

Catarina Vieira Nagahama

**Análise Numérica e Modelagem Computacional de um Sistema Estrutural
com Controle Semiativo de Vibração do Tipo Amortecedor
Magnetorreológico**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Modelagem Computacional, da Universidade Federal de Juiz de Fora como requisito parcial à obtenção do grau de Mestre em Modelagem Computacional.

Orientador: Prof. D.Sc. Flávio de Souza Barbosa

Juiz de Fora

2013

Nagahama, Catarina Vieira

Análise Numérica e Modelagem Computacional de um Sistema Estrutural com Controle Semiativo de Vibração do Tipo Amortecedor Magnetorreológico/Catarina Vieira Nagahama. – Juiz de Fora: UFJF/MMC, 2013.

XV, 97 p.: il.; 29,7cm.

Orientador: Flávio de Souza Barbosa

Dissertação (mestrado) – UFJF/MMC/Programa de Modelagem Computacional, 2013.

Referências Bibliográficas: p. ?? – ??.

1. Controle de Vibrações. 2. Amortecedores Magnetorreológicos. 3. Modelagem Computacional de Estruturas. I. Barbosa, Flávio de Souza. II. Universidade Federal de Juiz de Fora, MMC, Programa de Modelagem Computacional.

Catarina Vieira Nagahama

**Análise Numérica e Modelagem Computacional de um Sistema Estrutural
com Controle Semiativo de Vibração do Tipo Amortecedor
Magnetorreológico**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Modelagem Computacional, da Universidade Federal de Juiz de Fora como requisito parcial à obtenção do grau de Mestre em Modelagem Computacional.

Aprovada em 10 de Setembro de 2013.

BANCA EXAMINADORA

Prof. D.Sc. Flávio de Souza Barbosa - Orientador
Universidade Federal de Juiz de Fora

Prof. D.Sc. José Luis Vital de Brito
Universidade de Brasília

Prof. Dr. Ing. Alexandre Abrahão Cury
Universidade Federal de Juiz de Fora

Aos meus pais e à minha irmã.

AGRADECIMENTOS

Dedico meus sinceros agradecimentos:

- A Deus, por estar sempre presente em minha vida, me guiando, protegendo e abençoando.
- Ao meu professor orientador Flávio pelos ensinamentos transmitidos, por toda sua dedicação, incentivo, confiança e conselhos sempre oportunos. Mais que um professor, obrigada por ser um verdadeiro amigo!
- Aos meus pais e à minha irmã, por todo apoio e amor.
- Ao Leandro pelo companheirismo, paciência e carinho.
- À Michèle pelo incentivo.
- A todos os professores e funcionários do Programa de Pós-Graduação em Modelagem Computacional.
- Aos membros da banca por terem aceitado o convite.
- Aos amigos do mestrado, em especial ao Acacio, Marcelo e Daiana por toda a ajuda oferecida.
- Aos amigos de longa data e do IF Sudeste MG pela torcida.
- Ao Programa de Educação Tutoria da Engenharia Civil, por ter me proporcionado uma formação mais completa e ter me iniciado na pesquisa.
- À Universidade Federal de Juiz de Fora pelo incentivo à pesquisa.
- À CAPES, pela bolsa de Mestrado.

*“Investir em conhecimentos
rende sempre melhores juros.”*

Benjamin Franklin

RESUMO

Sistemas de controle de vibrações estruturais são formas de proteção que visam reduzir vibrações excessivas e/ou indesejáveis induzidas por cargas dinâmicas atuantes em estruturas civis, de forma a atender os critérios de segurança, funcionalidade e conforto aos usuários. Estes sistemas podem ser classificados em passivo, ativo, híbrido e semiativo. Dentre os sistemas de controle de vibrações, os semiativos têm se mostrado bastante atrativos por aliar a confiança e a simplicidade típicas de sistemas passivos à adaptabilidade dos sistemas ativos, destacando-se, dentre eles, os amortecedores magnetorreológicos (MR). Os amortecedores MR são dispositivos semiativos que possuem a capacidade de mudar, de maneira reversível e quando exposto a um campo magnético, de um estado líquido para um estado semi-sólido em milissegundos. Essa característica faz dos amortecedores MR uma ferramenta ideal para o controle de sistemas estruturais, pois com eles é possível administrar forças de amortecimento de forma rápida e segura, utilizando pequenas quantidades de energia. Neste trabalho, a eficiência do controle semiativo utilizando amortecedores MR aplicados a um modelo de um edifício de dois andares submetido a uma aceleração na base é estudada. Os resultados obtidos são validados através da comparação com resultados já publicados por outros autores. A metodologia adotada consiste basicamente em avaliar o comportamento dos amortecedores MR em três situações distintas: 1) funcionando como um amortecedor passivo, ou seja, aplicando-se uma voltagem constante e, portanto, sem variações de suas propriedades amortecedoras; 2) funcionando como um controlador semiativo em que a voltagem de comando dos amortecedores MR é determinada pelo algoritmo *clipped optimal* baseado em um regulador linear quadrático (LQR), podendo assumir o valor $0V$ ou voltagem máxima; e 3) funcionando como controlador semiativo com voltagem de comando otimizada, podendo assumir valores intermediários de voltagem entre $0V$ e voltagem máxima. Esta última estratégia é original e consiste na principal contribuição do presente trabalho. Para efeitos comparativos, o modelo estudado também foi submetido ao controle puramente ativo, supondo-se um atuador mecânico exercendo forças de controle diretamente na estrutura. Esta última estratégia

permite confrontar os desempenhos do amortecedor MR com um controlador ativo.

Palavras-chave: Controle de Vibrações. Amortecedores Magnetorreológicos. Modelagem Computacional de Estruturas.

ABSTRACT

Structural vibration control systems are means of protection which aim the reduction of excessive or undesirable vibrations caused by dynamic loads on civil structures in order to assure safety and comfort criteria. Those systems are classified into passive, active, hybrid and semi-active. Semi-active control systems are among the most used due to reliability and simplicity reasons. The magnetorheological dampers (MR) are semi-active devices capable of changing from liquid to semisolid state in milliseconds, in a reversible manner, when exposed to a magnetic field. Due to this capability, MR dampers are considered as a perfect tool for controlling structural systems - allowing the management of damping load fast and safely, with small amount of energy. This work studies the efficiency of semi-active control systems, by means of MR dampers applied to a two-story building model subject to accelerations applied to its basis. The obtained results are compared to data available in the literature, showing good agreement. The adopted methodology consists in evaluating the MR dampers behavior in three distinct situations: 1) applied as a passive damper: under constant voltage, with no variation of dampers properties; 2) applied as a semiactive controller for which the activation voltage is determined by the clipped optimal algorithm based on a linear quadratic regulator - with voltages of $0V$ or a maximum value; 3) applied as a semiactive controller with optimized activation voltage, assuming voltage values ranging from $0V$ to a maximum value. This strategy is original and consists in the main contribution of the present work. For comparison purposes, the studied model was also subjected to purely active control, by assuming a mechanical actuator exerting control forces directly on the structure. This strategy allows confronting the performance of the MR damper with an active controller.

Keywords: Vibration Control. Magnetorheological Dampers. Computational Modeling of Structures.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	16
1.1	Objetivos	20
1.2	Escopo	20
2	DINÂMICA DE ESTRUTURAS.....	22
2.1	Sistemas Estruturais Dinâmicos	22
2.2	Sistemas Estruturais Dinâmicos Controlados	25
2.3	Equações Diferenciais de Movimento para Estruturas Discretizadas em Elementos de Pórtico Plano via Método dos Elementos Finitos	26
2.4	Equações de Estado do Sistema	29
3	TIPOS DE CONTROLES DE VIBRAÇÕES	31
3.1	Controle Passivo	31
3.2	Controle Ativo	32
3.3	Controle Híbrido	35
3.4	Controle Semiativo	36
4	AMORTECEDORES MAGNETORREOLÓGICOS (MR)	41
4.1	Modelos dos Amortecedores MR	43
4.2	Estratégias de Controle Semiativo	52
5	MODELAGEM COMPUTACIONAL	54
5.1	Estrutura	54
5.1.1	<i>Modelagem Tridimensional da Estrutura.....</i>	56
5.1.2	<i>Propriedades da Estrutura.....</i>	58
5.1.3	<i>Características Espectrais do Modelo.....</i>	59
5.2	Carregamento	60
5.3	Amortecedores MR	62
5.3.1	<i>Propriedades e Parâmetros do Amortecedor MR RD-1005-3....</i>	63
5.3.2	<i>Modelo Numérico dos Amortecedores.....</i>	64

5.4	Controle Passivo	64
5.5	Controle Semiativo - Algoritmo <i>Clipped Optimal</i>	65
5.6	Controle Semiativo - Algoritmo <i>Clipped Optimal</i> Modificado	67
5.7	Controle Ativo - Controle Ótimo	69
6	EXEMPLO DE APLICAÇÃO.....	72
6.1	Simulação Controle Passivo - Validação dos Resultados	72
6.2	Avaliação de Desempenho do Controle Semiativo	81
7	CONCLUSÕES E COMENTÁRIOS FINAIS.....	92

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

2.1	Sistema 1GL: (a) componentes básicos, (b) diagrama de corpo livre.	22
2.2	Exemplo de um Sistema n GLs.	24
2.3	Elemento de Pórtico Plano.	26
3.1	Sistema de Controle Passivo da Ponte Rio-Niterói.	32
3.2	Esquema de Controle Ativo de Malha Aberta adaptado de Barbosa (1996). . .	33
3.3	Esquema de Controle Ativo de Malha Fechada adaptado de Barbosa (1996). .	34
3.4	Edifício Kyobashi Seiwa e AMA - Figura extraída de Spencer Jr. and Soong (1999).	35
3.5	Edifício Sendagaya INTES e AMH - Figura extraída de Spencer Jr. and Soong (1999).	36
3.6	Edifício Kajima Research Institute - Figura extraída de Spencer Jr. and Na- garajaiah (2003).	38
3.7	Ponte Walnut Creek - Figura extraída de Soong and Spencer Jr. (2002).	38
3.8	Edifício Kajima Shizuoka - Figura extraída de Spencer Jr. and Nagarajaiah (2003).	39
3.9	Museu Nacional de Ciências Emergentes e Inovações em Tóquio - Figura ex- traída de Spencer Jr. and Nagarajaiah (2003).	39
4.1	Fluido MR: (a) sem presença de campo magnético; e (b) sob influência de um campo magnético H - Figura extraída de Valencia (2011).	41
4.2	Resultados experimentais obtidos por Spencer Jr. et al. (1997).	44
4.3	Modelo de Bingham - Adaptado de Spencer Jr. et al. (1997).	45
4.4	Comparação entre os resultados experimentais e numéricos (Modelo de Bing- ham) obtidos por Spencer Jr. et al. (1997)	46
4.5	Extensão do Modelo de Bingham - Adaptado de Spencer Jr. et al. (1997). . .	47
4.6	Comparação entre os resultados experimentais e numéricos (Extensão do Mod- elo de Bingham) obtidos por Spencer Jr. et al. (1997).	48
4.7	Modelo de Bouc-Wen - Adaptado de Spencer Jr. et al. (1997).	49

4.8	Comparação entre os resultados experimentais e numéricos (Modelo de Bouc-Wen) obtidos por Spencer Jr. et al. (1997).	50
4.9	Modelo de Bouc-Wen modificado - Adaptado de Spencer Jr. et al. (1997). . .	51
4.10	Comparação entre os resultados experimentais e numéricos (Modelo Bouc-Wen modificado) obtidos por Spencer Jr. et al. (1997).	52
5.1	Modelo experimental do pórtico - Figura retirada de Carneiro (2009).	55
5.2	Esquema do Perfil de Aço.	56
5.3	Modelo do pórtico tridimensional - Hipótese do diafragma.	57
5.4	Registro escalonado - Figura extraída de Carneiro (2009).	61
5.5	Aceleração \ddot{x}_g obtida através de técnicas de processamento de imagens a partir da Figura (5.4).	61
5.6	Amortecedor MR RD-1005-3 - Figura extraída de Lima (2011).	62
5.7	Representação gráfica do algoritmo de seleção da voltagem dos amortecedores MR.	66
5.8	Representação gráfica do algoritmo de seleção da voltagem dos amortecedores MR - Configuração 1.	68
5.9	Representação gráfica do algoritmo de seleção da voltagem dos amortecedores MR - Configuração 2.	69
6.1	Deslocamentos, velocidades e acelerações do primeiro andar da estrutura sem controle e com controle passivo nas configurações desligada e ligada.	73
6.2	Deslocamentos, velocidades e acelerações do primeiro andar da estrutura sem controle e com controle passivo nas configurações desligada e ligada obtidos por Carneiro (2009) e Valencia (2011).	74
6.3	Deslocamentos, velocidades e acelerações do segundo andar da estrutura sem controle e com controle passivo nas configurações desligada e ligada.	75
6.4	Deslocamentos, velocidades e acelerações do segundo andar da estrutura sem controle e com controle passivo nas configurações desligada e ligada obtidos por Carneiro (2009) e Valencia (2011).	76
6.5	Variação das forças de controle passivo nas configurações desligada e ligada. . .	77
6.6	Variação das forças de controle passivo nas configurações desligada e ligada retirados de Carneiro (2009).	78

6.7	Deslocamento, velocidades e acelerações do primeiro andar com controle semia-	
	tivo - algoritmo <i>clipped optimal</i>	82
6.8	Deslocamento, velocidades e acelerações do primeiro andar com controle semia-	
	tivo utilizando o algoritmo <i>clipped optimal</i> modificado na configuração 1. .	83
6.9	Deslocamento, velocidades e acelerações do primeiro andar com controle semia-	
	tivo utilizando o algoritmo <i>clipped optimal</i> modificado na configuração 2. .	84
6.10	Deslocamento, velocidades e acelerações do segundo andar com controle semia-	
	tivo - algoritmo <i>clipped optimal</i>	86
6.11	Deslocamento, velocidades e acelerações do segundo andar com controle semia-	
	tivo utilizando o algoritmo <i>clipped optimal</i> modificado na configuração 1. .	87
6.12	Deslocamento, velocidades e acelerações do segundo andar com controle semia-	
	tivo utilizando o algoritmo <i>clipped optimal</i> modificado na configuração 2. .	88
6.13	Forças de controles semiativos utilizando os algoritmos <i>clipped optimal</i> e <i>clipped</i>	
	<i>optimal</i> modificado nas configurações 1 e 2.	89

LISTA DE TABELAS

5.1	Propriedades das seções dos componentes da estrutura - Adaptada de Carneiro (2009).	56
5.2	Períodos e frequências fundamentais do modelo da estrutura.	60
5.3	Propriedades do amortecedor MR - Tabela retirada de Valencia (2011).	63
5.4	Parâmetros do amortecedor MR que independem da voltagem - Tabela retirada de Carneiro (2009).	63
5.5	Parâmetros do amortecedor MR nas configurações desligado e ligado.	65
6.1	Respostas máximas - Controle Passivo.	79
6.2	Respostas máximas - Controle Passivo - Dados extraídos de Carneiro (2009) e Valencia (2011).	79
6.3	Respostas <i>rms</i> - Controle Passivo.	80
6.4	Respostas <i>rms</i> - Controle Passivo - Dados extraídos de Carneiro (2009) e Valencia (2011).	80
6.5	Respostas máximas das simulações numéricas	90
6.6	Respostas <i>rms</i> das simulações numéricas	90

1 INTRODUÇÃO

Os crescentes avanços tecnológicos em áreas como análise e dimensionamento estruturais, materiais e técnicas construtivas, vêm possibilitando o projeto e a execução de estruturas cada vez mais leves, esbeltas e, conseqüentemente, mais flexíveis.

Estruturas flexíveis são vulneráveis à ocorrência de vibrações causadas por carregamentos dinâmicos, como abalos sísmicos, ventos, tráfego intenso, ocupação humana, dentre outros. Quando excessivas, essas vibrações podem causar danos aos elementos estruturais, podendo levar o sistema a um colapso. Por isso, existe a grande necessidade de se controlar ou atenuar estes problemas dinâmicos.

Certas medidas corretivas, como a técnica de enrijecimento da estrutura, são consideradas em muitos casos conservadoras, pesadas e, muitas vezes, pouco atraentes. Tais estruturas podem ser alternativamente projetadas de maneira segura com o auxílio de sistemas de redução e/ou controle das amplitudes de vibrações induzidas pelas cargas dinâmicas atuantes, atendendo assim aos critérios de segurança, funcionalidade e conforto aos usuários.

