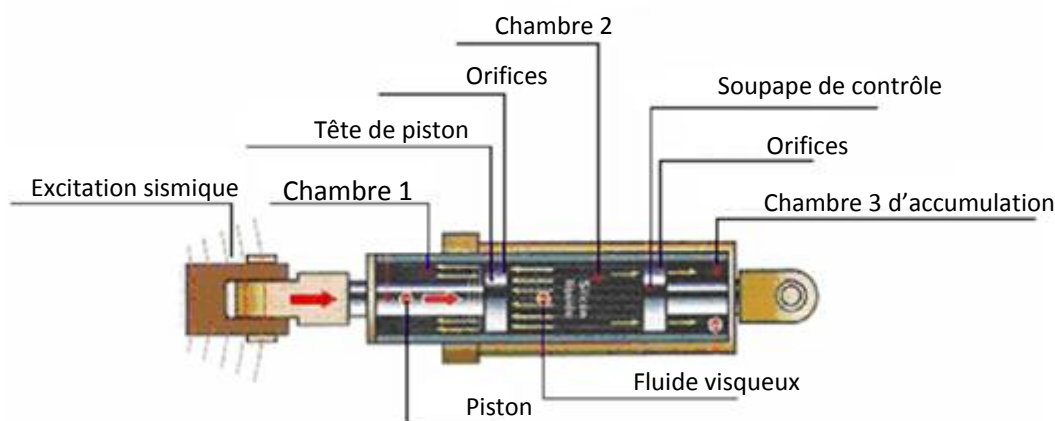


Figure 2.3 : Dissipateur d'énergie à fluide visqueux

La force induite à la structure par l'amortisseur dans chacun des points de connexion de l'appareil est donnée par l'équation 2.1 et l'énergie dissipée par l'amortisseur due à cette force est donnée par l'équation 2.2.

$$F_D = C_D \cdot \dot{x}^2 \quad (2.1)$$

$$E_D = \int |F_D| dx \quad (2.2)$$

Avec :

F_D : Force d'amortissement de l'appareil

C_D : Coefficient d'amortissement de l'appareil

x : Déplacement relatif entre les extrémités de l'appareil

\dot{x} : Vitesse relative entre les extrémités de l'appareil

λ : Paramètre de la vitesse (exposant), ($0.25 < \lambda < 0.20$)

Lorsque le paramètre (λ) prend la valeur unitaire ($\lambda = 1$), on obtient un dispositif avec une force linéaire proportionnelle à la vitesse, d'où l'appellation "dissipateur visqueux linéaire." Quand le paramètre (λ) prend une valeur autre que l'unité ($\lambda \neq 1$), le dispositif sera appelé "dissipateur visqueux non linéaire."

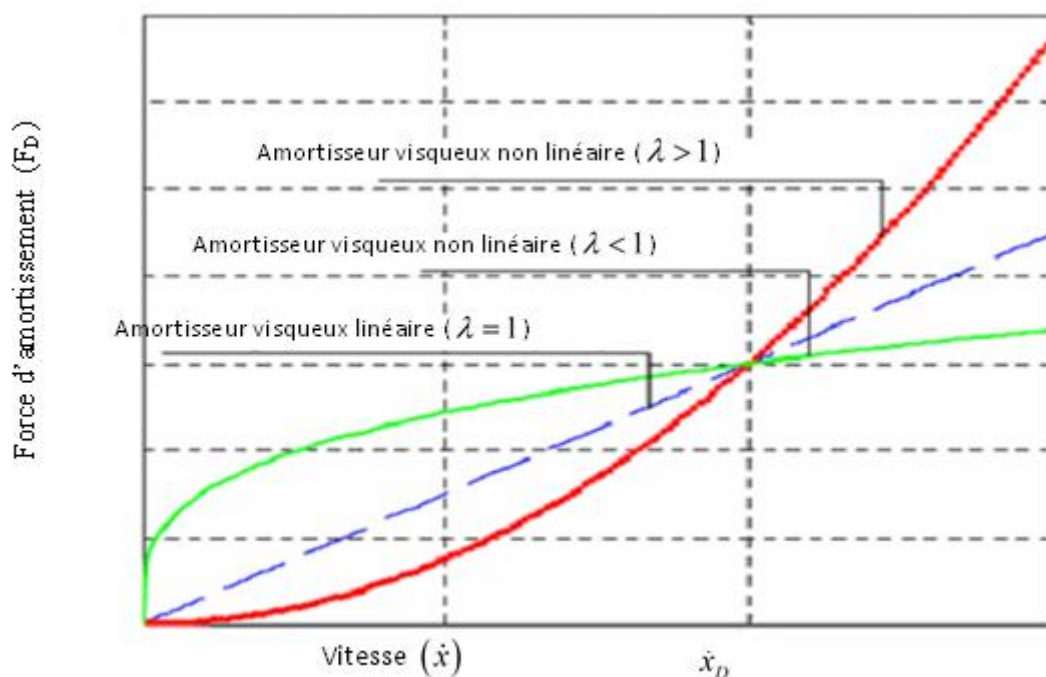


Figure 2.4 : Relation vitesse-force d'amortissement

La figure 2.4 montre la relation force-vitesse des trois types d'amortisseurs cités ci-dessus. On peut voir sur cette figure l'efficacité du dissipateur visqueux non linéaire ($\lambda < 1$) ; pour de petites vitesses relatives il peut développer une force d'amortissement plus grande que les autres types d'amortisseurs ($\lambda = 1$) et ($\lambda > 1$) .

Pour les dissipateurs visqueux non linéaires utilisés dans la pratique, la valeur de (λ) est de l'ordre de 0,3 à 1,0. Les valeurs de (λ) plus communes dans la conception parasismique d'amortisseurs pour les bâtiments et les ponts, sont de l'ordre de 0,25 à 0,5.

2.2.2 Contrôle actif

Les dispositifs de contrôle actif sont généralement des actionneurs qui produisent une force afin de dissiper une énergie sismique ou contrer des déplacements imposés sous divers chargements dynamiques. La génération de force requière une énergie importante, généralement assurée par une alimentation électrique, ceci rend les systèmes actifs dépendant d'une source d'énergie importante. Afin de calculer la force nécessaire à produire. Les systèmes de contrôle actif utilisent des capteurs pour évaluer la réponse de la structure et ainsi calculer la force nécessaire à appliquer par le biais d'une centrale de calcul (Fig.2.5).

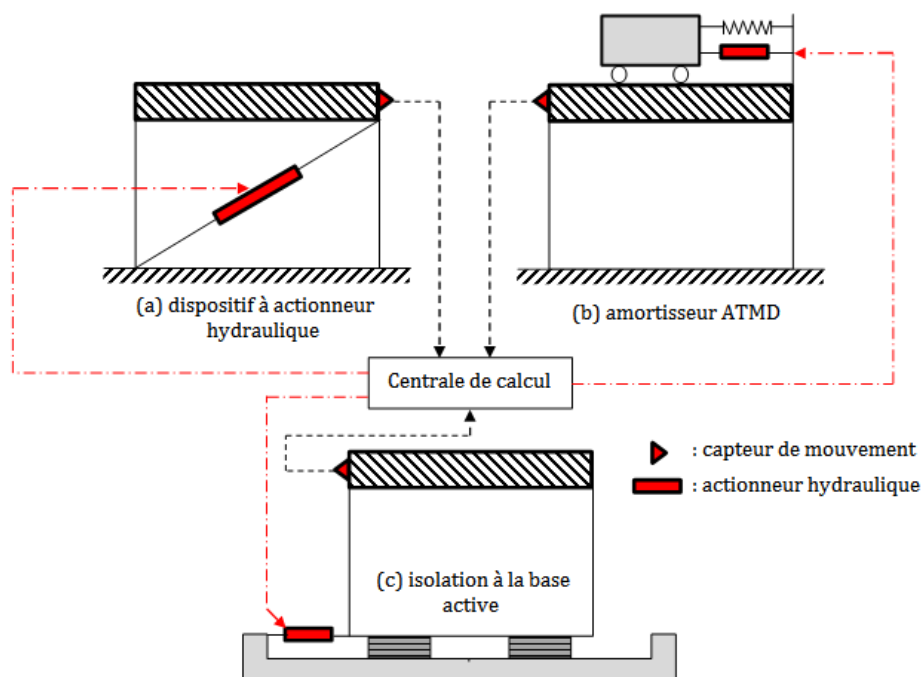


Figure 2.5 Exemple de quelques dispositifs de contrôle actifs

2.2.3 Contrôle semi-actif

Les dispositifs de contrôle semi-actif proposent une combinaison entre les systèmes passifs et actifs, ce qui induit une grande force produite nécessitant une quantité d'énergie minimale. Ainsi dans un système semi-actif, l'énergie est absorbée, contrairement aux systèmes actifs où l'énergie est apportée par un actionneur qui assure la stabilité de la structure (Fig.2.6). En d'autres termes, la quantité de la force générée dans un système semi-actif ou actif est presque la même ; néanmoins, c'est la façon de l'appliquer qui est différente. La force de contrôle dans un système semi-actif est contrôlée par l'ajustement des caractéristiques mécaniques (amortissement, rigidité) de l'amortisseur [28-30].

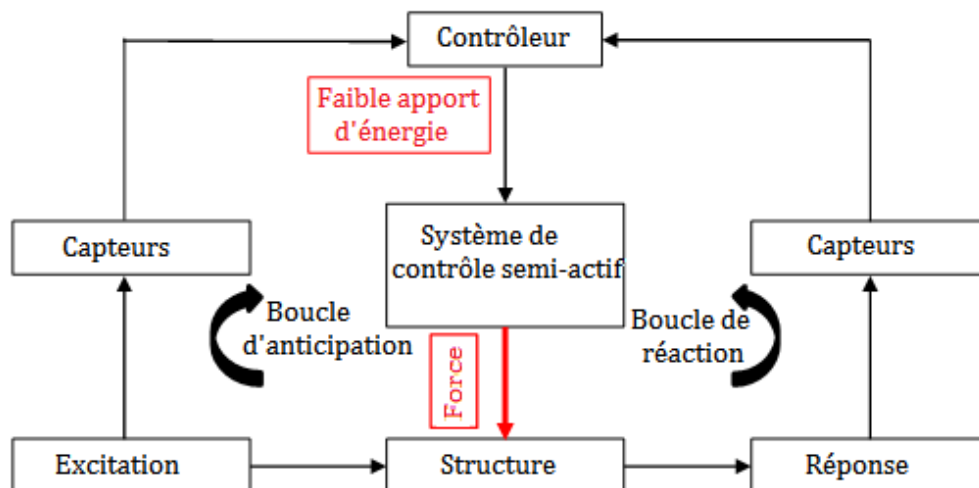


Figure 2.6 Diagramme de contrôle semi-actif

Comme exemple des systèmes semi-actifs, l'amortisseur magnéto-rhéologique, l'amortisseur à masse accordé semi-actif (STMD) et l'amortisseur à orifice variable.

2.3 Couplage des bâtiments : revue de la littérature

Le couplage des bâtiments peut être effectué par des dispositifs de liaison ayant pour rôle essentiel le contrôle des vibrations sismiques. Cette technique a été proposée comme solution pour réduire l'entrechoquement des structures adjacentes et elle est actuellement considérée comme étant la plus efficace pour atténuer l'entrechoquement.

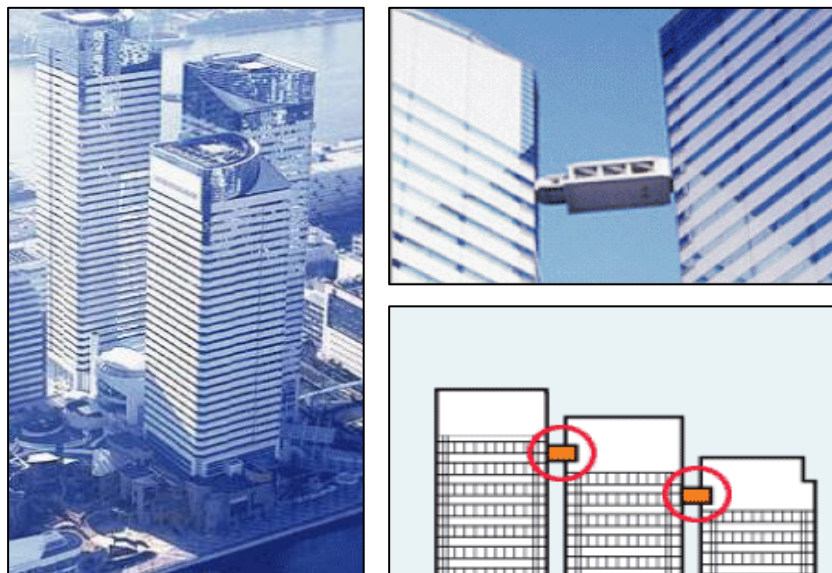


Figure 2.7 : Les tours du « Triton Square Office Complex » couplé avec des dispositifs d'amortissements actifs

2.3.1 Couplage des bâtiments adjacents avec système passif

Cette méthode récemment développée permet de réduire la réponse sismique des structures. Le concept est de permettre à deux structures aux caractéristiques dynamiques différentes d'exercer une force de contrôle l'une sur l'autre afin de réduire la réponse globale du système. L'installation de ce type de dispositif ne requière pas d'espace additionnel, le joint entre les deux structures peut être utilisé pour abriter ces dispositifs. Au début, ce système été conçu pour réduire les effets du vent et des séismes mais il peut se montrer très efficace dans la réduction de l'entrechoquement mutuel des structures adjacentes. Lors de la décennie passée, les structures couplées ont reçu une grande attention. Les chercheurs ont proposé des dispositifs passifs, actifs, semi-actifs et intelligents (smart) pour atténuer la réponse des structures adjacentes face aux excitations sismiques.

Kobori *et al* [31] ont développé des connecteurs sous forme de cloches creuses, pour lier les bâtiments adjacents d'un système complexe (Fig.2.8).

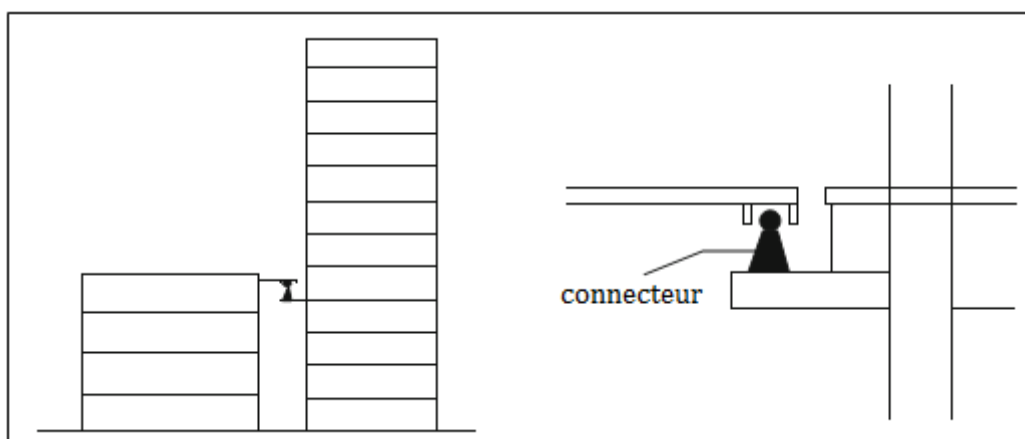


Figure 2.8. Système de connexion proposé par Kobori et al [31] et schématisé par Jankowski and Mahmoud [32]

Les cloches à forme creuse sont fabriquées à partir d'acier aux caractéristiques hystérétiques ; quand le connecteur fléchit il peut absorber l'énergie de vibration des bâtiments durant un séisme de forte intensité. La limite d'élasticité des connecteurs est difficile à déterminer car si la limite d'élasticité est très haute, les connecteurs risquent de ne pas fléchir et ainsi ne pas fonctionner correctement, et si la limite d'élasticité est très basse, la capacité d'absorption d'énergie du dispositif sera très petite durant un séisme de forte intensité.

Westermo [25] a suggéré l'utilisation de connecteur sous forme de charnière pour lier deux étages voisins si ces derniers se trouvent en alignement et cela pour empêcher l'entrechoquement entre les deux bâtiments voisins pendant un séisme. Ce système peut réduire les risques d'entrechoquement, mais il altère les caractéristiques dynamiques des bâtiments non connectés, augmente la réponse indésirable de la torsion si les bâtiments ont des géométries asymétriques et accroît le cisaillement à la base des bâtiments rigides.

Selon **Seto [33]**, le couplage des bâtiments peut devenir un choix fiable pour la protection des structures adjacentes souples. Pour le contrôle passif, plusieurs stratégies ont été étudiées respectivement pour les bâtiments adjacents de grande hauteur et de faible hauteur. **Gurley et al [34]** et **Sugino et al [35]** ont chacun étudié le cas des structures adjacentes de grande hauteur avec des dispositifs de contrôle passif, tandis que **Luco and De Barros [36]** et **Zhang and Xu [37]** ont étudié le rattachement des structures de faible à moyenne hauteur avec des systèmes de contrôle passif.

Zhang and Xu [37] ont étudié les caractéristiques dynamiques et la réponse sismique des bâtiments adjacents reliés par des amortisseurs visqueux élastiques. Ils ont démontré que l'utilisation d'amortisseur proprement paramétré pour relier des bâtiments adjacents peut augmenter le facteur d'amortissement et réduire ainsi la réponse sismique des bâtiments adjacents de manière significative.

L'efficacité de l'amortisseur fluide du modèle de Maxwell et l'efficacité de l'amortisseur du modèle viscoélastique de « Voigt » dans les immeubles couplés de grande hauteur sous excitation sismique ont été étudiées par **Zhang and Xu [38]**. Dans leur étude, le modèle de Maxwell qui définit les amortisseurs fluides pourrait être le même que celui connecté par les amortisseurs du modèle viscoélastique de Voigt, et la réponse sismique des bâtiments adjacents a été déterminée par la méthode de pseudo-excitation. Les études ont montré que les paramètres des amortisseurs fluides pourraient réduire la réponse sismique des bâtiments adjacents si les propriétés des amortisseurs sont choisies de manière appropriée.

Zhu and Iemura [39] ont examiné les caractéristiques dynamiques de deux bâtiments à un seul degré de liberté couplés avec des amortisseurs visqueux élastiques à travers une analyse technique. Les paramètres optimaux du dispositif de couplage tel que l'amortissement et la rigidité sous différentes circonstances sont déterminés avec une accentuation sur l'influence des paramètres de la structure sur les paramètres optimaux et l'efficacité du contrôle.

Ni et al [40] ont développé une méthode pour analyser la réponse sismique d'un système structural connectant deux bâtiments adjacents avec des amortisseurs hystérétiques non linéaires. Les résultats de l'analyse ont montré que les amortisseurs hystérétiques non linéaires sont efficaces même s'ils sont placés sur quelques niveaux seulement. En outre, l'utilisation des amortisseurs avec les paramètres optimaux pour connecter des bâtiments adjacents peut augmenter les rapports d'amortissement modal **Yang et al [41]**. Ainsi, les paramètres optimaux d'éléments passifs tels que l'amortissement et la raideur sous excitations sismiques différentes peuvent influencer sur les paramètres structuraux du système [41].

Ying et al [42] ont étudié une méthode stochastique optimale de contrôle de couplage pour les bâtiments adjacents. Utilisant un modèle d'ordre réduit pour l'analyse du contrôle, les structures couplées avec des dispositifs de contrôle sous excitation sismique aléatoire sont modélisées dans cette étude. La réponse aléatoire, des bâtiments à contrôle non linéaire et des bâtiments sans contrôle est prédite à l'aide de la méthode de moyenne stochastique afin d'évaluer l'efficacité du contrôle. Ils ont également effectué une étude numérique pour démontrer la capacité de réduction de la réponse par la méthode stochastique optimale de contrôle pour les bâtiments adjacents.

Matsagar and Jangid [43] ont étudié la réponse sismique des bâtiments étagés avec systèmes d'isolation à la base lors de l'impact avec les structures adjacentes. La méthode itérative (*step by step*) de *Newmark* pour les équations différentielles couplées dans le système isolé est utilisée et résolue dans la forme incrémentale. À la différence des caractéristiques du système principal, tel que la distance de séparation (*gap*), la rigidité de l'élément d'impact, la flexibilité de la superstructure et le nombre d'étages du bâtiment isolé à la base, la réponse de l'impact du bâtiment isolé est également étudiée. Il a été conclu que l'accélération de la superstructure augmente et le déplacement de l'isolateur diminue en raison de l'impact avec les structures adjacentes, bien que l'isolation soit restée efficace par rapport à la structure non isolée après le phénomène d'impact. Ils ont observé que les effets de l'impact sont jugés graves pour le système avec superstructure flexible, comprenant un nombre important d'étages et une plus grande rigidité de la structure adjacente.

Zhu and Xu [44] ont travaillé sur des formules analytiques pour la détermination des paramètres optimaux du modèle Maxwell défini pour des amortisseurs à fluide qui sont utilisés pour relier deux bâtiments adjacents. La détermination de ces paramètres est effectuée en utilisant le principe de la minimisation de l'énergie de vibration moyenne, soit de la

première structure ou des deux structures sous l'effet d'une excitation sismique. Cette étude a confirmé l'efficacité des différents amortisseurs passifs dans la réduction de la réponse sismique des structures couplées. **Christenson *et al* [45]** ont mentionné le contrôle de bâtiments couplés afin de constituer un moyen efficace de protection des structures de bâtiments souples. Ils ont étudié les effets de la configuration du bâtiment et de l'emplacement du connecteur sur les performances globales du système. Ils ont également examiné l'efficacité des contrôles passifs des bâtiments couplés pour des structures flexibles. A titre d'exemple, le complexe de bâtiment Kajima Intelligent (KI) à Tokyo, dispose de deux bâtiments ayant neuf et cinq étages, ces deux derniers sont couplés avec un dispositif passif au niveau du 5^{ème} étage [45].

2.3.2 Couplage des bâtiments adjacents avec système actif

La réduction de la réponse sismique des structures adjacentes connectées à l'aide de dispositifs de contrôle actif a été étudiée par **Mitsuta *et al* [46]**, qui proposent de placer un actionneur actif entre deux structures construites parallèlement. Lors de l'étude numérique deux systèmes à un seul degré de liberté (1 DDL) sont connectés par un actionneur contrôlé par un régulateur linéaire quadratique (LQR). L'efficacité de cette méthode est démontrée par une grande réduction dans la réponse des deux systèmes connectés.

Hori and Seto [47] ont proposé la réduction de la réponse de deux structures arrangées en parallèle, en utilisant un algorithme de contrôle actif basé sur la première et deuxième dérivée du moment flexionnel de l'ensemble des deux structures.

Haramoto *et al* [48] ont suggéré de relier trois bâtiments adjacents par connecteurs sous forme de ponts actifs, les résultats montrent une réduction importante de la réponse sismique des structures connectées, mais une grande force est requise pour atteindre une telle réduction. Un des exemples de l'application à grande échelle du couplage des bâtiments peut être observé au « *Triton Square Office Complex* » ; ce complexe de 3 bâtiments a grande hauteur utilise deux actionneurs actifs d'une capacité de 35t chacun, pour coupler l'ensemble des bâtiments à une hauteur de 136 m et 160 m [45].

Observations :

- En premier lieu, le couplage des bâtiments a été proposé comme solution pour réduire les vibrations d'un bâtiment en le liant avec un autre pour former un système plus rigide.

- La majorité des solutions proposées pour coupler des bâtiments adjacents se basent sur des dispositifs de contrôle passif en raison de leur facilité de mise en place et de leur coût moins onéreux par rapport aux autres dispositifs.
- Le couplage des bâtiments peut être efficace pour la réduction de l'entrechoquement.
- Face à la complexité du phénomène de l'entrechoquement et des multiples facteurs qui s'interfèrent lors de sa survenance, les dispositifs de contrôle passifs deviennent inefficaces.
- L'installation de dispositifs actifs peut s'avérer compliquée et plus coûteuse et elle nécessite une grande source d'énergie extérieure.

2.3.3 Couplage des bâtiments adjacents avec amortisseur semi-actif (Magnéto-rhéologique)

L'amortisseur magnéto-rhéologique est considéré comme un dispositif de contrôle semi-actif à cause de sa consommation d'énergie modérée contre une production importante de la force d'amortissement.

Qu and Xu [49] ont observé que l'amortisseur MR peut être utilisé comme moyen de couplage entre deux bâtiments et qu'il peut réduire l'effet du « coup de fouet » entre un bâtiment de grande hauteur relié à un autre bâtiment de petite hauteur, et il peut également réduire la réponse des deux bâtiments couplés si l'algorithme de contrôle est bien choisi.

Xu et al [50] ont étudié l'efficacité d'un amortisseur MR reliant une structure de 12 étages à une autre structure avoisinante de 3 étages à travers une étude expérimentale sur un modèle réduit. Les résultats obtenus montrent que l'amortisseur MR muni d'un algorithme de contrôle multi-étages peut réduire l'effet du « coup de fouet » et la réponse sismique des deux structures.

Bharti et al [51] ont étudié l'efficacité de l'amortisseur MR sur la réduction de la réponse sismique de deux bâtiments adjacents couplés avec ce dernier. L'étude a porté sur l'influence de l'emplacement de l'amortisseur et le voltage maximum de commande sur les performances de contrôle. En se basant sur les résultats de l'étude numérique il a été observé que :

- l'amortisseur MR est un moyen efficace pour contrôler la réponse des deux bâtiments pour différentes excitations sismiques (El Centro 1940, Loma Prieta 1989, Kobe 1995, Northridge 1994).

- La réduction de la réponse sismique est plus évidente pour le petit bâtiment.
- L'utilisation de l'amortisseur MR sur quelques étages seulement réduit le coût de l'installation de 50% et la réduction de la réponse est très significative.
- L'utilisation de l'amortisseur MR comme simple dispositif de contrôle passif a montré une réduction de la réponse sismique ce qui est très utile en cas de défaillance de l'algorithme de contrôle.

Motra et al [52] ont étudié la réduction de la réponse sismique de deux bâtiments adjacents couplés avec un amortisseur MR. Les deux bâtiments ayant différentes hauteurs (5 et 3 étages respectivement) ; l'amortisseur a été placé au dernier étage du bâtiment le moins élevé. Le modèle Bouc-Wen modifié a été considéré comme relation Force-Voltage de l'amortisseur. Une stratégie de contrôle basée sur le « régulateur quadratique linéaire » combinée à un « contrôle optimale coupé » (LQR-COC) est utilisée pour déterminer la force optimale de contrôle et le voltage de commande requis. Les résultats obtenus montrent :

- Une réduction importante des déplacements et accélérations inter-étages ;
- Les pics d'accélération du bâtiment le plus haut ont été réduits de manière significative, sauf pour l'étage équipé d'amortisseur ;
- Les pics d'accélération du bâtiment moins élevé ont augmenté considérablement ;
- Les résultats obtenus ont répondu aux attentes et prévisions vis-à-vis des performances de l'amortisseur MR.

Shahidzade et al [53] ont étudié une stratégie de contrôle floue « *fuzzy* » appliquée à un amortisseur MR reliant deux structures adjacentes avec différentes hauteurs. La plus grande structure est équipée d'amortisseurs MR d'une capacité de 20 T et l'amortisseur MR reliant les deux structures et d'une capacité de 100 T. Les conclusions suivantes ont été tirées :

- Une réduction importante du pic de déplacement et d'accélération a été enregistrée après l'introduction de l'amortisseur MR entre les deux structures,
- Les amortisseurs MR sont très utiles pour éviter l'entrechoquement.

Palacios-Quinonero *et al* [54] ont étudié la protection sismique d'un système multi-structurel en utilisant des connexions inter-structurelles semi-active et passive. Les deux types de connexion ont été testés séparément, ainsi la connexion reliant les structure est soit passive soit semi-active.

Kim and Kang [55] ont testé la connexion de deux structures métalliques à l'aide d'un seul amortisseur MR placé a trois endroits différents : au dernier étage des deux bâtiment, à l'étage du milieu et au niveau du premier étage. L'amortisseur est contrôlé par un algorithme basé sur la théorie du « *groundhook* ». Les résultats montrent la possibilité de réduction de la réponse sismique en termes de déplacements et d'accélération selon l'emplacement de l'amortisseur.

Uz and Hadi [56] ont étudié le couplage des bâtiments par amortisseur magnéto-rhéologique contrôlé par un algorithme flou « *fuzzy* ». L'emplacement optimal des amortisseurs a été déterminé en utilisant un algorithme d'optimisation génétique. Les deux bâtiments couplés ont respectivement 10 et 20 étages, les conclusions suivantes peuvent être déduites :

- ✓ Après un certain nombre de dispositifs, la réduction en termes de réponse est saturée, ainsi le nombre optimal d'amortisseurs doit être impérativement déterminé.
- ✓ Un voltage très haut peut induire une augmentation de la réponse du système couplé.

Observations

- Le contrôle semi-actif reste une méthode convoitée à cause des avantages que cette dernière offre, de bonnes performances pour un faible apport d'énergie extérieure.
- L'amortisseur magnéto-rhéologique fait partie des systèmes d'amortissement semi-actif les plus performants comme le montre les études réalisées sur ce sujet.
- Le nombre d'études traitant le couplage semi-actif des bâtiments adjacents et moins important comparé aux nombre d'études traitant le couplage passif et actif.

2.4 Conclusion

Les résultats des diverses stratégies de couplage présentées dans ce chapitre et classées selon le dispositif du couplage utilisé : passif, actif ou semi-actif ont pour but d'évaluer l'efficacité de chacune d'entre-elles. Bien que plusieurs études aient été réalisées sur le couplage des bâtiments adjacents, la plupart d'entre elles visait à réduire la réponse de chaque bâtiment séparément, considérant chaque bâtiment comme un système indépendant. La synthèse

bibliographique montre qu'une stratégie de couplage semi-actif présente un bon nombre d'avantages contrairement aux autres stratégies de contrôle en l'occurrence le contrôle passif et actif, ainsi le choix de dispositif de couplage utilisé pour cette étude sera l'amortisseur magnéto-rhéologique qui fera l'objet du prochain chapitre.

CHAPITRE III

AMORTISSEUR MAGNETO-RHEOLOGIQUE POUR LE CONTROLE SEMI ACTIF

3.1 Introduction

Le contrôle structural semi-actif a comme principale caractéristique l'adaptabilité du contrôle actif et la fiabilité de contrôle passif, en utilisant seulement une petite quantité d'énergie. Le contrôle semi-actif agit en modifiant les propriétés mécaniques des éléments internes de la structure. Ces éléments absorbent l'énergie et par conséquent atténuent les mouvements indésirables.

La mise en œuvre la plus courante des systèmes semi-actifs sont les fluides de viscosité variable. Cette viscosité variable, en utilisant un système de contrôle devient une viscosité contrôlée, ce qui la différencie d'un système passif.

Le grand avantage du contrôle semi-actif est qu'il peut fournir un rendement meilleur que les systèmes passifs et son besoin énergétique est assez faible par rapport aux systèmes actifs.

Un des systèmes de contrôle semi-actifs les plus courants est l'amortisseur magnéto-rhéologique ; à l'intérieur de cet amortisseur un fluide magnéto-rhéologique composé d'un liquide, des particules magnétisables et des additifs.

3.2 Fluides Magnéto-rhéologiques

Les fluides magnéto-rhéologiques (ou simplement fluides MR) appartiennent à la classe des liquides à viscosité contrôlable, dont le comportement rhéologique est fortement influencé par l'application d'un champ magnétique. Cet effet se manifeste par un très grand changement au niveau de la force délivrée par l'amortisseur. La découverte et le développement des fluides MR reviennent à **J. Rabinow [57]** et **W. Winslow [58]** à la fin des années 1940. Ces liquides sont essentiellement composés de particules, dont la taille est de l'ordre du micron (10^{-6} m), magnétisables, et qui sont en suspension dans un liquide transporteur approprié. Les fluides MR sont des liquides libres ayant des particularités semblables à celles des huiles de moteur. Cependant, en présence d'un champ magnétique, les particules s'alignent avec le champ externe qui cause la formation de chaînes linéaires parallèles au champ comme indiqué dans la figure 3.1. Ces phénomènes peuvent solidifier la suspension et limiter le mouvement du liquide. Par conséquent, la viscosité du liquide augmente.

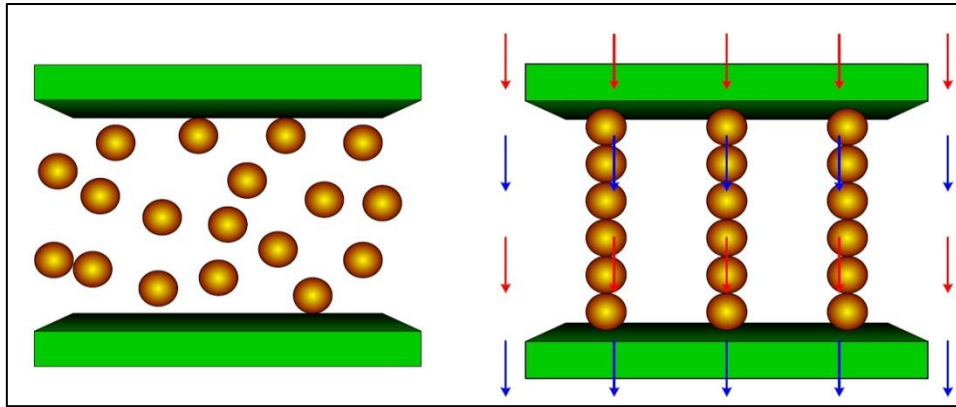


Figure 3.1 Fluide magnéto-rhéologique sans et avec la présence d'un champ magnétique [59]

Le changement de viscosité est proportionnel à la valeur du champ magnétique appliqué et peut se manifester en quelques millisecondes.

Un fluide MR typique contient de 20 à 40 % en volume, de particules de fer relativement pur et doux, par exemple du carbonate de fer dans une huile minérale ou synthétique, dans l'eau ou dans un glycol. Une variété d'additifs (surfactants), semblables à ceux existants dans des lubrifiants commerciaux, est généralement ajoutée pour faciliter la suspension de particules, augmenter la lubrification, modifier la viscosité et diminuer l'usure.

Un fluide MR peut fonctionner dans une plage de températures allant de -40 à 150°C avec de légères variations du rendement. Cela résulte du fait que la polarisation magnétique n'est pas fortement influencée par la température. De la même façon, le fluide MR n'est pas sensible aux impuretés qui sont généralement rencontrées pendant la fabrication et l'utilisation. En outre, à cause du mécanisme de polarisation de particules magnétiques qui n'est pas affecté par les surfactants et les additifs, il est plus facile de stabiliser les fluides MR contre la séparation des particules du liquide transporteur. Les additifs anti-usure et lubrifiants peuvent généralement être inclus dans les fluides MR pour augmenter la stabilité.

3.2.1 Mode de fonctionnement des fluides MR

Les fluides MR peuvent être utilisés de trois manières différentes, chacune peut être appliquée à l'amortisseur MR selon l'utilisation prévue. Ces modes de fonctionnement sont désignés par: mode de compression, mode de cisaillement et mode valve [60].

La figure 3.2 montre un dispositif opérant en mode de compression constitué d'une couche mince de fluide MR, de l'ordre du millimètre, placée entre deux surfaces mobiles dans une direction orthogonale au fluide et traversées par un champ magnétique.

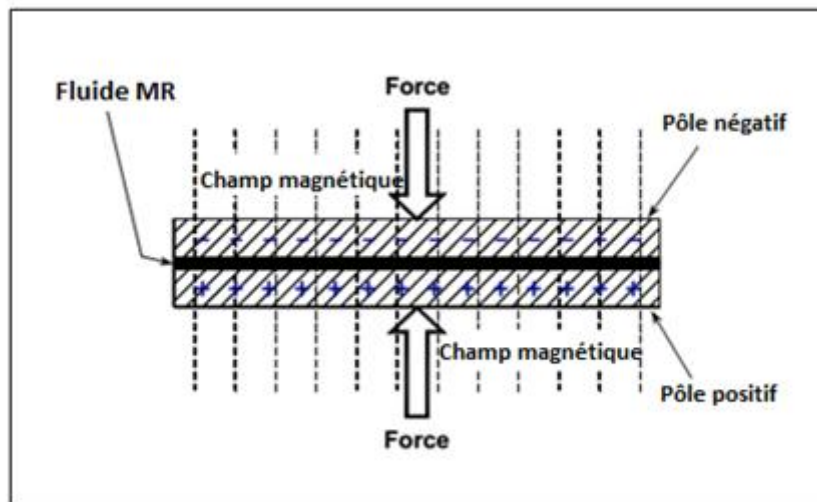


Figure 3.2 : Mode de fonctionnement en compression

Comme représenté sur la figure 3.3, un dispositif peut opérer en mode de cisaillement quand une mince couche (12.70 à 38.10 centimètres) de fluide MR est interposée entre deux surfaces mobiles dans des directions tangentielles à l'interface de contact fluide/surface. L'application d'un champ magnétique va générer des contraintes supplémentaires entre les deux surfaces. Le mode de cisaillement est principalement utile pour les amortisseurs qui ne fournissent pas de grandes forces.

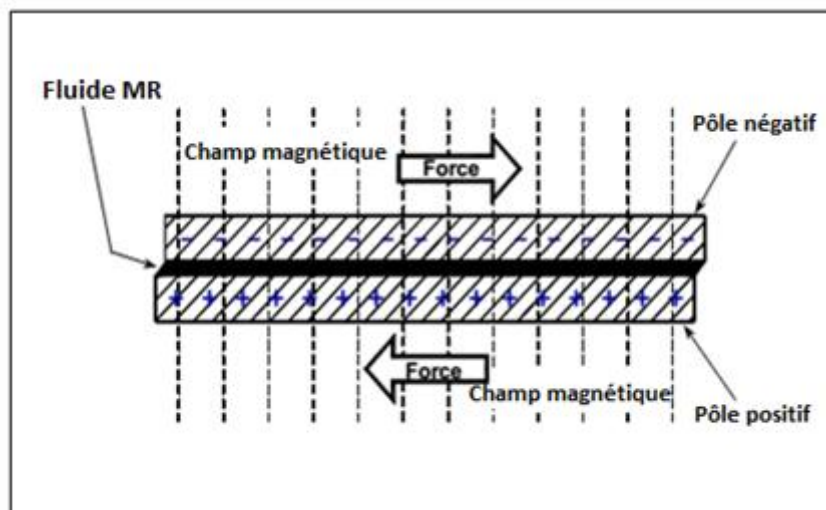


Figure 3.3 : Mode de fonctionnement en cisaillement

Le dernier mode de fonctionnement des amortisseurs MR, est le mode valve. Un dispositif MR opère en mode de valve quand le fluide MR est utilisé pour empêcher l'écoulement du fluide d'un réservoir à l'autre, comme indiqué sur la figure 3.4.

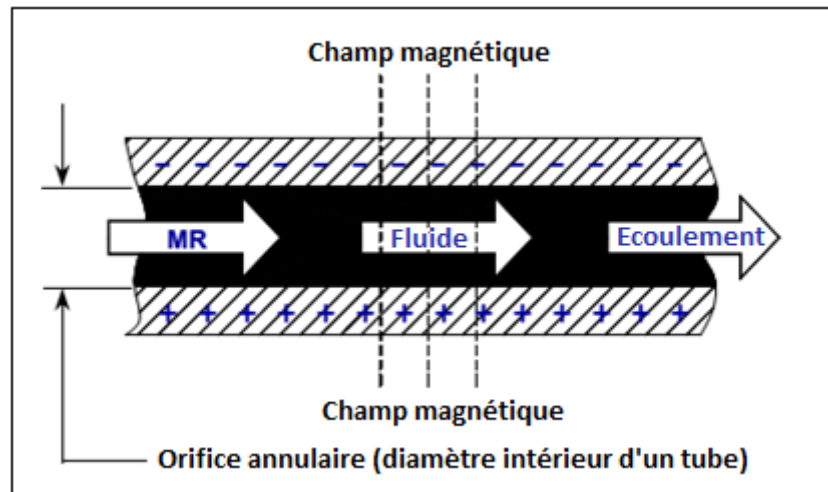


Figure 3.4 : Mode de fonctionnement en valve

3.2.2 Modélisation des fluides MR

Les fluides MR sont composés d'un fluide non-conducteur visqueux, souvent une huile, dans laquelle des particules magnétiques (liquides ou solides) ont été introduites. L'effet MR a lieu quand un champ magnétique est appliqué. Les dispositifs MR peuvent être contrôlés avec une basse tension, le courant conduit nécessite seulement une alimentation de courant de 1 à 2 A.

Ainsi, les particules s'arrangent en formant des chaînes. L'état du fluide change très rapidement (en quelques millisecondes) de l'état liquide visqueux à un état liquide pâteux. Le fluide formé est connu comme un fluide de Bingham.

On dit qu'un fluide est parfait, si et seulement si, il ne dissipe aucune énergie calorifique par frottement lorsqu'il est en mouvement. Les fluides parfaits sont donc démunis de toute viscosité ; ils sont dits non visqueux. Il est évident que l'importance relative des frottements, dépend de plusieurs facteurs dont le principal est la viscosité.

3.2.2.1 La viscosité

La viscosité détermine la vitesse de mouvement du fluide. L'addition d'une faible quantité de substance en suspension ou en solution peut augmenter grandement la viscosité du liquide. La viscosité dynamique est désignée par η ; elle est exprimée en N.s.m^{-2} . La viscosité varie en sens inverse de la température. La force de frottement F qui s'exerce à la surface de séparation de deux couches de fluide contiguës distantes de Δz , s'oppose au glissement d'une couche sur l'autre. Le mouvement du fluide peut être considéré comme résultant du glissement des

couches de fluide les unes sur les autres. La vitesse de chaque couche est une fonction de la distance z de cette couche au plan fixe. La force de frottement est proportionnelle à la différence de vitesse des couches soit Δv , à leur surface S et inversement proportionnelle à Δz (Figure 3.5).

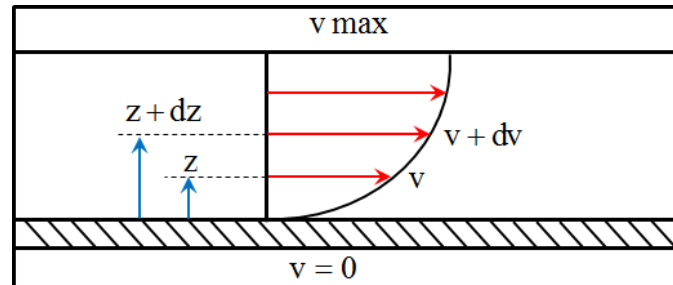


Figure 3.5 : Profil de vitesse d'un fluide

$$F = -\eta \cdot S \frac{dv}{dz} \quad (3.1)$$

Le facteur de proportionnalité η est le coefficient de viscosité dynamique du fluide.

3.2.2.2 Types de fluides

Il existe deux types de fluides : les fluides newtoniens et les fluides non newtoniens. À température constante, si un fluide a une viscosité qui reste constante quelle que soit la valeur de la contrainte appliquée, ce fluide est newtonien. Si la viscosité varie selon la contrainte appliquée, le fluide est non newtonien. Les fluides non newtoniens ont généralement une forte masse moléculaire et les molécules sont liées les unes aux autres. Si ces liaisons sont brisées, la viscosité diminue et la déformation est facilitée.

3.2.2.3 Propriétés fondamentales des fluides MR

Les fluides MR sont caractérisés par une augmentation considérable de leur viscosité sous l'influence d'un champ magnétique. Cette augmentation est due au passage de l'état liquide à l'état solide par la formation des chaînes de particules qui sont attirées par des forces magnétiques. Les fluides MR appartiennent à la classe des fluides non Newtoniens, ils se comportent comme les fluides de Bingham. Dans la figure 3.6, un modèle de plasticité simple est représenté, il relie la contrainte de cisaillement à la vitesse de cisaillement :

$$\tau = \tau_0 + \eta \dot{\gamma}, \quad \tau \geq \tau_0 \quad (3.2)$$

$$\tau = G(H)\gamma, \quad \tau < \tau_0 \quad (3.3)$$

Avec :

- τ : Contrainte de cisaillement [Pa]
- τ_0 : Seuil d'écoulement [Pa]
- η : Viscosité dynamique [Pa.s]
- $\dot{\gamma}$: Vitesse de cisaillement [s^{-1}]
- $G(H)$: Module complexe de cisaillement qui dépend du champ magnétique

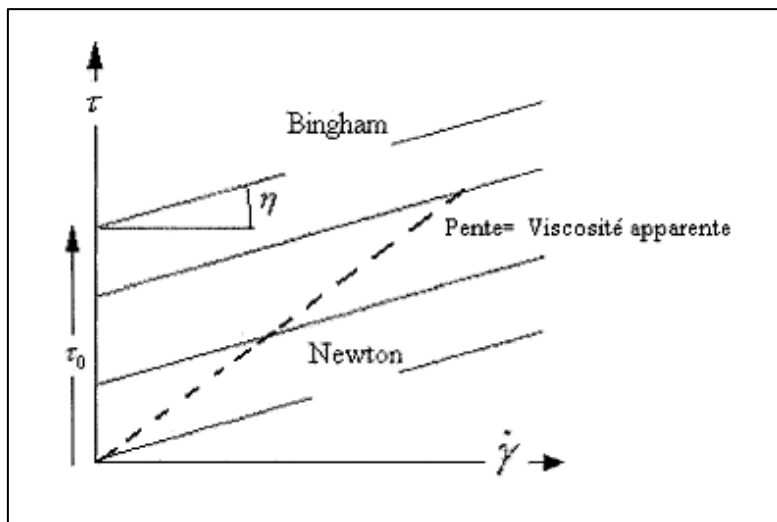


Figure 3.6 : Comportement des fluides plastiques de Bingham

La viscosité dynamique η est déterminée par le fluide de base, elle dépend essentiellement de la température. La contrainte de cisaillement (τ) dépend du champ électrique ou magnétique. Pour modéliser cette dépendance, quelques modèles théoriques ont été étudiés, mais aucun n'a permis de donner des relations parfaites. En règle générale, on peut supposer que (τ_0) croît en suivant une loi quadratique avec l'augmentation du champ magnétique.

Dans le cas où la contrainte de cisaillement est inférieure à τ_0 , le fluide se comporte comme un solide, au-delà de τ_0 le fluide revient à l'état liquide. Cet état est caractérisé par un accroissement linéaire de la contrainte de cisaillement avec la vitesse de cisaillement. Le facteur de proportionnalité, comme l'indique le modèle de Bingham, est la viscosité dynamique η .

Pour les différents modes d'utilisation, c'est l'application du champ magnétique qui augmente la viscosité apparente du fluide MR. Quand on parle de viscosité, on lui associe le terme « apparente » parce que le fluide de base ne montre aucun changement de viscosité, mais c'est

le mélange qui s'épaissit -devient même solide - quand il est exposé à un champ magnétique. Lorsque la valeur du champ magnétique augmente, le fluide MR devient plus sensible au cisaillement et la résistance à l'écoulement du fluide augmente, jusqu'à atteindre un courant de saturation. Le courant de saturation est atteint quand l'augmentation du courant électrique n'induit pas une augmentation de la force d'amortissement pour une vitesse donnée. La résistance à l'écoulement du fluide dans les régions d'application du champ magnétique, induit la force que produit l'amortisseur.

Ce mécanisme est semblable à celui des amortisseurs hydrauliques, où la force est produite par le passage de liquide à travers les orifices. La résistance variable à l'écoulement du fluide nous permet d'employer les fluides MR dans les amortisseurs visqueux électriquement commandés et autres dispositifs.

3.3 Amortisseur magnéto-rhéologique

3.3.1 Principe de fonctionnement

Un amortisseur magnéto-rhéologique à échelle réelle a été proposé pour la première fois par Spencer et al [61] en 1998, et cela afin d'appuyer les résultats numériques auxquels ils sont parvenus, d'une géométrie simple dans laquelle la partie extérieure du cylindre fait partie d'un circuit magnétique, l'orifice qui permet le passage du fluide se trouve entre l'extérieur du piston et l'intérieur du cylindre abritant le fluide et le piston figure 3.7.

