

**CONTROLE SEMI-AATIVO DE VIBRAÇÕES EM ESTRUTURAS
UTILIZANDO AMORTECEDOR MAGNETORREOLÓGICO**

RÚBIA BORGES CARNEIRO

**TESE DE DOUTORADO EM
ESTRUTURAS E CONSTRUÇÃO CIVIL
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL**

**FACULDADE DE TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA**

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL

CONTROLE SEMI-AATIVO DE VIBRAÇÕES EM
ESTRUTURAS UTILIZANDO AMORTECEDOR
MAGNETORREOLÓGICO

RÚBIA BORGES CARNEIRO

ORIENTADOR: JOSÉ LUIS VITAL DE BRITO
CO-ORIENTADORA: SUZANA MOREIRA AVILA

TESE DE DOUTORADO EM ESTRUTURAS E CONSTRUÇÃO CIVIL

PUBLICAÇÃO: E.TD - 005 A/09
BRASÍLIA/DF: AGOSTO – 2009

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL

CONTROLE SEMI-ATIVO DE VIBRAÇÕES EM ESTRUTURAS
UTILIZANDO AMORTECEDOR MAGNETORREOLÓGICO

RÚBIA BORGES CARNEIRO

TESE SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL DA FACULDADE DE TECNOLOGIA DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM ESTRUTURAS E CONSTRUÇÃO CIVIL.

APROVADA POR:



Prof. José Luís Vital de Brito, DSc (ENC-UnB)
(Orientador)



Prof. Alberto Carlos Guimarães Castro Diniz, DSc (ENM-UnB)
(Examinador Interno)



Profa. Graciela N. Doz de Carvalho, Dr. Ing. (ENC-UnB)
(Examinadora Interna)



Prof. Carlos Magluta, DSc (COPPE)
(Examinador Externo)



Prof. Paulo Batista Gonçalves, DSc (PUC-Rio)
(Examinador Externo)

BRASÍLIA/DF, 21 DE AGOSTO DE 2009

FICHA CATALOGRÁFICA

CARNEIRO, RÚBIA BORGES

Controle semi-ativo de vibrações em estruturas utilizando amortecedor magnetorreológico [Distrito Federal] 2009.

xviii, 135p., 297mm (ENC/FT/UnB, Doutor, Estruturas e Construção Civil, 2009).

Tese de Doutorado – Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia.

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental.

1. Controle

3. Semi-ativo

I. ENC/FT/UnB

2. Vibração

4. Magnetorreológico

II. Título (série)

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

CARNEIRO, R. B. (2009). Controle semi-ativo de vibrações em estruturas utilizando amortecedor magnetorreológico. Tese de Doutorado em Estruturas e Construção Civil, Publicação E.TD-005A/09, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 135p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Rúbia Borges Carneiro.

TÍTULO: Controle semi-ativo de vibrações em estruturas utilizando amortecedor magnetorreológico

GRAU: Doutor

ANO: 2009

É concedida à Universidade de Brasília permissão para reproduzir cópias desta tese de doutorado e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. A autora reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte dessa tese de doutorado pode ser reproduzida sem autorização por escrito da autora.



Rúbia Borges Carneiro

À Ferdinanda, Lelia e Ernando

AGRADECIMENTOS

À Santíssima Trindade.

Ao Prof. José Luís Vital de Brito, orientador.

À Profa. Suzana Moreira Avila, co-orientadora.

Ao Prof. Vincenzo Gattulli, orientador da minha pesquisa na Universidade de L'Aquila.

Aos membros da Banca Examinadora.

Ao CNPq e CAPES.

Aos meus pais, Lelia e Ernando, e minha irmã Ferdinanda.

À amizade e ao apoio dos colegas Daniele Zulli, Maura Shzu e Paulo Ribeiro.

Aos amigos Caren, Céline e família Djordjevic, Jennifer e família Accogli, Juan Ramon, Julien, Marzia, Rosatea e família Del Beato, Valérie e família Gachod e Wallace.

Às Profas. Lucha, Ana Elisa, Renata e Patrícia.

Ao Amor de Deus e suas manifestações entre as pessoas.

*O primeiro olhar da janela de manhã
um velho livro reencontrado
rostos animados
neve, a mudança das estações
o jornal
o cão
a dialética
tomar ducha, nadar
velhas músicas
sapatos cômodos
compreender
música nova
escrever, fazer jardinagem
viajar, cantar
ser cordial.*

Bertolt Brecht

RESUMO

CONTROLE SEMI-ATIVO DE VIBRAÇÕES EM ESTRUTURAS UTILIZANDO AMORTECEDOR MAGNETORREOLÓGICO

Autora: Rúbia Borges Carneiro

Orientador: José Luís Vital de Brito

Co-orientadora: Suzana Moreira Avila

Programa de Pós-graduação em Estruturas e Construção Civil

Brasília, agosto de 2009

O aumento da flexibilidade estrutural, devido à tendência de construírem-se estruturas cada vez mais altas e com vãos maiores, implica em estruturas mais vulneráveis à ocorrência de vibrações excessivas provocadas por carregamentos dinâmicos, tais como: terremotos, ventos e ocupação humana. Neste contexto, o controle estrutural é uma forma de proteção e pode ser classificado em passivo, ativo, híbrido e semi-ativo. Particularmente, o controle semi-ativo alia a confiança e a simplicidade típicas de sistemas passivos à adaptabilidade dos sistemas ativos. Os amortecedores magnetorreológicos (MR) são um tipo de dispositivo semi-ativo que possuem a capacidade de mudar, reversivelmente, suas propriedades por meio da aplicação de um campo magnético. Esses amortecedores apresentam um comportamento não-linear, histerético e de difícil modelagem. O objetivo desta tese de doutorado é verificar a eficiência do controle semi-ativo, utilizando amortecedores MR, e compará-lo aos controles passivo e ativo. Neste trabalho, avalia-se, numericamente, a eficiência do controle aplicado a um modelo de um edifício de dois andares submetido a uma aceleração na base. Desenvolve-se um modelo numérico tridimensional para representar as propriedades da estrutura. Inicialmente, o modelo é controlado por amortecedores MR em configuração passiva. Analisa-se também o desempenho do controle ativo, empregando a estratégia do regulador linear quadrático (LQR). Posteriormente, projeta-se um controlador semi-ativo do tipo *clipped optimal* baseado no LQR. As forças geradas pelos amortecedores são comandadas indiretamente, modificando-se as voltagens aplicadas nos dispositivos MR. Realiza-se um estudo da influência das matrizes de ponderação no desempenho dos controles ativo e semi-ativo. Por fim, considera-se a dificuldade de medir todas as variáveis de estado da estrutura numa situação real, a presença de ruído nas medições e um possível retardo na modificação das propriedades dos amortecedores. Define-se um observador para estimar o estado completo a partir de informações parciais das medidas de saída e propõe-se uma estratégia de controle semi-ativa que utiliza o regulador linear quadrático gaussiano (LQG). O controle semi-ativo demonstra-se eficiente em reduzir os deslocamentos e acelerações do edifício.

ABSTRACT

SEMI-ACTIVE STRUCTURAL VIBRATION CONTROL USING MAGNETO-RHEOLOGICAL DAMPER

Author: Rúbia Borges Carneiro

Supervisor: José Luís Vital de Brito

Co-supervisor: Suzana Moreira Avila

Programa de Pós-graduação em Estruturas e Construção Civil

Brasília, August, 2009

The increasing structural flexibility due to the tendency to build taller and longer structures leads to structures much more vulnerable to excessive vibrations caused by dynamic loads, such as earthquakes, wind and human induced loads. In this context, structural control is a form of protection and can be classified as passive, active, hybrid and semi-active. Particularly, semi-active control devices combine the reliability and simplicity typical of passive systems with the adaptability of active systems. Magnetorheological (MR) dampers are a type of semi-active device which are capable of reversibly change their properties when exposed to a magnetic field. These dampers present a nonlinear, hysteretic behavior that is difficult to be modeled. The objective of this thesis is to evaluate the efficiency of semi-active control, using MR dampers, and to compare it to passive and active control. In the present work, control efficiency is numerically investigated on a two-story building subjected to base acceleration. A three-dimensional model is developed to represent the structural properties. At first, the model is controlled by MR dampers under passive configuration. Active control performance is also investigated using the linear quadratic regulator (LQR) strategy. Afterwards, a type of clipped optimal semi-active controller is designed based on LQR. The forces generated by the dampers are commanded indirectly through changes on the voltage applied to the MR devices. A parametric study is conducted to evaluate the influence of the weighting matrices on both active and semi-active control performances. Finally, the work considers the difficulty of obtaining all state variables in real problems, the presence of noise in the measurements and a possible time delay in the change of the properties of MR dampers. An observer is constructed to estimate the complete state from partial output measures and a semi-active strategy is proposed by means of the linear quadratic gaussian (LQG) regulator. Semi-active control demonstrates to be efficient in reducing displacements and accelerations of the building.

SUMÁRIO

1 – INTRODUÇÃO.....	1
1.1 - CONTROLE ESTRUTURAL.....	1
1.2 – OBJETIVOS.....	7
1.3 – METODOLOGIA.....	7
1.4 - DESCRIÇÃO DO TRABALHO.....	9
2 - REVISÃO DA LITERATURA.....	11
2.1 - CONTROLE PASSIVO.....	11
2.1.1 - Amortecedor de massa sintonizado (AMS).....	11
2.1.1.1 - Sistema reduzido a um grau de liberdade.....	19
2.1.1.2 - Parâmetros ótimos do AMS.....	20
2.1.2 - Amortecedor de massa sintonizado múltiplo (AMSM).....	21
2.2 - CONTROLE ATIVO.....	24
2.3 - CONTROLE HÍBRIDO.....	31
2.4 - CONTROLE SEMI-ATIVO.....	36
2.4.1 - Classificação dos dispositivos semi-ativos.....	37
2.4.1.1 – Amortecedores eletorreológicos.....	40
2.4.1.2 – Amortecedores magnetorreológicos.....	41
2.4.2 - Estratégias de controle semi-ativo.....	46
3 – CONTROLE PASSIVO - MODELOS DO AMORTECEDOR MR.....	48
4 – CONTROLE ATIVO.....	55
4.1 – REGULADOR LINEAR QUADRÁTICO (LQR).....	55
5 – CONTROLE SEMI-ATIVO.....	62
6 – REGULADOR LINEAR QUADRÁTICO GAUSSIANO (LQG).....	66
6.1 – OBSERVADOR.....	66
6.2 - DEFINIÇÃO DO LQG.....	66
6.3 - PRINCÍPIO DA SEPARAÇÃO.....	69
6.4 – EXTENSÃO DO LQG AO CONTROLE SEMI-ATIVO.....	69

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Aplicações do AMS.....	13
Tabela 2.2 – Eventos sobre controle estrutural ativo.....	25
Tabela 2.3 – Aplicações de controle ativo, híbrido e semi-ativo.....	26
Tabela 8.1 – Propriedades das seções dos componentes estruturais.....	83
Tabela 8.2 – Elementos não-nulos da matriz de massa da estrutura.....	85
Tabela 8.3 – Elementos não-nulos da matriz de rigidez da estrutura.....	86
Tabela 8.4 – Períodos e frequências fundamentais do modelo.....	86
Tabela 8.5 – Modos de vibração do modelo.....	87
Tabela 8.6 – Parâmetros do amortecedor MR que independem da voltagem.....	89
Tabela 8.7 – Respostas máximas; controle passivo.....	91
Tabela 8.8 – Respostas <i>rms</i> ; controle passivo.....	92
Tabela 8.9 – Respostas máximas do 2º andar; controle Ativo 1 e 2.....	100
Tabela 8.10 – Respostas <i>rms</i> do 2º andar; controle Ativo 1 e 2.....	100
Tabela 8.11 – Configurações de controle semi-ativo.....	102
Tabela 8.12 – Respostas máximas; controle semi-ativo.....	103
Tabela 8.13 – Respostas <i>rms</i> ; controle semi-ativo.....	103
Tabela 8.14 – Respostas máximas; controle passivo, ativo e semi-ativo.....	108
Tabela 8.15 – Respostas <i>rms</i> ; controle passivo, ativo e semi-ativo.....	108
Tabela 8.16 – Respostas máximas; LQG semi-ativo.....	117
Tabela 8.17 – Respostas <i>rms</i> ; LQG semi-ativo.....	118
Tabela 8.18 – Respostas máximas; LQG semi-ativo com ruído de medida e retardo.....	119
Tabela 8.19 – Respostas <i>rms</i> ; LQG semi-ativo com ruído de medida e retardo.....	119

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Modelo de um sistema de 1 g.l. equipado com AMS.....	12
Figura 2.2 – a) Edifício Chiba Port Tower, Tóquio, Japão; b) Edifício Crystal Tower, Osaka, Japão	15
Figura 2.3 – AMS do Chiba Port Tower, Japão.....	16
Figura 2.4 – Modelo de um edifício <i>shear frame</i> de n g.l. equipado com AMS.....	18
Figura 2.5 – Modelo de um sistema principal equipado com AMSM (NI).....	22
Figura 2.6 – Modelo de um sistema principal equipado com AMSM (I).....	22
Figura 2.7 – Diagrama esquemático do controle ativo (Soong, 1990).....	28
Figura 2.8 – Modelo de um sistema principal equipado com AMA.....	29
Figura 2.9 – Edifício Kyobashi Seiwa, Tóquio, Japão e AMA.....	30
Figura 2.10 – Modelo de um sistema principal equipado com AMH.....	32
Figura 2.11 – Edifício ORC 200, Osaka, Japão.....	35
Figura 2.12 – Dispositivos semi-ativos: a) amortecedor com orifício variável; b) amortecedor de fricção variável; c) amortecedor sintonizado líquido ajustável; d) amortecedor fluido controlável	38
Figura 2.13 – Ponte Walnut Creek, auto-estrada I-35, Estados Unidos com amortecedores semi-ativos	39
Figura 2.14 – Edifício Kajima Shizuoka, Shizuoka, Japão.....	39
Figura 2.15 – a) Edifício Nihon-Kagaku-Miraikan, Museu Nacional de Ciências Emergentes e Inovações em Tóquio, Japão; b) Instalação do amortecedor MR.....	44
Figura 3.1 – Resultados experimentais: a) Força versus tempo; b) Força versus deslocamento; c) Força versus velocidade (modificado - Spencer et al., 1997a)	49
Figura 3.2 – Modelo de Bingham.....	50
Figura 3.3 – Extensão do modelo de Bingham.....	51
Figura 3.4 – Modelo de Bouc-Wen.	51
Figura 3.5 – Modelo Bouc-Wen modificado.	52
Figura 3.6 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos: a) Força versus tempo; b) Força versus deslocamento; c) Força versus velocidade (modificado - Spencer et al., 1997a).....	53

Figura 5.1 – Diagrama de blocos do sistema de controle semi-ativo.	62
Figura 5.2 – Representação gráfica do algoritmo de seleção do sinal de comando.....	64
Figura 5.3 – Função degrau unitário.....	65
Figura 7.1 – Modelo do pórtico tridimensional. Hipótese do diafragma.....	72
Figura 7.2 – Montagem do pórtico tridimensional.....	73
Figura 7.3 – Elemento submetido à flexão.....	74
Figura 7.4 – Modelo de um pórtico plano de dois andares.....	74
Figura 7.5 – Relação entre a coordenada local do pórtico i e as coordenadas globais ambas no pavimento j	78
Figura 7.6 – Modelo tridimensional de um edifício de vários andares.....	79
Figura 8.1 – Modelo experimental do pórtico.....	82
Figura 8.2 – Modelo experimental do pórtico: Lajes.....	84
Figura 8.3 – Modelo experimental do pórtico: Base.....	84
Figura 8.4 – Formas modais do modelo em planta (primeiro pavimento).....	87
Figura 8.5 – Modelo do pórtico tridimensional equipado com dois amortecedores.....	89
Figura 8.6 – Amortecedor MR: a) MR RD-1005-3; b) Modelo de Bouc - Wen modificado	89
Figura 8.7 – Registro escalonado.....	90
Figura 8.8 – Deslocamentos; casos passivo ligado e desligado: a) 1º andar; b) 2º andar..	91
Figura 8.9 – Acelerações; casos passivo ligado e desligado: a) 1º andar; b) 2º andar. ...	92
Figura 8.10 – Variação das forças; casos passivo ligado e desligado: a) 0V; b) 2,5V.....	93
Figura 8.11 – Força nos amortecedores; casos passivo desligado e ligado: a) e b) Força versus deslocamento; c) e d) Força versus velocidade	94
Figura 8.12 – Influência de r . Configuração Ativa 1.....	97
Figura 8.13 – Influência de Q . Caso $r = 10^{-7}$: a) Ativo 1; b) Ativo 2.....	98
Figura 8.14 – Deslocamentos. Controle semi-ativo.....	105
Figura 8.15 – Acelerações. Controle semi-ativo.....	106
Figura 8.16 – Configurações semi-ativa 5; passiva ligada e passiva desligada: a) Variação da voltagem; b) Força nos amortecedores; c) Deslocamentos do primeiro andar; d) Deslocamentos do segundo andar.....	110
Figura 8.17 – Deslocamento do segundo andar; LQG semi-ativo sem ruído: a) Desloca- mento observado; b) Deslocamento real.....	113
Figura 8.18 – Deslocamento do segundo andar; LQG semi-ativo sem ruído; comparação entre os deslocamentos observado e real (detalhe).....	113

Figura 8.19 – Deslocamento do segundo andar; LQG semi-ativo com ruído: a) Deslocamento observado; b) Deslocamento real.....	114
Figura 8.20 – Deslocamento do segundo andar; LQG semi-ativo com ruído; comparação entre os deslocamentos observado e real (detalhe).....	115
Figura 8.21 – LQG semi-ativo sem ruído: a) Força ótima; b) Força nos amortecedores.	115
Figura 8.22 – LQG semi-ativo com ruído: a) Força ótima; b) Força nos amortecedores	117
Figura 8.23 – Deslocamento do segundo andar; LQG semi-ativo com ruído e retardo	119
Figura 8.24 – Deslocamento do segundo andar; LQG semi-ativo com ruído e retardo (detalhe).....	120

LISTA DE SÍMBOLOS

A	- área da seção transversal
A	- matriz de estado do sistema
A'	- parâmetro do amortecedor
a_0, a_1	- constantes de proporcionalidade
AMA	- amortecedor de massa ativo
AMH	- amortecedor de massa híbrido
AMS	- amortecedor de massa sintonizado
AMSM	- amortecedor de massa sintonizado múltiplo
ASA	- amortecedor semi-ativo
B	- matriz que representa a posição dos controladores no espaço de estados
c	- amortecimento do dispositivo de controle
C	- amortecimento do sistema principal
C	- matriz de amortecimento da estrutura
C'	- matriz que informa as variáveis de estado medidas
C^*	- amortecimento generalizado
c_0	- coeficiente de amortecimento viscoso do amortecedor observado em altas velocidades
c_1	- coeficiente de amortecimento viscoso do amortecedor
C_1	- ganho da força de controle
DPC	- Departamento de Proteção Civil Italiano
E	- matriz que representa a posição das forças externas no espaço de estados
E	- módulo de elasticidade longitudinal
$E []$	- valor esperado
E_1	- ganho da força de controle
ER	- eletrorreológico
f	- força no amortecedor
f	- vetor das forças nos amortecedores
f_c	- vetor de controle ótimo
F_i	- força na direção lateral do pórtico i
F_i^*	- força do pórtico i em coordenadas globais
G	- ganho do controle
\mathcal{H}	- Hamiltoniano

$H(\cdot)$	- função degrau unitário
I	- interligado
I	- momento de inércia à flexão
I_p	- momento de inércia à flexão do pilar
I_v	- momento de inércia à flexão da viga
J	- índice de performance
J_1, J_2	- termos do índice de performance J
k	- rigidez do dispositivo de controle
K	- rigidez do sistema principal
\mathbf{K}	- matriz de rigidez da estrutura
K^*	- rigidez generalizada
k_0	- rigidez do amortecedor em altas velocidades
\mathbf{K}_1	- ganho da força de controle
k_1	- rigidez do acumulador
k_e	- matriz de rigidez de um elemento de barra submetido à flexão
\mathbf{K}_{KF}	- ganho do observador
$\hat{\mathbf{K}}$	- matriz de rigidez condensada
$\hat{\mathbf{K}}_i^*$	- matriz de rigidez condensada do pórtico i em coordenadas globais
$\hat{\mathbf{K}}^*$	- matriz de rigidez do pórtico tridimensional
L	- Lagrangiano
L'	- matriz que multiplica o ruído no estado
L_p	- comprimento do pilar do pórtico
L_v	- comprimento da viga do pórtico
L_{vx}	- comprimento do pórtico na direção x
L_{vy}	- comprimento do pórtico na direção y
LQG	- regulador linear quadrático gaussiano
LQR	- regulador linear quadrático
m	- massa do dispositivo de controle
M	- massa do sistema principal
\mathbf{M}	- matriz de massa da estrutura
M^*	- massa generalizada
MR	- magnetorreológico

NI	- não interligado
n'	- parâmetro do amortecedor
p	- carregamento dinâmico
P	- matriz de Riccati
p	- vetor do carregamento dinâmico
p^*	- carregamento generalizado
p_0	- carregamento dinâmico associado aos graus de liberdades com massa nula
p_t	- carregamento dinâmico associado aos graus de liberdades com massa
Q	- matriz de ponderação relativa às variáveis de estado
R	- matriz de ponderação relativa às forças de controle
ReLUIS	- Rede de Laboratórios Universitários Italianos de Engenharia Sísmica
S_i	- matriz de transformação de coordenadas do pórtico i
$\{S\}_i$	- vetor de transformação de coordenadas do pórtico i
S_{KF}	- solução da equação algébrica de Riccati referente ao filtro de Kalman
u	- deslocamento do sistema principal em relação à base
U	- deslocamentos do pórtico completo em coordenadas globais
u	- vetor dos deslocamentos da estrutura
u_{0j}	- deslocamento do andar j na direção z
u_0	- graus de liberdade com massa nula
u_i	- deslocamento do i -ésimo andar relativo à base
u_{ij}	- deslocamento do pórtico i no pavimento j definido no centro de massa da laje
U_n	- n -ésima coordenada generalizada
u_t	- graus de liberdade com massa
u_{xj}	- deslocamento do andar j na direção x
u_{yj}	- deslocamento do andar j na direção y
V_{\max}	- voltagem máxima
w_{ij}	- deslocamento lateral do pórtico i no pavimento j em coordenada locais
x_0	- deslocamento inicial da mola k_1
x_d	- deslocamento do amortecedor na coordenada x
\ddot{x}_g	- aceleração do solo
y	- vetor de medidas
y_d	- deslocamento do amortecedor na coordenada y
z	- vetor estado

\hat{z}	- vetor de estado estimado
$\alpha_{\text{ótimo}}$	- razão de frequência ótima do AMS
α'	- parâmetro do amortecedor que depende da voltagem
β'	- parâmetro do amortecedor
Γ	- matriz que posiciona os controladores
Γ^*	- posição dos dispositivos de controle após redução do sistema a um grau de liberdade
γ'	- parâmetro do amortecedor
$\delta(t - \tau)$	- delta de Dirac
δL	- 1ª variação do Lagrangiano
ζ	- variável auxiliar usada no cálculo da força gerada pelo amortecedor
η	- ruído de medida
θ	- matriz de intensidade do ruído de medida
λ	- multiplicador de Lagrange ou vetor de co-estado
μ'	- razão de massa
v	- voltagem aplicada no amortecedor
ξ	- ruído no estado
$\xi_{\text{ótimo}}$	- razão de amortecimento ótima do AMS
E	- matriz de intensidade ou densidade espectral do ruído de estado
ς	- deslocamento do dispositivo de controle em relação ao sistema principal
μ'	- razão de massa
Λ	- matriz que posiciona as excitações
ϕ_n	- vetor que contém o n -ésimo modo de vibração

1 - INTRODUÇÃO

1.1 - CONTROLE ESTRUTURAL

Estruturas civis devem resistir a carregamentos dinâmicos, tais como: terremotos, ventos e ocupação humana. No entanto, até muito recentemente, edifícios, pontes e outros tipos de construções eram projetados como estruturas passivas que dependiam da sua massa e rigidez para resistir às forças externas, sendo incapazes de se adaptar à dinâmica de um ambiente em constante modificação. Somente nos últimos anos, um número de fatores emergiram, apontando a necessidade de considerar as estruturas com algum grau de adaptabilidade. Esses fatores incluem o aumento na flexibilidade estrutural devido à tendência de construir-se estruturas cada vez mais altas e com vãos maiores, o que implica em estruturas mais vulneráveis à ocorrência de vibrações excessivas provocadas por carregamentos dinâmicos. Outros fatores que levam à necessidade de considerar a adaptabilidade das estruturas são: níveis de segurança elevados exigidos no caso de estruturas mais complexas, mais caras e com funções especiais como usinas nucleares, por exemplo; requisitos de performance mais severos, como restrições de forma no caso de estruturas espaciais; melhor utilização do material; e redução de custos (Soong, 1990).

Neste contexto, novos conceitos de proteção estrutural vêm sendo propostos e apresentam-se em variados estágios de desenvolvimento. O controle estrutural é uma forma de proteção que promove alterações nas propriedades de rigidez e amortecimento da estrutura e pode ser classificado em passivo, ativo, híbrido e semi-ativo.

Sistemas de controle passivo e ativo representam dois extremos dentre as estratégias de controle estrutural disponíveis. O controle passivo é caracterizado por ser independente de fontes externas de energia. Ao contrário, os sistemas de controle ativo são compostos por dispositivos que aplicam força à estrutura e, portanto, dependem de suprimento externo de energia. Existem ainda formas que combinam características dos dois tipos de controle mencionados, sendo elas o controle híbrido e o semi-ativo.

O controle passivo consiste em um ou mais dispositivos que incorporados à estrutura, absorvem ou consomem uma parte da energia transmitida pelo carregamento dinâmico,

reduzindo a dissipação dessa energia nos elementos da estrutura, evitando ou minimizando, assim, possíveis danos (Soong e Dargush, 1997).

Um tipo comum de sistema de controle passivo é o amortecedor de massa sintonizado (AMS), o qual é composto, em sua forma mais simples, por um sistema massa-mola-amortecedor instalado na estrutura (Den Hartog, 1956; Tanaka e Mak, 1983; Magluta, 1993; Tsai e Lin, 1993; Gómez, 2006; Lima, 2007). A partir da década de 1960, iniciou-se a aplicação do AMS em estruturas de engenharia civil e foram instalados muitos desses amortecedores em edifícios altos, pontes, torres e chaminés industriais para o controle de vibrações devido às cargas de vento.

Entretanto, um AMS sintonizado na primeira frequência de vibração da estrutura reduz a resposta associada ao primeiro modo de vibração consideravelmente, porém pode reduzir apenas levemente ou, até mesmo, amplificar as respostas associadas aos modos mais altos (Housner et al., 1997). Além disso, um único AMS é mais sensível às discrepâncias na frequência natural da estrutura e na taxa de amortecimento do amortecedor considerados no projeto.

Essas limitações podem ser vencidas instalando-se mais de um AMS na estrutura, cada um deles sintonizado em uma determinada frequência de vibração. O amortecedor de massa sintonizado múltiplo (AMSM) é composto por um conjunto de dispositivos massa-mola-amortecedor (Igusa e Xu, 1994; Joshi e Jangid, 1997). As massas do AMSM podem ser ligadas diretamente à estrutura a ser controlada, no caso do AMSM não interligado (NI) (Yamaguchi e Harnpornchai, 1993; Igusa e Xu, 1994; Kareem e Kline, 1995; Joshi e Jangid, 1997; Jangid, 1999; Li, 2000; Gu et al., 2001; Chen e Wu, 2003; Magluta et al., 2003; Zuo e Nayfeh, 2004; Li e Zhang, 2005; Battista e Pfeil, 2005; Lee et al., 2006; Gomes, 2006; Valencia, 2007) ou apenas a primeira massa do AMSM pode ser ligada à estrutura, enquanto as demais são ligadas entre si no caso do AMSM interligado (I) (Avila, 2002; Carneiro, 2004; Carneiro et al. 2004, 2006, 2008; Ospina, 2008; Avila e Gonçalves, 2009).

Os avanços na área de controle estrutural apontam para estratégias de controle que prometem ser mais eficientes que os dispositivos puramente passivos principalmente na proteção de estruturas contra carregamentos dinâmicos com componentes aleatórios como

ventos fortes e sismos. Sob essas condições, os dispositivos puramente passivos podem não constituir a opção mais eficiente de controle estrutural e novos tipos de proteção surgem como uma alternativa, o que é caso dos controles ativo, híbrido e semi-ativo.

O controle ativo de estruturas civis tem sido alvo intenso de pesquisas nos últimos trinta anos, desde os trabalhos realizados por Yao (1972). Dispositivos de controle ativo empregam força à estrutura. Eles são integrados a controladores em tempo real e sensores instalados na mesma e atuam simultaneamente com a excitação para melhorar o comportamento estrutural. Sistemas de controle ativo, híbrido e semi-ativo atingiram o estágio de aplicações em escala real e contam com uma série de instalações em edifícios e torres (Soong e Spencer, 2002; Nishitani e Inoue, 2001).

Além do aumento na eficiência do controle da resposta associado aos sistemas de controle ativo, são ainda vantagens deste tipo de controle a relativa insensibilidade às condições do local e à movimentação do solo; aplicabilidade a situações múltiplas de risco, por exemplo, vento forte e terremoto; seletividade dos objetivos do controle. Pode-se enfatizar, por exemplo, o conforto sobre outros aspectos estruturais em fases não-críticas, enquanto uma maior segurança estrutural pode ser o objetivo durante cargas dinâmicas severas (Soong e Spencer, 2002).

Por outro lado, o controle ativo possui limitações como a demanda de grandes quantidades de energia para a geração das forças de controle, o que resulta em custos adicionais, e o fato de geralmente ocorrer falta de energia na ocorrência de terremotos. Além do mais, inserir energia na estrutura pode causar instabilidades no sistema, caso haja mau funcionamento do sistema de controle.

Caberia o estudo das formas alternativas de controle. O controle híbrido é um sistema de controle que combina uma parcela ativa e uma passiva (Xue et al., 1997; Nagashima et al., 2001; Watakabe et al., 2001; Avila, 2002; Ricciardelli et al., 2003; Accioly, 2006). Este tipo de controle é uma forma alternativa que suprime as principais desvantagens dos controles passivo e ativo isoladamente. A parcela ativa entra em funcionamento somente quando a resposta da estrutura excede a capacidade de dissipação de energia da parcela passiva.

Uma outra solução alternativa aos sistemas passivo e ativo é o controle semi-ativo (Sack e Patten, 1994; Dyke, 1996; Dyke et al., 1996; Spencer et al., 1997a; Spencer e Sain, 1997; Dyke et al., 1998; Yang, 2001; Serino e Occhiuzzi, 2003a, b; Basili, 2006). Este tipo de controle tem chamado a atenção dos pesquisadores por combinar vantagens dos controles puramente passivo e puramente ativo. O principal atrativo do controle semi-ativo é possuir a adaptabilidade dos dispositivos de controle ativo sem necessitar de tamanhas fontes de suprimento de energia.

Os dispositivos de controle semi-ativo são caracterizados por não adicionar energia mecânica à estrutura diretamente e ter propriedades que podem variar dinamicamente (Spencer et al., 1997a). Eles podem ser vistos como dispositivos passivos controláveis porque, apesar de suas propriedades de amortecimento e/ou rigidez serem modificadas, os sistemas semi-ativos agem passivamente na estrutura.

Este sistema de controle alia a confiança e a simplicidade típicas de sistemas passivos às características de versatilidade e adaptabilidade dos sistemas completamente ativos (Dyke et al., 1996; Spencer et al., 1997a; Lin et al., 2005; Basili, 2006; Golafshani et al., 2006; Liu et al., 2008; Carneiro et al., 2009; Shook, 2009). Assim como no controle ativo, as propriedades do sistema de controle semi-ativo podem ser modificadas em tempo real para reduzir a resposta do sistema de forma otimizada. No entanto, ao contrário dos dispositivos ativos, os semi-ativos não têm o potencial de desestabilizar o sistema estrutural porque podem somente absorver a energia do sistema por reagir ao movimento estrutural, mas nunca adicionar energia. Além de oferecer a adaptabilidade dos dispositivos de controle ativo ou híbrido, os sistemas semi-ativos não demandam tamanhas fontes de energia. Na verdade, vários deles podem operar com bateria, o que é primordial durante eventos sísmicos quando a fonte principal de energia pode falhar (Dyke et al., 1996; Spencer et al., 1997a).

O caráter de adaptabilidade desses dispositivos torna-os muito eficientes na redução da resposta estrutural para uma vasta gama de condições de carregamentos. Estratégias de controle baseadas em dispositivos semi-ativos têm grandes chances de aceitação como meio viável de proteger estruturas civis contra eventos sísmicos e cargas de vento, uma vez que combinam as melhores características dos sistemas passivo e ativo sem requerer

grandes fontes de energia (Spencer e Sain, 1997). Segundo Soong e Spencer (2002), os sistemas de controle semi-ativo apresentam o potencial de atingir a maioria dos sistemas de controle ativo.

Os amortecedores semi-ativos empregados em aplicações de engenharia civil incluem: amortecedores de orifício variável, isoladores de fricção controláveis, amortecedores sintonizados líquidos ajustáveis e amortecedores fluidos controláveis. Estes últimos merecem destaque principalmente porque, ao contrário dos demais, sua única parte móvel é o pistão do amortecedor, o que os torna mais confiáveis e de manutenção mais fácil (Yang, 2001).

Os chamados fluidos controláveis possuem a capacidade de mudar, reversivelmente, seu comportamento reológico, modificando sua consistência do estado líquido ao semi-sólido por meio da aplicação de um campo elétrico ou magnético em um intervalo de tempo de poucos milissegundos. Dois tipos de fluidos podem ser empregados na fabricação de amortecedores controláveis, são eles: os fluidos eletorreológicos (ER) cujas propriedades são modificadas graças à aplicação de uma corrente elétrica e os fluidos magnetorreológicos (MR) cujas características mudam devido à variação do campo magnético aplicado. A descoberta dos fluidos MR e ER data do final dos anos 1940 (Winslow 1947, 1949; Rabinow, 1948). Em especial, os dispositivos MR são um dos mais promissores tipos de amortecedores semi-ativos para aplicação em estruturas civis em escala real segundo Spencer e Sain (1997).

Apesar de descobertos no final da década de 1940, somente a partir da década de 1990, os fluidos magnetorreológicos superaram o interesse antes voltado para os fluidos eletorreológicos. Os fluidos MR possuem alta resistência, baixa viscosidade e são estáveis num grande intervalo de temperatura (Carlson e Weiss, 1994; Carlson et al., 1995). Os dispositivos MR requerem suprimentos de energia de baixa voltagem que são amplamente disponíveis e têm custo relativamente baixo.

Esses amortecedores podem ser utilizados em diversas situações práticas de interesse das engenharias mecânica, automobilística, civil entre outras (Spencer et al., 1997b; Jolly et al., 1999; Aydar et al., 2007; Ma et al., 2007). Fluidos MR são usados para o desenvolvimento de dispositivos de controle para equipamentos de ginástica, máquinas de lavar domésticas,

sistemas de suspensão e freios automotivos, absorsores de choque linearmente ajustáveis para carros de corrida e estruturas civis sujeitas à excitação sísmica (Carlson et al., 1995; Spencer et al., 1997b; Carlson, 1999; Dyke et al., 1998). Particularmente, a tecnologia dos fluidos MR atende às exigências de escala para aplicações no controle sísmico de estruturas (Dyke et al., 1998).

Para utilizar as vantagens associadas às especificidades dos amortecedores MR, entre elas a capacidade de adaptar suas propriedades, é necessário obter um modelo que reproduza seu comportamento acuradamente. Essa é uma tarefa desafiadora, pois os amortecedores MR apresentam um comportamento tipicamente não-linear, histerético e de difícil modelagem. Spencer et al. (1997a) apresentaram uma revisão de diversos modelos para amortecedores fluidos controláveis (Stanway et al., 1985; Gamota e Filisko, 1991; Wen, 1976) e propuseram um novo modelo para este tipo de dispositivo baseado no modelo de Bouc-Wen (Wen, 1976).

Estratégias de controle que consideram a não-linearidade do dispositivo incluem: controle *bang-bang* (McClamroch e Gavin, 1995; Jansen e Dyke, 2000), controle *clipped optimal* (Dyke, 1996; Dyke et al., 1996), controle *bi-state* (Patten et al., 1994), métodos de controle *fuzzy* (Sun e Goto, 1994) e controle adaptativo não-linear (Gattulli e Romeo, 1999, 2000).

A estratégia de controle *clipped optimal* é apontada na literatura como sendo a mais eficiente para o uso com amortecedores fluidos controláveis (Wang, 2006). Ela leva em consideração que a força gerada pelo amortecedor MR não pode ser comandada diretamente, mas somente a voltagem aplicada no dispositivo pode ser controlada diretamente.

O controle é projetado mediante o conhecimento do vetor de estado da estrutura composto por seus deslocamentos e velocidades ou obtido indiretamente de suas acelerações. Entretanto, em situações práticas, o vetor de estado é obtido por medições e na maioria das vezes é inviável medi-lo por completo. Nesse caso, torna-se necessário estimar as variáveis de estado restantes. A estimativa das variáveis de estado não-mensuráveis é chamada de observação. Um dispositivo ou um programa de computador que estima as variáveis de estado recebe a denominação de observador de estado ou simplesmente observador. O

observador permite estimar o estado completo a partir de informações parciais das medidas de saída.

O filtro de Kalman é um observador ótimo usado para a reconstrução do estado a partir de um sistema estocasticamente perturbado tal como um sismo. Além disso, o projeto do filtro considera outro problema em casos reais, o ruído presente nas medidas. O observador ótimo do tipo filtro de Kalman pode ser associado a um controlador ótimo determinístico do tipo quadrático linear, o que resulta num regulador designado linear quadrático gaussiano (LQG).

1.2 - OBJETIVOS

Esta é uma pesquisa pioneira no Programa de Pós-Graduação em Estruturas e Construção Civil da Universidade de Brasília.

O principal objetivo desta tese de doutorado é estudar o comportamento dinâmico de edifícios para verificar a eficiência do controle semi-ativo, utilizando amortecedores magnetorreológicos, e compará-lo aos controles passivo e ativo.

O trabalho visa ainda fornecer uma revisão bibliográfica sobre os diversos sistemas de controle estrutural atualmente disponíveis, sendo eles: passivo, ativo, híbrido e semi-ativo.

1.3 - METODOLOGIA

Avalia-se, numericamente, a eficiência do controle estrutural aplicado a um modelo de um edifício de dois andares. O controle é exercido por intermédio de amortecedores magnetorreológicos nas modalidades passiva e semi-ativa. Como etapa intermediária do projeto do controle semi-ativo, considera-se também o controle do tipo ativo. As rotinas computacionais desenvolvidas para este trabalho foram implementadas na linguagem de programação de alto nível MATLAB.

Parte desta pesquisa foi realizada na Universidade de L'Aquila, Itália, durante o período de 2006-2007 sob a orientação do Professor Vincenzo Gattulli. Os estudos naquela

universidade foram realizados dentro de uma unidade de pesquisa inserida num projeto conjunto entre a Rede de Laboratórios Universitários Italianos de Engenharia Sísmica (ReLUIIS) e o Departamento de Proteção Civil Italiano (DPC) denominado Projeto ReLUIIS-DPC 2005-2008.

Nesta tese, estuda-se numericamente o mesmo modelo estrutural empregado no Projeto ReLUIIS-DPC 2005-2008. O modelo numérico corresponde a um protótipo experimental em escala 2:3 construído no Laboratório do Departamento de Estruturas, Geotecnia e Geologia aplicada situado na Universidade da Basilicata, Itália. A estrutura estudada é um modelo de um edifício de dois andares de 2m de pé direito cada. A planta retangular apresenta uma distância entre eixos dos pilares de 3m na direção y e 4m na direção x .

Um modelo numérico tridimensional é desenvolvido para representar as propriedades da estrutura. Para isso, considera-se que cada laje é rígida em seu próprio plano e flexível na direção perpendicular. Assim, os deslocamentos horizontais de todos os nós do pavimento são relacionados a três deslocamentos de corpo rígido definidos em seu centro de massa.

O pórtico é submetido a uma aceleração na base correspondente a um registro utilizado no projeto ReLUIIS-DPC 2005-2008, escalonado no tempo e em magnitude para que fosse compatível com as dimensões da estrutura. A excitação é aplicada na base do pórtico em uma dada direção.

Inicialmente, o pórtico é controlado de forma passiva. O controle passivo utiliza amortecedores magnetorreológicos sob voltagem constante, portanto não há variação nas suas propriedades. Duas configurações de controle passivo são utilizadas. Na primeira delas, os dispositivos permanecem desligados durante todo o intervalo de tempo analisado. Na segunda configuração, os dispositivos são ligados e recebem uma voltagem constante igual a 2,5V.

Analisa-se também o desempenho do controle ativo em controlar a estrutura. Dois atuadores são conectados entre a base e o primeiro andar nas mesmas posições dos amortecedores utilizados nas simulações para o controle passivo. Emprega-se a estratégia do regulador linear quadrático para calcular as forças ótimas que são aplicadas nos

atuadores. Realiza-se um estudo da influência das matrizes de ponderação utilizadas no projeto de controle ativo.

Posteriormente, projeta-se um controlador semi-ativo do tipo *clipped optimal* baseado no regulador linear quadrático. O sinal de comando dado aos amortecedores é a voltagem de controle que será aplicada nos dispositivos. Portanto, as forças geradas pelos amortecedores MR são controladas indiretamente, modificando-se a voltagem aplicada no dispositivo. Uma alteração na voltagem representa alterações em algumas propriedades dos amortecedores. Estuda-se, mais uma vez, como as matrizes de ponderação influenciam o desempenho do controle.

Por fim, a influência de três questões de caráter prático são avaliadas no projeto de controle semi-ativo, sendo essas: a dificuldade de medir todas as variáveis de estado da estrutura, a presença de ruído nas medições e um possível retardo na modificação das propriedades dos amortecedores. Um procedimento semelhante ao LQG é desenvolvido para o controle semi-ativo.

Num primeiro momento, determina-se a capacidade do observador em estimar as variáveis de estado não medidas na ausência de ruídos. Posteriormente, realiza-se uma nova análise, incluindo o ruído de medida. Verifica-se como um retardo entre o sinal de comando calculado pelo controlador e uma real alteração na voltagem dos amortecedores poderia prejudicar a eficiência do sistema de controle semi-ativo.

1.4 - DESCRIÇÃO DO TRABALHO

A presente tese de doutorado é constituída de nove capítulos, incluindo este da introdução, a saber:

O segundo capítulo apresenta uma revisão da literatura sobre a evolução das atuais estratégias de controle estrutural. São discutidos os controles passivo, ativo, híbrido e semi-ativo; suas definições; principais dispositivos; exemplos de aplicação em escala real; vantagens e desvantagens; e estudos anteriores sobre o assunto. Particular atenção é dada ao controle semi-ativo e aos dispositivos magnetorreológicos.

No terceiro capítulo, são apresentados vários modelos matemáticos para representar o comportamento não-linear dos amortecedores magnetorreológicos inclusive o modelo de Bouc-Wen modificado implementado neste trabalho.

O quarto capítulo apresenta o regulador linear quadrático como forma de controle ativo e avalia a influência das matrizes de ponderação utilizadas no projeto de controle.

No quinto capítulo, é desenvolvida a estratégia de controle semi-ativo utilizada neste trabalho. Analisa-se também como as matrizes de ponderação influenciam o desempenho do controle.