Dessa forma, limites práticos usualmente considerados, tais como altura de edifícios, vão de pontes e esbeltez de equipamentos, podem ser ultrapassados com a utilização de sistemas de controle dinâmico. Os sistemas de controle são usualmente classificados em passivo, ativo, híbrido e semiativo.

Sistemas de controle passivo são caracterizados por não necessitarem de fontes externas de energia para funcionarem. A energia transmitida à estrutura pelo carregamento dinâmico é dissipada por meio de dispositivos auxiliares acoplados à estrutura. Contudo, as reduções de vibrações que normalmente podem ser obtidas com sistemas passivos, são inferiores àquelas atingidas com sistemas ativos, pois perdem eficiência durante a ocorrência de excitações fora da faixa de frequência para a qual foram projetados.

Os sistemas de controle ativo são compostos por dispositivos que aplicam força à estrutura controlada e, para isso, dependem de suprimento externo de energia. São usualmente mais eficientes que os dispositivos puramente passivos principalmente na proteção de estruturas contra carregamentos dinâmicos com componentes aleatórias como ventos fortes e sismos, pois são capazes de compensar possíveis perturbações ou distúrbios na força

de excitação. Entretanto, esses sistemas, em caso de retardo na aplicação das forças de controle e/ou falta de energia, podem perder sua eficácia no que se refere à redução das amplitudes de vibrações, ou até mesmo se transformarem em excitadores da estrutura.

Os sistemas de controle híbrido e semiativo combinam as propriedades e vantagens dos controles passivo e ativo, atuando mediante a combinação das funcionalidades desses sistemas de controle, possuindo simultaneamente atuadores e dissipadores de energia. A função do sistema de controle passivo é, neste caso, reduzir as amplitudes de resposta da estrutura sob ação de forças dinâmicas mais frequentes em um estado normal de utilização em serviço, enquanto a função do sistema de controle ativo é manter reduzida e controlada a resposta da estrutura sob ação de forças excepcionais, evitando que ela seja levada a um estado limite último (Barbosa, 1996). Já os sistemas de controle semiativos atuam de maneira diferente, pois podem modificar as propriedades mecânicas do sistema controlado mediante a injeção de pequenas quantidades de energia, conseguindo operar com fontes de energias portáteis, como baterias (Carneiro, 2009). Possuem, portanto, a adaptabilidade dos dispositivos de controle ativo sem necessitar de tamanhas fontes de suprimento de energia, o que é primordial durante eventos sísmicos quando a fonte principal de energia pode falhar. Este tipo de controle é caracterizado por não adicionar energia mecânica à estrutura diretamente e ter propriedades que podem variar dinamicamente (Spencer Jr. et al., 1997), aliando, então, a confiança e a simplicidade típicas de sistemas passivos às características de versatilidade e adaptabilidade dos sistemas completamente ativos. Além disso, ao contrário dos dispositivos ativos, os semiativos 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.

O caráter de adaptabilidade desses últimos dispositivos torna-os muito eficientes na redução da resposta estrutural para uma vasta gama de condições de carregamentos (Carneiro, 2009). Por isso, estratégias de controle baseadas em dispositivos semiativos têm grandes chances de aceitação como meio viável de proteger estruturas civis contra eventos sísmicos e cargas de vento.

São vários os dispositivos semiativos existentes: amortecedores de orifício variável, dispositivos de controle com rigidez variável, amortecedores de atrito variável, amortecedores de massa sintonizados semiativos, amortecedores sintonizados com coluna de líquido ajustável e os amortecedores de fluidos controláveis (Valencia, 2011). Em espe-

cial, o amortecedor magnetorreológico (MR), classificado como um amortecedor de fluido controlável, vem se destacando entre as opções de amortecedores semiativos (Carneiro, 2009).

Trata-se de um dispositivo composto por um cilindro hidráulico, bobinas magnéticas e um fluido estimulável, cuja principal propriedade é sua habilidade para mudar de maneira reversível quando exposto a um campo magnético, de um estado líquido para o estado sólido em milissegundos (Valencia, 2011). Essas características tornam os amortecedores magnetorreológicos uma ferramenta bastante interessante para administrar forças de amortecimento.

Apesar de descobertos no final da década de 1940, o número de pesquisas envolvendo esses mecanismos é relativamente recente, devido em grande parte à dificuldade de modelar o comportamento altamente não linear e complexo dos amortecedores MR. Os avanços teóricos surgidos no final dos anos 1990, especificamente no ajuste do modelo matemático, têm contribuído para o progresso e estímulo de pesquisas nessa área.

Atualmente, os amortecedores MR já vêm sendo empregados em diversas aplicações práticas como em equipamentos de ginástica, máquinas de lavar, sistemas de suspensões e freios automotivos, próteses inteligentes e estruturas civis sujeitas à excitações sísmicas (Carneiro, 2009), (Lima, 2011), embora o número de pesquisas referentes ao controle de estruturas civis utilizando estes mecanismos ainda seja relativamente pequeno.

No Brasil, estudos focados no controle semiativo de estruturas civis mediante o emprego de amortecedores MR começaram a ser desenvolvidas recentemente, tendo como destaque esta linha de pesquisa do programa de Pós Graduação em Estruturas e Construção Civil da Universidade de Brasília.

No programa de Pós-Graduação em Modelagem Computacional da Universidade Federal de Juiz de Fora, o presente trabalho constitui a primeira dissertação de mestrado que aborda esse assunto.

Para utilizar os benefícios associados às características dos amortecedores MR, como a capacidade de adaptar suas propriedades, é necessário obter um modelo que reproduza de maneira fiel seu comportamento mecânico. Trata-se de uma tarefa desafiadora, pois esses amortecedores apresentam um comportamento de difícil modelagem. Serão apresentados neste trabalho os modelos para amortecedores MR de Bingham (Stanway et al., 1985), a extensão do modelo de Bingham (Gamota and Filisko, 1991), o modelo de Bouc-Wen

(Wen, 1976) e o modelo de Bouc-Wen modificado (Spencer Jr. et al., 1997).

Outro passo de grande importância é o emprego de uma estratégia de controle adequada, que considere a não linearidade dos dispositivos MR. Dentre as existentes, a estratégia *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.

Nesse contexto, apresenta-se neste trabalho a modelagem computacional de um sistema estrutural com o uso do controle semiativo do tipo amortecedor magnetorreológico.

O modelo estrutural, o modelo do amortecedor e a excitação imposta à estrutura empregados nesta dissertação foram os mesmos utilizados nos trabalhos de Carneiro (2009) e Valencia (2011). Pretende-se, assim, validar os resultados obtidos neste trabalho através da comparação com os resultados já publicados nos trabalhos supracitados, além de avaliar a eficiência de uma nova estratégia de controle.

A metodologia adotada consiste basicamente em avaliar o comportamento dos amortecedores MR em três situações distintas.

Primeiramente, os amortecedores MR funcionam como amortecedores passivos, por meio da aplicação de uma voltagem constante e, portanto, sem variações de suas propriedades amortecedoras.

Em seguida, foi utilizada a estratégia de controle semiativo *clipped optimal* baseado no regulador linear quadrático (LQR) para determinar a voltagem de comando dos amortecedores MR, que pode assumir o valor $0V$ ou voltagem máxima. Dessa forma, as forças geradas pelos amortecedores MR são controladas indiretamente, modificando-se a voltagem aplicada nos dispositivos.

Por fim, utiliza-se a estratégia de controle semiativo denominada *clipped optimal* modificada, que buscou otimizar a voltagem de comando, que pode assumir valores intermediários de voltagem entre $0V$ e voltagem máxima. Essa estratégia foi uma sugestão para trabalhos futuros proposta por Carneiro (2009) e Valencia (2011) e consiste na principal contribuição do presente trabalho.

Para efeitos comparativos, o modelo estrutural estudado também foi submetido ao controle puramente ativo, supondo-se atuadores mecânicos exercendo forças de controle diretamente na estrutura. Esta última estratégia permitiu confrontar os desempenhos do

amortecedor MR com um controlador ativo.

1.1 Objetivos

- Dar início aos estudos teóricos computacionais de amortecedores magnetorreológicos no seio do Programa de Pós-Graduação em Modelagem Computacional da Universidade Federal de Juiz de Fora.
- Avaliar o desempenho desses dispositivos através de simulações numéricas, comparando os resultados obtidos com outros extraídos da literatura ((Carneiro, 2009) e (Valencia, 2011)).
- Testar uma estratégia de controle que permite a inclusão de valores intermediários de voltagem, além dos valores já utilizados na estratégia *clipped optimal*, buscando melhorar o desempenho do controlador semiativo.

1.2 Escopo

A presente dissertação de mestrado está dividida em 7 capítulos, incluindo esta introdução que procura apresentar uma visão geral sobre o assunto controle semiativo de vibrações e amortecedores magnetorreológicos.

No capítulo 2 estão expostos alguns conceitos gerais sobre dinâmica das estruturas como as equações diferenciais que regem o comportamento dinâmico dos sistemas estruturais de um ou mais graus de liberdade, a discretização da estrutura em elementos de pórtico plano via Método dos Elementos Finitos e as equações de estado do sistema.

No terceiro capítulo são abordados os quatro tipos de controle de vibração: passivo, ativo, híbrido e semiativo, incluindo aplicações em estruturas civis reais.

No capítulo 4 estão apresentadas as principais características dos amortecedores magnetorreológicos e alguns modelos matemáticos comumente encontrados na literatura que descrevem numericamente o comportamento dos dispositivos utilizados neste trabalho.

O capítulo 5 apresenta a descrição do modelo numérico da estrutura usada como exemplo de aplicação do presente trabalho. Aborda ainda os conceitos básicos das estratégias de controle passivo, em que os amortecedores são submetidos a uma voltagem contínua

($0V$ e $2,5V$); e de controle semiativo utilizando o algoritmo *clipped optimal* e uma estratégia de controle que permite a inclusão de valores intermediários de voltagem, além dos valores já utilizados na estratégia *clipped optimal*.

No sexto capítulo são apresentados e analisados os resultados das simulações. Primeiramente são validados os modelos numéricos expostos no capítulo anterior através da comparação dos resultados obtidos com outros extraídos da literatura. Em seguida são avaliadas as eficiências dos controles estruturais passivo e semiativo por intermédio dos amortecedores MR.

E finalmente, o sétimo capítulo é composto pelas conclusões do trabalho e apresenta sugestões para pesquisas futuras.

2 DINÂMICA DE ESTRUTURAS

Para um melhor entendimento do uso do controle semiativo em estruturas, faz-se necessário, primeiramente, compreender alguns conceitos de sistemas estruturais dinâmicos. Por esse motivo, neste capítulo, será apresentada de forma simplificada, a modelagem matemática desses sistemas.

2.1 Sistemas Estruturais Dinâmicos

A palavra dinâmica pode ser definida de maneira simples como uma variação ao longo do tempo. Um sistema estrutural dinâmico é caracterizado pela estrutura e pelas forças dinâmicas que sobre ela atuam. Um vez solicitado, o sistema apresenta uma resposta descrita pelas acelerações, velocidades e deslocamentos dos seus pontos característicos, resposta esta que também varia com o tempo.

De uma forma geral, as propriedades físicas essenciais de um sistema estrutural sujeito a uma fonte externa de excitação ou carregamento dinâmico são: massa, propriedades elásticas e amortecimento ou perda de energia mecânica.

Em alguns problemas de engenharia, a modelagem do comportamento dinâmico de uma estrutura pode ser obtida através da análise do problema clássico de um grau de liberdade (1GL) generalizado, modelado por uma sistema massa-mola-amortecedor. Neste caso, assume-se que cada uma das referidas propriedades esteja concentrada em um único elemento físico, conforme representado na Figura (2.1).

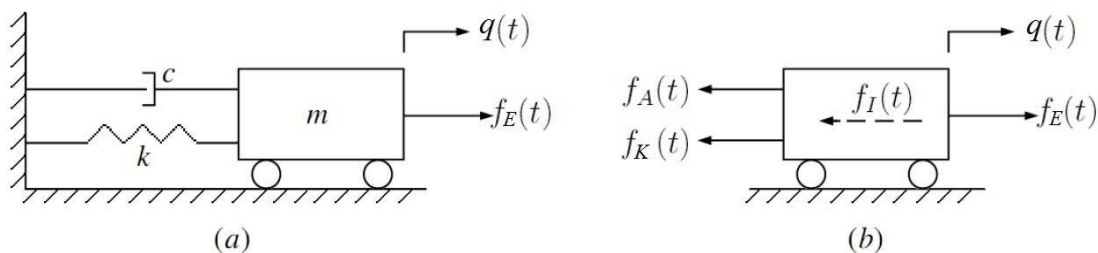


Figura 2.1: Sistema 1GL: (a) componentes básicos, (b) diagrama de corpo livre.

O modelo considera que toda a massa m do sistema esteja contida em um bloco rígido que pode realizar apenas o movimento de translação simples, logo, a coordenada de deslocamento $q(t)$ define completamente sua posição. A mola de rigidez k e peso desprezível fornece a resistência elástica ao deslocamento, enquanto o mecanismo de perda de energia é representado pelo amortecedor c . O carregamento dinâmico externo, variante no tempo, é representado por $f_E(t)$.

A equação de movimento de um sistema como o mostrado na Figura (2.1) é obtida diretamente a partir da expressão de equilíbrio de todas as forças atuantes no bloco:

$$f_I(t) + f_A(t) + f_K(t) = f_E(t), \quad (2.1)$$

sendo $f_I(t)$ a força inercial, $f_A(t)$ a força de amortecimento, $f_K(t)$ a força elástica e $f_E(t)$ a resultante das forças de excitação.

De acordo com o princípio de d'Alembert, a força inercial é obtida pelo produto da massa pela aceleração, expressa em função da segunda derivada temporal de $q(t)$:

$$f_I(t) = m\ddot{q}(t). \quad (2.2)$$

Assumindo um mecanismo de amortecimento viscoso, a força de amortecimento é dada pelo o produto da constante de amortecimento c pela velocidade, expressa em função da primeira derivada temporal de $q(t)$:

$$f_A(t) = c\dot{q}(t). \quad (2.3)$$

Finalmente, a força elástica é o produto da rigidez da mola pelo deslocamento:

$$f_K(t) = kq(t). \quad (2.4)$$

Substituindo as Equações (2.2), (2.3) e (2.4) na Equação (2.1), obtém-se a equação de movimento diferencial ordinária de segunda ordem para um sistema com um único grau de liberdade, dada por:

$$m\ddot{q}(t) + c\dot{q}(t) + kq(t) = f_E(t). \quad (2.5)$$

No caso de estruturas mais complexas, a aproximação por modelos de apenas 1GL limita o estudo de seus comportamentos dinâmicos, que precisam ser expressos por mais

de um GL. Assim, essas estruturas devem ser descritas por um modelo matemático com n graus de liberdade (n GLs), como por exemplo, o apresentado na Figura (2.1):

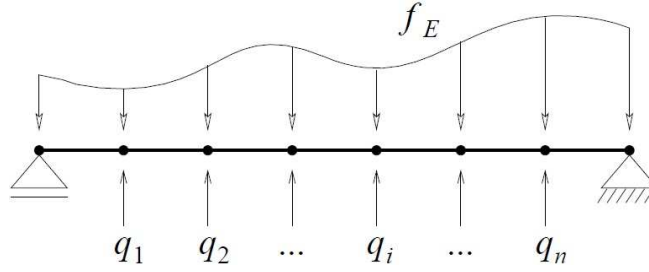


Figura 2.2: Exemplo de um Sistema n GLs.

Em um sistema com n GLs, tem-se um conjunto de n equações diferenciais que descrevem o comportamento dinâmico da estrutura em estudo. O sistema de equações diferenciais de movimento da estrutura são expressos pelo equilíbrio das forças atuantes em cada GL. De forma análoga àquela apresentada para um sistema de 1 GL, tem-se quatro tipos de forças atuando em cada i -ésimo GL da estrutura: o carregamento externo aplicado $f_{Ei}(t)$ e as forças de inércia f_{Ii} , de amortecimento f_{Ai} e elástica f_{Ei} . Assim, para cada grau de liberdade, as equações de equilíbrio se escrevem como:

$$\begin{aligned} f_{I1}(t) + f_{A1}(t) + f_{K1}(t) &= f_{E1}(t), \\ f_{I2}(t) + f_{A2}(t) + f_{K2}(t) &= f_{E2}(t), \\ &\vdots \\ f_{In}(t) + f_{An}(t) + f_{Kn}(t) &= f_{En}(t). \end{aligned} \tag{2.6}$$

Reescrevendo as Equações (2.6) na forma vetorial, tem-se a representação para sistemas com vários graus de liberdade:

$$\mathbf{f}_I(t) + \mathbf{f}_A(t) + \mathbf{f}_K(t) = \mathbf{f}_E(t). \tag{2.7}$$

Assumindo um comportamento linear para as estruturas e aplicando o princípio da superposição de efeitos, o vetor de força elástica pode ser escrito na forma:

$$\mathbf{f}_K(t) = \mathbf{K}\mathbf{q}(t), \tag{2.8}$$

sendo \mathbf{K} a matriz de rigidez composta pelos coeficientes de influência de rigidez do sistema e \mathbf{q} , o vetor de deslocamentos dos graus de liberdade da estrutura.