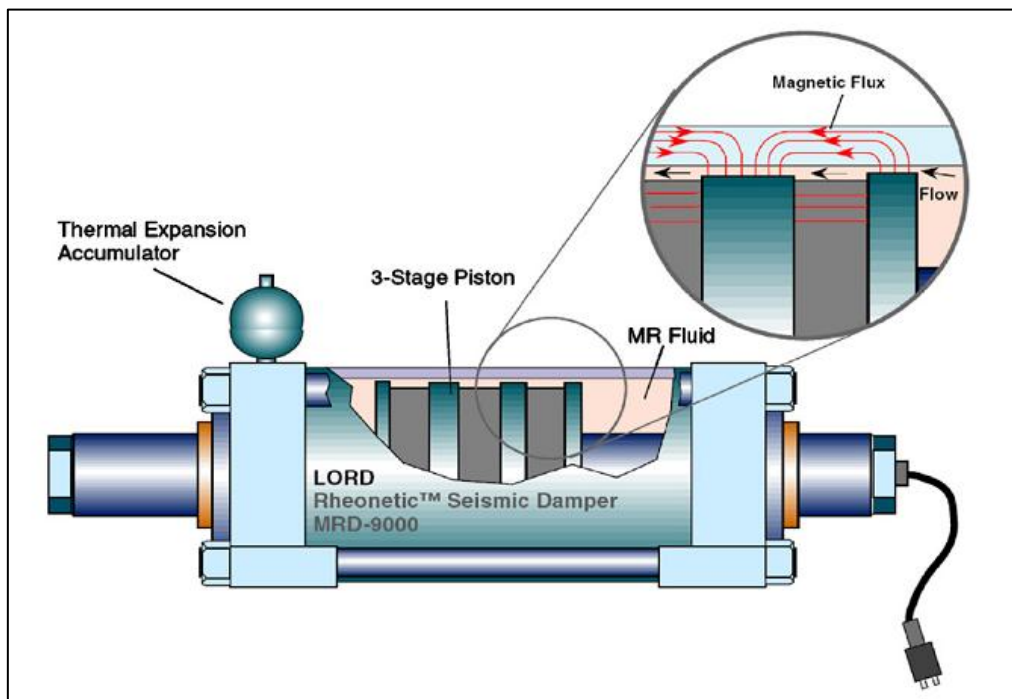


Figure 3.7 : schéma de l'amortisseur magnéto-rhéologique à échelle réelle [61]

Le mouvement du piston engendre le passage du fluide à travers l'orifice et cela sur tout le pourtour annulaire. L'amortisseur a deux extrémités, c'est-à-dire que le piston est supporté par un arbre des deux côtés. Un petit accumulateur à pression est prévu pour contenir la dilatation thermique du fluide. L'amortisseur a un diamètre intérieur de 20,3 cm. La bobine électromagnétique est câblée en trois sections sur le piston. Il en résulte quatre régions effectives de soupape lorsque le fluide s'écoule depuis le piston. Les bobines contiennent un total de 1,5 km de fil. L'amortisseur fait 1 m de long et d'une masse de 250 kg. L'amortisseur contient environ 5 litres de liquide MR. La quantité de fluide soumise au champ magnétique à un instant donné est de 90 cm^3 . Un résumé des caractéristiques est donné dans le tableau 3.1

Tableau 3.1 : Caractéristiques d'un amortisseur MR d'une capacité de 20-tonnes [62]

Elongation	$\pm 8 \text{ cm}$
F_{\max}/F_{\min}	<u>10.1@10</u> cm/s
Calibre du cylindre	203.2 mm
Force d'entrée maximum	<50w
Force maximum (nominal)	200 kN
Longueur de pole axial effectif	8.4 cm
Bobines	3×1050 tours
Fluide $n / \tau_{0(\text{field})}^2$	$2 \times 10^{-10} \text{ sec/Pa}$
Fluide apparent η	1.3 Pa-s
Fluide $\tau_{0(\text{field})} \text{ max}$	62 kPa
Ouverture du joint	2 mm
Volume du fluide actif	$\sim 90 \text{ cm}^3$
Câblage	16 gauge
Inductance	$\sim 6.6 \text{ henries}$
Résistance de la bobine	3×7.3 ohms

En raison de leurs simplicités mécaniques, leurs intervalles dynamiques hauts et leur demande en énergie faible (une simple batterie est requise), les amortisseurs MR ont fait l'objet de plusieurs études [63-67] qui ont tous prouvé la bonne aptitude des amortisseurs MR à réduire la réponse sismique.

3.4 Modèles de l'amortisseur magnéto-rhéologique

Dès l'apparition de l'amortisseur magnéto-rhéologique le plus grand défi des chercheurs était de développer un modèle mathématique qui représente d'une manière fidèle le comportement physique de l'amortisseur (MR). Au fil des années plusieurs modèles mathématiques ont vu le jour, le développement des modèles a permis d'obtenir une représentation mathématique très proche de la réalité.

Le principal challenge dans la modélisation numérique des amortisseurs MR est la précision dans l'introduction de la nature non linéaire de ces dispositifs. Pour cela, la modélisation numérique des amortisseurs MR a attiré l'attention de nombreux chercheurs dans la dernière décennie. Le modèle doit être capable de simuler le comportement non linéaire de l'amortisseur MR, mais en même temps, il doit être aussi simple que possible pour permettre sa mise en œuvre effective dans les systèmes de contrôle. Par conséquent, une modélisation adéquate de ces dispositifs de contrôle semi-actif doit impliquer un modèle numérique simple, suffisamment précis et robuste. Ceci est essentiel pour la prédiction appropriée du comportement du système contrôlé.

Le comportement des amortisseurs MR a été décrit par des modèles pseudo-statiques donnant la relation effort-déformation en mode linéaire. Néanmoins ces modèles ont été jugés insuffisants pour prédire le comportement non linéaire des amortisseurs MR pour le contrôle des vibrations. Par conséquent, des modèles dynamiques ont été développés et divisés en deux catégories respectivement paramétriques, dont la modélisation physique est basée sur des données physiques et géométriques, et des modèles non paramétriques dont la modélisation est basée sur des données expérimentales [68, 69]

3.4.1 Modèles paramétriques

Les modèles paramétriques sont constitués d'arrangements d'éléments mécaniques tels que des ressorts et amortisseurs pour simuler le comportement hystérétique inhérent du dispositif. Parmi le grand nombre de modèles paramétriques disponibles, le modèle de Bingham et les modèles de Bouc-Wen sont les modèles phénoménologiques les plus utilisés pour l'étude des amortisseurs MR et pour développer des systèmes de contrôle semi-actif basés sur ces appareils dits intelligents.

3.4.1.1 Modèle Bingham

Proposé par **Stanway *et al* [70]** pour représenter le comportement non-linéaire d'un amortisseur électro-rhéologique et repris par **Spencer Jr *et al* [71]** le modèle Bingham est composé d'un élément Coulomb de friction et un amortisseur visqueux relié en parallèle comme le montre la figure 3.8.

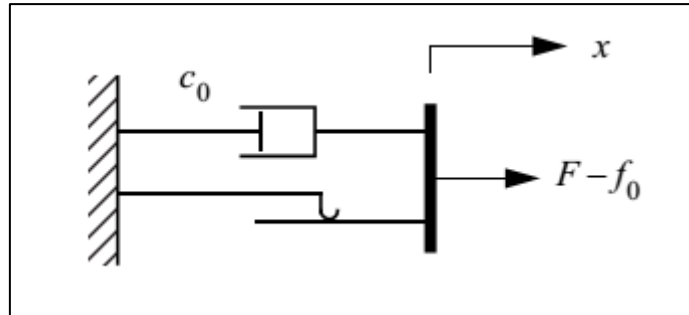


Figure 3.8 : Modèle Bingham proposé par Stanway *et al* [70]

L'équation gouvernant le comportement du modèle Bingham est donnée comme suit :

$$F = f_c \operatorname{sgn}(\dot{x}_d) + c_0 \dot{x}_d + f_0 \quad (3.4)$$

Dans l'équation (3.4), f_c est la force de friction qui est liée aux propriétés du fluide, \dot{x}_d est la vitesse relative entre les deux extrémités de l'amortisseur, c_0 est le coefficient d'amortissement, f_0 est une force incluse pour prendre en considération les valeurs non-nulles observées dans l'accumulateur de l'amortisseur.

Spencer Jr *et al* [71] ont comparé les résultats donnés par le modèle Bingham aux résultats obtenus suite à des tests effectués sur un amortisseur magnéto-rhéologique réel. Les résultats comparés sont le comportement hystérique des relations force-déplacement et force-vitesse. Les résultats obtenus sont montrés sur la figure 3.9

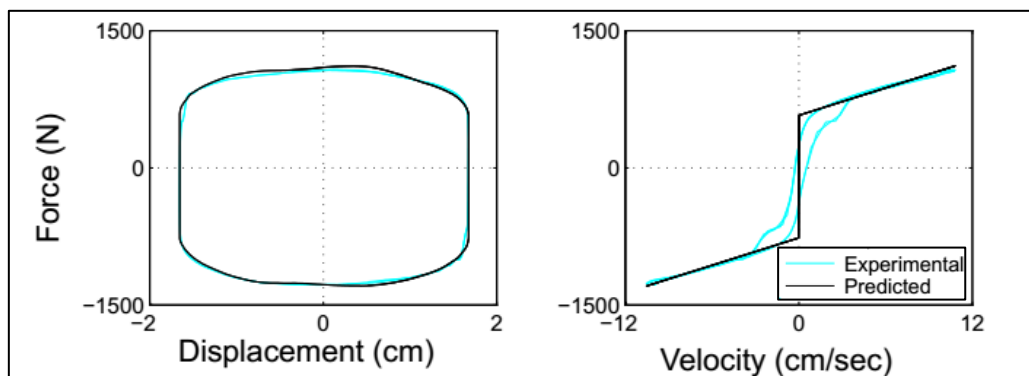


Figure 3.9 Comparaison entre le comportement prédit par le modèle Bingham et le modèle réel de l'amortisseur MR [71]

Sur la figure 3.9, il apparaît que le comportement en force-déplacement est raisonnablement reproduit par le modèle mathématique, alors que le comportement en force-vitesse montre que le modèle mathématique ne capture pas le comportement de l'amortisseur réel, surtout lorsque la vitesse est relativement petite, ce qui implique la non représentation du comportement non linéaire. Ce modèle peut être utilisé pour l'analyse de la réponse mais pas pour l'analyse du contrôle.

3.4.1.2 Modèle Bouc-Wen

Le modèle a été introduit par Bouc [72] en 1971, et par la suite généralisé par Wen [73], qui démontre la polyvalence de ce modèle pour représenter une grande variété de modèles hystérétiques. En raison de cette caractéristique avantageuse, le modèle a été utilisé pour décrire plusieurs systèmes hystérétiques non linéaires comme les isolateurs par hystérésis et les amortisseurs MR. C'est l'un des modèles les plus représentatifs et le plus utilisé dans la modélisation du comportement hystérétique de l'amortisseur MR.

Le modèle Bouc-Wen a trois composantes : un ressort, un amortisseur et un bloc Bouc-Wen, dans une configuration parallèle comme sur la figure 3.10. La non-linéarité du système se trouve dans le bloc Bouc-Wen, qui est capable de capturer le comportement des amortisseurs MR.

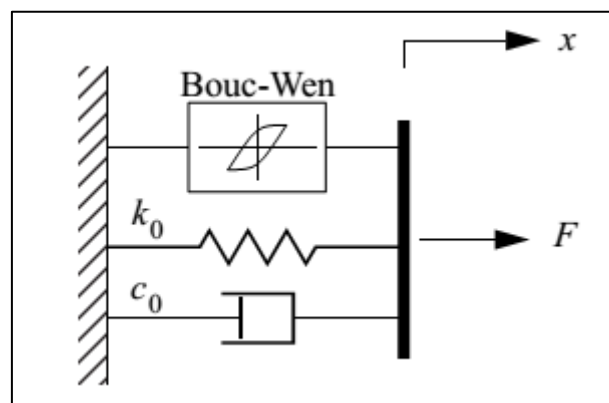


Figure 3.10 : Model Bouc-Wen proposé par Wen [73]

Ce modèle a été adopté par Spencer et *al.* (1997) pour étudier le comportement d'un amortisseur MR en comparant les performances de ce modèle avec d'autres modèles paramétriques. Selon la configuration mécanique illustrée à la figure 3.9, la force d'amortissement dans ce système est donnée par :

$$F = c_0 \dot{x}_d + k_0(x_d - x_0) + \alpha z \quad (3.5)$$

où c_0 est le coefficient visqueux, k_0 , le coefficient de raideur, x_0 le déplacement initial du ressort, il a été incorporé dans le modèle pour présenter un accumulateur et z est une variable évolutive associée au bloc Bouc-Wen et régie par l'expression suivante :

$$\dot{z} = -\gamma |\dot{x}_d| z |z|^{n-1} - \beta \dot{x}_d |z|^n + A \dot{x}_d \quad (3.6)$$

Dans ce modèle, les paramètres c_0 et α sont dépendants du voltage dans le conducteur de courant, la relation entre ces paramètres est donnée comme suit :

$$c_0 = c_{0a} + c_{0b}u \quad (3.7)$$

$$\alpha = \alpha_a + \alpha_b u \quad (3.8)$$

Dans le but de trouver un modèle mathématique qui reproduit d'une manière fidèle le comportement réel de l'amortisseur MR, Spencer Jr *et al* [71] a procédé à la comparaison des résultats obtenus par le modèle Bouc-Wen à ceux obtenus par des tests réels effectués sur un amortisseur (MR). La comparaison est effectuée en termes de boucles de force-déplacement et force-vitesse. Les résultats obtenus sont montrés sur la figure 3.11

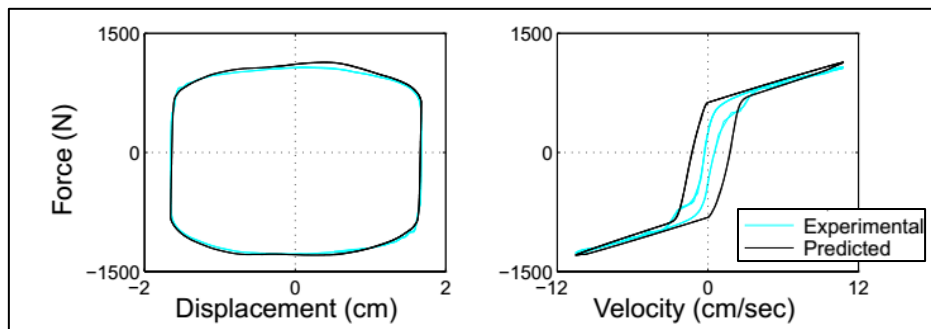


Figure 3.11 Comparaison entre le comportement prédit par le modèle Bouc-Wen et le modèle réel de l'amortisseur MR [71]

La figure 3.11 montre que le modèle Bouc-Wen reproduit fidèlement le comportement de l'amortisseur MR en boucle de force-déplacement, mais ce n'est pas le cas en boucle force-vitesse où le modèle mathématique surestime la force dans la région des vitesses proches de zéro. Il est aussi observé que le comportement reproduit par le modèle mathématique est linéaire alors que le comportement réel de l'amortisseur MR est non linéaire. Cela a conduit Spencer Jr *et al* [71] à développer un modèle plus performant connu sous le nom de Bouc-Wen modifié ».

3.4.1.3 Le modèle Bouc-Wen modifié

Le modèle Bouc-Wen modifié est utilisé pour simuler le comportement dynamique de l'amortisseur MR impliquant des paramètres dépendant du voltage. Cela a pour but de modéliser la fluctuation des champs magnétiques. La figure (3.12) montre le modèle rhéologique de l'amortisseur.

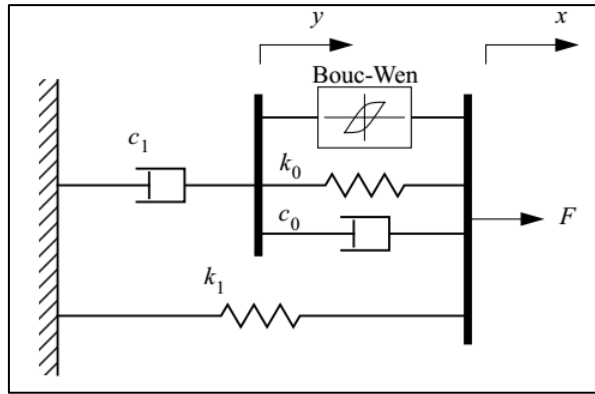


Figure 3.12 : Model Bouc-Wen modifié

La force générée par le modèle Bouc-Wen modifié peut être exprimée par l'équation suivante :

$$F = c_1 \dot{y} + k_1 (x_d - x_0) \quad (3.9)$$

Le déplacement pseudo-interne y et la variable évolutive z sont donnés par

$$\dot{y} = \frac{1}{(c_1 + c_0)} + (\alpha z + c_0 \dot{x}_d + k_0 (x_d - y)) \quad (3.10)$$

$$\dot{z} = -\gamma |\dot{x}_d - \dot{y}| |z|^{n-1} - \beta (\dot{x}_d - \dot{y}) |z|^n + A (\dot{x}_d - \dot{y}) \quad (3.11)$$

Le déplacement et la vitesse relatifs entre les deux extrémités de l'amortisseur sont donnés par x_d et \dot{x}_d , respectivement.

Le déplacement initial de l'amortisseur est donné par x_0 , la rigidité de l'accumulateur est k_1 . L'amortissement visqueux à grande et basse vitesse est représenté par c_0 et c_1 , respectivement. k_0 représente la rigidité à grande vitesse. α est un coefficient évolutif. Les

coefficients γ, β, n et A sont des paramètres liés au comportement hystérésis de l'amortisseur. Dans ce modèle les paramètres α, c_0 et c_1 dépendent du voltage de commande u et sont exprimés comme suit :

$$\alpha = \alpha_a + \alpha_b u \quad (3.12)$$

$$c_1 = c_{1a} + c_{1b} u \quad (3.13)$$

$$c_0 = c_{0a} + c_{0b} u \quad (3.14)$$

Le filtre du premier ordre exprimé par l'équation (3.15), représente l'équilibre rhéologique et la conduite du système électromagnétique de l'amortisseur MR, d'où la dépendance de la force au voltage (V) appliqué dans les équations (3.12-3.14).

$$\dot{u} = -\eta(u - V) \quad (3.15)$$

Afin de s'assurer des performances de ce modèle mathématique, une comparaison entre les résultats obtenus par ce modèle et ceux obtenus par des essais sur un modèle réel a été faite. La figure 3.13 montre les résultats obtenus suite à cette comparaison et cela en termes des boucles force-déplacement et force-vitesse.

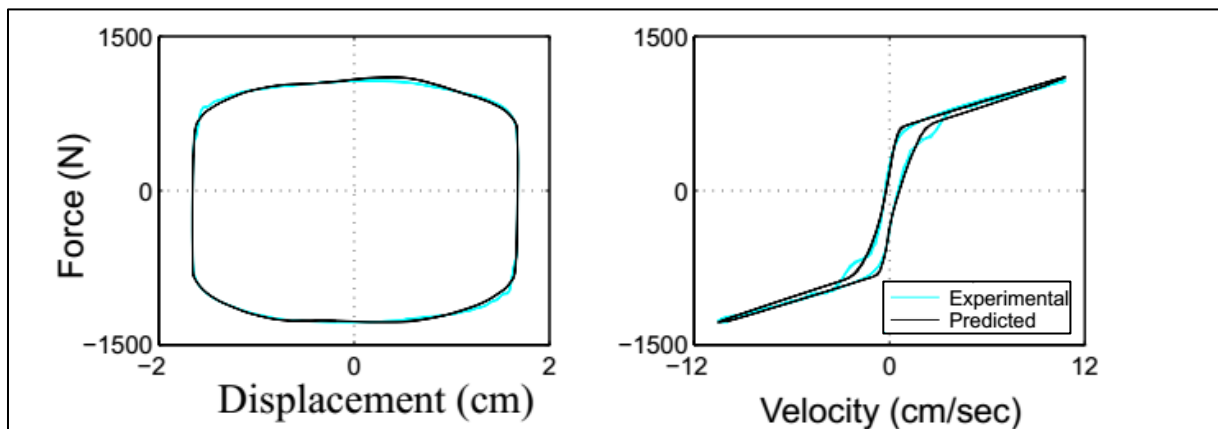


Figure 3.13 Comparaison entre le comportement prédit par le modèle Bouc-Wen et le modèle réel de l'amortisseur MR [71]

Il est clair sur la figure 3.13 que le modèle Bouc-Wen modifié proposé par Spencer Jr *et al* [71] reproduit d'une manière presque similaire le comportement de l'amortisseur MR réel, ce

modèle vient ainsi combler les lacunes observées sur les autres modèles, notamment au niveau du comportement dans les régions où la vitesse est proche de zéro.

L'un des avantages de ce modèle est la relation entre le voltage induit (V) et la force produite par l'amortisseur MR ; ainsi en variant le voltage une variation de la force générée par l'amortisseur MR peut être obtenue. L'effet de la variation du voltage a été étudié dans plusieurs travaux de recherche. La figure 3.14 illustre l'effet de la variation du voltage sur la dissipation d'énergie.

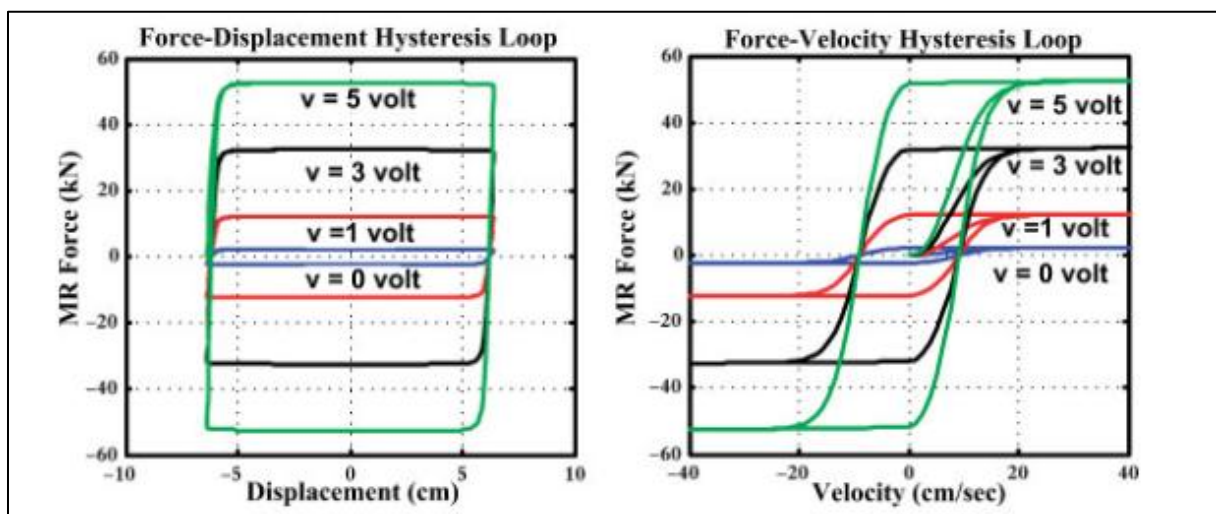


Figure 3.14 Relation entre le voltage et les boucles d'hystérésis force déformation et force vitesse [69]

Les bonnes performances du modèle Bouc-Wen modifié ont motivé son utilisation comme modèle mathématique de l'amortisseur MR dans cette étude.

3.4.2 Modèles non paramétriques

Les modèles non paramétriques exigent une grande quantité de données expérimentales montrant la réponse du fluide aux sollicitations dans différentes conditions de fonctionnement. Ces modèles sont basés sur les polynômes de Tchebychev, et les réseaux de neurones.

Les modèles non-paramétriques utilisent des expressions analytiques pour décrire le comportement d'un amortisseur MR basé sur les données de tests et les principes de fonctionnement de l'appareil. L'avantage des modèles non paramétriques est qu'ils peuvent éviter les lacunes des approches paramétriques tout en étant robuste et applicable aux systèmes linéaires, non linéaires et hystérétiques. Un des modèles non paramétriques les plus couramment appliqués est le modèle polynomial. **Ehrgott and Masri [74]** ont supposé que la force de l'amortisseur peut être écrite en termes de polynômes de Chebyshev par rapport à la

vitesse et l'accélération de l'amortisseur. Dans ce modèle, pas moins de 64 coefficients doivent être identifiés, ce qui nécessite un temps précieux. **Choi et al [75]** ont proposé un polynôme de 6^{ème} ordre pour modéliser un dispositif MR avec une bonne prédiction du modèle et des données expérimentales réelles.

Chang and Roschke [76] ont proposé une approche à réseau multicouches pour la modélisation des amortisseurs MR. Les réseaux multicouches sont un des types les plus utilisés dans la modélisation par réseaux de neurones, qui ont la particularité d'utiliser uniquement une seule fonction non linéaire.

Wang and Liao [77] ont également proposé un modèle à base de réseau de neurones pour une identification directe des amortisseurs MR. Leur modèle est constitué d'un réseau de neurones récurrent dont la sortie est retardée puis réintégrée dans la couche d'entrée.

Les modèles de réseaux de neurones par logique floue sont encore un autre exemple de modèles non paramétriques proposés pour simuler le comportement des amortisseurs MR. Puisque ces dispositifs sont hautement non linéaires, la logique floue a été proposée comme alternative aux modèles onéreux actuellement utilisés.

Schurter and Roschke [78] ont proposé un modèle neuro-flou pour un amortisseur MR qui utilise les réseaux de neurones pour former les fonctions d'appartenance afin de simuler la relation entre les entrées : déplacement, vitesse, signal de tension et la sortie : force de l'amortisseur. L'application ANFIS (Adaptive Neuro-Fuzzy Inference System) de logique floue du code Matlab a été utilisée dans leur étude dans la détermination des paramètres nécessaires pour la modélisation de l'amortisseur MR.

Hudha et al [79] ont présenté une approche non paramétrique linéarisée (NPLDD) pour étudier le comportement dynamique d'un amortisseur MR. Ce modèle a examiné deux régimes distincts, correspondant respectivement à des accélérations positives et négatives de l'amortisseur. Pour chaque régime, les données expérimentales sur la boucle d'hystérésis force- vitesse ont été enregistrées pour une série de signaux de tension d'entrée.

Zheng et al [80] ont proposé un modèle non paramétrique basé sur la théorie du système neuro-flou adaptatif afin de surmonter les inconvénients du modèle paramétrique classique. Ce modèle non paramétrique est développé au moyen de deux sous-systèmes neuro-flous adaptatifs conçus pour décrire efficacement la relation non linéaire dans l'amortisseur MR.

D'autres modèles non paramétriques incluent le modèle multifonction, développé par **Song et al [81]**, ainsi que le modèle black box présenté par **Huang et al [82]**, etc.

3.5 Algorithmes de contrôle

L'utilisation d'un dispositif de contrôle semi-actif nécessite l'implémentation d'un algorithme de contrôle adéquat et cela pour tirer profit des performances du dispositif de manière optimale et économique. D'une manière générale, la force optimale de contrôle dans un système semi-actif peut être calculée en utilisant plusieurs algorithmes de contrôle, tels que la loi de stabilité de Lyapunov, le régulateur quadratique linéaire (LQR), le contrôleur bang-bang décentralisé, le contrôle optimal coupé (COC) où le contrôle basé sur la logique floue (FLC). L'implémentation de ces algorithmes permet de contrôler divers dispositifs actif ou semi-actif. Dans cette partie les algorithmes les plus utilisés dans le domaine du contrôle des vibrations sismiques seront présentés. Il est important de noter que le contrôle d'un amortisseur MR s'effectue en variant le voltage induit a ce dernier et non pas en imposant une force désirée par un algorithme de contrôle.

3.5.1 Contrôle basé sur la théorie de stabilité de Lyapunov

L'approche de stabilité discrète de Lyapunov a été utilisée dans la conception d'un contrôleur pour amortisseur magnéto-rhéologique par plusieurs chercheurs [51, 83, 84]. L'approche nécessite l'utilisation de la fonction de Lyapunov, qui doit être une fonction définie positive des états du système.

Leitmann [85] a appliqué l'approche directe de Lyapunov pour la conception d'un contrôleur semi-actif afin de contrôler le voltage appliqué à un amortisseur MR. Dans cette approche, une fonction de Lyapunov est choisie selon la forme décrite dans l'équation (3.16) :

$$L(\{z\}) = \frac{1}{2} \|\{z\}\|_P^2 \quad (3.16)$$

Où $\|\{z\}\|_P$ est la P-norme des états, définie par :

$$\|\{z\}\|_P = \left[\{z\}^T [P] \{z\} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (3.17)$$

Dans ce cas-là, $[P]$ est une matrice définie positive, réelle et symétrique. Dans le cas d'un système linéaire, pour s'assurer que $\dot{L}(\{z\})$ soit définie négative, la matrice $[P]$ est trouvée en utilisant l'équation de Lyapunov.

$$[A]^T [P] + [P][A] = -[Q_p] \quad (3.18)$$

La dérivée de l'équation de Lyapunov pour une solution d'un système en représentation d'état (state space) est donnée par :

$$\dot{L} = \frac{1}{2} \{Z^T\} [Q_p] \{Z\} + \{Z^T\} [P][B]\{F\} + \{Z^T\} [P][E]\{\ddot{x}_g\} \quad (3.19)$$

Ainsi la loi qui gouverne le voltage induit à l'amortisseur qui permettra de minimiser \dot{L} est :

$$V = V_{\max} H(\{-Z^T\} [P][B]\{F\}) \quad (3.20)$$

Où $H(\cdot)$ est la fonction de Heaviside. Quand $H(\cdot)$ est plus grand que zéro, le voltage appliqué à l'amortisseur sera V_{\max} , autrement un voltage nul sera appliqué. Il faut noter que cet algorithme dépend du signe de la force de commande mesurée et les états du système. Pour mettre en œuvre cet algorithme, un filtre de Kalman est utilisé pour estimer les états sur la base des mesures disponibles (par exemple, les déplacements de l'appareil, des forces, des accélérations du dispositif de structure). Ainsi, dans cet algorithme, on s'attend à de meilleures performances lors de la mesure des états de la structure entière.

Observations :

- Appliquer à un amortisseur semi-actif MR la théorie de stabilité de Lyapunov contrôlera le voltage appliqué au dispositif de manière à alterner le courant entre deux valeurs minimale et maximale.
- Pour une meilleure performance du dispositif d'amortissement l'état total de la structure doit être mesuré [51], ce qui implique un grand nombre de capteurs et ainsi un coût plus élevé.
- La difficulté dans l'utilisation de l'algorithme de Lyapunov réside dans la sélection d'une matrice $[Q_p]$ appropriée.

3.5.2 Le régulateur quadratique linéaire (LQR)

Cet algorithme figure parmi les outils de contrôle les plus utilisés dans la théorie moderne du contrôle actif et semi-actif. La méthode LQR nécessite la présence de l'état complet (*feedback*) de la réponse de la structure, ainsi le déplacement, la vitesse, et l'accélération doivent être mesurés à chaque degré de liberté de la structure. Dans le but d'obtenir une force de contrôle désirée Kirk [86] propose une formulation qui utilise le feedback de tous les états du système. La conception d'un algorithme LQR est basée sur la minimisation d'un index de performance quadratique donné par :

$$J = \frac{1}{2} \int_0^{\infty} [z^T Q z + F^T R F] dt \quad (3.21)$$

Dans ce cas-là, Q et R sont définies positives et sont des matrices de poids, pour définir l'importance de chaque terme dans l'équation (3.21). Le Hamiltonien peut être formé en utilisant le vecteur de la réponse régulée z et la force de contrôle F . En utilisant les vecteurs d'état, l'équation différentielle de Riccati peut être écrite comme suit :

$$PA + A^T P + C_w^T Q C_w - P B R^{-1} B^T P = 0 \quad (3.22)$$

Dans l'équation (3.22), P représente la solution algébrique de l'équation de Riccati, La force de contrôle optimale peut être écrite comme suit [52] :

$$F = -B^T R^{-1} P Z = -K Z \quad (3.23)$$

Comme le montre l'équation (3.23), la force de contrôle résultant ne dépend pas de la variation du temps. Avec tous les vecteurs d'état Z la force de contrôle est sous la forme d'un état de feedback.

Observations

- Les performances d'un contrôleur régulateur linéaire quadratique dépendent du réglage des matrices Q et R , qui reste très sensible à la variation des conditions du système et peuvent causer l'instabilité et l'inefficacité de la stratégie de contrôle.
- Le contrôleur LQR peut prédire une force de contrôle que l'amortisseur MR ne pourra pas produire, d'où la nécessité d'associer le contrôleur LQR avec une loi de contrôle qui prend en considération les limites de l'amortisseur MR.
- La nécessité d'observer l'état complet du système contrôlé impose l'utilisation d'un grand nombre de capteurs, augmentant ainsi le coût d'une telle stratégie.

3.5.3 Bang-Bang décentralisé

McClamroch and Gavin [87] ont utilisé une approche similaire à la théorie de stabilité de Lyapunov pour développer une loi de contrôle. Cette dernière permet de contrôler un amortisseur semi-actif électro-rhéologique. Dans ce sens, l'énergie de vibration de la structure contrôlée est donnée par la fonction de Lyapunov dans l'équation (3.24).

$$L = W(x) + \frac{1}{2} (\dot{x} + \dot{x}_g)^T M (\dot{x} + \dot{x}_g) \quad (3.24)$$

$W(x)$ est une fonction d'énergie définie positive. Le but de ce contrôleur est de réduire le taux de transmission de l'énergie à la structure. Cela peut être achevé en minimisant \dot{L} . Ce

processus conduit à une loi de contrôle Bang-Bang décentralisée qui minimise \dot{L} en sélectionnant un voltage V_{\max} ou nul comme le montre l'équation (3.25).

$$V = \begin{cases} V_{\max} & \text{si } F^T(\dot{x} + \dot{x}_g)(F^T \dot{x}) > 0 \\ 0 & \text{Autrement} \end{cases} \quad (3.25)$$

Cette loi de contrôle est considérée comme décentralisée car elle dépend du feedback du dispositif de l'amortissement et non de la structure [88].

Observations

- Une variation brusque du voltage entre une valeur nulle et une valeur maximale peut causer l'instabilité du système et ainsi une défaillance de la stratégie de contrôle [56].
- Une décentralisation de l'algorithme peut réduire l'efficacité de la stratégie de contrôle.

3.5.4 Le contrôle optimal coupé (Clipped Optimal Control)

L'amortisseur MR est un amortisseur semi-actif, la force produite par ce dernier n'est pas directement contrôlée par l'algorithme de contrôle comme dans le cas d'un contrôle actif, mais peut être ajustée pour atteindre une force désirée en contrôlant le voltage induit à l'amortisseur. Il est important de noter que la force maximale que l'amortisseur MR peut produire est limitée par les caractéristiques physiques et matérielles fixées par le constructeur. Le contrôle optimal coupé a été introduit pour calculer le voltage à appliquer afin d'obtenir une force de contrôle optimale par rapport à la force calculée par l'algorithme de contrôle. En d'autres termes, le contrôle optimal coupé est un contrôleur qui prend en considération les limitations de l'amortisseur MR quand ce dernier est associé à un algorithme qui calcule une force désirée et non pas un voltage à appliquer [89].

3.5.4.1 La loi de voltage coupé

L'objectif principal de cette loi de contrôle est de déterminer la valeur du voltage à appliquer en comparant la force désirée par l'algorithme de contrôle et celle produite par l'amortisseur de contrôle à chaque instant. Si les deux forces sont égales le voltage ne sera pas varié. Si la force absolue produite par l'amortisseur MR est moins que la force absolue calculée par l'algorithme de contrôle et les deux ont le même signe, le voltage appliqué doit être augmenté à sa valeur maximale. Autrement, le voltage appliqué sera nul. La loi de voltage optimisé coupé peut être décrite par l'équation (3.26) :

$$V = V_{\max} H \{ (F_d - F) F \} \quad (3.26)$$

Où $H \{ \cdot \}$ est la fonction de Heaviside. Si $H \{ \cdot \}$ est plus grand que zéro le voltage appliqué doit être maximum V_{\max} . Autrement, le voltage sera nul. F_d est la force désirée calculée par l'algorithme de contrôle et F est la force produite par l'amortisseur MR. La figure (3.15) montre l'interprétation graphique de cette loi de contrôle.

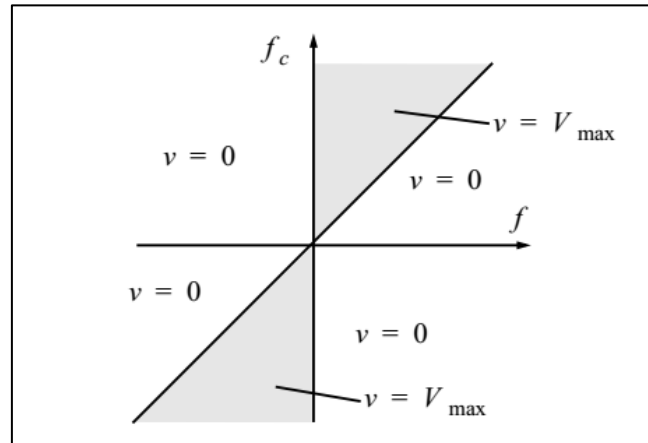


Figure 3.15. Représentation graphique de la loi de voltage optimal coupé [89]

3.5.5 Logique floue

Les algorithmes de contrôle classique ont besoin d'un modèle mathématique exact de la structure à contrôler, spécialement pour les cas d'algorithmes de contrôle actif qui utilisent des équations mathématiques compliquées afin de réduire la réponse de la structure. Depuis que le domaine de la construction à évoluer, les structures sont devenues de plus en plus hautes et les ponts de plus en plus longs ; il est donc très difficile de trouver un modèle mathématique exact qui décrit le comportement de ces structures à plusieurs degrés de libertés. Outre cela, l'implémentation de tels algorithmes nécessite la mise en place d'un nombre important de capteurs qui peuvent être très onéreux.

Face aux inconvénients des théories de contrôle classique, la théorie de la logique floue présente une solution adéquate et économique. Cette dernière a été introduite par **Zadeh [90]** en 1965. Basée sur une approche linguistique plutôt que mathématique, elle consiste à traduire les données mathématiques en données linguistiques, reliant ainsi les données (input) et les sorties (output) par des conditions en utilisant la règles « IF – THEN ». En 1974 **Mamdani and Assilian [91]** appliquent la théorie de l'approche linguistique et de l'inférence floue introduite par Zadeh, et réussissent à contrôler automatiquement un générateur de vapeur.

Dans le domaine du contrôle des vibrations, la théorie de la logique floue a été introduite par un grand nombre de chercheurs à cause de sa robustesse, sa stabilité et sa capacité de prendre en considération le comportement non linéaire des dispositifs de contrôle et des structures contrôlées.

3.5.5.1 Application de la logique floue dans le génie civil

Brown and Yao [92] introduisent la théorie de la logique floue dans le domaine du génie civil, simplifiant la théorie et la rendant applicable dans le domaine du génie civil, ils présentent deux exemples pour évaluer la résistance d'un élément en béton en utilisant les résultats d'un cylindre soumis à la compression.

Battaini et al [93] contrôlent un amortisseur actif à masse accordée en utilisant la logique floue, ils concluent que les résultats obtenus en utilisant la logique floue sont plus satisfaisant que ceux obtenus en utilisant un algorithme de contrôle classique (LQR). Ils concluent aussi qu'un des plus grands avantages de la logique floue et qu'elle ne nécessite pas l'installation d'un grand nombre de capteurs et qu'elle prend en considération la non-linéarité physique et géométrique.

Symans and Kelly [94] proposent un contrôle hybride d'un pont, en associent un système d'isolation à la base avec un système de contrôle semi-actif, ce dernier est contrôlé par un algorithme de logique floue. les résultats obtenus sont comparés avec un système hybride constitué d'une isolation à la base et d'un amortisseur passif, il en résulte que le système hybride utilisant un algorithme de logique floue donne une meilleur réduction que celui utilisant deux dispositif passifs.

Choi et al [63] utilisent la logique floue pour contrôler un amortisseur MR monté sur une structure de trois étages soumis à des excitation sismique à échelle réduite. Les résultats montrent une optimisation de la force de contrôle et de la réponse de la structure simultanément temps sous l'effet de la logique floue.

Bhardwaj and Datta [95] contrôlent une structure de cinq étages soumis à l'excitation sismique d'El Centro, la structure est équipée de contrôleur semi-actif hydraulique (SHD) contrôler par un algorithme de logique floue. Le même algorithme conçu pour le séisme d'El Centro est testé pour trois autres excitations artificielles, les résultats obtenus montrent l'adaptabilité du contrôleur basé sur la logique floue.

Das et al [64] ont utilisé la logique floue pour contrôler une structure équipée avec des amortisseurs MR, le voltage induit à ces amortisseurs est contrôlé par l'algorithme de logique floue. Il a été démontré que les résultats obtenus en utilisant la logique floue donne la même réduction donnée par un algorithme optimal coupé (COC) et cela en utilisant moins de force ce qui souligne l'aspect optimal du contrôle à logique floue.

Observation

- la logique floue prend en considération le comportement non linéaire de la structure et du dispositif de contrôle
- un algorithme basé sur la logique floue ne nécessite pas d'observer l'état complet de la réponse de la structure, généralement il suffit d'un seul capteur pour construire l'algorithme de contrôle
- La logique floue ne dépend pas de l'excitation sismique et peut être ajusté pour contrôler le voltage en se basant sur le comportement de la structure, ainsi le même algorithme peut fonctionner sous diverses excitations.

3.5.5.2 Mode de fonctionnement de la logique floue

La structure d'un algorithme de contrôle basé sur la logique floue se compose de quatre parties essentielles. La figure 3.16 montre ces quatre modules la Fuzzification, les lois de base, le mécanisme d'inférence et la Defuzzification [96].

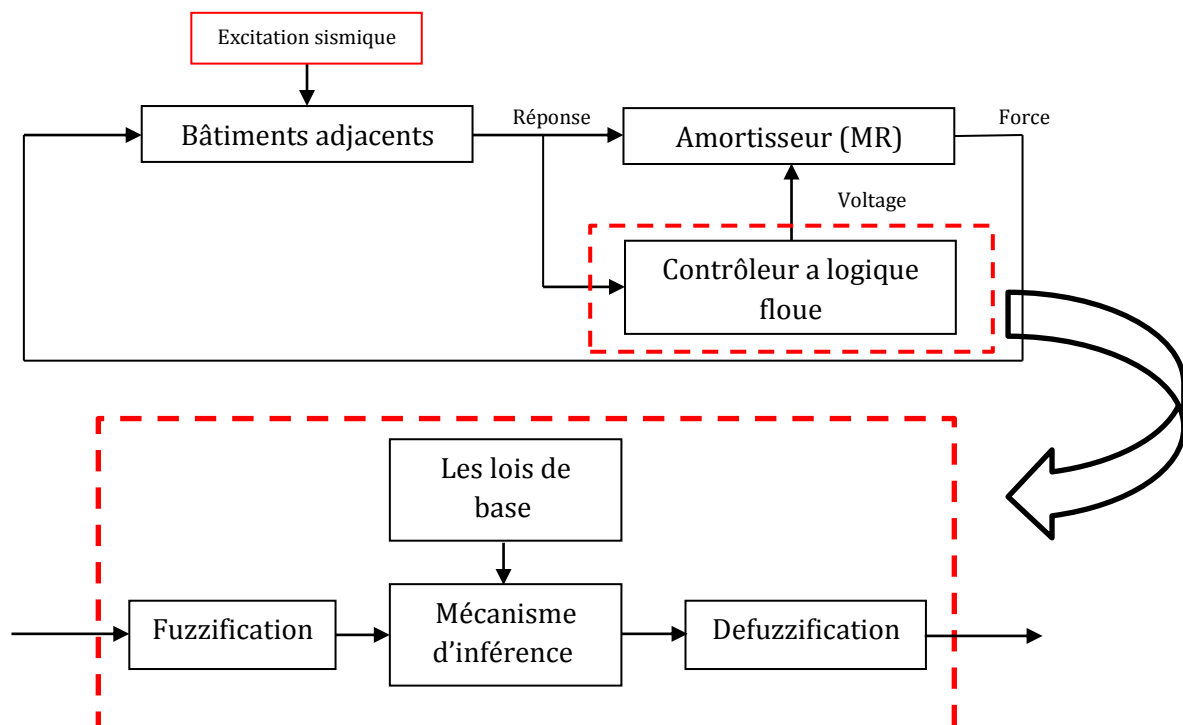


Figure 3.16 Diagramme d'un contrôle par logique floue de bâtiments adjacents

La définition des phases essentielles de contrôleur à logique floue peut être détaillée comme suit :

- Fuzzification : dans cette partie les variables d'entrée (input) sous forme continue sont transformées en variable linguistique en utilisant les fonctions d'appartenance.
- Les lois de base : un ensemble de conditions « Si-Donc » (If-Then) construites afin d'accomplir un contrôle bien spécifié.
- Mécanisme d'inférence : dans cette partie, les lois de base sont associées aux variables d'entrées floutées pour déterminer les variables de sortie floutées.
- Defuzzification : opère sur les variables de sortie floutées obtenues par le mécanisme d'inférence afin de les convertir en valeur de sortie continue.

3.6 Conclusion

Dans ce chapitre l'aspect physique et mathématique de l'amortisseur magnéto-rhéologique a été présenté. A commencer par les fluides magnéto-rhéologiques en passant par la description et les caractéristiques techniques de l'amortisseur. Puis, les modèles mathématiques développés depuis l'apparition de l'amortisseur MR jusqu'à l'aboutissement au modèle le plus représentatif du comportement de l'amortisseur et qui sera utilisé dans cette étude à travers une modélisation numérique qui va suivre dans le prochain chapitre.

Enfin, une revue de la littérature des algorithmes de contrôle les plus utilisés dans le domaine du contrôle semi-actif a été réalisée, suivie d'une analyse critique pour chaque algorithme de contrôle, il en résulte que les algorithmes classiques de contrôle nécessitent une formulation mathématique complexe et une installation d'un grand nombre de capteurs sur la structure à contrôler. Il est donc nécessaire de se tourner vers une stratégie de contrôle non conventionnelle. La théorie de la logique floue se présente comme un choix adéquat basé sur le raisonnement humain et nécessitant moins de représentations mathématiques. Le contrôle par logique floue sera adapté comme algorithme de contrôle dans cette étude et utilisé pour contrôler le voltage induit à l'amortisseur MR utilisé pour coupler les bâtiments adjacents. Dans le chapitre suivant la formulation mathématique et numérique du problème des bâtiments adjacents couplés et soumis à des excitations sismiques sera présenté, ainsi que la conception des algorithmes de contrôle qui seront utilisés dans cette étude.

CHAPITRE IV

FORMULATION MATHÉMATIQUE ET MODELISATION NUMÉRIQUE

4.1 Introduction

La gravité des faits dus à l'entrechoquement des bâtiments adjacents conduit à la nécessité d'élaborer une étude qui permettra d'éclaircir complètement le sujet ainsi que l'efficacité de la stratégie du couplage pour l'atténuation de l'entrechoquement.

4.2 Hypothèses et limitations

Pour la formulation théorique relative à la modélisation de deux bâtiments adjacents reliés par des dispositifs de contrôle, certaines hypothèses sont nécessaires pour mettre en évidence les caractéristiques importantes du dispositif reliant les bâtiments voisins.

- Deux bâtiments sont supposés être symétriques avec leurs plans symétriques en alignement. Le mouvement du sol est supposé se produire dans la direction des plans symétriques des bâtiments pour que le problème puisse être simplifié en un problème à deux dimensions comme le montre la Figure 4.1.
- Chaque bâtiment est modélisé comme un système linéaire à plusieurs degrés de liberté où la masse est concentrée au niveau de chaque étage et la rigidité est assurée par des voiles ou des poteaux. Cette hypothèse indique que l'excitation sismique considérée n'est pas sévère et en raison de l'augmentation significative de la capacité d'absorption d'énergie les bâtiments sont en mesure de conserver des propriétés élastiques et linéaires sous l'effet du séisme.
- L'accélération du sol sous les deux bâtiments est supposée être la même et les effets dus aux variations spatiales des mouvements du sol ou en raison de l'interaction sol-structure sont négligés.
- Les variations spatiales des mouvements du sol ne sont pas considérées. Ceci est justifié par le fait que les dimensions totales en plan dans la direction de l'excitation sismique ne sont pas grandes. Le fait de négliger l'interaction sol-structure limite l'applicabilité des résultats aux bâtiments sur sol ferme et moins restrictive pour les bâtiments dont les fondations ne sont pas massives (fondations superficielles, par exemple).