O sexto capítulo considera a dificuldade de medir todas as variáveis de estado da estrutura numa situação real e a presença de ruído nas medições. A estratégia de controle semi-ativa é alterada para levar em conta essas considerações. Define-se um observador que permite estimar o estado completo a partir de informações parciais das medidas de saída. Associa-se o filtro de Kalman ao problema do regulador linear quadrático no chamado regulador linear quadrático gaussiano. E propõe-se uma estratégia de controle semi-ativa que utiliza o regulador linear quadrático gaussiano.

No sétimo capítulo, é apresentado um modelo tridimensional para representar o pórtico estudado.

O oitavo capítulo apresenta e analisa os resultados; avalia, numericamente, a eficiência do controle estrutural aplicado ao modelo do edifício de dois andares; obtém suas matrizes de rigidez, massa e amortecimento; e analisa-se suas frequências naturais e modos de vibração. A estrutura é submetida a uma aceleração na base. O controle é exercido por intermédio de amortecedores magnetorreológicos nas modalidades passiva e semi-ativa. Considera-se também o controle ativo. São apresentados os deslocamentos e as acelerações dos andares do edifício.

Por último, o nono capítulo é composto das conclusões do trabalho e apresenta sugestões para pesquisas futuras.

2 - REVISÃO DA LITERATURA

Diversas formas de controle estrutural têm sido alvo de pesquisa nas últimas décadas. Dispositivos que variam desde totalmente passivos até puramente ativos foram testados e instalados em estruturas civis. Os sistemas de controle estrutural passivo, ativo, híbrido e semi-ativo atualmente disponíveis são analisados detalhadamente neste capítulo. Discutem-se as características de cada um desses tipos de controle, suas vantagens, desvantagens e aplicações práticas.

2.1 - CONTROLE PASSIVO

O controle passivo tem sido alvo de inúmeros estudos e pesquisas nas últimas décadas. Ele consiste em um ou mais dispositivos independentes de fontes externas de energia, que incorporados à estrutura, absorvem ou consomem uma parte da energia transmitida pelo carregamento dinâmico, reduzindo a dissipação dessa energia nos elementos da estrutura, evitando ou minimizando, assim, possíveis danos (Soong e Dargush, 1997).

2.1.1 - Amortecedor de massa sintonizado (AMS)

Um tipo comum de sistema de controle passivo é o amortecedor de massa sintonizado (AMS) composto, em sua forma mais simples, por um sistema massa-mola-amortecedor instalado na estrutura como mostra a Figura 2.1. O objetivo de se incorporar um AMS a uma estrutura é, basicamente, reduzir a demanda de dissipação de energia nos elementos estruturais sob a ação de cargas dinâmicas. Essa redução é alcançada transferindo-se parte da energia de vibração para o AMS.

O conceito moderno de AMS tem sua origem nos absorvedores de vibração estudados por Frahm em 1909 (Rana e Soong, 1998). A maioria dos primeiros estudos sobre este assunto limitavam-se ao uso do AMS em sistemas de engenharia mecânica, nos quais uma frequência de operação está em ressonância com a frequência fundamental da máquina. No entanto, estruturas civis são submetidas a cargas ambientais, tais como, ventos e terremotos, que possuem muitos componentes de frequência. Por esse motivo, a performance do AMS em um sistema complexo de muitos graus de liberdade, como um

edifício alto, difere dos sistemas estudados na engenharia mecânica (Soong e Dargush, 1997).

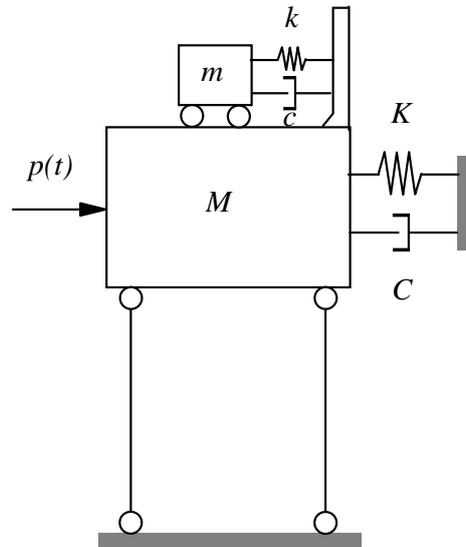


Figura 2.1 - Modelo de um sistema de 1 g.l. equipado com AMS.

A partir da década de 1960, iniciou-se a aplicação do AMS em estruturas de engenharia civil e foram instalados muitos desses amortecedores em edifícios altos, pontes, torres e chaminés industriais para o controle de vibrações devido às cargas de vento. Várias aplicações deste dispositivo em escala real são apresentadas na Tabela 2.1.

Nos Estados Unidos, podem-se citar como exemplos de edifícios equipados com AMS o John Hancock Tower, Boston, 1977 e o Citicorp Center, New York, 1978. Este possui cinquenta e nove andares de altura e massa distribuída de aproximadamente 60.000 t. Testes e observações mostraram que o sistema de controle produz um amortecimento de aproximadamente 4% comparado a 1% do amortecimento original da estrutura e é capaz de reduzir as acelerações dos andares em até 50% (Soong e Dargush, 1997).

No Japão, o primeiro AMS foi instalado no Chiba Port Tower, Tóquio, 1986, um edifício que possui 125m de altura, exibido na Figura 2.2a. A massa empregada, neste caso, pode mover-se em duas direções (x e y). Um esquema desse AMS é apresentado na Figura 2.3. Outro exemplo de aplicação nesse mesmo país é o edifício Crystal Tower, Osaka, 1990, que possui 157m de altura, e é exibido na Figura 2.2b (Soong e Dargush, 1997; Holmes, 1995).

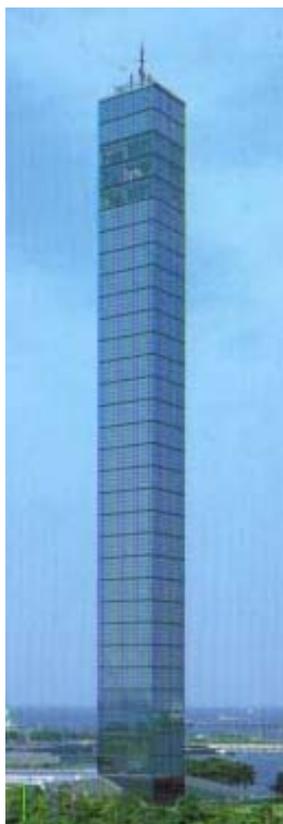
Tabela 2.1 - Aplicações do AMS.

Nome e tipo de estrutura	Cidade/País	Tipo e nº de amortecedores	Data	Outras informações
CN Tower TV (antena, 553m)	Toronto, Canadá	AMS	1973	—
John Hancock Building (edifício, 244m)	Boston, EEUU	AMS (2)	1977	0,14Hz; 2 x 300 t; $\xi = 4\%$
Citicorp Center (edifício, 278m)	New York, EEUU	AMS	1978	0,16Hz; 370 t; $\xi = 4\%$
Sydney Tower (305m)	Sydney, Austrália	AMS (pêndulo)	1980/1	0,10-0,50Hz; 220 t
Al Khobar (2 chaminés, 120m)	Arábia Saudita	AMS	1982	0,44Hz; 7 t
Ruwais Utilities chaminé	Abu Dhabi	AMS	1982	0,49Hz; 10 t
Deutsche Bundespost (torre, 278m)	Nornberg, Alemanha	AMS	1982	0,67Hz; 1,5 t
Yanbu Cement Plant (chaminé, 81m)	Arábia Saudita	AMS	1984	0,49Hz; 10 t
Hydro-Quebec (gerador a vento)	Canadá	AMS	1985	0,7-1,2Hz; 18 t
Chiba Port Tower (edifício, 125m)	Chiba, Japão	AMS (2)	1986	0,43-0,44Hz; 10, 15 t
Pylon, Aratsu Bridge (ponte estaiada)	Japão	AMS	1987	—
Pylon, Yokohama Bay Bridge (ponte)	Yokohama, Japão	AMS	1988	—
Bin Quasim Thermal Power Station (70m)	Paquistão	AMS	1988	0,99Hz; 4,5 t
Tiwest Rutile Plant (chaminé, 43m)	Austrália	AMS	1989	0,92Hz; 0,5 t
Fukuoka Tower (151m)	Fukuoka, Japão	AMS (2)	1989	0,31-0,33Hz; 25, 30 t
Higashiyama Sky Tower (134m)	Nagoya, Japão	AMS	1989	0,49-0,55Hz; 20 t
Pylon, Bannaguru Bridge (ponte)	Japão	AMS	1990	—
Crystal Tower (edifício, 157m)	Osaka, Japão	AMS (2)	1990	0,24-0,28Hz; 180, 360 t
Huis Ten Bosch Domtoren	Nagasaki, Japão	AMS	1990	0,65-0,67Hz; 7,8 t
Hibikiriyokuchi Sky Tower (135m)	Kitakyushu, Japão	AMS	1991	—

Continuação da Tabela 2.1 - Aplicações do AMS.

Nome e tipo de estrutura	Cidade/País	Tipo e nº de amortecedores	Data	Outras informações
HKW chimney (chaminé, 120m)	Frankfurt, Alemanha	AMS	1992	0,86Hz; 10 t
BASF chimney (chaminé, 100m)	Antwerp, Bélgica	AMS	1992	0,34Hz; 8,5 t
Siemens power station (70 m)	Killingholme, Reino Unido	AMS	1992	0,88Hz; 7 t
Rokko island P & G (117m)	Kobe, Japão	AMS (pêndulo)	1993	0,33-0,62Hz; 270 t
Chifley Tower (209m)	Sydney, Austrália	AMS (pêndulo)	1993	400 t
Al Taweeiah chimney (chaminé, 70m)	Abu Dhabi	AMS	1993	1,4Hz; 1,35 t
Akita Tower (112m)	Akita, Japão	AMS	1994	0,41Hz
Edifício Burj Al Arab (321 m)	Dubai, Emirados Árabes	AMS(11)	1999	—
Park Tower (edifício, 257 m)	Chicago	AMS	2000	—
London Millennium Footbridge (ponte de pedestres)	Londres, Inglaterra	AMS (52)	2001	—
Trump World Tower (edifício, 264 m)	Nova York,		2001	—
Taipei 101 (edifício, 509 m)	Taiwan	AMS (3)	2003	—
Spire of Dublin (Monument of Light) (monumento, 120 m)	Dublin, Irlanda	AMS	2003	—
Bloomberg Tower (edifício, 246 m)	Nova York,	AMS	2005	—
Grand Canyon Skywalk (plataforma de pedestres)	Estados Unidos	AMS	2007	—
Shanghai World Financial Center (edifício, 492 m)	Shanghai, China	AMS	2007	—
Comcast Center (edifício 297 m)	Philadelphia, EEUU	AMS	2008	—

Fontes: <<http://nisee.berkeley.edu/prosys/tuned.html>>. Acesso em: 8 jul 2006;
<http://en.wikipedia.org/wiki/Tuned_mass_damper>. Acesso em: 23 jun 2009.



a)



b)

Figura 2.2 - a) Edifício Chiba Port Tower, Tóquio, Japão; b) Edifício Crystal Tower, Osaka, Japão.

Fontes: a) <<http://www2.odn.ne.jp/yoko-tower/towers/chibaport-e.htm>> Acesso em: 10 mar 2004.

b) <http://www.takenaka.co.jp/takenaka_e/quake_e/seishin/seishin.htm> Acesso em: 10 mar 2004.

Vários autores dedicaram-se, nas últimas décadas, ao estudo da performance e funcionamento do AMS, entre eles encontram-se: Den Hartog (1956), Tanaka e Mak (1983), Magluta (1993), Tsai e Lin (1993), Gómez (2006) e Lima (2007).

Den Hartog (1956) desenvolveu uma técnica de otimização com o objetivo de minimizar o deslocamento da estrutura. As considerações feitas nesse trabalho e os parâmetros ótimos encontrados para o dimensionamento do AMS são apresentados no subitem 2.1.1.2.

Tanaka e Mak (1983) examinaram a eficiência de um AMS em reduzir o deslocamento de um edifício submetido à carga de vento. A análise foi realizada tanto numérica como experimentalmente através de ensaios em túnel de vento. Os resultados indicaram a

dependência dos parâmetros ótimos de projeto em relação às características aleatórias da excitação.

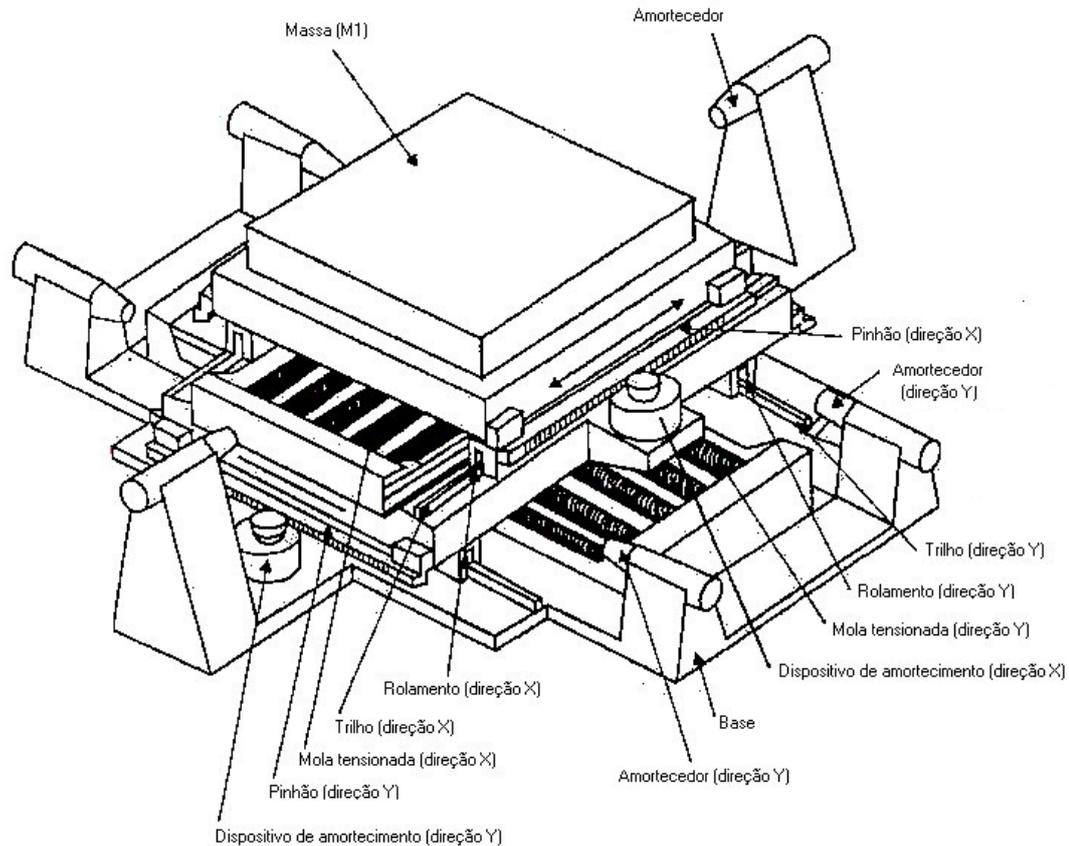


Figura 2.3 - AMS do Chiba Port Tower, Japão.

Fonte: modificado - Ohtake et al., 1992 apud Soong e Dargush, 1997.

Magluta (1993) investigou as vantagens e as limitações do uso de sistemas passivos do tipo massa-mola-amortecedor na redução dos níveis de vibração de uma estrutura, fez considerações sobre a influência dos parâmetros dos amortecedores na eficiência do controle e apontou valores práticos para as razões de massa e de amortecimento. As razões de massa e de frequência foram apontadas como os dois principais parâmetros de influência na eficiência do sistema. O parâmetro de menor importância na maioria dos casos práticos foi a razão de amortecimento. Os resultados apontaram que quanto maior for o deslocamento dinâmico, maior será a eficiência dos absorvedores, por isso os sistemas de absorção devem ser instalados o mais próximo possível dos pontos de maior deslocamento da estrutura principal.

Tsai e Lin (1993) dedicaram-se a verificar se o amortecimento da própria estrutura interfere na eficiência de um sistema de controle dimensionado com parâmetros ótimos encontrados para uma estrutura principal não amortecida. Para isso, consideraram um AMS adicionado a um sistema amortecido e realizaram uma busca numérica dos valores ótimos para as razões de frequência e de amortecimento. Encontraram expressões para obtenção dos parâmetros ótimos através de uma seqüência de ajustes de curvas. Os resultados numéricos mostraram que o AMS é menos eficiente na redução da resposta permanente do sistema quando há um alto nível de amortecimento incorporado à estrutura. Compararam a resposta do sistema amortecido controlado utilizando os parâmetros encontrados através da sua busca numérica, que considera o amortecimento do sistema, à resposta do mesmo sistema com controle dimensionado pelos parâmetros ótimos de Den Hartog (1956), que não considera amortecimento estrutural, e concluíram que uma não difere muito da outra.

Gómez (2006) avaliou a eficiência de um AMS na geometria de pêndulo na redução dos deslocamentos, velocidades e acelerações de uma estrutura quando submetida a excitações dinâmicas. O autor apresentou os parâmetros ótimos do amortecedor (comprimento do cabo e razão de amortecimento do pêndulo) quando a estrutura é submetida a excitações ambientais aleatórias dadas por funções de densidade espectral de potência.

Lima (2007) analisou dinamicamente a laje de um edifício comercial utilizado como academia de ginástica, verificando a resposta da estrutura submetida ao carregamento oriundo das atividades humanas de pular e dançar. A laje foi controlada utilizando AMS. A resposta estrutural foi comparada a critérios de normas internacionais que estabelecem deslocamentos e acelerações admissíveis.

O comportamento de um AMS em uma estrutura pode ser compreendido, considerando o sistema principal de um grau de liberdade (g.l.) da Figura 2.1 equipado com AMS e submetido a uma excitação dinâmica.

As equações de movimento do sistema estrutura/AMS são dadas por

$$M\ddot{u}(t) + C\dot{u}(t) + Ku(t) = c\dot{\zeta}(t) + k\zeta(t) + p(t) \quad (2.1)$$

$$m\ddot{\zeta}(t) + c\dot{\zeta}(t) + k\zeta(t) = -m\ddot{u}(t) \quad (2.2)$$

onde $u(t)$ é o deslocamento do sistema principal em relação à base; $\zeta(t)$ é deslocamento do AMS em relação ao sistema principal; M , C e K são a massa, o amortecimento e a rigidez do sistema principal respectivamente; m , c e k são, respectivamente, a massa, o amortecimento e a rigidez do dispositivo de controle, neste caso do AMS, e $p(t)$ é o carregamento dinâmico.

Sabe-se que um edifício é, na verdade, um sistema mais complexo, que apresenta vários graus de liberdade. Seja um sistema de n graus de liberdade com um AMS instalado como o edifício tipo *shear frame* mostrado na Figura 2.4.

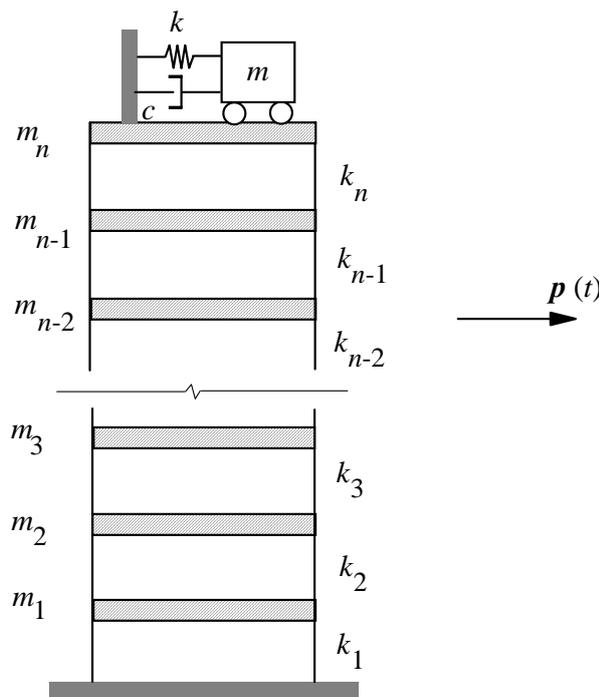


Figura 2.4 - Modelo de um edifício *shear frame* de n g.l. equipado com AMS.

O conjunto sistema principal e AMS possui $n + 1$ equações de movimento expressas por

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{K}\mathbf{u}(t) = \mathbf{p}(t) + \mathbf{\Gamma}(t) \quad (2.3)$$

$$m\ddot{\zeta}(t) + c\dot{\zeta}(t) + k\zeta(t) = -m\ddot{u}_n(t) \quad (2.4)$$

onde $u_i(t)$ é o deslocamento do i -ésimo andar relativo à base, $\Gamma(t) = [0, \dots, c\dot{\zeta}(t) + k\zeta(t)]^T$, M , C e K são as matrizes de massa, amortecimento e rigidez da estrutura respectivamente e $p(t)$ é o vetor de carregamento dinâmico aplicado sobre a estrutura.

Entretanto, os edifícios altos convencionais são estruturas que, em geral, vibram predominantemente em torno de um único modo de vibração, normalmente o primeiro. É possível, neste caso, reduzir o sistema a um grau de liberdade, o que representaria grande economia do esforço computacional.

2.1.1.1 - Sistema reduzido a um grau de liberdade

O vetor de deslocamentos $u(t)$ do sistema de n graus de liberdade apresentado na Figura 2.4 pode ser obtido pela soma de suas componentes modais

$$u(t) = \phi_1 U_1 + \phi_2 U_2 + \dots + \phi_n U_n \quad (2.5)$$

onde ϕ_n é o vetor que contém o n -ésimo modo de vibração do sistema e U_n é a n -ésima coordenada generalizada.

No entanto, os deslocamentos do edifício podem ser suficientemente bem representados tomando-se somente a contribuição relacionada ao primeiro modo de vibração. Para este tipo de estrutura, o vetor de deslocamentos pode, então, ser representado pelo primeiro termo do lado direito da Equação (2.5), logo

$$u(t) = \phi_1 U_1 \quad (2.6)$$

Introduzindo a Equação (2.6) e suas derivadas na Equação (2.3) e pré-multiplicando-a pelo vetor ϕ_1 transposto, obtém-se

$$\phi_1^T M \phi_1 \ddot{U}_1 + \phi_1^T C \phi_1 \dot{U}_1 + \phi_1^T K \phi_1 U_1 = \phi_1^T p(t) + \phi_1^T \Gamma(t) \quad (2.7)$$

onde T representa a transposta do vetor.

Sabe-se que as matrizes \mathbf{M} e \mathbf{K} são ortogonais com relação aos modos de vibração, da mesma maneira que a matriz \mathbf{C} se o amortecimento for proporcional ou de Rayleigh. Nesse caso, a matriz de amortecimento é dada por

$$\mathbf{C} = a_0 \mathbf{M} + a_1 \mathbf{K} \quad (2.8)$$

onde a_0 e a_1 são constantes.

Admitindo essas considerações, a Equação (2.7) pode ser reescrita como

$$\mathbf{M}^* \ddot{\mathbf{U}}_1 + \mathbf{C}^* \dot{\mathbf{U}}_1 + \mathbf{K}^* \mathbf{U}_1 = \mathbf{p}^*(t) + \mathbf{\Gamma}^*(t) \quad (2.9)$$

onde $\mathbf{M}^* = \boldsymbol{\phi}_1^T \mathbf{M} \boldsymbol{\phi}_1$; $\mathbf{C}^* = \boldsymbol{\phi}_1^T \mathbf{C} \boldsymbol{\phi}_1$; $\mathbf{K}^* = \boldsymbol{\phi}_1^T \mathbf{K} \boldsymbol{\phi}_1$; $\mathbf{p}^*(t) = \boldsymbol{\phi}_1^T \mathbf{p}(t)$; $\mathbf{\Gamma}^*(t) = \boldsymbol{\phi}_1^T \mathbf{\Gamma}(t)$.

A Equação (2.9) é equivalente à equação de movimento de um sistema de um g.l. (Equação (2.1)), porém, na Equação (2.9), propriedades modais são utilizadas ao invés de parâmetros físicos.

2.1.1.2 - Parâmetros ótimos do AMS

No projeto de um AMS, procura-se diminuir a amplitude do pico de ressonância para o valor mais baixo possível, de modo que as amplificações sejam menores ao longo de uma ampla faixa de frequências próxima à frequência de ressonância. Na tentativa de obter o menor pico de ressonância é necessário determinar os parâmetros do AMS que possibilitem uma solução otimizada. Vários critérios para a determinação desses parâmetros são apresentados na literatura (Soong e Dargush, 1997). Entre eles, há o proposto por Den Hartog (1956), o qual desenvolveu uma técnica de otimização com o objetivo de minimizar o deslocamento da estrutura ao considerar um sistema não amortecido ($\mathbf{C} = 0$) submetido a uma excitação harmônica senoidal. Nesse estudo, foram obtidas expressões para a determinação dos parâmetros ótimos do AMS. A razão de frequência ótima $\alpha_{\text{ótimo}}$ e a razão de amortecimento ótima do AMS $\xi_{\text{ótimo}}$, ambas definidas

como a razão entre as propriedades do AMS e do sistema principal, são dadas, respectivamente, por

$$\alpha_{\text{ótimo}} = \frac{1}{1 + \mu'} \quad (2.10)$$

$$\xi_{\text{ótimo}} = \sqrt{\frac{3\mu'}{8(1 + \mu')^3}} \quad (2.11)$$

onde μ' é a razão de massa, $\mu' = m/M$.

Portanto, um AMS otimizado dessa forma pode ter suas propriedades de massa, rigidez e amortecimento calculadas através destas expressões para um valor de razão de massa previamente estipulado.

Uma consideração importante a ser feita é que, em edifícios altos, um AMS sintonizado na primeira frequência de vibração da estrutura reduz a resposta associada ao primeiro modo de vibração consideravelmente, porém pode reduzir apenas levemente ou, até mesmo, amplificar as respostas associadas aos modos mais altos (Housner et al., 1997). Além disso, um único AMS é mais sensível às discrepâncias na frequência natural da estrutura e na taxa de amortecimento do amortecedor considerados no projeto. Essas limitações podem ser vencidas instalando-se mais de um AMS na estrutura, cada um deles sintonizado em uma determinada frequência de vibração.

2.1.2 - Amortecedor de massa sintonizado múltiplo (AMSM)

O amortecedor de massa sintonizado múltiplo (AMSM) é um controlador do tipo passivo, composto por um conjunto de dispositivos massa-mola-amortecedor (Igusa e Xu, 1994; Joshi e Jangid, 1997). As massas do AMSM podem ser ligadas diretamente à estrutura a ser controlada, no caso do AMSM não interligado (NI) mostrado na Figura 2.5, ou apenas a primeira massa do AMSM pode ser ligada à estrutura, enquanto as demais são ligadas entre si no caso do AMSM interligado (I) (Avila, 2002; Carneiro, 2004; Carneiro et al. 2004, 2006, 2008; Avila e Gonçalves, 2009) exibido na Figura 2.6.

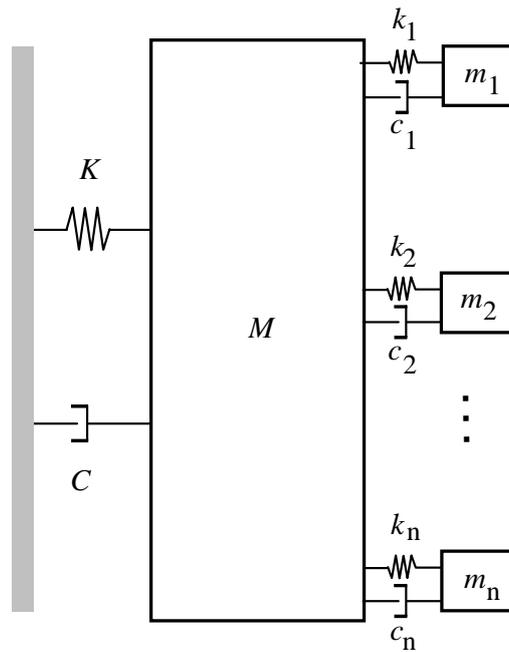


Figura 2.5 - Modelo de um sistema principal equipado com AMSM (NI).

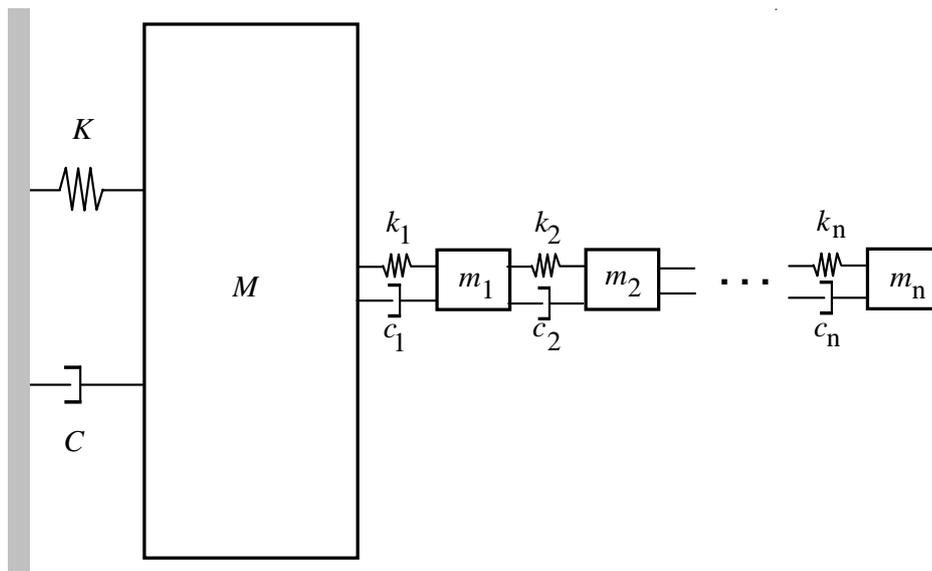


Figura 2.6 - Modelo de um sistema principal equipado com AMSM (I).

As frequências do AMSM podem ser distribuídas em torno da frequência natural correspondente ao modo a ser controlado e, por isso, o AMSM é menos sensível do que um único AMS às discrepâncias na frequência natural da estrutura e na taxa de amortecimento do amortecedor considerados no projeto (Yamaguchi e Harnpornchai, 1993; Igusa e Xu,

1994; Kareem e Kline, 1995; Joshi e Jangid, 1997; Li, 2000; Chen e Wu, 2003; Magluta et al., 2003).

A eficiência e a robustez do AMSM estão relacionadas aos parâmetros dos amortecedores, a mencionar: intervalo no qual as frequências dos amortecedores são distribuídas ou largura de banda de frequências, número de amortecedores, razão de amortecimento, razão de massa e razão de frequência entre as propriedades do amortecedor e do sistema principal.

Vários pesquisadores têm estudado a determinação de parâmetros que otimizem o funcionamento do AMSM (NI). Yamaguchi e Harnpornchai (1993) analisaram a eficiência de um AMSM em suprimir a resposta de um sistema de um grau de liberdade excitado harmonicamente. As características fundamentais do AMSM foram investigadas analiticamente para diferentes números de amortecedores, encontrando intervalos de frequências e razões de amortecimento ótimos. Igusa e Xu (1994) otimizaram um AMSM em relação à massa total com as frequências naturais dos amortecedores distribuídas em torno de um determinado intervalo de frequências. Kareem e Kline (1995) estudaram as características dinâmicas e a eficiência do AMSM quando aplicadas cargas aleatórias de vento e terremoto à estrutura. Joshi e Jangid (1997) investigaram parâmetros ótimos para um AMSM aplicado ao controle da resposta dinâmica de estruturas submetidas à excitação na base em um modo de vibração específico. Jangid (1999) investigou parâmetros ótimos para AMSM para diferentes razões de massa e diferentes números de amortecedores através de uma busca numérica. Li (2000) estudou um AMSM com distribuição uniforme das frequências naturais para atenuar vibrações indesejáveis em estruturas. Gu et al. (2001) estudaram a redução da vibração irregular da ponte Yangpu usando AMSM. Li e Liu (2003) propuseram oito modelos de AMSM para avaliar e comparar suas performances em controle. Poovarodom et al. (2003) utilizaram um AMSM com amortecimento não-linear para reduzir vibrações induzidas pelo homem em uma passarela de pedestres. Zuo e Nayfeh (2004) propuseram uma abordagem numérica para maximizar o amortecimento mínimo dos modos, considerando AMSM com amortecimentos viscoso e histerético. Li e Zhang (2005) analisaram oito modelos de AMSM, com parâmetros uniformemente distribuídos em torno de valores médios, e buscaram valores ótimos para a largura de banda, a razão de amortecimento e a razão de frequência. Battista e Pfeil (2005) instalaram um sistema de AMSM na ponte Rio - Niterói para evitar grandes amplitudes de oscilações

induzidas por desprendimento de vórtices. Lee et al. (2006) otimizaram um AMSM com amortecedores instalados em diferentes pavimentos de estruturas com vários graus de liberdade. Gomes (2006) realizou um estudo numérico do comportamento dinâmico de uma passarela de pedestres submetida às ações humanas de caminhar e correr. Foram realizadas simulações numéricas com diferentes configurações de amortecedores de massa sintonizados múltiplos (AMSM). Valencia (2007) analisou numericamente, através do software ANSYS, o número e a posição mais eficiente dos AMSM para vigas com diferentes configurações de apoio.

Apesar dos AMSM (NI) terem sido muito investigados na literatura, a interligação das massas do AMSM é um assunto ainda pouco explorado. A principal vantagem dos AMSM com massas interligadas pode ser a diminuição dos deslocamentos dos amortecedores e, portanto, do espaço necessário para sua instalação. Neste âmbito, Carneiro (2004) e Carneiro et al. (2004, 2006, 2008) estudaram o comportamento dos AMSM instalados em edifícios altos para vários números de massas e avaliaram o efeito da interligação entre as mesmas em sua performance. Foi realizado um estudo paramétrico, baseado no procedimento de busca numérica *Min. Max.* a fim de determinar parâmetros que conduzissem a uma melhor eficiência do AMSM (I) para diferentes números de massas. Ospina (2008) analisou o efeito da interligação de massas do AMSM e determinou equações que governam o sistema de AMSM (I) por meio de um ajuste de curvas baseado no método dos mínimos quadrados. Avila e Gonçalves (2009) estudaram um AMSM com duas massas em quatro diferentes configurações, considerando ou não interligação dos amortecedores e variando a forma como estes são ligados à massa principal. Conduziu-se um estudo paramétrico para otimizar cada configuração.

2.2 - CONTROLE ATIVO

Por outro lado, os avanços na área de controle estrutural apontam para estratégias de controle que prometem ser mais eficientes que os dispositivos puramente passivos principalmente na proteção de estruturas contra carregamentos dinâmicos de caráter aleatório como ventos fortes e sismos. Nessas condições, os dispositivos puramente passivos podem não constituir a opção mais eficiente de controle estrutural e novos tipos de proteção surgem como uma alternativa, o que é caso dos controles ativo, híbrido e semi-ativo.

O uso de sistemas de controle ativo e de combinações de sistemas ativos e passivos, como os sistemas híbrido e semi-ativo, têm recebido atenção considerável nos últimos anos como forma de proteção estrutural contra cargas sísmicas (Soong e Spencer, 2002). O rápido crescimento do interesse e do desenvolvimento desses sistemas de controle são devidos, em parte, a diversos esforços de pesquisa coordenados, marcados por uma série de eventos como mostra a Tabela 2.2.

Tabela 2.2 – Eventos sobre controle estrutural ativo.

Ano	Evento
1989	<i>US Panel on Structural Control Research</i> (EUA)
1990	<i>Japanese Panel on Structural Response Control</i> (Japão)
1991	<i>Five-year Research Initiative on Structural Control</i> (EUA)
1993	<i>European Association for Control of Structures</i>
1994	<i>International Association for Structural Control</i>
1994	<i>First World Conference on Structural Control</i> (Pasadena, EUA)
1996	<i>First European Conference on Structural Control</i> (Barcelona, Espanha)
1998	<i>Chinese Panel for Structural Control</i>
1998	<i>Korean Panel for Structural Control</i>
1998	<i>Second World Conference on Structural Control</i> (Kyoto, Japão)
2000	<i>Second European Conference on Structural Control</i> (Paris, França)
2002	<i>Third World Conference on Structural Control</i> (Como, Itália)
2004	<i>Third European Conference on Structural Control</i> (Viena, Áustria)
2006	<i>Fourth World Conference on Structural Control</i> (São Diego, EUA)
2008	<i>Fourth European Conference on Structural Control</i> (São Petersburgo, Rússia)

Fonte principal: Chu et al., 2005.

O controle ativo de estruturas civis tem sido alvo intenso de pesquisas nos últimos trinta anos desde os trabalhos realizados por Yao (1972). Sistemas de controle ativo, híbrido e semi-ativo atingiram o estágio de aplicações em escala real e contam com uma série de instalações em edifícios e torres como mostra a Tabela 2.3.

Em engenharia estrutural, o controle ativo é conhecido como a área de pesquisa na qual o movimento de uma estrutura é controlado ou modificado por meio da ação de um sistema que possui algum suprimento externo de energia. Os sistemas de controle ativo são dispositivos que empregam força integrados a controladores em tempo real e sensores instalados na estrutura. Eles atuam simultaneamente com a excitação para melhorar o comportamento estrutural e aumentar as condições de serviço e a segurança (Soong, 1990).

Tabela 2.3 – Aplicações de controle ativo, híbrido e semi-ativo.

País	Edifício	Cidade	Ano de conclusão	Uso	No. de andares/ altura	Dispositivo de controle
Japão	Kyobashi Seiwa Building	Tóquio	1989	Escritórios	11	AMA
	Kajima Research Laboratory No. 21	Tóquio	1990	Escritórios	3	ASA
	Shimizu Technology Laboratory	Tóquio	1991	Laboratório	7	AMA
	Applause Tower	Osaka	1992	Hotel, escritórios e teatro	34	AMA
	Osaka ORC200	Osaka	1992	Hotel e escritórios	50	AMH
	Sendagaya INTES Building	Tóquio	1992	Escritórios	11	AMH
	Hankyu Chayamachi Building	Osaka	1992	Escritórios e hotel	34	AMH
	Kansai International Airport	Osaka	1992	Torre de controle	88 m	AMH
	Land Mark Tower	Yokohama	1993	Escritórios e hotel	70	AMH
	Long Term Credit Bank	Tóquio	1993	Escritórios	21	AMH
	Ando Nishikicho Building	Tóquio	1993	Escritórios	14	AMH
	NTT Kuredo MotomachBuilding	Hiroshima	1993	Escritórios e hotel	35	AMH
	Penta-Ocean Experimental Building	Tóquio	1994	Experimental	6	AMH
	Shinjuku Park Tower	Tóquio	1994	Escritórios e hotel	52	AMH
	Dowa Fire and Marine Insurance	Osaka	1994	Escritórios	29	AMH
	Porte Kanazawa	Kanazawa	1994	Escritórios e hotel	30	AMA
	Mitsubishi Heavy Industry	Yokohama	1994	Escritórios	34	AMH
	Hamamatsu ACT Tower	Hamamatsu	1994	Escritórios e hotel	212 m	AMH
	Riverside Sumida	Tóquio	1994	Escritórios	33	AMA
	Hotel Ocean 45	Miyazaki	1994	Hotel	43	AMH
	RIHGA Royal Hotel	Hiroshima	1994	Hotel	35	AMH
	Hikarigaoko J City Building	Tokyo	1994	Escritórios e hotel	46	AMH
	Osaka WTC Building	Osaka	1995	Escritórios	52	AMH
	Dowa Kasai Phoenix Tower	Osaka	1995	Escritórios	28	AMH
	Rinku Gate Tower Building	Osaka	1995	Escritórios e hotel	56	AMH
	Hirobe Miyake Building	Tóquio	1995	Escritórios e residências	9	AMH
	Plaza Ichihara	Chiba	1995	Escritórios	12	AMH
	Herbis Osaka	Osaka	1997	Hotel	38	AMA
	Nisseki Yokohama Building	Yokohama	1997	Escritórios	30	AMH
	Itoyama Tower	Tóquio	1997	Escritórios e residências	18	AMH
Otis Shibyama Test Tower	Chiba	1998	Laboratório	39	AMH	
Bunka Gakuen	Tóquio	1998	Escola	20	AMH	
Daiichi Hotel Oasis Tower	Ohita	1998	Escritórios e hotel	21	AMH	
Oita Oasis Plaza 21	Oita	1998	Escritórios e hotel	20	AMH	
Odakyu Southern Tower	Tóquio	1998	Escrit. e hotel	36	AMH	

Continuação da Tabela 2.3 – Aplicações de controle ativo, híbrido e semi-ativo.

País	Edifício	Cidade	Ano de conclusão	Uso	No. de andares/ altura	Dispositivo de controle
Japão	Kajima Shizuoka Building	Shizuoka	1998	Escritórios	5	ASA
	Sotetsu Takashimaya Kyoto Building	Yokohama	1998	Hotel	27	AMH
	Shinagawa Inter City Building	Tóquio	1998	Escritórios	32	AMH
	Century Park Tower	Tóquio	1999	Residencial	54	AMH
	Nihon-Kagaku-Miraikan, Museu Nacional de Ciências Emergentes e Inovações	Tóquio	2001	Museu		ASA
EEUU	USA Highway I-35 Bridge	OK	1997	Estrada	–	ASA
Taiwan	Taiwan TC Tower	Kaoshiung	1999	Escritórios	85	AMH
	Shin-Jei Building	Taipei	1999	Escritórios e comércio	22	AMH
China	China Nanjing Communication Tower	Nanjing	1999	Comunicações	310 m	AMA

AMA: amortecedor de massa ativo, AMH: amortecedor de massa híbrido, ASA: amortecedor semi-ativo.

Fontes principais: Soong e Spencer, 2002; Nishitani e Inoue, 2001.

Um sistema de controle ativo apresenta a configuração esquemática exibida na Figura 2.7 e consiste em:

- Sensores localizados na estrutura para medir excitações externas e/ou variáveis da resposta estrutural;
- Dispositivos para processar a informação medida e para calcular as forças de controle necessárias com base em um algoritmo de controle;
- Atuadores, geralmente alimentados por fontes de energia externa, para produzir as forças demandadas.

O edifício responde à excitação e os sensores instalados em determinados andares medem essa resposta, em alguns casos medem também a aceleração do solo, enviando os dados ao controlador em tempo real. De posse das respostas medidas e, utilizando um algoritmo de controle específico, o controlador determina o sinal de controle que deve ser dado aos atuadores. Depois de receberem o sinal de controle, os atuadores efetuam a ação de controle específica, por exemplo, movimentam a massa de um amortecedor de massa ativo (AMA) (Nishitani e Inoue, 2001).

A configuração de controle é do tipo malha fechada quando somente as variáveis de resposta estrutural são medidas. Nesse caso, a resposta estrutural é monitorada

continuamente e essa informação é usada para fazer correções contínuas às forças de controle aplicadas. Entretanto, a configuração é dita de malha aberta quando as forças de controle são reguladas somente através da excitação medida, que pode ser obtida para sismos pela medição das acelerações na base da estrutura. Uma combinação dessas duas configurações é denominada malha aberta / malha fechada, termo usado quando a resposta e a excitação são utilizadas no projeto de controle (Soong, 1990).