De maneira análoga, é possível escrever o vetor de forças de amortecimento:

$$\mathbf{f}_A(t) = \mathbf{C}\dot{\mathbf{q}}(t), \quad (2.9)$$

onde a matriz de coeficientes de amortecimento \mathbf{C} é denominada matriz de amortecimento do sistema e $\dot{\mathbf{q}}$ é o vetor de velocidades, e também o vetor de forças inerciais:

$$\mathbf{f}_I(t) = \mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}}(t), \quad (2.10)$$

onde a matriz de coeficientes de massa \mathbf{M} é denominada matriz de massa do sistema e $\ddot{\mathbf{q}}$ é o vetor de acelerações.

Substituindo as Equações (2.10), (2.9) e (2.8) na Equação (2.7), obtém-se as equações de movimento escritas na forma matricial, usualmente utilizada na dinâmica estrutural, conforme a Equação (2.11):

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}}(t) + \mathbf{C}\dot{\mathbf{q}}(t) + \mathbf{K}\mathbf{q}(t) = \mathbf{f}_E(t). \quad (2.11)$$

Assim, a Equação (2.11) expressa as n equações diferenciais de movimento que definem a resposta de um sistema com vários graus de liberdade e trata-se da generalização do modelo com 1GL, dado pela Equação (2.5).

Uma análise mais aprofundada pode ser encontrada nos textos sobre dinâmica das estruturas expostos em Clough and Penzien (1995).

2.2 Sistemas Estruturais Dinâmicos Controlados

Para obter redução nas amplitudes de vibrações em um sistema não controlado são necessárias alterações em uma ou mais propriedades estruturais (massa, rigidez ou amortecimento).

A alteração desses parâmetros nem sempre é viável, ou por questões técnicas, ou por questões práticas. Nesses casos, para obter redução na amplitude de resposta, deve-se optar por sistemas de controle auxiliares.

A equação diferencial que descreve a resposta do sistema estrutural controlado é obtida a partir da Equação (2.11) através da consideração de que as forças que agora atuam na

estrutura são $\mathbf{f}_E(t)$ e $\mathbf{f}_C(t)$, sendo $\mathbf{f}_C(t)$ a resultante das forças de controle. Obtém-se, então, a Equação (2.12):

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}}(t) + \mathbf{C}\dot{\mathbf{q}}(t) + \mathbf{K}\mathbf{q}(t) = \mathbf{f}_E(t) + \mathbf{f}_C(t). \quad (2.12)$$

2.3 Equações Diferenciais de Movimento para Estruturas Discretizadas em Elementos de Pórtico Plano via Método dos Elementos Finitos

A discretização de uma estrutura complexa em n GLs pode ser feita através do clássico Método dos Elementos Finitos (MEF) aplicado à Análise Estrutural. Por meio desse procedimento, uma estrutura complexa pode ser discretizada através da montagem de elementos estruturais finitos.

Tais elementos são tratados como contínuos e os deslocamentos em qualquer ponto no interior de um elemento são funções dos deslocamentos nodais dos extremos do mesmo. Na Figura (2.3) está representado um elemento de pórtico plano, que possui três graus de liberdade por nó: duas translações e uma rotação. Aplicando os fundamentos do MEF (Bathe, 1982) a problemas modelados por pórticos planos, chega-se à Equação (2.13).

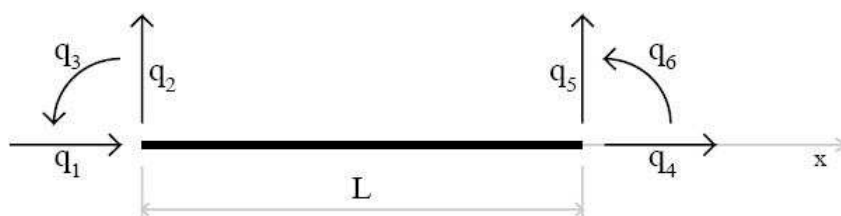


Figura 2.3: Elemento de Pórtico Plano.

$$\mathbf{M}^{\text{el}}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}^{\text{el}}\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{K}^{\text{el}}\mathbf{q} = \mathbf{f}_E^{\text{el}} + \mathbf{f}_C^{\text{el}}, \quad (2.13)$$

onde:

- \mathbf{M}^{el} é a Matriz de Massa do Elemento de Pórtico Plano no referencial local:

$$\mathbf{M}^{\text{el}} = \frac{mL}{420} \begin{bmatrix} 140 & 0 & 0 & 70 & 0 & 0 \\ 0 & 156 & 22L & 0 & 54 & -13L \\ 0 & 22L & 4L^2 & 0 & 13L & -3L^2 \\ 70 & 0 & 0 & 140 & 0 & 0 \\ 0 & 54 & 13L & 0 & 156 & -22L \\ 0 & -13L & -3L^2 & 0 & -22L & 4L^2 \end{bmatrix},$$

sendo:

- m a massa por metro linear do elemento; e
- L o comprimento do elemento.

- \mathbf{K}^{el} é a Matriz de Rigidez do Elemento de Pórtico Plano no referencial local:

$$\mathbf{K}^{\text{el}} = \begin{bmatrix} \frac{EA}{L} & 0 & 0 & -\frac{EA}{L} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{12EI}{L^3} & \frac{6EI}{L^2} & 0 & -\frac{12EI}{L^3} & \frac{6EI}{L^2} \\ 0 & \frac{6EI}{L^2} & \frac{4EI}{L} & 0 & -\frac{6EI}{L^2} & \frac{2EI}{L} \\ -\frac{EA}{L} & 0 & 0 & \frac{EA}{L} & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{12EI}{L^3} & -\frac{6EI}{L^2} & 0 & \frac{12EI}{L^3} & -\frac{6EI}{L^2} \\ 0 & \frac{6EI}{L^2} & \frac{2EI}{L} & 0 & -\frac{6EI}{L^2} & \frac{4EI}{L} \end{bmatrix},$$

sendo:

- E o módulo de elasticidade do material constitutivo do elemento;
 - A a área da seção transversal do elemento; e
 - I o momento de inércia da seção transversal do elemento.
- \mathbf{C}^{el} é a Matriz de Amortecimento do Elemento de Pórtico Plano no referencial local. Geralmente tomada como: $\mathbf{C}^{\text{el}} = \alpha \mathbf{M}^{\text{el}} + \beta \mathbf{K}^{\text{el}}$ (α e β sendo são números reais).
 - $\mathbf{f}_{\mathbf{E}}^{\text{el}}$ são as Forças Externas atuantes no elemento, em um referencial local, excetuando as forças de controle, associadas aos graus de liberdade $\mathbf{q}(t) = [q_1(t), q_2(t), q_3(t), q_4(t), q_5(t), q_6(t)]^T$.
 - $\mathbf{F}_{\mathbf{C}}^{\text{el}}$ são as Forças de Controle atuantes no elemento, em um referencial local, excetuando as forças de externas, associadas aos graus de liberdade $\mathbf{q}(t) = [q_1(t), q_2(t), q_3(t), q_4(t), q_5(t), q_6(t)]^T$.

As matrizes de Massa, Rigidez e Amortecimento de uma estrutura, discretizada em elementos finitos, são obtidas pelo somatório das contribuições de cada elemento, tomadas em um referencial global.

De forma simbólica:

$$\mathbf{M} = \sum_{i=1}^n (\mathbf{R}^{\text{el}})^t \mathbf{M}_i^{\text{el}} \mathbf{R}^{\text{el}}, \quad (2.14)$$

$$\mathbf{K} = \sum_{i=1}^n (\mathbf{R}^{\text{el}})^t \mathbf{K}_i^{\text{el}} \mathbf{R}^{\text{el}} \quad \text{e} \quad (2.15)$$

$$\mathbf{C} = \sum_{i=1}^n (\mathbf{R}^{\text{el}})^t \mathbf{C}_i^{\text{el}} \mathbf{R}^{\text{el}}, \quad (2.16)$$

sendo \mathbf{R}^{el} a matriz de rotação que, aplicada às matrizes \mathbf{M}^{el} , \mathbf{K}^{el} e \mathbf{C}^{el} , leva essas matrizes para o referencial global da estrutura.

Da mesma maneira, obtém-se os vetores contendo as forças de excitação e de controle da estrutura:

$$\mathbf{f}_{\mathbf{E}} = \sum_{i=1}^n (\mathbf{R}^{\text{el}})^t \mathbf{f}_{\mathbf{E}i}^{\text{el}} \quad \text{e} \quad (2.17)$$

$$\mathbf{f}_{\mathbf{C}} = \sum_{i=1}^n (\mathbf{R}^{\text{el}})^t \mathbf{f}_{\mathbf{C}i}^{\text{el}}. \quad (2.18)$$

2.4 Equações de Estado do Sistema

A fim de atender às exigências de desempenho dos sistemas de controle e ao aumento da complexidade dos sistemas, a teoria do controle moderno tem sido empregada (Ogata, 2003). Essa teoria é aplicada a sistemas de entradas e saídas múltiplas, que podem ser lineares ou não-lineares. É essencialmente uma abordagem no domínio do tempo, e tem como base o conceito de estado.

A seguir são definidos estado, variáveis de estado, vetor de estado e espaço de estados, segundo Ogata (2003):

- **Estado:** O estado de um sistema dinâmico é o menor conjunto de variáveis (chamadas de variáveis de estado), tais que o conhecimento dessas variáveis em $t = t_0$, juntamente com o conhecimento da entrada para $t \geq t_0$, determina completamente o comportamento do sistema para qualquer instante $t \geq t_0$.
- **Variáveis de Estado:** As variáveis de estado de um sistema dinâmico são aquelas que constituem o menor conjunto de variáveis capaz de determinar o estado desse sistema dinâmico. Se pelo menos n variáveis x_1, x_2, \dots, x_n são necessárias para descrever todo o comportamento de um sistema dinâmico (de tal modo que sendo dada a entrada para $t \geq t_0$ e especificado o estado inicial $t = t_0$, o estado futuro do sistema fique completamente determinado), então n variáveis formam um conjunto de variáveis de estado.
- **Vetor de Estados:** Se forem necessárias n variáveis de estado para descrever completamente o comportamento de um dado sistema, então essas n variáveis de estado poderão ser consideradas os n componentes de um vetor \mathbf{x} . Esse vetor é chamado de vetor de estado. Assim o vetor de estado é aquele que determina univocamente o estado do sistema $\mathbf{x}(t)$ para qualquer instante $t \geq t_0$, uma vez dado o estado em $t = t_0$ e especificada a entrada $u(t)$ para $t \geq t_0$.
- **Espaço de Estados:** O espaço n -dimensional, cujos eixos coordenados são formados pelos eixos de x_1, x_2, \dots, x_n onde são x_1, x_2, \dots, x_n as variáveis de estado, é chamado de espaço de estados. Qualquer estado pode ser representado por um ponto no espaço de estados.

Utilizando estes princípios, pode-se observar que as coordenadas $q_i(t)$ ($i = 1, 2, \dots, n$) que definem o vetor n -dimensional ($n \rightarrow$ número de graus de liberdade da estrutura) $\mathbf{q}(t)$, cuja ponta descreve uma trajetória denominada caminho dinâmico, não representam um sistema único, visto que um mesmo caminho dinâmico, considerando-se apenas deslocamentos generalizados, pode ser descrito de diversos modos. Torna-se necessária, então, a introdução de mais uma grandeza para bem definir o estado de um sistema. De forma clássica, as velocidades generalizadas ($\dot{\mathbf{q}}(t)$) são utilizadas para definir completamente o vetor de estado ($\mathbf{x}(t)$):

$$\mathbf{x}(t) = \begin{bmatrix} \mathbf{q}(t) \\ \dot{\mathbf{q}}(t) \end{bmatrix}. \quad (2.19)$$

Pode-se escrever, então:

$$\dot{\mathbf{x}}(t) = \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{q}}(t) \\ \ddot{\mathbf{q}}(t) \end{bmatrix}. \quad (2.20)$$

Observa-se que, para um vetor $\mathbf{q}(t)$ n -dimensional, tem-se um vetor de estado $\mathbf{x}(t)$ $2n$ -dimensional.

Feitas as necessárias considerações sobre o vetor de estado do sistema, chega-se à Equação (2.21), que é a equação de estado de um sistema linear invariante no tempo:

$$\dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{A}\mathbf{x}(t) + \mathbf{B}\mathbf{u}(t), \quad (2.21)$$

onde:

- $\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{I} \\ -\mathbf{M}^{-1}\mathbf{K} & -\mathbf{M}^{-1}\mathbf{C} \end{bmatrix}$, com dimensão $(2n, 2n)$;
- $\mathbf{B} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{M}^{-1} \end{bmatrix}$, com dimensão $(2n, n)$;
- $\mathbf{u}(t) = \mathbf{f}_E(t) + \mathbf{f}_C(t)$, é o vetor de forças atuantes no sistema estrutural, com dimensão n ;
- $\mathbf{I} \rightarrow$ é uma matriz identidade n -dimensional; e
- $\mathbf{0} \rightarrow$ é uma matriz de zeros n -dimensional.

3 TIPOS DE CONTROLES DE VIBRAÇÕES

Nas últimas décadas, muitas pesquisas têm sido desenvolvidas com o objetivo de reduzir amplitudes de vibrações de estruturas submetidas a carregamentos dinâmicos através do uso de sistemas de controle. Tratam-se de dispositivos que variam desde totalmente passivos até puramente ativos que são testados e instalados em estruturas civis. Neste capítulo, são apresentados e analisados os sistemas de controle passivo, ativo, híbrido e semiativo atualmente disponíveis, além de discutidas as principais características de cada um desses tipos de controle, suas vantagens, desvantagens e aplicações práticas.

3.1 Controle Passivo

Sistemas de controle passivo são constituídos basicamente por 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 and Dargush, 1997).

Nesse caso, a magnitude das forças dissipativas depende diretamente das amplitudes de resposta da estrutura e não são aplicadas por meio de atuadores, mas de sistemas auxiliares de amortecimento. O desempenho desses sistemas está diretamente ligado à calibração prévia entre os mesmos e a estrutura (relação entre massas, frequências naturais, etc).

São vários os tipos de sistemas de controle passivo utilizados para atenuar vibrações. Podemos citar como exemplos o isolamento de base, os amortecedores de massas sintonizadas (AMS), amortecedores de colunas líquidas sintonizadas, amortecedores metálicos, amortecedores de atrito e os amortecedores viscoelásticos (Felippe Filho., 2012).

Atualmente, os sistemas passivos contam com uma série de implementações práticas, principalmente nos Estados Unidos e no Japão. No Brasil, em 2004 foram instalados Múltiplos Atenuadores Dinâmicos Sincronizados (MADS's) na Ponte Rio-Niterói para controlar as amplitudes de oscilações induzidas pelo vento, que chegaram a 60 cm. Esses

atenuadores são constituídos por caixas de aço com 2 t, penduradas em seis molas em espiral, com capacidade de se alongarem até 3,5 m. O esquema é apresentado na Figura (3.1). Os MADS's vem apresentando um bom desempenho com redução das amplitudes de deslocamento vertical no meio do vão central da ponte, onde foram instalados, em torno de 75% (Battista and Pfeil, 2005).



Figura 3.1: Sistema de Controle Passivo da Ponte Rio-Niterói.

Os sistemas de controle passivo possuem um bom desempenho em um estado normal de utilização e serviço, porém, são incapazes de se adaptar a perturbações inesperadas do sistema dinâmico que possam surgir, o que pode resultar em uma perda de eficiência. Nestes casos, têm-se como alternativas os controle ativos, híbridos ou semiativos.