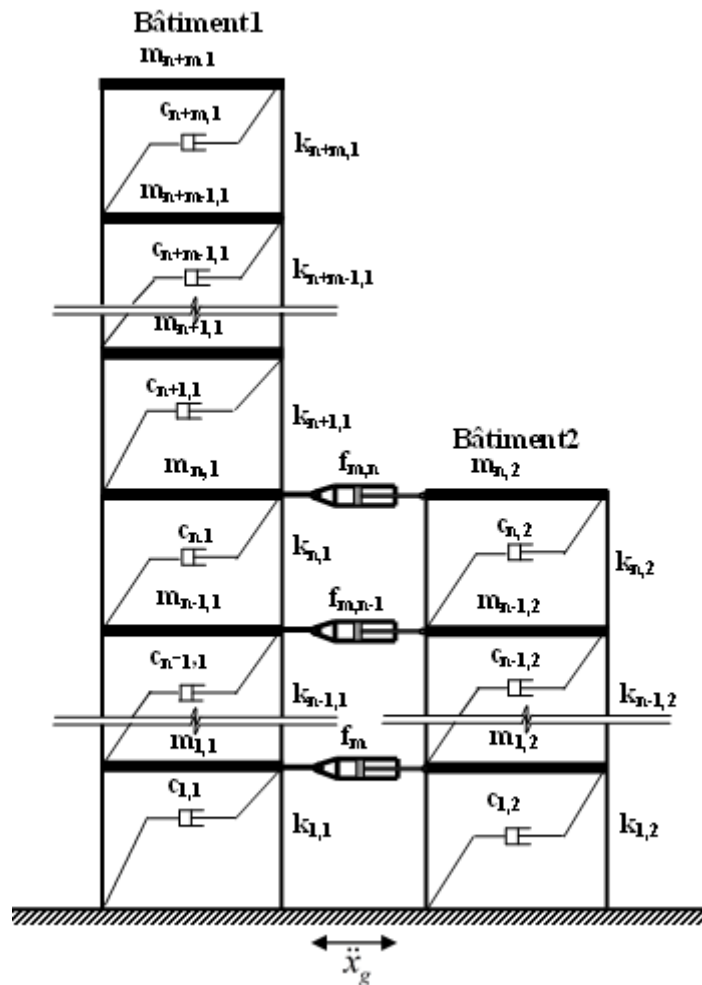


Figure 4.1 Modèle structurel de deux bâtiments couplés avec des dispositifs de contrôle

4.3 Equation de mouvement des bâtiments adjacents modélisés en 2D

Comme le montre la Figure 4.1, les deux bâtiments adjacents ont été modélisés, comme ayant $(n+m)$ et (n) degrés de liberté. Dans le but d'analyser le comportement des deux bâtiments adjacents couplés avec des dispositifs de contrôle, l'équation de mouvement de chaque bâtiment sera écrite séparément puis l'ensemble des deux équations sera couplé et résolu dans une représentation d'état (state-space). L'équation de mouvement du bâtiment (1) est donnée par l'équation (4.1)

$$[M_1]\{\ddot{X}_1\} + [C_1]\{\dot{X}_1\} + [K_1]\{X_1\} = [\Gamma_1]\{f_1\} - [M_1][r_1]\{\ddot{x}_g\} \quad (4.1)$$

Le développement de l'équation (4.1) donne la forme longue exprimée dans l'équation (4.2), cette dernière décrit d'une manière détaillée la formulation des matrices de masse, de rigidité et d'amortissement.

$$\begin{bmatrix} m_{1,l} & & & & \\ & m_{2,l} & & & \\ & & \ddots & & \\ & & & m_{n+m,l} & \\ & & & & \ddots \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{x}_{1,l} \\ \ddot{x}_{2,l} \\ \vdots \\ \ddot{x}_{n+m,l} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_{1,l} + c_{2,l} & -c_{1,l} & & & \\ -c_{1,l} & c_{1,l} + c_{2,l} & -c_{2,l} & & \\ & & \dots & & \\ & & & \dots & \\ & & & -c_{n+m,l} & c_{n+m,l} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{x}_{1,l} \\ \dot{x}_{2,l} \\ \vdots \\ \dot{x}_{n+m,l} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_{1,l} + k_{2,l} & -k_{2,l} & & & \\ -k_{1,l} & k_{1,l} + k_{2,l} & -k_{2,l} & & \\ & & \dots & & \\ & & & \dots & \\ & & & -k_{n+m,l} & k_{n+m,l} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_{1,l} \\ x_{2,l} \\ \vdots \\ x_{n+m,l} \end{bmatrix} = [\Gamma_1] \begin{Bmatrix} f_m \\ \vdots \\ f_{m,n} \\ \vdots \\ \vdots \end{Bmatrix} - \begin{bmatrix} m_{1,l} & & & & \\ & m_{2,l} & & & \\ & & \ddots & & \\ & & & m_{n+m,l} & \\ & & & & \ddots \end{bmatrix} [\Gamma_1] [\ddot{x}_g] \quad (4.2)$$

Où

- $m_{1,l}, m_{2,l} \dots m_{n+m,l}$ sont les masses respectives de chaque étage du bâtiment (1),
- $\ddot{x}_{1,l}, \ddot{x}_{2,l} \dots \ddot{x}_{n+m,l}$ sont les accélérations respectives de chaque étage du bâtiment (1),
- $c_{1,l}, c_{2,l} \dots c_{n+m,l}$ sont les amortissements respectifs de chaque étage du bâtiment (1),
- $\dot{x}_{1,l}, \dot{x}_{2,l} \dots \dot{x}_{n+m,l}$ sont les vitesses respectives de chaque étage du bâtiment (1),
- $k_{1,l}, k_{2,l} \dots k_{n+m,l}$ sont les rigidités respectives de chaque étage du bâtiment (1),
- $x_{1,l}, x_{2,l} \dots x_{n+m,l}$ sont les déplacements respectifs de chaque étage du bâtiment (1),
- $[\Gamma_1]$ est la matrice de distribution des forces résultantes des dispositifs de contrôle,
- $f_m \dots f_{m,n}$ sont les forces de contrôle produites par chaque dispositif selon leurs emplacements respectifs,
- $[\Gamma_1]$ est le vecteur unitaire de distribution des accélérations sismiques dans les étages respectifs du bâtiment (1),
- $[\ddot{x}_g]$ est l'accélération du sol, représentant l'excitation sismique à laquelle sont soumis les bâtiments (1) et (2).

L'équation de mouvement du bâtiment (2) est exprimée dans l'équation (4.3)

$$[M_2] \{\ddot{X}_2\} + [C_2] \{\dot{X}_2\} + [K_2] \{X_2\} = [\Gamma_2] \{f_2\} - [M_2] [r_2] \{\ddot{x}_2\} \quad (4.3)$$

L'équation (4.3) est exprimée sous forme matricielle par l'équation (4.4).

$$\begin{bmatrix} m_{1,2} & & & & \\ & m_{2,2} & & & \\ & & \ddots & & \\ & & & m_{n,2} & \\ & & & & \ddots \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{x}_{1,2} \\ \ddot{x}_{2,2} \\ \vdots \\ \ddot{x}_{n,2} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_{1,2} + c_{2,2} & -c_{1,2} & & & \\ -c_{1,2} & c_{1,2} + c_{2,2} & -c_{2,2} & & \\ & & \dots & & \\ & & & \dots & \\ & & & -c_{n,2} & c_{n,2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{x}_{1,2} \\ \dot{x}_{2,2} \\ \vdots \\ \dot{x}_{n,2} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_{1,2} + k_{2,2} & -k_{2,2} & & & \\ -k_{1,2} & k_{1,2} + k_{2,2} & -k_{2,2} & & \\ & & \dots & & \\ & & & \dots & \\ & & & -k_{n,2} & k_{n,2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_{1,2} \\ x_{2,2} \\ \vdots \\ x_{n,2} \end{bmatrix} = [\Gamma_2] \begin{Bmatrix} f_m \\ \vdots \\ f_{m,n} \end{Bmatrix} - \begin{bmatrix} m_{1,2} & & & & \\ & m_{2,2} & & & \\ & & \ddots & & \\ & & & m_{n,2} & \\ & & & & \ddots \end{bmatrix} [r_2] [\ddot{x}_g] \quad (4.4)$$

Où

- $m_{1,2}, m_{2,2}, \dots, m_{n,2}$ sont les masses respectives de chaque étage du bâtiment (2),
- $\ddot{x}_{1,2}, \ddot{x}_{2,2}, \dots, \ddot{x}_{n,2}$ sont les accélérations respectives de chaque étage du bâtiment (2),
- $c_{1,2}, c_{2,2}, \dots, c_{n,2}$ sont les amortissements respectifs de chaque étage du bâtiment (2),
- $\dot{x}_{1,2}, \dot{x}_{2,2}, \dots, \dot{x}_{n,2}$ sont les vitesses respectives de chaque étage du bâtiment (2),
- $k_{1,2}, k_{2,2}, \dots, k_{n,2}$ sont les rigidités respectives de chaque étage du bâtiment (2),
- $x_{1,2}, x_{2,2}, \dots, x_{n,2}$ sont les déplacements respectifs de chaque étage du bâtiment (2),
- $[\Gamma_2]$ est la matrice de distribution des forces résultantes des dispositifs de contrôle,
- $f_m, \dots, f_{m,n}$ sont les forces de contrôle produites par chaque dispositif selon leurs emplacements respectifs,
- $[r_2]$ est le vecteur unitaire de distribution des accélérations sismiques dans les étages respectifs du bâtiment (1).

La solution du problème de bâtiments couplés implique l'écriture d'une seule équation de mouvement impliquant les équations de mouvement respectives de chaque bâtiment, ainsi l'équation de mouvement globale du système couplé sera de la forme suivante :

$$[M_s] \{\ddot{X}_s\} + [C_s] \{\dot{X}_s\} + [K_s] \{X_s\} = [\Gamma_s] \{f_s\} - [M_s] [r_s] \{\ddot{x}_g\} \quad (4.5)$$

Où, M_s , K_s , C_s , sont respectivement la masse, la rigidité et l'amortissement du système couplé, f_s est la force produite par les dispositifs d'amortissement utilisés, Γ_s est la matrice d'emplacement des dispositifs, r_s est le vecteur unitaire global de distribution des accélérations sismiques, \ddot{x}_g est l'accélération du sol et \ddot{X}_s , \dot{X}_s , X_s sont respectivement

l'accélération, la vitesse et le déplacement globaux du système couplé. Les matrices M_s , K_s et C_s du système couplé sont explicitement détaillées comme suit :

$$M_s = \begin{bmatrix} [M_1] & [O_1] \\ [O_2] & [M_2] \end{bmatrix} \quad (4.6)$$

$$K_s = \begin{bmatrix} [K_1] & [O_1] \\ [O_2] & [K_2] \end{bmatrix} \quad (4.7)$$

$$C_s = \begin{bmatrix} [C_1] & [O_1] \\ [O_2] & [C_2] \end{bmatrix} \quad (4.8)$$

4.4 Equation de mouvement des bâtiments adjacents modélisés en 3D

Pour ce cas d'étude, la formulation mathématique est écrite d'une manière à prendre en considération les degrés de liberté en translation et en rotation. Afin d'étudier l'effet du couplage sur la réduction de l'entrechoquement dû à des rotations les hypothèses suivantes sont mises en place :

- Deux bâtiments adjacents modélisés en 3D sont couplés avec des dispositifs de contrôle comme le montre la figure 4.2
- Un des bâtiments est supposé être dissymétrique dû à une excentricité entre le centre de masse et le centre de rigidité comme le montre la vue en plan sur la figure 4.3
- Afin d'éviter la cassure de l'amortisseur les points de jonction aux extrémités de l'amortisseur seront munis d'une rotule permettant des rotations aux points de fixation

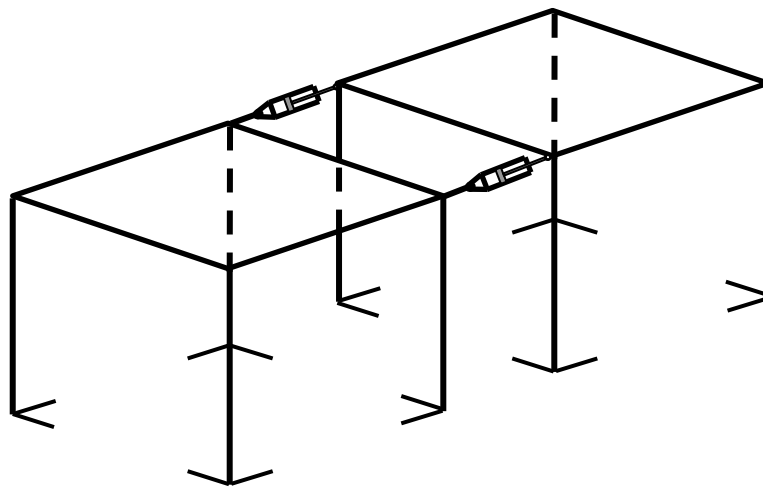


Figure 4.2 Modèle structurel de deux bâtiments adjacents modélisés en 3D couplés avec des dispositifs de contrôle

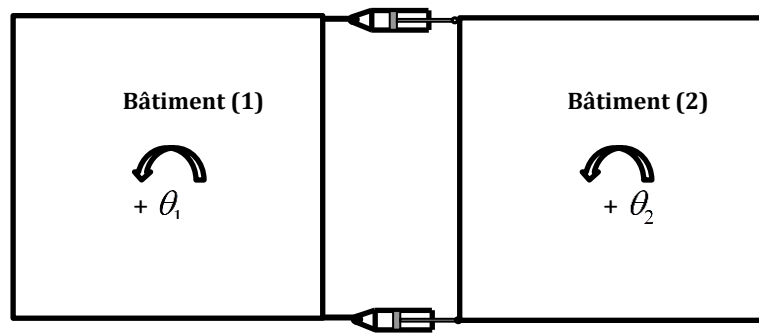


Figure 4.3 Vue en plan du modèle structural de deux bâtiments adjacents modélisés en 3D couplés avec des dispositifs de contrôle

L'équation du mouvement du bâtiment (1) peut être exprimée comme suit :

$$[M_1]\{\ddot{X}_1\} + [C_1]\{\dot{X}_1\} + [K_1]\{X_1\} = [\Gamma_1]\{f_1\} - [M_1][r_1]\{\ddot{x}_g\} \quad (4.9)$$

La matrice $[M_1]$ est écrite comme suit :

$$[M_1] = \begin{bmatrix} m_{x1} & 0 & 0 \\ 0 & m_{y1} & 0 \\ 0 & 0 & J_0 \end{bmatrix} \quad (4.10)$$

Où :

m_{x1} et m_{y1} sont les masses dans les directions x et y, respectivement. J_0 est le moment d'inertie polaire de l'étage.

La matrice de rigidité $[K_1]$ est écrite comme suit :

$$[K_1] = \begin{bmatrix} k_{xx1} & 0 & -k_{x\theta1} \\ 0 & k_{yy1} & k_{y\theta1} \\ -k_{x\theta1} & k_{y\theta1} & k_{\theta\theta1} \end{bmatrix} \quad (4.11)$$

Où :

- k_{xx1} , k_{yy1} sont les rigidités dans les directions x et y, respectivement.
- $k_{x\theta1}$, $k_{y\theta1}$ sont les rigidités rotationnelles dans les directions x et y, respectivement.

Celles-ci peuvent être exprimées de la manière suivante :

$$k_{x\theta 1} = k_{xx1} \times e_{y1} \quad (4.12)$$

$$k_{y\theta 1} = k_{yy1} \times e_{x1} \quad (4.13)$$

Où :

e_{x1} et e_{y1} sont les excentricités dans les directions x et y, respectivement.

- $k_{\theta\theta 1}$ est la rigidité rotationnelle dans la direction θ qui peut être représentée par l'équation suivante :

$$k_{\theta\theta 1} = k_{\theta 1} + k_{xx1} e_{y1}^2 + k_{yy1} e_{x1}^2 \quad (4.14)$$

La matrice d'amortissement $[C_1]$ est calculée proportionnellement aux matrices $[M_1]$ et $[K_1]$ en utilisant la méthode de Rayleigh [97].

- Les vecteurs $\{\ddot{X}\}$, $\{\dot{X}\}$ et $\{X\}$ représentent les accélérations, vitesses et déplacements du système avec une composante de chaque degré de liberté $\{x, y, \theta\}$.
- $[\Gamma_1]$ est la matrice de distribution des forces résultantes des dispositifs de contrôle.
- $\{f_1\}$ est le vecteur des forces de contrôle produites par chaque dispositif selon leurs emplacements respectifs,
- $[r_1]$ est le vecteur unitaire de distribution des accélérations sismiques dans les étages respectifs du bâtiment (1),
- $[\ddot{x}_g]$ est l'accélération du sol, représentant l'excitation sismique à laquelle sont soumis les bâtiments (1) et (2).

De manière analogue, l'équation de mouvement du bâtiment (2) est :

$$[M_2]\{\ddot{X}_2\} + [C_2]\{\dot{X}_2\} + [K_2]\{X_2\} = [\Gamma_2]\{f_2\} - [M_2][r_2]\{\ddot{x}_g\} \quad (4.15)$$

Le couplage des deux bâtiments pas un dispositif de contrôle résultera d'une équation de mouvement globale du système couplé qui peut être écrite comme suit :

$$[M_s]\{\ddot{X}_s\} + [C_s]\{\dot{X}_s\} + [K_s]\{X_s\} = [\Gamma_s]\{f_s\} - [M_s][r_s]\{\ddot{x}_g\} \quad (4.16)$$

4.5 Solution en représentation d'état (State-Space)

Les équations 4.5 et 4.16 peuvent être résolues en utilisant une représentation d'état. En définissant le vecteur d'état $Z = \{\dot{X}_1 \ \dot{X}_2 \ X_1 \ X_2\}^T$, où \dot{X}_1 , \dot{X}_2 sont les vecteurs des états de vitesse des bâtiments (1) et (2), et X_1 , X_2 sont les vecteurs des états de déplacement des bâtiments (1) et (2), respectivement. Notant que l'équation (4.4) peut être écrite sous la forme suivante :

$$\begin{Bmatrix} \ddot{X}_1 \\ \ddot{X}_2 \end{Bmatrix} = -M_s^{-1}C \begin{Bmatrix} \dot{X}_1 \\ \dot{X}_2 \end{Bmatrix} - M_s^{-1}K \begin{Bmatrix} X_1 \\ X_2 \end{Bmatrix} + M_s^{-1} \begin{Bmatrix} -M_1 r_1 \\ -M_2 r_2 \end{Bmatrix} \ddot{x}_g + M_s^{-1} \begin{Bmatrix} \Gamma_1 \\ \Gamma_2 \end{Bmatrix} f \quad (4.17)$$

Depuis l'équation (4.15) la vitesse du vecteur d'état \dot{Z} peut être obtenue comme suit :

$$\dot{Z} = \begin{Bmatrix} \ddot{X}_1 \\ \ddot{X}_2 \\ \dot{X}_1 \\ \dot{X}_2 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} -M_s^{-1}C_s & -M_s^{-1}K_s \\ E & O \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{X}_1 \\ \dot{X}_2 \\ X_1 \\ X_2 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} M_s^{-1}\Gamma_s \\ O \end{bmatrix} f + \begin{bmatrix} r_s \\ O \end{bmatrix} \ddot{x}_g \quad (4.18)$$

L'expression finale de la représentation d'état peut être écrite sous la forme suivante [98] :

$$\{\dot{Z}\} = [A]\{Z\} + [B]\{U\} \quad (4.19)$$

$$\{Y\} = [C]\{Z\} + [D]\{U\} \quad (4.20)$$

Où :

$$A = \begin{bmatrix} -M_s^{-1}C_s & -M_s^{-1}K_s \\ E & 0 \end{bmatrix} \quad (4.21)$$

$$B = \begin{bmatrix} M_s^{-1}\Gamma_s & -E \\ O & O \end{bmatrix} \quad (4.22)$$

4.6 Contrôle des bâtiments adjacents par logique floue

L'utilisation d'un amortisseur semi-actif en l'occurrence l'amortisseur (MR) comme dispositif de couplage entre bâtiments adjacents, nécessite l'introduction d'un algorithme de contrôle afin de décider du voltage à induire à l'amortisseur pour un contrôle optimal de la réponse.

Un algorithme basé sur la logique floue sera utilisé dans cette étude, il sera conçu de manière à agir pour réduire le risque de l'entrechoquement, en se basant sur les déplacements des derniers étages respectifs de chaque bâtiment. L'élaboration d'une stratégie de contrôle basée sur la logique floue nécessite la détermination de plusieurs paramètres tels que les formes et

les distributions des fonctions d'appartenance (*membership functions*), les entrées et sorties (*input and output*), le zonage et la division des fonctions membres d'entrée et de sortie en région floue, les lois reliant les régions d'entrée à ceux de sortie. La figure (4.4) schématise un diagramme conceptuel de la stratégie de contrôle basée sur la logique floue.

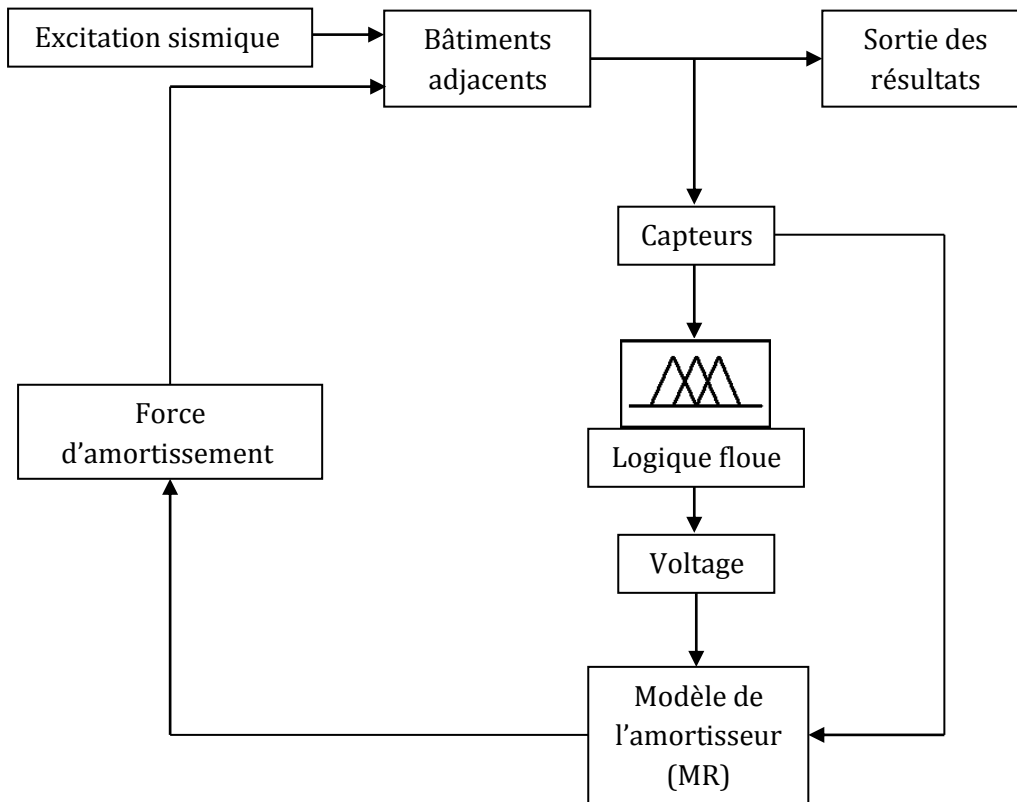


Figure 4.4. Diagramme conceptuel d'une stratégie de contrôle basée sur la logique floue

Comme le montre la figure 4.3, le voltage induit à l'amortisseur (MR) comme entrée peut être obtenu par le contrôleur à logique floue (*Fuzzy Logic Controller*) en se basant sur la réponse de la structure.

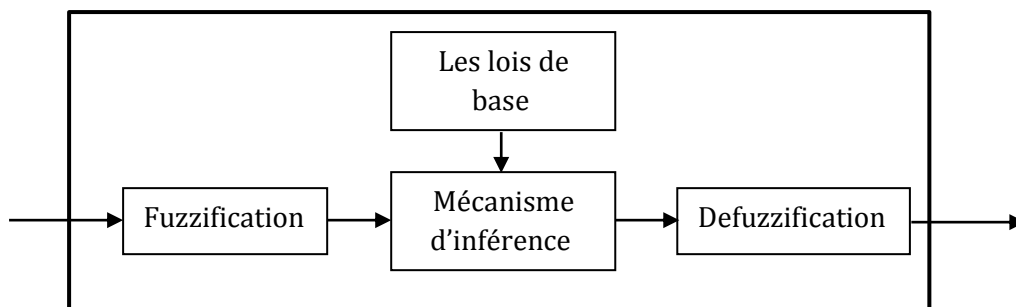


Figure 4.5 fonctionnement du contrôleur à logique floue

La composition du contrôleur à logique floue se compose de quatre parties : fuzzification, les lois de base, le mécanisme d'inférence et la defuzzification [96], comme le montre la figure 4.5.

4.6.1. Conception d'un contrôleur à logique floue

La conception d'un contrôleur à logique floue passe par plusieurs étapes :

- **Première étape** : la définition des intervalles pour les sorties et les entrées du contrôleur ; dans cette phase, la sortie sera le voltage induit à l'amortisseur MR, alors que les entrées seront les déplacements des derniers étages des bâtiments adjacents.
- **Deuxième étape** : la définition des fonctions d'appartenance, ainsi dans cette étude chaque intervalle d'entrée (déplacement) sera divisé en cinq fonctions d'appartenance, avec les abréviations suivantes : NL (Negative Large), NS (Negative Small), ZE (Zero), PS (Positive Small) et PL (Positive Large). L'intervalle de sortie (voltage) sera divisé en quatre fonctions d'appartenance : ZE (Zero), S (Small), M (Medium) et L (Large).

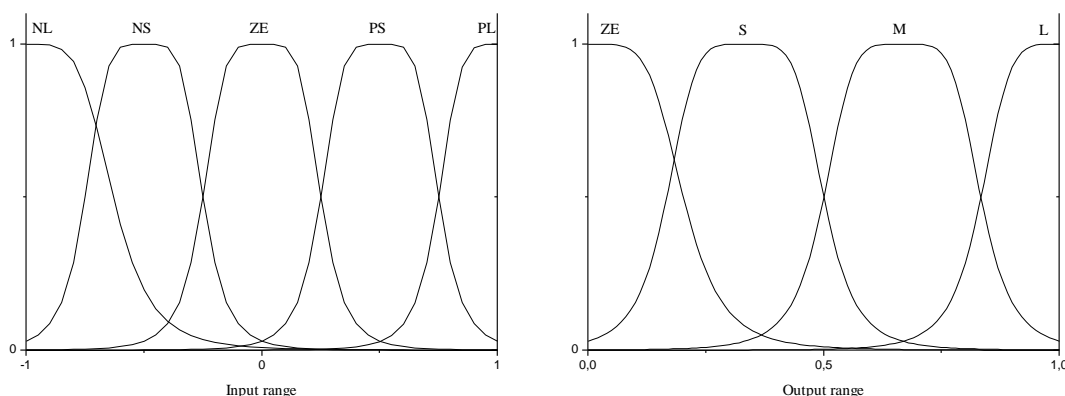


Figure 4.6 fonction d'appartenance d'entrée et de sortie utilisé dans cette étude

- **Troisième étape** : la détermination des limites des intervalles d'entrées et de sortie ; ainsi un intervalle très grand ne permettra pas d'utiliser les fonctions d'appartenance extrêmes, par contre un intervalle très petit ne va pas utiliser les fonctions d'appartenance du milieu. Pour éviter ce problème 70% à 80% de la réponse non contrôlée des bâtiments adjacents sera prise comme rang d'entrée [56, 94].
- **Quatrième étape** : la spécification des formes des fonctions d'appartenance ; dans cette étude les fonctions d'appartenance auront une forme de cloche généralisée (*Generalised bell-shape*) comme le montre la figure 4.6. Cette forme regroupe un ensemble de formes : triangulaire à la base, trapézoïdale en haut et courbe au sommet.

- **Cinquième étape** : la détermination des lois de base reliant les entrées et les sorties. En utilisant un ensemble de déclarations consécutives composé de « **si** » et « **donc** » (**if** et **then**). Dans cette étude, deux entrées avec cinq fonctions d'appartenance résulteront dans la création de 25 lois de base, reliant ainsi les deux entrées avec une des quatre fonctions d'appartenance de sortie (voltage). La combinaison de ces lois se fera selon l'objectif fixé pour chaque contrôleur notamment la réduction du déplacement et de l'accélération ou comme dans le cas de cette étude réduire le risque d'entrechoquement.

A titre d'exemple si (*if*) le déplacement du bâtiment (1) est déplacement négatif large (NL) par rapport à son intervalle d'entrée et (*and*) le déplacement du bâtiment (2) est positif large (PL) par rapport à son intervalle d'entrée, donc (*then*) le voltage va prendre une valeur large (L), car il y a un grand risque d'entrechoquement à cause du mouvement opposé des deux bâtiments.

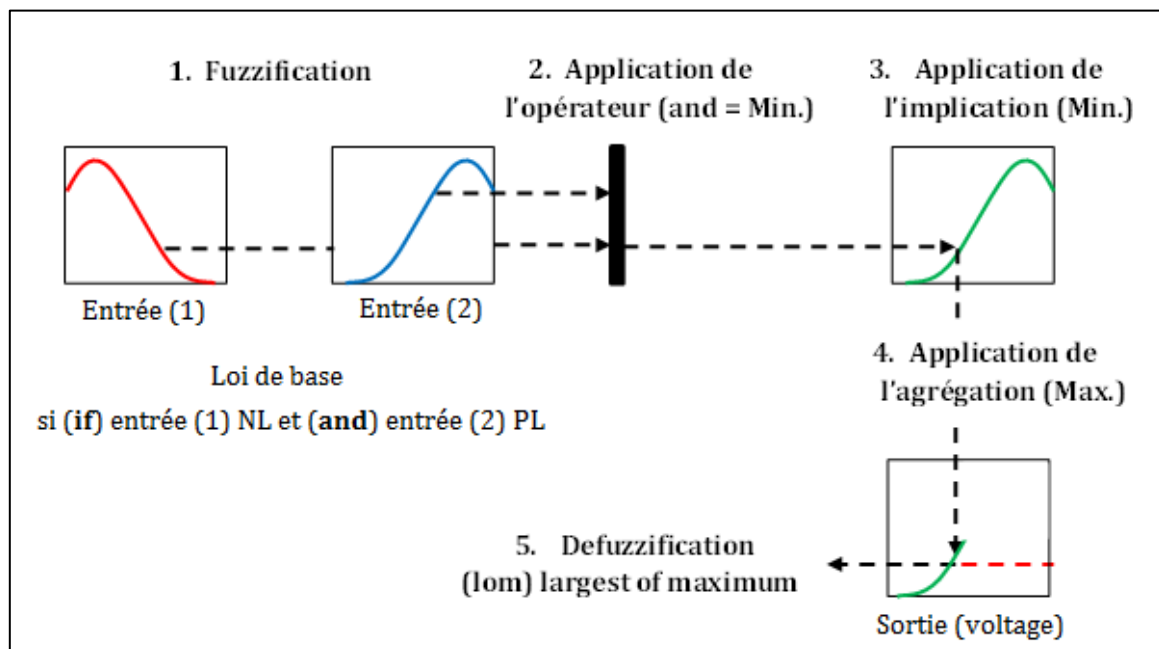


Figure 4.7. Fonctionnement de la logique floue en cinq étapes

La figure 4.7 montre le fonctionnement de la logique floue pour une loi d'inférence donnée, ainsi la décision de la valeur de sortie passe par cinq étapes détaillées comme suit :

- **Première étape** : la fuzzification, dans cette étape la valeur de chaque entrée sera située dans sa fonction d'appartenance.
- **Deuxième étape** : l'application de l'opérateur reliant les deux entrées, dans le cas d'un opérateur « **et** » (*and*) c'est la valeur minimale des deux entrées qui sera considérée.
- **Troisième étape** : l'implication de la fonction de sortie liée aux deux fonctions d'entrée par un opérateur de condition « **si** » (*if*) sera déterminée.

- **Quatrième étape** : l'agrégation de la sortie, dans cette étape la fonction de sortie sera limitée à la valeur maximale déterminée par l'étape de l'implication.
- **Cinquièmement** : la valeur de sortie sera déterminée par rapport à la valeur maximale de la fonction d'appartenance.

4.6.2. Conception des lois de base d'un algorithme de contrôle à logique floue

Les lois de base sont considérées comme l'élément le plus important d'un algorithme de contrôle à logique floue. La réussite d'un algorithme dépend de la bonne conception de ces lois qui relient les variables d'entrées et de sortie. La mise en place des lois de contrôle est entièrement basée sur la compréhension et le raisonnement humain de l'objectif à atteindre.

Dans cette étude, l'objectif principal est la réduction de l'entrechoquement qui est principalement du aux vibrations désynchronisées des bâtiments adjacents (chapitre I section 2), donc les lois de base d'un algorithme à logique floue, qui a pour but de réduire le risque de l'entrechoquement, doivent être mises en place de manière à synchroniser la réponse des deux bâtiments adjacents couplés. A titre d'exemple, si les deux bâtiments se déplacent dans des directions opposées l'une à l'autre, une force maximale doit être appliquée, ce qui implique un voltage maximal à la sortie de l'algorithme de contrôle, dans un langage de logique floue cela donnera la loi de base suivante :

- Si (*if*) entrée (1) est NL (négative large) et (*and*) entrée (2) est PL (positive large), donc (*then*) la sortie (1) est L (large).

Suivant cette logique, un ensemble de 25 lois de base sera mis en place avec un choix d'une des quatre fonctions d'appartenance de sortie pour chaque combinaison de fonction d'appartenance d'entrée. Le tableau (4.1) montre les lois de base pour un algorithme de contrôle à logique floue qui a pour but la réduction de l'entrechoquement entre deux bâtiments adjacents modélisés en 2D.

Tableau 4.1. Les lois de base pour la réduction de l'entrechoquement en 2D

	NL	NS	ZE	PS	PL
NL	ZE	S	M	L	L
NS	S	S	M	M	L
ZE	M	M	ZE	M	M
PS	L	M	M	S	S
PL	L	L	M	S	ZE

La surface résultant de l'ensemble des ces lois de base est montrée sur la figure (4.8). Il est visiblement clair que le voltage représenté sur l'axe vertical (z) atteint sa valeur maximale lorsque les deux déplacements (1) et (2) sont de signes opposés et d'une valeur large par rapport à leurs limites d'intervalle respectives.

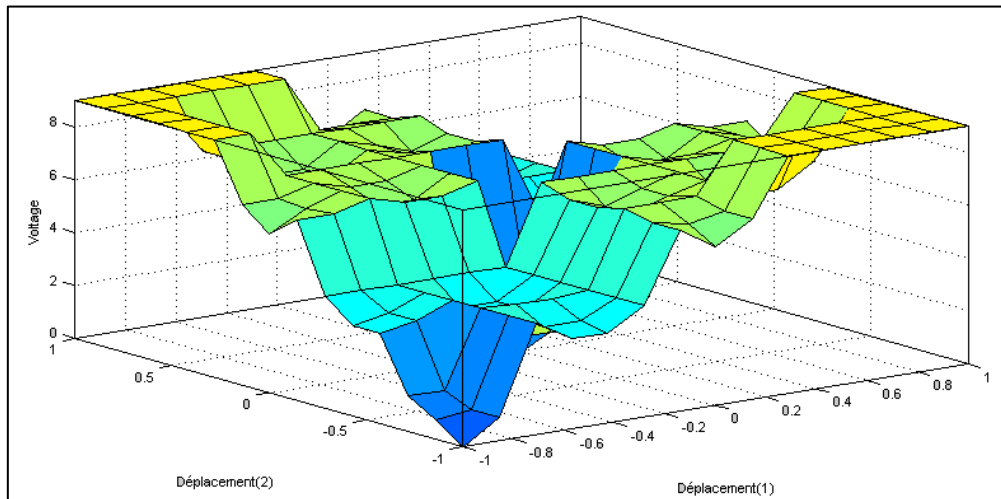


Figure 4.8. Surface d'entrée et de sortie du contrôleur à logique floue (FLC).

Pour le cas de bâtiment modélisé en 3D et qui implique des excentricités donnant des rotations au tour de l'axe vertical (z), la conception d'un tel contrôleur à logique floue implique un système multi-entrées/multi-sorties (MIMO multi-input/multi-output). Dans ce cas-là, les entrées seront les déplacements en rotation $\theta_{1,2}$ des bâtiments (1) et (2), respectivement. Alors que les sorties seront les voltages à appliquer sur les amortisseurs (1) et (2), respectivement.

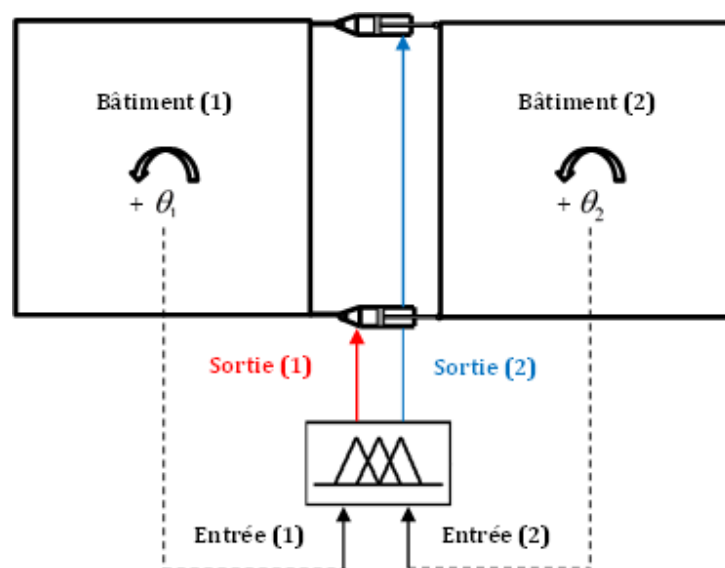


Figure 4.9. Vue en plan d'un schéma de couplage de deux bâtiments modélisés en 3D

Les mêmes fonctions d'appartenance seront utilisées, sauf que pour ce cas-là, deux fonctions de sortie seront utilisées au lieu d'une pour le problème en 2D. La figure (4.9) présente une vue en plan qui illustre la configuration structurelle du problème traité.

Dans le cas d'une configuration structurelle similaire à celle montrée en figure 4.9, si le système est soumis à des rotations de directions opposées, l'amortisseur en compression doit fournir une énergie maximale, alors que celui en traction devra fournir une énergie minimale afin de réduire le risque de l'entrechoquement, ainsi deux sorties seront liées à chaque combinaison d'entrée, le nombre de lois restera le même (25) mais pour chaque loi deux sorties doivent être définies. À titre d'exemple, une loi de contrôle d'une telle situation sera énoncée comme suit :

- Si (*if*) entrée (1) est PL (positive large) et (*and*) entrée (2) est NL (négative large) donc (*then*) sortie (1) est L (large) et (*and*) sortie (2) est (ZE).

Le tableau 4.2 montre la combinaison des lois de base choisies pour cette étude, qui a pour but la réduction de l'entrechoquement en utilisant les rotations respectives de chaque bâtiment comme entrée de l'algorithme.

Tableau 4.2 : Les lois de base pour la réduction de l'entrechoquement en 3D

	NL		NS		ZE		PS		PL	
	Sortie (1)	Sortie (2)	Sortie (1)	Sortie (2)	Sortie (1)	Sortie (2)	Sortie (1)	Sortie (2)	Sortie (1)	Sortie (2)
NL	L	ZE	M	ZE	M	ZE	M	ZE	L	ZE
NS	ZE	L	S	S	M	ZE	M	ZE	L	ZE
ZE	ZE	L	ZE	M	ZE	ZE	M	ZE	L	ZE
PS	ZE	L	ZE	M	ZE	M	S	S	L	ZE
PL	ZE	L	ZE	M	ZE	M	ZE	M	ZE	L

La boîte à outils de la logique floue (FLC Toolbox) du logiciel MATLAB sera utilisée pour concevoir et mettre en place l'algorithme de contrôle à logique floue présenté dans cette étude. Cette dernière permet l'intégration du contrôleur conçu au module de simulation numérique SIMULINK de MATLAB.

Les figure 4.10 et 4.11 montrent les surfaces d'entrée relatives aux sorties (1) et (2) respectivement. Sur ces deux figure (4.10 et 4.11) l'opposition du voltage appliqué dans chaque amortisseur est clairement visible, ainsi quand un voltage haut est induit à un amortisseur un voltage nul est induit à l'amortisseur opposé.

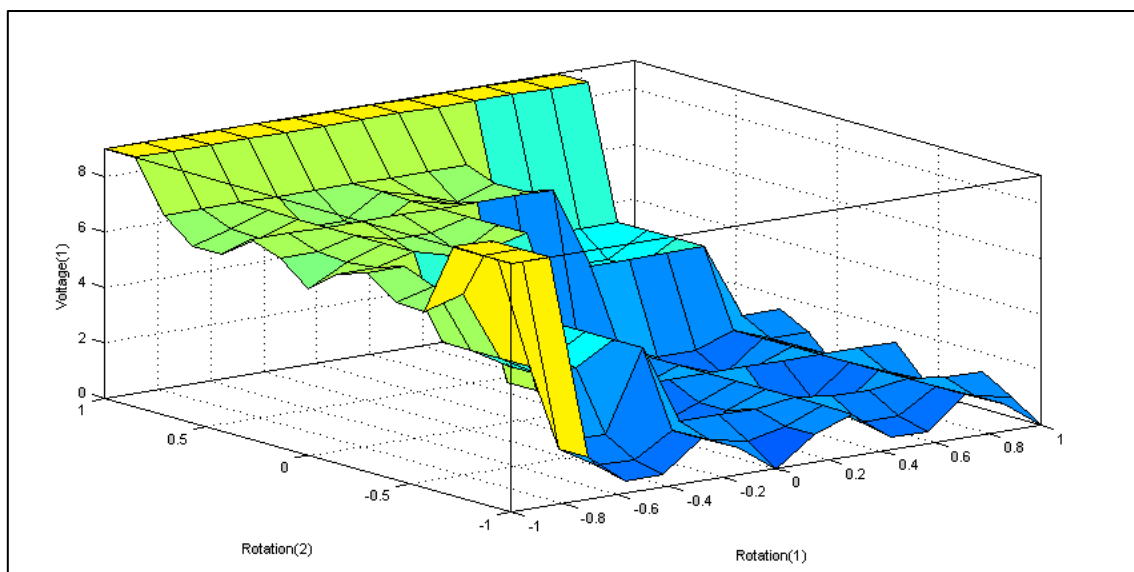


Figure 4.10 Surface d'entrée relative à la sortie (1) du FLC

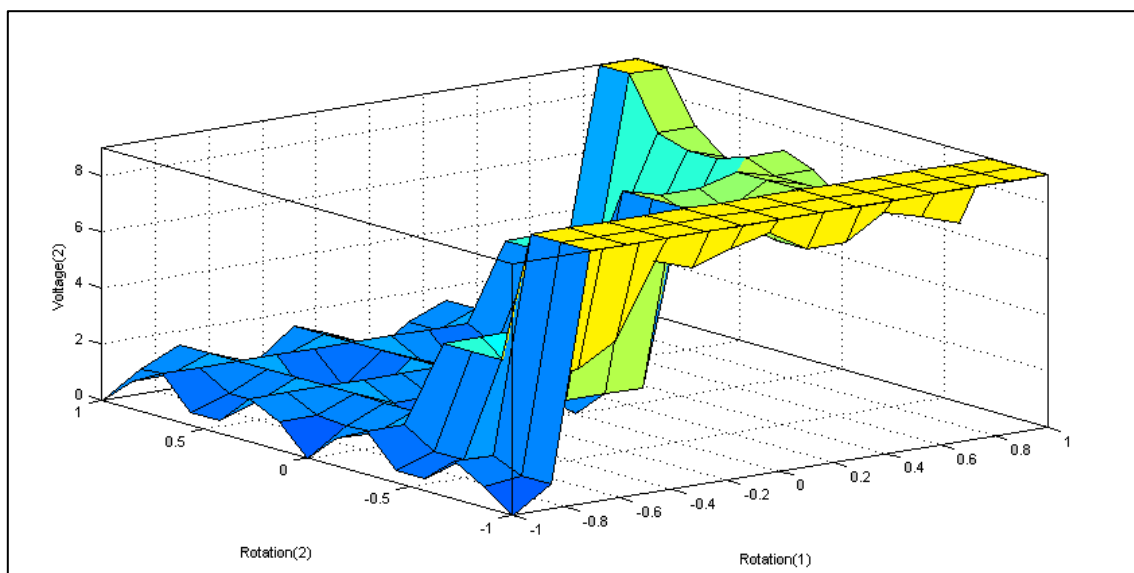


Figure 4.11 Surface d'entrée relative à la sortie (2) du FLC

4.7 Modélisation numérique des bâtiments adjacents couplés avec amortisseur MR

Ce travail étudie l'efficacité d'une stratégie de couplage de bâtiments adjacents connectés par amortisseur MR du dernier étage du bâtiment le moins élevé. Les équations (4.3) et (4.14), représentant les systèmes des bâtiments adjacents respectivement en 2D et 3D, sont implémentées dans le module de simulation SIMULINK du logiciel MATLAB en utilisant la boîte à outils de la représentation d'état (State-Space Toolbox). Cette boîte à outils emploie le système continu pour résoudre l'équation de mouvement. L'intégration numérique est conduite en utilisant le solveur Runge-Kutta de 4^{ème} ordre intégré à SIMULINK. Le

contrôleur à logique floue (FLC) est intégré au modèle SIMULINK afin de contrôler le voltage induit à l'amortisseur MR en utilisant comme entrée la réponse du dernier étage de chaque bâtiment. La figure 4.12 montre le schéma SIMULINK proposé.