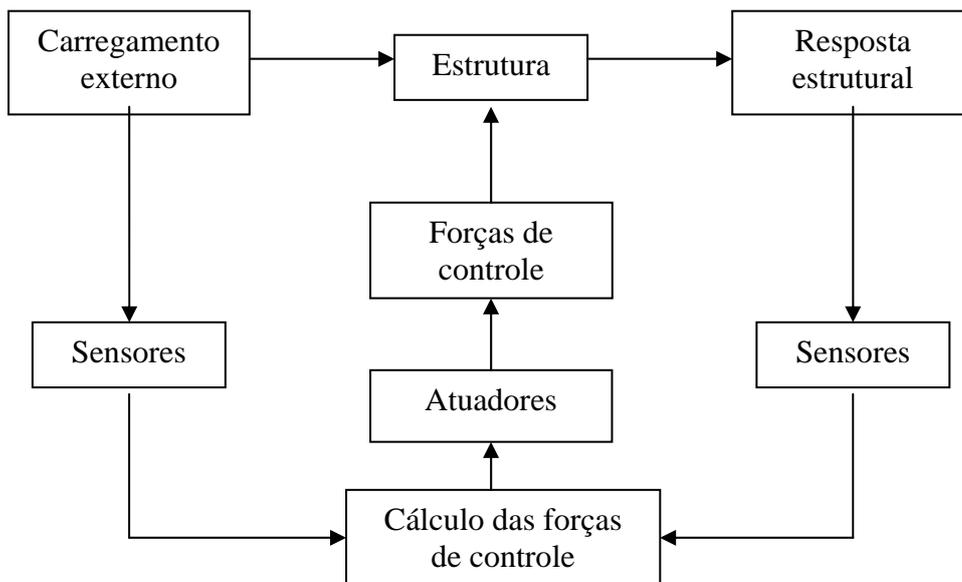


Figura 2.7 - Diagrama esquemático do controle ativo (Soong, 1990).

As equações de movimento de um sistema estrutural de n graus de liberdade submetido a um carregamento externo $\mathbf{p}(t)$ e a forças de controle ativo $\mathbf{f}(t)$ são dadas por

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{K}\mathbf{u}(t) = \mathbf{\Gamma}\mathbf{f}(t) + \mathbf{A}\mathbf{p}(t) \quad (2.12)$$

onde $\mathbf{f}(t)$ é o vetor ($m \times 1$) das forças de controle; $\mathbf{\Gamma}$ e \mathbf{A} são as matrizes ($n \times m$) e ($n \times r$) que fornecem a posição dos m controladores e das r forças externas respectivamente.

Suponha que a configuração malha aberta / malha fechada seja usada e que a força de controle $\mathbf{f}(t)$ seja uma função linear do vetor de deslocamentos medido $\mathbf{u}(t)$, do vetor de velocidades $\dot{\mathbf{u}}(t)$ e da excitação $\mathbf{p}(t)$, portanto o vetor da força de controle assume a forma

$$f(t) = \mathbf{K}_1 \mathbf{u}(t) + \mathbf{C}_1 \dot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{E}_1 p(t) \quad (2.13)$$

onde \mathbf{K}_1 , \mathbf{C}_1 e \mathbf{E}_1 são ganhos da força de controle.

Substituindo a Equação (2.13) na Equação (2.12), obtém-se

$$M\ddot{u}(t) + (C - \Gamma C_1)\dot{u}(t) + (K - \Gamma K_1)u(t) = (\mathcal{A} + \Gamma E_1)p(t) \quad (2.14)$$

Uma comparação entre as Equações (2.14) e (2.12) permite verificar que a parcela de controle relativa à malha fechada modifica os parâmetros da estrutura (rigidez e amortecimento) de forma que ela possa responder mais favoravelmente ao carregamento externo. Por outro lado, o efeito do componente malha aberta é reduzir ou eliminar a excitação. Dessa forma, o conceito de controle ativo é extremamente atrativo uma vez que modifica as propriedades da estrutura, alternando a forma como ela reage às excitações, e também atua diretamente na redução do nível de excitação transmitido pelo carregamento.

Existem vários mecanismos de controle ativo, entre eles: amortecedores de massa ativos (Figura 2.8), cabos tensionados, contraventamento ativo, sistemas de rigidez variável e geradores de pulso (Soong, 1990).

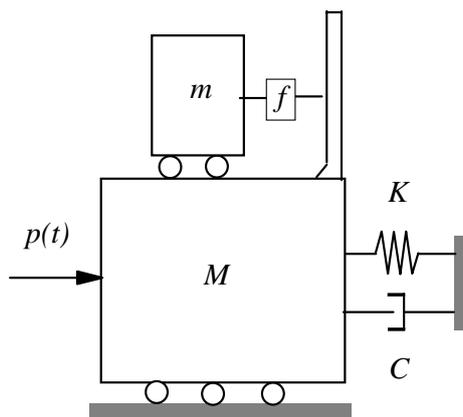


Figura 2.8 - Modelo de um sistema principal equipado com AMA.

O primeiro caso de implementação do controle ativo em escala real ocorreu no edifício Kyobashi Seiwa em Tóquio, Japão. Trata-se de um edifício de onze andares construído em aço, no qual foram instalados dois amortecedores de massa ativos conforme ilustra a Figura 2.9. Neste caso, o papel do sistema ativo foi reduzir a vibração do edifício sob ventos fortes e excitações sísmicas moderadas e, conseqüentemente, aumentar o conforto dos seus ocupantes. Limitações de espaço severas impossibilitaram o uso de um sistema de amortecedor híbrido. Esse motivo também influenciou a escolha do AMA como o sistema de controle aplicado no Nanjing Communication Tower em Nanjing, China (Soong e Spencer, 2002). Essas e outras estruturas equipadas com AMA encontram-se na Tabela 2.3.

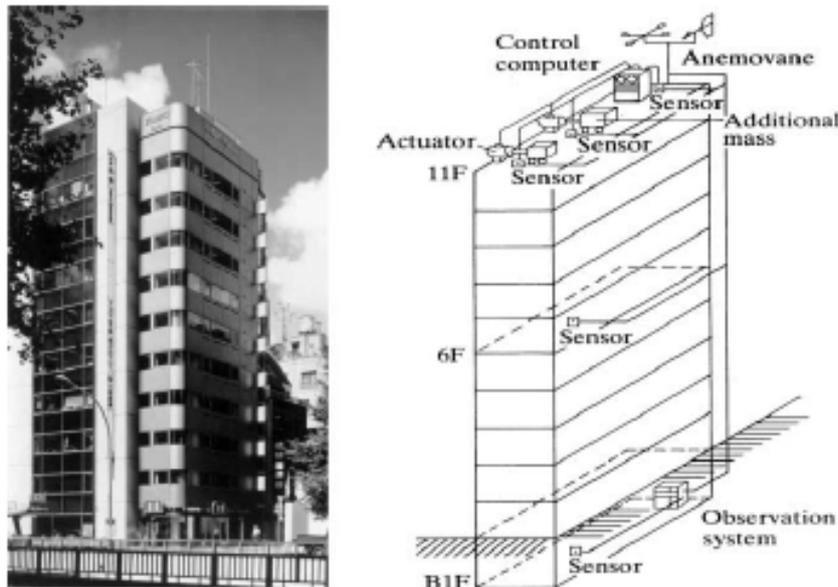


Figura 2.9 - Edifício Kyobashi Seiwa, Tóquio, Japão e AMA.
Fonte: Kobori, 1994 apud Soong e Spencer, 2002.

A proteção extra produzida pelo controle ativo é interessante quando se considera o alto custo de algumas estruturas recentes de grande porte, tais como, plataformas *off-shore* ou estruturas que atendem funções especiais como hospitais e centrais nucleares (Soong, 1990). Além disso, as formas de controle passivo atuais e de isolamento de base podem ser consideradas estruturalmente invasivas no caso de se incorporar um sistema de controle a uma estrutura existente. Sistemas ativos podem ser mais eficazes e podem ser incorporados em uma estrutura existente com menos interferência. Uma outra vantagem do controle

ativo em relação ao passivo é que o controle ativo pode ser eficaz em reduzir a resposta estrutural ao longo de uma faixa de frequências mais ampla que o controle passivo, uma vez que é capaz de se adaptar às mudanças de parâmetro do carregamento e de projeto. A tentativa de controlar uma faixa de frequências ampla utilizando um amortecedor de massa sintonizado, por exemplo, acarretaria no uso de várias massas, AMSM. Mesmo que o sistema de AMSM seja mais eficiente que um AMS, ele ainda está sujeito à perda de eficiência provocada por discrepâncias na frequência natural da estrutura e nas propriedades dos amortecedores considerados no projeto.

Além do aumento na eficiência do controle da resposta associado aos sistemas de controle ativo, são ainda vantagens deste tipo de controle a relativa insensibilidade às condições do local e à movimentação do solo; aplicabilidade a situações múltiplas de risco, por exemplo, vento forte e terremoto; seletividade dos objetivos do controle, pode-se enfatizar, por exemplo, o conforto sobre outros aspectos estruturais em fases não-críticas, enquanto uma maior segurança estrutural pode ser o objetivo durante cargas dinâmicas severas (Soong e Spencer, 2002). Por todos esses motivos, o estudo do controle estrutural ativo é uma extensão lógica da tecnologia de controle passivo (Soong, 1990).

Entretanto, o controle ativo possui limitações como a demanda de grandes quantidades de energia para a geração das forças de controle, que resulta em custos adicionais, e o fato de geralmente ocorrer falta de energia na ocorrência de terremotos. A maioria dos sistemas de amortecedores de massa que utilizam energia elétrica são projetados para parar de operar durante um evento sísmico forte. Além do mais, inserir energia na estrutura pode causar instabilidades no sistema caso haja mau funcionamento do sistema de controle. Para sismos fortes, o uso de isolamento de base ainda tem sido a escolha que mais cresce em número de aplicações no Japão. Estratégias mais avançadas de controle ativo para esse caso devem ser desenvolvidas visando uso de menos energia e melhor performance (Nishitani e Inoue, 2001).

2.3 - CONTROLE HÍBRIDO

O termo controle híbrido refere-se a um sistema de controle que combina uma parcela ativa e uma passiva. A parcela ativa entra em funcionamento somente quando a resposta da estrutura excede a capacidade de dissipação de energia da parcela passiva (Xue et al.,

1997). Grande parte dos estudos existentes até o momento em controle híbrido volta-se para o controle de vibrações causadas por eventos sísmicos (Avila, 2002).

Este tipo de controle pode ser visto como uma forma alternativa que suprime as principais desvantagens dos controles passivo e ativo isoladamente. A principal desvantagem do controle passivo seria a perda de eficiência para excitações fora da faixa de frequência para a qual foi projetado, enquanto o controle puramente ativo teria como desvantagem a demanda de grandes quantidades de energia para a geração das forças de controle (Avila, 2002). Como uma parcela do objetivo de controle é efetuada pelo sistema passivo, o esforço exigido ao controle ativo é menor, portanto o consumo de energia também é menor. No caso de falta de energia elétrica, o componente passivo do controle ainda oferece proteção, ao contrário de um sistema de controle totalmente ativo (Soong e Spencer, 2002).

Uma forma de controle híbrido é o amortecedor de massa híbrido (AMH), uma combinação de um AMS e um atuador de controle ativo como mostra a Figura 2.10. Ele pode ser analisado tanto como um modo de melhorar a performance de um AMS pela adição de um atuador, como uma maneira de reduzir as forças de controle e o consumo de energia elétrica de um AMA devido à adição de uma mola e um amortecedor entre a massa auxiliar e a estrutura principal (Ricciardelli et al., 2003).

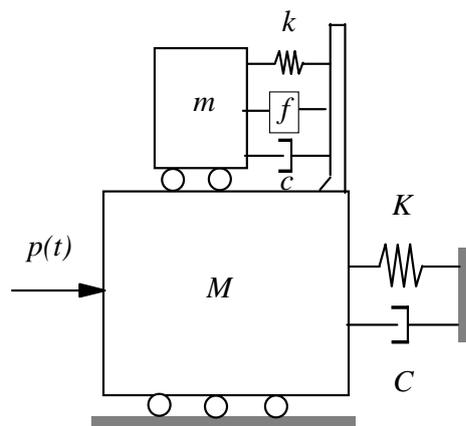


Figura 2.10 - Modelo de um sistema principal equipado com AMH.

As equações de movimento de um sistema de vários graus de liberdade com um AMH são semelhantes às dadas para um sistema conectado a um AMS. Elas diferem pela inclusão da parcela relativa à força de controle $f(t)$, que atua no AMH.

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{K}\mathbf{u}(t) = \mathbf{p}(t) + \mathbf{\Gamma} [c\dot{\zeta}(t) + k\zeta(t) - f(t)] \quad (2.15)$$

$$m\ddot{\zeta}(t) + c\dot{\zeta}(t) + k\zeta(t) = -m\ddot{u}_n(t) + f(t) \quad (2.16)$$

onde $\zeta(t)$ é o deslocamento do AMH em relação ao andar onde está instalado e $\mathbf{\Gamma}$ é o vetor de localização do AMH.

O elemento Γ_j do vetor $\mathbf{\Gamma}$ é dado por

$$\Gamma_j = \begin{cases} 0, & j \neq i \\ 1, & j = i \end{cases} \quad (2.17)$$

onde i é o andar onde está instalado o AMH.

Nagashima et al. (2001) desenvolveram um AMH utilizando um pêndulo e um atuador linear. Esse sistema foi aplicado a um edifício de trinta e seis andares situado em Tóquio, Japão, submetido a ventos fortes. Testes de vibração livre e controle de vibrações causadas pelo vento (Typhoon 9810, 1998) foram utilizados para verificar a performance do sistema de controle. Um pacote computacional (LMS CADA-X Modal) foi utilizado para obter os períodos naturais e os fatores de amortecimento dos três primeiros modos de vibração baseado na análise modal das funções de resposta em frequência. O edifício foi modelado como trinta e seis massas discretas conectadas por elementos de viga tridimensionais. As matrizes de rigidez, amortecimento e massa foram, posteriormente, condensadas estaticamente para que cada andar passasse a ter três graus de liberdade. Dois AMH de mesma especificação foram instalados no trigésimo sexto andar deste edifício. Verificou-se que o sistema de controle reduziu eficientemente as acelerações máximas e os valores *rms* e aumentou o amortecimento do edifício.

Watakabe et al. (2001) estudaram um amortecedor de massa híbrido instalado em um edifício alto capaz de ser convertido em um controlador passivo ou ativo através de um atuador hidráulico. Quando vibrações moderadas ocorrem, o sistema de controle funciona como um amortecedor de massa ativo que pode controlar as vibrações eficientemente. No entanto, quando vibrações mais intensas causadas por ventos fortes e sismos atuam no edifício, o sistema muda automaticamente para a forma passiva fazendo com que o controle seja exercido por um AMS. A performance do sistema de controle foi investigada numericamente por meio de testes de vibração forçada e observação do comportamento da estrutura sob vento moderado ou excitações sísmicas. Os resultados obtidos permitiram concluir que o sistema de amortecedor de massa foi eficaz em controlar a resposta do edifício para cargas de vento e sísmica.

Ricciardelli et al. (2003) investigaram a performance dos amortecedores de massa passivo, ativo e híbrido para reduzir a resposta dinâmica de edifícios altos submetidos à excitação de vento. Adotaram-se dois modelos para o edifício e, para cada um, foi aplicado um tipo de excitação diferente. No primeiro caso, reduziu-se o edifício a um grau de liberdade e a excitação de vento foi simplificada como um ruído branco. No segundo caso, o edifício de sessenta e quatro andares foi modelado levando-se em consideração seus quatro primeiros modos longitudinais e, para este modelo, foi adotada uma excitação mais realista, levando-se em conta a distribuição de frequência da turbulência atmosférica. A comparação dos três sistemas de controle mostrou que, para os modelos analisados, o uso do amortecedor híbrido requer forças de controle mais baixas e menos energia elétrica do que o amortecedor ativo. Verificou-se que negligenciar os modos mais altos pode superestimar ou subestimar a performance do dispositivo dependendo se os parâmetros de resposta a serem reduzidos são deslocamentos ou acelerações respectivamente.

Accioly (2006) analisou amortecedores para atenuar as vibrações em edifícios submetidos à ação de cargas dinâmicas. Foram utilizados amortecedores nas formas passiva, híbrida e ativa. Os parâmetros dos dispositivos de controle e o ganho do sistema em malha fechada foram calculados de acordo com as teorias de controle ótimo. Dois exemplos numéricos da aplicação do sistema de controle proposto foram apresentados, sendo eles um edifício simétrico e um assimétrico. A análise das respostas dos edifícios não controlados e controlados pelos diferentes sistemas apontou que os sistemas de controle híbrido e ativo são mais eficientes que o passivo e fazem com que o amortecedor responda de forma mais

rápida e mais significativa às excitações. Além disso, eles superam os pontos fracos do sistema puramente passivo, como, por exemplo, quando a frequência de excitação se afasta da frequência de sintonia.

O controle do tipo híbrido conta, atualmente, com o maior número de aplicações em escala real na engenharia civil entre as implementações de controle ativo, conforme mostra a Tabela 2.3. O edifício Osaka Resort City (ORC) 200, 1992, exibido na Figura 2.11, foi o primeiro edifício a empregar um amortecedor de massa híbrido. Nesse caso, o amortecedor de massa é composto por duas massas que somam duzentas toneladas e representam uma razão de massa de 0,35%. O sistema funciona como um AMS na direção longitudinal e como um amortecedor de massa híbrido na direção transversal.



Figura 2.11 - Edifício ORC 200, Osaka, Japão.

Fonte: <<http://www.emporis.com/en/wm/bu/?id=105222>> Acesso em: 05 jul 2006.

2.4 - CONTROLE SEMI-ATIVO

Uma outra solução alternativa aos sistemas passivo e ativo é o controle semi-ativo. Este tipo de controle tem chamado a atenção dos pesquisadores por combinar vantagens dos controles puramente passivo e puramente ativo. O principal atrativo do controle semi-ativo é possuir a adaptabilidade dos dispositivos de controle ativo sem necessitar de grandes fontes de suprimento de energia.

Os dispositivos de controle semi-ativo são caracterizados por não adicionar energia mecânica à estrutura diretamente e ter propriedades que podem variar dinamicamente (Spencer et al., 1997a). Eles podem ser vistos como dispositivos passivos controláveis porque, apesar de suas propriedades de amortecimento e/ou rigidez serem modificadas, os sistemas semi-ativos agem passivamente na estrutura.

Este sistema de controle alia a confiança e a simplicidade típicas de sistemas passivos às características de versatilidade e adaptabilidade dos sistemas completamente ativos (Dyke et al., 1996; Spencer et al., 1997a; Lin et al., 2005; Narasimhan e Nagarajaiah, 2005; Basili, 2006; Golafshani et al., 2006; Liu et al., 2008; Neelakantan e Washington, 2008; Carneiro et al., 2009; Shook et al., 2009). Assim como no controle ativo, as propriedades do sistema de controle semi-ativo podem ser modificadas em tempo real para reduzir a resposta do sistema de forma otimizada. No entanto, ao contrário dos dispositivos ativos, os semi-ativos não têm o potencial de desestabilizar o sistema estrutural porque podem somente absorver a energia do sistema por reagir ao movimento estrutural, mas nunca adicionar energia. Além de oferecerem a adaptabilidade dos dispositivos de controle ativo ou híbrido, os sistemas semi-ativos não demandam tamanhas fontes de energia. Na verdade, vários deles podem operar com bateria, o que é primordial durante eventos sísmicos quando a fonte principal de energia pode falhar (Dyke et al., 1996; Spencer et al., 1997a).

O caráter de adaptabilidade desses dispositivos torna-os muito eficientes na redução da resposta estrutural para uma vasta gama de condições de carregamentos. Sistemas semi-ativos corretamente implementados apresentam performance superior aos dispositivos passivos e tem o potencial de atingir ou, em alguns casos, até mesmo superar a performance dos sistemas ativos (Dyke, 1996; Dyke et al., 1998). Estratégias de controle

baseadas em dispositivos semi-ativos têm grandes chances de aceitação como meio viável de proteger estruturas civis contra eventos sísmicos e cargas de vento, uma vez que combinam as melhores características dos sistemas passivo e ativo (Spencer e Sain, 1997). Segundo Soong e Spencer (2002), os sistemas de controle semi-ativo apresentam o potencial de atingir a maioria dos sistemas de controle ativo.

Trabalhos como os de Serino e Occhiuzzi (2003a, b) apresentam resultados experimentais de ensaios que utilizam amortecedores semi-ativos. Os autores testaram uma estrutura equipada com dois amortecedores semi-ativos. O modelo utilizado possui um pavimento e foi confeccionado em aço. Utilizou-se uma mesa vibratória para aplicar excitações senoidais e sísmicas à estrutura. Os testes foram realizados para os dispositivos nas configurações passiva e semi-ativa. Um método de predição da resposta foi apresentado e empregado na tentativa de atenuar atrasos causados por limitações na aquisição de dados e no funcionamento dos dispositivos de controle. O sistema semi-ativo mostrou-se eficiente na redução das respostas da estrutura testada particularmente quando o algoritmo de controle foi implementado adotando o procedimento de predição.

Aplicações em escala real do controle semi-ativo de estruturas civis são encontradas: no experimento realizado na ponte Walnut Creek, Auto-estrada I-35, Oklahoma, Estados Unidos, 1994; no edifício Kajima Shizuoka, Shizuoka, Japão, 1998 e no edifício Nihon-Kagaku-Miraikan, Museu Nacional de Ciências Emergentes e Inovações em Tóquio, Japão, 2001.

2.4.1 - Classificação dos dispositivos semi-ativos.

Os amortecedores semi-ativos empregados em aplicações de engenharia civil incluem: amortecedores de orifício variável (Figura 2.12a), isoladores de fricção controláveis, (Figura 2.12b), amortecedores sintonizados líquidos ajustáveis (Figura 2.12c) e amortecedores fluidos controláveis (Figura 2.12d). Com exceção dos amortecedores fluidos controláveis, os demais dispositivos mencionados empregam válvulas ou mecanismos eletricamente controlados. Esses componentes mecânicos podem apresentar problemas em termos de confiabilidade e manutenção. Diferentemente, os amortecedores fluidos controláveis não possuem partes móveis além do pistão, o que os torna simples e muito confiáveis.

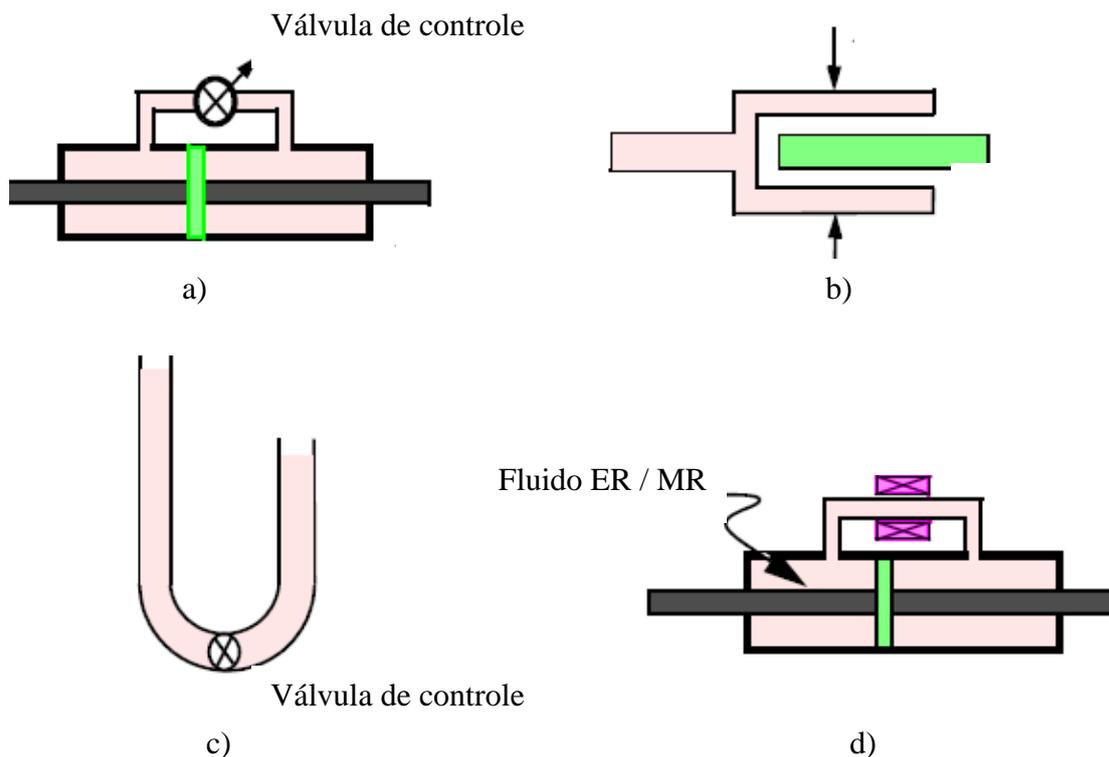


Figura 2.12 - Dispositivos semi-ativos: a) amortecedor com orifício variável; b) amortecedor de fricção variável; c) amortecedor sintonizado líquido ajustável; d) amortecedor fluido controlável.

Fonte: modificado - Yang, 2001.

O primeiro tipo de amortecedor semi-ativo mencionado usa uma válvula controlável, eletromecânica, de orifício variável para modificar a resistência ao fluido de um amortecedor hidráulico convencional como mostra a Figura 2.12a. A diferença entre o comportamento desse dispositivo e dos amortecedores fluidos passivos é que seu amortecimento é ajustável, de forma que podem ser atingidos diferentes níveis de amortecimento dentro de uma ampla faixa de valores. Sack e Patten (1994) realizaram um experimento em escala real na ponte Walnut Creek, Estados Unidos, para demonstrar essa tecnologia (Figura 2.13), o qual constitui a primeira implementação do controle semi-ativo em escala real nos Estados Unidos (Soong e Spencer, 2002). O objetivo do controle, nesse caso, foi reduzir as vibrações induzidas por veículos. Posteriormente, um sistema de amortecedores hidráulicos semi-ativos foi instalado no edifício Kajima Shizuoka em Shizuoka, Japão, 1998, um edifício de cinco andares ocupado por escritórios (Figura 2.14). Cada amortecedor desse edifício é capaz de produzir uma força máxima de 1000kN.



Figura 2.13 - Ponte Walnut Creek, auto-estrada I-35, Estados Unidos com amortecedores semi-ativos.

Fonte: Soong e Spencer, 2002.

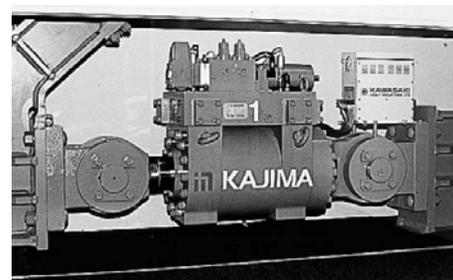


Figura 2.14 - Edifício Kajima Shizuoka, Shizuoka, Japão.

Fonte: Kurata et al., 1999 apud Soong e Spencer, 2002.

Os amortecedores de fricção variável dissipam energia em um sistema estrutural por meio da força gerada em uma superfície de fricção. Os amortecedores sintonizados líquidos

ajustáveis utilizam o movimento do fluido em um tanque ou em uma coluna para reduzir a resposta estrutural. Por último, os amortecedores fluidos controláveis, ao contrário dos outros dispositivos semi-ativos mencionados anteriormente, não empregam válvulas nem mecanismos eletricamente controláveis. Sua única parte móvel é o pistão do amortecedor, o que os torna mais confiáveis e de manutenção mais fácil (Yang, 2001).

Os chamados fluidos controláveis possuem a capacidade de mudar, reversivelmente, seu comportamento reológico, modificando sua consistência do estado líquido ao semi-sólido por meio da aplicação de um campo elétrico ou magnético em um intervalo de tempo de poucos milissegundos. Dois tipos de fluidos podem ser empregados na fabricação de amortecedores controláveis, são eles: os fluidos eletorreológicos (ER) cujas propriedades são modificadas graças à aplicação de uma corrente elétrica e os fluidos magnetorreológicos (MR) cujas características mudam devido à variação do campo magnético aplicado. A descoberta dos fluidos MR e ER data do final dos anos 1940 (Winslow 1947, 1949; Rabinow 1948). Dispositivos que empregam fluidos controláveis receberam grande atenção dos pesquisadores por causa do seu baixo custo de fabricação e porque suas válvulas funcionam sem partes móveis. Os fluidos controláveis são potencialmente mais simples e mais confiáveis do que os dispositivos eletromagnéticos convencionais, pois fluidos são mais eficientes em fazer a interface entre os componentes mecânicos e os controles elétricos.

Dispositivos que usam fluidos controláveis são muito utilizados como componentes automotivos (motores, absorsores de impacto, suspensão) e contribuem para operações mais silenciosas, aumento do conforto dos passageiros e da vida útil do automóvel. Na engenharia civil, eles são aplicados como mecanismos de controle estrutural. Em especial, os dispositivos MR são um dos mais promissores tipos de amortecedores semi-ativos para aplicação em estruturas civis em escala real segundo Spencer e Sain (1997).

2.4.1.1 – Amortecedores eletorreológicos

Winslow (1947) foi o primeiro a reconhecer o potencial dos fluidos controláveis na década de 1940, registrando a primeira patente do fluido ER e escrevendo o primeiro artigo que descreve suas propriedades. Apesar da descoberta tanto dos fluidos ER como dos MR

(Rabinow, 1948) ter acontecido no final dos anos 1940, os avanços nas cinco décadas sucessivas se concentraram nos fluidos ER por razões desconhecidas.

Muitos amortecedores ER foram desenvolvidos, modelados e testados para aplicações em engenharia civil (Ehrgott e Masri, 1994; Gordaninejad et al., 1994; McClamroch e Gavin, 1995). No entanto, apesar das previsões e do montante econômico considerável despendido, o sucesso comercial dos dispositivos ER se manteve evasivo (Carlson et al., 1995).

Soong e Spencer (2002) apontam alguns obstáculos que permanecem contra o desenvolvimento de amortecedores ER comercialmente exequíveis. Por exemplo, os melhores fluidos ER disponíveis atualmente apresentam tensão de escoamento de apenas 3 a 3,5kPa e não toleram impurezas comuns, tais como água, que podem ser introduzidas durante a fabricação e o uso do equipamento. Carlson e Weiss (1994) ressaltam uma outra dificuldade de se utilizar dispositivos ER. Para controlá-los, são necessários suprimentos de energia de alta voltagem e isso não é disponível a baixos custos. Há também preocupações quanto à segurança desses dispositivos, que podem aplicar altos valores de voltagem da ordem de até 4000V (Soong e Spencer, 2002). Outro fator que limita o uso em aplicações práticas de amortecedores ER é sua sensibilidade a variações na temperatura.

Todavia, a relativa baixa resistência, a sensibilidade à variação de temperatura e à presença de contaminantes e a necessidade de alta voltagem, que impediram a comercialização generalizada dos dispositivos ER não são um problema para o projeto e o uso de amortecedores magnetorreológicos. Desprovidos desses empecilhos, os dispositivos MR são fortes candidatos para a disseminação da tecnologia de amortecedores fluidos controláveis com sucesso comercial.

2.4.1.2 – Amortecedores magnetorreológicos

A descoberta e os desenvolvimentos iniciais dos fluidos e dos amortecedores MR são da autoria de Rabinow (1948). Apesar de descobertos no final da década de 1940, somente a partir da década de 1990, os fluidos magnetorreológicos superaram o interesse antes voltado para os fluidos eletorreológicos. Trabalhos importantes na área dos amortecedores MR surgiram nessa época como, por exemplo, os de Carlson e Weiss (1994), Carlson et al. (1995) e Dyke (1996).

Os fluidos MR são os análogos magnetorreológicos dos fluidos eletorreológicos e consistem em partículas muito pequenas magneticamente polarizadas dispersas em um meio condutor oleoso, tal como, óleo mineral ou silicone. Quando um campo magnético é aplicado no fluido, formam-se cadeias de partículas orientadas paralelamente pelo campo. O fluido torna-se um semi-sólido e apresenta um comportamento viscoplástico semelhante ao dos fluidos ER. A transição para o equilíbrio reológico pode ser atingida em poucos milissegundos (Spencer et al., 1997a). Retirado o campo magnético, o fluido retorna às suas propriedades originais. Geralmente, os dispositivos MR são constituídos de um cilindro com um pistão dentro do qual se encontra o fluido MR. Sobre a superfície lateral do cilindro são dispostas bobinas nas quais circula uma corrente elétrica que corresponde à criação de um campo magnético.

Os fluidos MR possuem alta resistência, baixa viscosidade e são estáveis num grande intervalo de temperatura (Carlson e Weiss, 1994; Carlson et al., 1995). Fluidos MR exibem comportamento plástico similar aos fluidos ER, no entanto a tensão de escoamento dos fluidos MR é muito superior. Obtêm-se facilmente 80kPa aplicando-se um campo magnético contra 3kPa no caso de fluidos ER. Os fluidos MR podem operar em temperaturas que variam de -40 a 150°C com apenas pequenas variações em suas propriedades. Devido à sua grande resistência, os dispositivos que empregam fluidos MR podem ser muito menores que dispositivos ER de desempenho similar. Ao contrário dos fluidos ER, os fluidos MR não são afetados pela presença de impurezas químicas comuns durante a fabricação e o uso. Os dispositivos MR requerem suprimentos de energia de baixa voltagem que são amplamente disponíveis.

No entanto, Carlson (2002) ao discutir o que determina a qualidade dos fluidos MR conclui que o bom funcionamento do fluido MR depende também das condições às quais o fluido é exposto e ao tempo de uso. Seu trabalho ressalta a importância de se considerarem as condições reais de exposição e não apenas o comportamento reológico medido sob condições normais em laboratório. O uso contínuo do fluido torna-o mais espesso até que, eventualmente, se transforme em uma pasta sem condições de uso. Infere-se que os fluidos MR atingiram um grau de desenvolvimento tal que questões como durabilidade e vida útil são mais decisivas para seu sucesso comercial do que resistência e estabilidade.

Os amortecedores MR possuem diversas aplicações porque oferecem funcionamento altamente confiável a baixos custos. Sua capacidade de adaptação é ideal para o projeto de sistemas de controle semi-ativo; porém, mesmo em configuração passiva, ou seja, sob a aplicação de voltagem constante ou na ausência de voltagem, os amortecedores MR continuam sendo dispositivos dissipadores de energia. Por isso, muitas vezes são citados na literatura como sendo à prova de falhas, uma vez que se tornam amortecedores passivos no caso de mau funcionamento do *hardware* de controle.

Os dispositivos MR encontram-se disponíveis comercialmente. Esses amortecedores podem ser utilizados em diversas situações práticas de interesse das engenharias mecânica, automobilística, civil entre outras (Spencer et al., 1997b; Jolly et al., 1999; Aydar et al., 2007; Ma et al., 2007). Fluidos MR são usados para o desenvolvimento de dispositivos de controle para equipamentos de ginástica, máquinas de lavar domésticas, sistemas de suspensão e freios automotivos, absorsores de choque linearmente ajustáveis para carros de corrida e estruturas civis sujeitas à excitação sísmica (Carlson et al., 1995; Dyke et al., 1998; Carlson, 1999).

Particularmente, a tecnologia dos fluidos MR atende às exigências de escala para aplicações no controle sísmico de estruturas (Dyke et al., 1998). Desde os anos 1990, a indústria é capaz de fabricar grandes amortecedores MR que produzem as forças requeridas para a atenuação de danos em estruturas civis em escala real causados por excitação sísmica. Ainda nos anos 1990, um fabricante desenvolveu e produziu um amortecedor MR com capacidade de exceder 200kN (Carlson e Spencer, 1996; Dyke et al., 1998; Carlson, 1999). A tensão de escoamento dos fluidos MR é superior a 80kPa, permitindo que dispositivos controláveis que empreguem esse fluido sejam capazes de gerar forças compatíveis com instalações em escala real (Dyke et al., 1996).

A primeira aplicação em escala real de um dispositivo MR em um edifício ocorreu em 2001 quando dois amortecedores MR de 30 t foram empregados no edifício Nihon-Kagaku-Miraikan, Museu Nacional de Ciências Emergentes e Inovações em Tóquio, Japão (Figura 2.15). Outra aplicação de dispositivos MR é o controle de vibração de cabos da ponte de Dongting Lake na China (Wang, 2006).



a)



b)

Figura 2.15 - a) Edifício Nihon-Kagaku-Miraikan, Museu Nacional de Ciências Emergentes e Inovações em Tóquio, Japão; b) Instalação do amortecedor MR.

Fonte: http://etd.lib.fsu.edu/theses/available/etd-07072005-64339/unrestricted/10_CMDW_CHAPTER_2.pdf
Acesso em: 27 abr 2009.

Todas as características aqui discutidas fazem com que os dispositivos MR se destaquem entre as opções de amortecedores semi-ativos. De funcionamento simples, são confiáveis e de manutenção mais fácil; possuem alta resistência, baixa viscosidade e são estáveis num grande intervalo de temperatura; necessitam de suprimentos de energia de baixa voltagem,

amplamente disponíveis e de custo relativamente baixo se comparados aos análogos ER; mesmo no caso de mau funcionamento dos controladores, ainda contribuem com uma parcela passiva dissipadora de energia e são capazes de controlar estruturas de dimensões tão grandes quanto edifícios. Por tudo isso, os amortecedores MR são apontados como uma das mais promissoras realizações dos amortecedores semi-ativos para aplicação em estruturas civis em escala real.

Para utilizar as vantagens associadas às especificidades dos amortecedores MR, entre elas a capacidade de adaptar suas propriedades, é necessário obter um modelo matemático que reproduza seu comportamento acuradamente. Essa é uma tarefa desafiadora, pois os amortecedores MR apresentam um comportamento tipicamente não-linear, histerético e de difícil modelagem.

Spencer et al. (1997a) apresentaram uma revisão de diversos modelos para amortecedores fluidos controláveis e propuseram um novo modelo para este tipo de dispositivo. Partindo do modelo mais simples até o modelo que descreve de forma mais acurada o comportamento do amortecedor magnetorreológico, os autores analisaram o modelo de Bingham (Stanway et al., 1985); uma extensão ao modelo de Bingham (Gamota e Filisko, 1991); o modelo de Bouc-Wen (Wen, 1976) e o modelo Bouc-Wen modificado (Spencer et al., 1997a). O caminho percorrido por Spencer et al. (1997a) até o desenvolvimento do modelo de Bouc-Wen modificado é abordado em detalhes no terceiro capítulo.

Basili (2006) identificou experimentalmente os parâmetros do modelo de Bouc-Wen modificado para um amortecedor MR comercial fabricado pela empresa Lord Corporation, de referência RD-1005-3. Foram realizados testes para definir as características mecânicas do amortecedor. Minimizou-se uma função objetivo definida como a diferença entre a força experimental e a força obtida com os parâmetros identificados. Os resultados mostraram que alguns dos parâmetros do modelo independem da voltagem, enquanto outros variam com a voltagem aplicada. As expressões que descrevem a variação paramétrica em função da voltagem são apresentadas no terceiro capítulo juntamente a outras considerações sobre esse trabalho.

Mais recentemente, Ang et al. (2004) propuseram um modelo matemático para caracterizar o comportamento dinâmico de amortecedores MR. Realizaram-se testes no mesmo

amortecedor comercial do trabalho anterior dos quais foram extraídas as relações de força-deslocamento, força-velocidade e força-tempo. O modelo proposto, arco-tangente não-linear histerético, minimizou o erro entre a força predita e a força obtida experimentalmente. Esse modelo foi comparado aos modelos de Bingham, bi-viscoso e bi-viscoso histerético e reproduziu melhor as curvas de força-deslocamento e força-velocidade do que os demais.

2.4.2 - Estratégias de controle semi-ativo

Um outro fator que precisa ser levado em consideração no projeto do controle semi-ativo é a necessidade de adotar uma estratégia de controle adequada à não-linearidade do dispositivo. Estratégias dessa natureza, que se encontram atualmente em estudo incluem: controle *bang-bang* (McClamroch e Gavin, 1995; Jansen e Dyke, 2000), controle *clipped optimal* (Dyke, 1996; Dyke et al, 1996), controle *bi-state* (Patten et al., 1994), métodos de controle *fuzzy* (Sun e Goto, 1994), controle adaptativo não-linear (Gattulli e Romeo, 1999, 2000). Alguns trabalhos na literatura comparam o desempenho dessas estratégias de controle não-lineares aplicáveis ao controle semi-ativo (Dyke e Spencer, 1997; Jansen e Dyke, 2000).

A estratégia de controle *clipped optimal* é apontada na literatura como a estratégia mais eficiente para o uso com amortecedores fluidos controláveis (Wang, 2006). Segundo ela, um controlador é projetado baseado em estratégias de controle lineares como se o dispositivo de controle fosse ativo. No entanto, a força medida e um bloco de decisão da voltagem são integrados ao projeto para acomodar as não-linearidades do amortecedor.

Dyke (1996) desenvolveu o controle *clipped optimal* e verificou sua eficiência aplicando-o a um pórtico de três pavimentos do tipo *shear frame* submetido à excitação sísmica. Empregou-se um amortecedor MR cujo comportamento é descrito pelo modelo de Bouc-Wen modificado (Spencer et al., 1997a). O algoritmo de controle *clipped optimal* induz o amortecedor a produzir aproximadamente uma força de controle desejada visto que, em sistemas semi-ativos, a força gerada pelo amortecedor não pode ser comandada e somente a voltagem nele aplicada pode ser modificada diretamente. A força desejada foi calculada por meio de um controlador ótimo linear do tipo H2/LQG. A eficiência do controle semi-ativo projetado, segundo esta estratégia de controle, foi comparada a sistemas de controle

passivo e ativo. O sistema passivo considerou dois casos. No primeiro deles, o amortecedor permanecia desligado enquanto, no segundo, a voltagem era mantida em valor máximo durante todo o intervalo de tempo analisado. Para que fosse possível uma comparação entre as diversas estratégias de controle, o controle ativo foi projetado de forma que o pico da força de controle ativa fosse o mesmo do controlador semi-ativo. Verificou-se que a capacidade do sistema semi-ativo de variar suas propriedades permitiu que o controlador *clipped optimal* apresentasse desempenho superior ao sistema passivo em reduzir os deslocamentos máximos dos andares com exceção do primeiro andar se comparado ao dispositivo passivo ligado em voltagem máxima. Quanto às acelerações máximas dos pavimentos, o sistema de controle semi-ativo foi mais eficiente que o passivo em voltagem máxima para o primeiro pavimento, porém menos eficiente para os pavimentos superiores. Além disso, o desempenho do controlador semi-ativo foi ligeiramente superior até mesmo ao controle ativo na redução dos picos dos deslocamentos dos pavimentos do pórtico. Esses resultados permitem concluir que, para o caso examinado, o controle semi-ativo foi capaz de ultrapassar a eficiência do sistema de controle ativo, utilizando apenas uma pequena fração da energia elétrica requerida por um controlador ativo. O estudo incluiu provas experimentais que comprovaram a viabilidade do algoritmo de controle proposto. Posteriormente, Dyke e Spencer (1996) estenderam o controle *clipped-optimal* para o caso em que vários amortecedores MR são usados para controlar a estrutura.

Nesta tese, optou-se pelo emprego de uma estratégia de controle do tipo *clipped optimal* devido à sua comprovada eficiência para amortecedores MR (Dyke, 1996; Dyke e Spencer, 1996; Dyke et al., 1996; Dyke e Spencer, 1997; Dyke et al., 1998, Jansen e Dyke, 2000; Wang, 2006). O funcionamento do algoritmo de controle proposto é apresentado detalhadamente no quinto capítulo.

3 – CONTROLE PASSIVO - MODELOS DO AMORTECEDOR MR

Os amortecedores MR apresentam um comportamento tipicamente não-linear, o que dificulta a sua modelagem. Para utilizar as vantagens associadas às especificidades desse tipo de amortecedor, entre elas a capacidade de adaptar suas propriedades, é necessário obter um modelo matemático que reproduza seu comportamento reológico. Além disso, é de fundamental importância para o projeto e a análise do controle que o modelo seja capaz de simular acuradamente as características do dispositivo.