3.2 Controle Ativo

Os sistemas de controle ativo são, geralmente, mais eficientes que os sistemas puramente passivos. Nesses tipos de sistemas, as forças de controle são introduzidas por meio de atuadores tais como macaco hidráulico, motor elétrico, etc., que necessitam ser alimentados por uma fonte de energia externa.

Existem dois tipos de controle ativo: em malha aberta e em malha fechada.

Nos sistemas de controle em malha aberta, as forças de controle não são funções diretas das amplitudes de resposta, conforme Figura (3.2), pois dependem apenas do tempo e de

um sinal de referência $r(t)$ pré-programado. Portanto, não permitem correção das forças de controle se o sistema estrutural e/ou carregamento dinâmico forem alterados. As forças de controle são determinadas previamente em função das características dinâmicas das estruturas, da força de excitação e do estado inicial do sistema. Por esses motivos, o controle em malha aberta apresenta bons resultados apenas em sistemas estruturais cujas forças de excitação tenham um comportamento conhecido e bem definido.

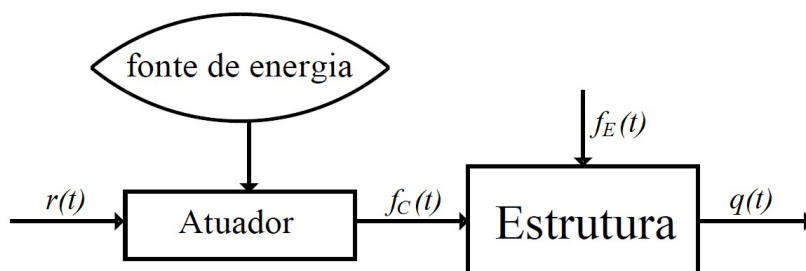


Figura 3.2: Esquema de Controle Ativo de Malha Aberta adaptado de Barbosa (1996).

Os sistemas de controle em malha fechada geralmente permitem alcançar uma melhor eficiência. Isto deve-se ao fato de que, neste tipo de sistema, as forças de controle dependem diretamente das amplitudes de resposta do sistema estrutural e podem ser calibradas automaticamente, o que resulta em um maior grau de adaptabilidade.

Este tipo de controle é composto por:

- **sensores:** que registram informações como deslocamentos, velocidades e/ou acelerações de determinados pontos da estrutura;
- **controladores:** que recebem as informações dos sensores e realizam o cálculo das forças de controle; e
- **atuadores:** que aplicam as forças de controle.

As forças de controle são função da diferença entre um sinal de referência $r(t)$, resposta desejada, e a resposta real sensorizada $q(t)$, ou seja: $f_c(t) = f_c[r(t) - q(t)]$, conforme representado na Figura (3.3).

São capazes, portanto, de aplicar na estrutura apenas as forças necessárias para manter níveis aceitáveis de deslocamentos, velocidades e acelerações, pois o sensoriamento da

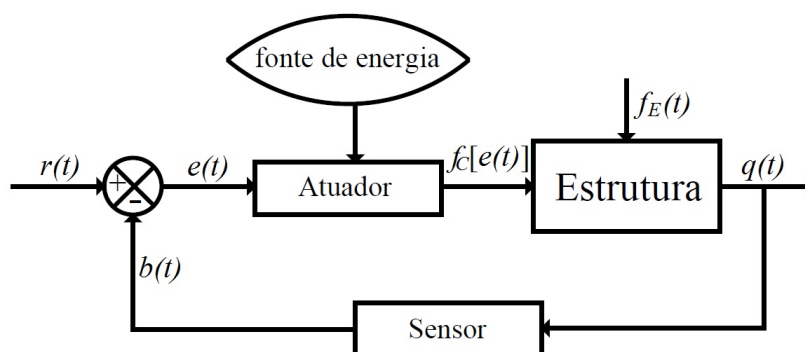


Figura 3.3: Esquema de Controle Ativo de Malha Fechada adaptado de Barbosa (1996).

estrutura permite a reanálise da medida de erro dada por $e(t) = r(t) - b(t)$, sendo $b(t)$ o sinal sensoriado da estrutura, a cada instante de tempo.

Existem vários mecanismos de controle ativo, como por exemplo: amortecedores de massa ativos, cabos tensionados, contraventamento ativo, sistemas de rigidez variável e geradores de pulso (Soong, 1990).

O edifício Kyobashi Seiwa, localizado em Tóquio, Japão, foi o primeiro caso de implementação da tecnologia de controle ativo em escala real. O sistema de controle é constituído por dois amortecedores de massa ativos (AMA): o principal é utilizado para atenuar o movimento transversal e pesa 4 tf , enquanto o secundário é empregado para reduzir o movimento de torção e pesa 1 tf . O papel do sistema ativo é reduzir a vibração do edifício sob a ação de ventos fortes e excitações sísmicas moderadas e, conseqüentemente, aumentar o conforto dos usuários da edificação (Spencer Jr. and Soong, 1999). Uma ilustração do edifício e do seu sistema de controle é apresentada na Figura (3.4):

Entretanto, esses sistemas, em caso de retardo na aplicação das forças de controle, podem perder sua eficácia no que se refere à redução das amplitudes de vibrações, ou até mesmo se transformarem em excitadores da estrutura (Nagahama et al., 2012). Além disso, a elevada quantidade de energia indispensável ao funcionamento dos atuadores pode torná-los sistemas caros e complexos de serem instalados (Mulligan, 2007), e na ocorrência de falha geral de energia, fato que geralmente ocorre na ocorrência de eventos sísmicos severos, esse sistema de controle torna-se inativo (Pestana, 2012).

Como alternativa, e mantendo os padrões de eficácia, apresentam-se como opções os controles híbrido e semiativo, que aliam essa eficiência à confiabilidade dos sistemas

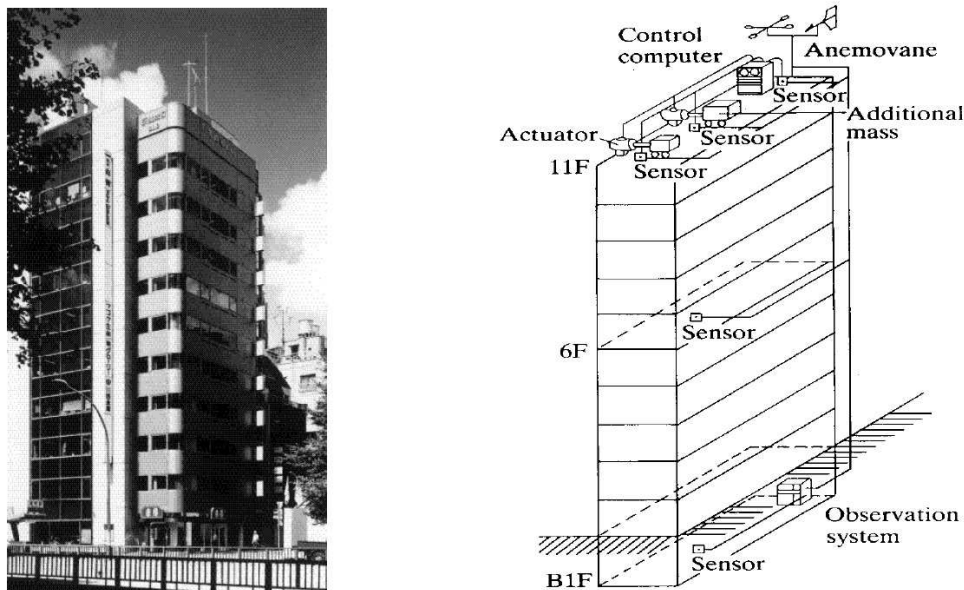


Figura 3.4: Edifício Kyobashi Seiwa e AMA - Figura extraída de Spencer Jr. and Soong (1999).

passivos.

3.3 Controle Híbrido

Os sistemas de controle híbrido combinam uma parcela ativa e uma passiva, pois possuem simultaneamente dissipadores de energia e atuadores. Procura-se, então, aproveitar as vantagens associadas a cada um deles quando operam separadamente e suprimir as suas limitações e restrições. A parcela ativa entra em funcionamento somente quando a resposta da estrutura excede a capacidade de dissipação de energia da parcela passiva (Spencer Jr. and Soong, 1997). Como parte da redução das vibrações é realizada pelo sistema passivo, o esforço do controle ativo é menor, o que resulta em uma menor demanda de energia para seu funcionamento (Spencer Jr. and Soong, 1999).

O sistema de controle híbrido mais comumente utilizado em grande escala na engenharia civil é o amortecedor de massa híbrido (AMH), que consiste em uma combinação de um amortecedor de massa sintonizado (AMS) e um atuador de controle ativo. Um exemplo de aplicação desse amortecedor é o sistema AMH instalado no edifício Sendagaya INTES

em Tóquio, 1991. Como mostrado na Figura (3.5), o AMH foi instalado no topo do 11º andar e consiste em duas massas para controlar movimentos transversais e de torção da estrutura, enquanto atuadores hidráulicos fornecem os recursos de controle ativo. A estrutura já foi exposta a fortes ventos e terremotos e o sistema de controle híbrido vem apresentando bom desempenho (Spencer Jr. and Soong, 1999).



Figura 3.5: Edifício Sendagaya INTES e AMH - Figura extraída de Spencer Jr. and Soong (1999).

Outro tipo de controle estrutural que pode ser alternativamente utilizado a fim de obter economia de recursos é o semiativo. Em comum, os sistemas híbridos e semiativo têm como benefício oferecer algum grau de proteção ainda que ocorra uma falta de energia, graças aos componentes passivos dos controles, ao contrário dos sistemas puramente ativos.

3.4 Controle Semiativo

O controle semiativo é uma solução alternativa aos sistemas passivo e ativo, e tem recebido muita atenção nos últimos anos por oferecer a adaptabilidade do controle ativo sem demandar grandes fontes de suprimento de energia (Dyke, 1996), sendo esta sua principal característica.

Os dispositivos semiativos não são capazes de adicionar energia mecânica ao sistema

controlado. As forças de controle são calculadas com base em medidas de amplitudes de respostas da estrutura, que necessita ser sensoriada. Porém, essas forças de controle não são aplicadas por atuadores, como no caso ativo, mas através da modificação, em tempo real e de acordo com uma regra pré-selecionada de decisão, das características mecânicas desses dispositivos (ASCE, 2000). As propriedades de amortecimento e rigidez dos sistemas semiativos, podem, então, ser variadas dinamicamente, gerando de maneira indireta as forças de controle, a fim de reduzir de maneira ótima as respostas do sistema estrutural. Por esse motivo, o controle semiativo, diferentemente do controle ativo, não tem potencial para desestabilizar uma estrutura (Dyke, 1996).

Os sistemas semiativos podem ser vistos como dispositivos passivos controláveis, pois, apesar de poderem modificar suas propriedades de amortecimento e/ou rigidez, os dispositivos semiativos agem passivamente na estrutura (Carneiro, 2009).

Por não necessitarem de uma grande quantidade de energia para funcionar, vários dispositivos semiativos podem operar com bateria, o que é primordial durante eventos sísmicos em que a principal fonte de energia da estrutura pode falhar (Dyke, 1996).

Assim, esse tipo de controle combina a confiabilidade dos sistemas passivos e a capacidade de adaptação dos sistemas ativos, sem exigir grande quantidade de energia, o que o torna solução bastante atraente para o controle de vibrações em engenharia civil.

Estudos indicam que sistemas semiativos corretamente implementados apresentam um desempenho significativamente melhor do que o dos dispositivos passivos e têm o potencial para atingir, ou mesmo ultrapassar, o desempenho de sistemas ativos, permitindo assim a redução da resposta estrutural para uma ampla gama de carregamentos dinâmicos (Dyke, 1996).

A primeira aplicação em escala real do controle semiativo em uma estrutura civil ocorreu em 1990, no Edifício Kajima Research Institute em Tóquio, Japão (Ikeda, 2004), Figura (3.6). Posteriormente, outras aplicações foram realizadas como, por exemplo, o experimento realizado na ponte Walnut Creek, Autoestrada I-35, Oklahoma, Estados Unidos, 1994, Figura (3.7); no Edifício Kajima Shizuoka, Shizuoka, Japão, 1998, Figura (3.8); e no edifício Nihon-Kagaku-Miraikan, Museu Nacional de Ciências Emergentes e Inovações em Tóquio, Japão, 2001, Figura (3.9) (Carneiro, 2009). Ikeda (Ikeda, 2004) apresenta uma tabela com aplicações práticas de controle semiativo de estruturas no Japão.

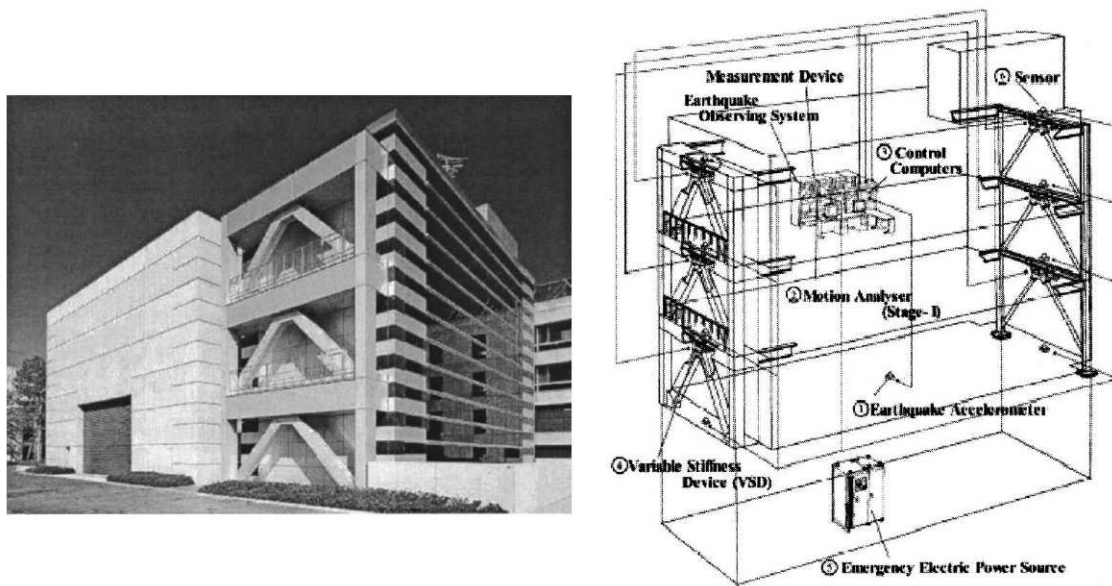


Figura 3.6: Edifício Kajima Research Institute - Figura extraída de Spencer Jr. and Nagarajaiah (2003).



Figura 3.7: Ponte Walnut Creek - Figura extraída de Soong and Spencer Jr. (2002).

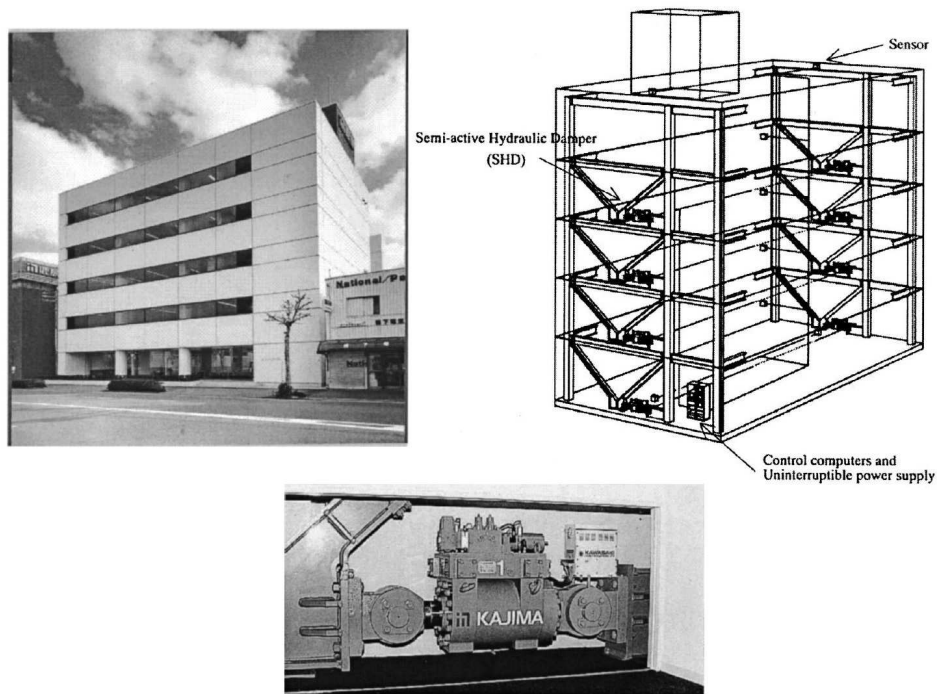


Figura 3.8: Edifício Kajima Shizuoka - Figura extraída de Spencer Jr. and Nagarajaiah (2003).