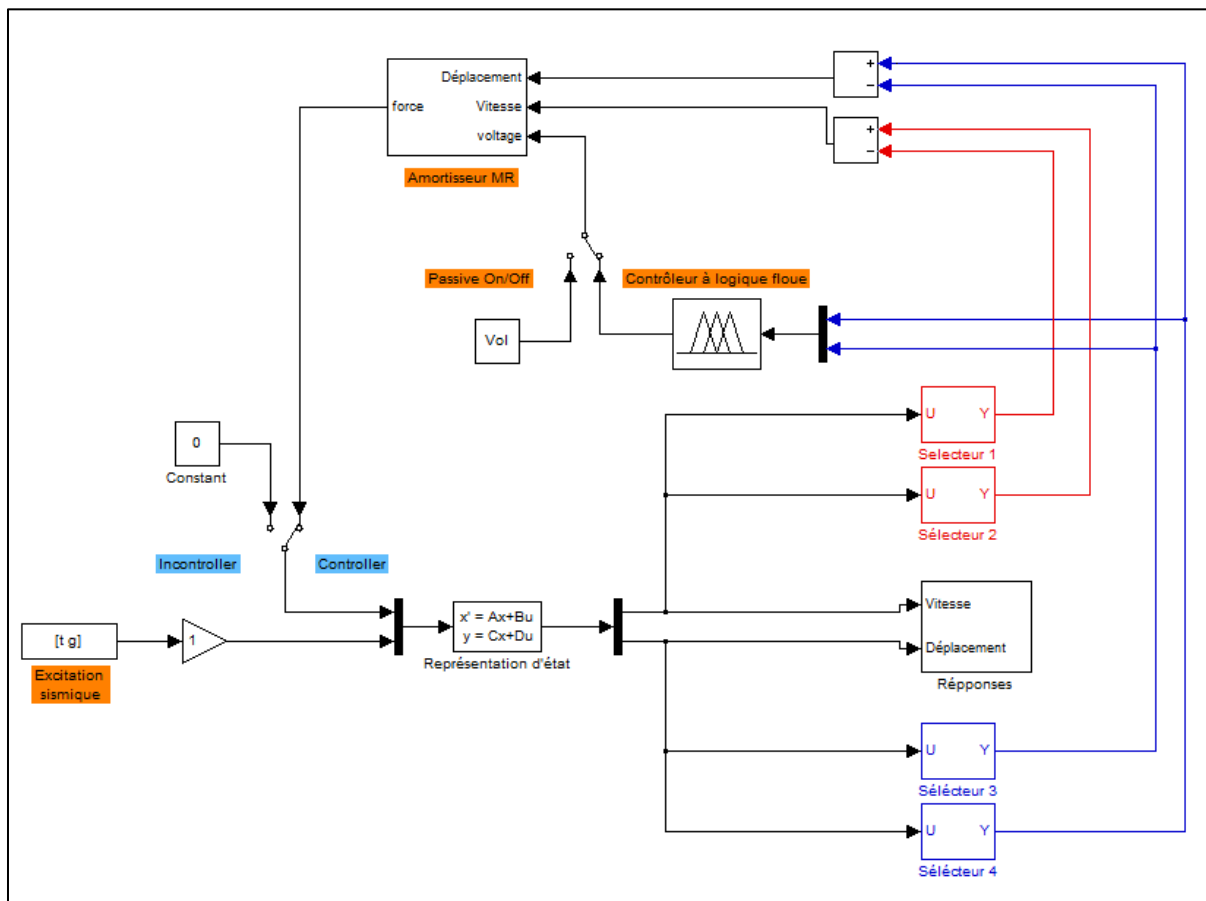


Figure 4.12. Diagramme de contrôle de bâtiments adjacents couplés avec amortisseur MR.

En plus du contrôle semi-actif appliqué en utilisant la logique floue, deux autres stratégies de contrôle sont appliquées afin de pouvoir comparer les résultats obtenus sous diverses stratégies. Il s'agit d'un contrôle PASSIVE-OFF dans lequel le voltage (V) sera maintenu à une valeur nulle (0V) et d'un contrôle PASSIVE-ON dans lequel le voltage (V) sera maintenu à des valeurs constantes différentes (3V, 6V et 9V), respectivement. Un interrupteur (*switch*) manuel est ajouté au diagramme de contrôle afin de pouvoir passer d'un système contrôlé par logique floue à un système contrôlé en PASSIVE-OFF/ON.

Les équations mathématiques modélisant le comportement de l'amortisseur MR utilisées dans cette étude sont reproduites dans un schéma SIMULINK en utilisant les divers blocs de la bibliothèque proposée par SIMULINK. La figure 4.13 montre la représentation des équations (3.9)-(3.15). La force maximale que cet amortisseur peut produire est de 1000 kN.

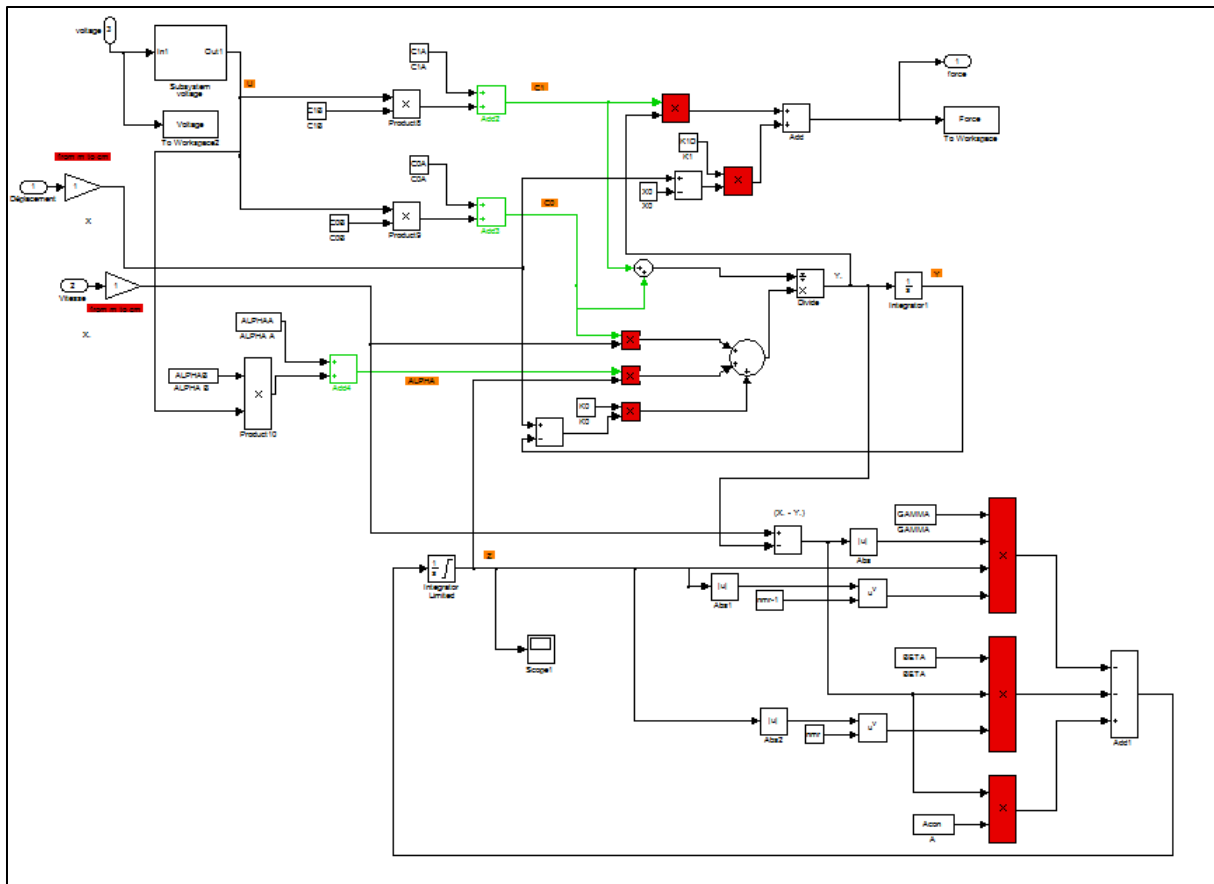


Figure 4.13. Diagramme de l'amortisseur MR modélisé en SIMULINK

Le déplacement et la vitesse relatifs entre les deux étages connectés sont calculés à l'aide du sélecteur qui détermine la valeur à sélectionner parmi le vecteur des états sortant du bloc de la représentation d'état. Une fois calculé, les déplacements et vitesses relatifs sont envoyés vers le modèle de l'amortisseur MR afin de déterminer la force générée par ce dernier.

4.8 Description des modèles structurels utilisés

Dans cette étude, il s'agit d'un ensemble de modèles structurels représentant des bâtiments adjacents ayant diverses configurations structurelles favorisant un risque d'entrechoquement. Ces modèles seront traités suivant trois configurations, selon le problème considéré [99, 100].

4.8.1 Réduction du risque d'entrechoquement entre bâtiments adjacents modélisés en 2D

Les bâtiments seront couplés à l'aide d'amortisseur MR au niveau du dernier étage du bâtiment le moins élevé. La liste des configurations structurelles étudiées dans cette partie est comme suit :

- a) Deux bâtiments adjacents de même hauteur avec le même nombre d'étages, ayant des caractéristiques dynamiques différentes, figure (4.14-a).
- b) Deux bâtiments adjacents ayant un nombre d'étages différent et des caractéristiques dynamiques différentes, figure (4.14-b).
- c) Deux bâtiments adjacents, dont un ayant une irrégularité dans la distribution des masses et des rigidités, figure (4.14-c).
- d) Deux bâtiments de hauteurs presque égales, dont un ayant une masse importante au dernier étage, (4.14-d)

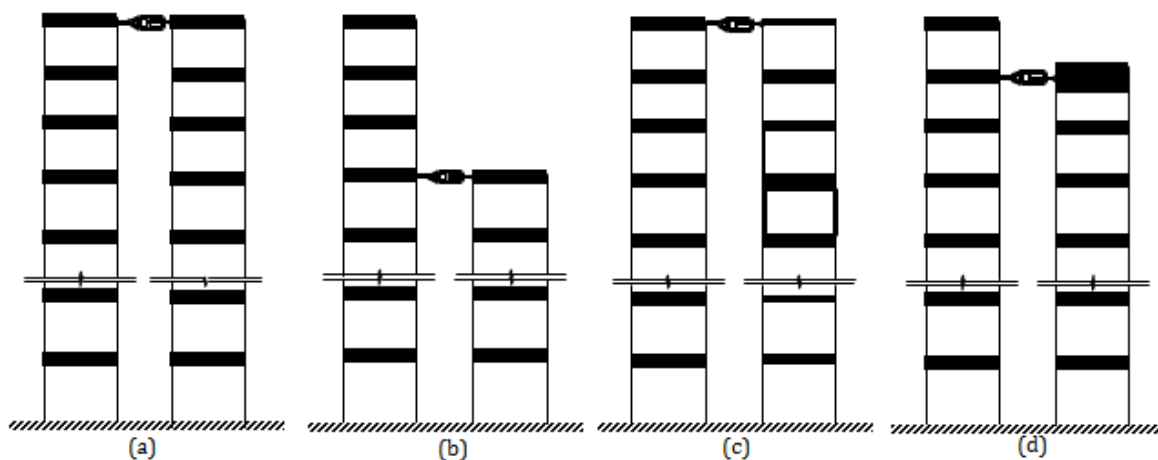


Figure 4.14 Configurations structurelles de bâtiments adjacents modélisés en 2D

4.8.2 Réhabilitation de bâtiments adjacents présentant un grand risque d'entrechoquement modélisé en 2D

Dans ce cas, deux bâtiments adjacents de même hauteur et même nombre d'étage sont modélisés. L'un des bâtiments est supposé en état précaire à cause d'une mauvaise conception, un vieillissement dû au temps ou à la fatigue ; cet état précaire est représenté par une perte de rigidité. Ces conditions peuvent engendrer de grands déplacements et un grand risque d'entrechoquement avec les bâtiments adjacents. Nécessitant une réhabilitation afin de réduire les déplacements et le risque d'entrechoquement, le bâtiment sera couplé avec un bâtiment adjacent supposé en bon état à l'aide d'amortisseurs MR. Une étude paramétrique impliquant plusieurs paramètres sera réalisée. Il en sortira six cas d'étude décrits comme suit :

- Cas I : Un bâtiment ayant perdu 40% de rigidité couplé avec un bâtiment rigide en bon état

- Cas II : Un bâtiment ayant perdu 40% de rigidité couplé avec un bâtiment flexible en bon état
- Cas III : Un bâtiment ayant perdu 30% de rigidité couplé avec un bâtiment rigide en bon état
- Cas IV : Un bâtiment ayant perdu 30% de rigidité couplé avec un bâtiment flexible en bon état
- Cas V : Un bâtiment ayant perdu 20% de rigidité couplé avec un bâtiment rigide en bon état
- Cas VI : Un bâtiment ayant perdu 20% de rigidité couplé avec un bâtiment flexible en bon état

Dans cette partie, trois cas d'emplacement d'amortisseur MR sont considérés :

- 1 amortisseur placé au dernier étage des deux bâtiments adjacents
- 3 amortisseurs placés aux 1^{er}, 5^{ème} et 10^{ème} étages
- 5 amortisseurs placés aux 1^{er}, 3^{ème}, 5^{ème}, 7^{ème} et 10^{ème} étages.

La figure 4.15 montre les différents cas d'emplacement des amortisseurs MR

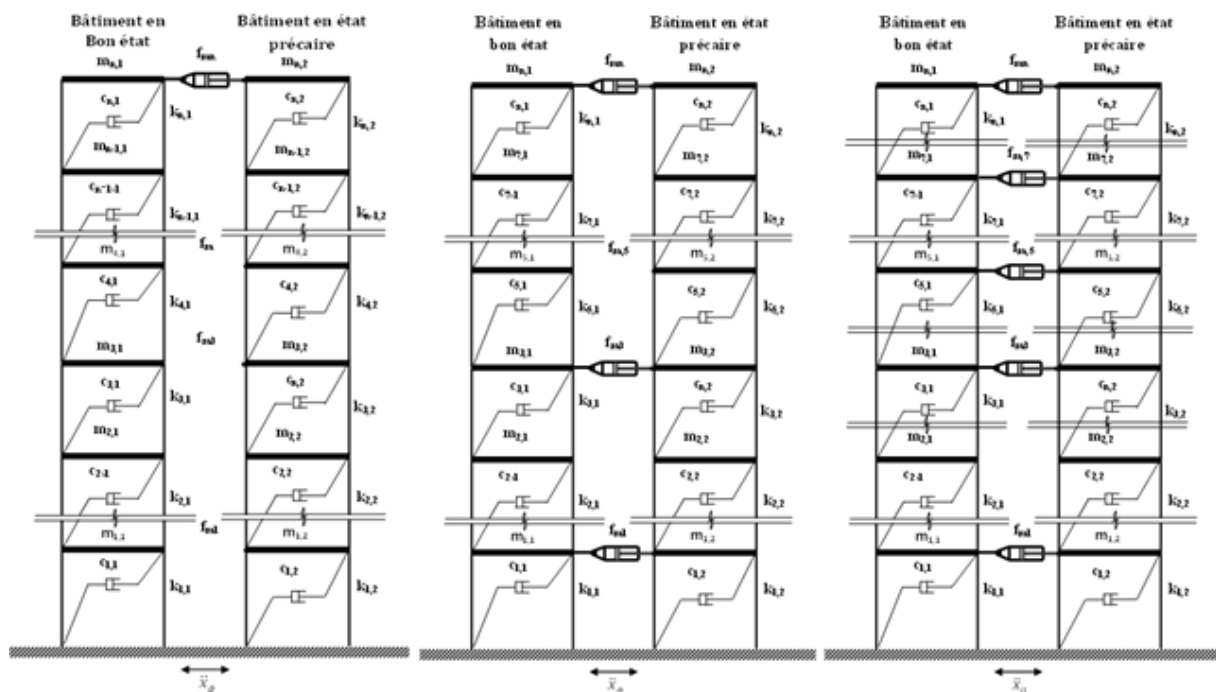


Figure 4.15 Les trois configurations d'emplacement utilisées dans l'étude de réhabilitation

4.8.3 Réduction du risque d'entrechoquement entre bâtiment adjacents modélisés en 3D

Deux bâtiments adjacents ayant un étage chacun sont modélisés en 3D, ce qui permet de prendre en considération trois degrés de liberté, deux translations et une rotation. Les deux bâtiments sont couplés avec deux dispositifs d'amortissement MR fixés aux deux extrémités de la dalle comme le montre la figure 4.2. La formulation de ce type de bâtiment a été utilisée par **Nigdeli and Boduroğlu [101]**.

Pour les trois cas étudiés (section 4.8.1-4.8.3), les caractéristiques dynamiques (masse, rigidité, amortissement et fréquence) seront répertoriées dans l'annexe A.

4.9 Description des excitations sismiques

Les bâtiments adjacents étudiés dans ce travail seront soumis aux excitations sismiques suivantes :

- Séisme d'El Centro 1940, d'une magnitude de 6.9 et d'une accélération maximale du sol avec un PGA de $0.34g$,
- Northridge 1994 d'une magnitude 6.7, d'une accélération maximale du sol avec un PGA de $0.82g$,
- Kocaeli 1999 d'une magnitude de 7.2, d'une accélération maximale du sol avec un PGA de $0.62g$
- un séisme artificiel généré à l'aide d'un logiciel utilisé dans le domaine parasismique, d'une accélération maximale du sol avec un PGA de $0.43g$.

Le choix de ces quatre enregistrements est motivé par leurs natures, El Centro est considéré dans la littérature comme un séisme de champ lointain, alors que Northridge est considéré comme un séisme de champs proche avec un effet de directivité, Kocaeli est considéré comme un séisme de champs proche avec un effet de déplacement du sol important (*fling step*). L'enregistrement sismique artificiel représente l'incertitude et approuve l'efficacité de la stratégie de contrôle pour des excitations générées d'une manière aléatoire par un logiciel spécialisé (sismoartif).

La figure 4.16 montre les accélérations de chaque enregistrement utilisé dans cette étude.

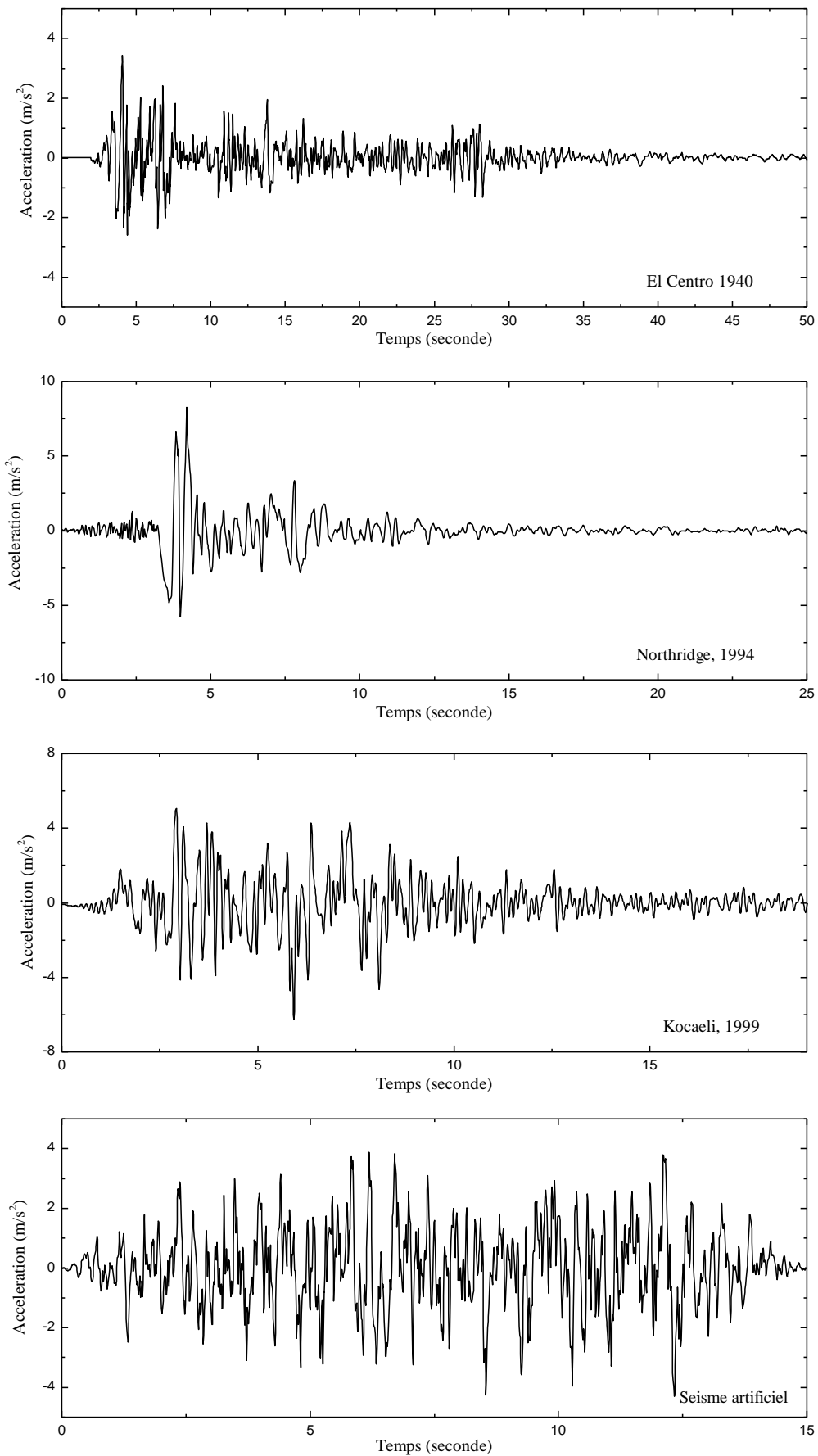


Figure 4.16 Enregistrements sismiques utilisés

4.10 paramètres d'évaluation

L'efficacité de la stratégie du couplage dans la réduction de l'entrechoquement sera étudiée. Afin de d'évaluer cette dernière, plusieurs paramètres seront observés. Le paramètre le plus important dans l'étude de la réduction de l'entrechoquement est la synchronisation des déplacements des bâtiments adjacents. Cette synchronisation peut être vérifiée en superposant les courbes de déplacements des deux bâtiments adjacents.

Le deuxième paramètre qui doit être étudié est l'évolution de la distance de séparation minimale requise pour éviter toute interaction entre les bâtiments adjacents. Cette dernière peut être calculée en utilisant les déplacements des deux bâtiments adjacents.

La variation du déplacement des derniers étages, l'effort tranchant à la base ainsi que le déplacement total des étages seront aussi observés. La variation de la force produite par l'amortisseur (MR), les courbes d'hystérésis (force-déplacement) et (force-vitesse) seront tracées et étudiées. Pour le cas de réhabilitation, la relation entre le ratio de fréquence des bâtiments couplés et la réduction de la réponse sismique seront présentés. L'effet des bruits secondaires enregistrés par les capteurs sera aussi présenté. Pour le cas des bâtiments modélisés en 3D, la réduction de la rotation sera observée.

Tous les paramètres seront étudiés par rapport aux stratégies de contrôle utilisées, PASSIVE-ON, PASSIVE-OFF et contrôleur à logique floue (FLC).

4.11 Conclusion

Après la présentation des aspects mathématiques et numériques du problème, ainsi que les stratégies de contrôle adoptées dans cette étude, en l'occurrence la stratégie Passive-off avec un voltage nul, la stratégie Passive-on avec trois voltages fixes (3V, 6V et 9V) et enfin, la stratégie de contrôle à logique floue, les structures étudiées ont été détaillées tout en définissant les paramètres à étudier. Le prochain chapitre sera consacré aux résultats obtenus et à leur analyse.

CHAPITRE V

RESULTATS ET DISCUSSION

5.1 Introduction

Afin de vérifier l'efficacité de la stratégie de contrôle proposée, les modèles présentés au chapitre 4 seront testés sous l'effet des enregistrements sismiques sélectionnés. Les résultats obtenus seront présentés sous forme de graphes et de tableaux.

5.2 Bâtiments couplés avec amortisseur MR modélisé en 2D

Dans cette section, les quatre variantes de bâtiments adjacents couplés avec amortisseur MR, seront étudiées. Les bâtiments seront soumis aux quatre excitations présentées au chapitre 4, à savoir : El Centro, Northridge, Kocaeli et le séisme artificiel sous l'effet des différentes stratégies de contrôle sélectionnées pour cette étude, Passive-on, passive-off et contrôleur à logique (FLC).

5.2.1 Configuration structurelle (a)

Dans cette configuration, l'étude portera sur deux bâtiments adjacents de 10 étages chacun (figure 5.1) et dont les caractéristiques dynamiques sont différentes.

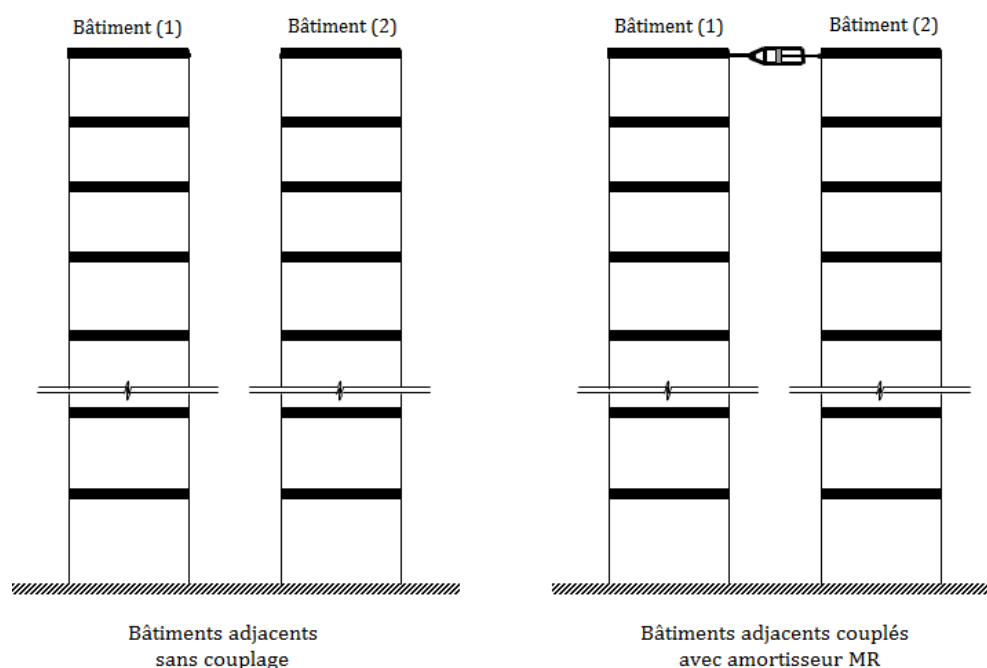


Figure 5.1 Configuration structurelle (a)

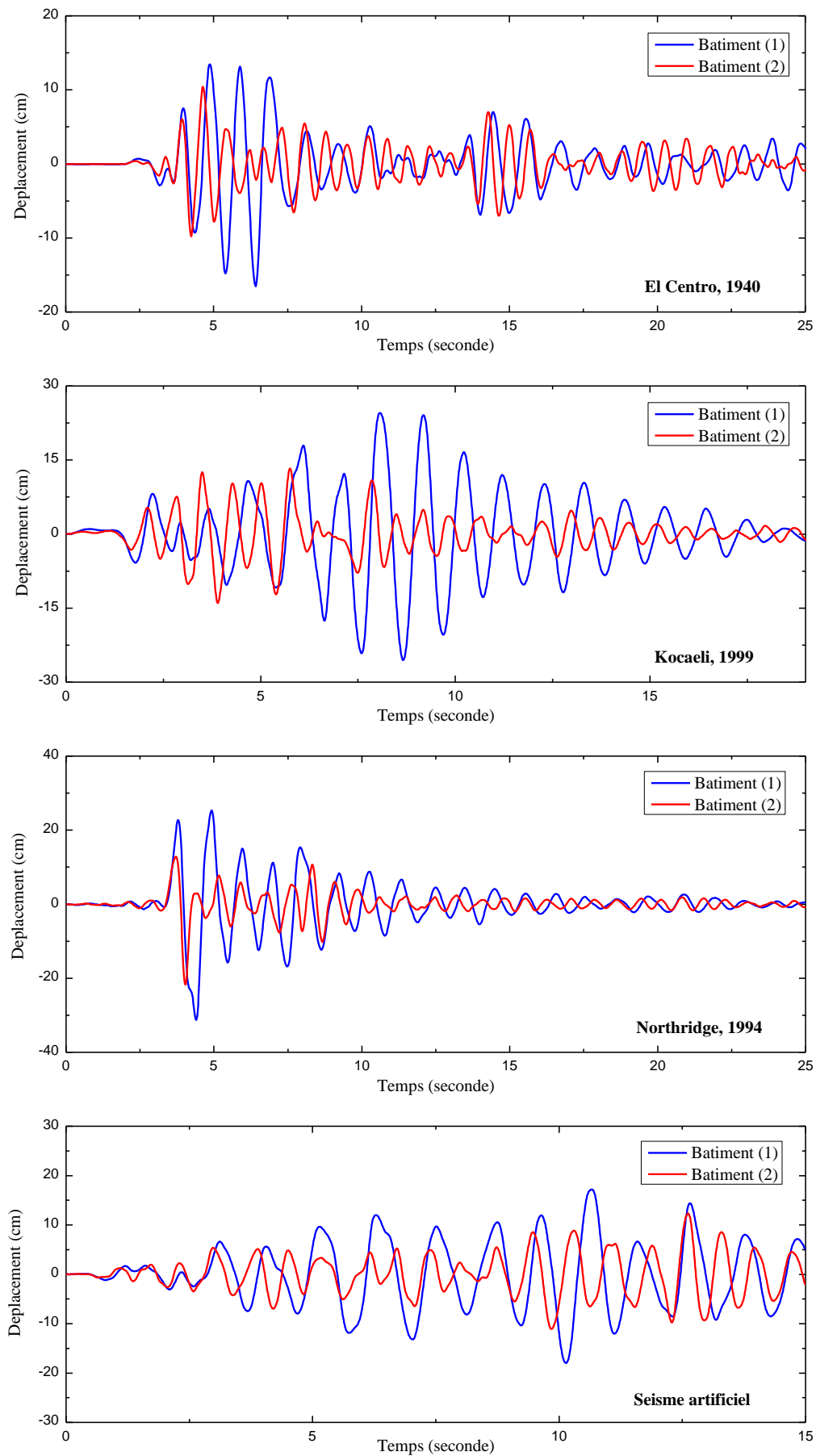


Figure 5.2 Déplacement en tête des bâtiments (1) et (2), sans couplage

La figure 5.2 montre que les déplacements des derniers étages des bâtiments adjacents (1) et (2) sont totalement désynchronisés, et cela pour les quatre excitations sismiques utilisées. La désynchronisation des réponses peut produire un entrechoquement si la distance de séparation minimale (*joint sismique*) entre les deux bâtiments est insuffisante.

- **Couplage des bâtiments adjacents par amortisseur MR**

Pour remédier à cela, les deux bâtiments sont couplés au niveau du dernier étage avec un amortisseur MR, en utilisant les trois stratégies de contrôle comme présenté au tableau 1. La distance minimale de séparation pour chacune des stratégies adoptées y est également présentée.

Tableau 5.1 : Distance de séparation minimale pour les stratégies de contrôle adoptées.

Séismes	Bâtiments sans couplage	Bâtiments couplés avec amortisseur MR				
		Passive-off $V_{\text{zéro}}$	Passive-on			FLC
			3V	6V	9V	
El Centro, 1940.	19.50	16.71	11.87	10.04	08.42	09.04
Northridge, 1994.	34.16	31.54	25.92	22.10	19.71	19.49
Kocaeli, 1999.	25.32	22.17	18.30	15.01	12.69	12.49
Séisme artificiel	23.62	20.48	14.54	11.38	10.29	09.40

D'après ces résultats, il est clair que l'introduction d'une stratégie de couplage peut réduire la distance de séparation minimale (*joint sismique*) de manière significative. Les performances du contrôleur FLC et celles du contrôleur Passive-on (9V) sont très proches.

La figure 5.2 représente les déplacements en tête des bâtiments (1) et (2) couplés. Les résultats montrés sont ceux obtenus en utilisant le contrôleur FLC. L'effet avantageux du couplage des deux bâtiments est clairement illustré par la synchronisation des réponses en déplacement des deux bâtiments sous toutes les excitations utilisées.

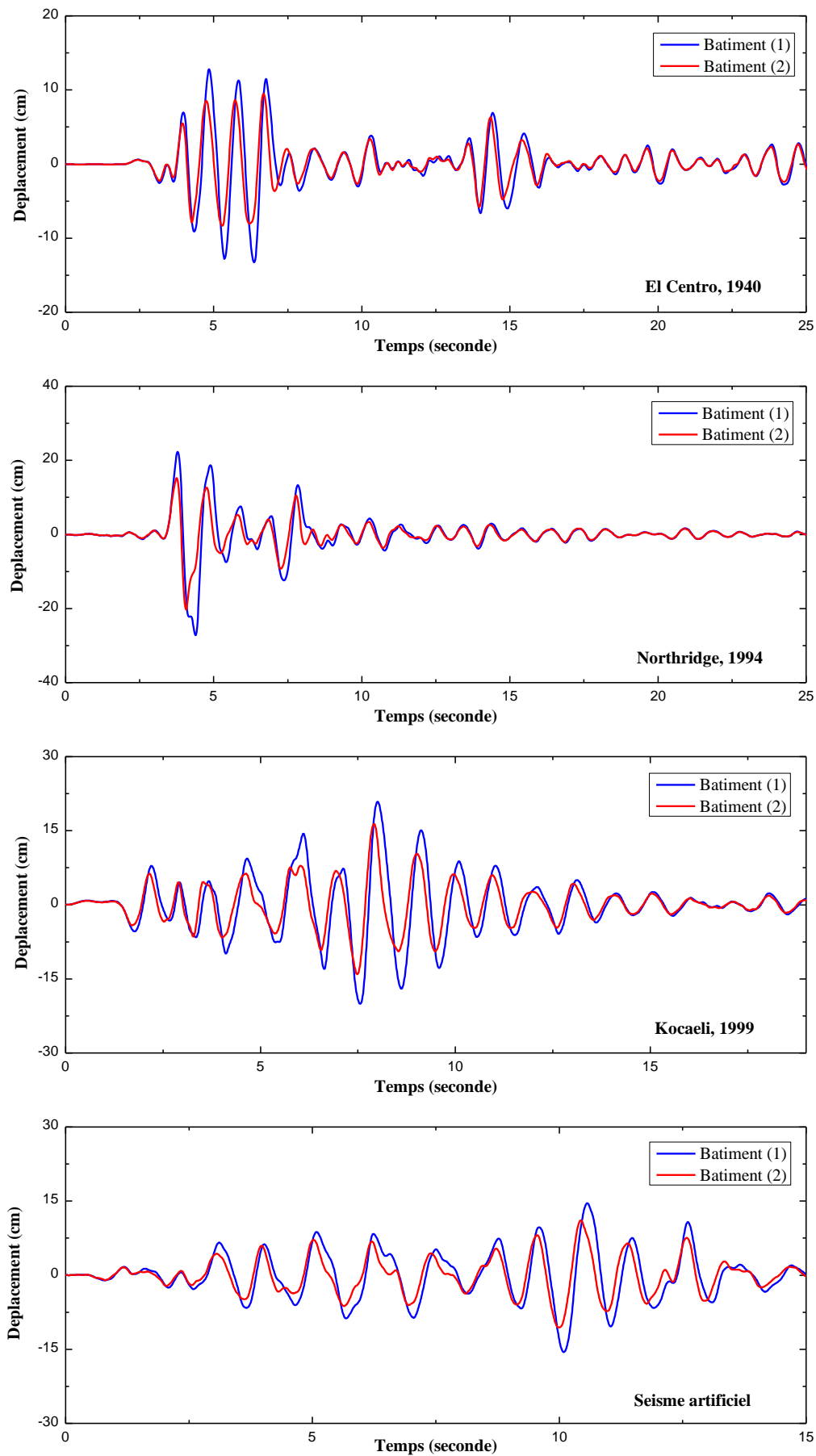


Figure 5.3 Déplacement en tête des bâtiments (1) et (2) couplés

Le tableau 5.3 montre la variation dans les déplacements en tête des bâtiments (1) et (2), sans couplage, puis avec couplage pour les trois stratégies de contrôle adoptées.

Tableau 5.2 : variation des déplacements en tête des bâtiments (1) et (2) (cm)

Séismes	N° Bâtiment	Bâtiments sans couplage	Bâtiments couplés avec amortisseur MR				
			Passive-off $V_{\text{zéro}}$	Passive-on			FLC
				3V	6V	9V	
El Centro, 1940	(1)	16.54	15.55	13.97	13.42	13.26	13.35
	(2)	10.43	09.68	08.68	08.10	09.48	08.28
Northridge, 1994	(1)	31.30	30.69	29.11	29.97	27.24	28.06
	(2)	21.69	21.15	20.39	20.21	20.24	20.12
Kocaeli, 1999	(1)	25.54	23.69	21.66	20.98	20.86	20.94
	(2)	13.99	11.71	13.39	15.04	16.36	11.70
Séisme artificiel	(1)	17.89	16.99	15.76	15.53	15.57	15.51
	(2)	12.34	10.74	09.27	10.07	11.09	10.29

D'après ces résultats, on peut observer une légère réduction de la réponse due à l'effet du couplage. Toutefois, une application d'un voltage élevé peut conduire à une augmentation de la réponse de l'un des bâtiments couplés ; dans ce cas le contrôleur FLC donne de meilleurs résultats en gardant un équilibre de réduction dans la réponse des deux bâtiments couplés.

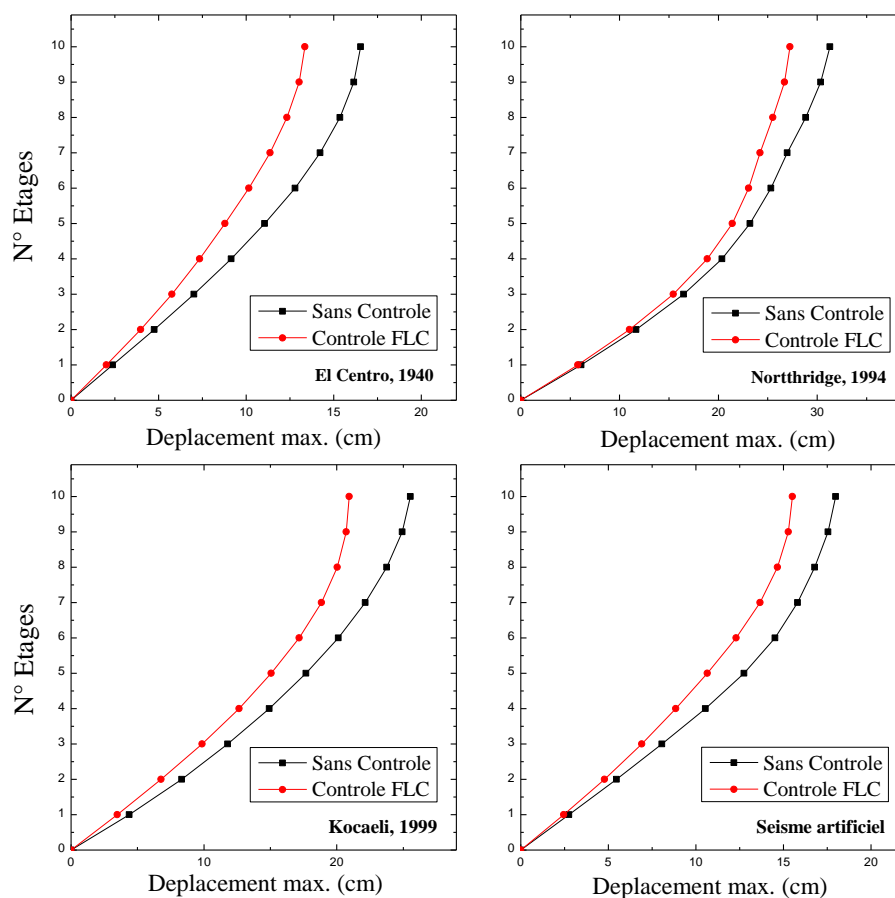


Figure 5.4 Déplacement maximum du bâtiment (1) – cas (a)

Sur la figure 5.4, l'effet du couplage au niveau du dernier étage sur les autres étages du même bâtiment est observé. Contrairement à ce qui peut être prédit, le couplage d'un étage n'affecte pas négativement les autres étages, ainsi une réduction de la réponse peut être observée.

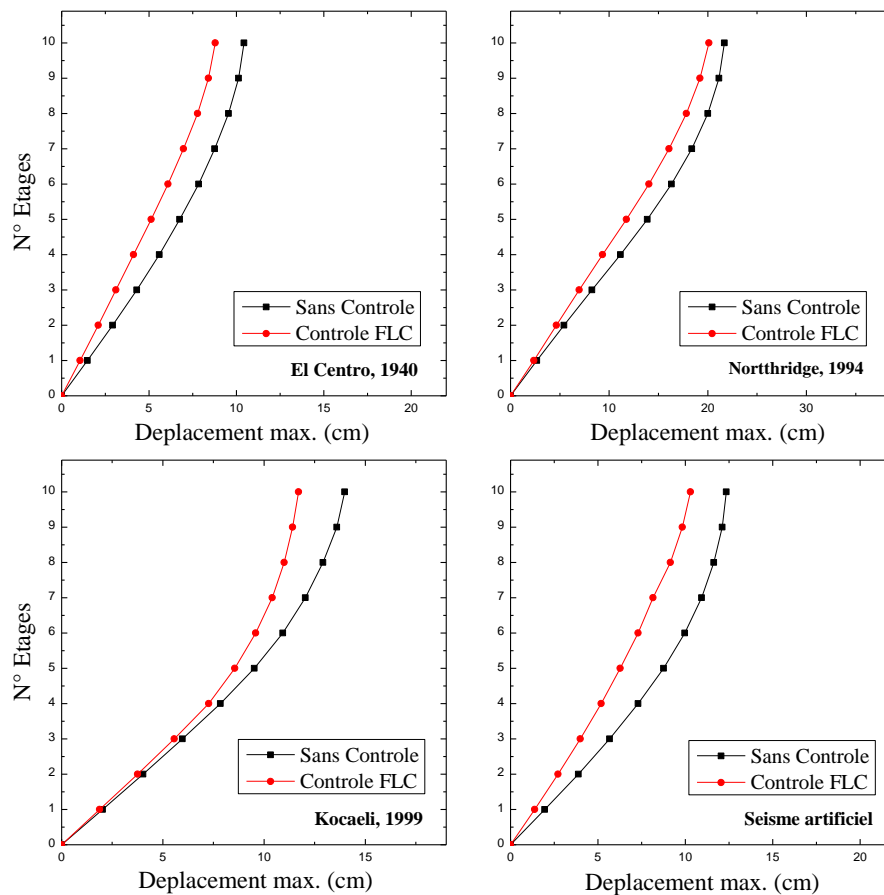


Figure 5.5 Déplacement maximum du bâtiment (2) – cas (a)

Comme le montre la figure 5.5, la réponse en déplacement de tous les étages du bâtiment (2) à la même allure que celle du bâtiment (1), ainsi sous l'effet du couplage au niveau du dernier étage, on observe une réduction des déplacements maximum des autres étages non-couplés.

Le tableau 5.3 montre la variation de l'effort tranchant à la base de chaque bâtiment normalisé par rapport à son poids total.

Tableau 5.3 : variation des efforts tranchants normalisés à la base des bâtiments (1) et (2)

Séismes	N° Bâtiment	Sans couplage	Bâtiments adjacents couplés				Contrôleur à logique floue
			Passive-off $V_{\text{zéro}}$	Passive-on			
				3V	6V	9V	
El Centro, 1940	(1)	0.4285	0.4202	0.4172	0.4242	0.4322	0.3870
	(2)	0.4677	0.4357	0.3706	0.3218	0.3053	0.3154
Northridge, 1994	(1)	0.9832	0.9825	0.9789	0.9720	0.9647	0.9637
	(2)	0.9360	0.8787	0.7656	0.6959	0.7081	0.7230
Kocaeli, 1999	(1)	0.7178	0.6890	0.6384	0.6189	0.6130	0.6085
	(2)	0.6687	0.5635	0.5231	0.5666	0.6087	0.5948
Séisme artificiel	(1)	0.5444	0.5257	0.5074	0.5052	0.5072	0.4496
	(2)	0.6688	0.5826	0.4826	0.4210	0.4147	0.4180

La variation de l'effort tranchant dans les deux bâtiments couplés est relativement petite. Un voltage très haut peut augmenter l'effort tranchant, alors qu'un voltage trop bas peut n'avoir aucun effet sur ce dernier. Le contrôleur à logique floue donne des résultats plus satisfaisants que les deux autres stratégies de contrôle.

L'effet du couplage n'affecte pas les performances dynamiques des bâtiments adjacents étant donné qu'un seul amortisseur est placé au sommet, et par conséquent, il n'altère pas les performances des étages non-connectés des bâtiments adjacents. Néanmoins, le couplage remplit bien sa tâche principale qui consiste à réduire le risque d'entrechoquement.

Le tableau 5.4 montre la force maximale produite par l'amortisseur MR pour toutes les excitations étudiées.

Tableau 5.4 : Force maximale produite par l'amortisseur MR (kN)

Séismes (PGA)	Passive-off $V_{\text{zéro}}$	Passive-on			FLC
		3V	6V	9V	
El Centro, 1940. (0.34g)	65.29	191.22	277.17	353.22	276.51
Northridge, 1994. (0.82g)	115.52	284.99	463.07	695.53	631.05
Kocaeli, 1999. (0.62g)	98.09	297.88	427.61	510.99	485.19
Séisme artificiel (0.43g)	86.30	251.51	361.06	431.99	358.96

L'efficacité du contrôleur à logique floue dans la réduction de la force maximale utilisée est montrée dans le tableau 5.4 ; plus le voltage est haut plus les pics des forces sont élevés. Le contrôleur à logique floue permet de réduire ces pics et permet également de réduire les efforts appliqués sur les deux structures d'une manière égale et opposée.

5.2.2 Configuration structurelle (b)

Dans cette configuration montrée dans la figure 5.6, il s'agit de deux bâtiments adjacents ayant les mêmes paramètres de masse, rigidité et d'amortissement, 10 étages pour le bâtiment (1) et 7 étages pour le bâtiment (2).