Spencer et al. (1997a) apresentaram uma revisão de diversos modelos para amortecedores fluidos controláveis e propuseram um novo modelo para este tipo de dispositivo. Partindo do modelo mais simples até o modelo que descreve de forma mais acurada o comportamento do amortecedor magnetorreológico, os modelos analisados foram: modelo de Bingham (Stanway et al., 1985); extensão do modelo de Bingham (Gamota e Filisko, 1991); modelo de Bouc-Wen (Wen, 1976) e modelo Bouc-Wen modificado (Spencer et al., 1997a).

Com o intuito de descrever o comportamento do amortecedor MR, Spencer et al. (1997a) realizaram uma série de testes em laboratório para a identificação de um amortecedor MR comercialmente disponível, o VersaFlo MRX-135GD, produzido pela empresa Lord Corporation. Uma bateria de testes mediu a resposta do amortecedor sob várias condições de carregamento. Em cada teste, um atuador hidráulico aplicou um deslocamento senoidal no amortecedor com uma frequência de carregamento fixa e uma voltagem constante aplicada no amortecedor. Várias frequências e diversos níveis de voltagem foram testados.

Observaram-se os diagramas de força versus deslocamento e força versus velocidade do amortecedor submetido a uma carga senoidal aplicada com frequência de 2,5Hz e amplitude de 1,5cm. Os resultados são exibidos na Figura 3.1 para quatro níveis de voltagem constante: 0V; 0,75V; 1,5V e 2,25V. Verificou-se que, para a voltagem igual a zero, o amortecedor MR exibe as características de um dispositivo puramente viscoso, isto é, a relação força deslocamento (Figura 3.1b) é aproximadamente elíptica enquanto a relação força velocidade (Figura 3.1c) é praticamente linear. À medida que a voltagem aumenta, o amortecedor MR apresenta o comportamento de um material plástico em

paralelo com um amortecedor viscoso, ou seja, um comportamento plástico de Bingham (Shames e Cozzarelli, 1992).

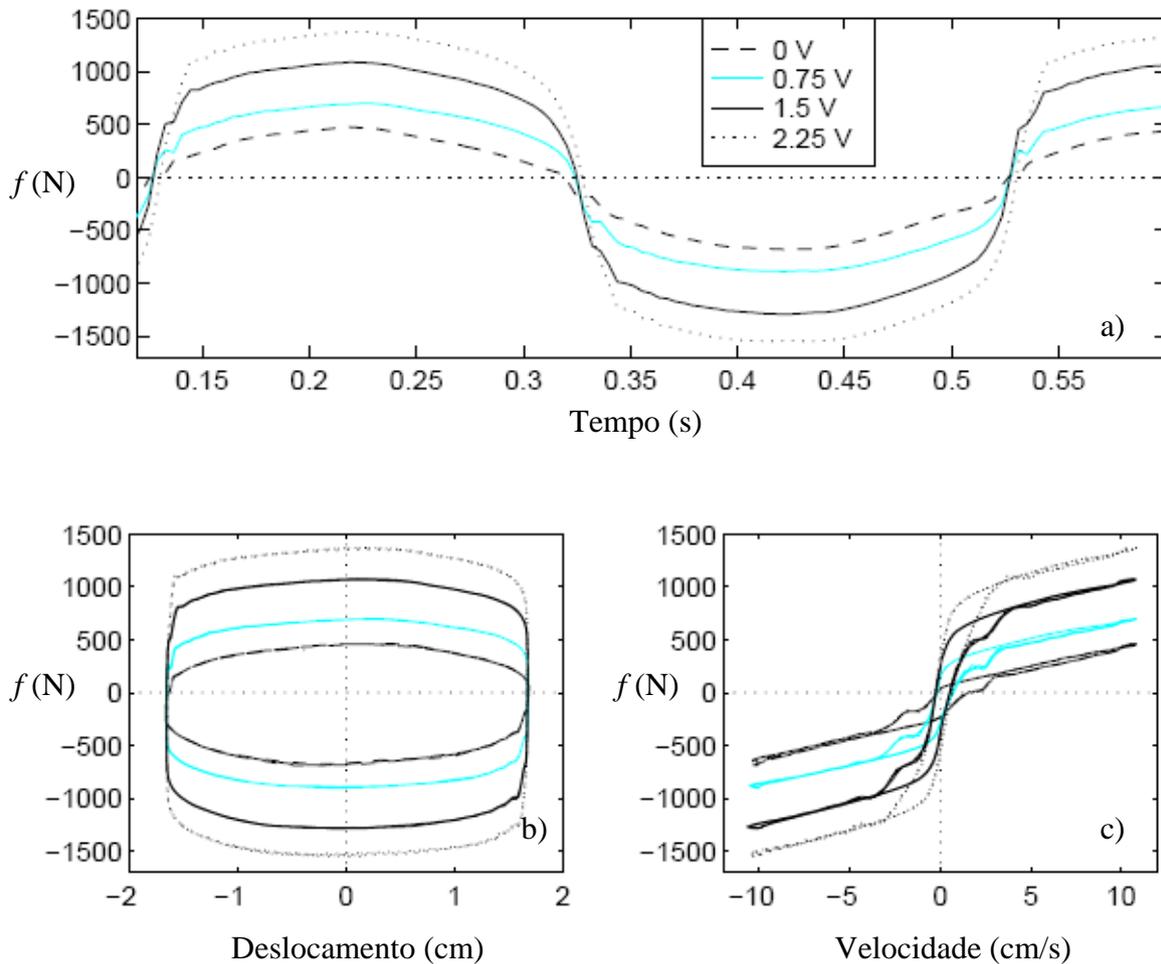


Figura 3.1 - Resultados experimentais: a) Força versus tempo; b) Força versus deslocamento; c) Força versus velocidade (modificado - Spencer et al., 1997a).

Os resultados experimentais apontaram ainda uma característica especialmente interessante no diagrama de força velocidade mostrado na Figura 3.1c. Observando, por exemplo, o ramo superior da curva força velocidade e seguindo-o no sentido da diminuição das velocidades (isto é, acelerações negativas e, portanto, deslocamentos positivos), a força no amortecedor varia linearmente com a velocidade para os valores de velocidade mais altos. No entanto, à medida que a velocidade diminui e antes que assuma valores negativos, a relação força velocidade passa a ser não-linear. O mesmo acontece no ramo inferior da curva no sentido contrário. Este comportamento não-linear observado nas curvas de força versus velocidade nos trechos de baixa velocidade é denominado *roll-off* na literatura

internacional. Tal característica é muito difícil de ser reproduzida por modelos numéricos. Apenas um dos modelos analisados por Spencer et al. (1997a) foi capaz de simular tal comportamento.

O primeiro modelo escolhido por Spencer et al. (1997a) para tentar reproduzir numericamente os resultados experimentais foi o modelo de Bingham. Esse modelo foi proposto por Stanway et al. (1985) para simular o comportamento de amortecedores ER. O modelo de Bingham consiste em um elemento de fricção de Coulomb posicionado em paralelo a um amortecedor viscoso como mostra a Figura 3.2. Uma comparação dos resultados numéricos e experimentais evidenciou que apesar do modelo ter representado bem a resposta força deslocamento, o comportamento força velocidade não foi reproduzido satisfatoriamente. O modelo foi incapaz de reproduzir o *roll-off* na curva de força velocidade observado nos resultados experimentais.

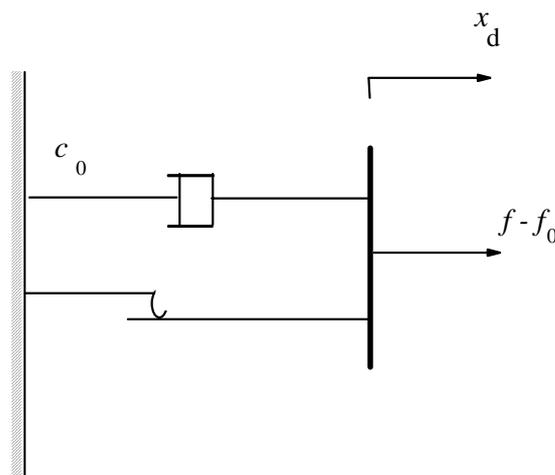


Figura 3.2 - Modelo de Bingham.

Uma segunda tentativa foi realizada na qual foi empregada a extensão do modelo de Bingham proposta por Gamota e Filisko (1991) também para a descrição de materiais ER. O segundo modelo é formado pelo modelo de Bingham ligado em série a duas molas e um amortecedor viscoso como mostra a Figura 3.3. Uma nova comparação com os resultados experimentais permitiu verificar que o modelo é capaz de reproduzir bem o diagrama força deslocamento e atingir uma maior aproximação da curva força velocidade. No entanto, as equações que governam este modelo são de tratamento numérico bastante complexo.

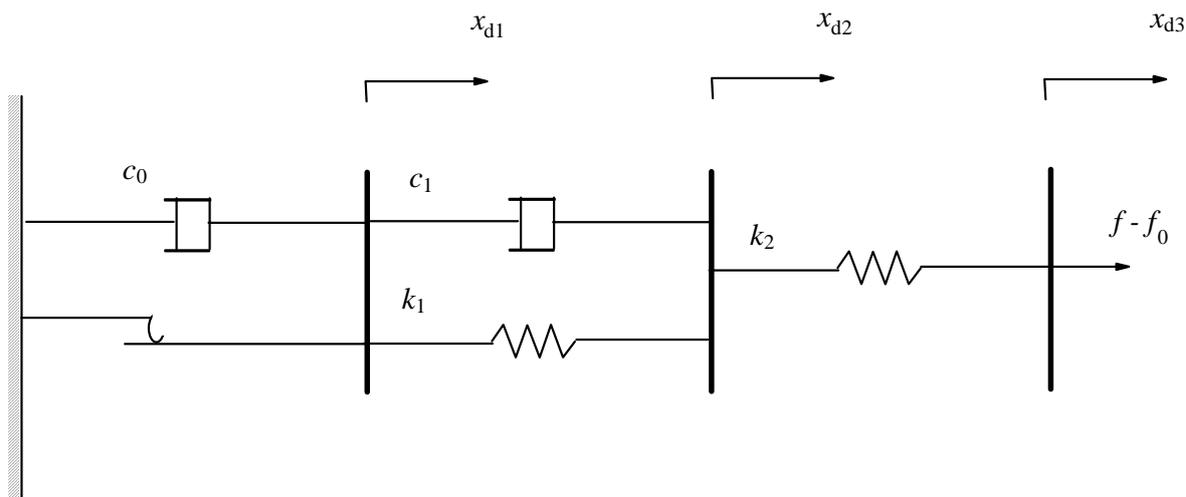


Figura 3.3 - Extensão do modelo de Bingham.

O próximo modelo analisado foi o modelo de Bouc-Wen proposto por Wen (1976) exibido na Figura 3.4. Esse modelo é numericamente mais acessível que o anterior e é usado na literatura para descrever sistemas histeréticos. O modelo de Bouc-Wen foi capaz de representar melhor a curva força velocidade, no entanto ainda não reproduziu o comportamento observado na região em que a aceleração e a velocidade têm sinais opostos e a magnitude da velocidade é pequena.

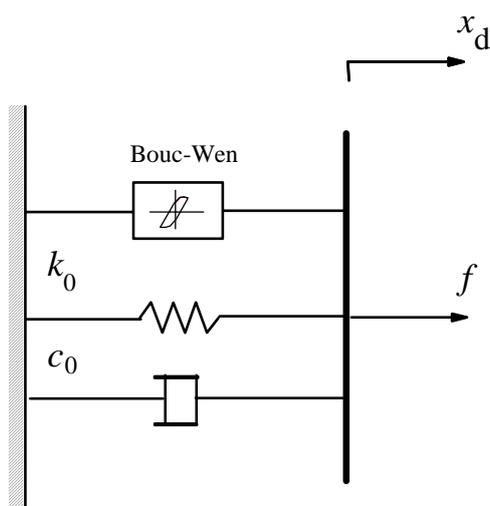


Figura 3.4 - Modelo de Bouc-Wen.

Na tentativa de simular tal comportamento, Spencer et al. (1997a) propuseram uma modificação do modelo de Bouc-Wen. Ao modelo anterior, foram acrescentados um amortecedor viscoso em série e uma mola em paralelo como é visto na Figura 3.5.

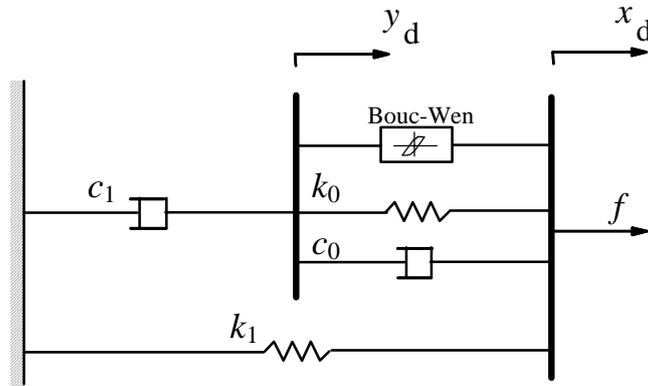


Figura 3.5 - Modelo Bouc-Wen modificado.

A equação que governa o modelo de Bouc-Wen modificado é dada por

$$f = \alpha' \zeta + c_0(\dot{x}_d - \dot{y}_d) + k_0(x_d - y_d) + k_1(x_d - x_0) \quad (3.1)$$

onde f representa a força total gerada pelo sistema, c_0 é o coeficiente de amortecimento viscoso observado em altas velocidades, k_0 controla a rigidez em altas velocidades, k_1 é a rigidez do acumulador, x_d e y_d são os deslocamentos do amortecedor (Figura 3.5), x_0 é o deslocamento inicial da mola k_1 e ζ é uma variável auxiliar governada por

$$\dot{\zeta} = -\gamma' |\dot{x}_d - \dot{y}_d| \zeta |\zeta|^{n'-1} - \beta' (\dot{x}_d - \dot{y}_d) |\zeta|^n + A' (\dot{x}_d - \dot{y}_d) \quad (3.2)$$

na qual a velocidade \dot{y}_d é dada por

$$\dot{y}_d = \frac{1}{c_0 + c_1} [\alpha \zeta + c_0 \dot{x}_d + k_0(x_d - y_d)] \quad (3.3)$$

c_1 é o coeficiente de amortecimento viscoso observado em velocidade baixas, n' , γ' , β' e A' são constantes.

Uma nova comparação entre os resultados experimentais e numéricos mostrou que este modelo previu o comportamento do amortecedor satisfatoriamente em todas as regiões, inclusive na região onde a aceleração e a velocidade têm sinais opostos e a magnitude da velocidade é pequena conforme ilustra a Figura 3.6.

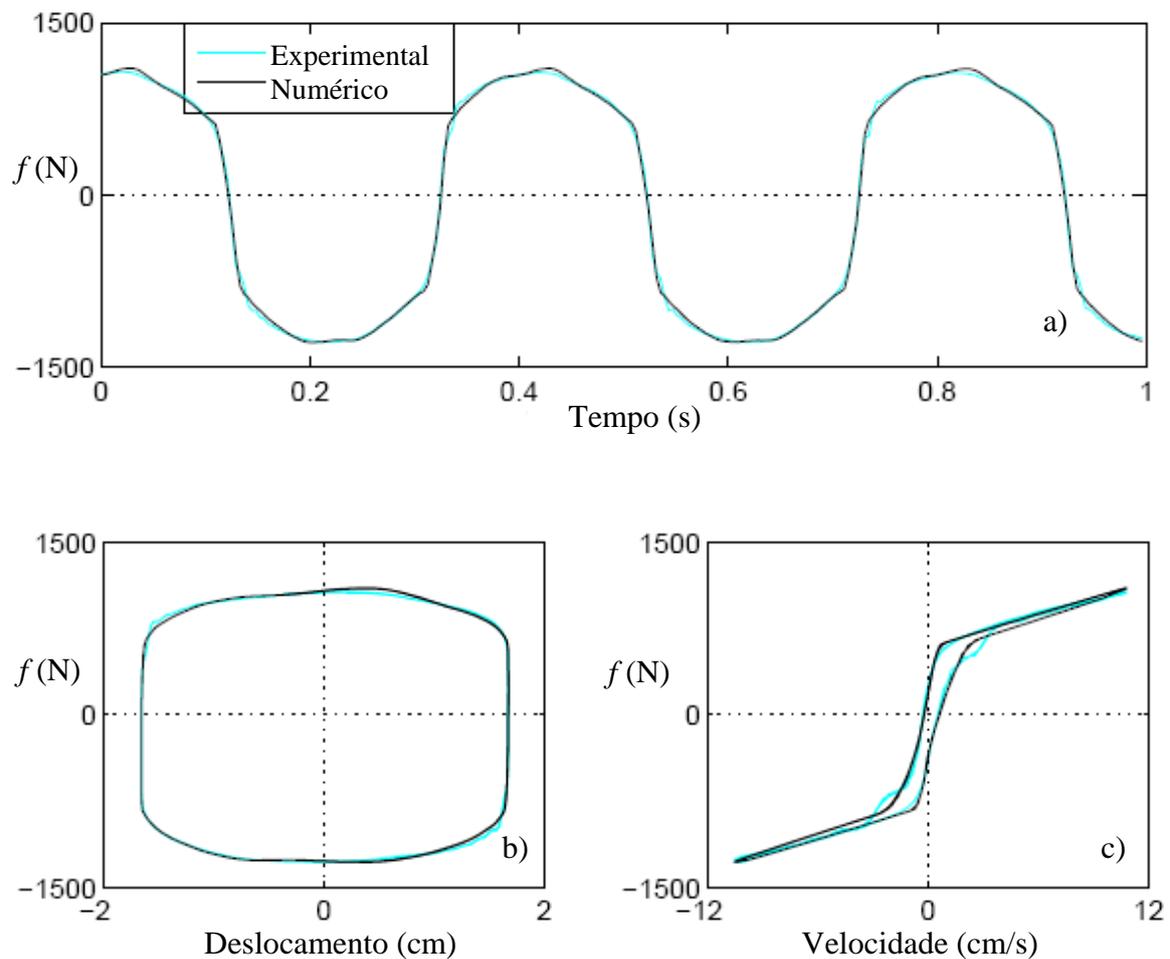


Figura 3.6 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos: a) Força versus tempo; b) Força versus deslocamento; c) Força versus velocidade (modificado - Spencer et al., 1997a).

Sabe-se das Equações (3.1) - (3.3) que a caracterização de um amortecedor segundo o modelo de Bouc-Wen modificado requer o conhecimento de uma série de parâmetros (α' ,

$c_0, c_1, k_0, k_1, x_0, \beta', \gamma', A', n'$). Basili (2006) identificou experimentalmente esses parâmetros para um amortecedor MR comercial fabricado pela empresa Lord Corporation, cuja referência é RD-1005-3. Três dos parâmetros assumiram valores fixos sugeridos na literatura (Spencer et al., 1997a). Assim, $A' = 20000\text{m}$, $\gamma' = \beta' = 10000\text{m}$. Além disso, a força $k_1(x_d - x_0)$ no acumulador foi estipulada em 60N. Foram realizados testes utilizando voltagem constante para definir as características mecânicas do amortecedor. A voltagem assumiu os valores de 0V; 1V; 1,5V; 2V e 2,5V. Minimizou-se uma função objetivo definida como a diferença entre a força experimental e a força obtida com os parâmetros identificados. Os resultados mostraram que os parâmetros k_0 e n' não dependem da voltagem e seus valores são $k_0 = 2020\text{N/m}$ e $n' = 2$. No entanto, c_0, c_1 e α' variam em função da voltagem aplicada e são expressos pelas seguintes equações

$$c_0 = (-1,25 v^2 + 4,15 v + 1,62) \times 10^3 \text{ (Ns/m)} \quad (3.4)$$

$$c_1 = (11,53 v^2 + 37,68 v + 11,87) \times 10^3 \text{ (Ns/m)} \quad (3.5)$$

$$\alpha' = 58 v^2 + 112 v + 51 \text{ (N)} \quad (3.6)$$

onde v é a voltagem aplicada no amortecedor.

4 – CONTROLE ATIVO

Os trabalhos iniciais na área de controle apoiavam-se em técnicas que utilizavam transformadas, como a transformada de Laplace, e são reunidos no chamado controle clássico para diferenciá-los do posterior controle moderno. Os critérios de performance do controle clássico podem ser definidos no domínio do tempo e no domínio da frequência. Com o advento da era espacial nos anos 1950, o interesse científico voltou-se para uma nova classe de critérios de performance que utiliza critérios de minimização. A abordagem que consiste na minimização de um índice de performance insere-se no controle moderno e é conhecida como controle ótimo. Diferentemente do controle clássico, o moderno é baseado na descrição de espaço de estado e ocorre essencialmente no domínio do tempo.

4.1 – REGULADOR LINEAR QUADRÁTICO (LQR)

Em especial, os esforços de pesquisa em controle estrutural ativo abrangem uma variedade de algoritmos de controle baseados em vários critérios de projeto. Neste trabalho, enfoca-se o regulador linear quadrático (LQR, do inglês, *linear quadratic regulator*). Critérios de performance quadráticos encontram-se no âmbito do controle moderno. Para o regulador linear quadrático, o controle é uma função linear do vetor de estado, definido na Equação (4.3), e minimiza um índice de performance quadrático.

Meirovitch (1990) aborda o problema do regulador linear quadrático. Outros autores, como Soong (1990), referem-se ao mesmo problema como controle ótimo linear clássico, por ser uma aplicação direta da teoria moderna de controle. O termo “clássico”, neste caso, é utilizado no sentido de tradicional e não deve ser confundido com o controle clássico definido no início deste capítulo.

O LQR tem por objetivo determinar um vetor de controle ótimo $f_c(t)$ que minimize um índice de performance J cuja forma geral é dada por

$$J = J_1[z(t_0), z(t_f), t_0, t_f] + \int_{t_0}^{t_f} J_2(z, \dot{z}, f_c, \dot{f}_c, t) dt \quad (4.1)$$

O índice de performance J possui dois termos. O primeiro deles, J_1 , é uma função de penalidade que depende somente dos instantes inicial e final no intervalo de controle $[t_0, t_f]$ e das variáveis de estado calculadas nesses dois instantes de tempo. O segundo termo, J_2 , é uma integral calculada no intervalo de controle $[t_0, t_f]$.

O problema de minimização está sujeito à restrição da equação de estado dada por

$$\dot{\mathbf{z}}(t) = \mathbf{A}\mathbf{z}(t) + \mathbf{B}\mathbf{f}_c(t) + \mathbf{E}\mathbf{p}(t), \quad \mathbf{z}(0) = \mathbf{z}_0 \quad (4.2)$$

onde $\mathbf{p}(t)$ representa as forças externas, $\mathbf{f}_c(t)$ é o vetor das forças de controle ótimo,

$$\mathbf{z}(t) = \begin{bmatrix} \mathbf{u}(t) \\ \dot{\mathbf{u}}(t) \end{bmatrix} \quad (4.3)$$

é o vetor de estado de ordem $2n$, $\mathbf{u}(t)$ é o vetor dos deslocamentos de ordem n , $\dot{\mathbf{u}}(t)$ representa as velocidades,

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \mathbf{0}_{n \times n} & \mathbf{I}_{n \times n} \\ -\mathbf{M}^{-1}\mathbf{K} & -\mathbf{M}^{-1}\mathbf{C} \end{bmatrix} \quad (4.4)$$

é a matriz de estado do sistema ($2n \times 2n$)

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} \mathbf{0}_{n \times n} \\ \mathbf{M}^{-1}\mathbf{\Gamma} \end{bmatrix} \quad \mathbf{E} = -\begin{bmatrix} \mathbf{0}_{n \times n} \\ \mathbf{A} \end{bmatrix} \quad (4.5)$$

$\mathbf{\Gamma}$ e \mathbf{A} são as matrizes ($n \times m$) e ($n \times r$) que fornecem a posição dos m controladores e das r forças externas respectivamente, enquanto que as matrizes \mathbf{B} e \mathbf{E} as representam no espaço de estados e têm ordem ($2n \times m$) e ($2n \times r$) respectivamente.

No caso do controle estrutural, utiliza-se em geral o índice de performance quadrático em $\mathbf{z}(t)$ e $\mathbf{f}_c(t)$ representado por

$$J = \int_0^{t_f} \left[\mathbf{z}^T(t) \mathbf{Q} \mathbf{z}(t) + \mathbf{f}_c^T(t) \mathbf{R} \mathbf{f}_c(t) \right] dt \quad (4.6)$$

onde o intervalo de tempo é definido como $[0, t_f]$ sendo que t_f é maior que o tempo de aplicação da excitação externa, \mathbf{Q} é uma matriz $2n \times 2n$ positiva semi-definida e \mathbf{R} é uma matriz $m \times m$ positiva definida.

\mathbf{Q} e \mathbf{R} são denominadas matrizes de ponderação porque suas magnitudes são definidas de acordo com a importância relativa dada, respectivamente, às variáveis de estado e às forças de controle no processo de minimização. Soong (1990) ressalta que escolher valores altos para os elementos de \mathbf{Q} significa priorizar a redução da resposta em relação às forças de controle. O contrário também é verdadeiro para elementos de \mathbf{R} maiores do que os de \mathbf{Q} . Em suma, através da variação das magnitudes relativas de \mathbf{Q} e \mathbf{R} , pode-se estabelecer como os controladores irão atingir um equilíbrio adequado entre a eficiência do controle e o consumo de energia.

No intuito de minimizar o funcional da Equação (4.6), considerando a restrição representada pela Equação (4.2), escreve-se o Lagrangiano L formado por essas duas equações e um multiplicador de Lagrange variável no tempo $\lambda(t)$. Logo,

$$L = \int_0^{t_f} \left\{ \mathbf{z}^T(t) \mathbf{Q} \mathbf{z}(t) + \mathbf{f}_c^T(t) \mathbf{R} \mathbf{f}_c(t) + \lambda^T(t) [\mathbf{A} \mathbf{z}(t) + \mathbf{B} \mathbf{f}_c(t) + \mathbf{E} \mathbf{p}(t) - \dot{\mathbf{z}}(t)] \right\} dt \quad (4.7)$$

O multiplicador de Lagrange $\lambda(t)$ também é conhecido como o vetor de co-estado e assegura que a equação de estado (Equação (4.2)) seja considerada no processo de minimização.

As condições necessárias que definem o controle ótimo são encontradas através da primeira variação do Lagrangiano, em relação ao estado e às variáveis de controle, igualada a zero. A primeira variação da Equação (4.7) é

$$\delta L = -\lambda^T(t_f) \delta \mathbf{z}(t_f) + \lambda^T(0) \delta \mathbf{z}(0) + \int_0^{t_f} \left[\left(\dot{\lambda}^T + \frac{\partial \mathcal{H}}{\partial \mathbf{z}} \right) \delta \mathbf{z} + \frac{\partial \mathcal{H}}{\partial \mathbf{f}_c} \delta \mathbf{f}_c \right] dt \quad (4.8)$$

onde \mathcal{H} é o Hamiltoniano definido como o integrando da Equação (4.7).

Para que δL seja igual a zero, todos os termos da Equação (4.8) devem ser anulados. $\delta \mathbf{z}(0) = \mathbf{0}$, visto que $\mathbf{z}(0) = \mathbf{z}_0$ é constante. Basta, então, assegurar que

$$\boldsymbol{\lambda}^T(t_f) = \mathbf{0}, \quad 0 \leq t \leq t_f \quad (4.9)$$

$$\dot{\boldsymbol{\lambda}}^T + \frac{\partial \mathcal{H}}{\partial \mathbf{z}} = \mathbf{0}, \quad 0 \leq t \leq t_f \quad (4.10)$$

$$\frac{\partial \mathcal{H}}{\partial \mathbf{f}_c} = \mathbf{0}, \quad 0 \leq t \leq t_f \quad (4.11)$$

Inserindo as derivadas parciais de \mathcal{H} em relação a \mathbf{z} e \mathbf{f}_c nas Equações (4.10) e (4.11), obtêm-se respectivamente

$$\dot{\boldsymbol{\lambda}} = -\mathbf{A}^T \boldsymbol{\lambda} - 2\mathbf{Q}\mathbf{z}, \quad \boldsymbol{\lambda}(t_f) = \mathbf{0} \quad (4.12)$$

$$\mathbf{f}_c = -\frac{1}{2} \mathbf{R}^{-1} \mathbf{B}^T \boldsymbol{\lambda} \quad (4.13)$$

Dessa forma, as Equações (4.2), (4.12) e (4.13) representam a solução ótima para \mathbf{z} , $\boldsymbol{\lambda}$ e \mathbf{f}_c . Particularmente, a Equação (4.13) é a lei de controle ótimo expressa como função do co-estado. Resta ainda determinar uma relação entre o co-estado e o estado. Para tal, assume-se que o vetor de controle seja regulado pelo vetor de estado, ou seja, controle de malha fechada, e que a relação entre co-estado e estado seja linear e dada por

$$\boldsymbol{\lambda}(t) = \mathbf{P}(t) \mathbf{z}(t) \quad (4.14)$$

Determina-se $\mathbf{P}(t)$, primeiro derivando a Equação (4.14) em relação ao tempo, obtendo

$$\dot{\lambda}(t) = \dot{P}(t) z(t) + P(t) \dot{z}(t) \quad (4.15)$$

Para, então, substituir as Equações (4.14) e (4.15) na Equação (4.12), sabendo que $\dot{z}(t)$ é dado pela Equação (4.2) e f_c pela Equação (4.13). Assim, $P(t)$ satisfaz a equação

$$\left[\dot{P}(t) + P(t)A - \frac{1}{2} P(t)B R^{-1} B^T P(t) + A^T P(t) + 2Q \right] z(t) + P(t)E p(t) = \mathbf{0}, \quad P(t_f) = \mathbf{0} \quad (4.16)$$

Para $p(t)$ igual a zero, a Equação (4.16) é reduzida a

$$\dot{P}(t) + P(t)A - \frac{1}{2} P(t)B R^{-1} B^T P(t) + A^T P(t) + 2Q = \mathbf{0}, \quad P(t_f) = \mathbf{0} \quad (4.17)$$

Na teoria de controle ótimo, a Equação (4.17) é denominada equação de Riccati e $P(t)$ é a matriz de Riccati.

O vetor de controle em função do estado é, portanto, obtido substituindo-se a Equação (4.14) na Equação (4.13). Logo, a lei de controle ótimo passa a ser representada por

$$f_c(t) = -\frac{1}{2} R^{-1} B^T P(t) z(t) = G(t) z(t) \quad (4.18)$$

onde $G(t) = -\frac{1}{2} R^{-1} B^T P(t)$ é o ganho do controle.

Dessa forma, o ganho do controle deve ser multiplicado pelo vetor de estado a cada passo de integração para que se obtenha o vetor de controle.

O vetor de controle assim determinado é possível quando $z(t)$ é completamente conhecido. Neste caso, o controlador é dito de realimentação de estado (*state feedback*). Na prática, o vetor de estado deve ser obtido por medições e o estado raramente é medido por completo. Por isso, muitas vezes é necessário substituí-lo por um estado estimado determinado a partir das medidas do estado incompleto, caso este denominado realimentação de saída (*output feedback*).

A matriz de Riccati obtida pela Equação (4.17) só conduz a uma solução ótima se a excitação $p(t)$ tender a zero dentro do intervalo de controle $[0, t_f]$, como exigido na Equação (4.16), ou no caso de um processo estocástico de ruído branco. Sabe-se que, nas aplicações estruturais, a matriz de Riccati permanece constante ao longo do intervalo de tempo do controle, convergindo rapidamente para zero na vizinhança de t_f . Assim, $P(t)$ pode ser aproximada por uma matriz constante P e a equação de Riccati reduz-se a

$$PA - \frac{1}{2} P B R^{-1} B^T P + A^T P + 2Q = 0 \quad (4.19)$$

Neste caso, o ganho também é constante e passa a ser dado por

$$G = -\frac{1}{2} R^{-1} B^T P \quad (4.20)$$

Nota-se através das Equações (4.19) e (4.20) que o ganho pode ser pré-calculado uma vez determinadas as matrizes de ponderação Q e R para o controle de uma dada estrutura. Finalmente, substituindo a Equação (4.18) na equação de estado (Equação (4.2)), o comportamento da estrutura controlada de forma ótima, neste caso, é dado por

$$\dot{z}(t) = (A + B G) z(t) + E p(t), \quad z(0) = z_0 \quad (4.21)$$

Uma comparação entre as Equações (4.21) e (4.2) permite concluir que o controle de malha fechada tem o efeito de modificar as propriedades estruturais alterando a matriz de estado de A para $A + \mathbf{B}\mathbf{G}$ de modo que a estrutura possa responder mais favoravelmente à excitação.

5 – CONTROLE SEMI-AATIVO

O controle semi-ativo realizado pelo emprego de amortecedores MR é um problema essencialmente não-linear devido às propriedades não-lineares desse tipo de dispositivo discutidas no terceiro capítulo. Dessa forma, o projeto do controle semi-ativo requer a adoção de uma estratégia adequada à não-linearidade do amortecedor. Estratégias de controle não-lineares incluem algoritmos do tipo: controle *bang-bang* (McClamroch e Gavin, 1995; Jansen e Dyke, 2000), controle *clipped optimal* (Dyke, 1996; Dyke et al., 1996), controle *bi-state* (Patten et al., 1994), métodos de controle *fuzzy* (Sun e Goto, 1994), controle adaptativo não-linear (Gattulli e Romeo, 1999, 2000). Entre essas estratégias, destaca-se o controle *clipped optimal* por causa da sua comprovada eficiência para amortecedores MR (Dyke, 1996; Dyke e Spencer, 1996; Dyke et al., 1996; Dyke e Spencer, 1997; Dyke et al., 1998, Jansen e Dyke, 2000; Wang, 2006).

Neste trabalho, projeta-se um controlador do tipo *clipped optimal* baseado no regulador linear quadrático (LQR) cujo diagrama de blocos é apresentado na Figura 5.1.

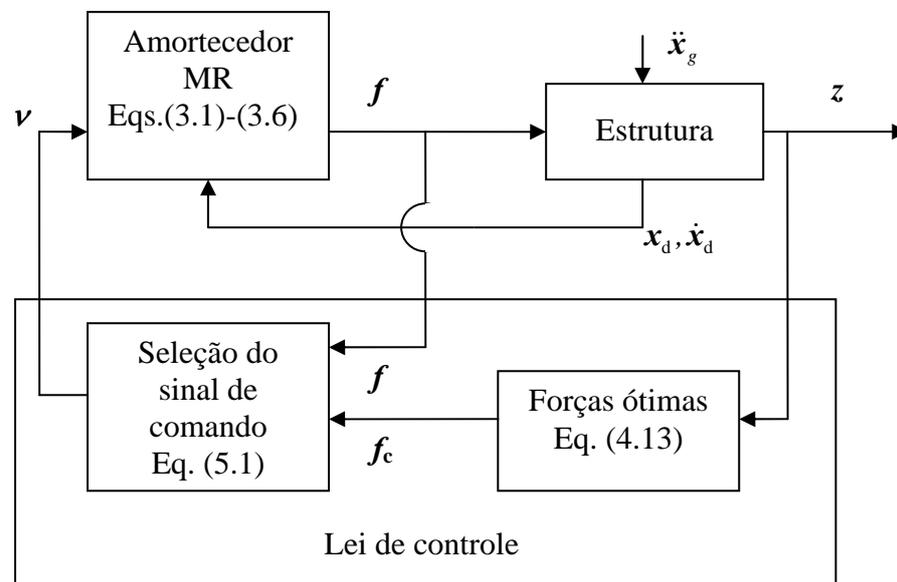


Figura 5.1 – Diagrama de blocos do sistema de controle semi-ativo.

Calcula-se uma força ótima para o amortecedor por meio do LQR, no entanto a força gerada pelo amortecedor MR não pode ser comandada diretamente. Na realidade, a força exercida pelo amortecedor depende da resposta do sistema estrutural conforme as Equações (3.1) - (3.6). Neste caso, somente a voltagem de controle v aplicada no dispositivo pode ser controlada diretamente. Assim, uma vez calculada a força de controle ótima, um laço de realimentação da força deve ser incorporado ao algoritmo de controle para induzir o amortecedor MR a gerar uma força de controle de magnitude próxima à força ótima.

No caso de mais de um amortecedor, é calculada uma força ótima para cada dispositivo de controle. As forças ótimas são representadas pelo vetor de controle ótimo $f_c(t)$. Segundo o regulador LQR, o vetor de controle minimiza o índice de performance J representado pela Equação (4.6). A força ótima $f_c(t)$ é dada pela Equação (4.13) e seu cálculo é demonstrado detalhadamente no quarto capítulo.

Por outro lado, as forças geradas pelos amortecedores f são dadas em função da resposta do sistema estrutural. Podem-se descrevê-las por meio do modelo matemático de Bouc-Wen modificado (Spencer et al., 1997a) analisado detalhadamente no terceiro capítulo. As expressões utilizadas para o cálculo das forças nos amortecedores são apresentadas nas Equações (3.1) - (3.3).

É possível comandar as forças geradas pelos amortecedores MR, indiretamente, modificando-se a voltagem aplicada no dispositivo. Uma alteração na voltagem representará modificações em algumas propriedades dos amortecedores conforme as Equações (3.4) – (3.6) as quais influenciam a força f (Equações (3.1) - (3.3)).

Uma seleção adequada da voltagem pode produzir forças nos amortecedores de magnitudes próximas às forças ótimas calculadas pelo LQR, dependendo da capacidade dos amortecedores. A decisão da voltagem é tomada após uma comparação entre as forças no amortecedor f e a força ótima f_c . A seleção do sinal de comando v que comanda a voltagem de cada amortecedor é apresentada graficamente na Figura 5.2.

Assim, quando o amortecedor estiver fornecendo a força ótima, a voltagem aplicada permanece inalterada. Se a magnitude da força produzida pelo amortecedor for menor que

a magnitude da força ótima desejada e as duas forças possuem o mesmo sinal, a voltagem aplicada é aumentada para o nível máximo V_{\max} na tentativa de equiparar as forças produzidas pelos amortecedores às forças ótimas. Caso contrário, a voltagem é fixada em zero.

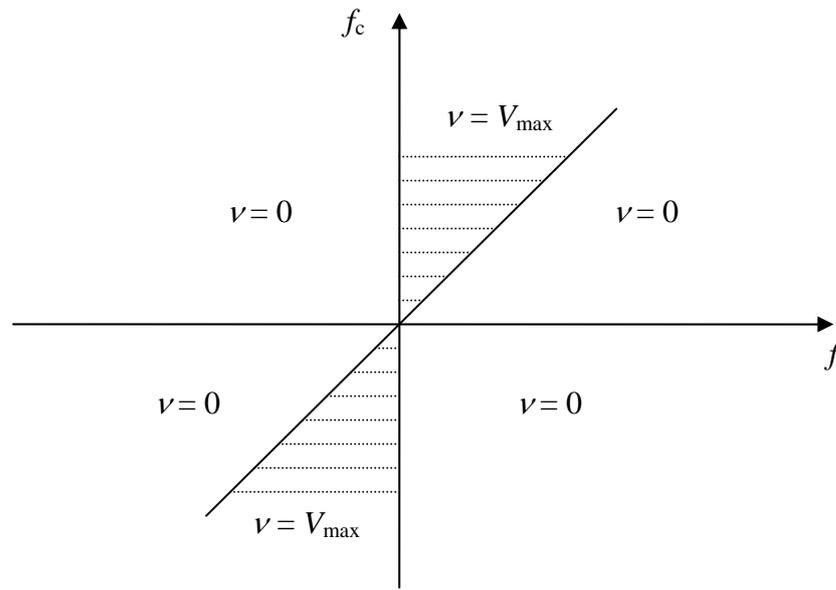


Figura 5.2 – Representação gráfica do algoritmo de seleção do sinal de comando.

O algoritmo para a seleção do sinal de comando pode ser estabelecido como

$$\mathbf{v} = V_{\max} H\{(\mathbf{f}_c - \mathbf{f})\mathbf{f}\} \quad (5.1)$$

onde V_{\max} é a voltagem associada à saturação do campo magnético do amortecedor MR, $H(x)$ é a função degrau unitário representada na Figura 5.3 e $x = (\mathbf{f}_c - \mathbf{f})\mathbf{f}$.

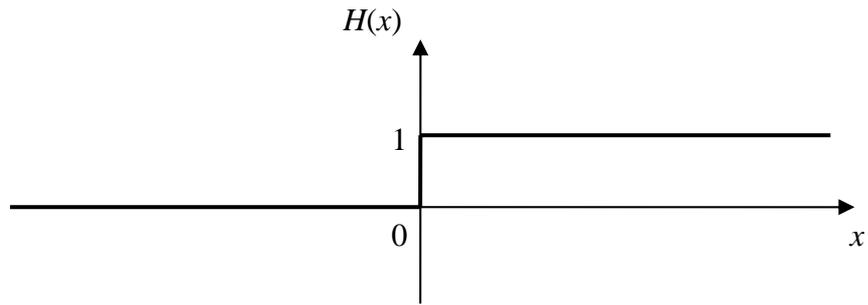


Figura 5.3 – Função degrau unitário.

O controlador assim projetado possui a vantagem de utilizar uma estratégia de controle linear, o LQR, como se o dispositivo de controle fosse ativo. As não-linearidades do controle são introduzidas no processo quando a força gerada no amortecedor, não-linear conforme o modelo de Bouc-Wen modificado, é comparada à força ótima e a voltagem é selecionada. Dessa forma, a força no amortecedor e o bloco de decisão da voltagem são os responsáveis por acomodar as não-linearidades do amortecedor ao projeto de controle.

6 – REGULADOR LINEAR QUADRÁTICO GAUSSIANO (LQG)

Até o capítulo anterior, considerou-se o controle realizado por realimentação de estado, o que quer dizer que todo o vetor de estado estava disponível para o cálculo das forças de controle. Entretanto, em situações práticas, o vetor de estado é obtido por medições e na maioria das vezes é inviável medi-lo por completo. Nesse caso, torna-se necessário estimar as variáveis de estado restantes e o controle é dito de realimentação de saída.

6.1 - OBSERVADOR

A estimativa das variáveis de estado não-mensuráveis é chamada de observação. Um dispositivo ou um programa de computador que estima as variáveis de estado recebe a denominação de observador de estado ou simplesmente observador. O observador permite estimar o estado completo a partir de informações parciais das medidas de saída.

6.2 - DEFINIÇÃO DO LQG

O filtro de Kalman é um observador ótimo usado para a reconstrução do estado a partir de um sistema estocasticamente perturbado, tal como, um sismo. Além disso, o projeto do filtro considera outro problema em casos reais, o ruído presente nas medidas assumido para o filtro Kalman como branco e gaussiano.

O observador ótimo do tipo filtro de Kalman pode ser associado ao controlador ótimo determinístico LQR, o que resulta num regulador designado linear quadrático gaussiano (LQG). Portanto, o LQG é um controlador ótimo com realimentação de saída em presença de ruído branco gaussiano. Dessa forma, o problema de controle ótimo pode ser resolvido aplicando-se a matriz de ganho G , calculada pelo LQR, ao estado observado fornecido pelo filtro de Kalman. Diversos autores utilizaram estratégias de controle que empregam o controlador LQG (Dyke, 1996; Dyke et al., 1996; Valer, 1999; Wang, 2006).

A formulação matemática que explica o funcionamento dos observadores de estado e do controlador LQG é amplamente documentada na literatura (Ogata, 2000; Meirovitch, 1990; Cruz, 1996). Neste capítulo, destacam-se seus pontos mais relevantes com o intuito de

apresentar o vetor de estado observado, o ganho do observador e a equação do filtro de Kalman.