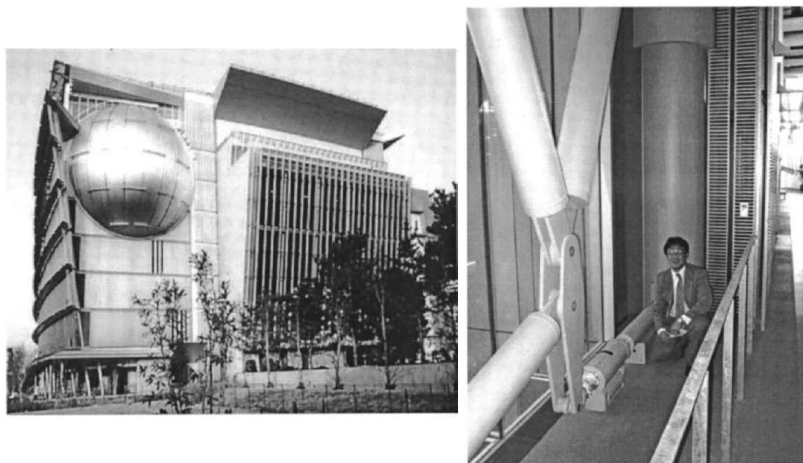


Figura 3.9: Museu Nacional de Ciências Emergentes e Inovações em Tóquio - Figura extraída de Spencer Jr. and Nagarajaiah (2003).

São vários os dispositivos semiativos encontrados na literatura. Os mais comuns são: amortecedores de orifício variável, dispositivos de controle com rigidez variável, amortecedores de atrito variável, amortecedores de massa sintonizados semiativos, amortecedores sintonizados com coluna de líquido ajustável e amortecedores de fluidos controláveis.

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: os fluidos eletrorreológicos (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. 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 (Carneiro, 2009).

Os amortecedores eletrorreológicos, no entanto, apresentam relativa baixa resistência, sensibilidade à variação de temperatura e à presença de contaminantes e necessidade de alta voltagem para seu funcionamento, que impedem a sua comercialização generalizada (Carneiro, 2009). Já os dispositivos magnetorreológicos não apresentam tais empecilhos e constituem um dos mais promissores tipos de amortecedores semiativos para aplicação em estruturas civis em escala real segundo Spencer e Sain (Spencer Jr. and Sain, 1997). Por serem objetos de estudo do presente trabalho, serão estudados de maneira mais detalhada no próximo capítulo.

4 AMORTECEDORES MAGNETORREOLÓGICOS (MR)

A descoberta e os desenvolvimentos iniciais dos fluidos e dos amortecedores magnetorreológicos são da autoria de Rabinow (1948), no final da década de 1940. Esses fluidos possuem como principal particularidade a sua habilidade para mudar de maneira reversível, de um estado líquido linear viscoso de livre fluxo para um estado semi-sólido, em milisegundos, quando expostos a um campo magnético. São compostos por partículas micrométricas magneticamente polarizáveis dispersas em um meio oleoso. Quando um campo magnético é aplicado no fluido, formam-se cadeias de partículas orientadas paralelamente pelo campo, como apresentado na Figura (4.1). Uma vez constituídas as cadeias, o movimento do líquido é restringido, aumentando assim a resistência ao fluxo. A taxa de mudança está diretamente relacionada à magnitude do campo. Retirado o campo magnético, o fluido retorna às suas propriedades originais.

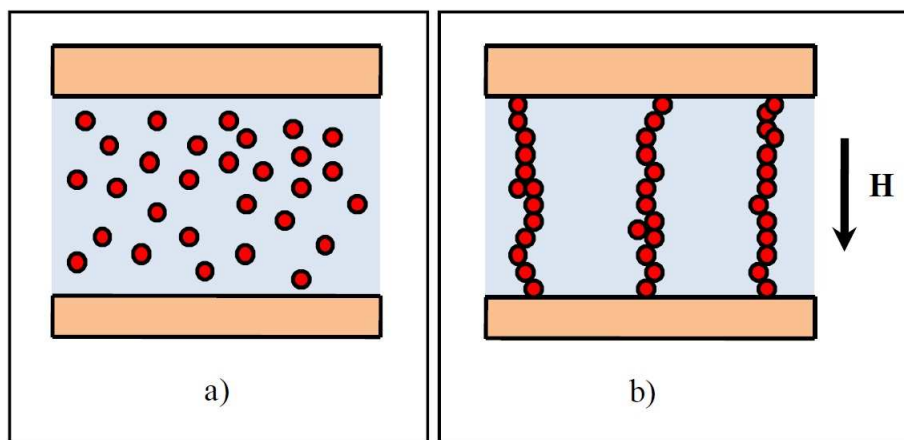


Figura 4.1: Fluido MR: (a) sem presença de campo magnético; e (b) sob influência de um campo magnético H - Figura extraída de Valencia (2011).

Geralmente, os amortecedores MR são constituídos por 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.

As principais características dos amortecedores MR segundo Valencia (2011) estão listadas a seguir:

- geralmente são operados com pequenas fontes de energia;
- possuem altos níveis de tensão de escoamento;
- apresentam desempenho estável em um amplo intervalo de temperatura, pois os fluidos MR operam adequadamente em temperaturas que oscilam de -40 a 150°C ;
- podem exercer forças de controle altas;
- são dispositivos simples que não apresentam partículas móveis além do pistão, o que os tornam mais seguros e de fácil manutenção;
- o tempo de resposta é de poucos milissegundos; e
- não são sensíveis a impurezas químicas comuns no processo de fabricação e/ou no uso regular dos aparelhos.

Essas propriedades fazem dos amortecedores MR uma ferramenta ideal para o controle de sistemas estruturais, pois com eles é possível administrar forças de amortecimento de forma simples, rápida e segura, a um custo relativamente baixo. Sua capacidade de adaptação é ideal para o projeto de sistemas de controle semiativo, pois, 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.

A primeira aplicação em escala real de um dispositivo MR em um edifício ocorreu em 2001, no edifício Nihon-Kagaku-Miraikan, Museu Nacional de Ciências Emergentes e Inovações em Tóquio, Japão, já apresentado na Figura (3.9). Outra aplicação de destaque de dispositivos MR ocorreu no sistema de amortecimento da ponte estaiada de Dongting Lake na China (Chen et al., 2003).

A modelagem adequada desses dispositivos é parte importante deste trabalho. Por isso, na próxima seção serão apresentados alguns modelos que buscam descrever seu funcionamento.

4.1 Modelos dos Amortecedores MR

Para desenvolver algoritmos de controle que consigam obter máximo proveito das características únicas dos amortecedores MR, dentre elas a capacidade de adaptar suas propriedades, é necessário obter um modelo matemático que reproduza seu comportamento adequadamente. Essa é uma tarefa desafiadora, pois os amortecedores MR apresentam um comportamento tipicamente não-linear, histerético e de difícil modelagem.

Spencer Jr. et al. (1997) 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; uma extensão ao modelo de Bingham; o modelo de Bouc-Wen e propuseram o modelo Bouc-Wen modificado.

Com o objetivo de descrever o comportamento do amortecedor MR, Spencer Jr. et al. (1997) 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.

O amortecedor foi submetido a uma carga senoidal aplicada com frequência de 2,5Hz e amplitude de 1,5cm para quatro níveis de voltagem constante: 0V; 0,75V; 1,5V e 2,25V. As respostas obtidas estão exibidas na Figura 4.2. 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 \times deslocamento apresentada na Figura (4.2b) é aproximadamente elíptica, enquanto a relação força velocidade apresentada na Figura (4.2c) é praticamente linear. Porém, à medida que a voltagem aumenta, o amortecedor MR apresenta o comportamento de um material plástico em paralelo com um amortecedor viscoso, isto é, um comportamento plástico de Bingham (Shames and Cozzarelli, 1992).

A partir da Figura (4.2), observa-se que a força produzida pelo amortecedor não está centrada em zero. Este efeito ocorre devido à presença de um acumulador no amortecedor MR. Esse acumulador ajuda a prevenir a cavitação no líquido durante uma operação

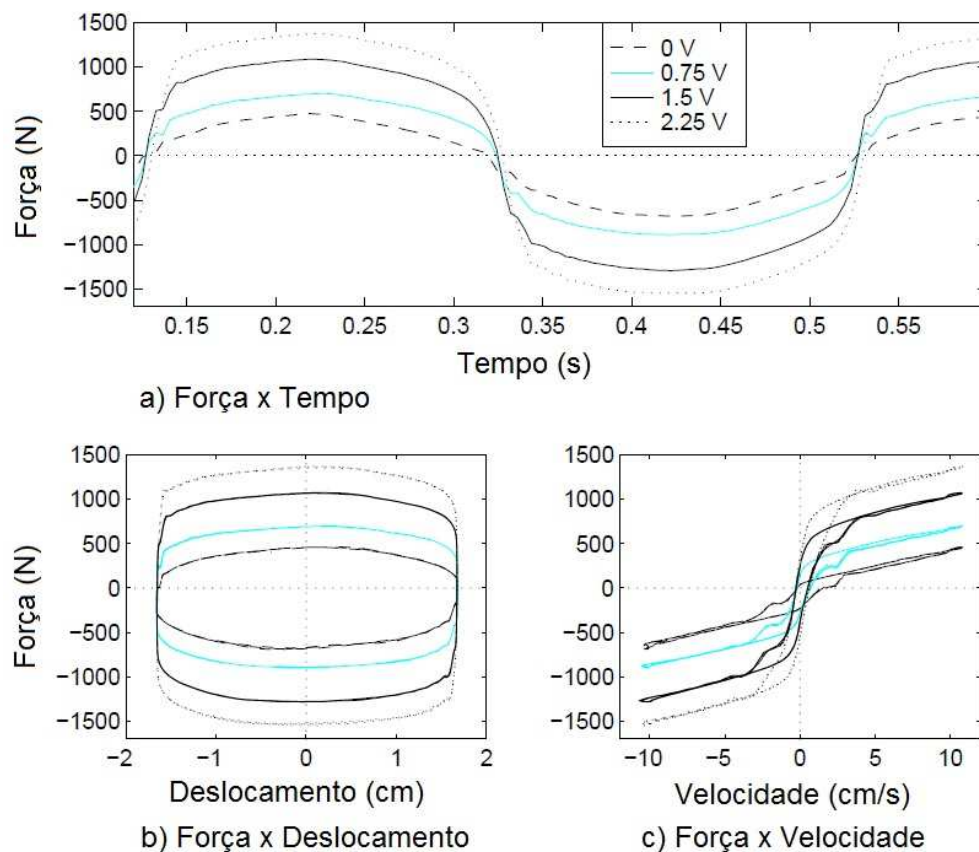


Figura 4.2: Resultados experimentais obtidos por Spencer Jr. et al. (1997).

normal e a calcular o volume de fluido deslocado pela haste de êmbolo, bem como a expansão térmica do fluido. De uma perspectiva fenomenológica, o acumulador atua como uma mola no amortecedor. Para obter um modelo eficaz do amortecedor MR, a rigidez associada ao acumulador deve ser levada em conta.

Os resultados experimentais apontaram ainda uma característica especialmente interessante no diagrama de força \times velocidade mostrado na Figura (4.2c). Observando, por exemplo, o ramo superior da curva força \times 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 assumam valores negativos, a relação força \times 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 \times velocidade nos trechos de baixa velocidade é denominado *roll-off* na literatura internacional. Tal característica é muito difícil de ser reproduzida por modelos numéricos.

O primeiro modelo testado por Spencer Jr. et al. (1997) 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 eletorreológicos. Consiste em um elemento de fricção de Coulomb posicionado em paralelo a um amortecedor viscoso como mostra a Figura (4.3), onde c_0 é o coeficiente de amortecimento, x_d o deslocamento do amortecedor, f_0 é a força que representa a presença do acumulador e f é a força gerada pelo sistema. A comparação entre os resultados numéricos e experimentais apresentada na Figura (4.4) evidenciou que apesar de o modelo ter representado bem a resposta força \times deslocamento, o comportamento força \times velocidade não foi reproduzido satisfatoriamente. O modelo foi incapaz de reproduzir o *roll-off* na curva de força \times velocidade observado nos resultados experimentais.

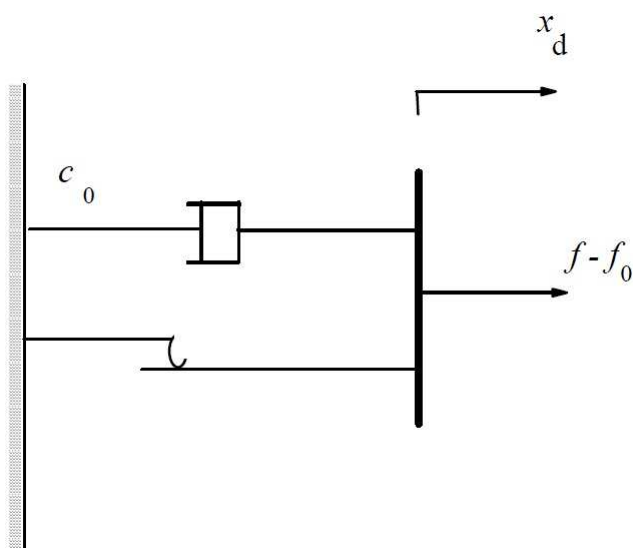


Figura 4.3: Modelo de Bingham - Adaptado de Spencer Jr. et al. (1997).

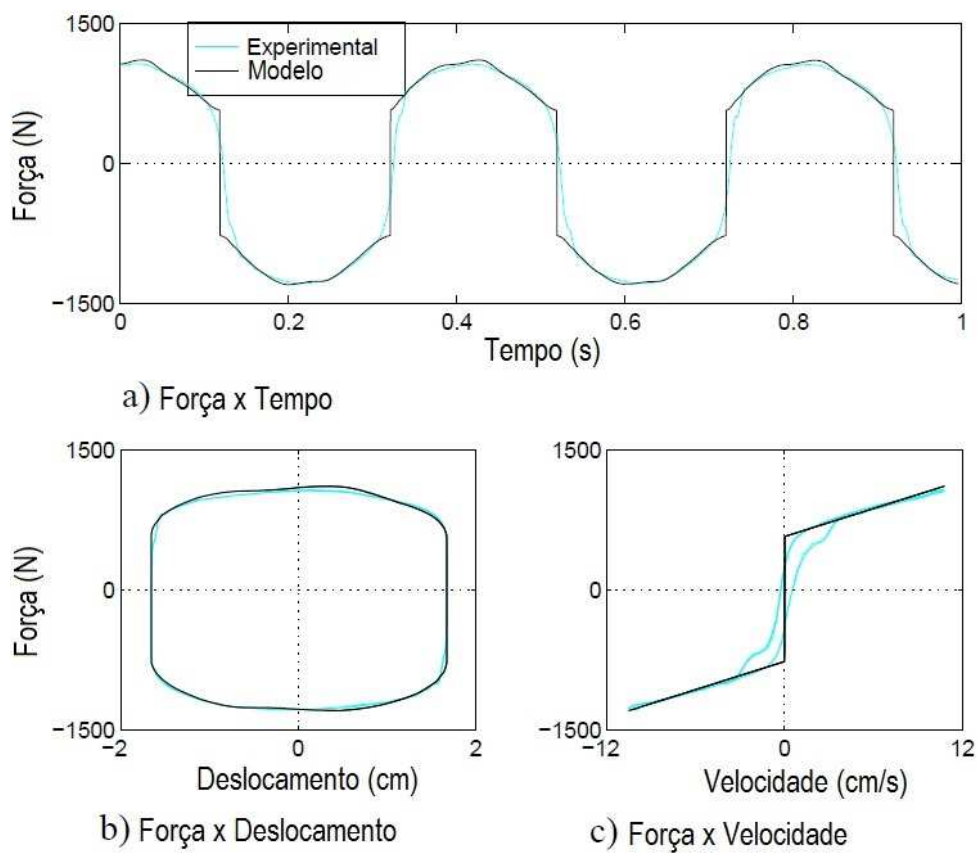


Figura 4.4: Comparação entre os resultados experimentais e numéricos (Modelo de Bingham) obtidos por Spencer Jr. et al. (1997)

Uma segunda tentativa foi realizada empregando a extensão do modelo de Bingham proposta por Gamota and Filisko (1991) também para a descrição de materiais eletrorreológicos. O segundo modelo é formado pelo modelo de Bingham ligado em série a duas molas e um amortecedor viscoso como mostra a Figura (4.5), onde c_0 é o coeficiente de amortecimento associado ao modelo de Bingham, k_1 , k_2 e c_1 são os parâmetros associados ao modelo sólido linear, x_{d1} , x_{d2} e x_{d3} são os deslocamentos do amortecedor, f_0 é a força que representa a presença do acumulador e f é a força gerada pelo sistema. A nova comparação com os resultados experimentais permitiu verificar que o modelo é capaz de reproduzir bem o diagrama força \times deslocamento e atingir uma maior aproximação da curva força \times velocidade, conforme apresentado na Figura (4.6). No entanto, as equações que governam este modelo são de tratamento numérico bastante complexo.