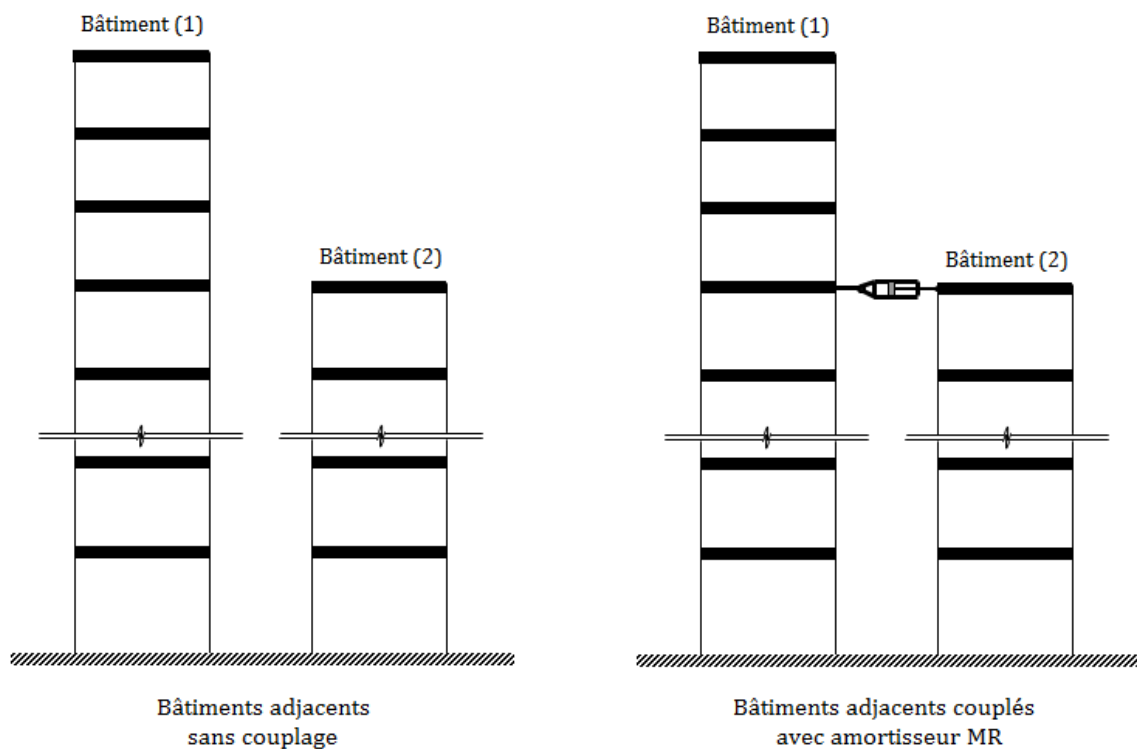


Figure 5.6 Configuration structurelle (b)

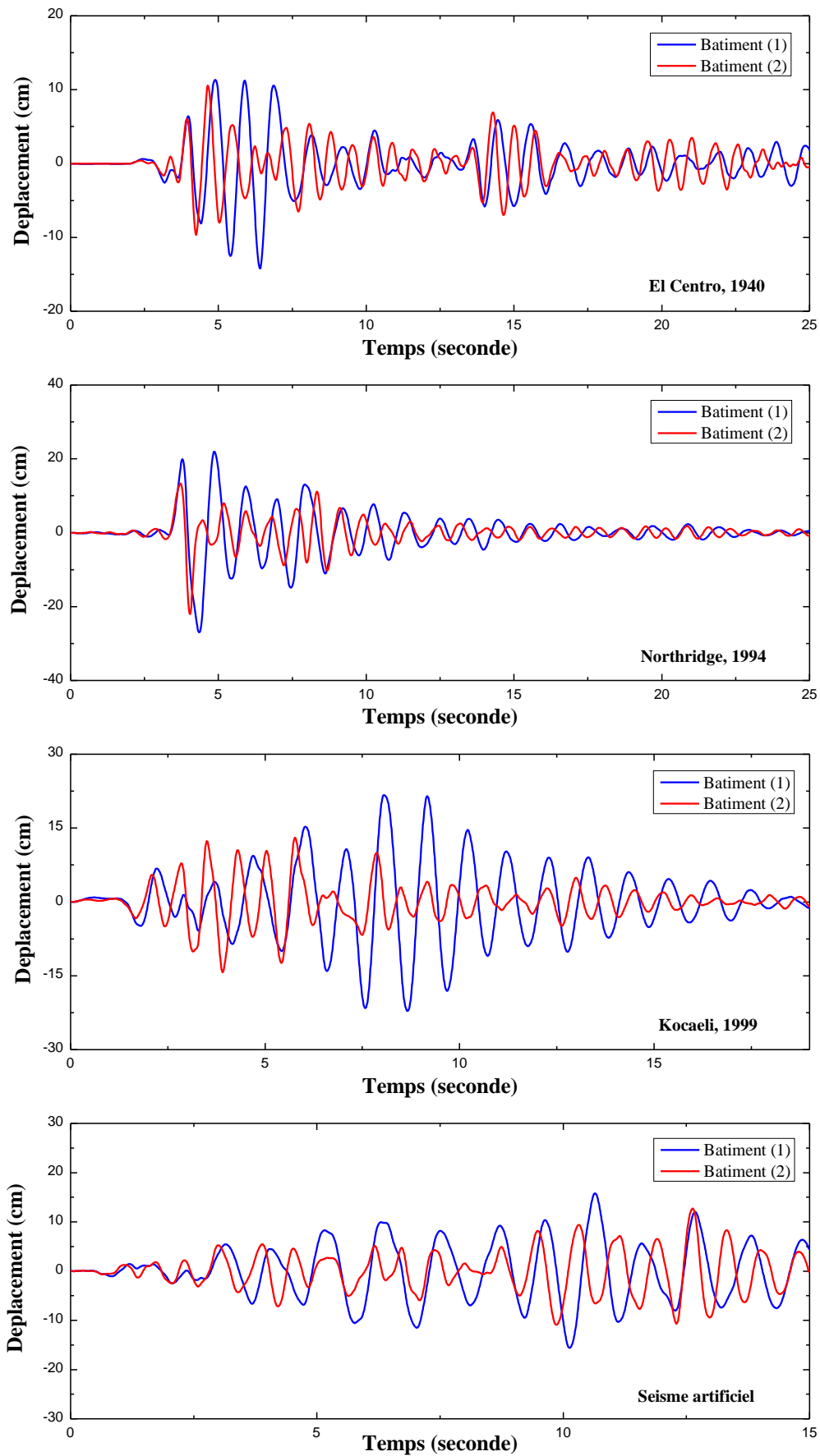


Figure 5.7 Déplacement des étages de même niveau (7^{ème}) des bâtiments (1) et (2) sans couplage

Même si les deux bâtiments ont les mêmes paramètres (M , K et C), le fait d'avoir des hauteurs différentes (nombre d'étages différent) peut causer des vibrations désynchronisées au niveau des étages de même niveau. Dans la figure 5.7, les déplacements du 7^{ème} étage du bâtiment (1) et ceux du dernier étage du bâtiment (2) sont représentés pour les excitations considérées. La désynchronisation est présente lors des grands déplacements et même lors des petits déplacements ce qui génère un risque d'entrechoquement.

- **Couplage des bâtiments adjacents par amortisseur MR**

Un amortisseur MR est placé entre le dernier étage du bâtiment (2) et l'étage avoisinant du bâtiment (1). L'évolution de la distance minimale de séparation est présentée dans le tableau 5.5.

Tableau 5.5 : Distance de séparation minimale requise pour éviter l'entrechoquement (*cm*)

Séismes	Sans couplage	Bâtiments adjacents couplés				
		Passive-off V_{zero}	Passive-on			FLC
			3V	6V	9V	
El Centro, 1940.	17.55	16.25	13.37	11.17	10.30	10.05
Northridge, 1994.	29.26	27.92	24.63	21.87	19.77	19.04
Kocaeli, 1999.	21.68	19.85	17.03	15.14	13.58	12.65
Séisme artificiel	20.64	19.08	15.47	13.06	11.37	11.06

Le tableau 5.5 montre clairement qu'il est possible d'obtenir une réduction de la distance de séparation minimale par l'implémentation d'un seul amortisseur MR. Les performances de la stratégie du contrôleur à Logique floue et celles du Passive-on (9V) sont très proches.

La figure 5.8 montre les déplacements du 7^{ème} étage du bâtiment (1) et du dernier étage du bâtiment (2) après le couplage avec amortisseur MR, sous le contrôle de l'algorithme à logique floue. La désynchronisation des réponses est réduite par rapport au cas des bâtiments sans couplage. Toutefois, la synchronisation n'est pas totale comme dans le cas (a), cela est principalement dû à la différence de hauteur entre les deux bâtiments. Ainsi les étages non-connectés (8^{ème} au 10^{ème}) du bâtiment (1) influence le comportement général du système couplé.

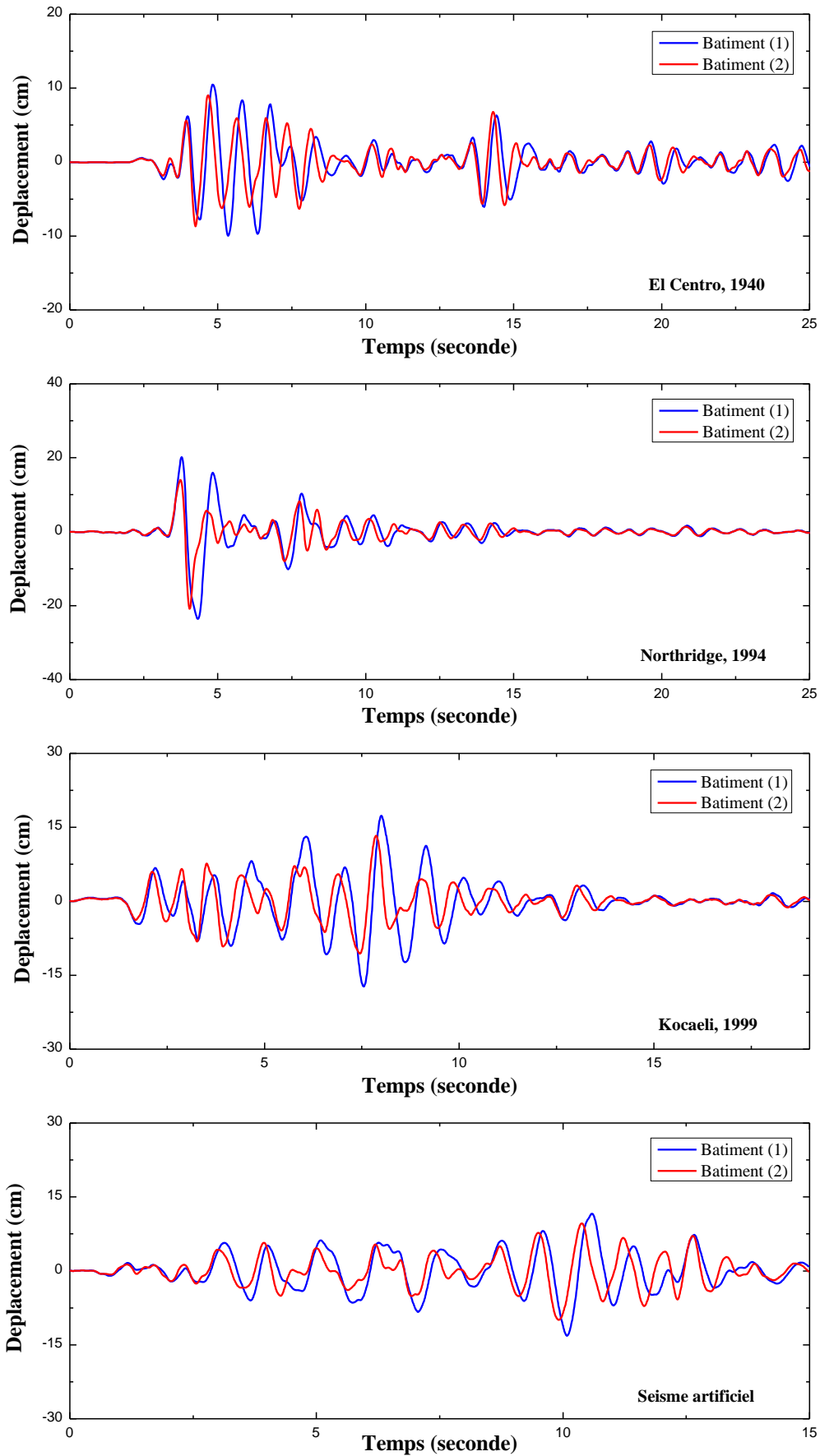


Figure 5.8. Déplacement des étages de même niveau ($7^{ème}$) des bâtiments (1) et (2) couplés, contrôle par FLC

Le tableau 5.6 montre la variation dans les déplacements en tête des bâtiments (1) et (2) pour les trois stratégies de contrôle.

Tableau 5.6 : variation des déplacements des derniers étages des bâtiments (1) et (2) (cm)

Séismes	N° Bâtiment	Sans couplage	Bâtiments adjacents couplés				
			Passive-off $V_{\text{zéro}}$	Passive-on			FLC
				3V	6V	9V	
El Centro, 1940	(1)	16.54	10.51	13.28	12.44	12.38	12.16
	(2)	10.54	10.26	09.73	09.32	09.14	09.28
Northridge, 1994	(1)	31.30	30.73	29.20	27.80	27.25	27.01
	(2)	22.01	21.75	21.33	21.04	20.92	20.16
Kocaeli, 1999	(1)	25.54	23.73	20.99	19.68	19.30	20.07
	(2)	14.30	13.41	11.68	12.59	12.96	12.21
Séisme artificiel	(1)	17.98	16.99	15.26	14.65	14.49	14.30
	(2)	12.69	11.84	10.20	09.98	09.90	09.55

D'après le tableau 5.6, on peut voir que même si le dernier étage du bâtiment (1) n'est pas connecté au bâtiment (2) (la connexion se fait au niveau du 7^{ème} étage), une réduction dans la réponse de celui-ci peut être obtenue grâce au couplage. Les performances du contrôleur FLC sont relativement proches de celles du Passive-on avec un voltage maximum (9V).

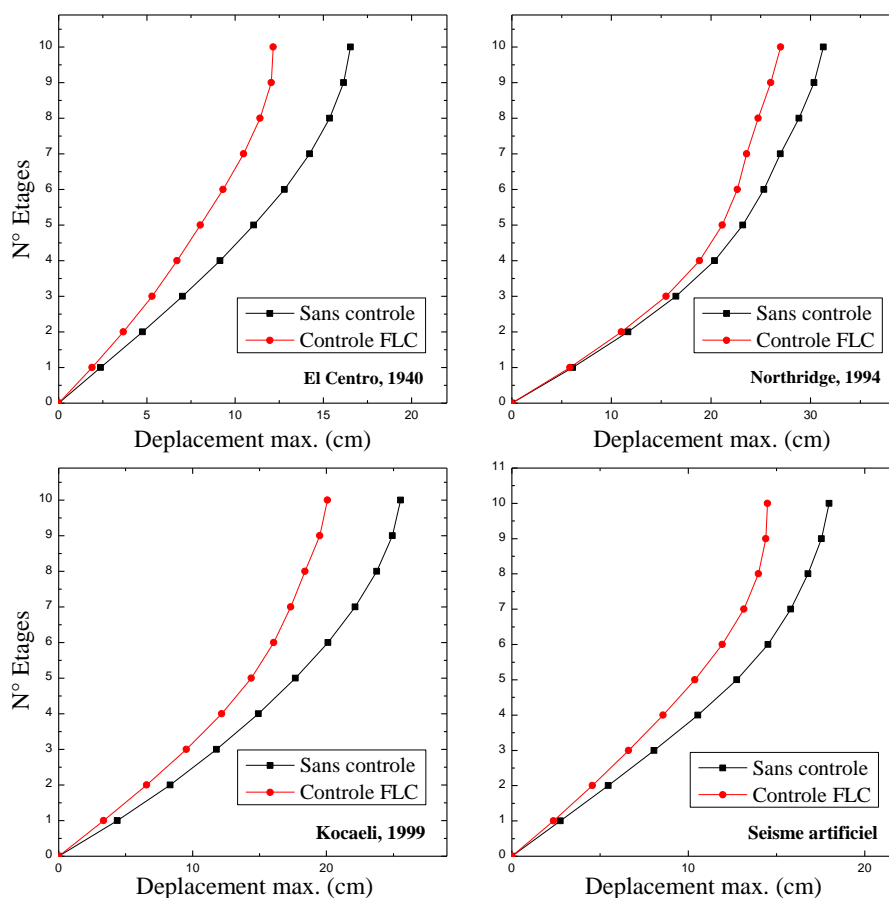


Figure 5.9 Déplacement maximum du bâtiment (1) – cas (b)

La figure 5.9 montre les déplacements de tous les étages du bâtiment (1), le couplage permet d'obtenir une réduction dans tous les étages, même si les étages ne sont pas connectés par un amortisseur MR une réduction de la réponse de ces derniers est obtenue qu'il soit au-dessus ou au-dessous du niveau couplé.

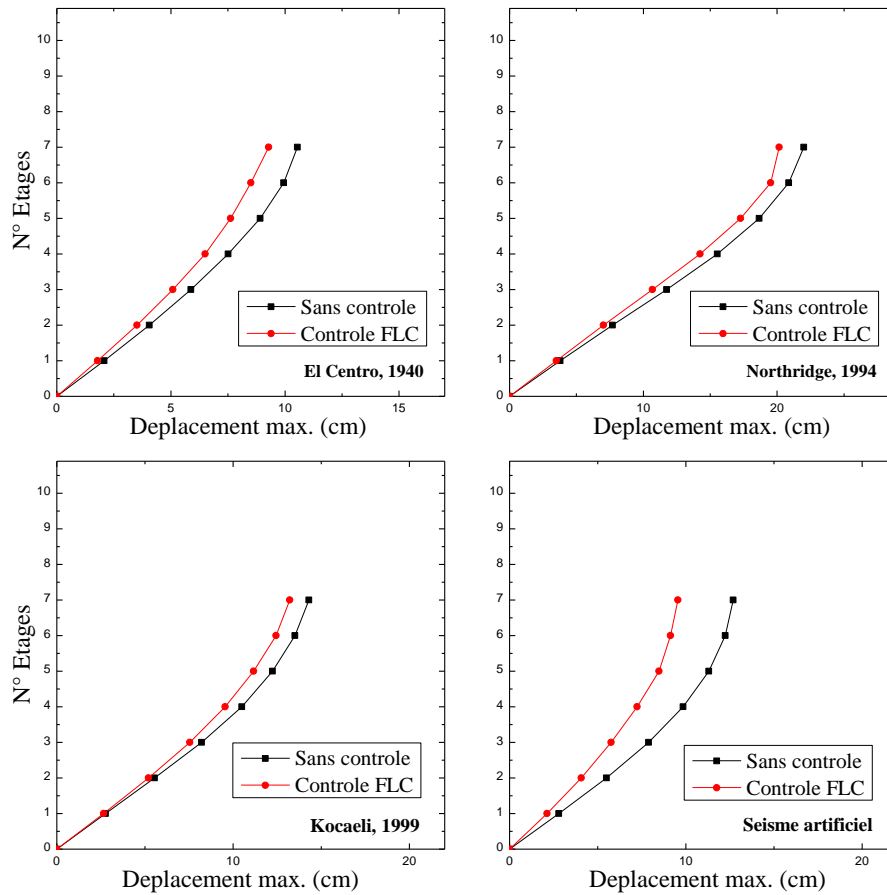


Figure 5.10 Déplacement maximum du bâtiment (2) – cas(b).

La figure 5.10 montre les déplacements maximums de tous les étages du bâtiment (2). Il est visible que le couplage n'altère pas le comportement des étages non-couplés. Ainsi une réduction est obtenue dans la réponse en déplacement de tous les étages du bâtiment (2).

Le tableau 5.7 montre la variation de l'effort tranchant normalisé par rapport au poids des bâtiments.

Tableau 5.7 : variation des efforts tranchants normalisés à la base des bâtiments (1) et (2)

Séismes	N° Bâtiment	Sans couplage	Bâtiments adjacents couplés				
			Passive-off $V_{\text{zéro}}$	Passive-on			FLC
				3V	6V	9V	
El Centro, 1940	(1)	0.4285	0.4159	0.3896	0.3747	0.3670	0.3539
	(2)	0.4633	0.4467	0.4109	0.3886	0.3833	0.3918
Northridge, 1994	(1)	0.9832	0.9840	0.9834	0.9923	0.9867	0.9841
	(2)	0.9545	0.9305	0.8820	0.8447	0.8300	0.8276
Kocaeli, 1999	(1)	0.7178	0.6093	0.6323	0.5944	0.5839	0.5947
	(2)	0.6914	0.6466	0.5582	0.5695	0.5725	0.5884
Séisme artificiel	(1)	0.5444	0.5221	0.4827	0.4685	0.4571	0.4586
	(2)	0.7058	0.6526	0.5608	0.5315	0.4958	0.4906

Le couplage de bâtiments (1) et (2) par un seul amortisseur MR donne une réduction de l'effort tranchant pour toutes les stratégies de contrôle adoptées, comme le montre le tableau 5.7. Néanmoins, cette réduction est d'un ordre relativement faible, elle démontre que le couplage ne donne pas une augmentation de la réponse et son effet n'affecte pas négativement l'effort tranchant à la base.

Dans l'ensemble, les performances du contrôleur à logique floue restent meilleures que celles des stratégies passive-on et passive-off utilisées dans cette étude.

La force maximale produite par l'amortisseur MR pour toutes les excitations considérées est donnée dans le tableau 5.8.

Tableau 5.8 Force maximale produite par l'amortisseur MR (kN)

Séismes, (PGA)	Passive-off $V_{\text{zéro}}$	Passive-on			FLC
		3V	6V	9V	
El Centro, 1940. (0.34g)	63.03	203.76	305.54	388.82	357.44
Northridge, 1994. (0.82g)	102.77	361.76	581.19	769.62	606.83
Kocaeli, 1999. (0.62g)	81.41	289.01	454.58	585.23	470.85
Séisme artificiel (0.43g)	79.59	253.53	384.79	490.08	475.72

La comparaison de la force maximale produite par l'amortisseur MR sous diverses stratégies de contrôle montre la supériorité du contrôleur à logique floue dans l'optimisation de la force comme le montre le tableau 5.8. Il est aussi démontré que la quantité de la force maximale produite est proportionnelle à l'accélération maximale du séisme (PGA).

5.2.3 Configuration structurelle (c)

Dans cette configuration, deux bâtiments de dix (10) étages, l'un régulier (bâtiment1) et l'autre caractérisé par irrégularité structurelle (bâtiment 2) sont couplés au dernier niveau au moyen d'un amortisseur MR comme le montre la figure 5.11.

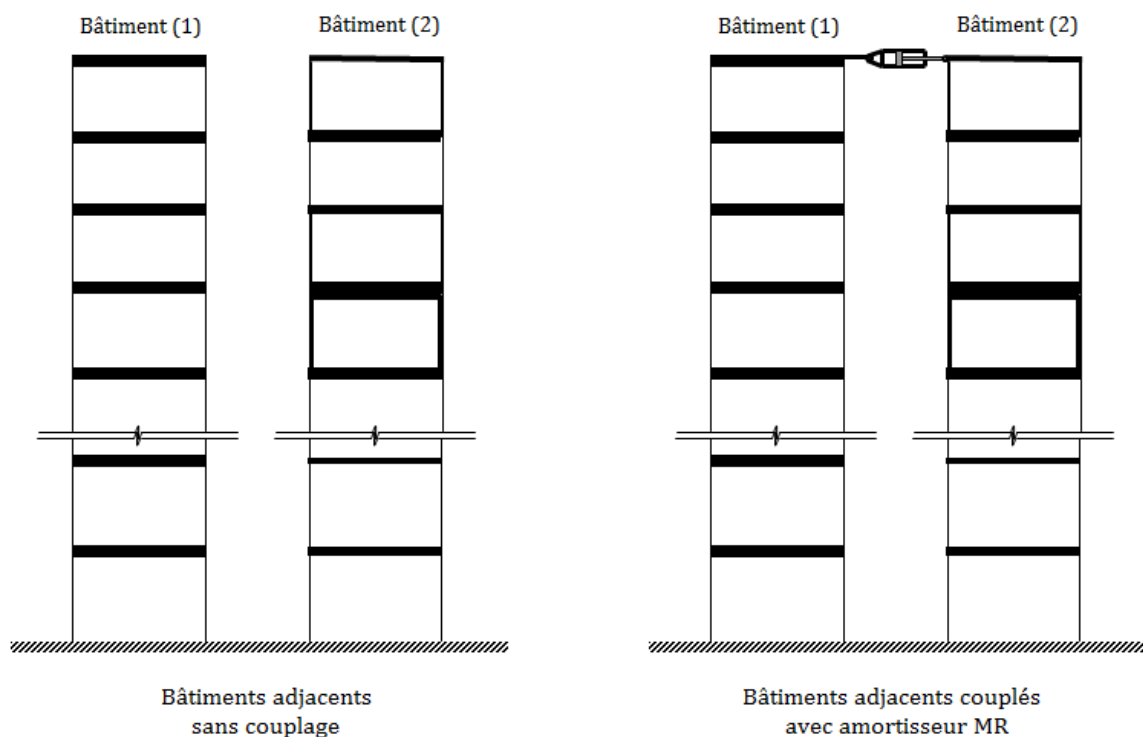


Figure 5.11 Configuration structurelle (c)

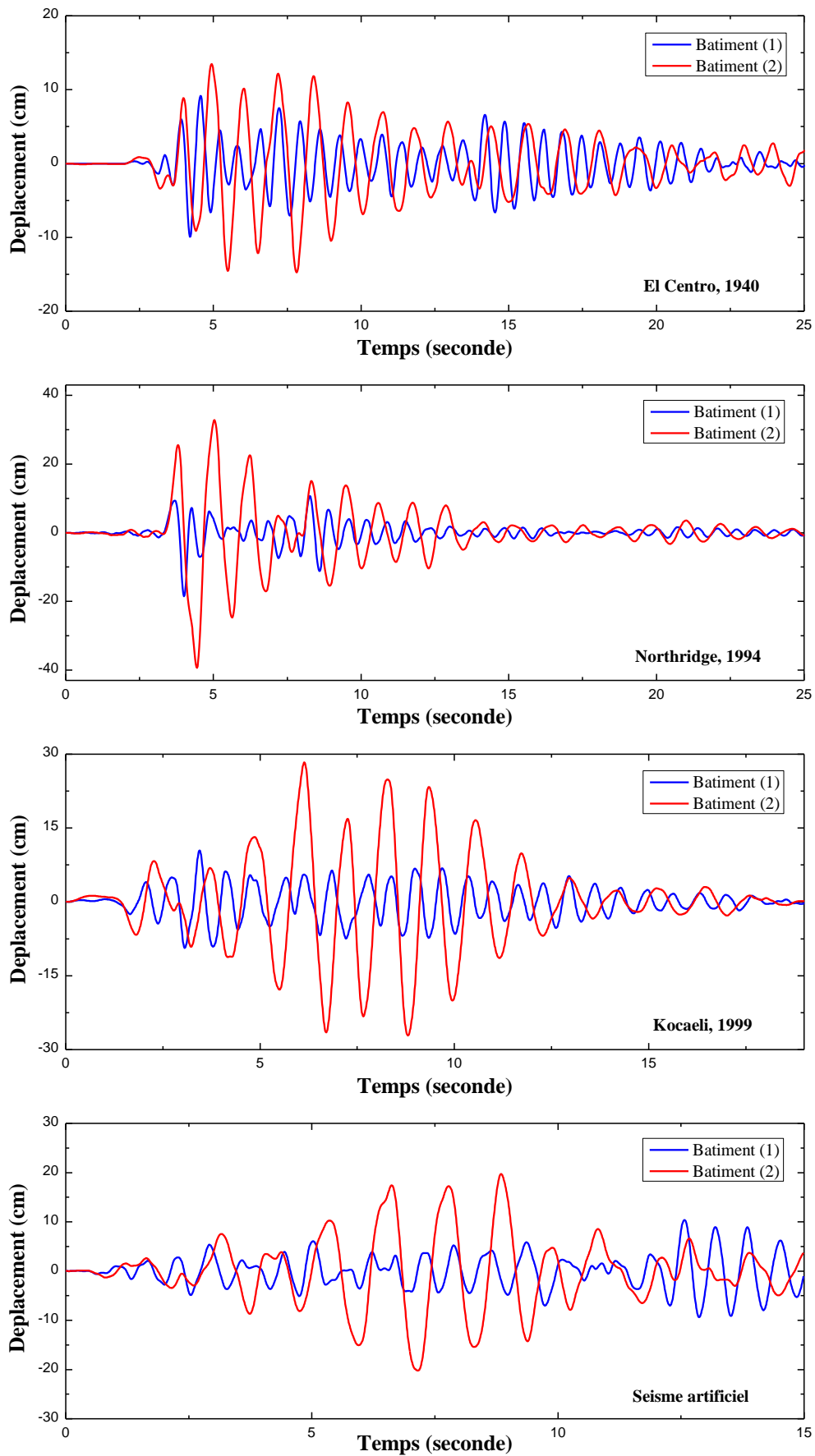


Figure 5.12 Déplacement en tête des bâtiments (1) et (2), sans couplage

Sur la figure 5.12, les réponses désynchronisées des deux bâtiments adjacents indiquent clairement la présence d'un risque d'entrechoquement. Cette désynchronisation des réponses est principalement due aux différences des caractéristiques dynamiques entre les deux bâtiments, mais surtout à l'irrégularité structurelle du bâtiment (2).

- **Couplage des bâtiments adjacents par amortisseur MR**

Pour prévenir ce risque d'entrechoquement, un amortisseur MR est placé entre les deux bâtiments au niveau du dernier étage. Le contrôle des vibrations est mené suivant les trois stratégies adoptées.

Tableau 5.9 Distance de séparation minimale requise pour éviter l'entrechoquement (*cm*)

Séismes	Bâtiments sans couplage	Bâtiments adjacents couplés				
		Passive-off $V_{\text{zéro}}$	Passive-on			FLC
			3V	6V	9V	
El Centro, 1940.	19.95	18.66	15.89	13.97	12.94	12.14
Northridge, 1994.	29.89	29.00	26.39	23.88	22.75	21.86
Kocaeli, 1999.	30.65	27.86	21.77	19.46	18.77	18.09
Séisme artificiel	22.31	20.04	14.90	11.42	10.59	10.55

La distance minimale de séparation peut être largement réduite en adoptant une stratégie de couplage impliquant un seul amortisseur (tableau 5.9), une meilleure réduction peut être obtenue en utilisant le contrôleur FLC proposé dans cette étude.

Sur la figure 5.13 les réponses en déplacement des derniers étages des bâtiments (1) et (2) sont quasi-synchronisées. Une parfaite synchronisation des réponses n'a pas pu être atteinte en raison des grandes irrégularités dans le bâtiment (2). Néanmoins, et en l'absence d'une parfaite synchronisation des réponses, le risque d'entrechoquement est atténué par la réduction de la distance de séparation minimale requise comme on peut le voir sur le tableau 5.9. Les résultats montrés en figure 5.11 sont obtenus sous l'algorithme de contrôle FLC. La stratégie du couplage peut être efficace même en cas d'irrégularité structurelle dans l'un des bâtiments couplés.

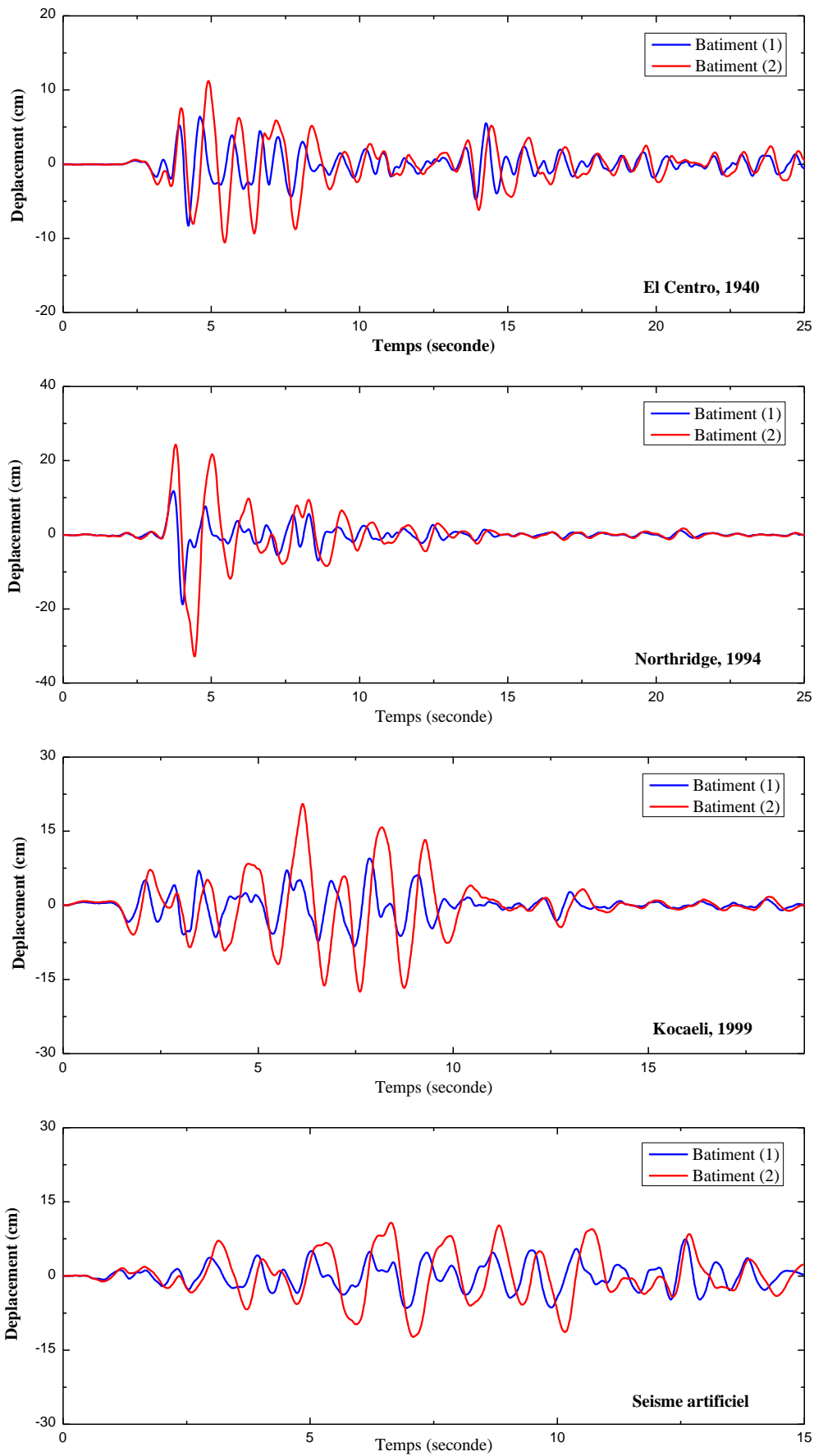


Figure 5.13 Déplacement des en tête des bâtiments (1) et (2) couplés, contrôle FLC

Le tableau 5.10 montre la variation des déplacements des derniers étages des bâtiments (1) et (2) sous les trois stratégies de contrôle.

Tableau 5.10 : variation des déplacements des derniers étages des bâtiments (1) et (2) (cm)

Séismes	N° Bâtiment	Sans couplage	Passive-off $V_{\text{zéro}}$	Passive-on			Contrôleur à logique floue
				3V	6V	9V	
El Centro, 1940	(1)	09.96	09.73	09.12	08.50	08:00	08.15
	(2)	14.75	13.97	12.77	12.00	11.80	11.22
Northridge, 1994	(1)	18.49	18.58	18.78	18.90	18.86	18.78
	(2)	39.36	38.61	36.44	34.40	33.54	32.78
Kocaeli, 1999	(1)	10.47	09.94	08.58	07.92	08.84	08.63
	(2)	28.31	27.32	24.84	22.82	21.17	21.12
Séisme artificiel	(1)	10.39	09.78	08.70	07.96	07.76	07.40
	(2)	20.20	18.97	16.03	13.92	13.05	12.32

Sur le tableau 5.10, il est visible que le bâtiment (2) présentant des irrégularités subit de grands déplacements au niveau du dernier étage. Après couplage, ces déplacements sont transférés au bâtiment (1), ainsi une réduction, même légère est obtenue dans la réponse du bâtiment (1) pour les excitations de type (El Centro, Kocaeli, Séisme artificiel) et une augmentation de la réponse du bâtiment (1) pour l'excitation (Northridge). Par contre, et par le transfert des déplacements, une réduction de la réponse du bâtiment (2) irrégulier est toujours enregistrée. Au niveau des performances des stratégies de contrôle, le contrôleur FLC donne toujours de meilleurs résultats par rapport aux autres stratégies considérées dans notre étude.

Les déplacements maximums illustrés en figures 5.14 et 5.15 confortent les résultats obtenus et présentés au tableau 5.10 concernant le contrôleur FLC.

Après utilisation du contrôleur FLC, les figures 5.14 et 5.15 montrent une légère réduction dans la réponse en déplacement des étages du bâtiment (1) et une augmentation du déplacement sous le séisme de Northridge, par contre la réponse du bâtiment (2) est réduite de manière significative.

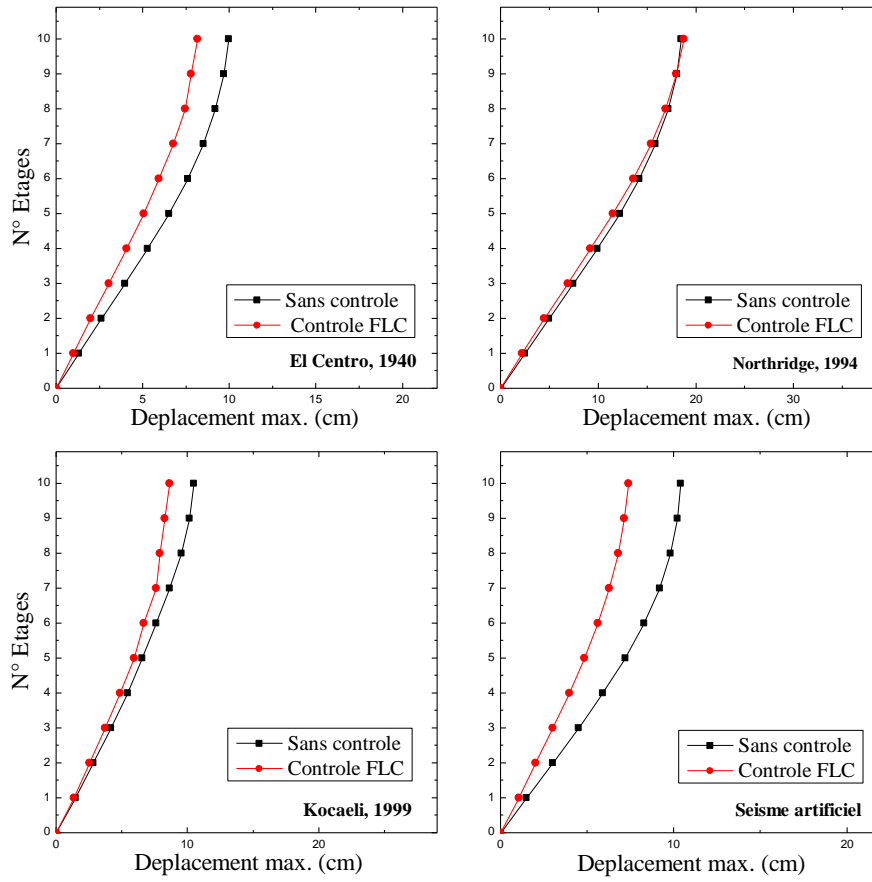


Figure 5.14 Déplacement maximum du bâtiment (1) – cas (c)

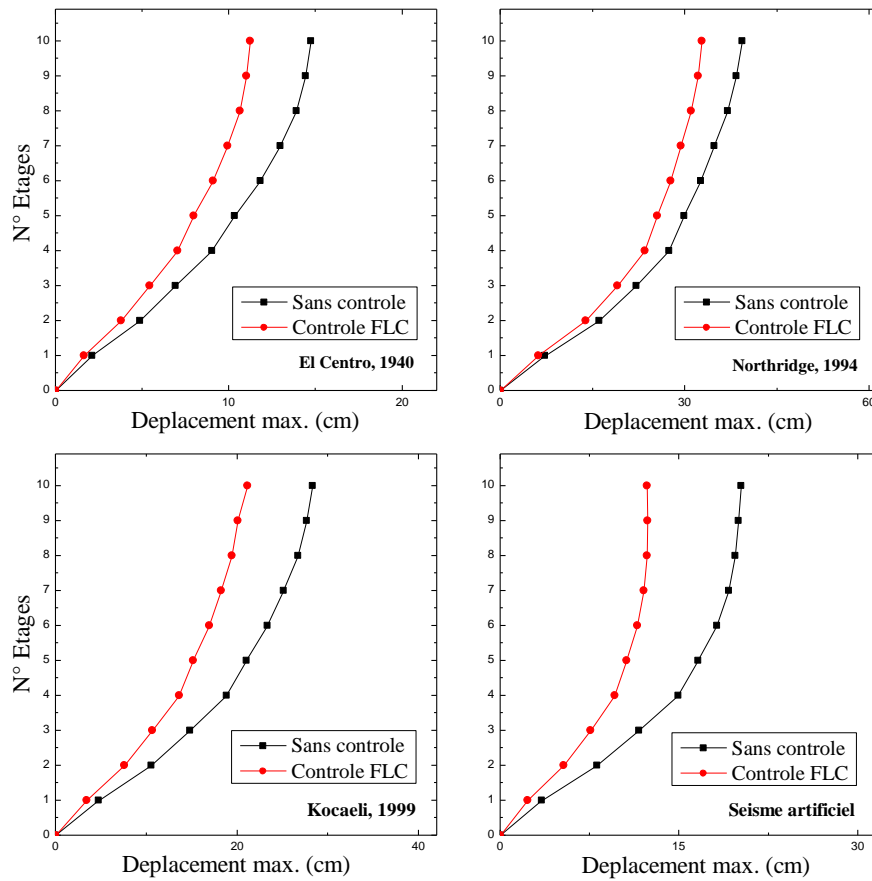


Figure 5.15 Déplacement maximum du bâtiment (2), cas (c)

Le tableau 5.11 montre la variation de l'effort tranchant normalisé par rapport au poids des bâtiments (1) et (2).

Tableau 5.11 : variation des efforts tranchants normalisés à la base des bâtiments (1) et (2)

Séismes	N° bâtiment	sans couplage	Bâtiments adjacents couplés				
			Passive-off $V_{\text{zéro}}$	Passive-on			FLC
				3V	6V	9V	
El Centro, 1940	(1)	0.5974	0.5682	0.5016	0.4578	0.4384	0.4216
	(2)	0.3249	0.3087	0.2785	0.2778	0.2770	0.2769
Northridge, 1994	(1)	1,034	1,013	0.9502	0.8906	0.8828	0.8580
	(2)	0.9673	0.9530	0.9188	0.8919	0.8839	0.8714
Kocaeli, 1999	(1)	0.6370	0.5942	0.4966	0.4212	0.4338	0.4210
	(2)	0.6516	0.6283	0.5769	0.5429	0.5277	0.5164
Séisme artificiel	(1)	0.6290	0.5942	0.5130	0.4496	0.4406	0.4352
	(2)	0.5520	0.5287	0.4736	0.4370	0.4203	0.4012

L'effort tranchant est réduit d'une manière systématique après le couplage des deux bâtiments. L'effet du couplage est visible sous toutes les stratégies de contrôles utilisées. Cependant, les meilleures réductions sont obtenues sous le contrôleur FLC.

Tableau 5.12 Force maximale produite par l'amortisseur MR (kN)

Séismes, (PGA)	Passive-off V_{zero}	Passive-on			FLC
		3V	6V	9V	
El Centro, 1940. (0.34g)	70.95	244.18	375.99	483.32	431.75
Northridge, 1994. (0.82g)	147.12	515.03	827.44	1087.8	963.20
Kocaeli, 1999. (0.62g)	104.60	312.13	491.88	646.34	527.01
Séisme artificiel (0.43g)	80.98	262.30	387.30	427.64	372.52

Sur le tableau 5.12, la force maximale produite par l'amortisseur MR est exprimée, pour toutes les excitations utilisées. La même allure de résultats retrouvés pour les cas (a) et (b) est suivis dans ce cas, avec une meilleure performance du contrôleur FLC.

5.2.4 Configuration structurelle (d)

Dans ce cas, deux bâtiments d'une hauteur presque égale (10 et 9 étages) sont traités. Le bâtiment (2), à 9 étages, est caractérisé par une masse importante au dernier niveau comme le montre la figure 5.16.

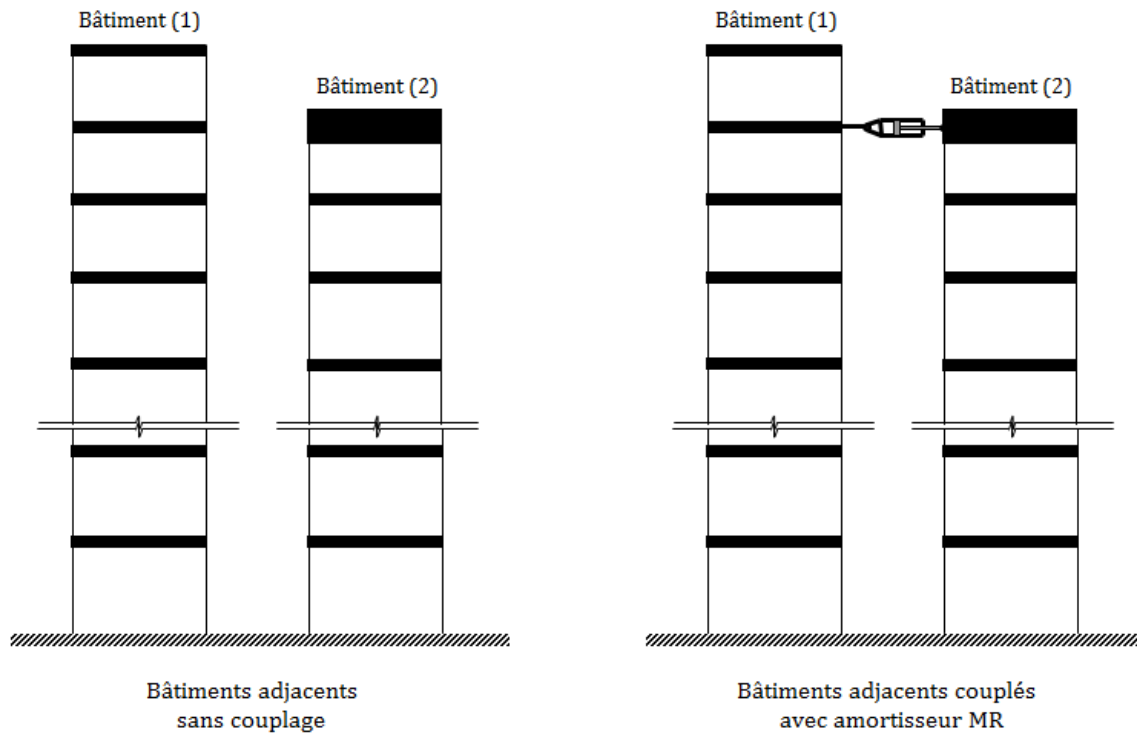


Figure 5.16 Configuration structurelle (d)

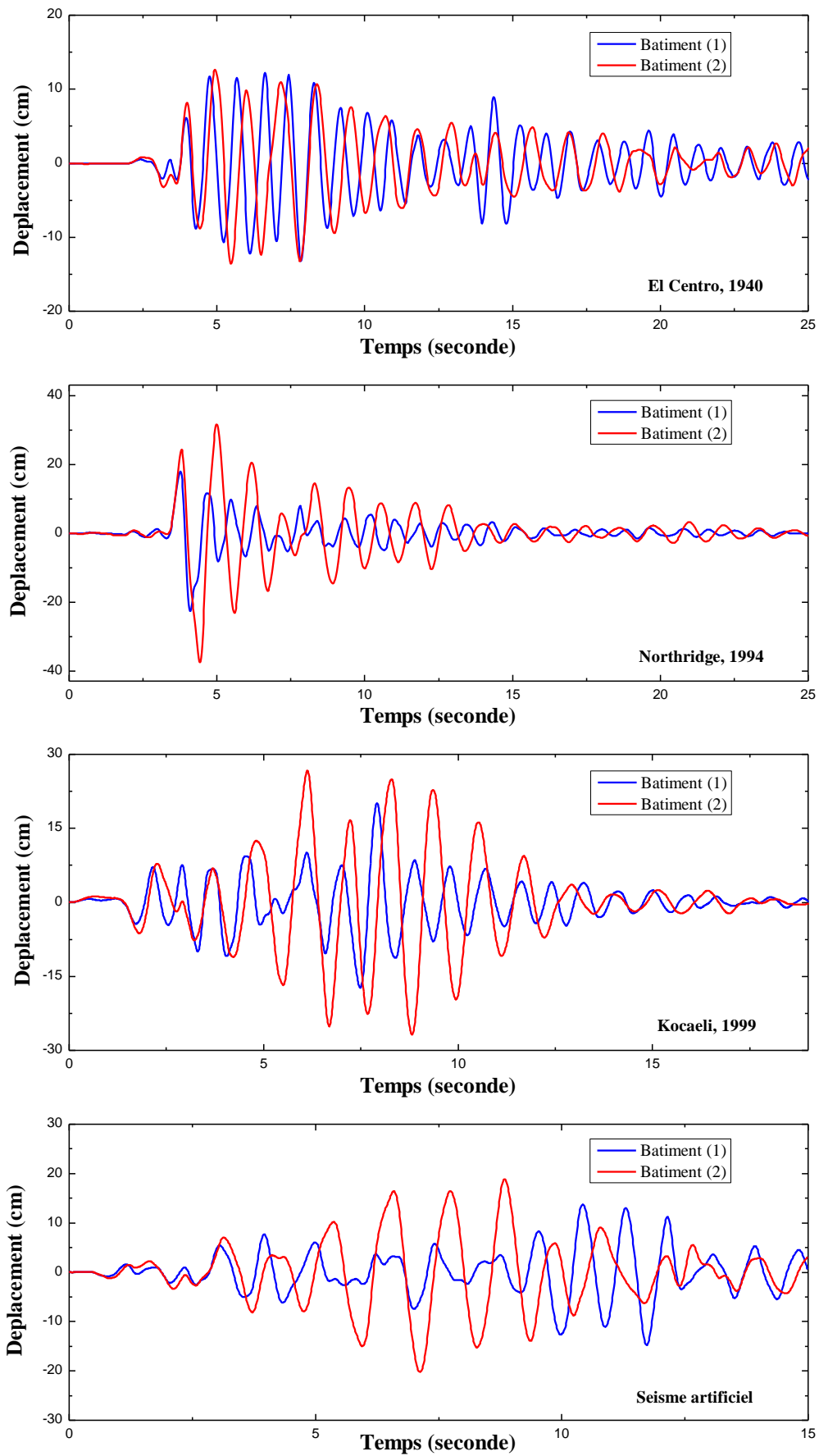


Figure 5.17 Déplacement des étages voisins (9^{ème} étage) des bâtiments (1) et (2) sans couplage

La figure 5.17 montre une nette désynchronisation entre le 9^{ème} étage du bâtiment (1) et le 9^{ème} et dernier étage du bâtiment (2). Le bâtiment (2) ayant une grande masse au niveau du dernier étage, présente des déplacements relativement plus grands que son étage voisin du bâtiment (1). Cette différence de masse engendre donc la désynchronisation clairement visible sur la figure 5.14. En raison de l'irrégularité structurelle provoquée par la masse relativement élevée un entrechoquement entre ces deux bâtiments adjacents est à appréhender.