Para tal, seja a equação de movimento no espaço de estado acrescida de ruído

$$\dot{z}(t) = Az(t) + Bf_c(t) + L\xi(t) \quad (6.1)$$

onde $\xi(t)$ é um processo estocástico que reproduz um ruído no estado, admitido branco e gaussiano tal que

$$E[\xi(t)] = 0 \quad (6.2)$$

$$E[\xi(t)\xi^T(\tau)] = \Xi\delta(t-\tau) \quad (6.3)$$

$E[\cdot]$ representa o valor esperado, $\delta(t-\tau)$ é o delta de Dirac (impulso em $t = \tau$) e $\Xi = \Xi^T > 0$ é a matriz de intensidade ou densidade espectral do ruído de estado.

Supõe-se que o estado não seja completamente disponível. Assim, sensores posicionados na estrutura medem as variáveis de saída, que são sujeitas a um ruído de medida $\eta(t)$. Portanto, o vetor de medidas é

$$y(t) = Cz(t) + \eta(t) \quad (6.4)$$

$\eta(t)$ é admitido branco, gaussiano e independente de $\xi(t)$ tal que

$$E[\eta(t)] = 0 \quad (6.5)$$

$$E[\eta(t)\eta^T(\tau)] = \theta\delta(t-\tau) \quad (6.6)$$

onde $\theta = \theta^T > 0$ é a matriz de intensidade do ruído de medida.

Um observador de estado estima as variáveis de estado com base nas medições das variáveis de saída e de controle. A equação do estado observado ou, simplesmente, o observador é dado por

$$\dot{\hat{z}} = A\hat{z} + Bf_c + K_{KF}(y - C'\hat{z}) \quad (6.7)$$

na qual $K_{KF}(y - C'\hat{z})$ representa um termo de correção, que envolve o valor medido do sinal de saída y e o valor estimado do sinal de saída $C'\hat{z}$.

K_{KF} age, neste caso, como uma matriz de ponderação.

Subtraindo a Equação (6.7) da Equação (6.1) obtém-se

$$\dot{z} - \dot{\hat{z}} = A(z - \hat{z}) - K_{KF}C'(z - \hat{z}) - K_{KF}\eta + L'\xi \quad (6.8)$$

A diferença $\dot{z} - \dot{\hat{z}}$ é o erro do observador.

Uma vez que o estado completo não é disponível, a lei de controle ótima é calculada empregando-se o estado estimado, logo

$$f_c = G\hat{z} \quad (6.9)$$

Define-se um vetor z_0 formado pela equação de estado e pelo erro do observador tal que

$$\dot{z}_0 = \begin{bmatrix} \dot{z} \\ \dot{z} - \dot{\hat{z}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A - BG & BG \\ \mathbf{0} & A - K_{KF}C' \end{bmatrix} \begin{bmatrix} z \\ z - \hat{z} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L'\xi \\ -K_{KF}\eta + L'\xi \end{bmatrix} \quad (6.10)$$

O ganho do observador é calculado por meio da expressão

$$K_{KF} = S_{KF} C'^T \theta^{-1} \quad (6.11)$$

onde S_{KF} é a solução de uma equação algébrica de Riccati referente ao filtro de Kalman e dada por

$$\mathbf{0} = -AS_{KF} - S_{KF}A^T - L'EL'^T + S_{KF}C'^T\theta^{-1}C'S_{KF} \quad (6.12)$$

Dessa forma, o problema do LQG requer a solução de duas equações de Riccati desacopladas. Uma delas, a Equação (4.19), relacionada ao LQR e ao cálculo do ganho do controle e a segunda, a Equação (6.12), relacionada ao filtro e ao ganho do observador.

6.3 - PRINCÍPIO DA SEPARAÇÃO

Os observadores não perturbam a estabilidade do sistema, simplesmente acrescentam seus próprios autovalores à dinâmica do sistema. Portanto, os autovalores do sistema de controle por realimentação de saída baseado em um observador de estado são os autovalores do sistema de controle por realimentação total, ou de estado, e os autovalores do observador. Essa consideração permite que os dois sistemas possam ser projetados independentemente e que, portanto, o ganho do controlador e o ganho do observador possam ser calculados separadamente. A propriedade de poder separar o projeto de controle em duas partes é conhecida como princípio da Separação (Valer, 1999).

6.4 – EXTENSÃO DO LQG AO CONTROLE SEMI-ATIVO

Um procedimento semelhante ao LQG pode ser desenvolvido para o controle semi-ativo. Ao invés de se empregar a força ótima calculada pelo LQR em atuadores, essa força pode ser considerada uma força ideal assim como foi proposto para o controle semi-ativo com realimentação de estado no quinto capítulo. Uma vez realizada a comparação entre a força no amortecedor e a força ótima ideal, decide-se pela voltagem a ser aplicada no amortecedor, que será responsável pela modificação de suas propriedades. A seleção do sinal de comando é apresentada na Equação (5.1) e representada graficamente na Figura 5.2.

No caso do controle semi-ativo, a equação de movimento no espaço de estado é semelhante à Equação (6.1), substituindo-se a força ótima f_c pela força f

$$\dot{z}(t) = A z(t) + B f(t) + L' \xi(t) \quad (6.13)$$

O vetor de medidas é dado como na Equação (6.4), enquanto o observador de estado é semelhante à Equação (6.7), substituindo-se f_c por f

$$\dot{\hat{z}} = A \hat{z} + B f + K_{KF} (y - C' \hat{z}) \quad (6.14)$$

O erro do observador é o mesmo da Equação (6.8).

Assim como no LQG, calcula-se a lei de controle ótima empregando-se o estado estimado dado pela Equação (6.9).

O vetor \dot{z}_0 formado pela equação de estado e pelo erro do observador, anteriormente representado pela Equação (6.10), passa a ser expresso pela Equação (6.15), visto que a substituição da força ótima pela força no amortecedor resultou nas Equações (6.13) e (6.14).

$$\dot{z}_0 = \begin{bmatrix} \dot{z} \\ \dot{z} - \dot{\hat{z}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & A - K_{KF} C' \end{bmatrix} \begin{bmatrix} z \\ z - \hat{z} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} f + \begin{bmatrix} L' \xi \\ -K_{KF} \eta + L' \xi \end{bmatrix} \quad (6.15)$$

O ganho do observador é calculado pela Equação (6.11) na qual S_{KF} é a solução da equação algébrica de Riccati referente ao filtro de Kalman representada na Equação (6.12). Portanto, este procedimento de cálculo estendido ao controle semi-ativo requer, como no LQG, a solução de duas equações de Riccati desacopladas. Uma delas relacionada ao LQR e a outra relacionada ao filtro e ao ganho do observador.

Pelo exposto neste subitem, verifica-se que o procedimento aqui descrito é uma analogia ao LQG com a ressalva que a força ótima calculada pela parcela do LQR não é empregada diretamente no controle, mas funciona como uma força ideal de comparação. Esta extensão do LQG ao problema do controle semi-ativo é denominada LQG semi-ativo nesta tese.

7 – MODELO DO PÓRTICO

As estratégias de controle apresentadas nos capítulos anteriores serão avaliadas no controle de edifícios. Este capítulo define um modelo numérico para representar suas características. Um edifício pode ser idealizado como uma associação de diversos elementos conectados por nós, que representam suas vigas, colunas e lajes. Os deslocamentos dos nós são denominados graus de liberdade. Um edifício é representado, geralmente, como um pórtico de vários graus de liberdade.

Uma estrutura pode ter infinitos graus de liberdade. Para limitá-los, recorre-se a modelagens computacionais, idealizações que limitam os graus de liberdade de maneira mais ou menos refinada. Muitas vezes, o comportamento dos edifícios é descrito por um modelo do tipo *shear frame* segundo o qual as deformações axiais das vigas e dos pilares são desprezadas. Os deslocamentos desse tipo de modelo são dados no plano e cada pavimento da estrutura possui um grau de liberdade lateral.

A maioria dos trabalhos da literatura sobre controle estrutural considera os edifícios submetidos a cargas dinâmicas como estruturas *shear frame* (Dyke et al., 1996; Jansen e Dyke, 2000; Occhiuzzi et al., 2006), entretanto uma modelagem mais realista inclui mais graus de liberdade para descrever o comportamento estrutural. Pode-se, por exemplo, analisar o edifício através de um modelo tridimensional, considerando três graus de liberdade por pavimento sendo esses: deslocamentos horizontais nas direções x e y e rotações em torno do eixo z como mostra a Figura 7.1. Uma modelagem tridimensional permite analisar a resposta estrutural de casos mais complexos como o comportamento de estruturas não-simétricas e a aplicação de cargas em mais de uma direção.

7.1 - HIPÓTESE DO DIAFRAGMA

Uma possibilidade de modelo tridimensional para edifícios assume que cada laje é rígida em seu próprio plano e flexível na direção perpendicular. Esta é uma representação razoável do real comportamento de vários tipos de sistemas de laje. Esta hipótese recebe o nome de hipótese do diafragma nesta tese, tal como foi feito em Acciolly (2006), apesar do diafragma, teoricamente, também poder ser flexível no plano transversal.

De acordo com a hipótese do diafragma, os deslocamentos horizontais de todos os nós do pavimento são relacionados a três deslocamentos de corpo rígido definidos no centro de massa de cada pavimento j sendo eles: translações u_{xj} na direção x , u_{yj} na direção y e rotação torsional $u_{\theta j}$ em torno do eixo vertical z conforme exibido na Figura 7.1.

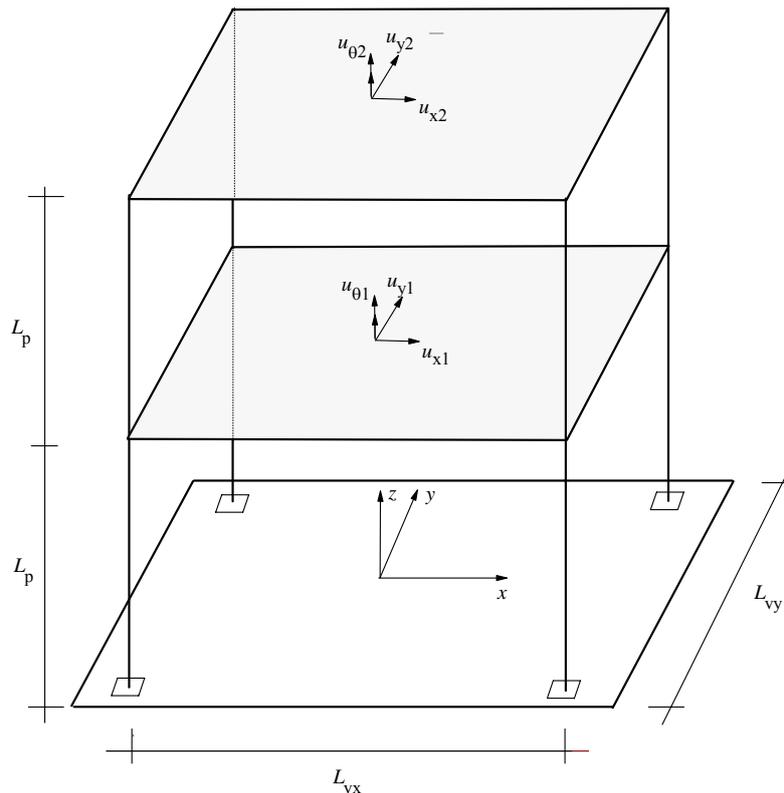


Figura 7.1 – Modelo do pórtico tridimensional. Hipótese do diafragma.

A matriz de rigidez do edifício modelado conforme a hipótese do diafragma pode ser determinada por intermédio de uma associação de pórticos planos (Chopra, 2007; Accioly, 2006) como representado na Figura 7.2. Inicialmente, são determinadas as matrizes de rigidez lateral dos quatro pórticos planos que compõem as faces do pórtico tridimensional. Eliminam-se da análise dinâmica os graus de liberdade aos quais não há massa associada por meio do procedimento de condensação estática. Transformam-se as matrizes dos pórticos laterais das coordenadas locais para as coordenadas globais definidas no centro de massa do pórtico tridimensional e que representam os deslocamentos de corpo rígido das lajes de cada pavimento. Por último, somam-se as contribuições dos quatro pórticos de

forma a obter a matriz de rigidez do edifício nas coordenadas correspondentes ao centro de massa das lajes. Cada um desses passos é analisado no decorrer deste capítulo.

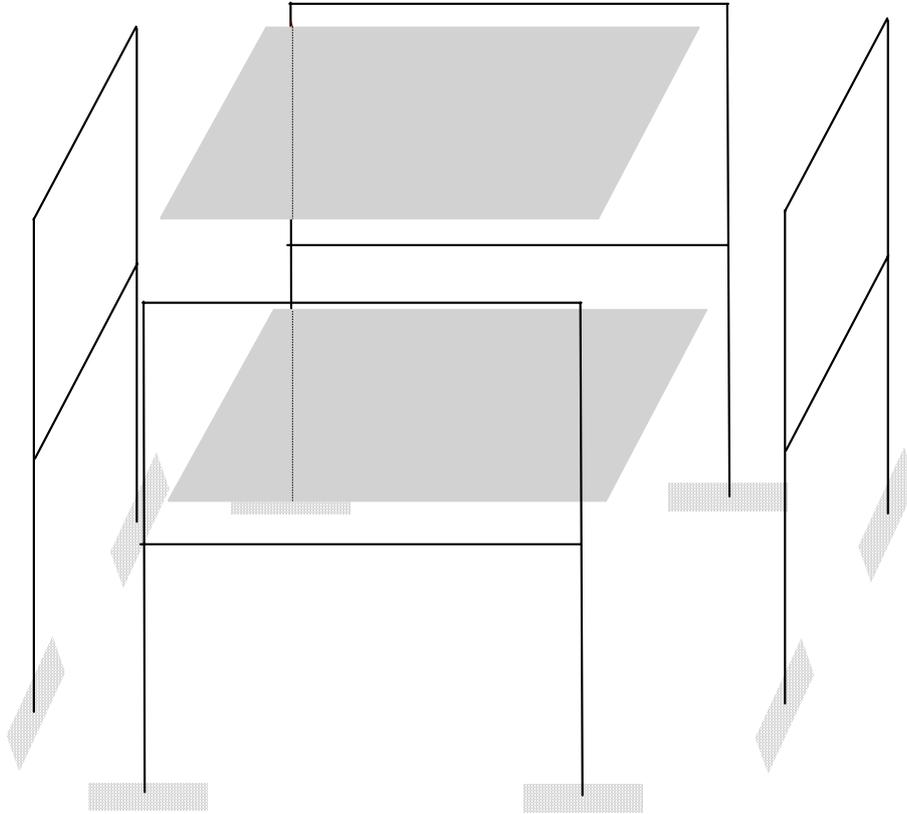


Figura 7.2 – Montagem do pórtico tridimensional.

7.1.1 - Matriz de rigidez de um elemento de barra submetido à flexão

Seja o elemento de barra da Figura 7.3 submetido à flexão o qual possui módulo de elasticidade longitudinal E , área da seção transversal A , comprimento L e momento de inércia à flexão I . Os deslocamentos nodais possíveis são apresentados nesta figura sendo eles: duas coordenadas de translação vertical e duas coordenadas de rotação nas extremidades do elemento. Para calcular a matriz de rigidez do elemento, aplicam-se deslocamentos ou rotações unitários em cada um dos graus de liberdade, dependendo se a coordenada é de translação ou rotação, enquanto os demais deslocamentos são restritos. Cada deslocamento unitário, provoca deformações no elemento e esforços nas demais coordenadas. O elemento $k_e(i, j)$ da matriz de rigidez dada pela Equação (7.1) representa os esforços na coordenada i devido a um deslocamento unitário na coordenada j .

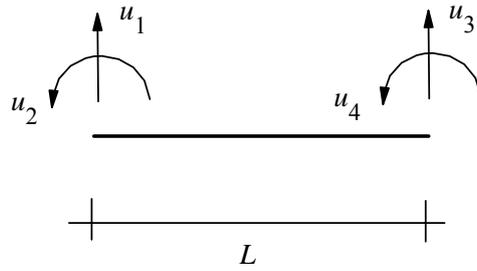


Figura 7.3 - Elemento submetido à flexão.

$$k_e = \frac{EI}{L^3} \begin{bmatrix} 12 & 6L & -12 & 6L \\ 6L & 4L^2 & -6L & 2L^2 \\ -12 & -6L & 12 & -6L \\ 6L & 2L^2 & -6L & 4L^2 \end{bmatrix} \quad (7.1)$$

7.1.2 - Matriz de rigidez global da estrutura

Um pórtico plano pode ser idealizado como uma associação de elementos de barra interconectados por nós. Considere um pórtico de dois andares para o qual desprezam-se as deformações axiais das vigas e dos pilares conforme representado na Figura 7.4.

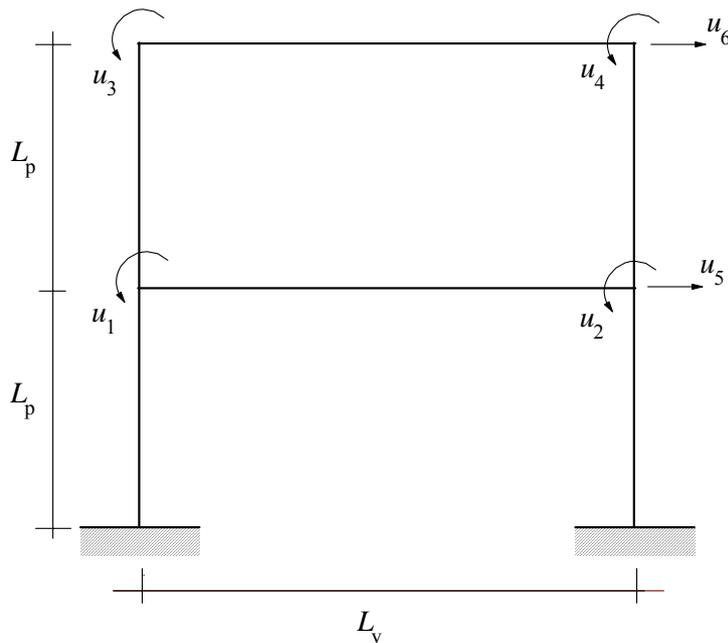


Figura 7.4 – Modelo de um pórtico plano de dois andares.

A matriz de rigidez do pórtico plano é determinada de maneira análoga à matriz de um único elemento submetido à flexão. Da mesma forma, cada deslocamento unitário, provoca deformações nas vigas e/ou pilares e esforços nas demais coordenadas análogos à Equação (7.1). Utiliza-se a matriz de rigidez do elemento submetido à flexão dada na Equação (7.1) para montar a matriz de rigidez do pórtico, observando que os esforços que se dão em um mesmo nó, correspondentes a elementos distintos, devem ser somados para representar o elemento de rigidez naquela coordenada. Assim, a matriz de rigidez do pórtico plano de dois andares é

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} \frac{8EI_p}{L_p} + \frac{4EI_v}{L_v} & \frac{2EI_v}{L_v} & \frac{2EI_p}{L_p} & 0 & 0 & \frac{6EI_p}{L_p^2} \\ \frac{2EI_v}{L_v} & \frac{8EI_p}{L_p} + \frac{4EI_v}{L_v} & 0 & \frac{2EI_p}{L_p} & 0 & \frac{6EI_p}{L_p^2} \\ \frac{2EI_p}{L_p} & 0 & \frac{4EI_p}{L_p} + \frac{4EI_v}{L_v} & \frac{2EI_v}{L_v} & -\frac{6EI_p}{L_p^2} & \frac{6EI_p}{L_p^2} \\ 0 & \frac{2EI_p}{L_p} & \frac{2EI_v}{L_v} & \frac{4EI_p}{L_p} + \frac{4EI_v}{L_v} & -\frac{6EI_p}{L_p^2} & \frac{6EI_p}{L_p^2} \\ 0 & 0 & -\frac{6EI_p}{L_p^2} & -\frac{6EI_p}{L_p^2} & \frac{48EI_p}{L_p^3} & -\frac{24EI_p}{L_p^3} \\ \frac{6EI_p}{L_p^2} & \frac{6EI_p}{L_p^2} & \frac{6EI_p}{L_p^2} & \frac{6EI_p}{L_p^2} & -\frac{24EI_p}{L_p^3} & \frac{24EI_p}{L_p^3} \end{bmatrix} \quad (7.2)$$

7.1.3 - Procedimento de condensação estática

O procedimento de condensação estática é um método muito conhecido em dinâmica estrutural, usado para eliminar da análise dinâmica os graus de liberdade de uma estrutura aos quais não há massa associada de forma a reduzir a ordem do problema. No entanto, todos os graus de liberdade são incluídos na análise estática. Uma vantagem deste método é que, reduzindo a ordem da matriz de rigidez, obtém-se uma economia de esforço computacional.

A massa de uma estrutura pode ser idealizada como concentrada toda nos nós, assim sua matriz de massa torna-se diagonal. Há elementos nulos na diagonal principal, que correspondem aos graus de liberdade rotacionais. Esses são os graus de liberdade que

podem ser eliminados da análise dinâmica, uma vez que sua influência na resposta dinâmica não é significativa.

As equações de movimento de um sistema dinâmico podem ser escritas nessa modelagem na forma particionada como

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M}_{00} & \mathbf{M}_{0t} \\ \mathbf{M}_{t0} & \mathbf{M}_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{\mathbf{u}}_0 \\ \ddot{\mathbf{u}}_t \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{C}_{00} & \mathbf{C}_{0t} \\ \mathbf{C}_{t0} & \mathbf{C}_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\mathbf{u}}_0 \\ \dot{\mathbf{u}}_t \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{00} & \mathbf{K}_{0t} \\ \mathbf{K}_{t0} & \mathbf{K}_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{u}_0 \\ \mathbf{u}_t \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \mathbf{p}_0(t) \\ \mathbf{p}_t(t) \end{Bmatrix} \quad (7.3)$$

onde \mathbf{u}_0 representa os graus de liberdade sem massa associada e \mathbf{u}_t os graus de liberdade nos pontos com massa concentrada também conhecidos como graus de liberdade dinâmicos.

Considerando que as forças de inércia e de amortecimento associadas às rotações e aos deslocamentos verticais sejam desprezíveis e que $\mathbf{p}_0(t) = \mathbf{0}$, a Equação (7.3) é reescrita na forma

$$\begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{M}_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{\mathbf{u}}_0 \\ \ddot{\mathbf{u}}_t \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{C}_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\mathbf{u}}_0 \\ \dot{\mathbf{u}}_t \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{00} & \mathbf{K}_{0t} \\ \mathbf{K}_{t0} & \mathbf{K}_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{u}_0 \\ \mathbf{u}_t \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{p}_t(t) \end{Bmatrix} \quad (7.4)$$

Da Equação (7.4), obtêm-se duas equações particionadas

$$\mathbf{K}_{00} \mathbf{u}_0 + \mathbf{K}_{0t} \mathbf{u}_t = \mathbf{0} \quad (7.5)$$

$$\mathbf{M}_{tt} \ddot{\mathbf{u}}_t + \mathbf{C}_{tt} \dot{\mathbf{u}}_t + \mathbf{K}_{t0} \mathbf{u}_0 + \mathbf{K}_{tt} \mathbf{u}_t = \mathbf{p}_t(t) \quad (7.6)$$

A Equação (7.5) pode ser reescrita na Equação (7.7) a qual representa uma relação estática entre \mathbf{u}_0 e \mathbf{u}_t , visto que não há termos inerciais nem forças externas associadas a \mathbf{u}_0 . Logo,

$$\mathbf{u}_0 = -\mathbf{K}_{00}^{-1} \mathbf{K}_{0t} \mathbf{u}_t \quad (7.7)$$

Substituindo a Equação (7.7) na Equação (7.6), obtêm-se

$$\mathbf{M}_{tt} \ddot{\mathbf{u}}_t + \mathbf{C}_{tt} \dot{\mathbf{u}}_t + \hat{\mathbf{K}} \mathbf{u}_t = \mathbf{p}_t(t) \quad (7.8)$$

onde

$$\hat{\mathbf{K}} = \mathbf{K}_{tt} - \mathbf{K}_{t0} \mathbf{K}_{00}^{-1} \mathbf{K}_{0t} \quad (7.9)$$

é a matriz de rigidez condensada do pórtico.

7.1.4 - Montagem do pórtico tridimensional

Retoma-se a hipótese do diafragma como a modelagem do pórtico tridimensional através de uma associação de pórticos planos. Dessa forma, a matriz de rigidez do pórtico tridimensional é determinada a partir das matrizes de rigidez lateral de quatro pórticos planos obtidas conforme apresentado no subitem 7.1.2 e condensadas como no subitem 7.1.3. É necessário ainda transformar essas matrizes das coordenadas locais para as coordenadas globais definidas no centro de massa do pórtico tridimensional.

7.1.4.1 - Transformação de coordenadas

De posse da matriz de rigidez condensada de cada um dos pórticos, cabe transformá-las de coordenadas locais para globais, ou seja, devem-se transformar os deslocamentos laterais dos pórticos para os deslocamentos globais definidos nos centros de massa das lajes e que representam os deslocamentos de corpo rígido de cada pavimento.

Dessa forma, considere o pórtico i e o pavimento j . A relação entre as coordenadas locais w_{ij} e globais \mathbf{u}_j para o pavimento j é dada pela Equação (7.10) conforme ilustra a Figura 7.5.

$$w_{ij} = \{\mathbf{S}\}_i^T \mathbf{u}_j \quad (7.10)$$

onde w_{ij} representa o deslocamento lateral do pórtico i no pavimento j em coordenada locais, \mathbf{u}_j são os deslocamentos de corpo rígido da laje do pavimento j definidos no centro de massa da mesma e \mathbf{S}_i é um vetor de transformação de coordenadas do pórtico i . Assim,

$$\mathbf{u}_j^T = \{u_{xj} \quad u_{yj} \quad u_{\theta j}\} \quad (7.11)$$

$$\{\mathbf{S}\}_i^T = \{\text{sen}\theta_i \quad \text{cos}\theta_i \quad s_i\} \quad (7.12)$$

θ é o ângulo entre o pórtico i e o sistema de coordenadas globais.

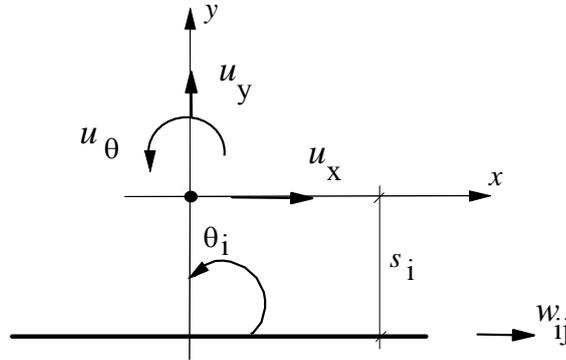


Figura 7.5 – Relação entre a coordenada local do pórtico i e as coordenadas globais ambas no pavimento j .

Uma vez que cada pórtico possui p pavimentos (Figura 7.6), a transformação de coordenadas locais para globais do pórtico i é dada por

$$\mathbf{w}_i = \mathbf{S}_i^T \mathbf{U} \quad (7.13)$$

onde \mathbf{w}_i representa os deslocamentos do pórtico i em coordenadas locais, \mathbf{S}_i^T é a matriz de transformação do pórtico i e \mathbf{U} são os deslocamentos do pórtico completo em coordenadas globais.

$$\mathbf{w}_i = \{w_{i1} \quad w_{i2} \quad \dots \quad w_{ij} \quad \dots \quad w_{ip}\} \quad (7.14)$$

$$\mathbf{U}^T = \{\mathbf{u}_1^T \quad \mathbf{u}_2^T \quad \dots \quad \mathbf{u}_j^T \quad \dots \quad \mathbf{u}_p^T\} \quad (7.15)$$

$$\mathbf{S}_i^T = \begin{bmatrix} \{\mathbf{S}\}_i^T & & & \\ & \{\mathbf{S}\}_i^T & & \\ & & \ddots & \\ & & & \{\mathbf{S}\}_i^T \end{bmatrix} \quad (7.16)$$

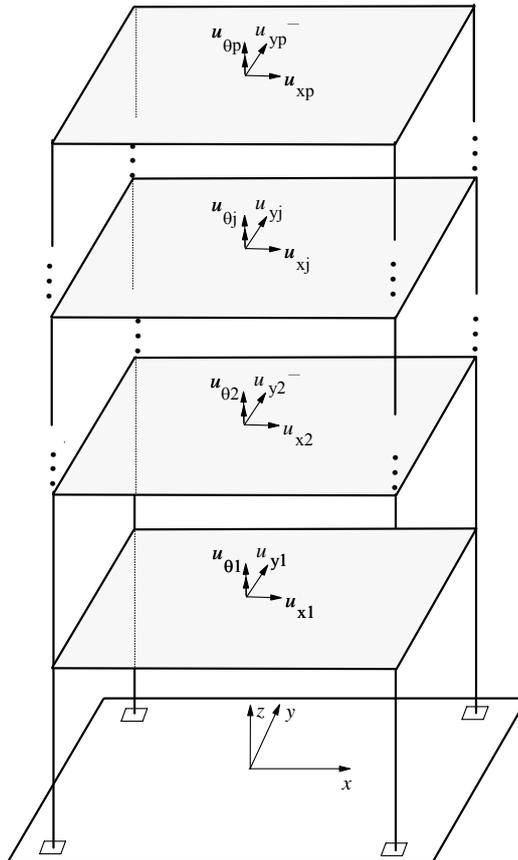


Figura 7.6 – Modelo tridimensional de um edifício de vários andares.

Por definição, as forças e os deslocamentos na direção lateral dos pavimentos são relacionados pela matriz de rigidez lateral dos pórticos por

$$\hat{\mathbf{K}}_i \mathbf{w}_i = \mathbf{F}_i \quad (7.17)$$

Substituindo a Equação (7.13) na Equação (7.17), obtém-se

$$\hat{\mathbf{K}}_i \mathbf{S}_i^T \mathbf{U} = \mathbf{F}_i \quad (7.18)$$

Pré-multiplicando-a em ambos lados por S_i , resulta a relação entre as forças e os deslocamentos em coordenadas globais dada por

$$\hat{K}_i^* U = F_i^* \quad (7.19)$$

onde

$$\hat{K}_i^* = S_i \hat{K}_i S_i^T \quad (7.20)$$

$$F_i^* = S_i F_i \quad (7.21)$$

7.1.4.2 - Soma das contribuições dos quatro pórticos

O mesmo procedimento de transformação de coordenadas deve ser feito para os pórticos restantes. A soma das matrizes de rigidez condensadas de cada pórtico escritas nas coordenadas globais representa a matriz de rigidez do pórtico tridimensional dada por

$$\hat{K}^* = \sum_{i=1}^p \hat{K}_i^* \quad (7.22)$$

7.1.5 - Resumo do método

A modelagem do pórtico tridimensional segundo a hipótese do diafragma pode ser resumida nos seguintes passos:

- 1º) Determinar as matrizes de rigidez lateral dos pórticos planos;
- 2º) Realizar condensação estática;
- 3º) Transformar as matrizes de rigidez condensadas das coordenadas locais para as coordenadas globais definidas no centro de massa do pórtico tridimensional e que representam os deslocamentos de corpo rígido das lajes de cada pavimento;
- 4º) Somar as contribuições dos quatro pórticos.

8 – RESULTADOS

Avalia-se, numericamente, a eficiência do controle estrutural aplicado a um modelo de um edifício de dois andares. O controle é exercido por intermédio do uso de amortecedores magnetorreológicos nas modalidades passiva e semi-ativa. Como etapa intermediária do projeto do controle semi-ativo, considera-se também o controle do tipo ativo.

Parte da pesquisa que resultou nesta tese de doutorado foi realizada na Universidade de L'Aquila, Itália, durante o período de 2006-2007. Os estudos naquela universidade foram realizados dentro de uma unidade de pesquisa inserida num projeto conjunto entre a Rede de Laboratórios Universitários Italianos de Engenharia Sísmica (ReLUIS) e o Departamento de Proteção Civil Italiano (DPC) denominado Projeto ReLUIS-DPC 2005-2008. O ReLUIS é um consórcio entre universidades, na sua grande maioria italianas, constituído em abril de 2003 com o intuito de fornecer um apoio científico, organizativo, técnico e financeiro às universidades consorciadas e de ser um interlocutor científico entre os vários órgãos públicos e privados italianos na validação e na redução da vulnerabilidade e do risco sísmico (Contento, 2006).

O Projeto ReLUIS-DPC 2005-2008 foi composto de dez linhas de pesquisa e contou com 127 unidades em quarenta sedes universitárias. Seus principais objetivos foram obter propostas de melhoramento de normas técnicas, bem como novas instruções normativas e manuais, adquirir bases de dados e desenvolver metodologias avançadas. Mais especificamente, esta pesquisa esteve inserida na linha de pesquisa número 7 intitulada “Tecnologias para o isolamento e o controle de estruturas e infra-estruturas”, no subgrupo encarregado de estudar o controle semi-ativo. Os outros subgrupos da linha número 7 estudaram diferentes formas de controle passivo.

Nesta tese, estuda-se numericamente o mesmo modelo estrutural empregado no Projeto ReLUIS-DPC 2005-2008. O modelo numérico corresponde a um protótipo experimental em escala 2:3 construído no Laboratório do Departamento de Estruturas, Geotecnia e Geologia aplicada situado na Universidade da Basilicata, Itália. Os detalhes construtivos do protótipo e sua formulação numérica são apresentados a seguir.

Todos os resultados numéricos foram obtidos por meio de programas computacionais implementados neste trabalho na linguagem MATLAB. O cálculo da matriz de rigidez do pórtico foi realizado utilizando a ferramenta de álgebra simbólica Maple.

8.1 – MODELO DO PÓRTICO

8.1.1 - Componentes do modelo

A estrutura estudada é um modelo de um edifício de dois andares de 2m de pé direito cada. A planta retangular apresenta uma distância entre eixos dos pilares de 3m na direção y e 4m na direção x . A Figura 8.1 exibe o modelo experimental situado na Universidade da Basilicata.



Figura 8.1 – Modelo experimental do pórtico.

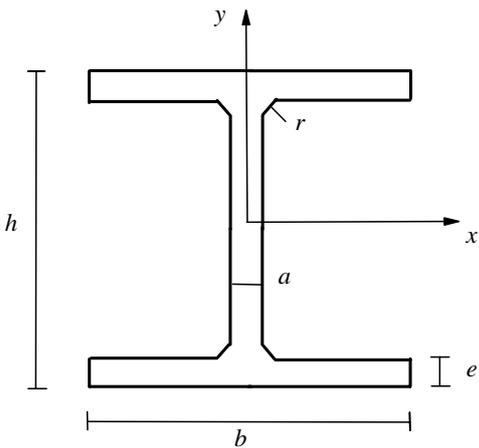
Autora: Carneiro, R.B.

Nota: Visita à Universidade da Basilicata, Itália, 2007.

Os elementos estruturais do pórtico (Contento et al., 2006) são formados por pilares de aço com perfil comercial do tipo HE 140 B e vigas de aço do tipo IPE 180. As propriedades e as dimensões das seções dos pilares e das vigas são dadas na Tabela 8.1.

Tabela 8.1 – Propriedades das seções dos componentes estruturais.

	Pilares	Vigas
h (mm)	140	180
b (mm)	140	91
a (mm)	7	5,3
e (mm)	12	8
r (mm)	12	9
A (cm ²)	43	23,9
I_{px} (cm ⁴)	1509	1317
I_{py} (cm ⁴)	550	101
J_p (cm ⁴)	20	4,8
E (kN/m ²)	210×10^6	210×10^6



As lajes são do tipo misto, formadas por placas de aço acrescidas de uma camada de concreto como pode ser visualizado na Figura 8.2. Por necessidades construtivas, existem vigas próximas à base dos pilares dispostas ao longo dos dois lados cujo perfil da seção é do tipo HE 220 B conforme exibe a Figura 8.3. Os pilares do segundo andar sobressaem 0,5m acima da última laje como pode-se perceber na Figura 8.2. As peças metálicas que se assemelham a contraventamentos, visualizadas nas Figuras 8.1 e 8.2, têm por finalidade apoiar os amortecedores utilizados nos ensaios. Na elaboração do modelo numérico, foram desconsideradas as vigas que ligam as bases dos pilares bem como o comprimento sobressalente dos pilares.



Figura 8.2 – Modelo experimental do pórtico: Lajes.

Autora: Carneiro, R.B.

Nota: Visita à Universidade da Basilicata, Itália, 2007.



Figura 8.3 – Modelo experimental do pórtico: Base.

Autora: Carneiro, R.B.

Nota: Visita à Universidade da Basilicata, Itália, 2007.

O pórtico é modelado de forma tridimensional de acordo com a hipótese do diafragma segundo a qual cada laje é rígida em seu próprio plano e flexível na direção perpendicular como descrito no sétimo capítulo. Segundo essa hipótese, os deslocamentos horizontais de todos os nós do pavimento são relacionados a três deslocamentos de corpo rígido definidos no centro de massa de cada pavimento j , ou seja, translações u_{xj} na direção x , u_{yj} na direção y e rotação torsional $u_{\theta j}$ em torno do eixo vertical z conforme exibido na Figura 7.1.

8.1.2 - Propriedades do modelo

A massa do pórtico é idealizada concentrada no centro de massa das lajes, sendo a matriz de massa representada por meio de uma matriz diagonal. Os elementos não nulos da matriz de massa quadrada de ordem seis são apresentados na Tabela 8.2.

Tabela 8.2 – Elementos não-nulos da matriz de massa da estrutura.

M_{11}	M_{22}	M_{33}	M_{44}	M_{55}	M_{66}
(kg)	(kg)	(kg m ²)	(kg)	(kg)	(kg m ²)
2660	2660	7600	2660	2660	7170

Assumida a hipótese do diafragma, a matriz de rigidez é obtida por uma associação de pórticos planos como mostra a Figura 7.2. O cálculo da matriz de rigidez do pórtico tridimensional foi implementado por meio do programa de álgebra simbólica Maple. Inicialmente, calculam-se as matrizes de rigidez laterais dos quatro pórticos planos, que compõem as faces do pórtico tridimensional, através da Equação (7.2) e das propriedades das seções dadas na Tabela 8.1. Uma representação dos pórticos laterais é exibida na Figura 7.4. Eliminam-se da análise dinâmica os graus de liberdade aos quais não há massa associada por meio do procedimento de condensação estática apresentado no subitem 7.1.3. Obtêm-se as matrizes de rigidez condensadas dadas pela Equação (7.9). Transformam-se as matrizes dos pórticos laterais das coordenadas locais para as coordenadas globais definidas no centro de massa dos andares do pórtico tridimensional e que representam os deslocamentos de corpo rígido das lajes de cada pavimento como exposto no subitem 7.1.4.1 e representado na Figura 7.5. Finalmente, a matriz de rigidez do edifício é obtida somando-se as contribuições dos quatro pórticos conforme a Equação (7.22). A Tabela 8.3 apresenta os elementos não nulos da matriz de rigidez quadrada de ordem seis. Admite-se a matriz de amortecimento com valor de 10% da matriz de massa, o que corresponde a uma razão de amortecimento de 0,2% com relação à primeira frequência.

Tabela 8.3 – Elementos não-nulos da matriz de rigidez da estrutura.

$$K_{11} = 28888,06 \text{ kN/m}$$

$$K_{22} = 12302,77 \text{ kN/m}$$

$$K_{33} = 114379,07 \text{ kN m}$$

$$K_{44} = 7621,20 \text{ kN/m}$$

$$K_{55} = 4524,25 \text{ kN/m}$$

$$K_{66} = 35330,38 \text{ kN m}$$

$$K_{14}, K_{41} = - 11595,98 \text{ kN/m}$$

$$K_{25}, K_{52} = - 5549,95 \text{ kN/m}$$

$$K_{36}, K_{63} = - 48376,09 \text{ kN m}$$

8.1.3 – Características espectrais do modelo

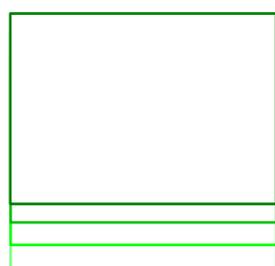
Realiza-se uma análise modal utilizando a ferramenta computacional MATLAB para a solução do problema de autovalor. Os períodos e as frequências fundamentais do pórtico são exibidos na Tabela 8.4. Os modos de vibração, exibidos na Tabela 8.5, são normalizados de maneira que o segundo pavimento assume valores unitários. Percebe-se um completo desacoplamento das formas modais nas duas direções principais de rigidez. As formas modais do primeiro pavimento são representadas esquematicamente em planta na Figura 8.4.

Tabela 8.4 – Períodos e frequências fundamentais do modelo.

Modo número	Período (s)	Frequência (Hz)
1	0,25332	3,94758
2	0,20408	4,90004
3	0,15201	6,57851
4	0,08315	12,02718
5	0,05559	17,99047
6	0,04649	21,51185

Tabela 8.5 – Modos de vibração do modelo.

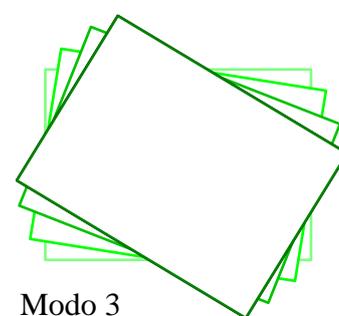
Forma modal	Modo número					
	1	2	3	4	5	6
u_{x1}	0	0,43978	0	0	-2,27385	0
u_{y1}	0,52033	0	0	-1,92185	0	0
$u_{\theta 1}$	0	0	0,47710	0	0	-1,97741
u_{x2}	0	1,00000	0	0	1,00000	0
u_{y2}	1,00000	0	0	1,00000	0	0
$u_{\theta 2}$	0	0	1,00000	0	0	1,00000



Modo 1



Modo 2



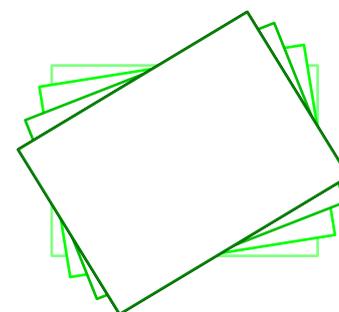
Modo 3



Modo 4



Modo 5



Modo 6

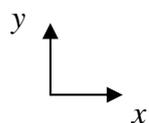


Figura 8.4 – Formas modais do modelo em planta (primeiro pavimento).

8.2 - CONTROLE PASSIVO

Nesta seção, o pórtico é controlado de forma passiva. O controle passivo utiliza amortecedores magnetorreológicos sob voltagem constante, portanto não há variação nas suas propriedades.

Dois amortecedores são instalados entre a base e o primeiro andar conforme a Figura 8.5. O comportamento dos amortecedores é simulado pelo modelo de Bouc-Wen modificado (Spencer et al., 1997a) descrito no terceiro capítulo. A Equação (3.1) representa a força total f gerada pelo dispositivo. Escolheu-se o amortecedor utilizado no projeto ReLUIIS-DPC 2005-2008. Trata-se de um amortecedor magnetorreológico comercialmente disponível e fabricado pela empresa Lord Corporation cuja descrição é MR RD-1005-3. Sua força máxima à tração é de 4448N. O comprimento do amortecedor comprimido é de 15,5cm e estendido de 20,8cm. A Figura 8.6 exhibe o amortecedor e uma representação esquemática do seu modelo matemático.

Os parâmetros dos amortecedores que fazem parte das Equações (3.1) - (3.3) assumem os valores identificados experimentalmente por Basili (2006) de acordo com o procedimento descrito no terceiro capítulo. Aqueles que assumem valores constantes encontram-se na Tabela 8.6, ao passo que os que variam em função da voltagem aplicada no amortecedor (c_0 , c_1 e α') são calculados pelas Equações (3.4) - (3.6).