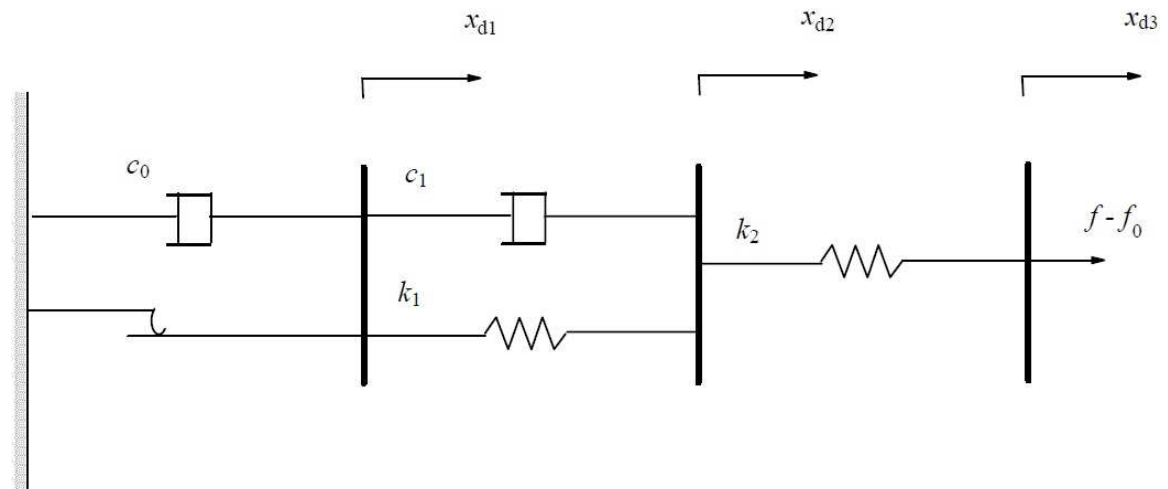


Figura 4.5: Extensão do Modelo de Bingham - Adaptado de Spencer Jr. et al. (1997).

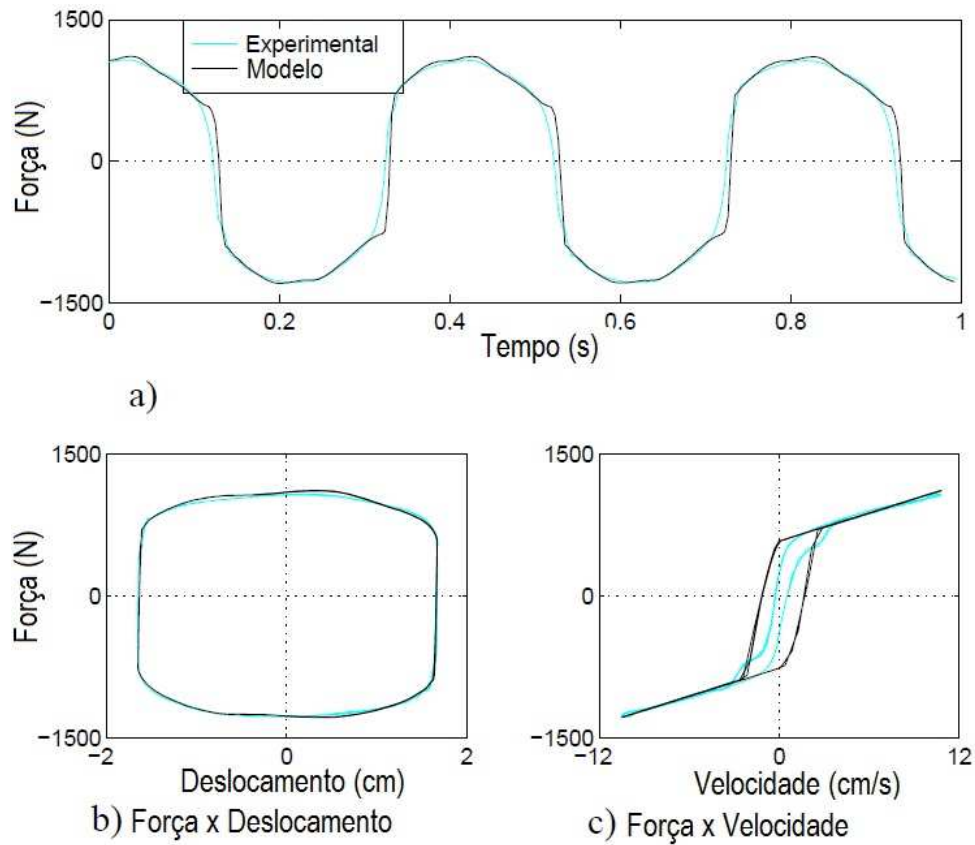


Figura 4.6: Comparação entre os resultados experimentais e numéricos (Extensão do Modelo de Bingham) obtidos por Spencer Jr. et al. (1997).

Em seguida foi analisado o modelo de Bouc-Wen proposto por Wen (1976) exibido na Figura (4.7), onde c_0 é o coeficiente de amortecimento, k_0 é o parâmetro de rigidez da mola, x_d é o deslocamento do amortecedor e f é a força gerada pelo sistema. A força f_0 utilizada nos modelos anteriores, está diretamente incorporada ao modelo como um deslocamento inicial da mola do sistema. 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 \times velocidade, no entanto, não reproduziu o comportamento observado na região em que a aceleração e a velocidade têm sinais opostos e a magnitude da velocidade é pequena, conforme apresentado na Figura (4.8).

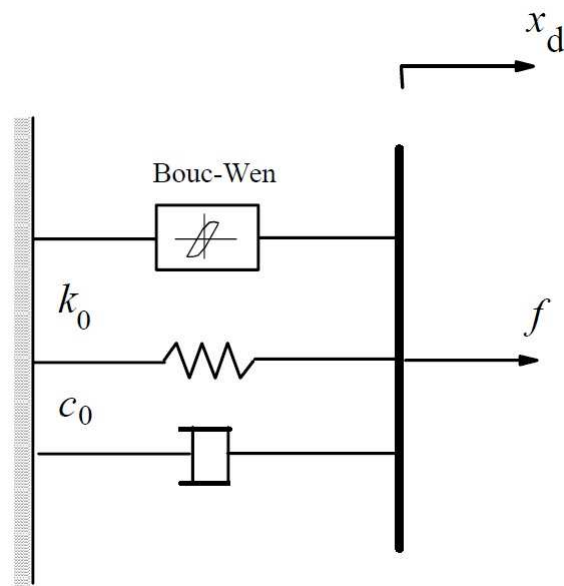


Figura 4.7: Modelo de Bouc-Wen - Adaptado de Spencer Jr. et al. (1997).

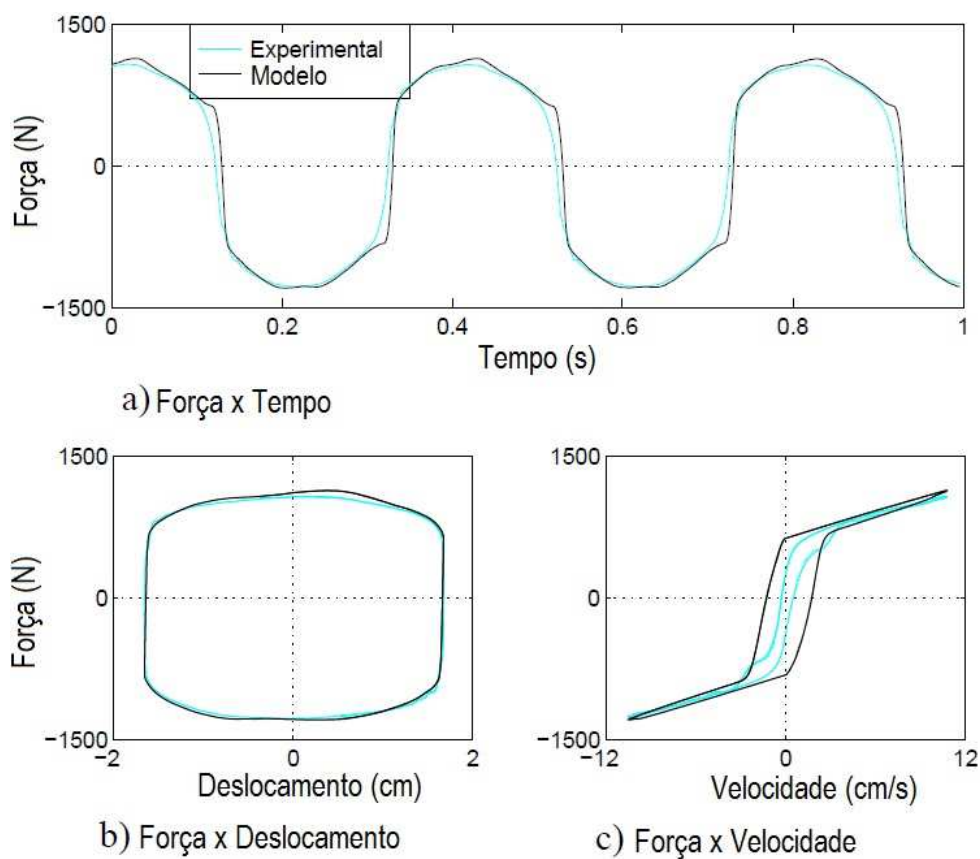


Figura 4.8: Comparação entre os resultados experimentais e numéricos (Modelo de Bouc-Wen) obtidos por Spencer Jr. et al. (1997).

Na tentativa de melhorar a simulação de tal comportamento, Spencer Jr. et al. (1997) 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 (4.9).

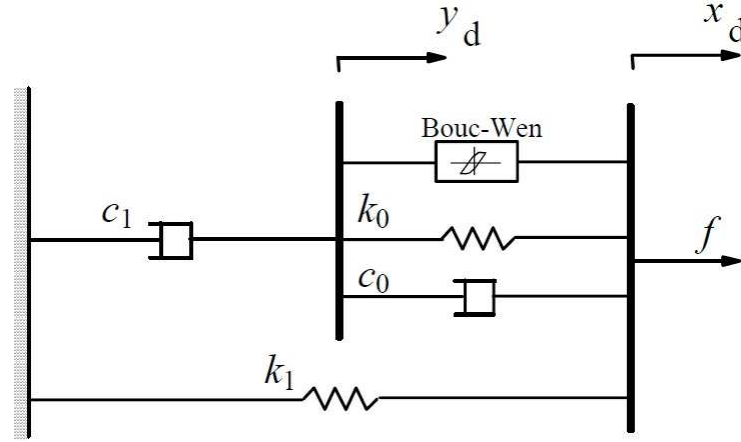


Figura 4.9: Modelo de Bouc-Wen modificado - Adaptado de Spencer Jr. et al. (1997).

O modelo de Bouc-Wen modificado é governado pela Equação (4.1):

$$f = \alpha\zeta + c_0(\dot{x}_d - \dot{y}_d) + k_0(x_d - y_d) + k_1(x_d - x_0), \quad (4.1)$$

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 a grandes velocidades, k_1 é a rigidez do acumulador, x_d e y_d são os deslocamentos do amortecedor, x_0 é o deslocamento inicial da mola com rigidez k_1 associado à presença do acumulador, e ζ é uma variável auxiliar governada pela Equação (4.2):

$$\dot{\zeta} = -\gamma|\dot{x}_d - \dot{y}_d|\zeta|\zeta|^{n-1} - \beta(\dot{x}_d - \dot{y}_d)|\zeta|^n + A(\dot{x}_d - \dot{y}_d), \quad (4.2)$$

na qual a velocidade \dot{y}_d é dada pela Equação (4.3):

$$\dot{y}_d = \frac{1}{c_0 + c_1}[\alpha\zeta + c_0\dot{x}_d + k_0(x_d - y_d)] \quad (4.3)$$

sendo c_1 o amortecimento viscoso observado em baixas velocidades, incluído no modelo para produzir o efeito *roll-off*, α uma variável auxiliar e n , γ , β e A , constantes.

Uma nova comparação entre os resultados experimentais e numéricos do modelo Bouc-Wen modificado, 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 (4.10), apresentando um melhor desempenho em relação aos demais.

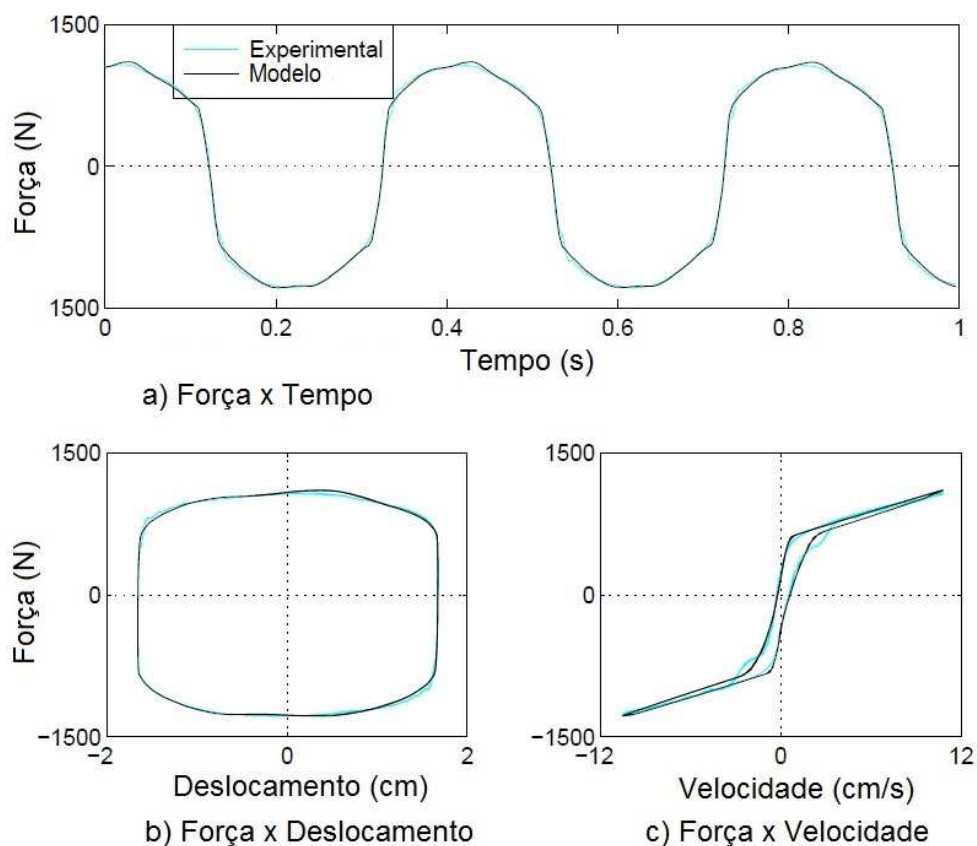


Figura 4.10: Comparação entre os resultados experimentais e numéricos (Modelo Bouc-Wen modificado) obtidos por Spencer Jr. et al. (1997).

4.2 Estratégias de Controle Semiativo

Sabe-se que as forças de controle dos amortecedores magnetorreológicos não são controladas de maneira direta. Para induzir esses dispositivos a desenvolver forças de controle próximas às forças ótimas, visando a redução de vibrações da estrutura, é necessário

adotar estratégias adequadas de seleção de voltagem do controle. O controle semiativo realizado pelo emprego de amortecedores MR é um problema essencialmente não-linear devido às propriedades não-lineares desse tipo de dispositivo discutidas neste capítulo. Por esse motivo, o projeto desse tipo de controle requer a adoção de uma estratégia de seleção do sinal de comando adequada à não-linearidade do amortecedor.