- **Couplage des bâtiments adjacents par amortisseur MR**

Un amortisseur (MR) sera placé entre le 9^{ème} étage du bâtiment (1) et le dernier étage du bâtiment (2). Les deux bâtiments seront soumis aux quatre excitations utilisées dans cette étude.

Tableau 5.13 Distance de séparation minimale requise pour éviter l'entrechoquement (*cm*)

Séismes	Sans couplage	Passive-off V_{zero}	Passive-on			FLC
			3V	6V	9V	
El Centro, 1940.	20.42	18.56	14.55	11.57	10.48	09.62
Northridge, 1994.	39.27	36.70	30.48	25.86	24.02	22.31
Kocaeli, 1999.	35.21	31.95	24.96	20.48	18.81	17.36
Séisme artificiel	19.26	17.83	14.90	13.22	12.31	11.71

Sur le tableau 5.13, la réduction de la distance minimale de séparation suite au couplage est montrée. L'effet du couplage sur la réduction du joint sismique est significatif, surtout si une bonne stratégie de contrôle est employée, en l'occurrence le contrôleur à logique floue.

La figure 5.18 montre les réponses en déplacement des étages voisins des bâtiments (1) et (2). Une synchronisation des réponses peut être observée sous toutes les excitations sismiques utilisées, ce qui réduit les risques de l'entrechoquement d'une manière significative. Les résultats montrés sur la figure 5.15 sont ceux obtenus sous l'effet du contrôleur à logique floue. Les déplacements exprimés sur la figure 5.15 confirment les résultats du tableau 5.13, qui montrent une réduction importante du joint sismique minimum nécessaire pour éviter tout entrechoquement entre les deux bâtiments adjacents.

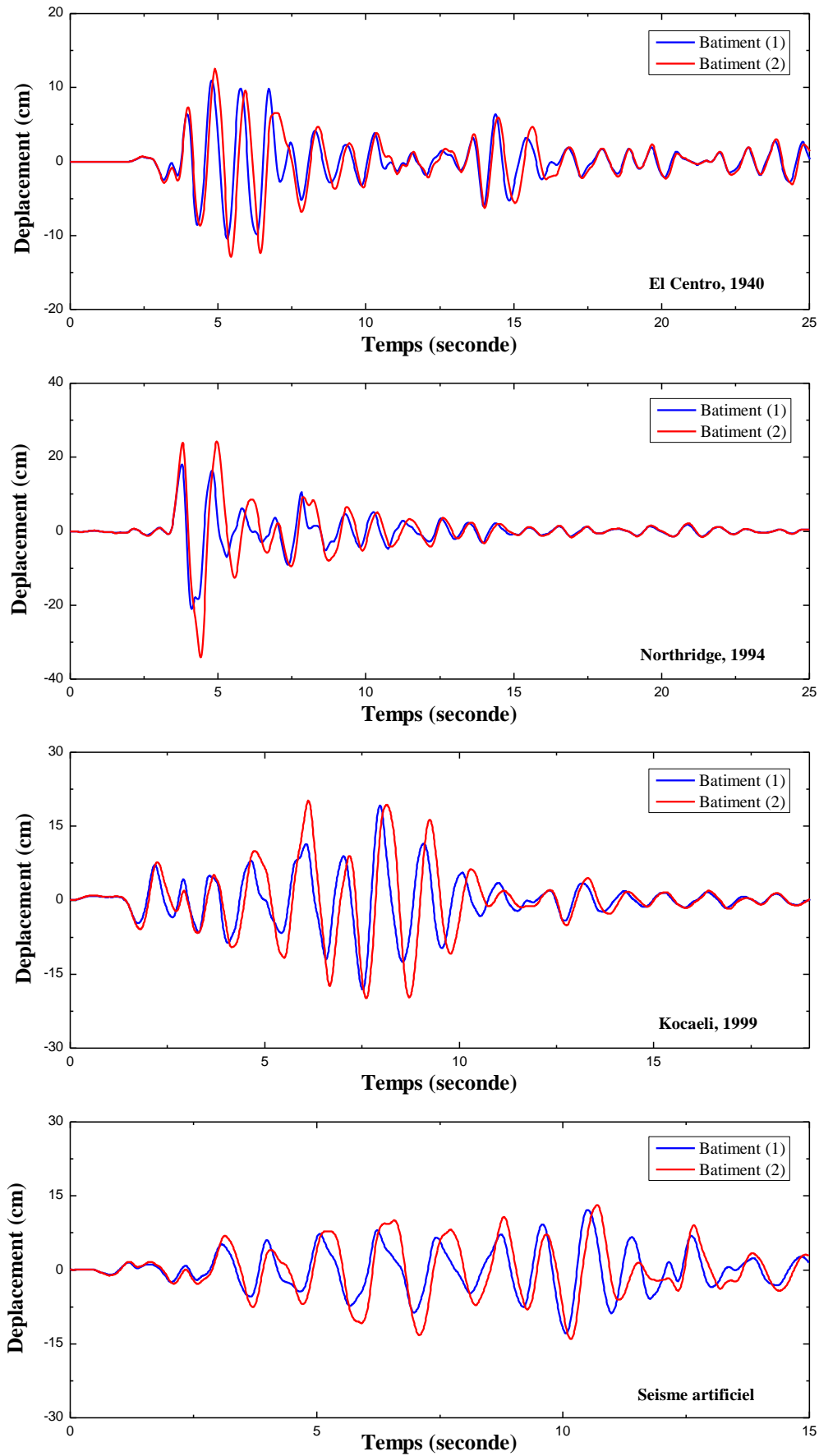


Figure 5.18 Déplacement des étages voisins ($9^{ème}$) des bâtiments (1) et (2) couplés, contrôle FLC

Le tableau 5.14 montre la variation dans les déplacements des derniers étages des bâtiments (1) et (2) sous diverses stratégies de contrôle.

Tableau 5.14 : variation des déplacements des derniers étages des bâtiments (1) et (2) (cm)

Séismes	N° Bâtiment	Sans couplage	Bâtiments adjacents couplés				
			Passive- off $V_{\text{zéro}}$	Passive-on			FLC
				3V	6V	9V	
El Centro, 1940	(1)	13.53	11.97	11.75	11.57	11.52	11.43
	(2)	13.59	13.38	13.05	12.93	12.91	12.90
Northridge, 1994	(1)	23.37	23.10	22.51	22.17	22.10	22.03
	(2)	37.63	37.18	36.06	35.01	34.56	34.11
Kocaeli, 1999	(1)	20.44	20.13	19.59	19.58	19.83	19.72
	(2)	26.77	25.65	23.35	21.60	20.84	20.17
Séisme artificiel	(1)	15.21	13.58	12.66	13.01	13.28	13.14
	(2)	20.17	19.00	16.43	14.56	14.01	13.85

Les déplacements des derniers étages des bâtiments (1) et (2) sont réduits sous l'effet du couplage comme le montre le tableau 5.14, quoi que le dernier étage du bâtiment (1) ne soit pas connecté car il se trouve au-dessus du dernier étage du bâtiment (2) des réductions sont observées à son niveau. Dans ce cas, c'est le 9^{ème} étage du bâtiment (1) qui est connecté au dernier étage du bâtiment (2). La réduction touche les déplacements des derniers étages des deux bâtiments. Cette réduction n'est pas vraiment significative due à l'utilisation d'un seul amortisseur mais aussi au poids très important du dernier étage du bâtiment (2). La réduction est moins importante et presque négligeable sous les séismes de champs proches (Northridge et Kobe).

Les figures 5.19 et 5.20 montrent les déplacements maximum absolus de tous les étages des bâtiments (1) et (2), respectivement. Il est visible que la réduction touche tous les étages des bâtiments connectés et non-connectés, quoi que cette réduction est non significative, elle montre que le couplage par amortisseur MR n'altère pas d'une manière négative le comportement des bâtiments couplés.

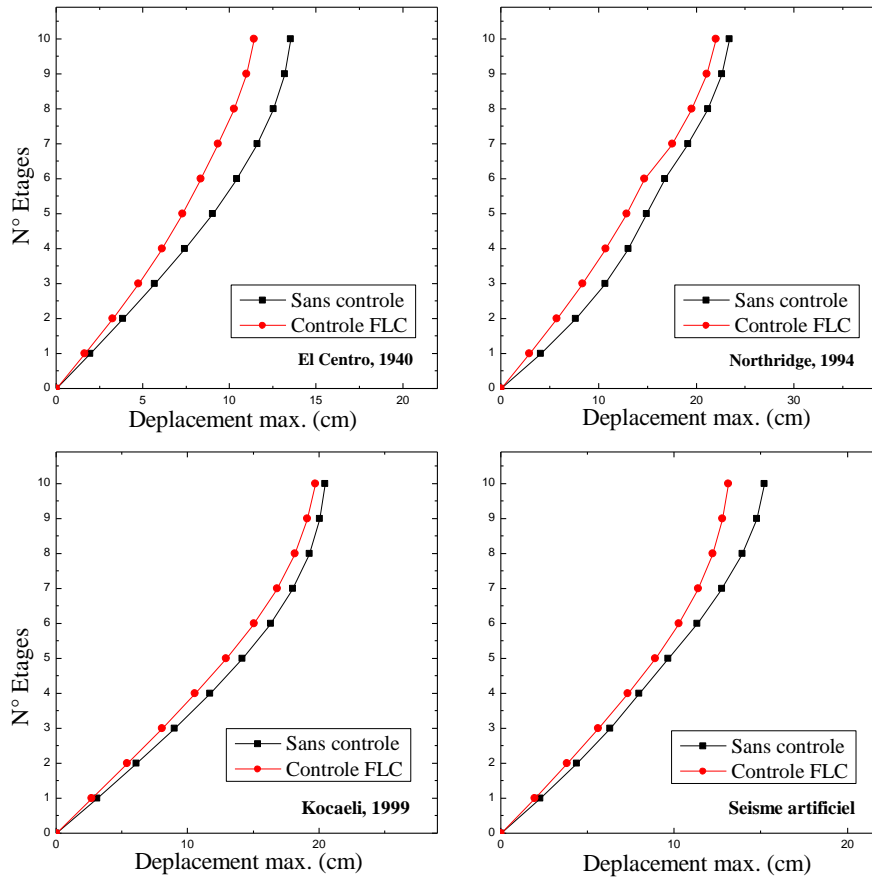


Figure 5.19 Déplacement maximum du bâtiment (1) – cas (d)

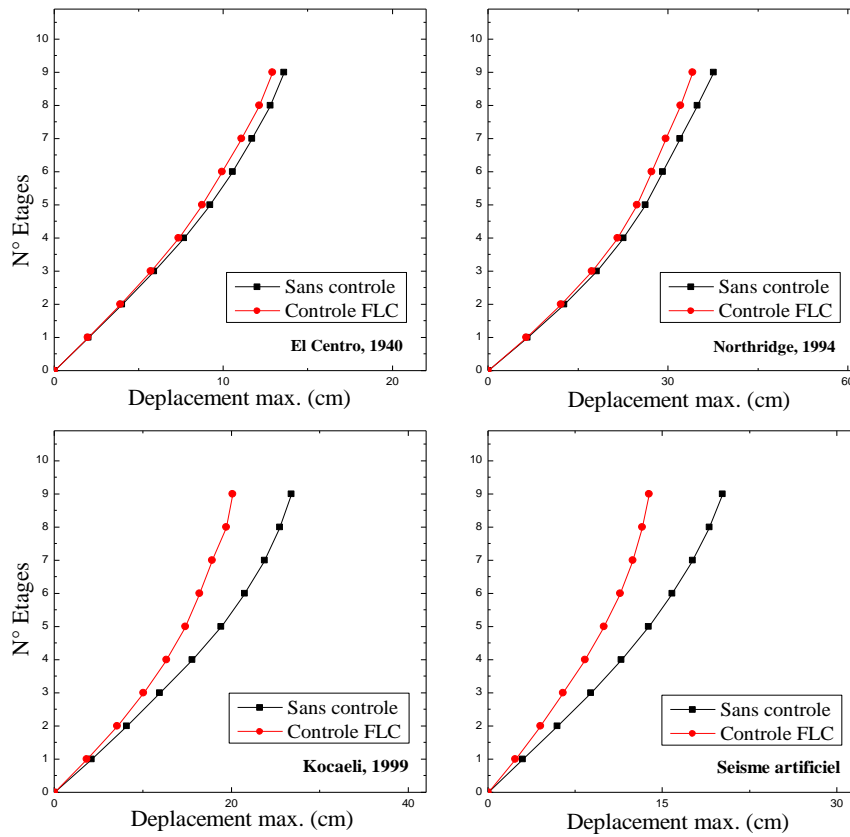


Figure 5.20 Déplacement maximum du bâtiment (2) – cas (d)

Le tableau 5.15 montre la variation de l'effort tranchant normalisé par rapport au poids des bâtiments (1) et (2), respectivement.

Tableau 5.15 : variation des efforts tranchants normalisés à la base des bâtiments (1) et (2)

Séismes	N° Bâtiment	Sans couplage	Bâtiments adjacents couplés				
			Passive- off $V_{\text{zéro}}$	Passive-on			FLC
				3V	6V	9V	
El Centro, 1940	(1)	0.4662	0.4361	0.3989	0.3717	0.3669	0.3581
	(2)	0.3315	0.3298	0.3272	0.2369	0.3321	0.3392
Northridge, 1994	(1)	0.9944	0.9759	0.9355	0.9098	0.8996	0.8916
	(2)	0.9858	0.9854	0.9837	0.9865	0.9781	0.9827
Kocaeli, 1999	(1)	0.7282	0.6975	0.6279	0.6010	0.6017	0.6007
	(2)	0.6743	0.6541	0.6149	0.5885	0.5782	0.5699
Séisme artificiel	(1)	0.5707	0.5587	0.5201	0.4972	0.4837	0.4706
	(2)	0.5155	0.4948	0.4493	0.4180	0.4217	0.4102

Le tableau 5.15 montre la variation de l'effort tranchant à la base des bâtiments (1) et (2), respectivement. Une réduction est observée dans les deux bâtiments sous toutes les excitations sismiques utilisées dans cette étude. Cela signifie que l'introduction d'un dispositif de couplage (MR) ne cause pas une augmentation de l'effort tranchant mais au contraire une réduction de celui-ci est obtenue, bien que non significative elle peut être augmentée en utilisant plus de dispositif de couplage.

Tableau 5.16 Force maximale produite par l'amortisseur MR (kN)

Séismes, (PGA)	Passive-off $V_{\text{zéro}}$	Passive-on			FLC
		3V	6V	9V	
El Centro, 1940. (0.34g)	65.85	213.68	309.17	385.10	346.97
Northridge, 1994. (0.82g)	102.12	297.60	463.00	623.13	531.03
Kocaeli, 1999. (0.62g)	106.32	321.74	466.51	570.14	524.30
Séisme artificiel (0.43g)	63.55	171.63	296.67	365.73	308.49

La force maximale produite par l'amortisseur MR est exprimée sur le tableau 5.16 et cela pour toutes les excitations utilisées. La même allure des résultats retrouvés pour les cas (a), (b) et (c) est obtenue dans ce cas. La force maximale pour ce cas est relativement élevée par rapport aux autres cas d'étude, cela est dû principalement à la très grande masse du dernier étage du bâtiment (2). Le contrôleur à logique floue montre une optimisation de la force maximale utilisée.

5.2.5 Couplage par amortisseur visqueux fluide (VF)

Afin de justifier le choix d'un dispositif semi-actif, en l'occurrence l'amortisseur (MR) comme moyen de couplage des bâtiments adjacents, un contrôle passif par amortisseur visqueux fluide (VF) sera utilisé comme dispositif de couplage et les résultats seront comparés avec ceux obtenus en utilisant l'amortisseur (MR). L'analyse comparative est effectuée par rapport au cas d'étude (a) traité précédemment (figure 5.21). Plusieurs coefficients d'amortissement de l'amortisseur visqueux fluide seront utilisés.

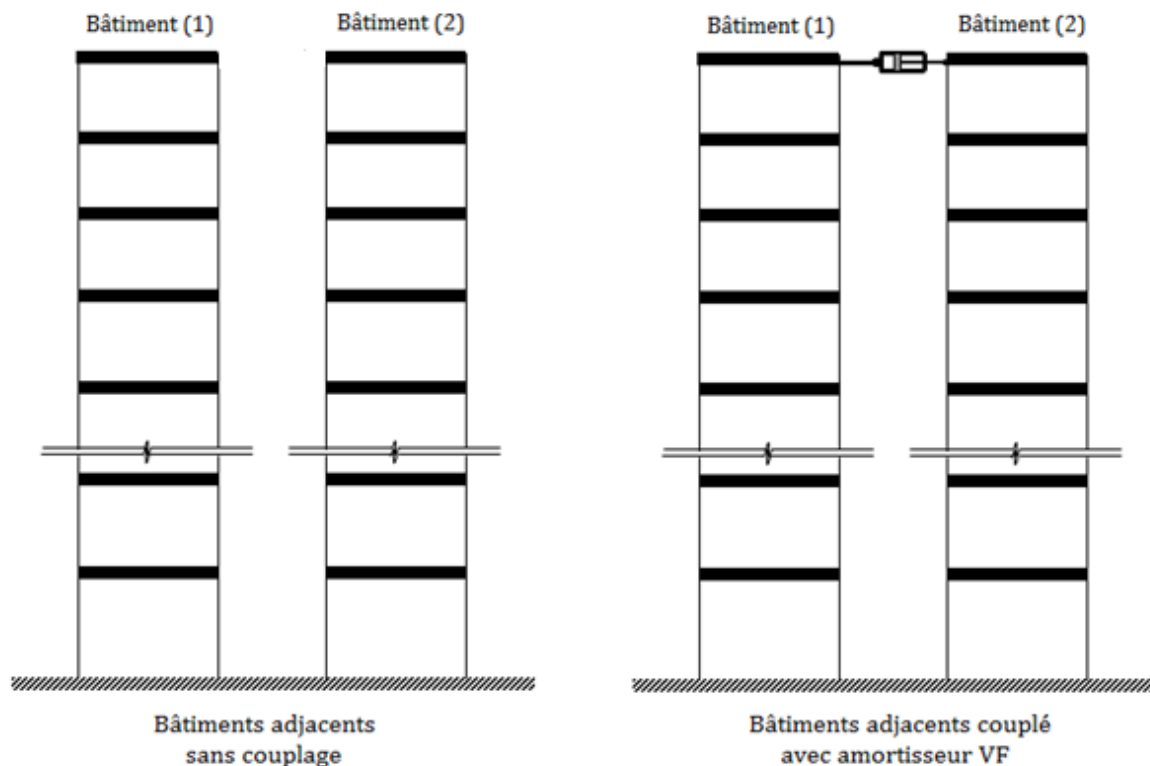


Figure 5.21 Bâtiments adjacents sans couplage et couplés avec amortisseur VF

Le premier paramètre étudié sera la synchronisation des réponses des deux bâtiments adjacents. La figure 5.22 montre les réponses superposées des derniers étages des bâtiments (1) et (2) sous les différentes excitations sismiques utilisées. En comparaison avec la figure 5.2, il est clair que l'amortisseur visqueux fluide donne une bonne synchronisation de la réponse en déplacement des deux bâtiments qui, par conséquent, élimine le risque d'entrechoquement.

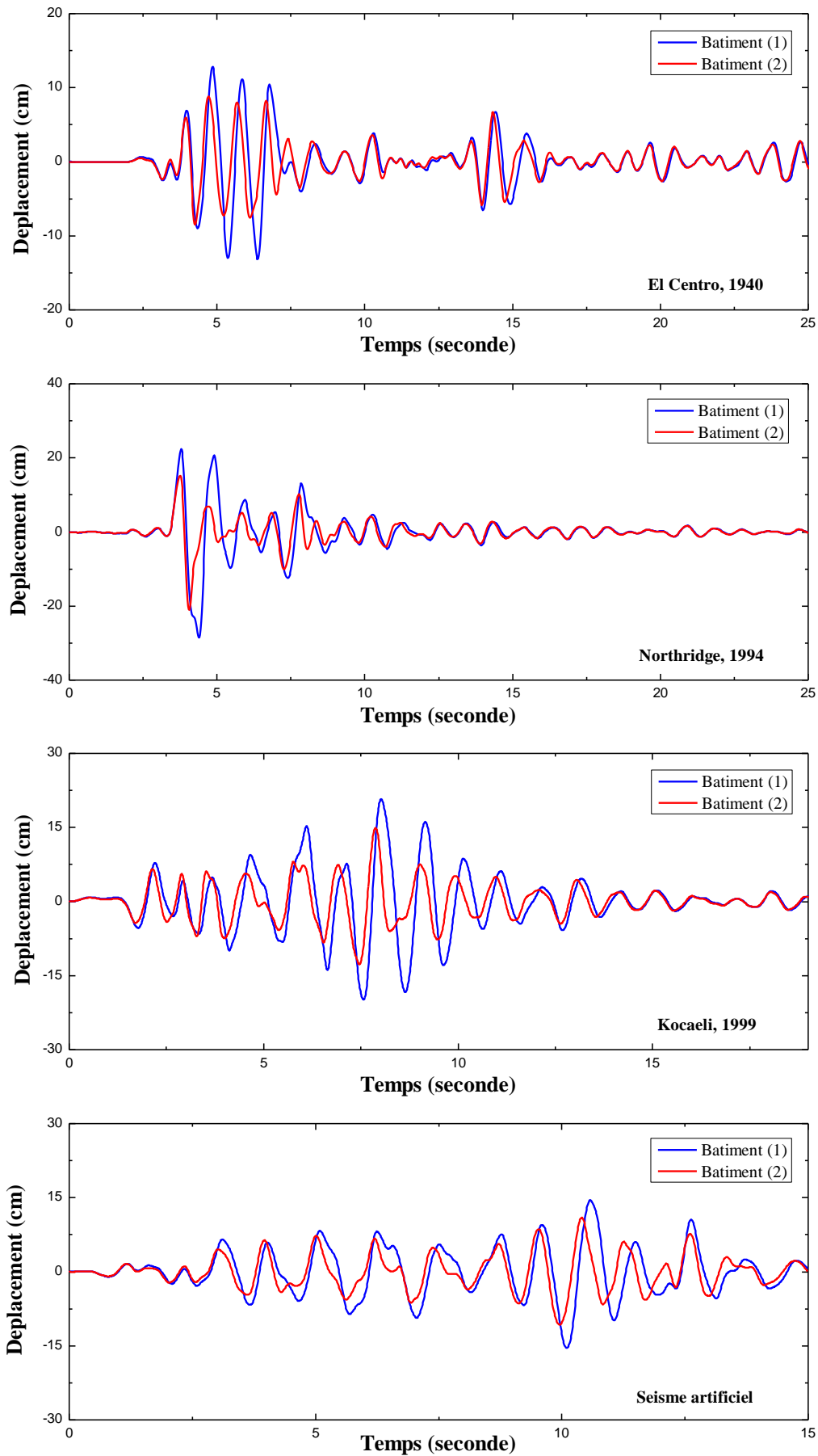


Figure 5.22 Déplacement en tête des bâtiments (1) et (2), couplés par amortisseur VF

Le tableau 5.17 montre la variation de la distance minimale de séparation et cela pour différentes valeurs du coefficient d'amortissement C_D .

Tableau 5.17 Distance de séparation minimale requise pour éviter l'entrechoquement (*cm*)

Séismes	Sans couplage	Coefficient d'amortissement C_D			
		5	10	15	20
El Centro, 1940.	19.50	16.06	13.62	11.86	10.70
Northridge, 1994.	34.16	30.88	28.65	26.53	24.66
Kocaeli, 1999.	25.32	21.64	20.18	18.05	16.02
Séisme artificiel	23.62	19.57	16.52	14.09	12.21

Sur le tableau 5.17, une bonne réduction de la distance minimale de séparation est obtenue pour une valeur relativement élevée du coefficient d'amortissement ($C_D = 20$). En comparant les résultats exprimés dans le tableau 5.17 avec ceux du tableau 5.1, l'amortisseur VF est moins performant que l'amortisseur MR dans la réduction de la distance de séparation minimale. Ainsi, de meilleurs résultats peuvent être obtenus en utilisant un amortisseur MR.

Tableau 5.18 : variation des déplacements des derniers étages des bâtiments (1) et (2) (*cm*)

Séismes	N° Bâtiment	Sans couplage	Coefficient d'amortissement C_D			
			5	10	15	20
El Centro, 1940	(1)	16.54	15.21	14.25	13.55	13.20
	(2)	10.43	09.48	08.92	08.71	08.80
Northridge, 1994	(1)	31.30	30.61	29.89	29.18	28.51
	(2)	21.69	21.46	21.28	21.11	21.00
Kocaeli, 1999	(1)	25.54	23.56	22.20	21.28	20.48
	(2)	13.99	11.65	12.77	13.90	14.92
Séisme artificiel	(1)	17.89	16.67	15.75	15.43	15.44
	(2)	12.34	10.51	10.06	10.28	10.77

D'après les résultats indiqués au tableau 5.18, la réduction optimale de la réponse des deux bâtiments dépend directement du coefficient d'amortissement. Le coefficient d'amortissement optimal varie d'un séisme à un autre. Sachant que le coefficient d'amortissement doit être défini avant la mise en place de l'amortisseur, il est donc difficile de prévoir si oui ou non le système sera efficace pour la réduction de la réponse des bâtiments adjacents couplés. Un autre problème se pose lorsque le coefficient d'amortissement n'est pas optimal, la réponse de l'un des bâtiments adjacents peut être augmentée comme on peut le voir sur le tableau 5.18.

5.2.6 Comportement hystérétique de l'amortisseur (MR)

Le dispositif principal du contrôle semi-actif adopté dans cette étude est l'amortisseur MR, il est donc important d'observer de plus près le comportement hystérétique de l'amortisseur MR en fonction des boucles d'hystérésis force-déplacement et force-vitesse. Ces boucles seront observées pour chacune des stratégies de contrôle considérées dans cette étude. Le cas (a) de la première partie de l'étude numérique sera exploité à cette fin.

Les séismes d'El Centro 1940, et de Northridge 1994 seront utilisés pour étudier le comportement hystérétique de l'amortisseur (MR).

Sur la figure 5.23, les boucles d'hystérésis montrent une faible dissipation d'énergie pour des déplacements et des vitesses relative élevés. Ce qui conforte les observations de la force maximale pour le cas du contrôle Passive-off. Ainsi, sous cette stratégie la quantité d'énergie dissipée par l'amortisseur est faible et les déplacements et vitesses aux extrémités de l'amortisseur sont assez grands. Le comportement non linéaire de l'amortisseur (MR) ne peut être observé pour des petits déplacements.

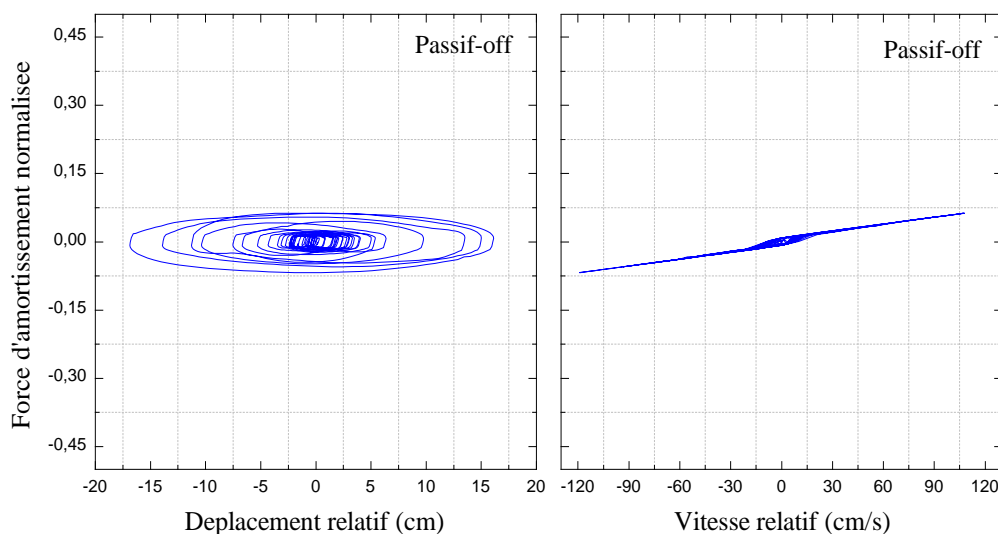


Figure 5.23 Boucles d'hystérésis de l'amortisseur (MR), contrôle Passive-off, séisme d'El Centro, 1940

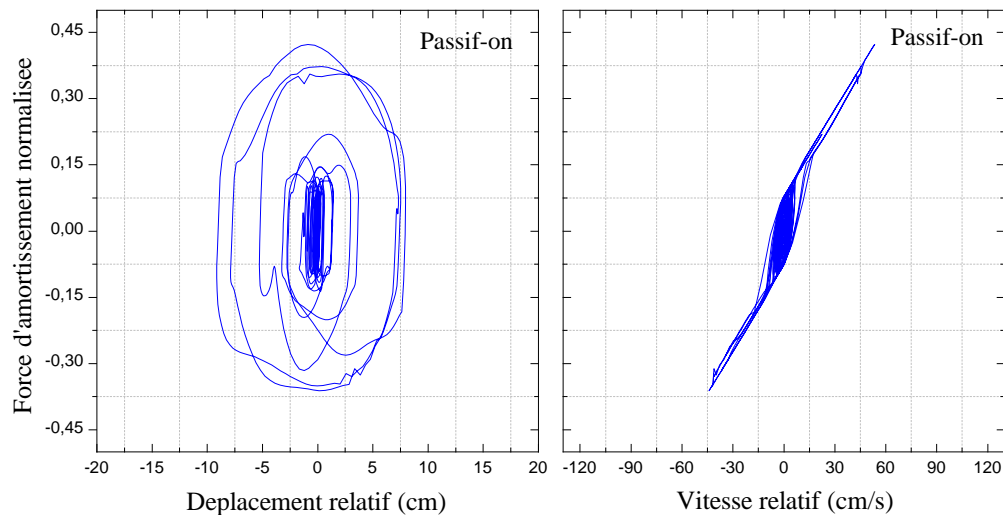


Figure 5.24 Boucles d'hystérésis de l'amortisseur (MR), control passive-on, séisme d'El Centro, 1940

La figure 5.24 montre les boucles force-déplacement et force-vitesse, le comportement est presque symétrique, cela est dû à l'application d'une valeur fixe du voltage. L'énergie dissipée est élevée surtout pour les grands déplacements relatifs. Le comportement non linéaire dans ce cas-là est clairement observé. La comparaison entre la figure 5.19 et 5.20 montre l'effet de la variation du voltage entre une valeur nulle et une valeur maximale, ainsi une large quantité d'énergie peut être dissipée en présence d'un grand voltage qui amplifie le champ magnétique à l'intérieur de l'amortisseur, modifiant ainsi les caractéristiques du fluide magnétique qui se trouve à l'intérieur du cylindre de l'amortisseur, et qui par conséquent dissipe une plus grande quantité d'énergie.

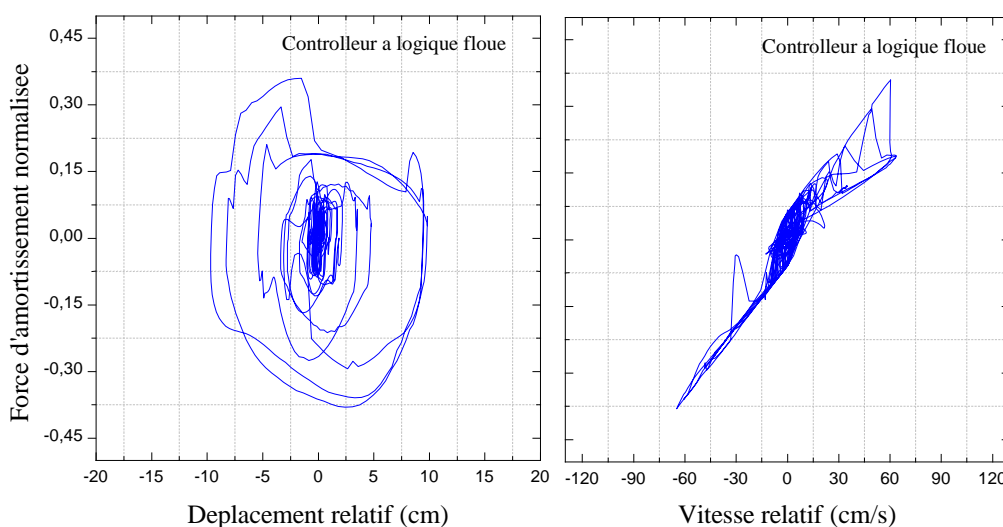


Figure 5.25 Boucles d'hystérésis de l'amortisseur (MR), contrôleur FLC, séisme d'El Centro, 1940

Les boucles d'hystérésis de l'amortisseur MR sous le contrôle de l'algorithme FLC sont tracées dans la figure 5.25. Contrairement aux boucles d'hystérésis obtenues sous les stratégies de contrôle passive-off et passive-on, celles-ci sont irrégulières, ce qui dénote l'adaptation de la force selon les besoins du contrôleur FLC. Ainsi, l'énergie est dissipée d'une manière optimale. Ceci confirme les résultats présentés au tableau 5.18.

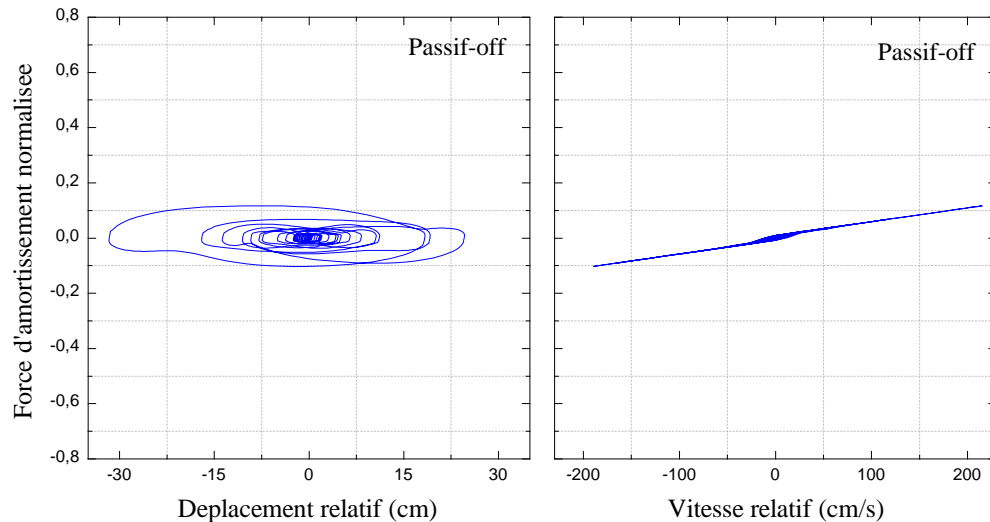


Figure 5.26 Boucles d'hystérésis de l'amortisseur (MR), contrôle passive-off, séisme de Northridge, 1994

La figure 5.26 montre les boucles d'hystérésis (force-déplacement et force-vitesse) de l'amortisseur (MR) pour le contrôle semi-actif des vibrations des deux bâtiments adjacents couplés et soumis au séisme de Northridge sous la stratégie de contrôle passive-off. L'énergie dissipée est relativement faible et les déplacements et vitesses relatifs sont élevés. Cela démontre que sous une stratégie où le voltage est maintenu à une valeur nulle, l'énergie dissipée est limitée et insuffisante.

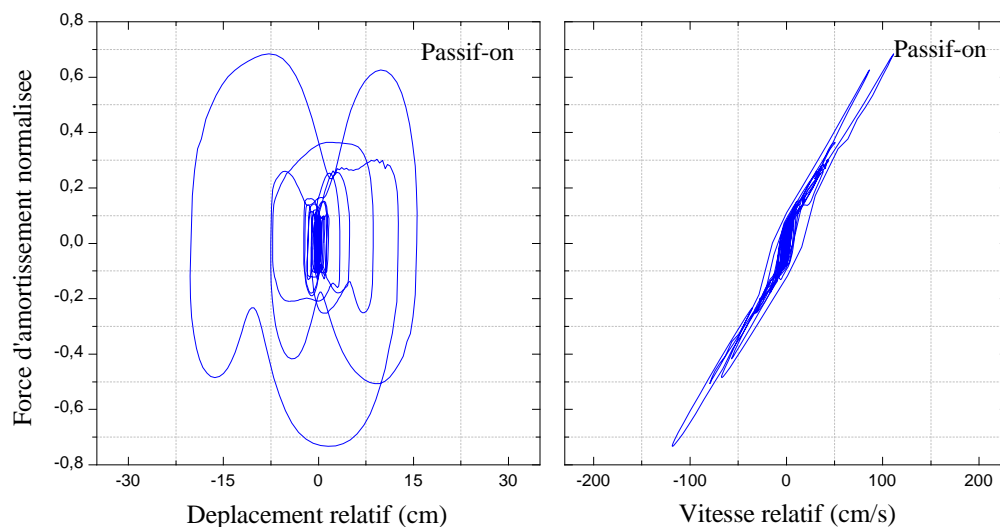


Figure 5.27 Boucles d'hystérésis de l'amortisseur (MR), contrôle passive-on, séisme de Northridge, 1994

La figure 5.27 présente les boucles d'hystérésis de l'amortisseur MR sous l'effet de la stratégie de contrôle passive-on. Il est clair que sous un voltage maximal l'énergie dissipée est plus grande ainsi les déplacements et vitesses relatifs aux extrémités de l'amortisseur sont réduits d'une manière significative par rapport au cas du contrôle en mode passive-off.

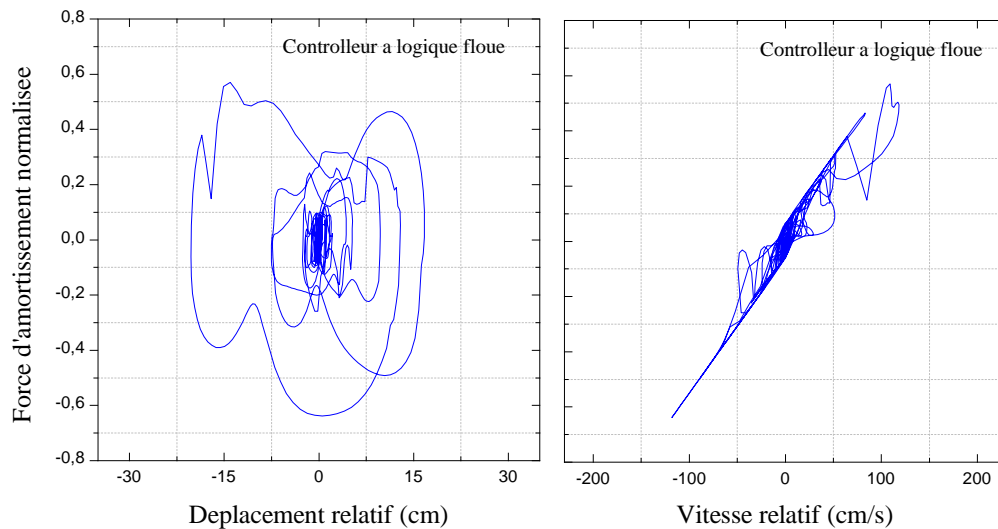


Figure 5.28 Boucles d'hystérésis de l'amortisseur (MR), contrôleur FLC, séisme de Northridge, 1994

La figure 5.28 montre les boucles de force-déplacement et vitesse déplacement aux extrémités de l'amortisseur MR ; celui-ci est contrôlé par l'algorithme à logique floue, les boucles d'hystérésis montrent une grande dissipation d'énergie mais aussi une variation non linéaire des boucles de dissipation sous l'effet de l'algorithme de contrôle à logique floue donnant une optimisation de la force utilisée pour une meilleure dissipation.

5.2.6 Observations

A l'issue de cette première partie de l'étude numérique, certaines observations sont faites :

- Pour les quatre configurations structurelles étudiées, la stratégie du couplage avec un seul amortisseur a permis de réduire considérablement le risque d'entrechoquement entre les bâtiments adjacents étudiés.
- La réduction du risque d'entrechoquement est observée sur deux paramètres : la réduction de la distance de séparation minimale requise et la synchronisation des réponses qui éliminent tout déphasage.
- Dans la majorité des configurations structurelles étudiées, une réduction de la réponse en déplacement des derniers étages a pu être obtenue, parfois relativement faible ; cette réduction démontre que le couplage n'altère aucunement le comportement des

structures couplées, au contraire il conduit à une réduction de la réponse en déplacement.

- Les étages non couplés ne sont pas affectés négativement par le couplage au sommet des bâtiments uniquement, étant donné qu'une réduction de la réponse est observée au niveau de tous les étages.
- L'effort tranchant à la base des bâtiments adjacents couplés a toujours connu une réduction sous l'effet du couplage.
- L'algorithme de contrôle à logique floue a surclassé les autres stratégies de contrôle notamment dans la réduction de la force maximum utilisée, réduisant ainsi les efforts appliqués aux deux bâtiments.
- Les boucles d'hystérésis montrent une dissipation d'énergie faible pour la stratégie de contrôle en passive-off, grande pour la stratégie de contrôle en passive-on et optimale sous le contrôleur à logique floue. Le comportement non-linéaire de l'amortisseur MR peut être clairement observé ainsi que l'adaptabilité de l'algorithme de contrôle à logique floue
- Une comparaison avec une stratégie de couplage passive qui emploie un amortisseur visqueux fluide comme moyen de connexion a montré les limitations d'une telle solution face à une stratégie de couplage semi-actif. Le manque d'adaptabilité et l'augmentation de la réponse en déplacement des bâtiments adjacents sont les deux inconvénients majeurs de la stratégie du couplage passive.

5.3 Couplage des bâtiments sujets à réhabilitation

Plusieurs bâtiments existants, construits selon des codes plus anciens, ne possèdent pas la résistance nécessaire aux séismes et pourraient sérieusement compromettre la sécurité des personnes lors de futurs séismes. Ces bâtiments, conçus d'origine pour supporter les charges gravitaires, étaient rarement édifiés de façon à résister aux secousses sismiques.

Ainsi, la conception précipitée ou incorrecte peut mener aux plus grands dommages et même à la perte de la vie humaine en cas de séisme. Par conséquent, il y a un besoin d'évaluation appropriée des caractéristiques structurales (y compris les propriétés dynamiques) et des procédés appropriés pour l'exécution de la réhabilitation structurale.

La réhabilitation structurale consiste à améliorer le niveau de performance d'un système structural.

Dans cette partie, des bâtiments dans un état précaire dû à une mauvaise conception, un vieillissement à cause du temps ou ayant subi des pertes de rigidité vont être réhabilités en étant couplés avec des bâtiments adjacents en bon état. Cette approche est motivée par le fait que les bâtiments nécessitant une réhabilitation sont plus susceptibles de s'entrechoquer avec les bâtiments voisins à cause de leurs grands déplacements en cas de séisme majeur, et qu'ils doivent être réhabilités pour des raisons de sécurité.

La réduction dans les réponses obtenues dans la première partie de cette étude avec un seul amortisseur a motivé l'introduction de plus de dispositifs de couplage afin d'accroître l'atténuation de la réponse sismique par une bonne réhabilitation. Ainsi, dans ce qui suit, le nombre d'amortisseurs sera varié de 1 à 5 comme le montre la figure 5.28

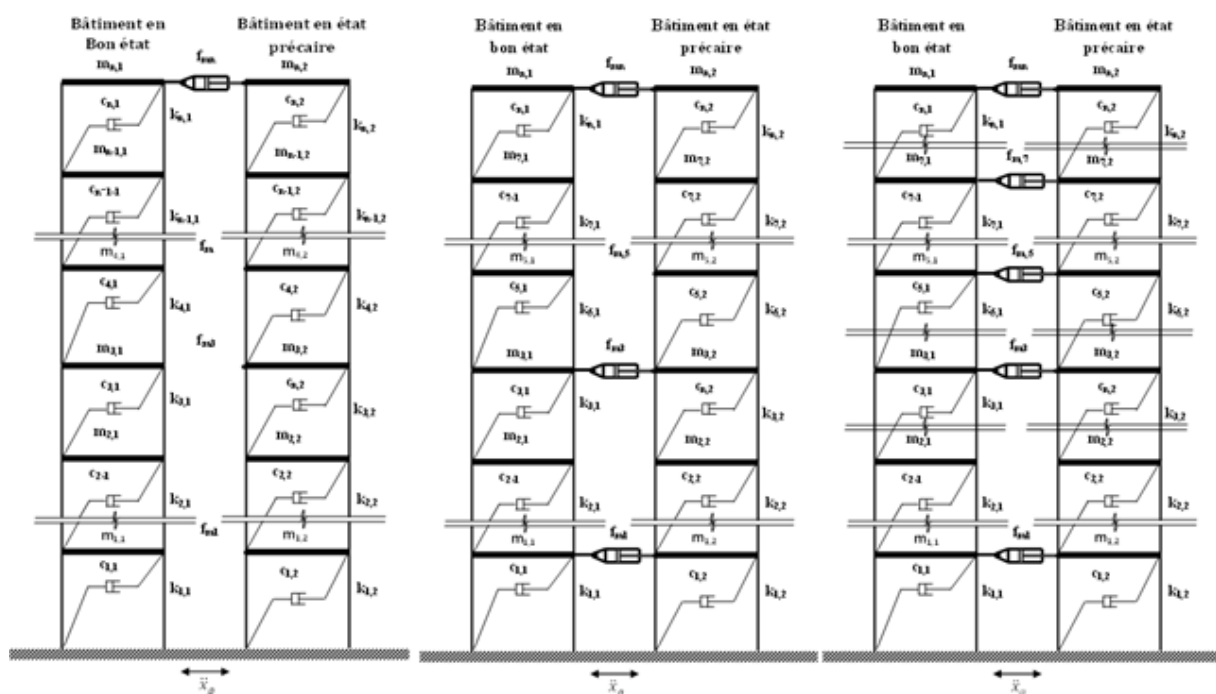


Figure 5.28 Configuration structurelle de l'emplacement de l'amortisseur (MR)

Dans cette partie, seuls les séismes en champ proche (Northridge, Kocaeli) seront considérés pour l'analyse du comportement sismique des deux bâtiments adjacents de 10 étages chacun (Figure 5.29) et dont le détail structurel est donné en annexe A. Etant donné la précarité du bâtiment à réhabiliter, les accélérations maximum (PGA) des deux séismes seront normalisées à une valeur de 0.2g, cela a pour but d'empêcher que le bâtiment à réhabiliter n'entre dans le domaine non-linéaire suite aux déformations plastiques.

Deux variantes (flexible et rigide) du bâtiment (1) en bon état seront utilisées. Pour le bâtiment (2) précaire, trois variantes seront étudiées en fonction de leur perte en rigidité (40% - 30% - 20%). Les fréquences propres de ces variantes sont présentées au tableau 5.17. Six cas d'études seront traités comme suit :

- Bâtiment (1) rigide \Leftrightarrow Bâtiment (2) 40% de perte en rigidité
- Bâtiment (1) flexible \Leftrightarrow Bâtiment (2) 40% de perte en rigidité
- Bâtiment (1) rigide \Leftrightarrow Bâtiment (2) 30% de perte en rigidité
- Bâtiment (1) flexible \Leftrightarrow Bâtiment (2) 30% de perte en rigidité
- Bâtiment (1) rigide \Leftrightarrow Bâtiment (2) 20% de perte en rigidité
- Bâtiment (1) flexible \Leftrightarrow Bâtiment (2) 20% de perte en rigidité

Dans cette partie, les paramètres étudiés (déplacement en tête, effort tranchant à la base et déplacement inter-étages maximum) seront observés en fonction du rapport des fréquences propres, noté δ , des deux bâtiments pour les 6 cas étudiés.