Duas configurações de controle passivo são utilizadas. Na primeira delas, os dispositivos permanecem desligados durante todo o intervalo de tempo analisado, ou seja, a voltagem é igual a zero. Na segunda configuração, os dispositivos são ligados e recebem uma voltagem igual a 2,5V. As propriedades dos amortecedores dadas pelas Equações (3.4) - (3.6) não são modificadas no decorrer de cada simulação, o que caracteriza o caráter passivo analisado nesta seção.

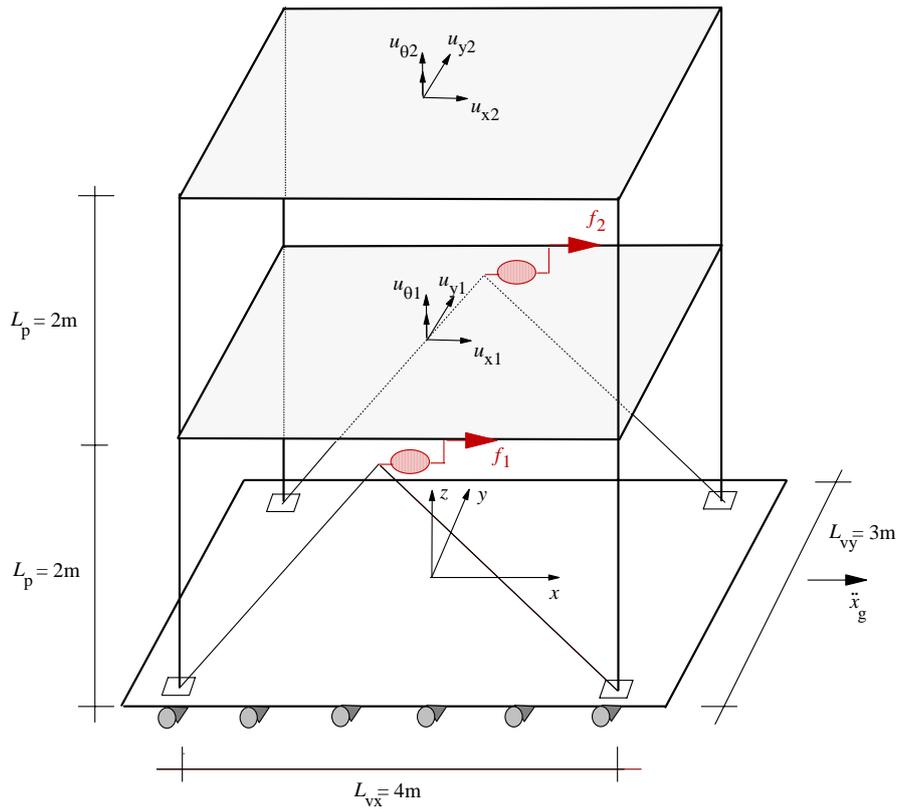
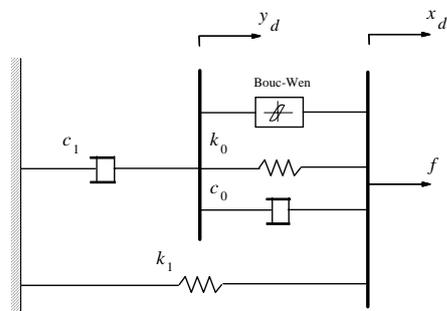


Figura 8.5 – Modelo do pórtico tridimensional equipado com dois amortecedores.



a)



b)

Figura 8.6 – Amortecedor MR: a) MR RD-1005-3; b) Modelo de Bouc-Wen modificado.
a) Fonte: <http://www.lord.com/Home/MagnetoRheologicalMRFluid/Products/MRDamper/tabid/3361/Default.aspx>. Acesso 16/04/2009.

Tabela 8.6 – Parâmetros do amortecedor MR que independem da voltagem.

A'	β'	γ'	$k_1(x_d - x_0)$	k_0	n'
(m)	(m)	(m)	(N)	(N/m)	-
20000	10000	10000	60	2020	2

O pórtico é submetido a uma aceleração na base correspondente a um registro utilizado no projeto ReLUIIS-DPC 2005-2008, escalonado no tempo e em magnitude para que fosse compatível com as dimensões da estrutura. A excitação foi aplicada na base do pórtico e na direção x . O registro escalonado \ddot{x}_g possui quarenta segundos de duração e é apresentado na Figura 8.7.

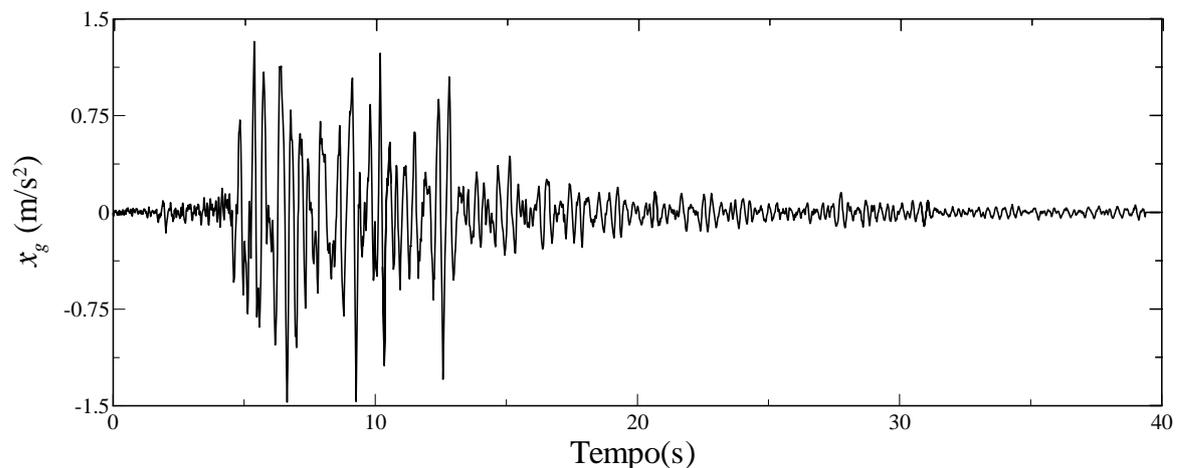


Figura 8.7 – Registro escalonado.

Inicialmente, comparam-se os deslocamentos ao longo do tempo da estrutura sem controle aos deslocamentos controlados nas configurações passiva ligada e passiva desligada. A Figura 8.8a exibe os deslocamentos do primeiro andar do pórtico e a Figura 8.8b os deslocamentos do segundo andar.

Percebe-se que o controle passivo reduz a resposta estrutural nos dois casos analisados e que a eficiência do controle é majorada quando os amortecedores são ligados. A Tabela 8.7 permite visualizar as respostas máximas e apresenta a redução dos valores máximos em relação ao sistema sem controle entre parênteses. Segundo a mesma tabela, a redução dos deslocamentos máximos passa de aproximadamente 20%, no caso dos amortecedores desligados, para 60% quando esses empregam uma voltagem de 2,5V. As reduções das respostas *rms* são melhoradas de 52%, quando os amortecedores não empregam voltagem, para 86% no caso amortecedores ligados como mostra a Tabela 8.8.

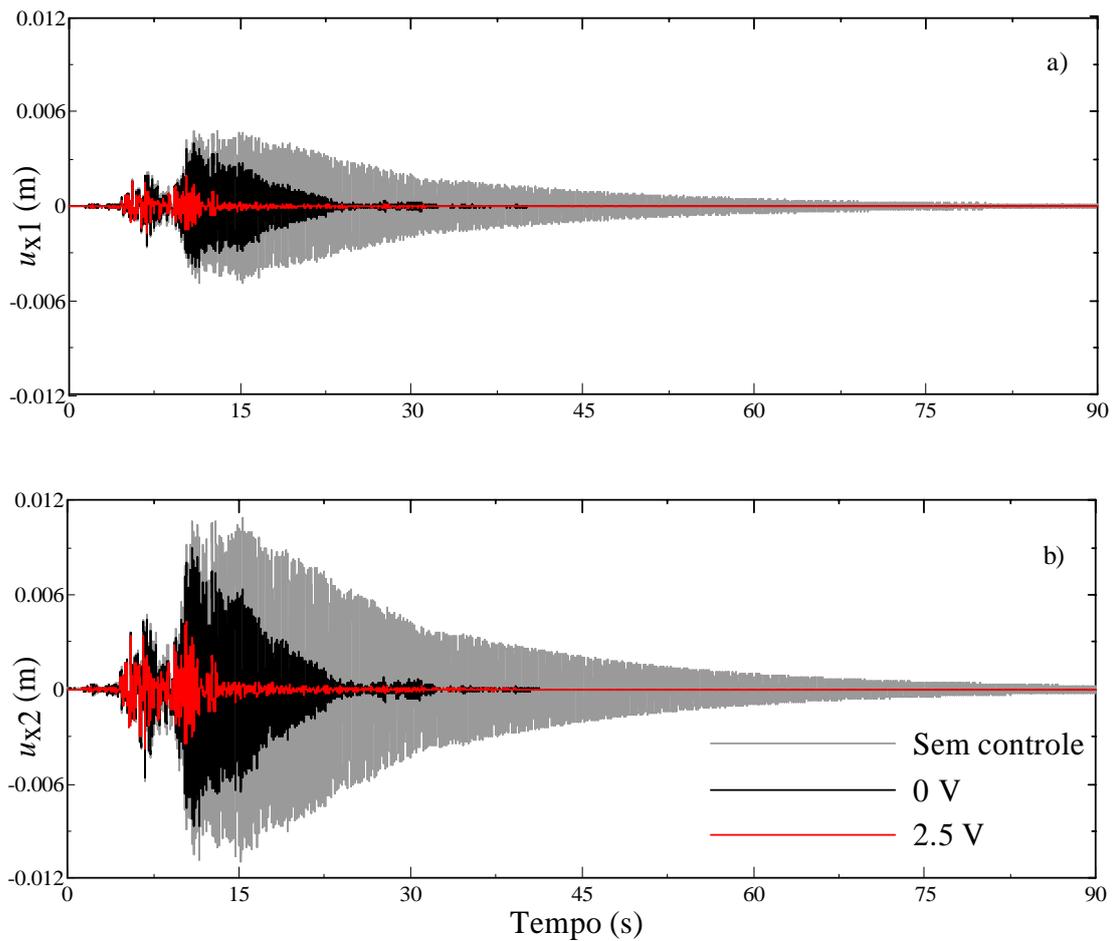


Figura 8.8 – Deslocamentos; casos passivo ligado e desligado: a) 1° andar; b) 2° andar.

Tabela 8.7 – Respostas máximas; controle passivo.

	Sem Controle	Controle passivo 0V	Controle passivo 2,5V
$u_{x1 \max}$ (m)	0,0049	0,0040 (20%)	0,0020 (60%)
$u_{x2 \max}$ (m)	0,0110	0,0089 (19%)	0,0043 (60%)
$\ddot{u}_{x1 \max}$ (m/s ²)	5,5840	3,7311 (33%)	1,9092 (66%)
$\ddot{u}_{x2 \max}$ (m/s ²)	10,7214	8,0489 (25%)	3,1427 (71%)
$f_1 \max$ (N)	–	266	941
$f_2 \max$ (N)	–	266	941

Tabela 8.8 – Respostas *rms*; controle passivo.

	Sem Controle	Controle passivo 0V	Controle passivo 2,5V
$u_{x1 \text{ rms}}$ (m)	0,0013	0,0006 (52%)	0,0002 (86%)
$u_{x2 \text{ rms}}$ (m)	0,0028	0,0014 (52%)	0,0004 (86%)
$\ddot{u}_{x1 \text{ rms}}$ (m/s^2)	1,3539	0,5627 (58%)	0,1579 (88%)
$\ddot{u}_{x2 \text{ rms}}$ (m/s^2)	2,7000	1,2735 (53%)	0,3249 (88%)

Resultados semelhantes são obtidos para as acelerações dos pavimentos como ilustram a Figura 8.9 e as Tabelas 8.7 e 8.8. Por exemplo, a aceleração máxima do segundo andar é reduzida em 25% quando os amortecedores estão desligados e em 71% quando ligados. Ainda para o segundo andar, a redução da aceleração *rms* passa de 53% para 88% quando os amortecedores atuam com voltagem de 2,5V.

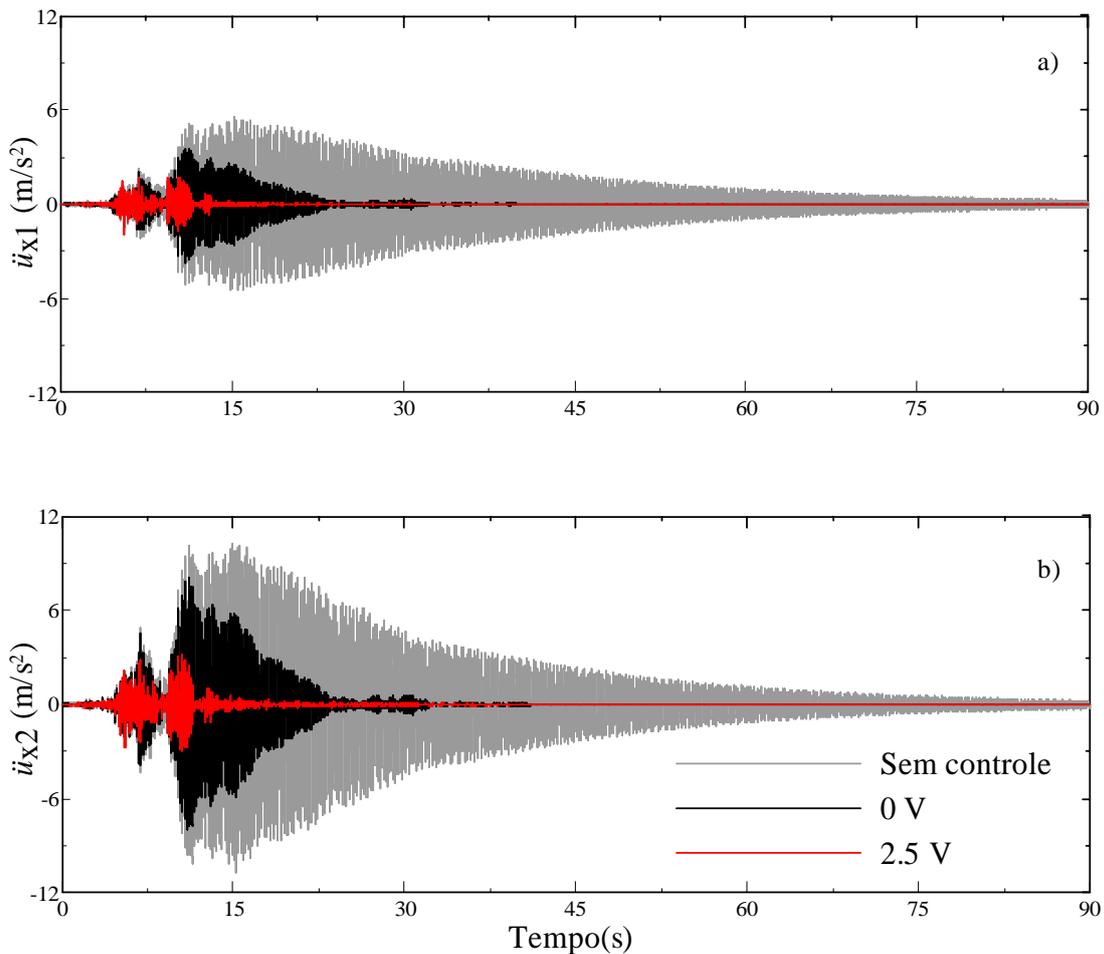


Figura 8.9 – Acelerações; casos passivo ligado e desligado: a) 1° andar; b) 2° andar.

A Figura 8.10 compara a evolução das forças exercidas pelos amortecedores ao longo do tempo nos dois casos estudados. Devido à simetria da estrutura e à aplicação unidirecional da excitação, os dois amortecedores apresentam o mesmo comportamento e, por isso, somente um amortecedor é representado para cada configuração de controle. Os valores máximos de força são de 226N no caso de voltagem zero e 941N para voltagem de 2,5V conforme a Tabela 8.7.

Por fim, os diagramas de força versus deslocamento e força versus velocidade exibidos na Figura 8.11 confirmam o caráter histerético dos amortecedores magnetorreológicos. Um comportamento semelhante foi exibido na Figura 3.1, que mostra os resultados obtidos por Spencer et al. (1997a) ao ensaiar um amortecedor MR experimentalmente.

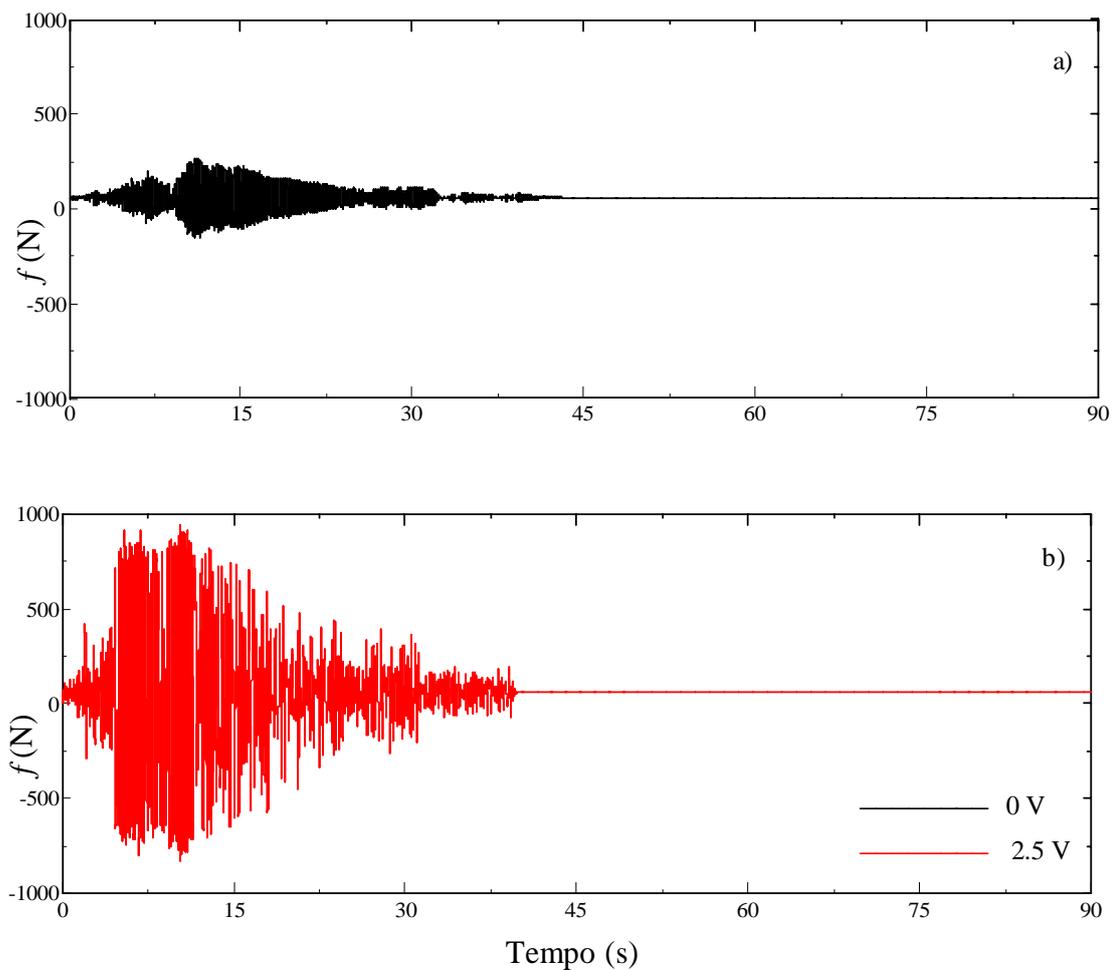


Figura 8.10 – Variação das forças; casos passivo ligado e desligado: a) 0V; b) 2,5V.

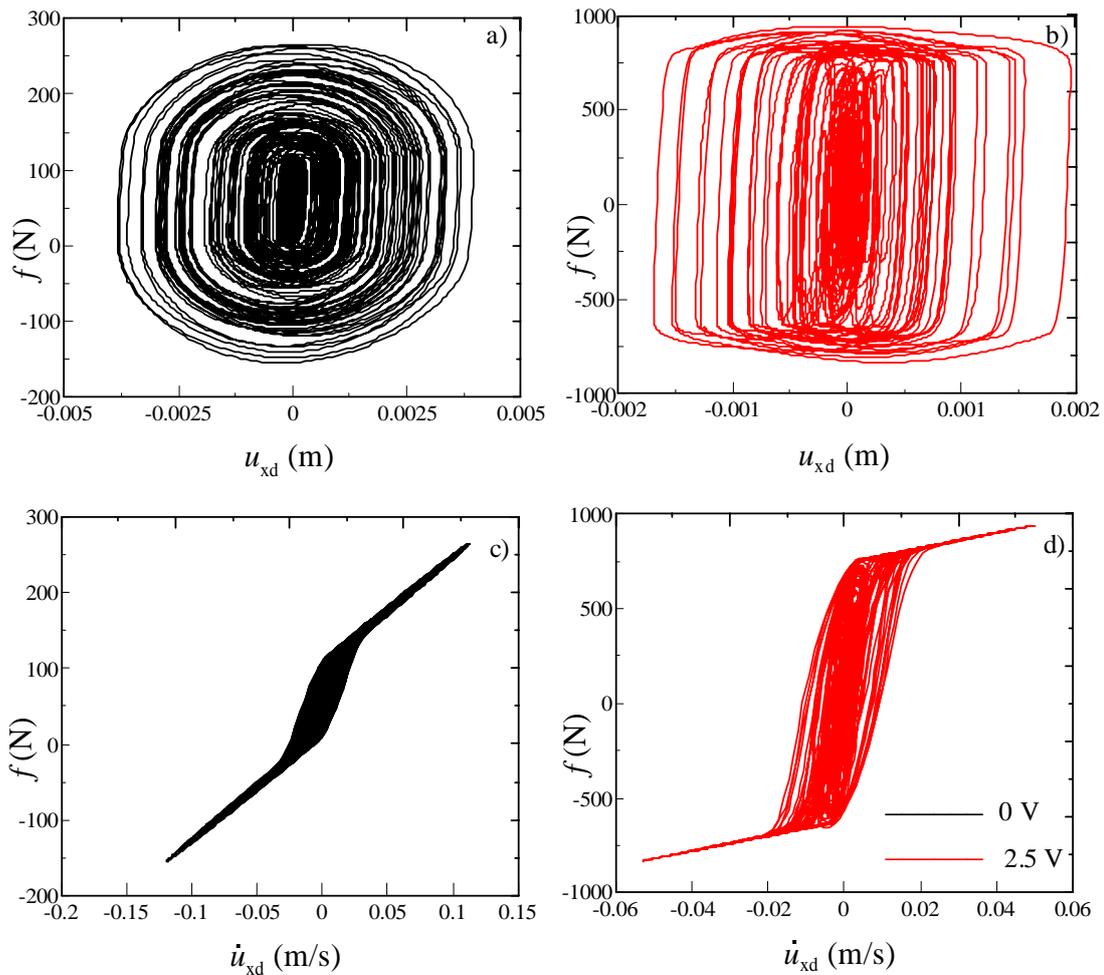


Figura 8.11 – Força nos amortecedores; casos passivo desligado e ligado: a) e b) Força versus deslocamento; c) e d) Força versus velocidade.

8.3 - CONTROLE ATIVO

A performance do controle ativo é analisada numericamente. As equações de movimento da estrutura no espaço de estado são dadas na Equação (4.2). Dois atuadores são conectados entre a base e o primeiro andar nas posições dos amortecedores utilizados nas simulações para controle passivo exibidas na Figura 8.5. Assim a matriz \mathbf{T} , que define a localização das forças de controle, é dada neste caso por

$$\mathbf{F} = - \begin{bmatrix} 1 & 1 \\ 0 & 0 \\ \frac{L_{vy}}{2} & -\frac{L_{vy}}{2} \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$$

O pórtico é submetido a uma aceleração na base na direção x correspondente ao registro da Figura 8.7. O vetor que localiza a excitação externa é dado por

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

Emprega-se a estratégia de controle ativo LQR para calcular as forças ótimas que serão aplicadas nos atuadores. Uma extensa variedade de controladores é testada variando as matrizes de ponderação \mathbf{Q} e \mathbf{R} (ver Equações 4.6 e 4.19).

Considerando que a matriz \mathbf{R} assume a forma

$$\mathbf{R} = r \mathbf{I}$$

onde \mathbf{I} é a matriz identidade e r é um fator de multiplicação que assume os valores: 10^{-1} , 10^{-3} , 10^{-5} , 10^{-7} , 10^{-9} , 10^{-11} , 10^{-13} e 10^{-15} .

Analisa-se dois casos para a matriz de ponderação \mathbf{Q} . No primeiro deles, denominado Ativo 1, $\mathbf{Q} = \mathbf{I}$ e no segundo, denominado Ativo 2, \mathbf{Q} assume a forma

$$\mathbf{Q} = \begin{bmatrix} \mathbf{K} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix}$$

Realiza-se um estudo paramétrico no qual cada uma das configurações de \mathbf{Q} é testada para todos os valores de r mencionados. No intuito de analisar como as matrizes de ponderação influenciam a eficiência do controle ativo, verificam-se os deslocamentos dos andares do pórtico bem como suas acelerações e as forças nos atuadores.

A influência dos valores atribuídos à matriz de ponderação \mathbf{R} pode ser avaliada ao variar os valores de r para uma mesma matriz de ponderação \mathbf{Q} . Toma-se, por exemplo, a matriz de ponderação \mathbf{Q} do tipo Ativo 1. A Figura 8.12 apresenta os deslocamentos do 2º andar do pórtico a partir de $r = 10^{-7}$, valor para o qual as reduções dos deslocamentos começam a ser visíveis, até $r = 10^{-15}$. Nota-se que à medida que r decresce, o controle torna-se mais eficiente. Grandes diferenças nas reduções da resposta são provocadas pelos primeiros valores r , que se suavizam quando r atinge valores muito pequenos. Um comportamento análogo é constatado também para o 1º andar e para ambos andares quando é utilizada a matriz de ponderação \mathbf{Q} na forma Ativa 2.

Sabe-se que um mesmo valor de r para matrizes \mathbf{Q} diferentes corresponde a reduções na resposta distintas. Assim, para um mesmo r , as duas opções da matriz \mathbf{Q} apresentam eficiências diferentes como evidencia a Figura 8.13 a qual apresenta os deslocamentos do 2º andar para $r = 10^{-7}$ para as matrizes \mathbf{Q} do tipo Ativo 1 e 2 respectivamente. Portanto, após definir a matriz \mathbf{Q} , é necessário fazer um estudo paramétrico variando os valores de r para conhecer qual r conduz o controle a um percentual de redução de resposta desejável ou a uma força de controle máxima admissível.

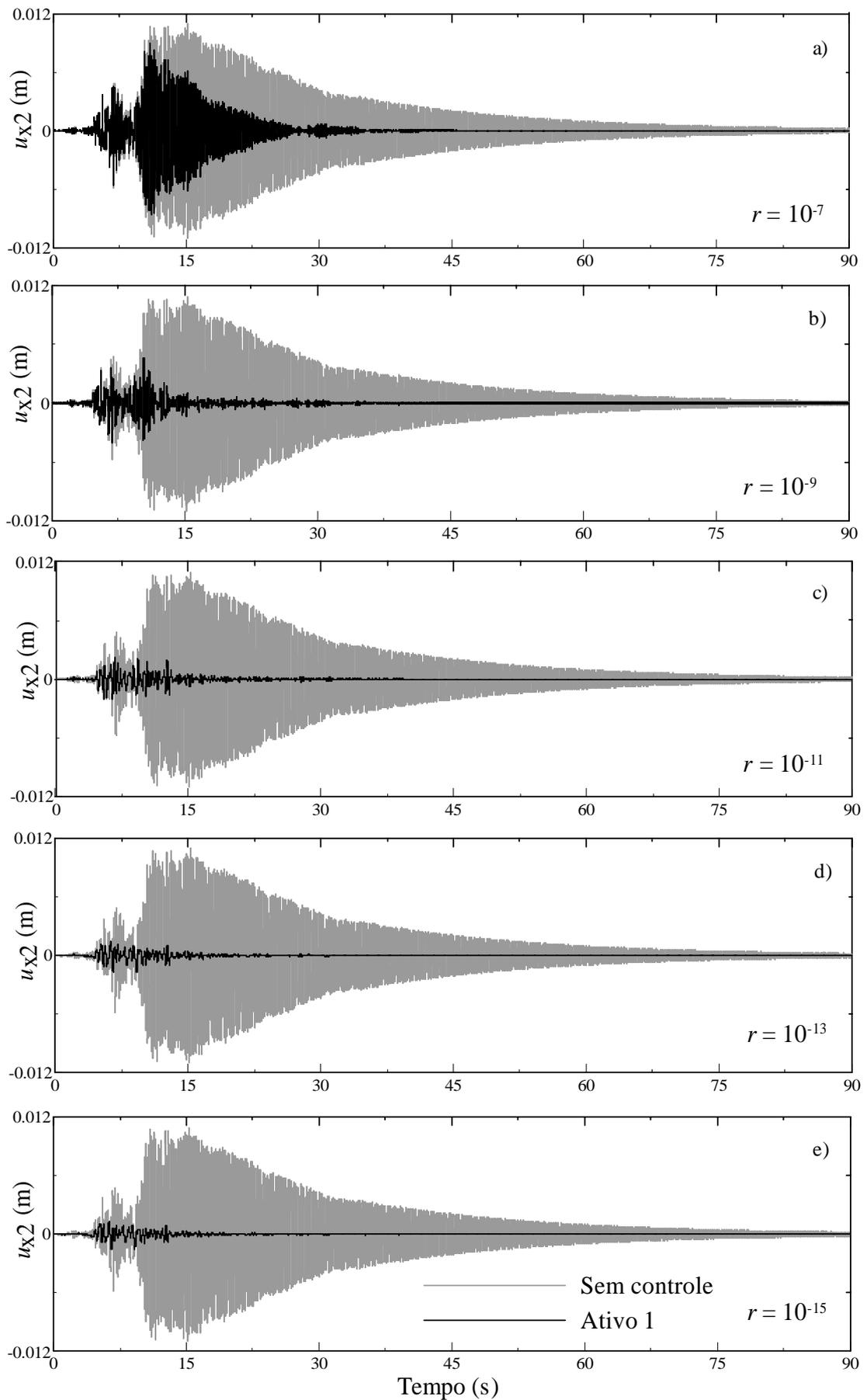


Figura 8.12 – Influência de r . Configuração Ativa 1.

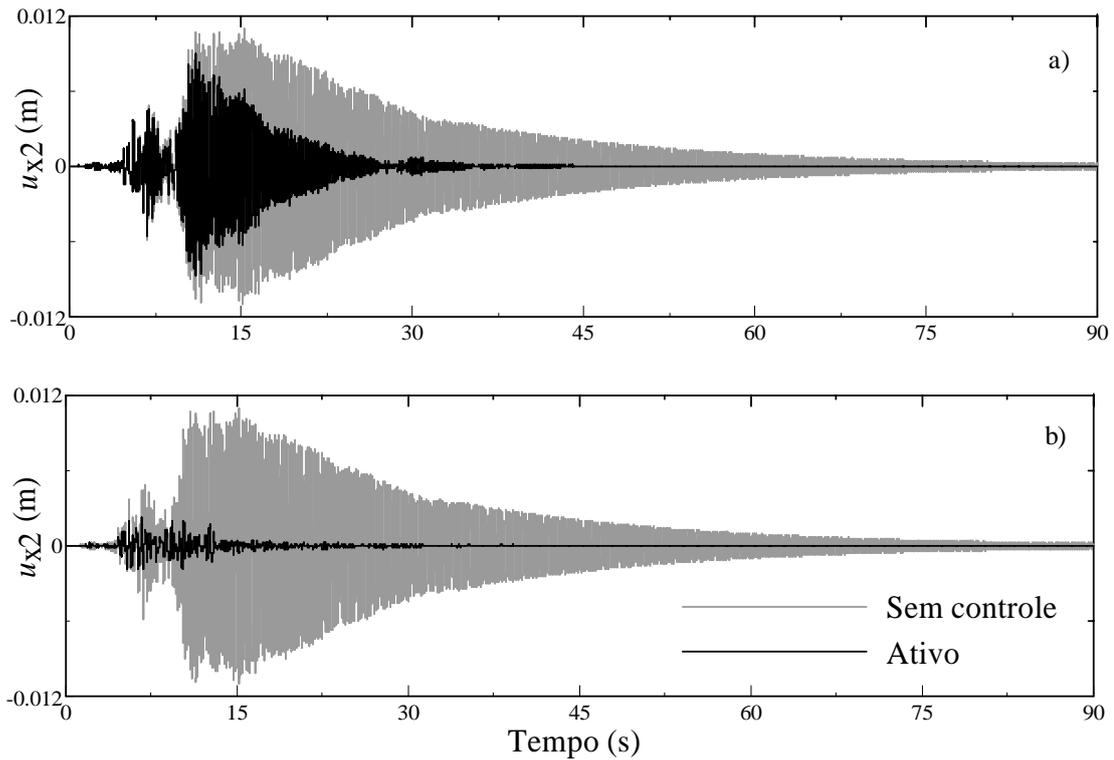


Figura 8.13 – Influência de \mathbf{Q} . Caso $r = 10^{-7}$: a) Ativo 1; b) Ativo 2.

Para avaliar qual \mathbf{Q} é mais eficiente, observam-se as respostas máximas do segundo andar e as forças máximas em cada atuador apresentadas na Tabela 8.9 e os valores *rms* da Tabela 8.10. Fixar um r e observar as respostas para as duas formas de \mathbf{Q} não resolveria o problema, pois, como foi analisado anteriormente, cada \mathbf{Q} possui um r adequado. Seria necessário definir uma meta para as reduções de resposta e verificar qual controle atinge o objetivo empregando menores forças nos atuadores ou escolher forças de magnitudes próximas e verificar as reduções da resposta estrutural. Escolhida a segunda hipótese, buscam-se forças máximas em torno de 4000N por ser um valor cujas respostas são conhecidas para os dois casos de \mathbf{Q} . A Tabela 8.9 mostra que, para o controlador Ativo 1, atingem-se forças máximas iguais a 4660N quando $r = 10^{-11}$, enquanto que, para o caso Ativo 2, forças máximas de magnitude aproximadas são atingidas quando $r = 10^{-9}$, mais precisamente, $f_{\max} = 4376\text{N}$. Percebe-se que o controle na modalidade Ativa 1, reduz os deslocamentos máximos do segundo andar em 79% e as acelerações máximas em 90%. Por outro lado, o controle Ativo 2 é mais eficiente, pois reduz os deslocamentos máximos em 89% e as acelerações em 93% mesmo utilizando uma força máxima até mesmo inferior ao controle do tipo Ativo 1. As reduções das respostas *rms* também são maiores para o caso Ativo 2 como mostra a Tabela 8.10. Portanto, adota-se a matriz de ponderação \mathbf{Q} do tipo

Ativo 2, ou seja, aquela que emprega a matriz de rigidez estrutural. Vale ressaltar que o algoritmo de controle ativo é extremamente sensível à escolha das matrizes de ponderação.

8.4 - CONTROLE SEMI-ATIVO

8.4.1 - Realimentação de estado

Avalia-se, nesta seção, a resposta do pórtico submetido ao controle semi-ativo. São permitidas variações na voltagem dos amortecedores que podem assumir o valor zero ou a voltagem máxima de 2,5V. Variações na voltagem modificam as propriedades reológicas dos amortecedores. Propõe-se a estratégia de controle do tipo *clipped optimal* descrita no quinto capítulo. Assumem-se cinco controladores semi-ativos diferentes na tentativa de observar como as matrizes de ponderação influenciam o desempenho do controle. Os resultados numéricos incluem os deslocamentos e as acelerações dos andares ao longo do tempo, seus valores máximos e valores *rms*. Compara-se o desempenho do controle semi-ativo ao da estrutura controlada passivamente tanto quando os amortecedores empregam voltagem constante igual a zero como voltagem máxima constante ao longo de todo o intervalo analisado. Registram-se também as forças máximas alcançadas pelos amortecedores em configuração semi-ativa e as forças máximas ótimas apontadas pela parcela ativa do algoritmo *clipped optimal*.

Os mesmos amortecedores MR utilizados para o controle passivo são utilizados em configuração semi-ativa, ou seja, suas propriedades passam a variar ao longo do tempo em função da voltagem empregada conforme as Equações (3.4) – (3.6). Os amortecedores são instalados entre a base e o primeiro andar assim como nos casos passivos conforme a Figura 8.5.

Tabela 8.9 – Respostas máximas do 2º andar; controle Ativo 1 e 2.

	r	f_{\max} (N)	$u_{x2 \max}$ (m)		$\ddot{u}_{x2 \max}$ (m/s ²)	
Ativo 1	10^{-1}	0,001	0,0110	(0%)	10,715	(0%)
	10^{-3}	0,144	0,0110	(0%)	10,716	(0%)
	10^{-5}	13	0,0107	(2%)	10,453	(3%)
	10^{-7}	284	0,0089	(19%)	8,116	(24%)
	10^{-9}	1431	0,0046	(58%)	3,326	(69%)
	10^{-11}	4660	0,0023	(79%)	1,083	(90%)
	10^{-13}	7894	0,0018	(84%)	0,586	(95%)
	10^{-15}	8124	0,0015	(86%)	0,514	(95%)
Ativo 2	10^{-1}	4	0,0109	(1%)	10,637	(1%)
	10^{-3}	142	0,0098	(11%)	9,094	(15%)
	10^{-5}	947	0,0058	(48%)	4,445	(59%)
	10^{-7}	3062	0,0022	(80%)	1,513	(86%)
	10^{-9}	4376	0,0012	(89%)	0,796	(93%)
	10^{-11}	4784	0,0010	(91%)	0,646	(94%)
	10^{-13}	4877	0,0009	(92%)	0,616	(94%)
	10^{-15}	15382	0,0009	(92%)	0,608	(94%)

Tabela 8.10 – Respostas *rms* do 2º andar; controle Ativo 1 e 2.

	r	$u_{x2 \text{ rms}}$ (m)		$\ddot{u}_{x2 \text{ rms}}$ (m/s ²)	
Ativo 1	10^{-1}	0,0028	(0%)	2,698	(0%)
	10^{-3}	0,0028	(0%)	2,699	(0%)
	10^{-5}	0,0027	(5%)	2,558	(5%)
	10^{-7}	0,0013	(53%)	1,250	(54%)
	10^{-9}	0,0004	(84%)	0,349	(87%)
	10^{-11}	0,0003	(90%)	0,109	(96%)
	10^{-13}	0,0002	(93%)	0,060	(98%)
	10^{-15}	0,0002	(94%)	0,053	(98%)
Ativo 2	10^{-1}	0,0028	(2%)	2,656	(2%)
	10^{-3}	0,0018	(36%)	1,702	(37%)
	10^{-5}	0,0006	(80%)	0,498	(82%)
	10^{-7}	0,0003	(91%)	0,151	(94%)
	10^{-9}	0,0001	(95%)	0,073	(97%)
	10^{-11}	0,0001	(96%)	0,059	(98%)
	10^{-13}	0,0001	(96%)	0,057	(98%)
	10^{-15}	0,0001	(96%)	0,056	(98%)

A estratégia de controle é formulada de acordo com o diagrama de blocos apresentado na Figura 5.1. Assim, a lei de controle é composta basicamente de duas partes distintas para que seja tomada a decisão de ligar ou desligar a voltagem dos amortecedores. Por um lado, calculam-se forças ótimas por meio do regulador LQR. Como são utilizados dois amortecedores, calcula-se uma força ótima para cada um deles e obtém-se um vetor de controle ótimo $f_c(t)$. Por outro lado, encontram-se as forças geradas pelos amortecedores $f(t)$. Em testes experimentais, as forças geradas poderiam ser medidas, mas como se trata de uma simulação computacional, emprega-se o modelo de Bouc-Wen modificado para a obtenção das mesmas. As Equações (3.1) – (3.6) governam esse modelo. Nota-se que os parâmetros passíveis de modificação com as alterações na voltagem são dados pelas Equações (3.4) – (3.6). Os parâmetros dos amortecedores que independem da voltagem encontram-se na Tabela 8.6.

Apesar das forças ótimas serem neste ponto conhecidas, o controlador semi-ativo é incapaz de aplicá-las diretamente na estrutura. Cabe controlar os dispositivos por meio de modificações nas voltagens. Adotam-se somente as possibilidades de voltagem zero ou voltagem máxima. A decisão pela voltagem é tomada após uma comparação entre as forças ótimas calculadas segundo o regulador LQR e as forças geradas pelos amortecedores. Teoricamente, os dispositivos semi-ativos são capazes de alterar suas propriedades em milisegundos, no entanto, numa atitude mais conservadora, escolheu-se tomar decisões pela alteração da voltagem a cada centésimo de segundo.

Uma representação gráfica do algoritmo de seleção da voltagem é apresentada na Figura 5.2. Dessa forma, quando o amortecedor estiver fornecendo a força ótima, a voltagem aplicada permanece inalterada. Se a magnitude da força produzida pelo amortecedor for menor que a magnitude da força ótima desejada e as duas forças possuírem o mesmo sinal, a voltagem aplicada é aumentada para o nível máximo V_{\max} na tentativa de equiparar as forças produzidas pelos amortecedores às forças ótimas. Caso contrário, a voltagem é fixada em zero. A seleção do sinal de comando também pode ser representada matematicamente pela Equação (5.1), que utiliza a função degrau unitário.

O cálculo das forças ótimas requer a escolha de matrizes de ponderação para o regulador LQR assim como no caso de controle ativo analisado no item 8.3. Adota-se a matriz de ponderação do tipo Ativo 2, ou seja

$$Q = \begin{bmatrix} K & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$$

Vários valores de r são testados para a matriz de ponderação $R = rI$, na qual I é a matriz identidade e r é um fator de multiplicação. Infere-se das respostas do sistema controlado que o valor atribuído a r é extremamente influente na redução das respostas, sobretudo quando o objetivo é reduzir os valores máximos dos deslocamentos ou das acelerações dos andares do pórtico. Para ilustrar essas observações, selecionam-se cinco configurações de controle semi-ativo com diferentes valores de r apresentados na Tabela 8.11.

Tabela 8.11 – Configurações de controle semi-ativo.

Configuração	1	2	3	4	5
r	10^{-3}	10^{-5}	5×10^{-5}	10^{-7}	4×10^{-7}

O pórtico é submetido à mesma excitação na base na direção x utilizada nos exemplos anteriores e apresentada na Figura 8.7. O pórtico é controlado de forma semi-ativa nas cinco configurações especificadas na Tabela 8.11. A Tabela 8.12 apresenta as respostas máximas, as forças máximas empregadas em cada amortecedor e as forças ótimas calculadas pelo LQR. Os valores *rms* são apresentados na Tabela 8.13. Nas duas tabelas de resultados, os valores entre parênteses representam uma comparação entre a resposta controlada e a resposta da estrutura sem controle. Uma análise dos deslocamentos máximos permite verificar que todas as configurações semi-ativas reduzem os valores máximos dos deslocamentos dos andares. As configurações 4 e 5 produzem os menores picos de deslocamentos máximos com reduções de até 62% em relação à resposta não controlada. Um comportamento semelhante é encontrado nas reduções dos picos de acelerações que chegam a reduzir cerca de 70% das acelerações não controladas também nos casos das configurações 4 e 5. No entanto, há um aumento de 19% na aceleração máxima do primeiro pavimento para a configuração 1. Os valores *rms* apresentados na

Tabela 8.13 demonstram a grande eficiência do controle semi-ativo em todas as configurações. Os deslocamentos *rms* podem ser reduzidos em até 85% e as acelerações em até 88% nas configurações 4 e 5. Mesmo na configuração menos eficiente, a configuração semi-ativa 1, as reduções dos deslocamentos e das acelerações *rms* chegam a ser em torno de 65% no pavimento superior.