Podemos citar como estratégias de controle não-lineares algoritmos do tipo: controle *bang-bang*, controle *clipped optimal*, controle *bi-state*, métodos de controle *fuzzy* e controle adaptativo não-linear (Carneiro, 2009). Um dos objetivos desta dissertação é testar um algoritmo de seleção de sinal de comando que otimize a voltagem aplicada nos amortecedores magnetorreológicos a fim de melhorar o desempenho do controlador.

O próximo capítulo apresenta e detalha toda a metodologia adotada neste trabalho, incluindo as estratégias de controle aplicadas aos amortecedores MR. Basicamente pretende-se controlar as respostas dinâmicas do modelo estrutural de um protótipo experimental. Primeiramente são validados os resultados obtidos nesta dissertação através da comparação com resultados já publicados, e, em seguida, é avaliada a eficiência de uma nova estratégia de controle.

5 MODELAGEM COMPUTACIONAL

5.1 Estrutura

A estrutura cujas respostas dinâmicas pretende-se atenuar, consiste no modelo estrutural empregado no Projeto ReLUIS-DPC 2005-2008 (Carneiro, 2009) e (Valencia, 2011). Trata-se de 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 escolha desse modelo estrutural foi feita com o objetivo de validar os resultados encontrados neste trabalho através da comparação com resultados já publicados em trabalhos anteriores que empregaram o referido protótipo, como Carneiro (2009) e Valencia (2011). A modelagem adotada para a estrutura foi a mesma utilizada nos referidos trabalhos.

A estrutura 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 (5.1) exhibe o modelo experimental situado na Universidade da Basilicata.

Os elementos estruturais do pórtico segundo (Carneiro, 2009), 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 apresentadas através da Figura (5.2) e da Tabela (5.1).

As lajes são do tipo misto, formadas por placas de aço acrescidas de uma camada de concreto. 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. Os pilares do segundo andar sobressaem $0,5 m$ acima da última laje. As peças metálicas que se assemelham a contraventamentos, 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 5.1: Modelo experimental do pórtico - Figura retirada de Carneiro (2009).

O pórtico foi 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 (Accioly, 2006). 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: duas translações em relação aos eixos x e y e uma rotação em torno do eixo z , conforme modelo apresentado na Figura (5.3).

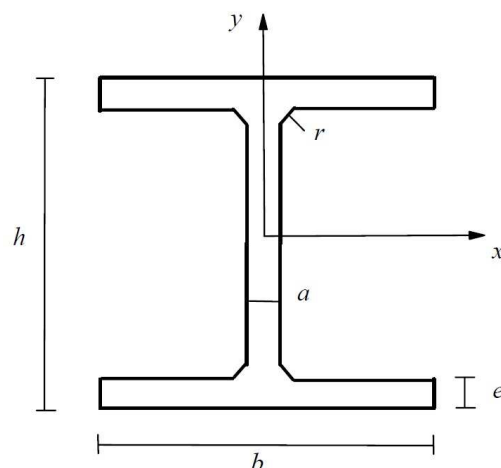


Figura 5.2: Esquema do Perfil de Aço.

Tabela 5.1: Propriedades das seções dos componentes da estrutura - Adaptada de Carneiro (2009).

	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

5.1.1 Modelagem Tridimensional da Estrutura

Foi utilizada neste trabalho a mesma modelagem tridimensional da estrutura feita por Carneiro (2009), que a resumiu nos seguintes passos:

- Primeiro passo: Determinação das matrizes de rigidez dos pórticos planos laterais do edifício

Primeiramente, o pórtico espacial original foi decomposto em quatro pórticos planos, que compõem as faces da estrutura. Cada um deles foi, então, discretizado em elementos de pórtico plano, procedimento descrito na Seção 2.3 deste trabalho.

- Segundo passo: Aplicação do procedimento de condensação estática

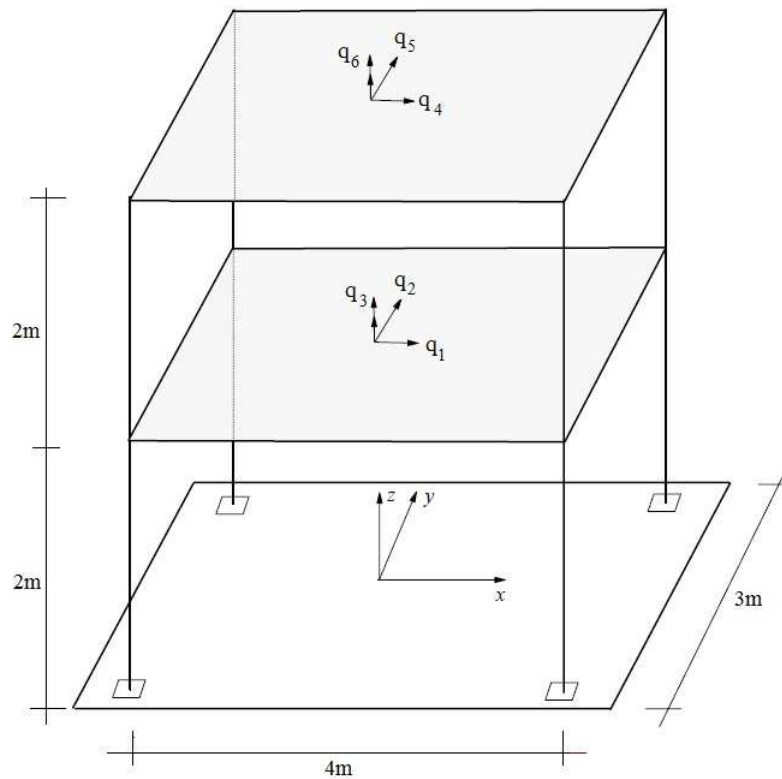


Figura 5.3: Modelo do pórtico tridimensional - Hipótese do diafragma.

O procedimento de condensação estática procura reduzir a ordem da matriz de rigidez do sistema mediante a eliminação dos graus de liberdade da estrutura aos quais não há massa associada, com o objetivo de reduzir o esforço computacional da análise dinâmica.

A massa de uma estrutura pode ser idealizada como concentrada nos nós. Dessa forma, sua matriz de massa torna-se diagonal, com alguns elementos nulos que correspondem aos graus de liberdade rotacionais. Estes podem ser eliminados da análise dinâmica, pois não influenciam significativamente na resposta.

Esse procedimento foi aplicado na modelagem dos pórticos.

- Terceiro passo: Transformação das 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

As matrizes de rigidez condensadas dos pórticos planos foram transformadas de coordenadas locais para globais, definidas nos centros de massa das lajes e que representam os deslocamentos de corpo rígido de cada pavimento.

- Quarto passo: Somatório das contribuições dos quatro pórticos planos

Por fim, foi realizada a soma das contribuições das matrizes de rigidez condensadas de cada pórtico plano e assim, obtida a matriz de rigidez do pórtico tridimensional.

Cabe ressaltar que uma melhor descrição da metodologia adotada para a modelagem da referida estrutura encontra-se em Carneiro (2009).

5.1.2 *Propriedades da Estrutura*

Serão apresentadas nesta seção os parâmetros e propriedades que descrevem o modelo da estrutura.

A massa do pórtico foi idealizada concentrada no centro de massa das lajes, sendo a matriz de massa representada por meio de uma matriz diagonal dada por:

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} 2660 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 2660 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 7600 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2660 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2660 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 7170 \end{bmatrix}, \quad (5.1)$$

com os elementos associados aos deslocamentos expressos em unidades de kg e os elementos associados à rotação, em unidades de $kg \cdot m^2$.

A matriz de rigidez \mathbf{K} da estrutura analisada foi determinada com base na hipótese do diafragma e está apresentada a seguir:

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} 28888000 & 0 & 0 & -11596000 & 0 & 0 \\ 0 & 12303000 & 0 & 0 & -5550000 & 0 \\ 0 & 0 & 114379000 & 0 & 0 & -48376000 \\ -11596000 & 0 & 0 & 762100 & 0 & 0 \\ 0 & -5550000 & 0 & 0 & 4524000 & 0 \\ 0 & 0 & -48376000 & 0 & 0 & 35330000 \end{bmatrix} \quad (5.2)$$

com os elementos associados aos deslocamentos expressos em unidades de N/m e os elementos associados à rotação, em unidades de $N \cdot m$.

A matriz de amortecimento \mathbf{C} da estrutura foi adotada como sendo uma proporção de 10% matriz de massa, o que corresponde a uma razão de amortecimento de 0,2% com relação à primeira frequência da estrutura. Sendo assim, a matriz \mathbf{C} é dada por:

$$\mathbf{C} = \begin{bmatrix} 266 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 266 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 760 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 266 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 266 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 717 \end{bmatrix}, \quad (5.3)$$

com os elementos associados aos deslocamentos expressos em unidades de $N \cdot s/m$ e os elementos associados à rotação, em unidades de $N \cdot s \cdot m$.

5.1.3 Características Espectrais do Modelo

Conhecendo as matrizes de rigidez (\mathbf{K}) e de massa (\mathbf{M}) do modelo da estrutura, é possível realizar uma análise modal para determinar os períodos e frequências fundamentais do pórtico através da solução do problema clássico de autovalor:

$$(\mathbf{K} - \omega^2 \mathbf{M})\phi = \mathbf{0}, \quad (5.4)$$

onde ω^2 representam os autovalores equivalentes ao quadrado das frequências de vibração e os vetores ϕ representam os correspondentes autovetores equivalentes aos modos de vibração.

Os períodos e frequências fundamentais do modelo da estrutura estão na Tabela (5.2).

Tabela 5.2: Períodos e frequências fundamentais do modelo da estrutura.

Modo de vibração	Período (s)	Frequência (Hz)
1	0,253	3,95
2	0,204	4,90
3	0,152	6,58
4	0,083	12,03
5	0,056	17,99
6	0,046	21,51

5.2 Carregamento

Buscou-se aplicar à estrutura a mesma excitação utilizada no trabalho de Carneiro (2009), visando, conforme já mencionado, a validação dos resultados encontrados neste trabalho.

Carneiro (2009) submeteu a estrutura a uma aceleração na base correspondente a um registro também utilizado no projeto ReLUIIS-DPC 2005-2008, escalonado no tempo e em magnitude para que fosse compatível com as dimensões da estrutura. O registro escalonado possui quarenta segundos de duração e é apresentado na Figura (5.4).

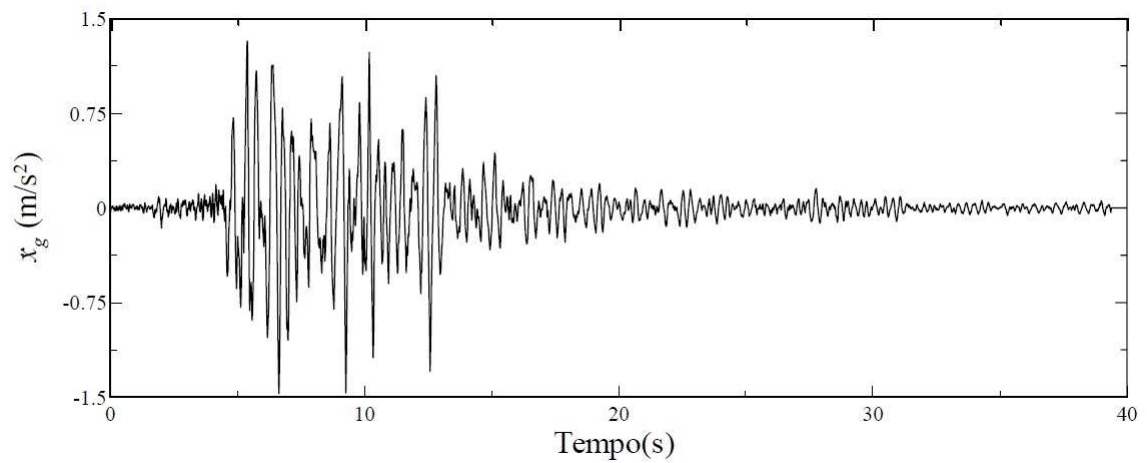


Figura 5.4: Registro escalonado - Figura extraída de Carneiro (2009).

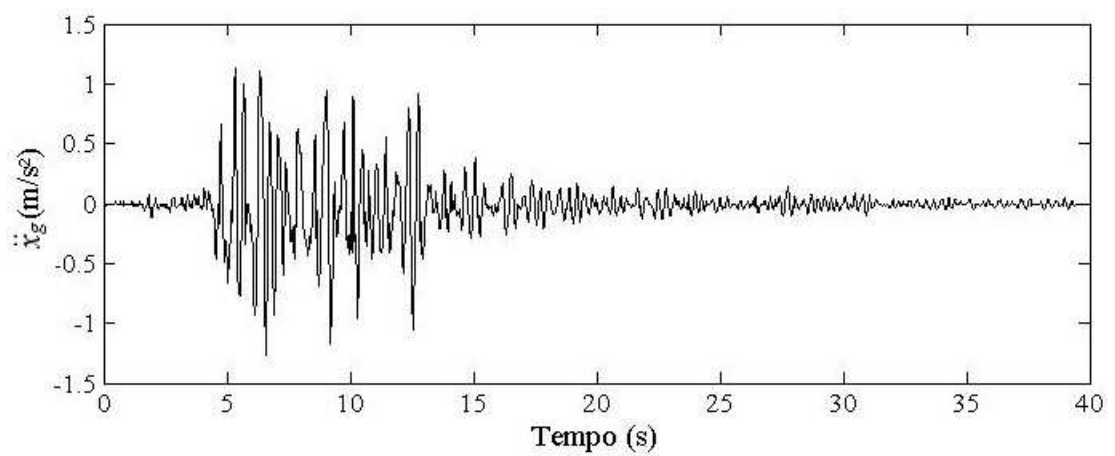


Figura 5.5: Aceleração \ddot{x}_g obtida através de técnicas de processamento de imagens a partir da Figura (5.4).

Para obter o vetor com as magnitudes deste registro, cujo único dado conhecido tratava-se do gráfico apresentado na Figura (5.4), foram utilizadas algumas técnicas de processamento e digitalização de imagens utilizando o *MATLAB*[®]. Dessa maneira, foi obtido o vetor aceleração \ddot{x}_g , representado na Figura (5.5).

Comparando as Figuras (5.4) e (5.5), é possível observar que o vetor aceleração \ddot{x}_g é muito próximo do registro escalonado utilizado no trabalho (Carneiro, 2009), porém notam-se pequenas diferenças quanto às magnitudes das acelerações inerentes ao processo de digitalização aplicado.

Submetendo a estrutura à aceleração \ddot{x}_g na base, impõe-se uma força de excitação \mathbf{f}_E dada pela Equação (5.5):

$$\mathbf{f}_E(t) = \mathbf{M}\mathbf{r}\ddot{\mathbf{x}}_g(t), \quad (5.5)$$

sendo $\mathbf{r} = \text{diag}[1, 0, 0, 1, 0, 0]$.

5.3 Amortecedores MR

Para atenuar a magnitude das respostas dinâmicas da estrutura, foram instalados entre a base e o primeiro andar, dois amortecedores MR. Trata-se do mesmo dispositivo utilizado pelo projeto ReLUIs-DPC 2005-2008: amortecedor magnetorreológico comercialmente disponível e fabricado pela empresa Lord Corporation cuja descrição é MR RD-1005-3 (Carneiro, 2009). O amortecedor está apresentado na Figura (5.6) e suas características estão descritas a seguir.



Figura 5.6: Amortecedor MR RD-1005-3 - Figura extraída de Lima (2011).

5.3.1 Propriedades e Parâmetros do Amortecedor MR RD-1005-3

A Tabela (5.3) apresenta as principais propriedades do amortecedores MR RD-1005-3:

Tabela 5.3: Propriedades do amortecedor MR - Tabela retirada de Valencia (2011).

Propriedades do amortecedor	Valores
Comprimento mínimo (mm)	155
Comprimento máximo (mm)	208
Diâmetro do corpo (mm)	41,4
Força máxima (N)	4448
Temperatura de operação (°C)	Máxima 71
Corrente máxima (Amp)	Contínua 1 e Intermitente 2
Voltagem máxima (V)	12DC
Resistência elétrica a temperatura ambiente (Ohms)	5
Tempo de resposta (ms)	<15

Em sua tese de doutorado, Basili (2006) identificou experimentalmente os parâmetros que caracterizam o comportamento desse amortecedor. Alguns desses parâmetros permaneceram constantes sob diversas condições de operação, não dependendo do valor da voltagem aplicada: k_0 , n e a força no acumulador $k_1(x_d - x_0)$. Já os parâmetros A , β e γ , assumiram valores fixos sugeridos na literatura (Spencer Jr. et al., 1997). Os parâmetros que assumiram valores constantes estão descritos na Tabela (5.4):

Tabela 5.4: Parâmetros do amortecedor MR que independem da voltagem - Tabela retirada de Carneiro (2009).