Nous adopterons les notations suivantes :

$$\delta = \frac{\text{frequence propre du bâtiment en bon état}}{\text{frequence propre du bâtiment en état précaire}}$$

S : Bâtiment en bon état

R : Bâtiment réhabilité (en état précaire)

Tableau 5.19 : fréquences propres des bâtiments étudiés

Fréquences Propres [Hz]	Bâtiment (S)		Bâtiment (R)		
	Flexible	Rigide	Perte de rigidité		
			40%	30%	20%
f_1	1.00	1.35	0.77	0.83	0.89
f_2	2.98	4.02	2.30	2.49	2.66
f_3	4.88	6.59	3.78	4.08	4.37
f_4	6.67	8.99	5.16	5.58	5.96
f_5	8.29	11.1	6.42	6.93	7.41

5.3.1 Réponses sismiques des bâtiments couplés

Les réponses sismiques des bâtiments adjacents couplés, sous les excitations considérées seront présentées pour trois stratégies de contrôle : Passive-OFF, Passive-ON et contrôleur FLC. Une diminution de la réponse sera représentée conventionnellement par un pourcentage négatif alors qu'une augmentation de la réponse sera représentée par un pourcentage positif. Trois configurations d'emplacement des amortisseurs MR seront utilisées.

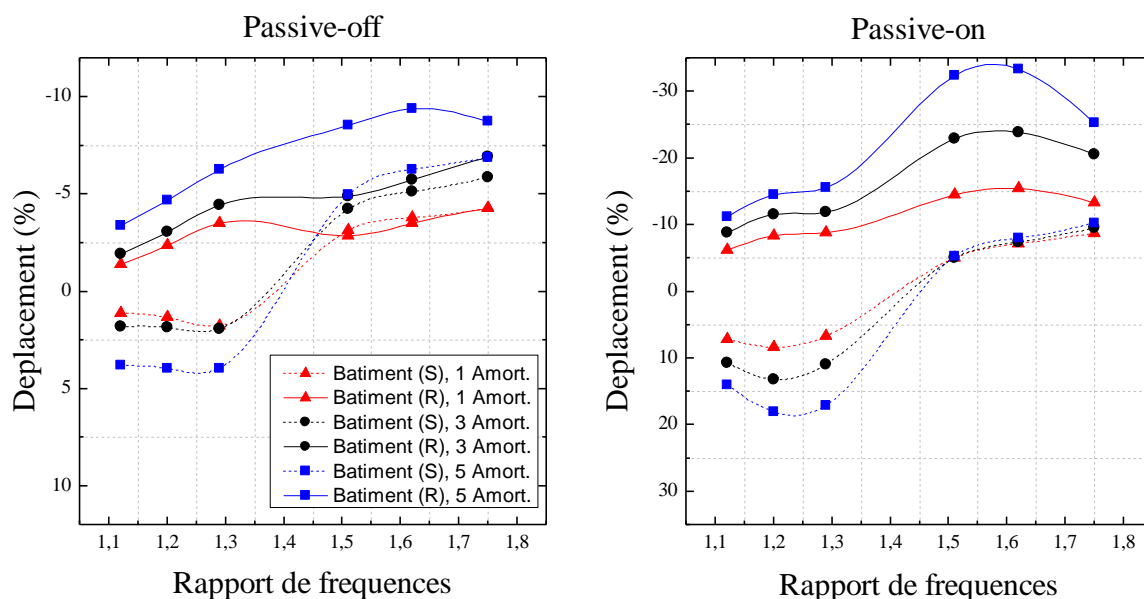


Figure 5.30 Pourcentage de variation des déplacements en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôle passive-On/Off pour le séisme de Northridge, 1994

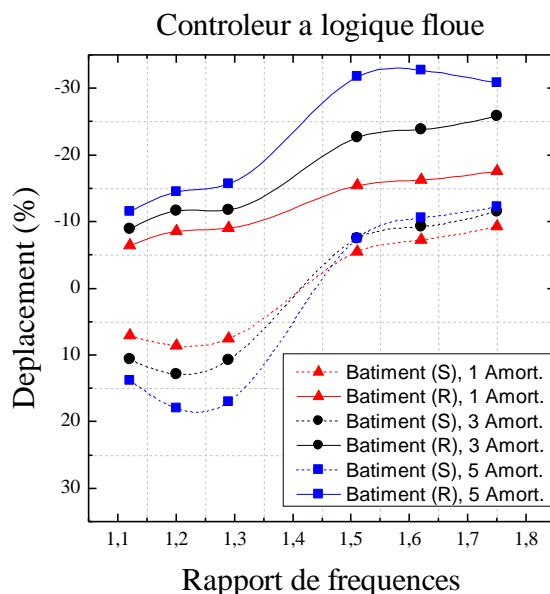


Figure 5.31 Pourcentage de variation des déplacements en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôleur FLC pour le séisme de Northridge, 1994

Les figures 5.30 et 5.31 montrent qu'après couplage des deux bâtiments, une réduction de la réponse en déplacement du bâtiment réhabilité est toujours obtenue quel que soit le rapport de fréquence. Par contre pour le bâtiment en bon état une augmentation de la réponse peut être observée pour des rapports de fréquences ($\delta < 1,5$) et une réduction de la réponse peut être observée pour des rapports de fréquences relativement élevé ($\delta > 1,5$). La réduction de la réponse est proportionnelle au nombre de dispositifs utilisés ; ainsi un grand nombre de dispositif entraîne une meilleure réduction. Les performances du contrôleur à logique floue sont relativement plus performantes que celles des autres stratégies.

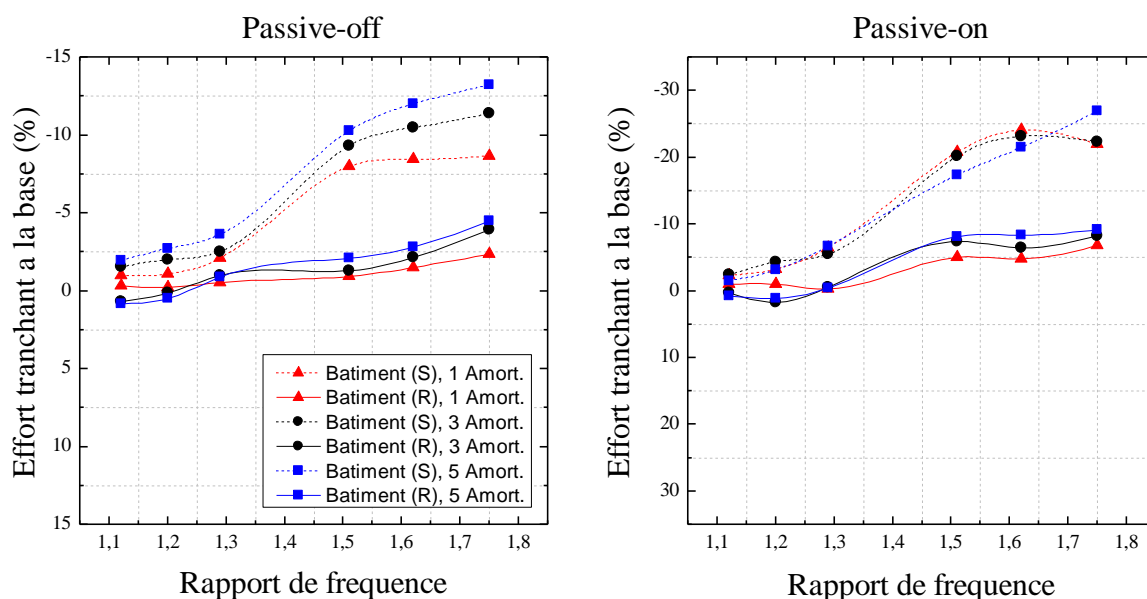


Figure 5.32 Pourcentage de variation des efforts tranchants à la base en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôle passive-On/Off pour le séisme de Northridge, 1994

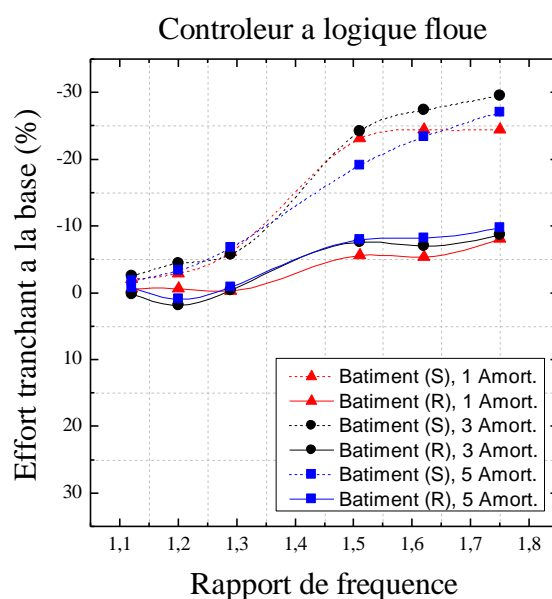


Figure 5.33 Pourcentage de variation des efforts tranchants à la base par en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôleur FLC pour le séisme de Northridge, 1994

Pour l'effort tranchant, les figure 5.32 et 5.33 montrent qu'une réduction de la réponse peut être obtenue pour les deux bâtiments adjacents couplés pour des rapports de fréquences (δ) dépassant (1,5). Il est important de noter que la réduction de l'effort tranchant à la base est plus importante dans le bâtiment en bon état. Le bâtiment réhabilité présente une faible réduction en raison de sa grande flexibilité causée notamment par la perte de rigidité. Les résultats obtenus par le contrôleur FLC sont meilleurs que ceux obtenus par les stratégies de contrôle Passive-off et Passive-on. Le nombre optimal d'amortisseurs varie entre 3 et 5 et cela selon le rapport de fréquence.

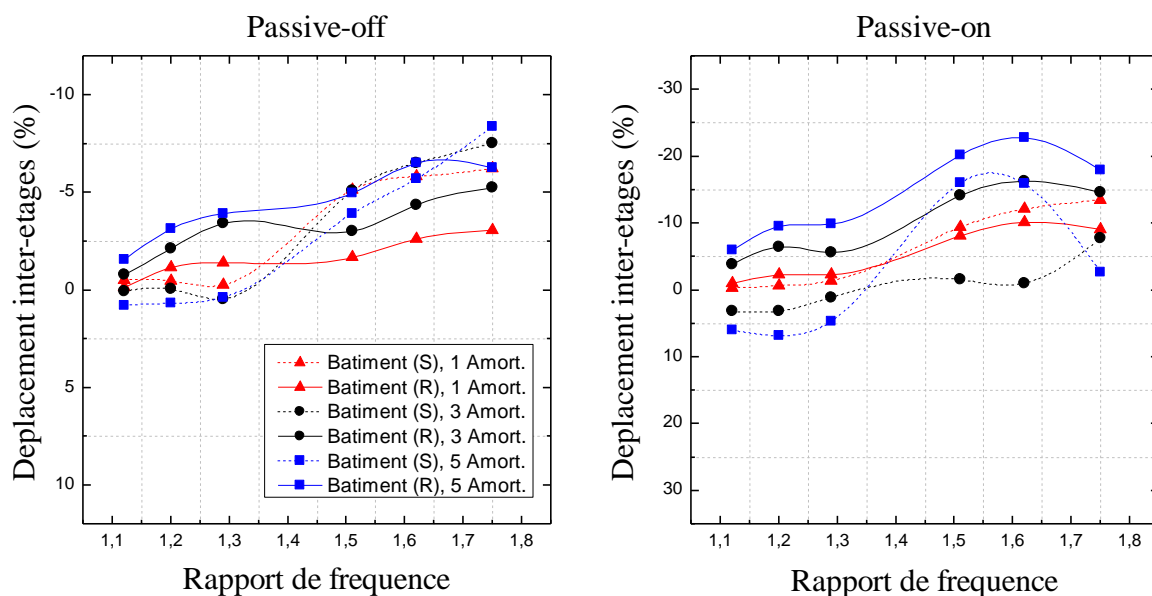


Figure 5.34 Pourcentage de variation du déplacement inter-étages maximum en fonction du rapport de fréquence (δ), contrôle passive-On/Off pour le séisme de Northridge, 1994

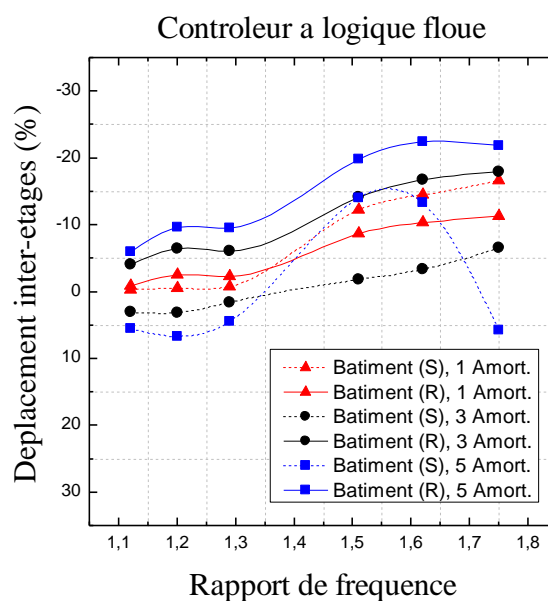


Figure 5.35 Pourcentage de variation du déplacement inter-étages maximum en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôleur FLC le séisme de Northridge, 1994

Les figures 5.34 et 5.35, illustrent les pourcentages de variation du déplacement inter-étages maximum. Une réduction de la réponse du bâtiment réhabilité est toujours obtenue pour tous les rapports de fréquences. Cette réduction est faible pour ($\delta < 1,5$) et assez grande pour ($\delta > 1,5$). Quant au bâtiment en bon état, des rapports de l'ordre de ($\delta < 1,5$) peuvent causer une augmentation de la réponse, alors que pour ($\delta > 1,5$), on note une réduction de la réponse. Il est important de noter que pour une grande valeur du rapport de fréquence ($\delta = 1,75$) conjointement à un grand nombre de dispositif de couplage, la réponse du bâtiment (1) en bon état sera nettement meilleure.

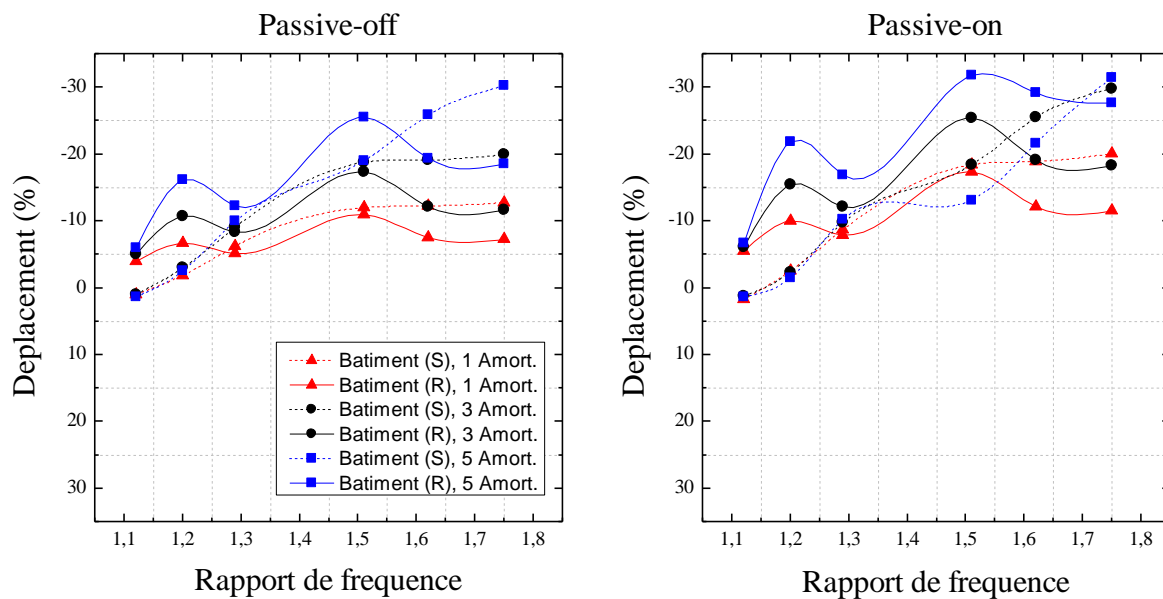


Figure 5.36 Pourcentage de variation des déplacements en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôle passive-On/Off pour le séisme de Kocaeli, 1999

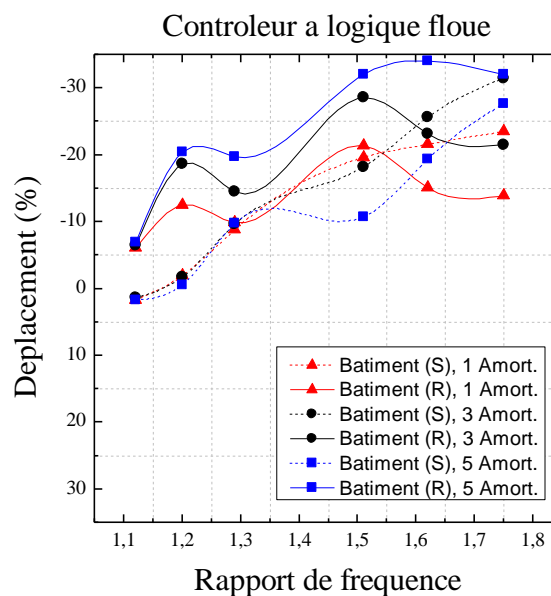


Figure 5.37 Pourcentage de variation des déplacements en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôleur FLC pour le séisme de Kocaeli, 1999

Les figures 5.36 et 5.37 montrent les pourcentages de variation de la réponse en déplacement des deux bâtiments couplés et cela pour plusieurs rapports de fréquence sous le séisme de Kocaeli, 1999. Il est possible d'observer une réduction dans la réponse du bâtiment réhabilité pour tous les cas étudiés. Cette réduction est importante lorsque le rapport de fréquence ($\delta > 1,5$). Pour le bâtiment en bon état, une réduction de la réponse est toujours obtenue sauf pour des rapports de fréquences ($\delta > 1,2$) où une légère augmentation de la réponse est observée. La réduction est proportionnelle au nombre d'amortisseur, elle atteint son maximum avec 5 dispositifs de couplage. Le contrôleur à logique floue donne de meilleurs résultats comparé aux autres stratégies de contrôle.

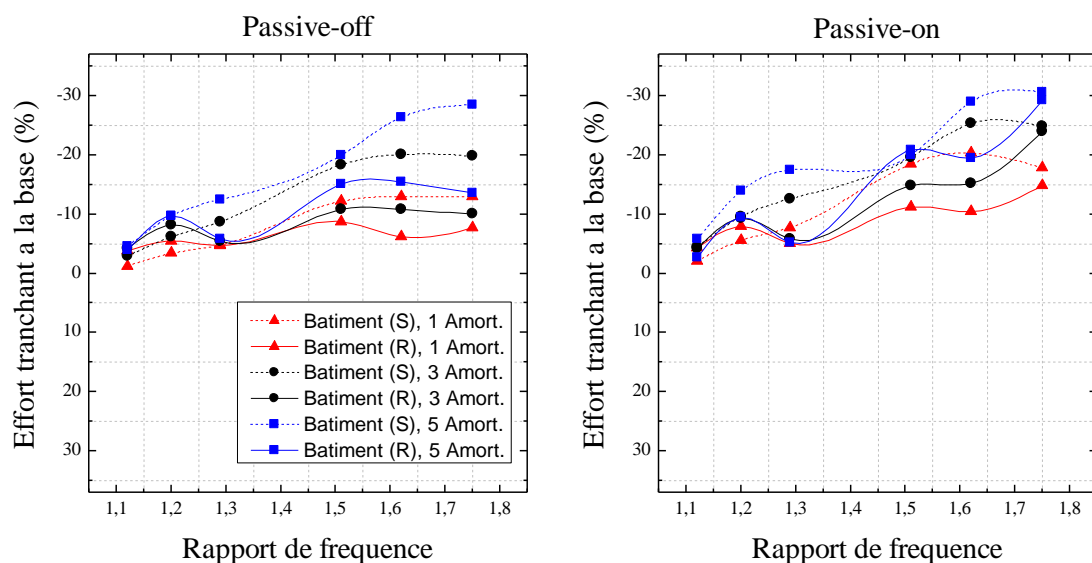


Figure 5.38 Pourcentage de variation des efforts tranchant à la base en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôle passive-On/Off pour le séisme de Kocaeli, 1999

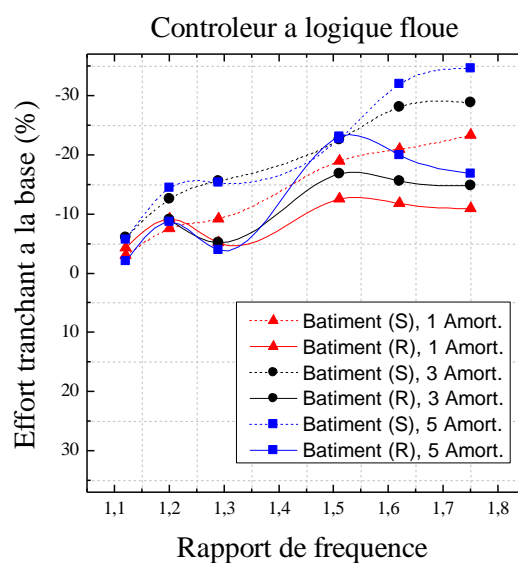


Figure 5.39 Pourcentage de variation des efforts tranchant à la base en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôleur FLC pour le séisme de Kocaeli, 1999

Les pourcentages de variation de l'effort tranchant à la base des deux bâtiments couplés sont montrés dans les figures 5.38 et 5.39 et cela pour diverses stratégies de contrôle pour plusieurs configurations d'emplacement des amortisseurs MR. Pour tous les cas d'étude, une réduction de l'effort tranchant à la base est obtenue dans les deux bâtiments. Cette réduction varie de légère à importante selon le rapport de fréquences entre les deux bâtiments. Par conséquent, nous notons l'existence d'un rapport optimal où les réponses des deux bâtiments sont réduites simultanément d'une manière significative. La réduction est aussi proportionnelle au nombre d'amortisseurs. Les performances de l'algorithme à logique floue sont plus élevées par rapport aux autres stratégies de contrôle utilisées, notamment dans le contrôle de la réponse sismique du bâtiment réhabilité.

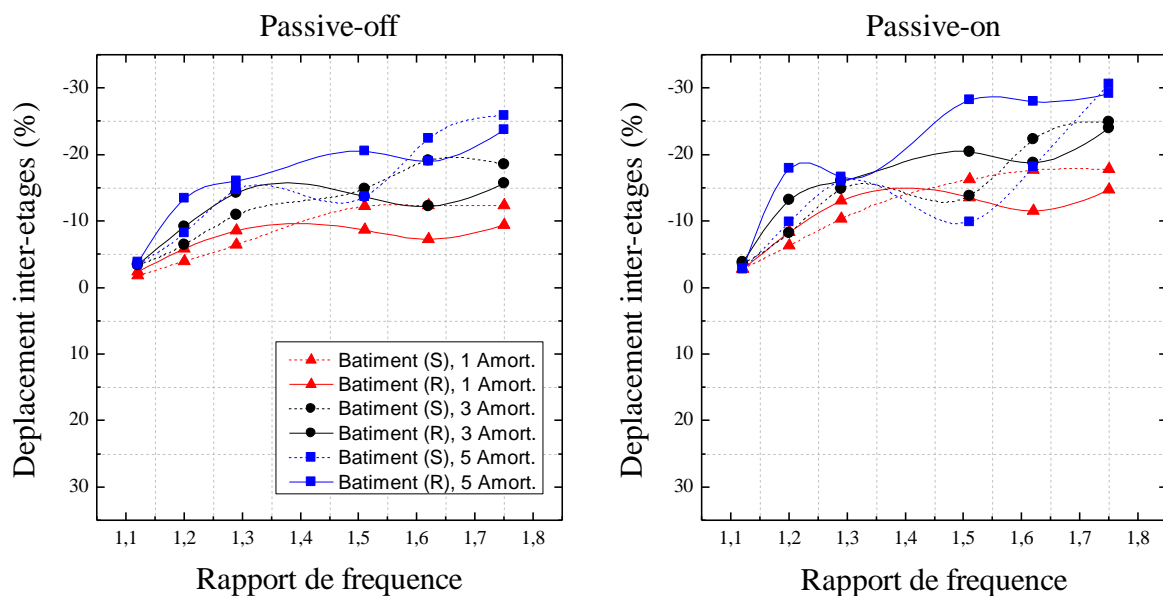


Figure 5.40 Pourcentage de variation du déplacement inter-étages maximum en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôle passive-On/Off pour le séisme de Kocaeli, 1999

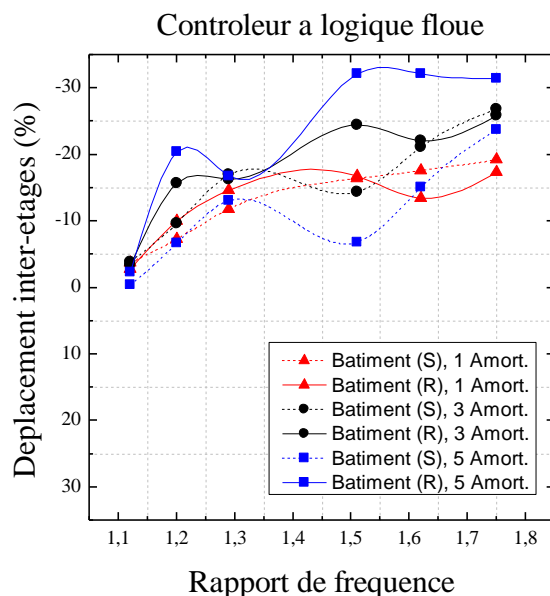


Figure 5.41 Pourcentage de variation du déplacement inter-étages maximum en fonction du rapport de fréquence (δ), sous contrôleur FLC pour le séisme de Kocaeli, 1999

Les figures 5.40 et 5.41 présentent la variation du déplacement inter-étages maximum des deux bâtiments couplés en fonction des rapports de fréquences. Une réduction de la réponse est obtenue pour tous les rapports de fréquences. Cette réduction est relativement petite pour ($\delta < 1,5$) puis, élevée pour ($\delta > 1,5$). La réduction de la réponse est également proportionnelle au nombre de dispositifs de couplage. Il est possible d'observer que l'algorithme FLC remplit pleinement sa fonction de contrôle de la réponse sismique du bâtiment réhabilité (en état précaire) et cela d'une manière prioritaire sur la réponse du bâtiment en bon état.

5.3.2 Observations

Pour tous les cas étudiés et présentés succinctement dans les figures 5.25-5.36 les observations suivantes peuvent être faites :

- La réduction maximale de la réponse sismique particulière du bâtiment réhabilité peut être obtenue pour un rapport de fréquences particulier.
- Les rapports de fréquences élevés donnent une meilleure réduction de la réponse sismique.
- Dans certains cas, la réduction de la réponse du bâtiment réhabilité est obtenue au détriment d'une amplification de la réponse du bâtiment en bon état.
- Pour les rapports de fréquences donnant une réduction maximale de la réponse du bâtiment réhabilité, une réduction de la réponse du bâtiment en bon état est toujours observée, néanmoins elle peut être relativement faible.

- La réduction de la réponse du bâtiment réhabilité est toujours plus importante que celle du bâtiment en bon état, sauf pour l'effort tranchant à la base où c'est le contraire qui se produit.
- Le nombre d'amortisseurs a un effet majeur sur la réduction de la réponse du bâtiment réhabilité. L'augmentation du nombre de dispositifs de couplage assure une meilleure réduction.
- L'ordre de réduction est presque le même pour les deux séismes utilisés dans cette étude ; il varie de 30% à 35%.
- La réduction de la réponse varie aussi selon l'algorithme de contrôle, le contrôleur à logique floue est généralement plus efficace que les deux autres stratégies de contrôle employées dans cette étude.

La réduction notable de la réponse sismique du bâtiment (2) précaire occulte celle du bâtiment (1) en bon état du fait du couplage des deux bâtiments qui implique un transfert de rigidité du bâtiment fort au bâtiment faible. Ceci devrait attirer l'attention des concepteurs en cas de réhabilitation par couplage sur l'efficacité de la stratégie à adopter pour ne pas désavantager les bâtiments en bon état. De plus, l'amortisseur MR utilisé comme moyen de couplage entre les deux bâtiments adjacents dissipe de l'énergie sismique réduisant ainsi les excitations auxquelles sont soumis les deux bâtiments en contrôlant les vibrations.

5.3.3 Effet du bruit sur la réduction de la réponse

Les algorithmes de contrôle basé sur le feedback utilisent la réponse du bâtiment pour déterminer la force de contrôle à travers des capteurs (*sensors*) qui mesurent la réponse sismique (déplacement, accélération ou vitesse). Dans plusieurs cas, la réponse du bâtiment enregistrée par les capteurs est parasitée par du bruit et donc sujette à fluctuation, qui est principalement due aux vibrations des éléments secondaires. Ce parasitage est plus important si le bâtiment est dans un état précaire ou en perte de rigidité. Dans cette partie, l'effet de contamination par du bruit sur le fonctionnement de l'amortisseur MR et sur les performances du contrôleur à logique floue est étudié.

Selon **Chen and Xu [102]** le bruit peut être représenté par un bruit blanc (*white noise*), qui est une réalisation d'un processus aléatoire dans lequel la densité spectrale de puissance est la même pour toutes les fréquences de la bande passante. La procédure décrite dans l'équation (5.1) sera utilisée pour générer deux niveaux de bruit différents qui seront par la suite ajoutés à la réponse des deux bâtiments. Cette réponse sera enregistrée et transmise à l'algorithme de

contrôle et à l'amortisseur (MR). Les paramètres dynamiques avec et sans bruit seront comparés pour déterminer l'effet du bruit.

$$\text{RMS (intensité du bruit)} = \frac{1}{\psi} \text{RMS (réponse du bâtiment)} \quad (5.1)$$

ψ : Coefficient de correction du bruit (10 et 20) [102]

Le cas du bâtiment précaire (-30% de rigidité) couplé au bâtiment en bon état (rigide) sera étudié.

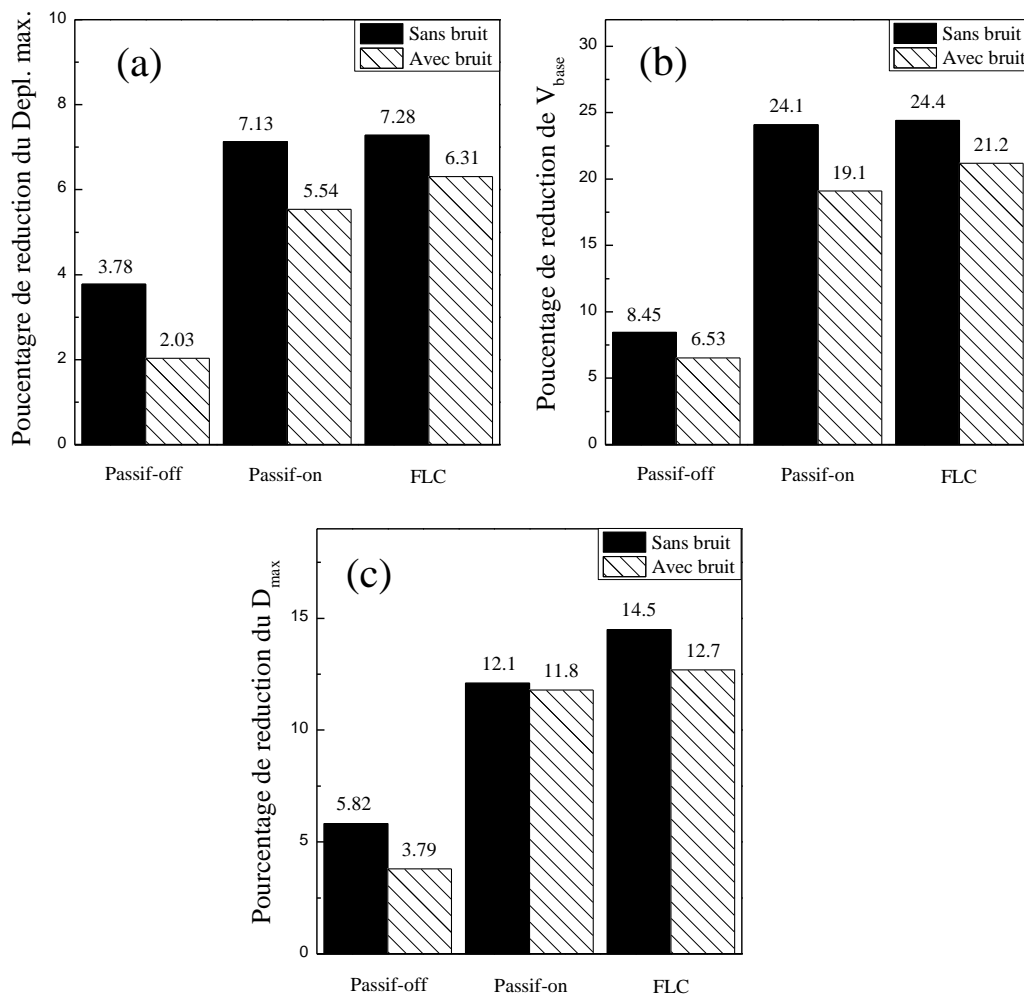


Figure 5.42 Réponse du bâtiment en bon état avec et sans bruit ($\psi = 20$)
 (a) Déplacement max. (b) Effort tranchant à la base (c) déplacement inter-étage max.

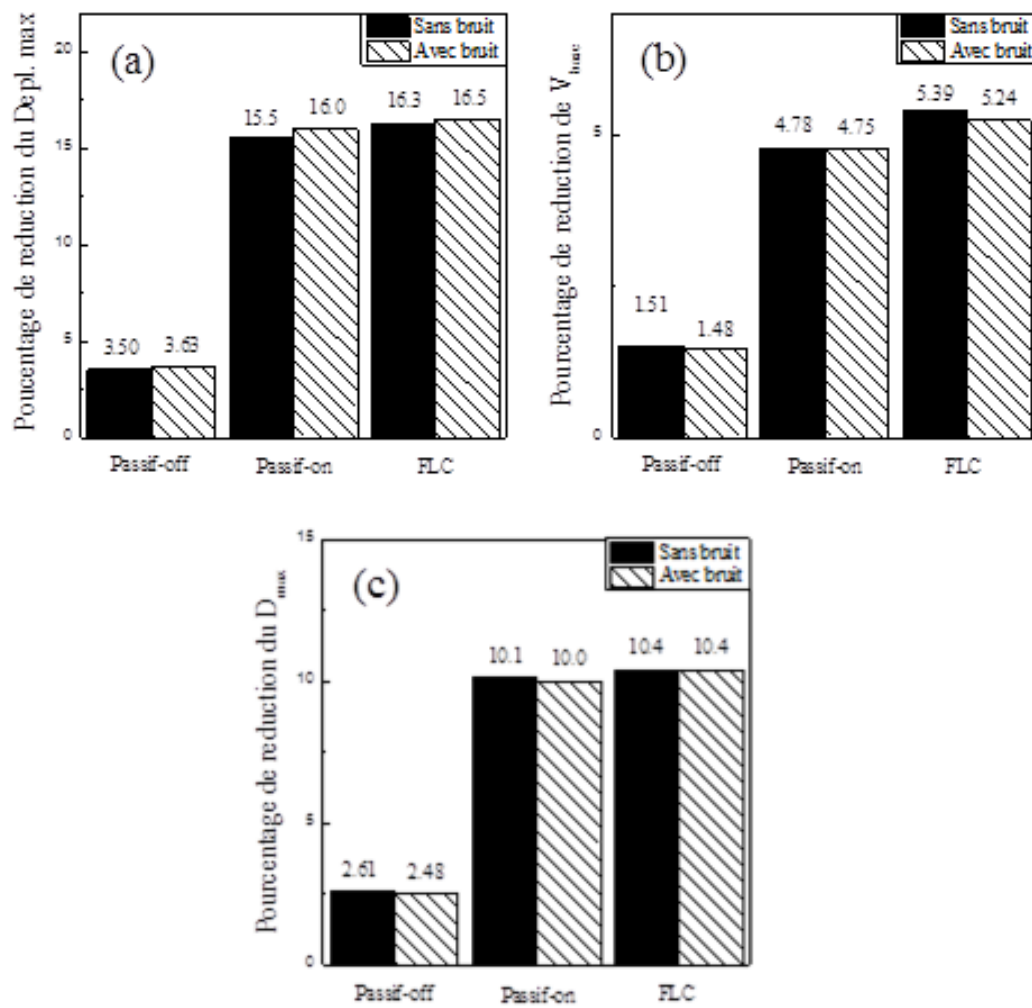
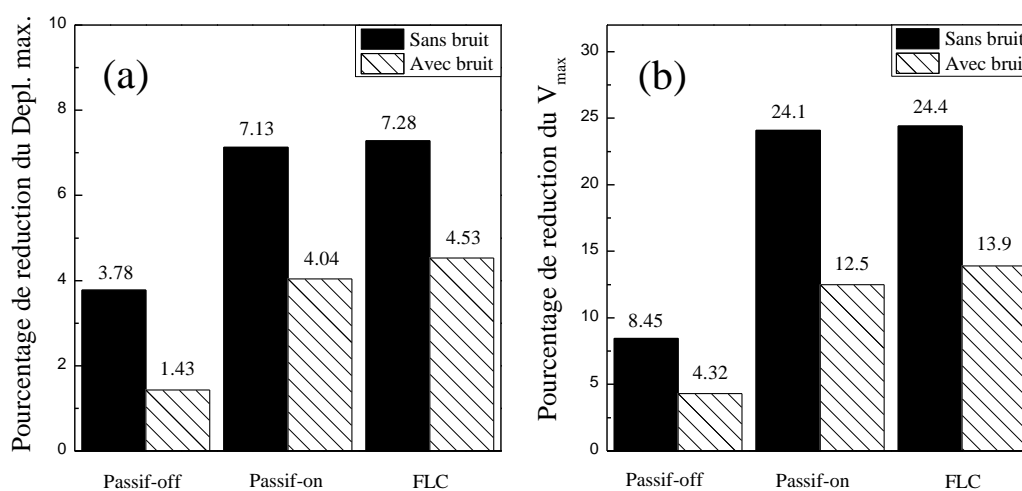


Figure 5.43 Réponse du bâtiment précaire avec et sans bruit ($\psi = 20$)
 (a) Déplacement max. (b) Effort tranchant à la base (c) déplacement inter-étage max.



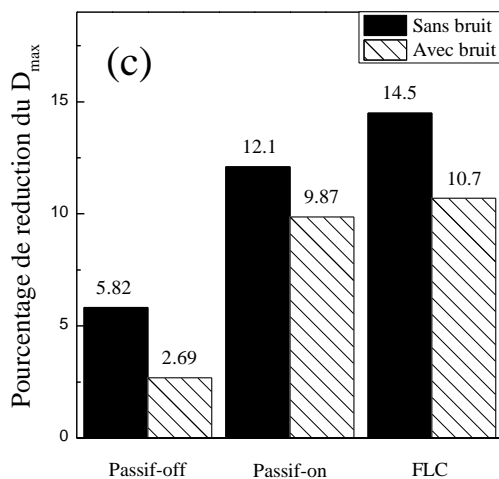


Figure 5.44 Réponse du bâtiment en bon état avec et sans bruit ($\psi = 10$)

(a) Déplacement max. (b) Effort tranchant à la base (c) déplacement inter-étage max.

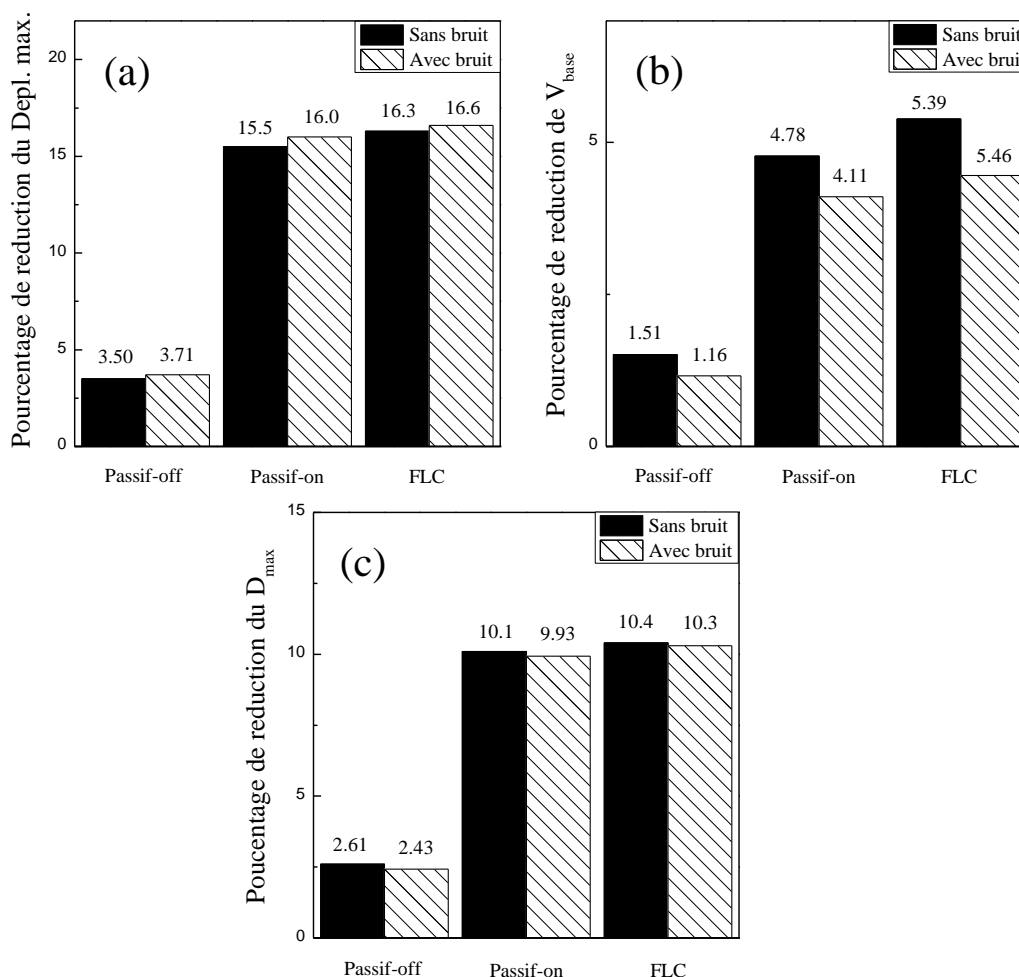


Figure 5.45 Réponse du bâtiment précaire avec et sans bruit ($\psi = 10$)

(a) Déplacement max. (b) Effort tranchant à la base (c) déplacement inter-étage max.

Les figures 5.42-5.45, montrent clairement que la réduction de la réponse n'est pas très affectée par le bruit. Comparé au bâtiment en état précaire, le bâtiment en bon état est plus affecté par le parasitage dû aux bruits. D'une manière générale, les performances de l'amortisseur MR comme dispositif de couplage n'ont pas été affectées d'une manière significative par la contamination due aux bruits. L'algorithme à logique floue a montré une grande adaptabilité face aux contaminations du *feedback* causées par le bruit et cela pour les deux niveaux de bruit utilisés dans cette étude.

5.3.4 Réduction du risque d'entrechoquement

Les bâtiments en état précaire peuvent avoir des réponses importantes et dangereuses lors des séismes, ce qui impliquerait un grand risque d'entrechoquement avec les bâtiments adjacents. Comme il a été montré en première section de cette étude, l'entrechoquement dépend de deux paramètres essentiels : la synchronisation/désynchronisation des réponses des bâtiments adjacents et la distance minimale de séparation requise (joint sismique). Pour démontrer l'efficacité de la stratégie de réhabilitation par couplage dans la réduction de l'entrechoquement, les cas d'études I-II-III et IV seront retenus dans l'analyse. Les paramètres étudiés seront la synchronisation/désynchronisation des réponses et l'évolution de la distance minimale de séparation.

Les figures 5.46 et 5.47 montrent les déplacements des deux bâtiments adjacents en bon état et en état précaire sous les excitations des séismes Northridge et Kocaeli, respectivement. On observe clairement la désynchronisation des vibrations des deux bâtiments adjacents. Par conséquent, un grand risque d'entrechoquement est présent surtout en cas d'insuffisance du joint sismique.