Tabela 8.12 – Respostas máximas; controle semi-ativo.

	Configuração semi-ativa				
	1	2	3	4	5
$u_{x1 \max}$ (m)	0,0036 (28%)	0,0025 (49%)	0,0025 (48%)	0,0019 (62%)	0,0019 (62%)
$u_{x2 \max}$ (m)	0,0077 (30%)	0,0056 (49%)	0,0057 (48%)	0,0043 (61%)	0,0042 (61%)
$\ddot{u}_{x1 \max}$ (m/s ²)	6,6499 (-19%)	2,4266 (57%)	2,7198 (51%)	1,8057 (68%)	1,7710 (68%)
$\ddot{u}_{x2 \max}$ (m/s ²)	8,2242 (23%)	4,8687 (55%)	4,9845 (54%)	3,0759 (71%)	3,1879 (70%)
f_{\max} (N)	949	1013	1028	946	941
$f_c \max$ (N)	120	970	426	7115	3465

Tabela 8.13 – Respostas *rms*; controle semi-ativo.

	Configuração semi-ativa				
	1	2	3	4	5
$u_{x1 \text{ rms}}$ (m)	0,0004 (65%)	0,0003 (79%)	0,0003 (78%)	0,0002 (85%)	0,0002 (85%)
$u_{x2 \text{ rms}}$ (m)	0,0010 (66%)	0,0006 (79%)	0,0006 (78%)	0,0004 (85%)	0,0004 (85%)
$\ddot{u}_{x1 \text{ rms}}$ (m/s ²)	0,7795 (42%)	0,2380 (82%)	0,2581 (81%)	0,1804 (87%)	0,1815 (87%)
$\ddot{u}_{x2 \text{ rms}}$ (m/s ²)	0,9419 (65%)	0,5046 (81%)	0,5404 (80%)	0,3361 (88%)	0,3372 (88%)

A Figura 8.14 apresenta os deslocamentos controlados do segundo andar nas cinco configurações semi-ativas comparados aos deslocamentos não controlados. A Figura 8.15 representa as acelerações controladas também comparadas à resposta sem controle para o mesmo andar. Confirmam-se as conclusões obtidas quando analisadas as respostas máximas e *rms*. O controle semi-ativo é eficiente nas reduções das respostas ao longo do

tempo, melhorando seu desempenho à medida que o parâmetro r diminui. Entre os casos expostos, as configurações 4 e 5, que correspondem a um valor de r da ordem de 10^{-7} , reduzem as respostas mais rapidamente e possuem os menores picos. No entanto, assim como observado para o controle ativo, essas reduções são menos perceptíveis à medida que r decresce. Assim, atribuir valores muito menores para r não aumentaria muito a eficiência do controle.

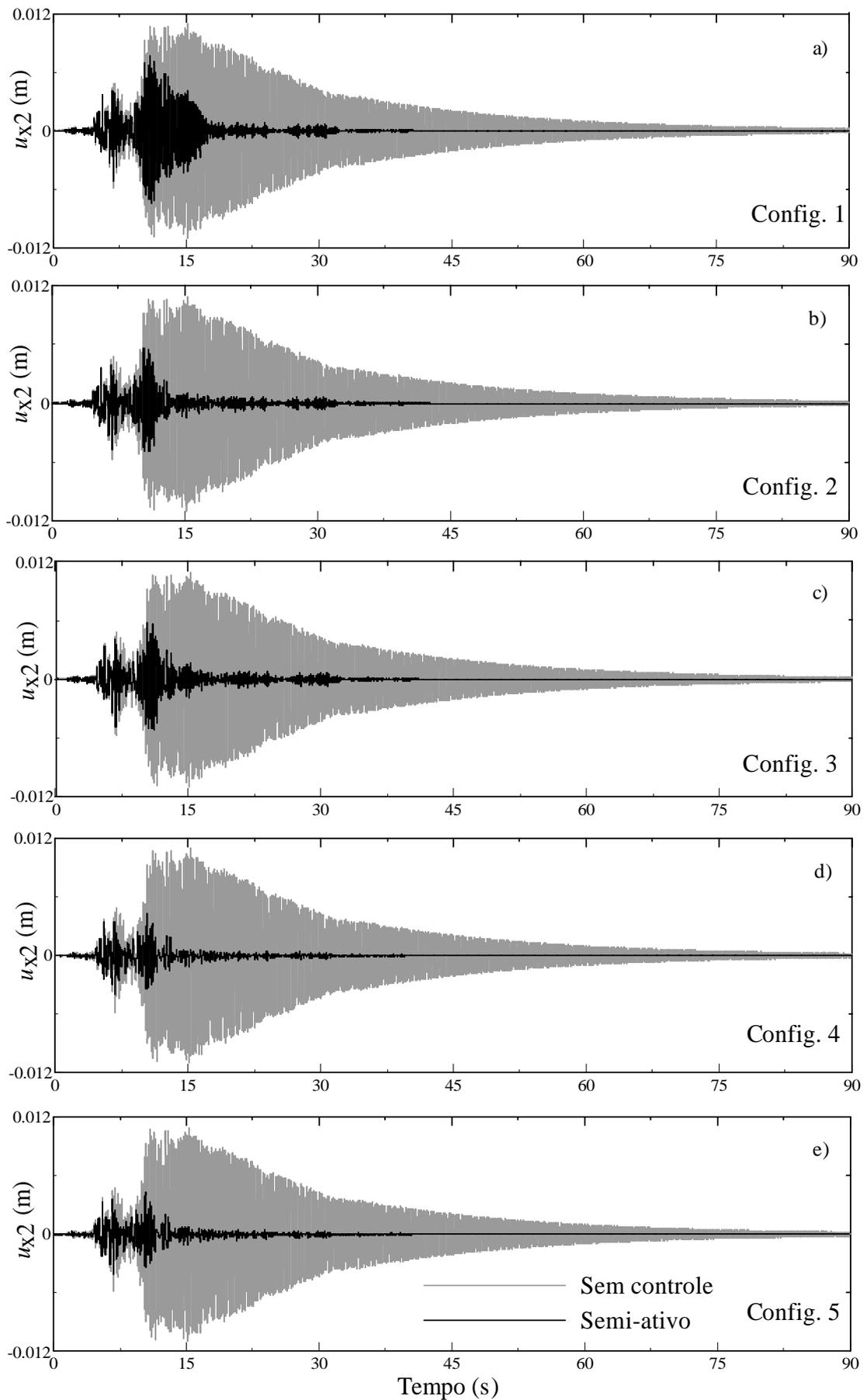


Figura 8.14 – Deslocamentos. Controle semi-ativo.

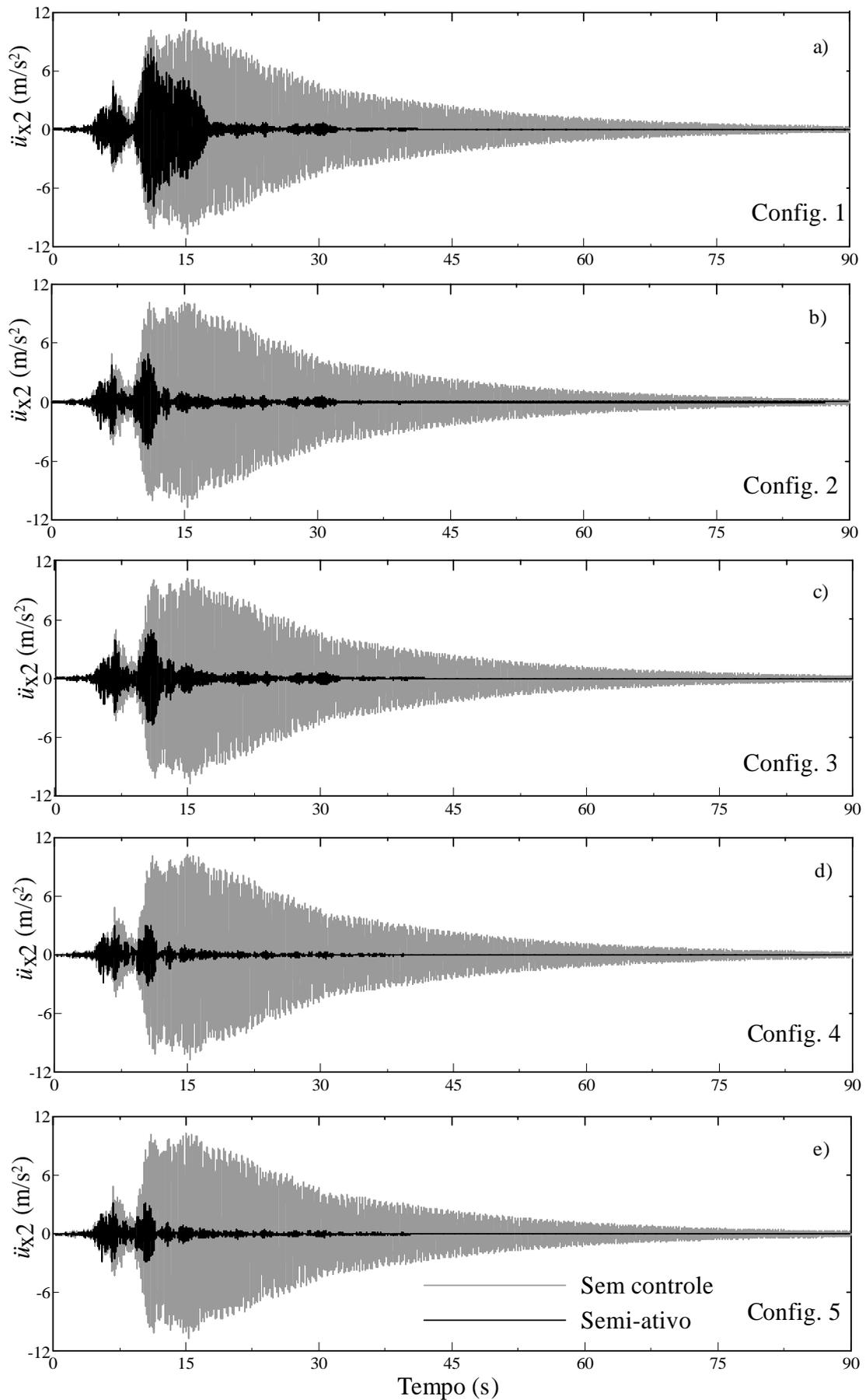


Figura 8.15 – Acelerações. Controle semi-ativo.

É importante ainda comparar os resultados obtidos com o controle semi-ativo àqueles obtidos por meio dos controles passivo e ativo. Esses resultados encontram-se reunidos nas Tabelas 8.14 e 8.15.

Primeiramente, realizam-se comparações entre as reduções de resposta atingidas por meio dos amortecedores em modalidade semi-ativa e dos amortecedores na modalidade passiva com voltagem constante igual a zero, o que equivale a manter os dispositivos desligados durante todo o intervalo de tempo analisado. As reduções dos deslocamentos provocadas pelo controle semi-ativo podem atingir valores 53% maiores que os deslocamentos máximos utilizando os dispositivos desligados quando é utilizada a configuração semi-ativa 5. Os picos das acelerações podem ser reduzidos em até 60% ainda em relação ao controle passivo com os dispositivos desligados nas configurações semi-ativas 4 e 5.

Resultados melhores ocorrem para as reduções dos deslocamentos *rms* e das acelerações *rms* que são reduzidas em 69% e até 74% em relação à configuração passiva desligada. Somente uma das configurações semi-ativas analisadas, a configuração 1, apresenta uma performance inferior ao controle passivo desligado e, mesmo assim, somente quanto às acelerações dos pavimentos. Isso se deve provavelmente ao fato das forças ótimas para esta configuração serem muito baixas. A força ótima máxima, neste caso, é de apenas 120N, o que resulta num sub-aproveitamento da capacidade dos amortecedores. Entretanto, para todas as demais configurações analisadas, permitir variações na voltagem, faz com que os amortecedores sejam melhor aproveitados do que se estivessem totalmente desligados.

Uma comparação entre os resultados obtidos com os dispositivos em modalidade semi-ativa e em modalidade passiva com voltagem máxima constante, isto é, sempre ligados, conduz às seguintes conclusões. Permitir que os dispositivos sejam ligados e desligados em pequenos intervalos de tempo pode aumentar a eficiência dos mesmos, mas nem sempre essa é a melhor solução nos casos analisados. Apesar do controle semi-ativo reduzir eficientemente as respostas se comparado à situação não controlada e controlada passivamente com o dispositivo desligado, torná-lo mais eficiente que a configuração passiva ligada é uma tarefa difícil. O controlador passivo ligado em voltagem constante foi mais eficiente do que os controladores semi-ativos 1, 2 e 3. Mesmo assim, os resultados mostram que é possível aumentar a eficiência dos amortecedores em relação ao controle passivo ligado, ligando-os e desligando-os ao longo do tempo. Diminuições nos picos dos

deslocamentos e das acelerações foram alcançadas utilizando as configurações semi-ativas 4 e 5. Os deslocamentos, nas configurações semi-ativas 4 e 5, foram reduzidos em 3% se comparados aos atingidos pelo controle passivo ligado e as acelerações foram reduzidas em até 7% na configuração semi-ativa 5. Entretanto, houve perda de eficiência quanto às respostas *rms*.

Tabela 8.14 – Respostas máximas; controle passivo, ativo e semi-ativo.

	Controle							
	Passivo 0 V	Passivo 2.5 V	Ativo 2 $r = 10^{-5}$	1	Semi-ativo configuração			
				2	3	4	5	
$u_{x1 \max}$ (m)	0,0040	0,0020	0,0026	0,0036	0,0025	0,0025	0,0019	0,0019
$u_{x2 \max}$ (m)	0,0089	0,0043	0,0058	0,0077	0,0056	0,0057	0,0043	0,0042
$\ddot{u}_{x1 \max}$ (m/s ²)	3,7311	1,9092	2,0996	6,6499	2,4266	2,7198	1,8057	1,7710
$\ddot{u}_{x2 \max}$ (m/s ²)	8,0489	3,1427	4,4454	8,2242	4,8687	4,9845	3,0759	3,1879
f_{\max} (N)	266	941	–	949	1013	1028	946	941
$f_c \max$ (N)	–	–	947	120	970	426	7115	3465

Tabela 8.15 – Respostas *rms*; controle passivo, ativo e semi-ativo.

	Controle							
	Passivo 0 V	Passivo 2.5 V	Ativo 2 $r = 10^{-5}$	1	Semi-ativo configuração			
				2	3	4	5	
$u_{x1 \text{ rms}}$ (m)	0,0006	0,0002	0,0003	0,0004	0,0003	0,0003	0,0002	0,0002
$u_{x2 \text{ rms}}$ (m)	0,0014	0,0004	0,0006	0,0010	0,0006	0,0006	0,0004	0,0004
$\ddot{u}_{x1 \text{ rms}}$ (m/s ²)	0,5627	0,1579	0,2215	0,7795	0,2380	0,2581	0,1804	0,1815
$\ddot{u}_{x2 \text{ rms}}$ (m/s ²)	1,2735	0,3249	0,1510	0,9419	0,5046	0,5404	0,3361	0,3372

A Figura 8.16 mostra como a alteração da voltagem modifica a força gerada pelos amortecedores na modalidade semi-ativa e compara-a às forças obtidas nas configurações passiva ligada e passiva desligada. Analisa-se um intervalo de tempo de apenas 10s para que as curvas sejam melhor visualizadas. A mesma figura apresenta ainda os

deslocamentos dos dois andares nas três modalidades em questão. A configuração semi-ativa exibida na Figura 8.16 é a configuração 5. Pode-se concluir que as forças no controle passivo desligado são menores que as demais e, portanto, as reduções dos deslocamentos e das acelerações são as menos eficientes. Por outro lado, as forças na configuração semi-ativa e passiva ligada são muito próximas entre si e as performances desses dois tipos de controle é muito semelhante quando são comparados os deslocamentos dos andares. O controle semi-ativo poderia ser muito mais eficiente se diferentes valores de voltagens pudessem ser empregados ao contrário da voltagem única imposta neste algoritmo de controle. Mesmo assim, os resultados confirmam a possibilidade de obter menores picos nas respostas utilizando os amortecedores em modalidade semi-ativa se comparados ao caso passivo ligado.

Verifica-se das diferentes configurações semi-ativas que uma escolha adequada das matrizes de ponderação é crucial para o desempenho do sistema de controle semi-ativo. Os resultados aqui apresentados foram obtidos escolhendo matrizes de ponderação por tentativa e erro. Uma metodologia mais apurada para a escolha dessas matrizes poderia aumentar ainda mais a eficiência do controle semi-ativo. No entanto, uma escolha sistemática das matrizes de ponderação é uma questão em aberto na literatura até o momento presente.

Por último, comparam-se os resultados obtidos segundo o controle semi-ativo aos resultados do controle ativo. O controle semi-ativo é capaz de atingir um desempenho superior ao controle ativo com forças máximas de mesma magnitude. Comparam-se os resultados obtidos com o controle semi-ativo na configuração 5 aos resultados com o controle ativo do tipo 2 nas Tabelas 8.14 e 8.15. O caso ativo escolhido tem força máxima de magnitude próxima às forças máximas dos amortecedores em configuração semi-ativa.

O sistema de controle semi-ativo mais eficiente, configuração 5, reduz o pico do deslocamento do segundo andar em 27% se comparado ao sistema ativo e a aceleração máxima do mesmo andar em 28%. O pico dos deslocamentos do primeiro andar é reduzido em 27% e o pico das acelerações em 16%. Todas as repostas *rms* são reduzidas em relação ao controle ativo exceto a aceleração *rms* do segundo andar como visto na Tabela 8.15.

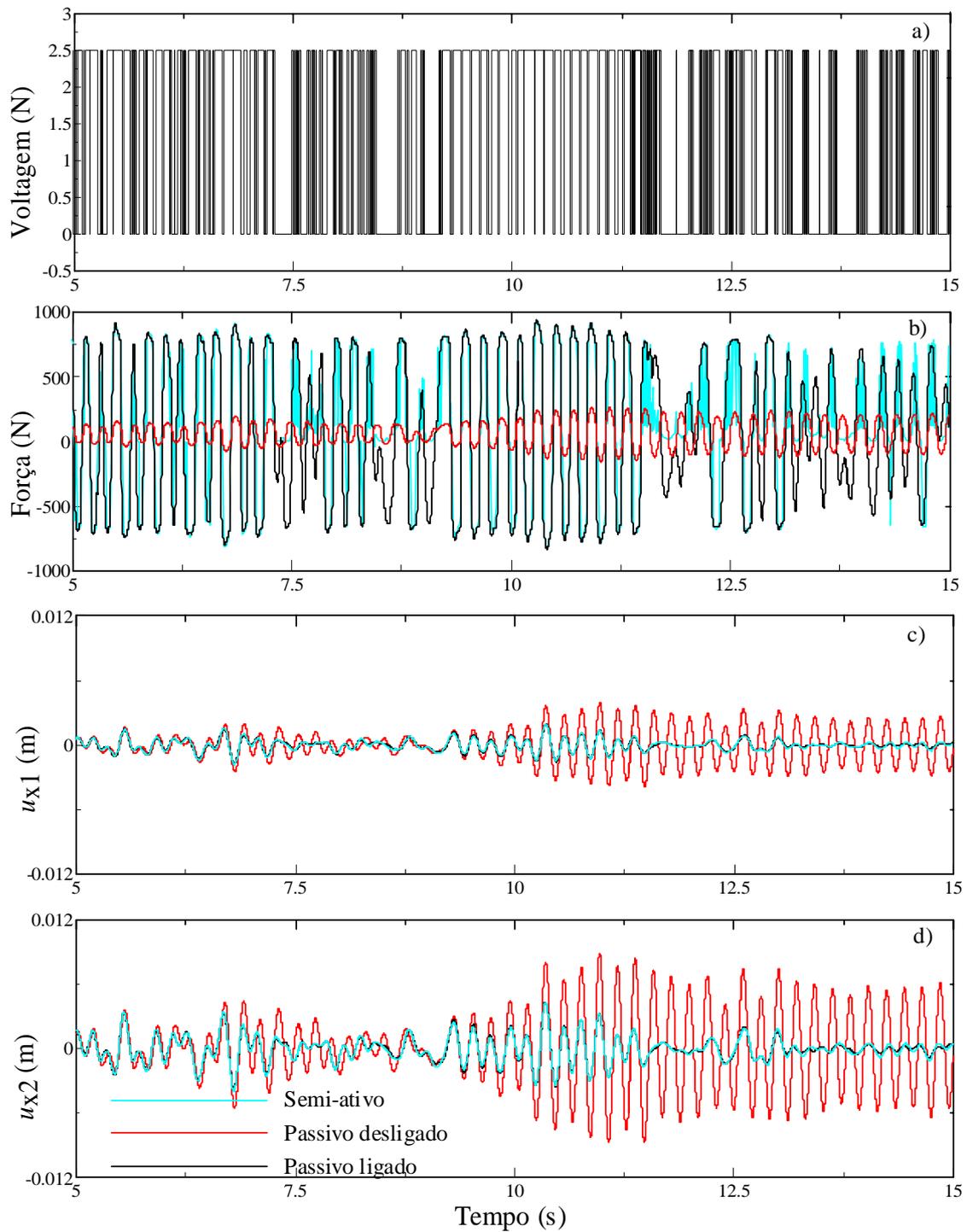


Figura 8.16 – Configurações semi-ativa 5; passiva ligada e passiva desligada: a) Variação da voltagem; b) Força nos amortecedores; c) Deslocamentos do primeiro andar; d) Deslocamentos do segundo andar.

8.4.2 - Realimentação de saída - LQG semi-ativo

Nesta seção, avalia-se a influência de três questões de caráter prático no projeto de controle, sendo essas: a dificuldade de medir todas as variáveis de estado da estrutura e a presença de ruído nas medições e um possível retardo na modificação das propriedades dos amortecedores. A análise realizada até o momento pressupunha que todo o vetor de estado estava disponível para o cálculo das forças de controle (realimentação de estado). No entanto, em uma estrutura de vários graus de liberdade é economicamente inviável medir o estado por completo, tornando-se necessário estimar as variáveis de estado restantes. Nesse caso, o controle é dito de realimentação de saída. Além disso, as medições tomadas pelos sensores sofrem a interferência de ruídos em situações reais.

No controle ativo, essas dificuldades podem ser superadas incorporando-se o filtro de Kalman ao problema do controlador ótimo, LQR, conforme detalhado no sexto capítulo. O filtro de Kalman é um observador ótimo utilizado para a reconstrução do estado a partir de um sistema estocasticamente perturbado como, por exemplo, um sismo. O projeto do filtro considera o ruído presente nas medidas como branco e gaussiano de forma que as Equações (6.5) e (6.6) sejam satisfeitas. O observador ótimo do tipo filtro de Kalman associado ao controlador LQR resulta no regulador LQG descrito no sexto capítulo.

Um procedimento semelhante ao LQG é desenvolvido para o controle semi-ativo no item 6.4, segundo o qual o observador de estado é dado pela Equação (6.14). Assim como implementado anteriormente para o caso semi-ativo com realimentação de estado, calculam-se forças ótimas que são comparadas às forças nos amortecedores. Essa comparação é feita de acordo com a Equação (5.1) e conduz à seleção do sinal de comando que será dado aos amortecedores. Todavia, à diferença do controle semi-ativo com realimentação de estado, a lei de controle ótima na realimentação de saída é calculada empregando-se o estado estimado conforme a Equação (6.9). Finalmente, o estado real z e o estado observado \hat{z} são obtidos pela integração da Equação (6.15).

Neste exemplo, assume-se que somente as variáveis de estado do primeiro andar são obtidas por medições, enquanto as variáveis do segundo andar são estimadas ou observadas. Portanto, supõem-se conhecidas as seis variáveis de estado do primeiro andar, ou seja, os deslocamentos e as velocidades no centro de massa da laje. Estimam-se as

outras seis variáveis que correspondem ao segundo andar, partindo de deslocamentos iniciais arbitrários iguais a 10^{-4} m e velocidades iguais a $2,5 \times 10^{-3}$ m/s. Considera-se que as medições estão sujeitas à interferência do ruído $\boldsymbol{\eta}(t)$, representado por um vetor randômico com distribuição normal, média zero e desvio padrão igual a 0,001. O ganho do observador é calculado por meio da Equação (6.11) e da solução da equação de Riccati indicada na Equação (6.12). $\boldsymbol{\theta}$ e $\boldsymbol{\Xi}$ assumem a matriz de identidade \boldsymbol{I} enquanto \boldsymbol{L}' é igual a $\sqrt{50} \boldsymbol{I}$. A parcela do problema relativa ao controle ótimo, LQR, repete os dados da quarta configuração do controle semi-ativo, apresentada item 8.4, isto é, $r = 10^{-7}$ e $\boldsymbol{Q} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{K} & \boldsymbol{\theta} \\ \boldsymbol{\theta} & \boldsymbol{\theta} \end{bmatrix}$.

8.4.2.1 - Ausência de ruído

Num primeiro momento, avalia-se a capacidade do observador em estimar as variáveis de estado na ausência de ruídos. Verifica-se que o observador é eficiente em estimar os deslocamentos do segundo pavimento como mostram as curvas do deslocamento observado e do deslocamento real calculado exibidas na Figura 8.17a e 8.17b respectivamente. Um detalhe destas curvas é exibido na Figura 8.18, comparando-as apenas no primeiro segundo da análise. Constata-se, portanto, que os deslocamentos estimados para o segundo pavimento convergem rapidamente para os deslocamentos reais.

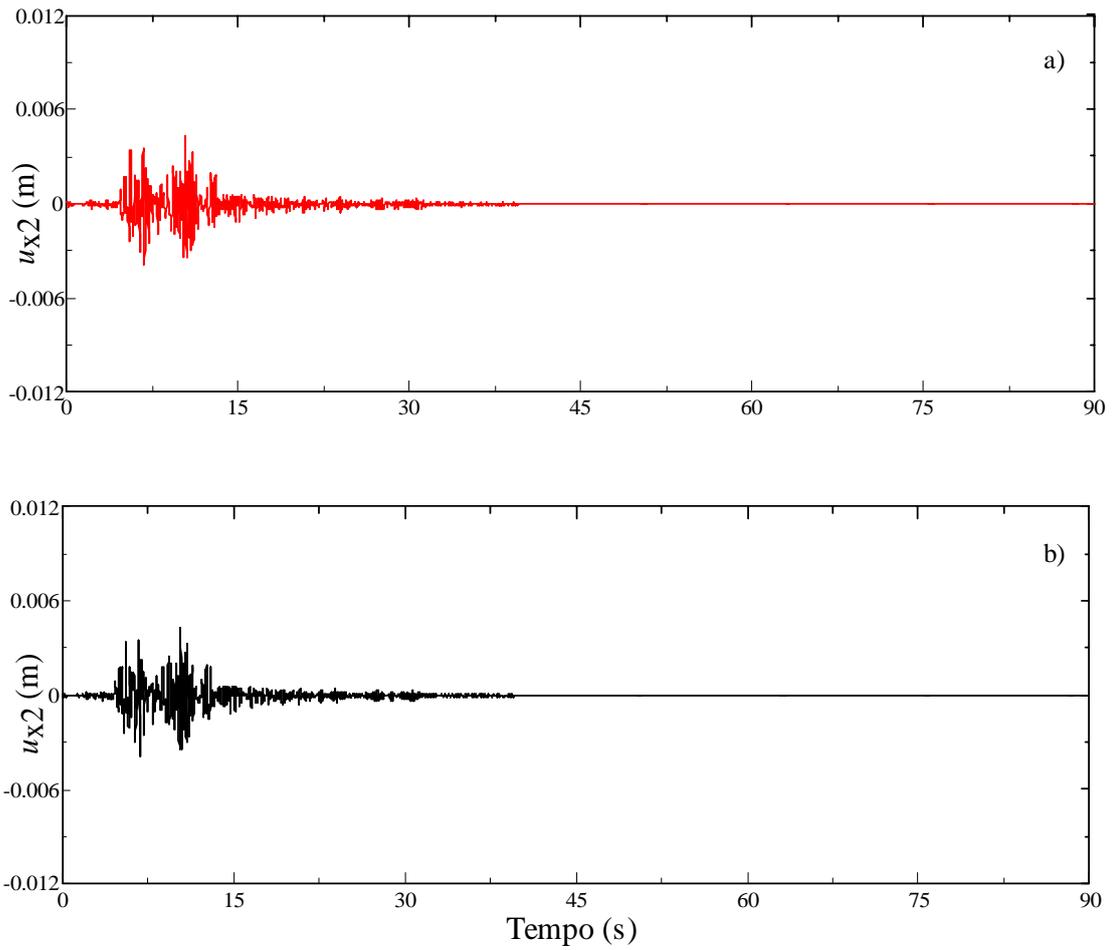


Figura 8.17 – Deslocamento do segundo andar; LQG semi-ativo sem ruído: a) Deslocamento observado; b) Deslocamento real.

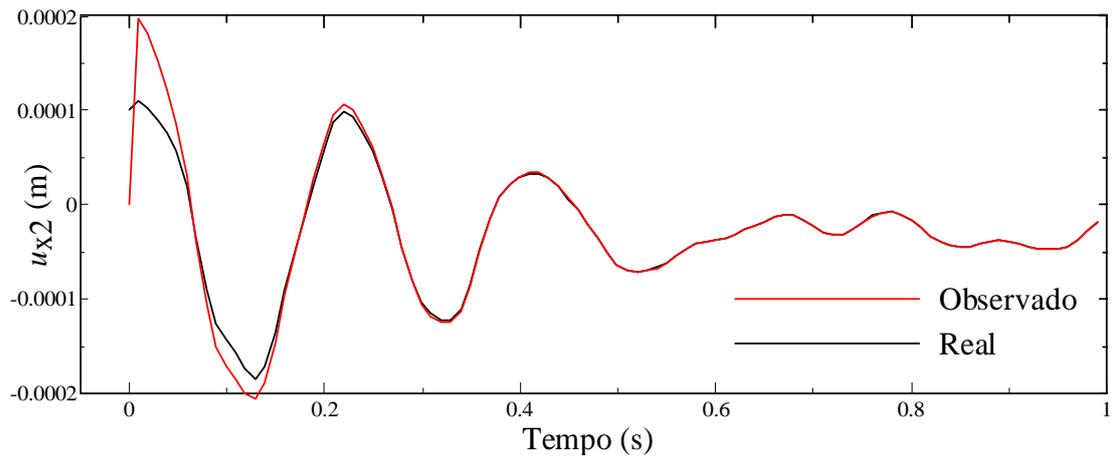


Figura 8.18 – Deslocamento do segundo andar; LQG semi-ativo sem ruído; comparação entre os deslocamentos observado e real (detalhe).

8.4.2.2 - Presença de ruído de medida

Realiza-se uma nova análise, incluindo o ruído de medida. O deslocamento do segundo pavimento é exibido na Figura 8.19 para esta nova situação. A Figura 8.20 sobrepõe os mesmos deslocamentos num único gráfico nos primeiros dez segundos. Na presença de ruído, o observador demora mais para estimar a variável. Mesmo assim, o deslocamento observado é praticamente igual ao real antes dos cinco primeiros segundo de análise. As forças ótimas e as forças que atuam nos amortecedores são exibidas para os casos sem ruído e com ruído de medida nas Figuras 8.21 e 8.22 respectivamente. Seus valores máximos são apresentados na Tabela 8.16. Percebe-se que a presença de ruído na medição causa um aumento da força ótima, a qual é elevada de 7115N a 7284N. Os deslocamentos máximos e as acelerações máximas encontram-se também na Tabela 8.16.

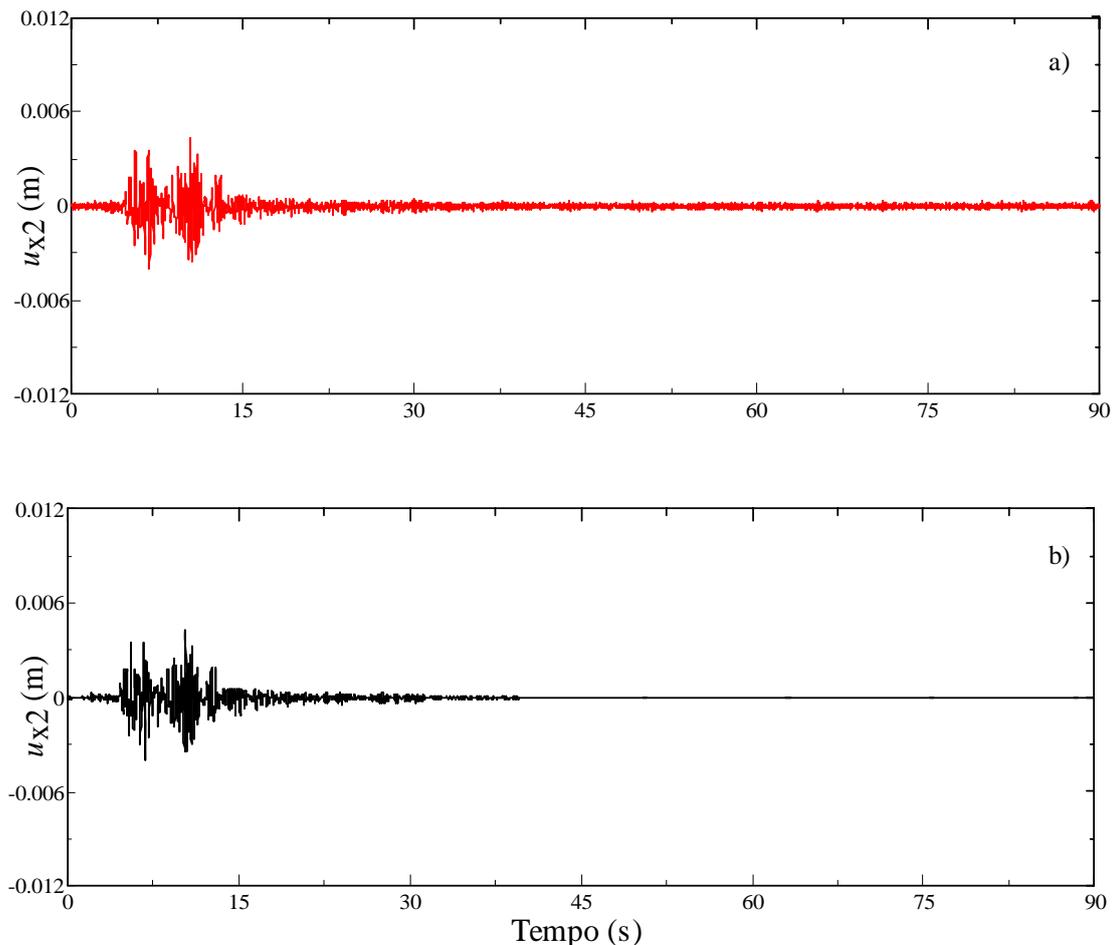


Figura 8.19 – Deslocamento do segundo andar; LQG semi-ativo com ruído: a) Deslocamento observado; b) Deslocamento real.

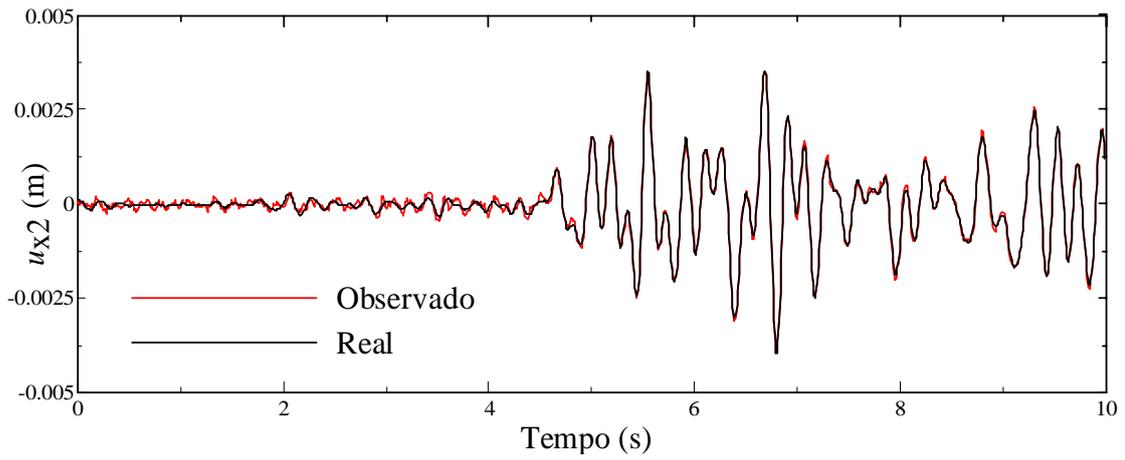


Figura 8.20 – Deslocamento do segundo andar; LQG semi-ativo com ruído; comparação entre os deslocamentos observado e real (detalhe).

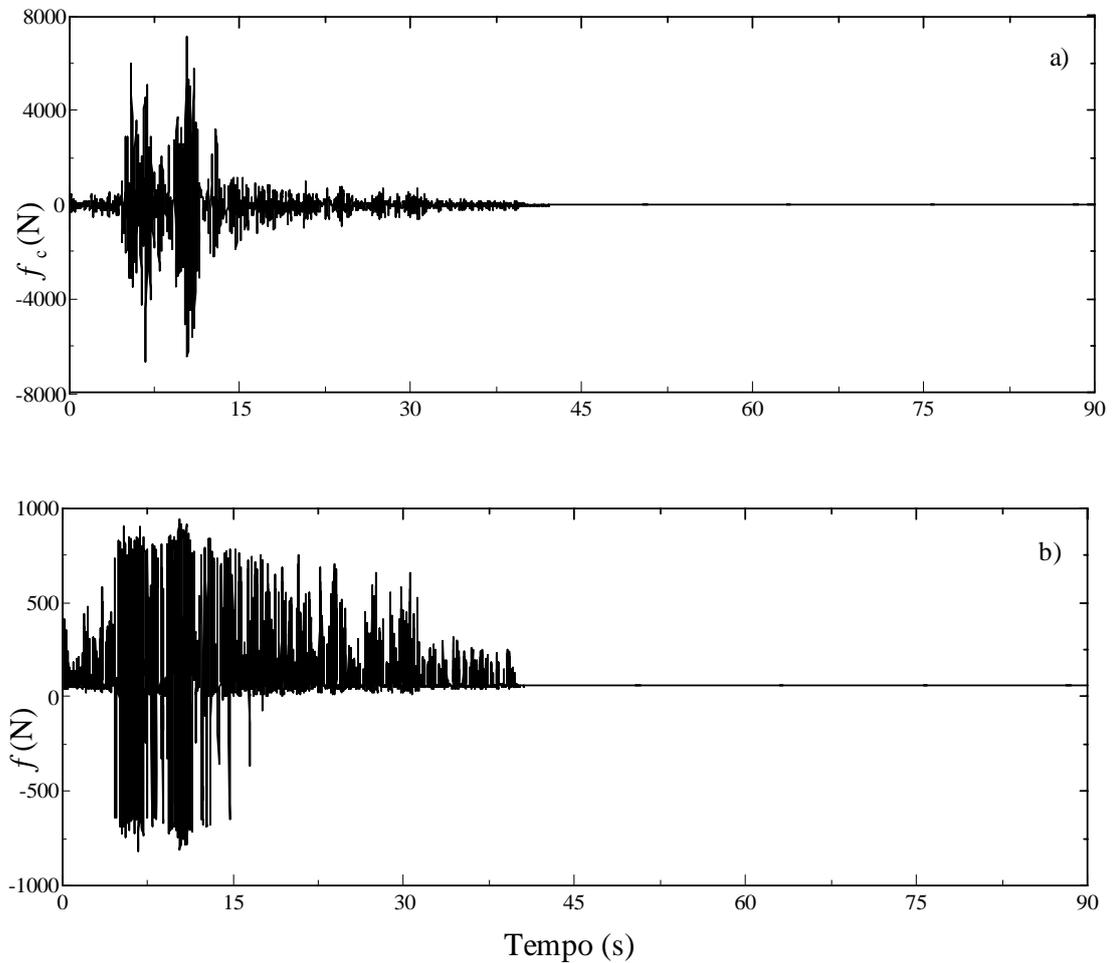


Figura 8.21 - LQG semi-ativo sem ruído: a) Força ótima; b) Força nos amortecedores.

Cabe comparar a resposta estrutural obtida com o controle de realimentação de saída com o controle projetado anteriormente quando todas as variáveis de estado eram disponíveis. Assim, os deslocamentos máximos e as acelerações máximas atingidos com o controle de realimentação de estado, apresentados na Tabela 8.12, quarta configuração semi-ativa, são repetidos na última coluna da Tabela 8.16 para facilitar a comparação dos resultados. As alterações nos valores máximos são muito pequenas tanto para os deslocamentos como para as acelerações para a intensidade de ruído testada. Um resultado análogo foi encontrado para as respostas *rms* na Tabela 8.17.

8.4.2.3 - Inclusão de retardo na modificação das propriedades dos amortecedores

Sabe-se que a aplicação da voltagem ao amortecedor MR cria um campo magnético que faz com que o fluido torne-se um semi-sólido. Retirado o campo magnético, o fluido retorna às suas propriedades originais. Segundo o fabricante do dispositivo MR cujas propriedades são utilizadas neste trabalho e estudos da literatura como os de Spencer (1997a), as propriedades dos amortecedores magnetorreológicos podem variar em milissegundos.

Mesmo assim, é razoável considerar que um milissegundo possa não ser um instante de tempo suficiente para que as propriedades sejam alteradas. Neste item, é avaliada esta questão prática no projeto do controle semi-ativo com amortecedores MR: o retardo na modificação das propriedades dos amortecedores. Um retardo entre o sinal de comando calculado pelo controlador e uma real alteração na voltagem dos amortecedores poderia prejudicar a eficiência do sistema de controle.