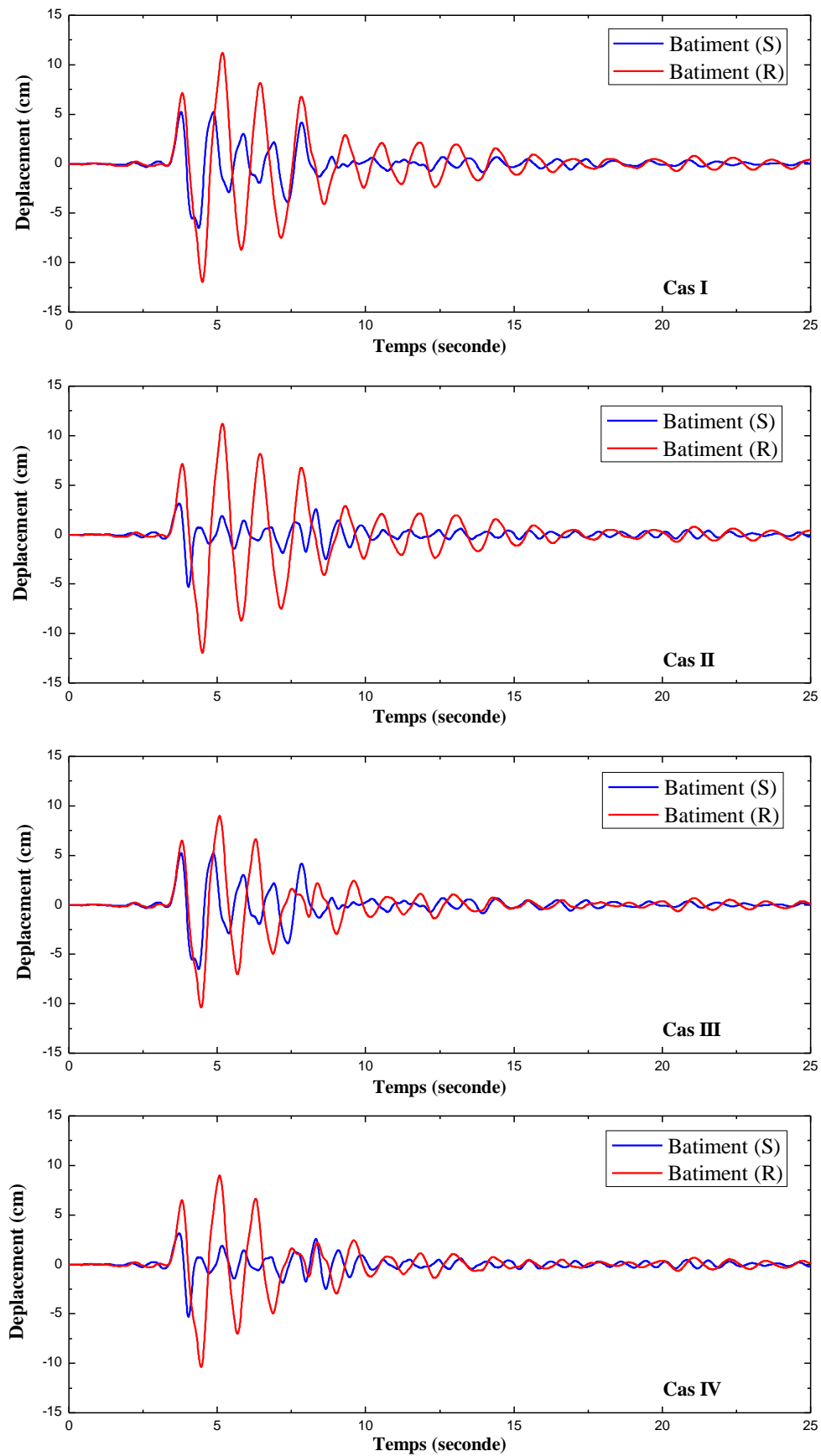


Figure 5.46 Déplacement des en tête des bâtiments sans couplage, sous le séisme de Northridge, 1994

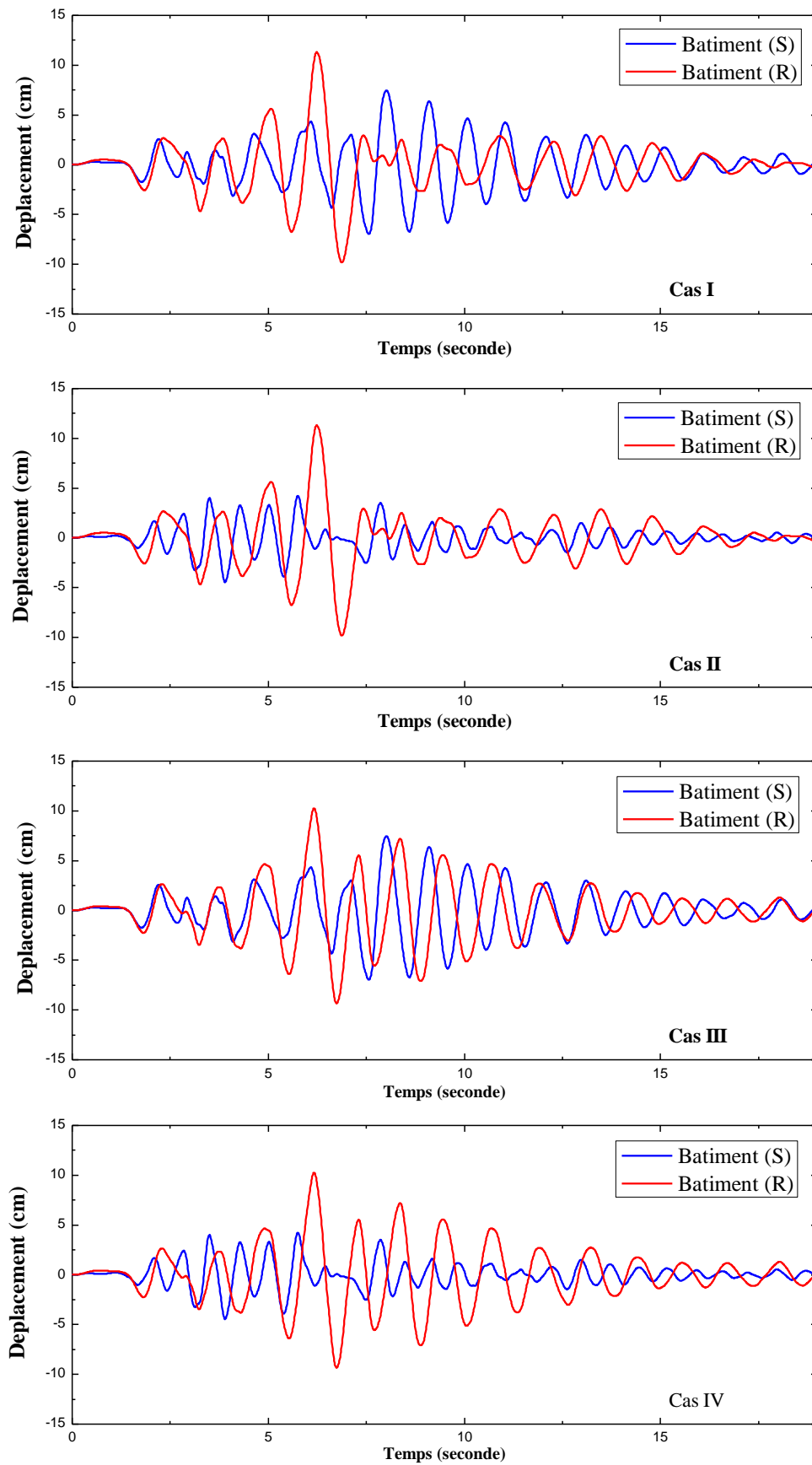


Figure 5.47 Déplacement en tête des bâtiments sans couplage, sous le séisme de Kocaeli, 1999

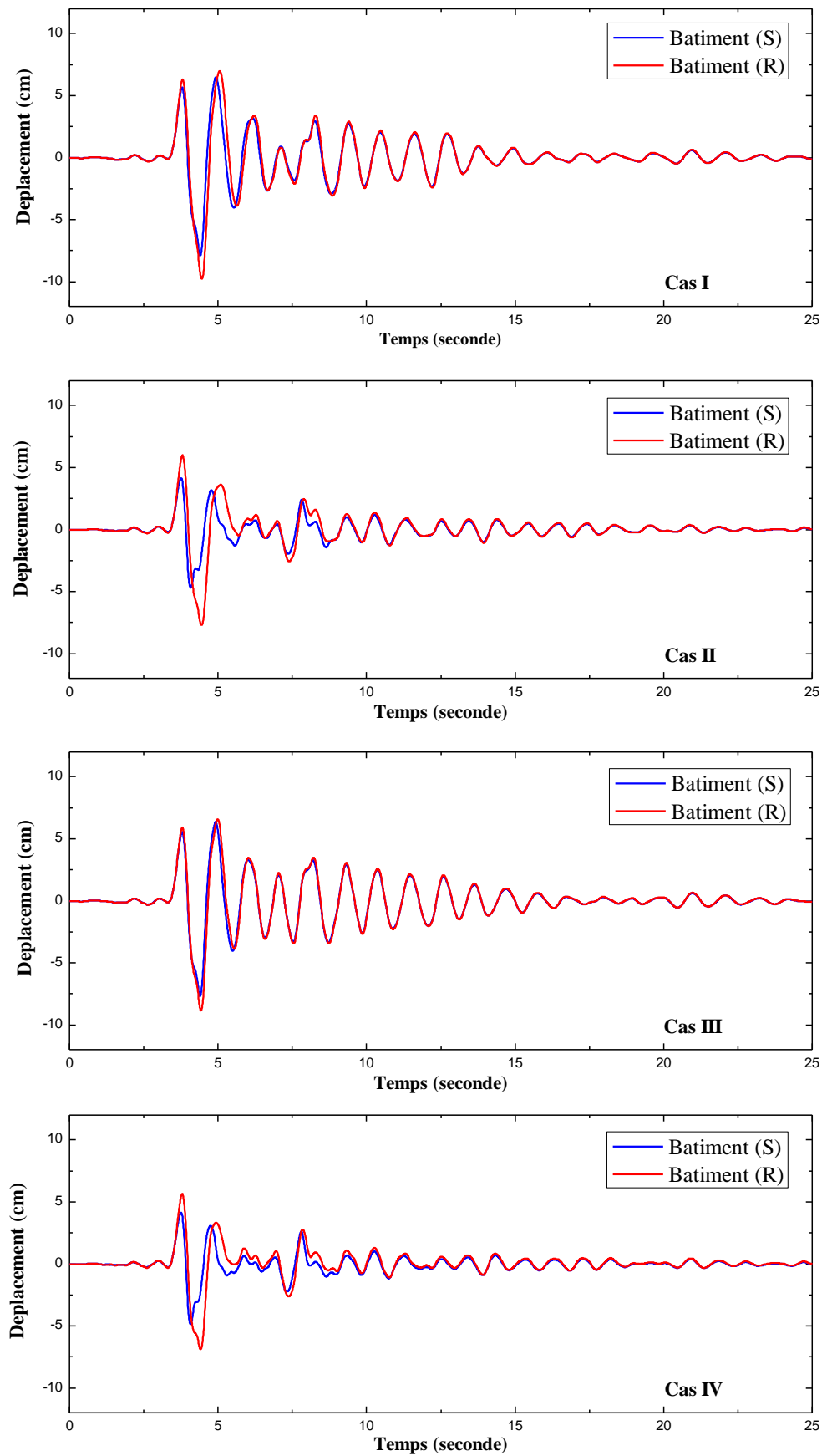


Figure 5.48 Déplacement en tête des bâtiments couplés, sous le séisme de Northridge, 1994

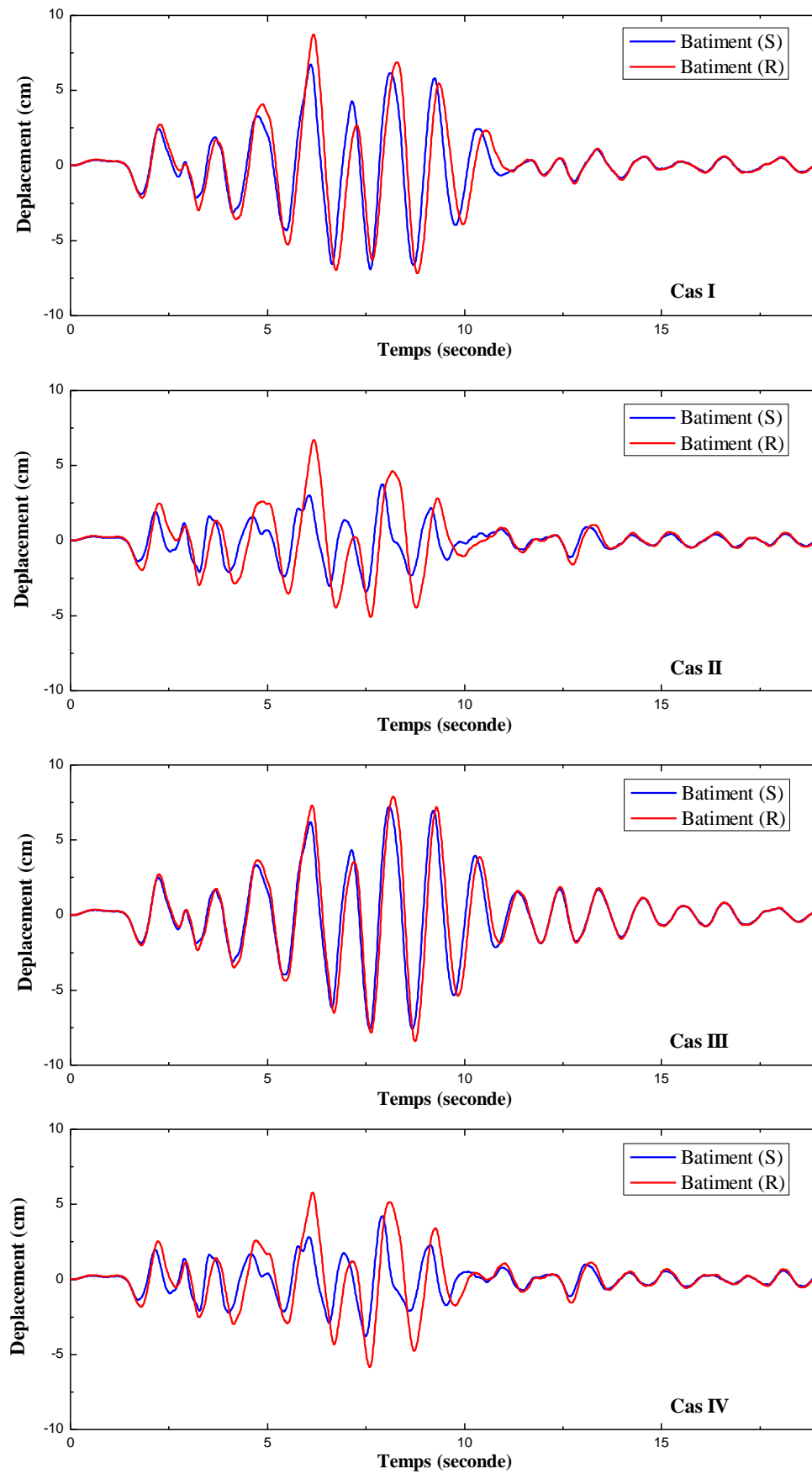


Figure 5.49 Déplacement en tête des bâtiments couplés sous le séisme de Kocaeli, 1999

Sur les figures 5.48 et 5.49 les réponses des deux bâtiments adjacents sont totalement synchronisées après couplage et application de l'algorithme à logique floue, ainsi le risque d'entrechoquement est considérablement réduit.

Pour conforter les résultats montrés dans les figures 5.47 et 5.48, une étude de l'évolution de la distance minimale de séparation entre les deux bâtiments adjacents couplés est effectuée. Les résultats obtenus pour diverses stratégies de contrôle sont comparés au cas des bâtiments non-couplés, et cela en utilisant trois configurations d'emplacement différentes de l'amortisseur MR. Les résultats sont présentés dans les tableaux 5.20-5.23.

Tableau 5.20 : Distance minimale pour éviter l'entrechoquement (*cm*) pour le cas I.

Séisme	Nombre d'amortisseurs	Sans couplage	Couplés avec amortisseurs MR		
			Passive-off V_{zero}	Passive-on V_{max}	FLC
Northridge, 1994.	1	12.78	11.54	07.82	07.80
	3	12.78	10.89	05.98	05.96
	5	12.78	09.80	03.71	03.68
Kocaeli, 1999.	1	10.85	09.65	08.98	08.41
	3	10.85	08.41	08.06	07.31
	5	10.85	08.02	06.74	05.78

Tableau 5.21 Distance minimale pour éviter l'entrechoquement (*cm*) pour le cas II.

Séisme	Nombre d'amortisseurs	Sans couplage	Couplés avec amortisseurs MR		
			Passive-off V_{zero}	Passive-on V_{max}	FLC
Northridge, 1994.	1	09.34	08.77	06.72	06.61
	3	09.34	08.41	05.19	05.16
	5	09.34	07.78	04.07	04.04
Kocaeli, 1999.	1	12.30	10.97	10.22	09.76
	3	12.30	10.25	09.19	08.60
	5	12.30	09.15	07.71	06.90

Tableau 5.22 Distance minimale pour éviter l'entrechoquement (*cm*) pour le cas III.

Séisme	Nombre d'amortisseurs	Sans couplage	Couplés avec amortisseurs MR		
			Passive-off V_{zero}	Passive-on V_{max}	FLC
Northridge, 1994.	1	09.46	08.49	05.47	05.45
	3	09.46	07.96	03.99	03.96
	5	09.46	07.04	02.23	02.19
Kocaeli, 1999.	1	10.85	09.26	08.40	07.65
	3	10.85	08.51	07.35	06.38
	5	10.85	07.34	05.28	05.14

Tableau 5.23 Distance minimale pour éviter l'entrechoquement (*cm*) pour le cas VI.

Séisme	Nombre d'amortisseurs	Sans couplage	Couplés avec amortisseurs MR		
			Passive-off V_{zero}	Passive-on V_{max}	FLC
Northridge, 1994.	1	07.90	07.51	05.86	05.74
	3	07.90	07.27	04.62	04.57
	5	07.90	06.80	03.31	03.29
Kocaeli, 1999.	1	11.35	09.94	09.12	08.57
	3	11.35	09.14	07.99	07.29
	5	11.35	07.94	06.44	05.61

Les tableaux (5.20-5.23) montrent les résultats donnant la variation de la distance minimale de séparation pour éviter l'entrechoquement et cela pour les quatre cas considérés. Ces résultats dénotent de l'efficacité du couplage d'un bâtiment en état précaire à un bâtiment en bon état dans l'optimisation de la distance minimale requise. La distance minimale de séparation est obtenue lors d'un couplage par cinq amortisseurs avec un voltage induit par le contrôleur FLC. Les pourcentages de réduction de la distance minimale de séparation sous le séisme de Northridge sont 71.20, 56.74, 76.84 et 69.74%, pour les cas I, II, III et IV, respectivement. Pour le séisme de Kocaeli les pourcentages de réduction sont 43.90, 52.62, 52.62 et, 50.57%, pour les cas I, II, III et IV, respectivement.

5.4 Bâtiments couplés avec amortisseur MR modélisé en 3D

Dans cette section deux bâtiments adjacents d'un seul étage modélisés en 3D seront couplés avec deux amortisseurs MR placés aux deux extrémités du plancher. Le premier bâtiment est symétrique, alors que le second est dissymétrique présentant une excentricité perpendiculaire au sens de l'excitation sismique, ce qui engendre des rotations (θ) pouvant être à l'origine d'un entrechoquement une fois additionnées aux déplacements horizontaux. Les données structurelles des deux bâtiments sont détaillées dans l'Annexe A. Les deux bâtiments seront soumis aux quatre excitations sismiques utilisées dans cette étude. Les réponses en déplacement et en rotation seront étudiées dans cette section.

Le tableau 5.24 montre la variation de la réponse en rotation (θ) pour les trois stratégies de contrôle.

Tableau 5.24 : Rotations maximum aux centres des masses des bâtiments (1) et (2) (*degré*)

Séismes	N° Bâtiments	Sans couplage	Passive-off V_{zero}	Couplés avec amortisseurs MR			
				Passive-on			FLC
				3V	6V	9V	
El Centro, 1940	(1)	0.00	0.10	0.11	0.13	0.14	0.09
	(2)	0.36	0.31	0.29	0.28	0.27	0.25
Northridge, 1994	(1)	0.00	0.22	0.26	0.24	0.30	0.19
	(2)	1.59	1.18	1.09	1.05	1.02	0.97
Kocaeli, 1999	(1)	0.00	0.15	0.18	0.20	0.21	0.13
	(2)	0.80	0.64	0.63	0.62	0.63	0.59
Séisme artificiel	(1)	0.00	0.10	0.12	0.14	0.16	0.11
	(2)	0.70	0.42	0.39	0.38	0.37	0.35

Sur le tableau 5.24, la variation de la réponse en rotation des deux bâtiments adjacents est montrée. Avant couplage, le bâtiment (1) ne présente aucune rotation, tandis que le bâtiment (2) présente des rotations dues à sa dissymétrie. Après couplage, les rotations dans le bâtiment (2) sont réduites d'une manière considérable mais cela s'accompagne parfois par l'apparition de rotation dans le bâtiment (1) en raison du couplage. D'une manière générale, sous une stratégie de contrôle Passive-on, plus le voltage est élevé plus la rotation transmise au bâtiment (1) est grande. L'algorithme de contrôle FLC montre de meilleures performances avec plus de réduction dans les rotations du bâtiment (2) et moins de rotation transmise dans le bâtiment (1).

Le tableau 5.25 montre les variations des déplacements maximums aux centres des masses respectifs des bâtiments (1) et (2).

Tableau 5.25 : Déplacements aux centres des masses des bâtiments (1) et (2) (cm)

Séismes	Bâtiments	Découpler	Passive-off V_{zero}	Passive-on			FLC
				3V	6V	9V	
El Centro, 1940	(1)	13.19	12.19	11.03	10.65	09.67	08.93
	(2)	12.01	11.09	10.97	10.13	09.21	09.01
Northridge, 1994	(1)	21.39	20.95	18.98	16.76	14.91	14.31
	(2)	46.54	45.76	43.65	41.04	38.01	36.11
Kocaeli, 1999	(1)	19.51	18.94	17.88	16.71	17.42	16.04
	(2)	30.59	29.68	28.97	27.87	27.25	27.38
Séisme artificiel	(1)	13.35	12.81	11.09	10.90	11.57	10.55
	(2)	21.08	19.90	17.14	15.65	14.68	14.78

Le tableau 5.25 donne la variation du déplacement des centres de masses des bâtiments (1) et (2). Il est visible que sous l'effet du couplage, la réponse des deux bâtiments peut être réduite, mais il est important de souligner l'effet de la variation du voltage ; ainsi un voltage élevé peut dans certain cas augmenter la réponse du bâtiment symétrique. Pour pallier à ce problème, l'algorithme FLC présente une solution adéquate ; comme le montre le tableau 5.25 où l'algorithme FLC permet de réduire la réponse des deux bâtiments simultanément.

5.5 Conclusion

Sur la base des résultats obtenus pour la réduction de l'entrechoquement entre deux bâtiments adjacents modélisés en 2D, le risque de l'entrechoquement peut être réduit en utilisant un amortisseur MR comme dispositif de couplage au sommet des deux bâtiments adjacents et cela pour diverses configurations structurelles considérées dans cette étude.

Pour des bâtiments en état précaire et réhabilités par couplage avec des bâtiments adjacents en bon état, la fréquence des deux bâtiments joue un rôle très important dans la détermination de l'efficacité d'une telle solution. Le nombre de dispositifs utilisés est généralement proportionnel à la réduction de la réponse obtenue.

Dans le cas de bâtiments modélisés en 3D, les rotations dues à la dissymétrie d'un bâtiment peuvent être réduites s'il est couplé avec un bâtiment symétrique. Un des inconvénients de cette stratégie concerne la rotation qui peut être transmise au bâtiment symétrique suite au couplage.

L'algorithme à logique floue développé dans ce travail présente d'innombrables avantages comparé aux autres stratégies utilisées dans cette étude. Il permet notamment :

- d'optimiser la force utilisée
- de réduire les réponses des deux bâtiments adjacents mutuellement,
- de résoudre le problème de l'augmentation des réponses,
- de réduire les rotations transmises dans le bâtiment symétrique.

Il est donc important de souligner l'efficacité d'un tel algorithme dans la réduction du risque d'entrechoquement mais aussi dans la réhabilitation des bâtiments en état précaire et la réduction des rotations et déplacement dans des bâtiments dissymétriques.

CONCLUSION GENERALE

Cette étude présente les résultats de l'analyse de la stratégie de couplage des bâtiments adjacents par contrôle semi-actif basé sur l'utilisation de l'amortisseur magnéto-rhéologique pour la réduction du risque d'entrechoquement. Ainsi, plusieurs configurations structurales de bâtiments adjacents présentant un haut risque d'entrechoquement reliés par des amortisseurs magnéto-rhéologiques ont été étudiées et analysées. Les équations différentielles des mouvements de bâtiments en modélisation bidimensionnelle et spatiale sont résolues en utilisant la méthode de Runge-Kutta du quatrième ordre et la représentation d'état (*state space*). L'objectif principal de cette étude est de présenter une solution pour la réduction du risque d'entrechoquement entre les bâtiments adjacents, en utilisant un dispositif semi-actif robuste et économique associé à un algorithme de contrôle performant et simple à concevoir. En marge de l'étude numérique réalisée dans cette étude, les conclusions suivantes peuvent être faites :

1. Pour plusieurs configurations structurales de bâtiment modélisé en plan, présentant un grand risque d'entrechoquement, l'utilisation d'un seul dispositif de couplage (MR) peut réduire considérablement le risque d'entrechoquement par la synchronisation des réponses sismiques et la réduction de la distance de séparation minimale.
2. Le couplage de deux bâtiments adjacents avec un seul amortisseur au niveau des derniers étages peut engendrer des réductions en termes de déplacement même pour les étages non-couplés, ainsi le couplage n'altère pas de manière négative le comportement dynamique des bâtiments couplés
3. Pour certains cas, la réponse de l'un des bâtiments adjacents peut augmenter d'une manière très légère si le voltage appliqué sur l'amortisseur MR est mal réglé.
4. Une comparaison entre les stratégies de contrôle utilisées démontre la supériorité de l'algorithme de contrôle à logique floue (FLC).
5. La comparaison entre deux stratégies de couplage passif et semi-actif montre qu'un couplage passif est moins adaptatif et peut conduire à des augmentations dans la réponse des bâtiments couplés si le choix du coefficient d'amortissement n'est pas adéquatement choisi.

6. Un bâtiment en état précaire peut être réhabilité en le couplant avec un bâtiment adjacent en bon état.
7. Le rapport des fréquences entre le bâtiment en bon état et le bâtiment réhabilité est très important pour déterminer l'efficacité de la stratégie de couplage. Un rapport de fréquence très bas engendre une augmentation de la réponse du bâtiment en bon état et une faible réduction de la réponse du bâtiment réhabilité. Tandis qu'un rapport de fréquence élevé mènerait vers une réduction de la réponse des deux bâtiments couplés.
8. la réduction de la réponse sismique des ouvrages couplés est proportionnelle au nombre d'amortisseurs utilisés.
9. L'algorithme à logique floue employé pour le contrôle de la réponse sismique du bâtiment réhabilité présente de meilleures performances par rapport aux autres stratégies de contrôle de vibrations, Passive-on et Passive-Off.
10. Le bruit enregistré par les capteurs qui est susceptible de contaminer la réponse n'affecte pas les performances de l'amortisseur MR ou celles de l'algorithme à logique floue d'une manière significative.
11. Pour des bâtiments dissymétriques couplés avec des bâtiments symétriques la rotation résultante de l'action sismique peut être réduite ; cette réduction s'accompagne généralement par la transmission des rotations aux bâtiments symétriques.
12. L'algorithme à logique floue peut considérablement réduire le transfert des rotations grâce à sa haute adaptabilité.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUE

1. Naeim, F., *The seismic design handbook*. 1989: Springer Science & Business Media.
2. Bertero, V.V. *Implications of observed pounding of buildings on seismic code regulations*. in *11th world conference on earthquake engineering, Acapulco, Mexico*. 1996.
3. Blume, J.A., *Design of multistory reinforced concrete buildings for earthquake motions*. 1961: Portland Cement Association.
4. Bertero, V.V. and R.G. Collins, *Investigation of the failures of the Olive View stairtowers during the San Fernando earthquake and their implications on seismic design*. 1973: Earthquake Engineering Research Center, College of Engineering, University of California.
5. Jankowski, R., *Non-linear FEM analysis of earthquake-induced pounding between the main building and the stairway tower of the Olive View Hospital*. *Engineering Structures*, 2009. 31(8): p. 1851-1864.
6. Bertero, V.V. *Observations on structural pounding*. in *The Mexico Earthquakes—1985 Factors Involved and Lessons Learned*. 1987. ASCE.
7. Rosenblueth, E., *The 1985 earthquake: causes and effects in Mexico City*. *Concrete Journal*, American Concrete Institute, 1986. 8(5): p. 23-24.
8. Anagnostopoulos, S. *Building pounding re-examined: how serious a problem is it*. in *Eleventh World Conference of Earthquake Engineering*. 1996.
9. Kasai, K., et al. *Seismic pounding effects-survey and analysis*. in *Proc. Earthquake Engrg. 10th World Conf.* 1992.
10. Kasai, K. and B.F. Maison, *Building pounding damage during the 1989 Loma Prieta earthquake*. *Engineering Structures*, 1997. 19(3): p. 195-207.
11. Maison, B.F. and K. Kasai, *Analysis for a type of structural pounding*. *Journal of Structural Engineering*, 1990. 116(4): p. 957-977.

12. Spiliopoulos, K. and S. Anagnostopoulos, *Earthquake induced pounding in adjacent buildings*. Earthquake Engineer 10th World, 1992. 7: p. 3887.
13. Comartin, C.D., Greene, M. and Tubbesing, S.K, *The Hyogo-Ken Nanbu Earthquake*. Earthquake Engineering Research Institute, 1995.
14. Vasiliadis, L. and A. Elenas. *Performance of school buildings during the Athens earthquake of 7 September 1999*. in *12th European conference on earthquake engineering*. 2002.
15. Gillies, A.G., et al., *The August 17, 1999, Kocaeli (Turkey) earthquake lifelines and preparedness*. Canadian Journal of Civil Engineering, 2001. 28(6): p. 881-890.
16. Cole, G.L., R.P. Dhakal, and F.M. Turner, *Building pounding damage observed in the 2011 Christchurch earthquake*. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 2012. 41(5): p. 893-913.
17. Dogan, M. and A. Gunaydin, *Pounding of adjacent RC buildings during seismic loads*. Journal of Engineering and Architecture Faculty of Eskişehir Osmangazi University, 2009. 22(1).
18. Anagnostopoulos, S.A., *Pounding of buildings in series during earthquakes*. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 1988. 16(3): p. 443-456.
19. Jankowski, R., *Impact force spectrum for damage assessment of earthquake-induced structural pounding*. Key Engineering Materials, 2005. 293: p. 711-718.
20. Jankowski, R. *Assessment of damage due to earthquake-induced pounding between the main building and the stairway tower*. in *Key Engineering Materials*. 2007. Trans Tech Publ.
21. Jeng, V. and W. Tzeng, *Assessment of seismic pounding hazard for Taipei City*. Engineering Structures, 2000. 22(5): p. 459-471.
22. Council, I.C. and R. Mensink, *2003 International Building Code Study Companion*. 2004: International Code Council.

23. Charney, F.A., *Seismic Loads: Guide to the Seismic Load Provisions of ASCE 7-05*. 2010: American Society of Civil Engineers (ASCE).
24. Rajaram, C. and P.K. Ramancharla, *Calculation of Separation Distance between Adjacent Buildings: A Review on Codal Provisions*. Journal of Seismology and Earthquake Engineering, 2015. 17(1): p. 31.
25. Westermo, B.D., *The dynamics of interstructural connection to prevent pounding*. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 1989. 18(5): p. 687-699.
26. Code, U.B. *Structural engineering design provisions*. in *International Conference of building officials*. 1997.
27. Soong, T.T. and G.F. Dargush, *Passive energy dissipation systems in structural engineering*. 1997: Wiley.
28. Jr, B.S., et al., *Phenomenological model for magnetorheological dampers*. Journal of engineering mechanics, 1997. 123(3): p. 230-238.
29. Dyke, S., et al., *An experimental study of MR dampers for seismic protection*. Smart materials and structures, 1998. 7(5): p. 693.
30. Symans, M.D. and M.C. Constantinou, *Semi-active control systems for seismic protection of structures: a state-of-the-art review*. Engineering Structures, 1999. 21(6): p. 469-487.
31. Kobori, T., et al. *Effect of dynamic tuned connector on reduction of seismic response-application to adjacent office buildings*. in *Proceedings of the 9th world conference on earthquake engineering*. 1988.
32. Jankowski, R. and S. Mahmoud, *Earthquake-Induced Structural Pounding*. 2015: Springer.
33. Seto, K. *Vibration control method for flexible structures arranged in parallel*. in *Proc. First World Conference on Structural Control*. 1994.
34. Gurley, K., et al., *Coupling tall buildings for control of response to wind*. Structural safety & reliability, 1994: p. 1553-1560.

35. Sugino, S., et al., *Optimal design of damping devices for controlling the vibration of parallel structures using GA*. Journal of JSME, 1997.
36. Luco, J.E. and F.C. De Barros, *Optimal damping between two adjacent elastic structures*. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 1998. 27(7): p. 649-659.
37. Zhang, W. and Y. Xu, *Dynamic characteristics and seismic response of adjacent buildings linked by discrete dampers*. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 1999. 28(10): p. 1163-1185.
38. Zhang, W. and Y. Xu, *Vibration analysis of two buildings linked by Maxwell model-defined fluid dampers*. Journal of Sound and Vibration, 2000. 233(5): p. 775-796.
39. Zhu, H. and H. Iemura, *A study of response control on the passive coupling element between two parallel structures*. Structural Engineering and Mechanics, 2000. 9(4): p. 383-396.
40. Ni, Y., J. Ko, and Z. Ying, *Random seismic response analysis of adjacent buildings coupled with non-linear hysteretic dampers*. Journal of Sound and Vibration, 2001. 246(3): p. 403-417.
41. Yang, Z., Y. Xu, and X. Lu, *Experimental seismic study of adjacent buildings with fluid dampers*. Journal of Structural Engineering, 2003. 129(2): p. 197-205.
42. Ying, Z., Y. Ni, and J. Ko, *Stochastic optimal coupling-control of adjacent building structures*. Computers & structures, 2003. 81(30): p. 2775-2787.
43. Matsagar, V.A. and R. Jangid, *Seismic response of base-isolated structures during impact with adjacent structures*. Engineering Structures, 2003. 25(10): p. 1311-1323.
44. Zhu, H. and Y. Xu, *Optimum parameters of Maxwell model-defined dampers used to link adjacent structures*. Journal of Sound and Vibration, 2005. 279(1): p. 253-274.
45. Christenson, R.E., et al., *Coupled building control considering the effects of building/connector configuration*. Journal of Structural Engineering, 2006. 132(6): p. 853-863.

46. Mitsuta, S., et al., *Active vibration control of structures arranged in parallel*. JSME international journal. Ser. C, Dynamics, control, robotics, design and manufacturing, 1994. 37(3): p. 436-443.
47. Hori, N. and K. Seto, *Vibration Control of Flexible Space Structures Based on Reduced Order Modeling Method and Filtered LQ Control Theory*. JSME International Journal Series C, 2000. 43(3): p. 697-703.
48. Haramoto, H., K. Seto, and Y. Koike, *Active Vibration Control of Triple Flexible Structures Arranged in Parallel*. JSME International Journal Series C Mechanical Systems, Machine Elements and Manufacturing, 2000. 43(3): p. 712-718.
49. Qu, W. and Y. Xu, *Semi-active control of seismic response of tall buildings with podium structure using ER/MR dampers*. The structural design of tall buildings, 2001. 10(3): p. 179-192.
50. Xu, Y., et al., *Semiactive seismic response control of buildings with podium structure*. Journal of Structural Engineering, 2005. 131(6): p. 890-899.
51. Bharti, S., S. Dumne, and M. Shrimali, *Seismic response analysis of adjacent buildings connected with MR dampers*. Engineering Structures, 2010. 32(8): p. 2122-2133.
52. Motra, G.B., W. Mallik, and N.K. Chandiramani, *Semi-active vibration control of connected buildings using magnetorheological dampers*. Journal of intelligent material systems and structures, 2011. 22(16): p. 1811-1827.
53. Shahidzade, M., H. Tarzi, and M. Dorfeshan, *Takagi-Sugeno fuzzy control of adjacent structures using MR dampers*. Journal of Applied Sciences, 2011. 11: p. 2816-2822.
54. Palacios-Quinonero, F., et al., *Semiactive-passive structural vibration control strategy for adjacent structures under seismic excitation*. Journal of the Franklin Institute, 2012. 349(10): p. 3003-3026.
55. Kim, G.-C. and J.-W. Kang, *Performance Evaluation of Vibration Control of Adjacent Buildings According to Installation Location of MR damper*. Journal of Korean Society of Steel Construction, 2012. 24(1): p. 91-99.

56. Uz, M.E. and M.N. Hadi, *Optimal design of semi active control for adjacent buildings connected by MR damper based on integrated fuzzy logic and multi-objective genetic algorithm*. Engineering Structures, 2014. 69: p. 135-148.
57. Rabinow, J., *The magnetic fluid clutch*. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, 1948. 67(2): p. 1308-1315.
58. Winslow, W.M., *Method and means for translating electrical impulses into mechanical force*, 1947, Google Patents.
59. Truong, D. and K. Ahn, *MR fluid damper and its application to force sensorless damping control system*. 2012: INTECH Open Access Publisher.
60. Poynor, J.C., *Innovative designs for magneto-rheological dampers*. 2001.
61. Billie, F., et al. *Smart” dampers for seismic protection of structures: A full-scale study*. in *Proceedings of the Second World Conference on Structural Control, Jun.-Jul. 1998*.
62. Yang, G., et al., *Large-scale MR fluid dampers: modeling and dynamic performance considerations*. Engineering Structures, 2002. 24(3): p. 309-323.
63. Choi, K.M., et al., *Semi-active fuzzy control for seismic response reduction using magnetorheological dampers*. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 2004. 33(6): p. 723-736.
64. Das, D., T. Datta, and A. Madan, *Semiactive fuzzy control of the seismic response of building frames with MR dampers*. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 2012. 41(1): p. 99-118.
65. Wilson, C.M.D., *Effects of multiple MR dampers controlled by fuzzy-based strategies on structural vibration reduction*. Structural Engineering and Mechanics, 2012. 41(3): p. 349-363.
66. Bitaraf, M., S. Hurlbaas, and L.R. Barroso, *Active and Semi-active Adaptive Control for Undamaged and Damaged Building Structures Under Seismic Load*. Computer-Aided Civil and Infrastructure Engineering, 2012. 27(1): p. 48-64.

67. Cha, Y.-J., et al., *Performance validations of semiactive controllers on large-scale moment-resisting frame equipped with 200-kN MR damper using real-time hybrid simulations*. Journal of Structural Engineering, 2014. 140(10): p. 04014066.
68. Yang, G., et al. *Large-scale MR fluid dampers: dynamic performance considerations*. in *Proceedings of International Conference on Advances in Structure Dynamics*. 2000.
69. Jung, H., et al., *State-of-the-art of semiactive control systems using MR fluid dampers in civil engineering applications*. Structural Engineering and Mechanics, 2004. 17(3_4): p. 493-526.
70. Stanway, R., J. Sproston, and N. Stevens, *Non-linear modelling of an electro-rheological vibration damper*. Journal of Electrostatics, 1987. 20(2): p. 167-184.
71. Spencer Jr, B., et al., *Phenomenological model for magnetorheological dampers*. Journal of engineering mechanics, 1997.
72. Bouc, R., *A mathematical model for hysteresis*. Acta Acustica united with Acustica, 1971. 24(1): p. 16-25.
73. Wen, Y.-K., *Method for random vibration of hysteretic systems*. Journal of the engineering mechanics division, 1976. 102(2): p. 249-263.
74. Ehrgott, R. and S. Masri, *Modeling the oscillatory dynamic behaviour of electrorheological materials in shear*. Smart materials and structures, 1992. 1(4): p. 275.
75. Choi, S.-B., S.-K. Lee, and Y.-P. Park, *A hysteresis model for the field-dependent damping force of a magnetorheological damper*. Journal of Sound and Vibration, 2001. 245(2): p. 375-383.
76. Chang, C.-C. and P. Roschke, *Neural network modeling of a magnetorheological damper*. Journal of intelligent material systems and structures, 1998. 9(9): p. 755-764.
77. Wang, D.-H. and W.-H. Liao. *Neural network modeling and controllers for magnetorheological fluid dampers*. in *Fuzzy Systems, 2001. The 10th IEEE International Conference on*. 2001. IEEE.

78. Schurter, K.C. and P.N. Roschke. *Fuzzy modeling of a magnetorheological damper using ANFIS*. in *Fuzzy Systems, 2000. FUZZ IEEE 2000. The Ninth IEEE International Conference on*. 2000. IEEE.
79. Hudha, K., et al., *Non-parametric linearised data driven modelling and force tracking control of a magnetorheological damper*. *International Journal of Vehicle Design*, 2008. 46(2): p. 250-269.
80. Zheng, L., F. Liu, and Z.Y. Zhou. *Non-Parametric Model of Magneto-Rheological (MR) Damper Based on Adaptive Neuro-Fuzzy Inference System (ANFIS)*. in *Advanced Engineering Forum*. 2012. Trans Tech Publ.
81. Song, X., M. Ahmadian, and S.C. Southward, *Modeling magnetorheological dampers with application of nonparametric approach*. *Journal of intelligent material systems and structures*, 2005. 16(5): p. 421-432.
82. Huang, Y., X. Liu, and B. Chen. *Autoregressive trispectral characteristics of magnetorheological damping device*. in *2006 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*. 2006. IEEE.
83. Jansen, L.M. and S.J. Dyke, *Semiactive control strategies for MR dampers: comparative study*. *Journal of engineering mechanics*, 2000. 126(8): p. 795-803.
84. Ha, Q., et al., *Mitigation of seismic responses on building structures using MR dampers with Lyapunov-based control*. *Structural Control and Health Monitoring*, 2008. 15(4): p. 604-621.
85. Leitmann, G., *Semiactive control for vibration attenuation*. *Journal of intelligent material systems and structures*, 1994. 5(6): p. 841-846.
86. Kirk, D.E., *Optimal control theory: an introduction*. 2012: Courier Corporation.
87. McClamroch, N.H. and H. Gavin. *Closed loop structural control using electrorheological dampers*. in *American Control Conference, Proceedings of the 1995*. 1995. IEEE.

88. McClamroch, N.H., et al. *Electrorheological dampers and semi-active structural control*. in *Decision and Control, 1994., Proceedings of the 33rd IEEE Conference on*. 1994. IEEE.
89. Dyke, S., et al., *Modeling and control of magnetorheological dampers for seismic response reduction*. *Smart materials and structures*, 1996. 5(5): p. 565.
90. Zadeh, L.A., *Fuzzy sets*. *Information and control*, 1965. 8(3): p. 338-353.
91. Mamdani, E.H. and S. Assilian, *An experiment in linguistic synthesis with a fuzzy logic controller*. *International journal of man-machine studies*, 1975. 7(1): p. 1-13.
92. Brown, C.B. and J.T. Yao, *Fuzzy sets and structural engineering*. *Journal of Structural Engineering*, 1983. 109(5): p. 1211-1225.
93. Battaini, M., F. Casciati, and L. Faravelli, *Fuzzy control of structural vibration. An active mass system driven by a fuzzy controller*. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 1998. 27(11): p. 1267-1276.
94. Symans, M.D. and S.W. Kelly, *Fuzzy logic control of bridge structures using intelligent semi-active seismic isolation systems*. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 1999. 28(1): p. 37-60.
95. Bhardwaj, M. and T. Datta, *Semiactive fuzzy control of the seismic response of building frames*. *Journal of Structural Engineering*, 2006. 132(5): p. 791-799.
96. Klir, G. and B. Yuan, *Fuzzy sets and fuzzy logic*. Vol. 4. 1995: Prentice hall New Jersey.
97. Hart, G.C. and K.K.F. Wong, *Structural dynamics for structural engineers*. 2000: Wiley.
98. Datta, T.K., *Seismic analysis of structures*. 2010: John Wiley & Sons.
99. Abdeddaim, M., et al., *Reduction of Pounding Between Buildings Using Fuzzy Controller*. *Asian journal of civil engineering*, 2016. 7(17): p. 958-1005.

100. Abdeddaim, M., et al., *Pounding hazard mitigation between adjacent planar buildings using coupling strategy*. Journal of Civil Structural Health Monitoring, 2016. 6(3): p. 603-617.
101. Nigdeli, S.M. and M.H. Boduroğlu, *Active Tendon Control of Torsionally Irregular Structures under Near-Fault Ground Motion Excitation*. Computer-Aided Civil and Infrastructure Engineering, 2013. 28(9): p. 718-736.
102. Chen, B. and Y. Xu, *Integrated vibration control and health monitoring of building structures using semi-active friction dampers: part II—numerical investigation*. Engineering Structures, 2008. 30(3): p. 573-587.

Annexe A

Dans cette annexe les paramètres des diverses configurations structurelles utilisées dans cette étude sont détaillés.

❖ Bâtiments adjacents modélisés en 2D

Tableau A.1 Paramètres structurels de la configuration (a).

Etage	Bâtiment (1)			Bâtiment (2)		
	m_i [t]	k_i [kN/m]	c_i [Kn sec/m]	m_i [t]	k_i [kN/m]	c_i [Kn sec/m]
1	100	160×10^3	454.4	25	805×10^2	161.1
2	100	160×10^3	454.4	25	805×10^2	161.1
3	100	160×10^3	454.4	25	805×10^2	161.1
4	100	160×10^3	454.4	25	805×10^2	161.1
5	100	160×10^3	454.4	25	805×10^2	161.1
6	100	160×10^3	454.4	25	805×10^2	161.1
7	100	160×10^3	454.4	25	805×10^2	161.1
8	100	160×10^3	454.4	25	805×10^2	161.1
9	100	160×10^3	454.4	25	805×10^2	161.1
10	100	160×10^3	454.4	25	805×10^2	161.1

Tableau A.2 Paramètres structurels de la configuration (b).

Etage	Bâtiment (1)			Bâtiment (2)		
	m_i [t]	k_i [kN/m]	c_i [Kn sec/m]	m_i [t]	k_i [kN/m]	c_i [Kn sec/m]
1	50	200×10^3	359.2	100	160×10^3	330.8
2	50	200×10^3	359.2	100	160×10^3	330.8
3	50	200×10^3	359.2	100	160×10^3	330.8
4	50	200×10^3	359.2	100	160×10^3	330.8
5	50	200×10^3	359.2	100	160×10^3	330.8
6	50	200×10^3	359.2	100	160×10^3	330.8
7	50	200×10^3	359.2	100	160×10^3	330.8
8	50	200×10^3	359.2	-	-	-
9	50	200×10^3	359.2	-	-	-
10	50	200×10^3	359.2	-	-	-

Tableau A.3 Paramètres structurels de la configuration (c).

Etage	Bâtiment (1)			Bâtiment (2)		
	m_i [t]	k_i [kN/m]	c_i [Kn sec/m]	m_i [t]	k_i [kN/m]	c_i [Kn sec/m]
1	50	200×10^3	359.2	120	160×10^3	459.1
2	50	200×10^3	359.2	130	120×10^3	370.1
3	50	200×10^3	359.2	170	150×10^3	462.7
4	50	200×10^3	359.2	140	130×10^3	401.0
5	50	200×10^3	359.2	100	200×10^3	616.9
6	50	200×10^3	359.2	110	160×10^3	493.5
7	50	200×10^3	359.2	135	180×10^3	555.2
8	50	200×10^3	359.2	100	160×10^3	493.5
9	50	200×10^3	359.2	105	190×10^3	586.1
10	50	200×10^3	359.2	090	150×10^3	462.7

Tableau A.4. Paramètres structurels de la configuration (d).

Etage	Bâtiment (1)			Bâtiment (2)		
	m_i [t]	k_i [kN/m]	c_i [Kn sec/m]	m_i [t]	k_i [kN/m]	c_i [Kn sec/m]
1	70	160×10^3	380.2	100	160×10^3	459.5
2	70	160×10^3	380.2	100	160×10^3	459.5
3	70	160×10^3	380.2	100	160×10^3	459.5
4	70	160×10^3	380.2	100	160×10^3	459.5
5	70	160×10^3	380.2	100	160×10^3	459.5
6	70	160×10^3	380.2	100	160×10^3	459.5
7	70	160×10^3	380.2	100	160×10^3	459.5
8	70	160×10^3	380.2	100	160×10^3	459.5
9	70	160×10^3	380.2	300	160×10^3	598.5
10	70	160×10^3	380.2	-	-	-

❖ Bâtiments sujets à réhabilitation modélisé en 2D

Tableau A.5 : Paramètres structurels des divers bâtiments sujets à réhabilitation

Etage	Bâtiment en bon état (S)				Bâtiment à réhabiliter (R)					
	Flexible		Rigide		40% Précaire		30% Précaire		20% Précaire	
	m_i [t]	$k_i \times 10^3$ [kN/m]	m_i [t]	$k_i \times 10^3$ [kN/m]	m_i [t]	$k_i \times 10^3$ [kN/m]	m_i [t]	$k_i \times 10^3$ [kN/m]	m_i [t]	$k_i \times 10^3$ [kN/m]
1	100	161	55	161	100	0.6×161	100	0.7×161	100	0.8×161
2	100	161	55	161	100	0.6×161	100	0.7×161	100	0.8×161
3	100	161	55	161	100	0.6×161	100	0.7×161	100	0.8×161
4	100	161	55	161	100	0.6×161	100	0.7×161	100	0.8×161
5	100	161	55	161	100	0.6×161	100	0.7×161	100	0.8×161
6	100	161	55	161	100	0.6×161	100	0.7×161	100	0.8×161
7	100	161	55	161	100	0.6×161	100	0.7×161	100	0.8×161
8	100	161	55	161	100	0.6×161	100	0.7×161	100	0.8×161
9	100	161	55	161	100	0.6×161	100	0.7×161	100	0.8×161
10	100	161	55	161	100	0.6×161	100	0.7×161	100	0.8×161

Note : Un pourcentage d'amortissement de 5% est utilisé en appliquant la loi de Rayleigh.

❖ Bâtiments sujets à réhabilitation modélisé en 3D

Bâtiment (1) :

$M_x = 50$, $M_y = 50$, $K_x = 2000$, $K_y = 1320$, $K_o = 200 \times 10^3$, $e_x = 0$, $e_y = 0$

Bâtiment (2) :

$M_x = 100$, $M_y = 100$, $K_x = 2000$, $K_y = 2000$, $K_o = 180 \times 10^3$, $e_x = 0$, $e_y = 5$

Note : Un pourcentage d'amortissement de 5% est utilisé en appliquant la loi de Rayleigh.