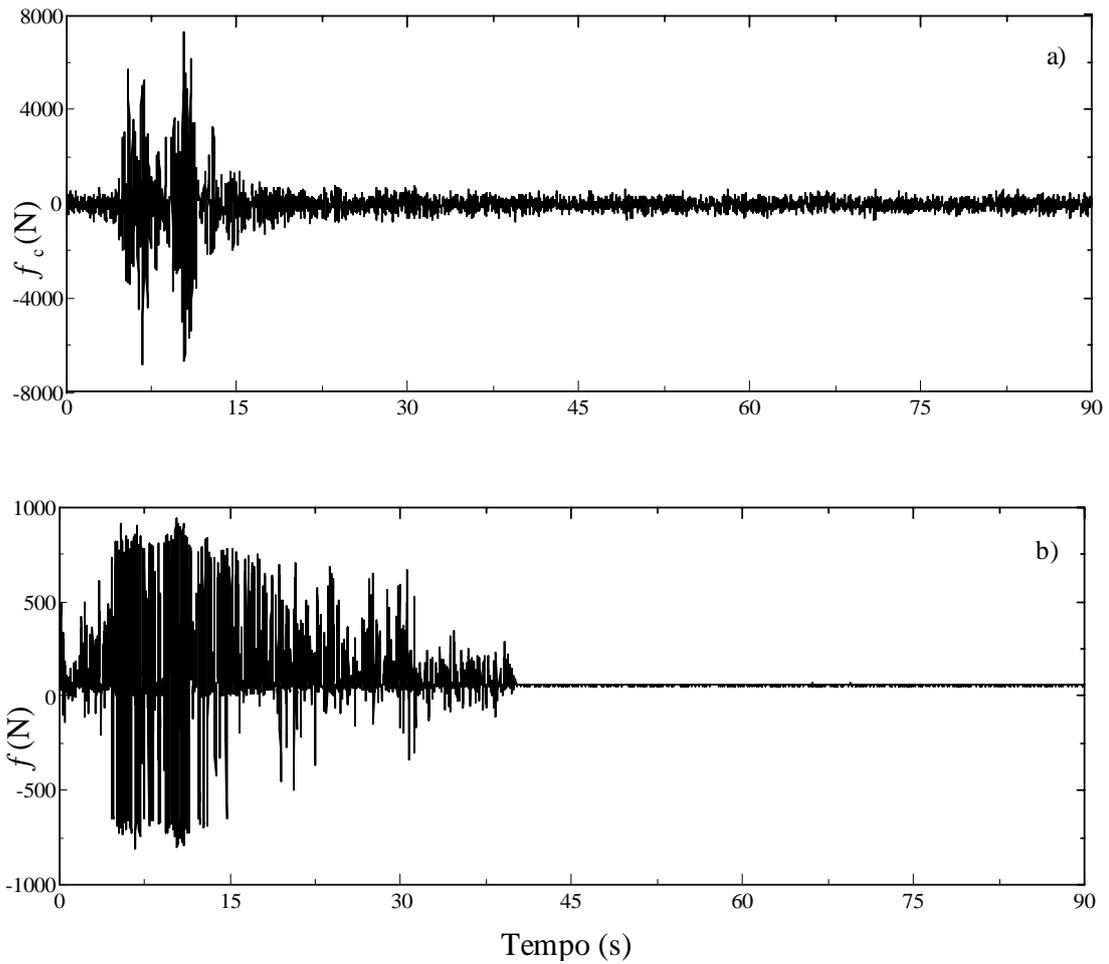


Figura 8.22 - LQG semi-ativo com ruído: a) Força ótima; b) Força nos amortecedores.

Tabela 8.16 – Respostas máximas; LQG semi-ativo.

	Realimentação de		
	saída sem ruído	saída com ruído	estado
$u_{x1 \max}$ (m)	0,0019	0,0019	0,0019
$u_{x2 \max}$ (m)	0,0043	0,0043	0,0043
$\ddot{u}_{x1 \max}$ (m/s ²)	1,7617	1,7412	1,8057
$\ddot{u}_{x2 \max}$ (m/s ²)	3,0607	3,0771	3,0759
f_{\max} (N)	946	946	946
$f_{c \max}$ (N)	7115	7284	7115

Tabela 8.17 – Respostas *rms*; LQG semi-ativo.

	Realimentação de		
	saída sem ruído	saída com ruído	estado
$u_{x1 \text{ rms}}$ (m)	0,0002	0,0002	0,0002
$u_{x2 \text{ rms}}$ (m)	0,0004	0,0004	0,0004
$\ddot{u}_{x1 \text{ rms}}$ (m/s ²)	0,1831	0,1814	0,1804
$\ddot{u}_{x2 \text{ rms}}$ (m/s ²)	0,3367	0,3396	0,3361

Seja o mesmo intervalo de tempo para a tomada de decisão da voltagem considerado nas simulações anteriores, isto é, 0,01s e dois retardos diferentes: 0,1s e 1s. Assim, o controlador é capaz de informar qual voltagem deve ser aplicada nos amortecedores a cada 0,01s, mas as propriedades dos amortecedores só são modificadas depois de um intervalo de tempo da aplicação da voltagem. Manteve-se o ruído na medida com as mesmas características do item 8.4.2.2.

Os resultados das duas simulações são comparados à resposta obtida com o controle LQG semi-ativo na ausência de retardo. Os percentuais de redução em relação à resposta sem controle são apresentados entre parênteses nas Tabelas 8.18 e 8.19. Infere-se, da Tabela 8.18, que o retardo diminui a eficiência do controle em reduzir as respostas máximas, tornando-o menos eficiente quanto maior for o retardo. A influência do retardo é menor se, ao invés dos picos de resposta, forem analisadas as respostas ao longo do tempo. Essa conclusão pode ser verificada na Tabela 8.19, que exhibe as respostas *rms*, e no gráfico das Figuras 8.23 e 8.24. A Figura 8.23 compara os deslocamentos do segundo andar obtidos para o controle sem retardo e com retardo de 1s. A Figura 8.24 apresenta a mesma comparação detalhada nos primeiros dez segundos da resposta.

Tabela 8.18 – Respostas máximas; LQG semi-ativo com ruído de medida e retardo.

	Sem retardo		Retardo de 0,1s		Retardo de 1s	
$u_{x1 \max}$ (m)	0,0019	(62%)	0,0019	(62%)	0,0024	(51%)
$u_{x2 \max}$ (m)	0,0043	(61%)	0,0042	(62%)	0,0055	(50%)
$\ddot{u}_{x1 \max}$ (m/s ²)	1,7412	(69%)	2,2648	(59%)	2,9026	(48%)
$\ddot{u}_{x2 \max}$ (m/s ²)	3,0771	(71%)	3,3312	(69%)	4,3179	(60%)

Tabela 8.19 – Respostas *rms*; LQG semi-ativo com ruído de medida e retardo.

	Sem retardo		Retardo de 0,1s		Retardo de 1s	
$u_{x1 \text{ rms}}$ (m)	0,00019	(85%)	0,00019	(85%)	0,00022	(82%)
$u_{x2 \text{ rms}}$ (m)	0,00042	(85%)	0,00043	(85%)	0,00050	(82%)
$\ddot{u}_{x1 \text{ rms}}$ (m/s ²)	0,18145	(87%)	0,22332	(84%)	0,26711	(80%)
$\ddot{u}_{x2 \text{ rms}}$ (m/s ²)	0,33965	(87%)	0,34280	(87%)	0,43217	(84%)

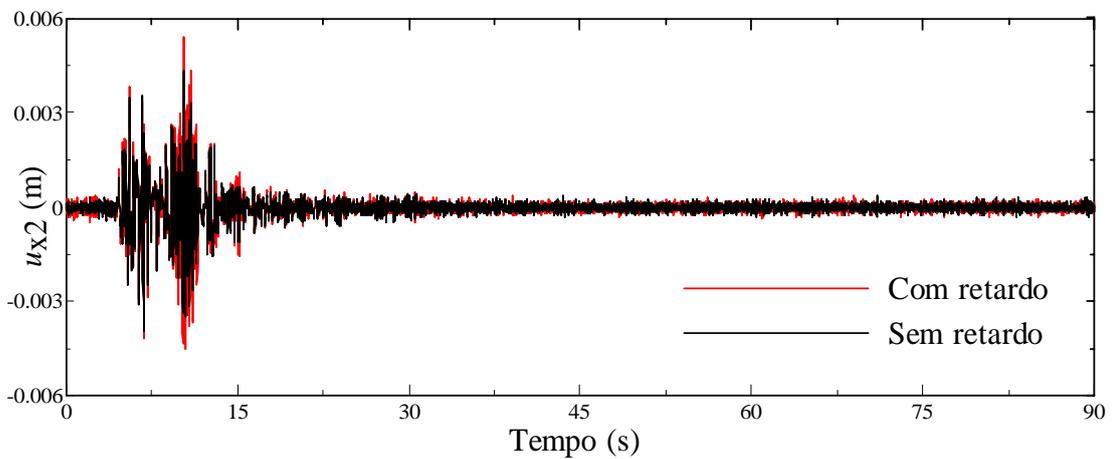


Figura 8.23 – Deslocamento do segundo andar; LQG semi-ativo com ruído e retardo:
a) Deslocamento observado; b) Deslocamento real.

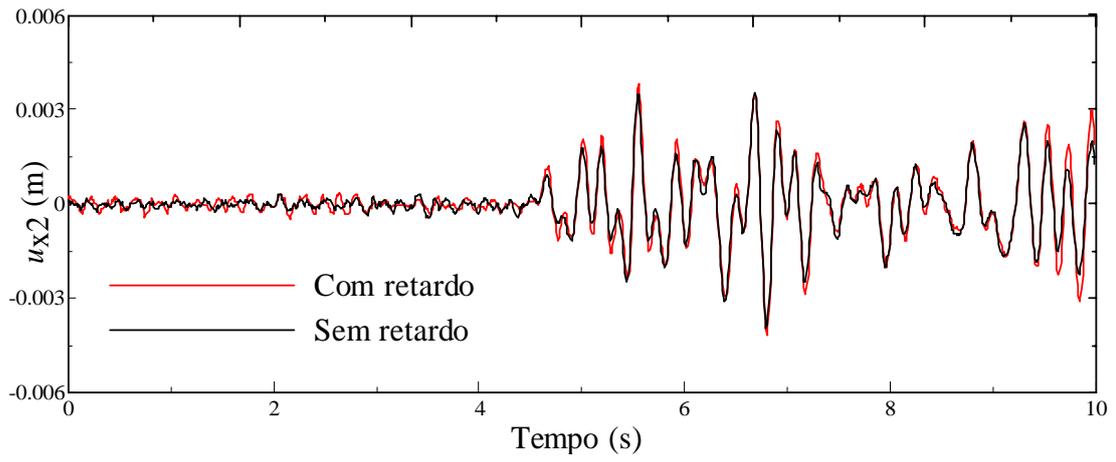


Figura 8.24 – Deslocamento do segundo andar; LQG semi-ativo com ruído e retardo; comparação entre os deslocamentos observado e real (detalhe).

9 – CONCLUSÕES E SUGESTÕES

9.1 - CONCLUSÕES

Neste trabalho, avaliou-se o desempenho do controle semi-ativo em reduzir a resposta estrutural utilizando amortecedores magnetorreológicos. Além do controle semi-ativo, projetaram-se dispositivos de controle passivo e ativo.

Avaliou-se, numericamente, a eficiência do controle estrutural aplicado a um modelo de um edifício de dois andares que corresponde a um protótipo experimental construído na Universidade da Basilicata, Itália. O modelo foi submetido a uma aceleração na base correspondente a um registro utilizado no projeto ReLUIIS-DPC 2005-2008. A excitação foi aplicada na base do pórtico na direção x .

A estrutura foi modelada numericamente como um pórtico tridimensional. Assumiu-se a hipótese do diafragma segundo a qual cada laje é rígida em seu próprio plano e flexível na direção perpendicular. Assim, os deslocamentos horizontais de todos os nós de cada pavimento são relacionados a três deslocamentos de corpo rígido definidos em seu centro de massa.

Inicialmente, o pórtico foi controlado de forma passiva, utilizando dois amortecedores magnetorreológicos sob voltagem constante, instalados entre a base e o primeiro andar do pórtico. O comportamento dos amortecedores foi simulado de acordo com modelo de Bouc-Wen modificado (Spencer et al., 1997a). Os parâmetros dos amortecedores assumiram os valores identificados experimentalmente por Basili (2006) para o amortecedor magnetorreológico MR RD-1005-3 fabricado pela Lord Corporation.

Duas configurações de controle passivo foram utilizadas. Na primeira delas, os dispositivos permaneceram desligados. Na segunda, os dispositivos receberam uma voltagem constante igual a 2,5V.

A análise dos deslocamentos e das acelerações dos andares do pórtico permitiu concluir que controle passivo reduziu a resposta estrutural nos dois casos analisados e que a eficiência do controle é majorada quando os amortecedores são ligados. A redução dos deslocamentos máximos passou de aproximadamente 20%, no caso dos amortecedores desligados, para 60% quando esses empregam uma voltagem de 2,5V. As reduções das respostas *rms* são melhoradas de 52%, quando os amortecedores não empregam voltagem, para 86% no caso amortecedores ligados. A aceleração máxima do segundo andar é reduzida em 25% quando os amortecedores estavam desligados e em 71% quando ligados. Ainda para o segundo andar, a redução da aceleração *rms* passa de 53% para 88% quando os amortecedores atuaram com voltagem de 2,5V. Conclui-se que a aplicação da voltagem alterou de maneira satisfatória as propriedades dos amortecedores.

Os diagramas de força versus deslocamento e força versus velocidade dos amortecedores confirmaram seu caráter histerético. Verificou-se que, para a voltagem igual a zero, o amortecedor MR exibiu as características de um dispositivo puramente viscoso, isto é, a relação força deslocamento mostrou-se aproximadamente elíptica enquanto a relação força velocidade praticamente linear. Para a voltagem máxima, o amortecedor MR apresentou o comportamento de um material plástico em paralelo com um amortecedor viscoso, ou seja, um comportamento plástico de Bingham (Shames e Cozzarelli, 1992). As curvas encontradas são semelhantes aos resultados obtidos por Spencer et al. (1997a) ao ensaiar experimentalmente um amortecedor MR.

A performance do controle ativo foi analisada substituindo-se os amortecedores MR por dois atuadores instalados nas mesmas posições. Empregou-se a estratégia de controle ativo LQR para calcular as forças ótimas aplicadas nos atuadores. Analisaram-se dois casos para a matriz de ponderação \mathbf{Q} combinados a diversos valores para a matriz de ponderação \mathbf{R} . A análise dos deslocamentos e das acelerações dos andares do pórtico permitiu concluir que, para uma mesma matriz de ponderação \mathbf{Q} , quanto menores os valores da matriz \mathbf{R} , mais eficiente é o controle. Nota-se que grandes diferenças nas reduções da resposta foram provocadas pelos maiores valores de r , que se suavizam quando r atinge valores muito pequenos. Verificou-se que o algoritmo de controle ativo utilizado é extremamente sensível à escolha das matrizes de ponderação.

Para avaliar qual matriz Q era mais eficiente, observaram-se as respostas do segundo andar e as forças máximas nos atuadores. Verificou-se que forças máximas de magnitudes próximas reduziram a resposta estrutural com mais eficiência para o controlador que emprega a matriz de ponderação Q do tipo Ativo 2, ou seja, aquela que utiliza a matriz de rigidez estrutural. Assim, o controle na modalidade Ativa 1, reduziu os deslocamentos máximos do segundo andar em 79% e as acelerações máximas em 90%, enquanto o controle que utilizou a matriz de ponderação Q do tipo Ativo 2 reduziu deslocamentos máximos em 89% e acelerações em 93% mesmo utilizando uma força máxima ligeiramente inferior ao controle do tipo Ativo 1. Portanto, adotou-se a matriz de ponderação Q do tipo Ativo 2 para o projeto do controle semi-ativo. Vale ressaltar que o controle ativo mostrou-se muito sensível aos valores atribuídos às matrizes Q e R .

Posteriormente, os mesmos amortecedores MR utilizados para o controle passivo foram empregados em configuração semi-ativa, ou seja, suas propriedades passaram a variar em função da voltagem. Foi desenvolvida uma estratégia de controle do tipo *clipped optimal* baseada no regulador linear quadrático. Permitiram-se variações na voltagem dos amortecedores que puderam assumir o valor zero ou a voltagem máxima de 2,5V.

Comparou-se o desempenho do controle semi-ativo ao da estrutura controlada passivamente tanto quando os amortecedores empregaram voltagem constante igual a zero como voltagem máxima constante ao longo de todo o intervalo analisado. Registraram-se também as forças máximas alcançadas pelos amortecedores em configuração semi-ativa e as forças máximas ótimas apontadas pela parcela ativa do algoritmo.

Para o projeto da porção ativa do projeto de controle, o cálculo das forças ótimas, foi realizado um novo estudo paramétrico variando a matriz de ponderação R e mantendo a matriz de ponderação Q na configuração Ativa 2. Concluiu-se das respostas do sistema controlado de forma semi-ativa que o valor atribuído a r é extremamente influente na redução das respostas.

Uma análise dos deslocamentos máximos permitiu verificar que todas as configurações semi-ativas testadas reduziram os valores máximos dos andares. As configurações 4 e 5 produziram os menores picos de deslocamentos com reduções de até 62% em relação à

resposta não controlada. Um comportamento semelhante foi encontrado nas reduções dos picos de acelerações que chegaram a reduzir até 71% das acelerações não controladas também nos casos das configurações 4 e 5. No entanto, houve um aumento de 19% na aceleração máxima do primeiro pavimento para a configuração 1. Os valores *rms* apresentados demonstraram a grande eficiência do controle semi-ativo em todas as configurações. Os deslocamentos *rms* foram reduzidos em até 85% e as acelerações em até 88% nas configurações 4 e 5. Mesmo na configuração menos eficiente, a configuração semi-ativa 1, as reduções dos deslocamentos e das acelerações *rms* atingiram valores em torno de 65% no pavimento superior.

Comparações entre as reduções de resposta obtidas por meio dos amortecedores em modalidade semi-ativa e dos amortecedores na modalidade passiva com voltagem constante igual a zero mostraram que os deslocamentos provocados pelo controle semi-ativo atingiram valores até 53% menores que os deslocamentos máximos utilizando os dispositivos desligados. Os picos das acelerações foram reduzidos em até 60% ainda em relação ao controle passivo com os dispositivos desligados nas configurações semi-ativas 4 e 5.

Resultados melhores ocorrem para as reduções dos deslocamentos *rms* e das acelerações *rms* que foram reduzidas em 69% e até 74% em relação à configuração passiva desligada. Somente uma das configurações semi-ativas analisadas, a configuração 1, apresentou uma performance inferior ao controle passivo desligado e, mesmo assim, somente quanto às acelerações dos pavimentos. Isso se deve provavelmente ao fato das forças ótimas para esta configuração serem muito baixas, causando um sub-aproveitamento da capacidade dos amortecedores. Entretanto, para todas as demais configurações analisadas, permitir variações na voltagem, fez com que os amortecedores fossem melhor aproveitados do que se estivessem totalmente desligados.

Uma comparação entre os resultados obtidos com os dispositivos em modalidade semi-ativa e em modalidade passiva com voltagem máxima levou a conclusão que ligar e desligá-los em pequenos intervalos de tempo pode aumentar a eficiência dos mesmos, mas as reduções das respostas não são muito maiores que as obtidas com os dispositivos sempre ligados. O controlador passivo ligado em voltagem constante foi mais eficiente do que os controladores semi-ativos 1, 2 e 3. Mesmo assim, os resultados mostraram que é possível

umentar a eficiência dos amortecedores em relação ao controle passivo ligado, ligando-os e desligando-os ao longo do tempo. Diminuições nos picos dos deslocamentos e das acelerações foram alcançadas utilizando as configurações semi-ativas 4 e 5. Os deslocamentos, nas configurações semi-ativas 4 e 5, foram reduzidos em 3% se comparados aos atingidos pelo controle passivo ligado e as acelerações foram reduzidas em até 7% na configuração semi-ativa 5. Entretanto, houve perda de eficiência quanto às respostas *rms*. Apesar do controle semi-ativo reduzir eficientemente as respostas se comparado à situação não controlada e controlada passivamente com os dispositivos desligados, torná-lo mais eficiente que a configuração passiva ligada é uma tarefa difícil.

Uma solução possível seria monitorar a excitação e a resposta estrutural e aplicar a voltagem máxima somente quando fossem atingidos valores limites de excitação e/ou resposta. Sob essa condição, os amortecedores funcionariam em capacidade máxima e para níveis inferiores de solitação eles permaneceriam desligados, mas também contribuiriam com algum grau de proteção. No caso estudado neste trabalho, por exemplo, os amortecedores permaneceriam ligados durante toda a excitação e depois seriam desligados. Mesmo não sendo uma solução otimizada, esta ainda seria uma aplicação do conceito de controle semi-ativo, pois os amortecedores teriam suas propriedades modificadas para melhorar o desempenho do sistema de controle.

Uma comparação das forças nos amortecedores evidenciou que as forças no controle passivo desligado são menores que as demais e, portanto, as reduções dos deslocamentos e das acelerações são as menos eficientes. Por outro lado, as forças na configuração semi-ativa e passiva ligada apresentaram valores muito próximos entre si e o desempenho desses dois tipos de controle foi muito semelhante quando são comparados os deslocamentos dos andares. O controle semi-ativo poderia ser muito mais eficiente se forças maiores pudessem ser geradas pelos amortecedores, mas isso só seria possível se uma voltagem superior a 2,5V fosse utilizada. Diferentes valores de voltagens intermediários também poderiam ser empregados ao contrário da voltagem única imposta no algoritmo de controle implementado.

Concluiu-se das diferentes configurações semi-ativas que uma escolha adequada das matrizes de ponderação é crucial para o desempenho do sistema de controle semi-ativo. Os resultados aqui apresentados foram obtidos escolhendo matrizes de ponderação por

tentativa e erro. Uma metodologia mais apurada para a escolha dessas matrizes poderia aumentar ainda mais a eficiência do controle semi-ativo apesar desse assunto ainda ser uma questão em aberto na literatura.

Uma comparação dos resultados obtidos segundo o controle semi-ativo aos resultados do controle ativo mostrou o controle semi-ativo é capaz de atingir um desempenho superior ao controle ativo com forças máximas de mesma magnitude.

Avaliou-se a influência de três questões de caráter prático no projeto de controle: a dificuldade de medir todas as variáveis de estado da estrutura, a presença de ruído nas medições e um possível retardo na modificação das propriedades dos amortecedores MR.

Um procedimento semelhante ao LQG foi desenvolvido neste trabalho para o controle semi-ativo, resultando na Equação (6.15). No exemplo numérico, foi assumido que somente as variáveis de estado do primeiro andar pudessem ser obtidas por medições, enquanto as variáveis do segundo andar foram estimadas ou observadas. Portanto, eram conhecidas as seis variáveis de estado do primeiro andar, ou seja, os deslocamentos e as velocidades no centro de massa da laje e estimaram-se as outras seis variáveis que correspondem ao segundo andar.

Inicialmente, verificou-se a capacidade do observador em estimar as variáveis de estado na ausência de ruídos. Os deslocamentos estimados para o segundo pavimento convergiram rapidamente para os deslocamentos reais.

Realizou-se uma nova análise, incluindo o ruído de medida. Considerou-se que as medições eram sujeitas à interferência de um ruído representado por um número randômico com distribuição normal, média zero e desvio padrão conhecido. Na presença de ruído, o observador demorou mais para estimar as variáveis de estado. Mesmo assim, o deslocamento observado reproduziu o real antes mesmo dos cinco primeiros segundo de análise.

A resposta estrutural obtida com o controle de realimentação de saída não se mostrou muito diferente daquela obtida com o controle de realimentação de estado. As alterações nos valores máximos foram muito pequenas tanto para os deslocamentos como para as

acelerações para a intensidade de ruído testada. Um resultado análogo foi encontrado para as respostas *rms*.

A inclusão de um retardo na modificação das propriedades dos amortecedores mostrou que o retardo diminuiu a eficiência do controle em reduzir as respostas máximas, tornando-o menos eficiente quanto maior o retardo. No entanto, sua influência foi menor quando, ao invés dos picos de resposta, foram analisadas as respostas ao longo do tempo.

9.2 – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A tecnologia de controle estrutural de vibrações que utiliza estratégias semi-ativas encontra-se em pleno desenvolvimento. Existem ainda muitos aspectos a serem abordados nessa área. Alguns tópicos importantes que complementar e aprofundariam a pesquisa realizada nesta tese são:

- Analisar outras estratégias de controle que também consideram a não-linearidade dos dispositivos, tais como, controle *bang-bang*, controle *bi-state*, métodos de controle *fuzzy*, controle adaptativo não-linear e redes neurais.
- Realizar um estudo de otimização da voltagem a ser aplicada nos amortecedores MR que permita a inclusão de valores intermediários de voltagem.
- Estudar o desempenho do controle semi-ativo em edifícios mais altos.
- Avaliar a influência do número e da posição dos amortecedores no desempenho do controle.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ACCIOLY, M. M. L. *Aplicação de métodos de controle ótimo à redução de vibrações em edifícios submetidos à ação de cargas dinâmicas*. 2006. Tese de doutorado – Universidade Federal da Paraíba, João Pessoa.
- ANDERSON, B. D. O.; MOORE, J. B. *Optimal Control – Linear Quadratic Methods*. Dover Publications, Inc., 2007.
- ANG, W. L.; LI, W. H.; DU, H. Experimental and modelling approaches of a MR damper performance under harmonic loading. *Journal of the Institution of Engineers*, Singapore, v. 44, n. 4, p. 1-14, 2004.
- AVILA, S. M. *Controle híbrido para atenuação de vibrações em edifícios*. 2002. Tese de doutorado - Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro.
- AVILA, S. M.; GONÇALVES, P. B. Optimal configurations of composite multiple mass dampers in tall buildings. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, v. 31, p. 75-81, 2009.
- AYDAR, G.; EVRENSEL, C. A.; GORDANINEJAD, F.; FUCHS, A. A Low Force Magneto-rheological (MR) Fluid Damper: Design, Fabrication and Characterization. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, v. 18; p. 1155-1160, 2007.
- BASILI, M. *Controle semi-ativo de estruturas adjacentes mediante dispositivos magnetorreológicos: teoria, experimentação e modelagem* (original em Italiano: *Controllo semi attivo di strutture adiacenti mediante dispositivi magnetoreologici: teoria, sperimentazione e modellazione*). 2006. Tese de doutorado – Università degli studi di Roma “La Sapienza”, Roma.
- BATTISTA, R. C.; PFEIL, M. S. Múltiplos atenuadores dinâmicos sincronizados para controle das oscilações induzidas pelo vento na Ponte Rio-Niterói. *Revista Sul-Americana de Engenharia Estrutural*, v. 2, n. 1, 2005.
- CARLSON, J. D. What Makes a Good MR Fluid? *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, v. 13, p. 431-435, 2002.
- CARLSON, J. D. Low-Cost MR Fluid Sponge Devices. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, v. 10, p. 589-594, 1999.
- CARLSON, J. D.; CATANZARITE, D. M.; ST. CLAIR, K. A. Commercial magneto-rheological fluid devices. In: *5th Int. Conf. on Electro-rheological, Magneto-rheological Suspensions and Associated Technology Sheffield*. 10-14 Jul., 1995.

- CARLSON, J. D.; SPENCER, B. F. JR. Magneto-rheological fluid dampers for semi-active seismic control. In: *Proc. 3rd Int. Conf. on Motion and Vibration Control*, v. 3, p. 35-40. Chiba, Japan. 1996.
- CARLSON, J. D.; WEISS, K. D. A growing attraction to magnetic fluids. *Machine Design*, v. 66, p. 61-64, 1994.
- CARNEIRO, R. B. *Controle de vibrações em edifícios altos utilizando amortecedor de massa sintonizado múltiplo (AMSM)*. 2004. Dissertação de mestrado – Universidade de Brasília, Brasília.
- CARNEIRO, R. B.; AVILA, S. M.; BRITO, J. L. V. Controle de vibrações em edifícios altos utilizando amortecedores de massa múltiplos (AMSM). In: *XXXI JORNADAS SUL-AMERICANAS DE ENGENHARIA ESTRUTURAL*. Mendoza, Argentina. 2004.
- CARNEIRO, R. B.; AVILA, S. M.; BRITO, J. L.V. Controle de vibrações utilizando amortecedor de massa sintonizado múltiplo (AMSM). In: *Proc. XXVII CILAMCE Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering*. Belém, 2006.
- CARNEIRO, R. B.; AVILA, S. M.; BRITO, J. L.V. Parametric study on multiple tuned mass dampers using interconnected masses, *International Journal of Structural Stability and Dynamics (IJSSD)*, v. 8, n. 1, p. 187-202, 2008.
- CARNEIRO, R. B.; GATTULLI, V.; AVILA, S. M.; BRITO, J. L.V. Structural vibration control using semi-active damper. In: *Proc. Thirteenth International Symposium on Dynamic Problems of Mechanics – XIII DINAME*. Angra dos Reis. 2-6 Mar., 2009.
- CHEN, G.; WU, J. Experimental study on multiple tuned mass dampers to reduce seismic responses of a three-storey building structure. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, v. 32, n. 5, p. 793-810, 2003.
- CHOPRA, A. K. *Dynamics of structures: theory and applications to earthquake engineering*. 3. ed. New Jersey: Pearson Prentice Hall, 2007.
- CHU, S. Y.; SOONG, T. T.; REINHORN, A. M. *Active, hybrid and semi-active structural control: a design and implementation handbook*, John Wiley & Sons Ltd, 2005.
- CONTENTO, A.; GATTULLI, V.; LEPIDI, M.; POTENZA, F. *Identificação de modelos para um protótipo experimental de um pórtico tridimensional com contraventamentos semi-ativos* (original em Italiano: *Identificazione di modelli per un prototipo sperimentale di telaio tridimensionale con controventi semi-attivi*). Relatório técnico n.2, DISAT, Universidade de L’Aquila, 2006.
- CRUZ, J. J. *Controle robusto multivariável: O Método LQG/LTR*. São Paulo: Editora da

- Universidade de São Paulo, 1996.
- DEN HARTOG, J. P. *Mechanical Vibrations*, 4th edition. New York: McGraw-Hill, 1956.
- DYKE, S. J. *Acceleration feedback control strategies for active and semi-active control systems: modeling, algorithm development, and experimental verification*. 1996. Tese de doutorado – Universidade de Notre Dame, Indiana.
- DYKE, S. J.; SPENCER JR., B. F. Seismic response control using multiple MR dampers. In: *Proc. 2nd Int. Workshop on Struct. Control, Hong Kong University of Science and Technology Research Centre*, p. 163-173. Hong Kong. 1996.
- DYKE, S. J.; SPENCER JR., B. F. A comparison of semi-active control strategies for the MR damper. In: *Proceedings of the IASTED International Conference, Intelligent Information Systems*. The Bahamas. Dez. 8-10, 1997.
- DYKE, S. J.; SPENCER JR., B. F.; SAIN, M. K.; CARLSON, J. D. Modeling and control of magnetorheological dampers for seismic response reduction. *Smart Materials and Structures*, v. 5, p. 565-575, 1996.
- DYKE, S. J.; SPENCER JR., B. F.; SAIN, M. K.; CARLSON, J. D. An experimental study of MR dampers for seismic protection, *Smart Materials and Structures*, v. 7, n. 5, p. 693-703, 1998.
- EHRGOTT, R. C.; MASRI, S. F. Structural Control Applications of an Electrorheological Device. *Proceedings of the International Workshop on Structural Control*, USC Publication Number CE-9311, p. 115-129. 1994.
- GAMOTA, D. R.; FILISKO, F. E. Dynamic Mechanical Studies of Electrorheological Materials: Moderate Frequencies. *Journal of Rheology*, v. 35, p. 399-425, 1991.
- GATTULLI, V.; ROMEO, F. An adaptive mass damper for self-excited oscillations. *Journal of Structural Control*, v. 6, n. 2, p. 187-203, 1999.
- GATTULLI, V.; ROMEO, F. Integrated procedure for identification and control of MDOF structures. *Journal of Engineering Mechanics*, v. 126, n. 7, p. 730-737, 2000.
- GOLAFSHANI, A. A.; RAHANI, E. K.; TABESHPOUR, M. R. A new high performance semi-active bracing system. *Engineering Structures*, v. 28, n. 14, p. 1972-1982, 2006.
- GOMES, D. H. M. *Controle da resposta dinâmica de uma passarela de pedestres da cidade de Brasília com a utilização de amortecedores de massa sintonizados*. 2006. Dissertação de mestrado – Universidade de Brasília, Brasília.
- GÓMEZ, A. L. Z. *Controle de vibrações em edifícios submetidos à ação de cargas dinâmicas utilizando amortecedor de massa sintonizado na forma de pêndulo*. 2006.

Dissertação de mestrado – Universidade de Brasília, Brasília.

- GORDANINEJAD, F.; RAY, A.; BINDU, R. Vibration Control of Structures Using Hybrid ER/Viscous Dampers, *Proc., First World Conf. on Struct. Control*, p. TA2:41-49. 1994.
- GU, M.; CHEN, S. R.; CHANG, C. C. Parametric study on multiple tuned mass dampers for buffeting control of Yangpu Bridge. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 89, p. 987-1000, 2001.
- HOLMES, J. D. Listing of installations. *Engineering Structures*, v.17, n. 9, p. 676-678, 1995.
- HOUSNER, G. W.; BERGMAN, L. A.; CAUGHEY, T. K.; CHASSIAKOS, A. G.; CLAUS, R. O.; MASRI, S. F.; SKELTON, R. E.; SOONG, T. T.; SPENCER, B. F.; YAO, J. T. P Structural Control: Past, Present, and Future. *Journal of Engineering Mechanics*, v. 123, n. 9, p. 897-971, 1997.
- IGUSA, T.; XU, K. Vibration control using multiple tuned mass dampers. *Journal of sound and vibration*, v. 175, n. 4, p. 491-503, 1994.
- JANGID, R. S. Optimum multiple tuned mass dampers for base-excited undamped system. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, v. 28, p. 1041-1049, 1999.
- JANSEN, L. M.; DYKE, S. J. Semi-active control strategies for MR dampers: a comparative study. *ASCE Journal of Engineering Mechanics*, v.126, n. 8, p. 795-803, 2000.
- JOLLY, M. R.; BENDER, J. W. ; CARLSON, J. D. Properties and Applications of Commercial Magnetorheological Fluids. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, v. 10, p. 5-13, 1999.
- JOSHI, A. S.; JANGID, R. S. Optimum parameters of multiple tuned mass dampers for base-excited damped systems. *Journal of Sound and Vibration*, v. 202, n. 5, p. 657-667, 1997.
- KAREEM, A.; KLINE, S. Performance of multiple mass dampers under random loading. *Journal of Structural Engineering*, v. 121, n. 2, p. 348-361, 1995.
- LEE, C. L.; CHEN, Y. T.; CHUNG, L. L.; WANG, Y. P. Optimal design theories and applications of tuned mass dampers. *Engineering Structures*, v. 28, n. 1, p. 43-53, 2006.
- LI, C. Performance of multiple tuned mass dampers for attenuating undesirable oscillations of structures under the ground acceleration. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, v.29, p. 1405-1421, 2000.

- LI, C.; LIU, Y. Optimum multiple tuned mass dampers for structures under ground acceleration based on the uniform distribution of system parameters. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, v. 32, n. 5, p. 671-690, 2003.
- LI, C.; ZHANG, J. New multiple tuned mass damper models based on uniform distribution of system parameters. *Journal of Shanghai Jiaotong University, China*, v. 39, n. 5, p. 774-781, 2005.
- LIMA, D. V. F. *Controle de vibrações induzidas em uma laje de academia de ginástica com a utilização de amortecedores de massa sintonizados*. 2007. Dissertação de Mestrado – Universidade de Brasília, Brasília.
- LIN, P. Y.; CHUNG, L. L.; LOH, C. H. Semiactive control of building structures with semiactive tuned mass damper. *Computer-Aided Civil and Infrastructure Engineering*, v. 20, p. 35-51, 2005.
- LIU, Y.; MATSUHISA, H.; UTSUNO, H. Semi-active vibration isolation system with variable stiffness and damping control. *Journal of Sound and Vibration*, v. 313, p. 16-28, 2008.
- MA, X. Q.; RAKHEJA, S.; SU, C. Development and Relative Assessments of Models for Characterizing the Current Dependent Hysteresis Properties of Magnetorheological Fluid Dampers, *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*; v. 18, n. 5, p. 487-502, 2007.
- MAGLUTA, C. *Sistemas dinâmicos passivos para absorção de vibrações estruturais*. 1993. Tese de doutorado – COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.
- MAGLUTA, C.; AINSWORTH JR., G. O.; ROITMAN, N. Comparison between multiple vibration absorbers and single vibration absorbers systems. In: *XVII International Congress of Mechanical Engineering*. São Paulo. 2003.
- MAPLE 9.5, Maplesoft, Waterloo Maple Inc.
- MATLAB, versão 7.0.1, The MathWorks Inc.
- MCCLAMROCH, N. H.; GAVIN, H. P. Closed Loop Structural Control Using Electrorheological Dampers. In: *Proceedings of the American Control Conference*, p. 4173-4177. Seattle, Washington. 1995.
- MEIROVITCH, L. *Dynamics and control of structures*. New York: John Wiley & Sons, 1990.
- NAGASHIMA, I.; MASEKI, R.; ASAMI, Y.; HITAI, J.; ABIRU, H. Performance of hybrid mass damper system applied to a 36-storey high-rise building. *Earthquake*

- Engineering and Structural Dynamics*, v. 30, p. 1615-1637, 2001.
- NARASIMHAN, S.; NAGARAJAIAH, S. A STFT semiactive controller for base isolated buildings with variable stiffness isolation systems. *Engineering Structures*, v. 27, p. 514-523, 2005.
- NEELAKANTAN, V. A.; WASHINGTON, G. N. Vibration control of structural systems using MR dampers and a modified sliding mode control technique. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, v. 19; p. 211, 2008.
- NISHITANI, A.; INOUE, Y. Overview of the application of active/semiactive control to building structures in Japan. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, v. 30, p. 1565-1574, 2001.
- OCCHIUZZI, A.; SPIZZUOCO, M.; SERINO, G. A laboratory implementation of semi-active control system for civil structures, In: Proc., *4th World Conference on Structural Control and Monitoring*, 4WCSCM-264. University of California, San Diego. 11-13 Jul., 2006.
- OGATA, K. *Engenharia de controle moderno*. 3. ed. São Paulo: Prentice-Hall, 2000.
- OSPINA, C. S. *Otimização de amortecedores de massa sintonizados, múltiplos e interligados para controle em edifícios altos*. 2008. Dissertação de mestrado – Universidade de Brasília, Brasília.
- PATTEN, W. N.; HE, Q.; KUO, C. C.; LIU, L.; SACK, R. L. Suppression of Vehicle-Induced Bridge Vibration via a Semiactive Structural Controller. In: *Proc. 1st World Conf. on Struct. Control*, p. FA1:30-38. Los Angeles, California. Ago., 1994.
- POOVARODOM, N.; KANCHANOSOT, S.; WARNITCHAI, P. Application of non-linear multiple tuned mass dampers to suppress man-induced vibrations of a pedestrian bridge. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, v. 32, p. 1117-1131, 2003.
- RABINOW, J. The Magnetic Fluid Clutch. *AIEE Transactions*, v. 67, p. 1308-1315, 1948.
- RANA, R.; SOONG, T. T. Parametric study and simplified design of tuned mass dampers, *Engineering Structures*, v. 20, n. 3, p. 193-204, 1998.
- RICCIARDELLI, F.; PIZZIMENTI A. D.; MATTEI M. Passive and active mass damper control of the response of tall buildings to wind gustiness. *Engineering Structures*, v. 25, p. 1199-1209, 2003.
- SACK, R. L.; PATTEN, W. Semiactive Hydraulic Structural Control. In: *Proc. Int. Workshop on Struct. Control*, USC Publication Number CE-9311, pp. 417-431. 1994.
- SERINO, G.; OCCHIUZZI, A. A semi-active oleodynamic damper for earthquake control.

- Part 2: evaluation of performance through shaking table tests. *Bulletin of Earthquake Engineering*, v. 1, p. 269-301, 2003b.
- SERINO, G.; OCCHIUZZI, A. A semi-active oleodynamic damper for earthquake control. Part 1: design, manufacturing and experimental analysis of the device. *Bulletin of Earthquake Engineering*, v. 1, p. 241-268, 2003a.
- SHAMES, I. H.; COZZARELLI, F. A. *Elastic and Inelastic Stress Analysis*. New Jersey: Prentice Hall, Englewood Cliffs, 1992.
- SHOOK, D. A.; ROSCHKE, P. N.; LIN, P. Y., LOHC, C. H. Semi-active control of a torsionally-responsive structure. *Engineering Structures*, v. 31, p. 57-68, 2009.
- SOONG, T. T. *Active structural control: theory and practice*. Longman Scientific & Technical, 1990.
- SOONG, T. T., SPENCER JR., B.F. Supplemental energy dissipation: state-of-the-art and state-of-the-practice. *Engineering Structures*, v. 24, p. 243-259, 2002.
- SOONG, T. T; DARGUSH, G. F. *Passive energy dissipation systems in structural engineering*. Chichester: John Wiley & Sons, 1997.
- SPENCER JR., B. F.; DYKE, S. J.; SAIN, M. K.; CARLSON, J. D. Phenomenological model for magnetorheological dampers *Journal of Engineering Mechanics*, v. 123, n. 3, p. 230-238, 1997a.
- SPENCER JR., B. F.; SAIN, M. K. Controlling Buildings: A New Frontier in Feedback. *Special Issue of the IEEE Control Systems Magazine on Emerging Technology*, v. 17, n. 6, p. 19-35, Dec. 1997.
- SPENCER JR., B. F.; CARLSON, J. D.; SAIN, M. K.; YANG, G. On the current status of magnetorheological dampers: seismic protection of full-scale structures. In: *Proceedings of the American Control Conference*. Albuquerque, New Mexico. 1997b.
- STANWAY, R.; SPROSTON, J.L.; STEVENS, N.G. Non-linear Identification of an Electrorheological Vibration Damper. *IFAC Identification and System Parameter Estimation*, p. 195-200, 1985.
- SUN, L.; GOTO, Y. Application of Fuzzy Theory to Variable Dampers for Bridge Vibration Control, In: *Proc. 1st World Conf. on Struct. Control.*, p. WP1:31-40. Los Angeles, California. Ago., 1994.
- TANAKA, H.; MAK, C. Y. Effect of tuned mass dampers on wind induced response of tall buildings. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 14, p. 357-368, 1983.

- TSAI, H.; LIN, G. Optimum tuned-mass dampers for minimizing steady-state response of support-excited and damped systems. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, v. 22, p. 957-973, 1993.
- VALENCIA, L. A. L. *Controle de vibrações em distintas configurações de vigas metálicas utilizando amortecedores de massa sintonizados*. 2007. Dissertação de mestrado – Universidade de Brasília, Brasília.
- VALER, C. E. I. *Uma introdução ao controle robusto com aplicações a estruturas flexíveis*. 1999. Tese de doutorado – PUC, Rio de Janeiro.
- WANG, Y. *Control strategies for 3d smart base isolation systems using modal and nodal approaches*. 2006. Tese de doutorado – Universidade de Washington.
- WATAKABE, M.; TOHDO, M.; OSAMU, C.; IZUMI, N.; EBISAWA, H.; FUJITA, T. Response control performance of a hybrid mass damper applied to a tall building. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, v. 30, p. 1655-1676, 2001.
- WEN, Y. K. Method of random vibration of hysteretic systems. *Journal of Engineering Mechanics Division, ASCE*, v. 102, n. 2, p. 249-263, 1976.
- WINSLOW, W. M. Method and means for translating electrical impulses into mechanical force, US Patent No. 2, 417, 850, 1947.
- WINSLOW, W. M. Induced Fibration of Suspensions. *Journal of Applied Physics*, v. 20, p. 1137-1140, 1949.
- XUE, S.; TOBITA, J.; KURITA, S.; IZUMI, M. Mechanics and dynamics of intelligent passive vibration control system. *Journal of Engineering Mechanics*, v. 123, n. 4, p. 322-327, 1997.
- YAMAGUCHI, H.; HARNPORNCHAI, N. Fundamental characteristics of multiple tuned mass dampers for suppressing harmonically forced oscillations. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, v. 22, p. 51-62, 1993.
- YANG, G. *Large-scale magnetorheological fluid damper for vibration mitigation: modeling, testing and control*. 2001. Tese de doutorado – Universidade de Notre Dame, Indiana.
- YAO, J. T. P. Concept of structural control. *ASCE Journal of Structural Division*, v. 98, p. 1567-1574, 1972.
- ZUO, L.; NAYFEH, S. A. Minimax optimization of multi-degree-of-freedom tuned-mass dampers. *Journal of Sound and Vibration*, v. 272, n. 3-5, p. 893-908, 2004.