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

O autor identificou também, que os parâmetros c_0 , c_1 e α do amortecedor variam em função da voltagem aplicada e são expressos pelas Equações (5.6), (5.7) e (5.8) respectivamente:

$$c_0 = (-1, 25v^2 + 4, 15v + 1, 62) \times 10^3 (Ns/m), \quad (5.6)$$

$$c_1 = (11, 53v^2 + 37, 68v + 11, 87) \times 10^3 (Ns/m), \quad (5.7)$$

$$\alpha = (58v^2 + 112v + 51) \times 10^3(N), \quad (5.8)$$

sendo v a voltagem aplicada no amortecedor.

5.3.2 Modelo Numérico dos Amortecedores

O comportamento dos amortecedores magnetorreológicos foi simulado pelo modelo Bouc-Wen modificado proposto por Spencer Jr. et al. (1997) e descrito no capítulo anterior. Para solucionar numericamente as Equações Diferenciais (4.1), (4.2) e (4.3) foi utilizado o Método de Euler (Holmes, 2007).

Os amortecedores MR foram testados em três formas de controle:

- passivo, sob voltagem constante, portanto sem variação de suas propriedades;
- semiativo, utilizando como estratégia de controle o algoritmo *clipped optimal* baseado em um regulador linear quadrático (LQR) para selecionar a voltagem, que pode assumir os valores $0V$ ou voltagem máxima;
- semiativo, utilizando o algoritmo denominado *clipped optimal* modificado, que permite variações na voltagem, que pode assumir valores intermediários entre $0V$ e voltagem máxima, de forma a otimizá-la.

As formas de controle supracitadas foram ainda comparadas com o controle ativo do tipo ótimo. Breves descrições de cada um desses sistemas de controle serão apresentadas a seguir.

Os resultados estão apresentados no próximo capítulo.

5.4 Controle Passivo

Conforme explicado anteriormente, os amortecedores magnetorreológicos quando submetidos a uma voltagem constante, funcionam como dispositivos de controle passivo, pois não há variação em suas propriedades.

Foram utilizadas neste trabalho, duas configurações de controle passivo:

- **desligado:** os dispositivos permaneceram desligados durante todo o intervalo de tempo analisado ($v = 0V$); e

- **ligado:** os dispositivos permaneceram ligados durante todo o intervalo de tempo e receberam uma voltagem constante igual a $2,5V$.

Assim sendo, os amortecedores MR RD-1005-3 assumiram, nas duas configurações os seguintes parâmetros constantes apresentados na Tabela (5.5):

Tabela 5.5: Parâmetros do amortecedor MR nas configurações desligado e ligado.

	A (m)	β (m)	γ (m)	$k_1(x_d - x_0)$ (N)	k_0 (N/m)	n –	c_0 (Ns/m)	c_1 (Ns/m)	α (N)
$v = 0V$	20000	10000	10000	60	2020	2	1620	11870	51
$v = 2,5V$	20000	10000	10000	60	2020	2	4182,5	178130	693,5

5.5 Controle Semiativo - Algoritmo *Clipped Optimal*

Primeiramente, calcula-se a força de controle ótima do sistema por meio de uma técnica de otimização, embora não seja possível controlar de maneira direta as forças produzidas pelos amortecedores MR.

No presente trabalho, as forças de controle ótimas são obtidas partindo-se de um sistema de comportamento linear, minimizando um funcional quadrático. Este procedimento é conhecido na literatura como LQR (*linear quadratic regulator*).

Por se tratar de uma das etapas intrínsecas ao controle ativo de estruturas, optou-se neste texto, por detalhar o procedimento de determinação das forças de controle otimizadas via LQR na seção 5.7, em que são apresentadas as formulações aplicadas ao controle ativo.

Para induzir os amortecedores MR a desenvolver forças próximas às forças de controle ótimas obtidas via LQR, o sinal de comando dos amortecedores deve ser selecionado de maneira cuidadosa, visto que os mesmos são mecanismos altamente não-lineares.

Sabe-se que uma alteração na voltagem representa modificações em algumas propriedades dos amortecedores, anteriormente apresentadas nas Equações (5.6), (5.7) e (5.8), que influenciam no cálculo da força de controle f (Equações (4.1), (4.2) e (4.3)). Logo, é possível comandar as forças geradas pelos amortecedores de maneira indireta modificando a voltagem aplicada no dispositivo. Para alcançar esse objetivo foi empregada neste trabalho o algoritmo de seleção de voltagem do controle *clipped optimal*.

Dyke (1996) utilizou um algoritmo em que a decisão da voltagem é tomada após uma comparação entre as forças no amortecedor f e a força ótima f_o . A seleção do sinal de comando v que administra a voltagem de cada amortecedor é apresentada graficamente na Figura (5.7), sendo V_{max} a voltagem associada à saturação do campo magnético do dispositivo de controle.

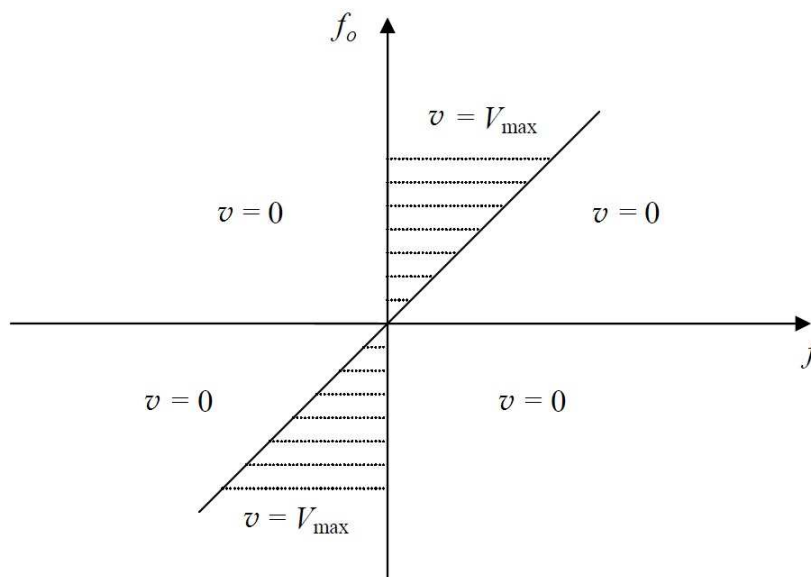


Figura 5.7: Representação gráfica do algoritmo de seleção da voltagem dos amortecedores MR.

Dessa forma, a voltagem aplicada permanece constante quando o amortecedor fornece a força ótima. Se a magnitude da força produzida pelo amortecedor for menor que a magnitude da força ótima e as duas forças tiverem o mesmo sinal, a voltagem aplicada é a máxima possível (V_{max}), incrementando assim a força produzida pelo amortecedor a fim de igualá-la ou aproximá-la à força de controle desejada. Em caso contrário, a voltagem é nula ($v = 0V$).

O algoritmo para a seleção da voltagem dos amortecedores MR está apresentado na Equação (5.9):

$$v = V_{max}H\{(f_o - f)f\}, \quad (5.9)$$

onde $H(x)$ é a função degrau unitário com $x = (f_o - f)f$, f_o é a força de controle desejada (ótima) e f é a força produzida pelo amortecedor MR.

Neste trabalho $V_{max} = 2,5V$.

Ainda que o controle LQR seja uma estratégia de controle linear, a não-linearidade característica dos amortecedores MR é alcançada mediante o algoritmo de seleção de voltagem *clipped optimal*, o qual compara as forças geradas pelo amortecedor às forças ótimas desejadas para selecionar a voltagem e, dessa maneira, tomar uma decisão que as aproximem.

5.6 Controle Semiativo - Algoritmo *Clipped Optimal* Modificado

Os trabalhos de Carneiro (2009) e Valencia (2011) sugerem a realização de um estudo de otimização da voltagem a ser aplicada nos amortecedores MR, de forma que a voltagem aplicada nos amortecedores MR não se limite aos dois valores utilizados na estratégia *clipped optimal*. Valencia (2011) sugeriu ainda que uma possível forma para conseguir isso poderia ser a subdivisão do intervalo de voltagem utilizado para alcançar assim um número maior de valores de sinais de comando disponíveis que otimizem o desempenho do controlador projetado.

Seguindo essas sugestões, foram testadas duas subdivisões do intervalo de voltagem utilizado no controlador *clipped optimal* chamadas de Configuração 1 e Configuração 2.

- **Configuração 1:**

Assim como no algoritmo *clipped optimal*, a decisão da voltagem é tomada após uma comparação entre as forças no amortecedor f e a força ótima f_o . Porém, o sinal de comando v pode assumir os valores de $0V$; $1,25V$ e $2,5V$, conforme apresentado na Figura (5.8).

Dessa forma, a voltagem aplicada permanece constante quando o amortecedor fornece a força ótima. Se a magnitude da força produzida pelo amortecedor for menor ou igual a 50% da magnitude da força ótima e as duas forças tiverem o mesmo sinal, a voltagem aplicada é a máxima possível ($v = 2,5V$). Se a magnitude da força produzida pelo amortecedor for menor que a magnitude da força ótima e maior do que 50% da magnitude da força ótima e as duas forças tiverem o mesmo sinal, a voltagem aplicada é $v = 1,25V$. Em caso contrário, a voltagem é nula ($v = 0V$).

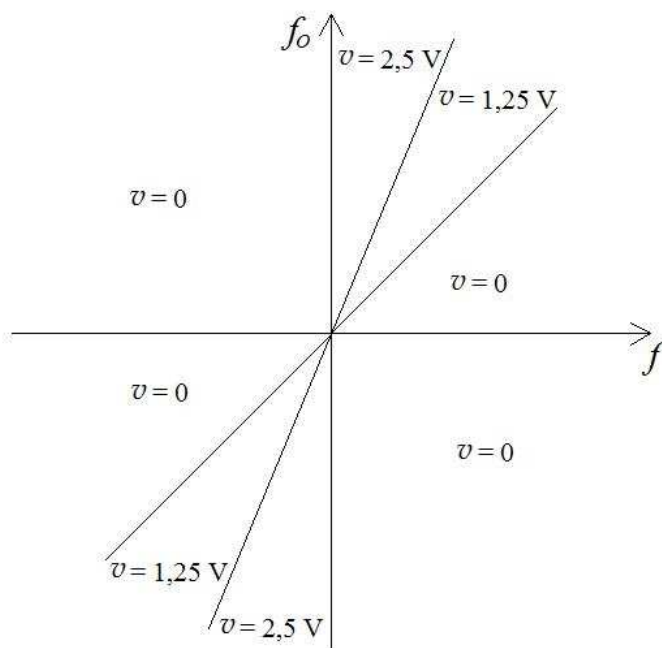


Figura 5.8: Representação gráfica do algoritmo de seleção da tensão dos amortecedores MR - Configuração 1.

- **Configuração 2:**

A decisão da tensão continua sendo tomada após uma comparação entre as forças no amortecedor f e a força ótima f_o . Porém, o sinal de comando v pode assumir os valores de $0V$; $0,5V$; $1V$; $1,5V$; $2,0V$ e $2,5V$, conforme apresentado na Figura (5.9).

Dessa forma, a tensão aplicada permanece constante quando o amortecedor fornece a força ótima. Se a magnitude da força produzida pelo amortecedor for menor ou igual a 20% da magnitude da força ótima e as duas forças tiverem o mesmo sinal, a tensão aplicada é a máxima possível ($v = 2,5V$). Se a magnitude da força produzida pelo amortecedor for menor ou igual a 40% da magnitude da força ótima e maior do que 20% da magnitude da força ótima e as duas forças tiverem o mesmo sinal, a tensão aplicada é $v = 2V$. Se a magnitude da força produzida pelo amortecedor for menor ou igual a 60% da magnitude da força ótima e maior do que 40% da magnitude da força ótima e as duas forças tiverem o mesmo sinal, a tensão aplicada é $v = 1,5V$. Se a magnitude da força produzida pelo amorte-

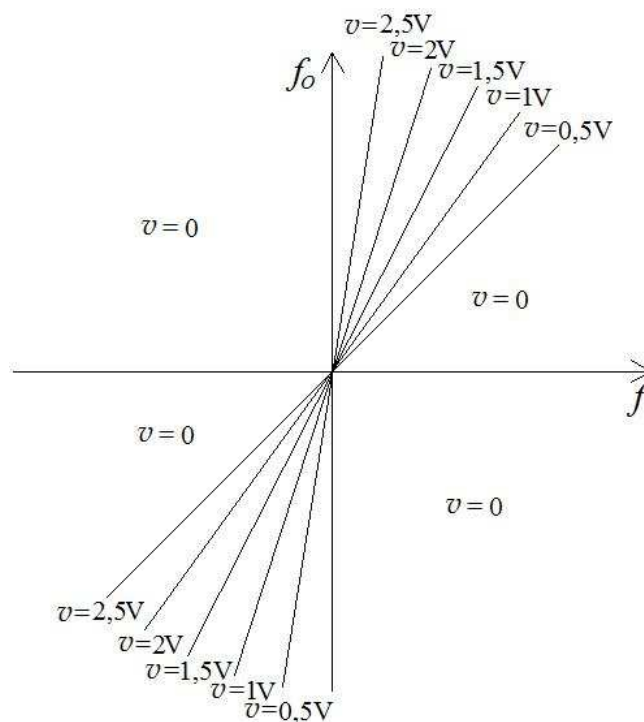


Figura 5.9: Representação gráfica do algoritmo de seleção da tensão dos amortecedores MR - Configuração 2.

cedor for menor ou igual a 80% da magnitude da força ótima e maior do que 60% da magnitude da força ótima e as duas forças tiverem o mesmo sinal, a tensão aplicada é $v = 1V$. Se a magnitude da força produzida pelo amortecedor for menor ou igual a magnitude da força ótima e maior do que 80% da magnitude da força ótima e as duas forças tiverem o mesmo sinal, a tensão aplicada é $v = 0,5V$. Em caso contrário, a tensão é nula ($v = 0V$).

5.7 Controle Ativo - Controle Ótimo

Com o objetivo de se avaliar o desempenho dos sistemas semiativos, suas performances são comparadas com a de sistemas com controle puramente ativo, como o descrito nessa seção

Conceitua-se um controle ótimo como sendo:

“A determinação de um controle admissível \mathbf{f}_O que leve o sistema a um estado desejado

$\bar{\mathbf{x}}(t)$ e que minimize uma certa medida de desempenho” (Meirovitch, 1990).

A determinação da força de controle ótimo é feita tomando-se como medidas de desempenho as amplitudes dos estados e da própria força de controle atuante em um sistema ativo de ciclo fechado.

A minimização das amplitudes dos estados em um período de tempo compreendido entre t_0 e t_f pode ser feita tomando-se um funcional quadrático que inclui a parcela relativa às de controle como o escrito na Equação (5.10) (Castro, 2011):

$$J = \frac{1}{2} \mathbf{x}^T(t_f) \mathbf{H} \mathbf{x}(t_f) + \frac{1}{2} \int_{t_0}^{t_f} [\mathbf{x}^T(t) \mathbf{Q} \mathbf{x}(t) + \mathbf{f}_O^T(t) \mathbf{R} \mathbf{f}_O(t)] dt, \quad (5.10)$$

onde:

- J é o funcional a ser minimizado através da determinação da função $\bar{\mathbf{f}}_O(t)$
- \mathbf{H} , \mathbf{Q} e \mathbf{R} são matrizes de ponderação com dimensão $(2n, 2n)$, $(2n, 2n)$ e (n, n) , respectivamente.

Para a minimização do funcional J é necessário obter a solução da Equação Matricial de Riccati dada por:

$$\mathbf{P} \mathbf{A} + \mathbf{A}^T \mathbf{P} - \mathbf{P} \mathbf{B} \mathbf{R}^{-1} \mathbf{B}^T \mathbf{P} + \mathbf{Q} = 0. \quad (5.11)$$

Após determinar a Matriz de Riccati (\mathbf{P}), com dimensão $(2n, 2n)$, pode-se determinar a Matriz de Ganho da força de controle (\mathbf{G}), que possui dimensão $(n, 2n)$ e é definida da seguinte maneira:

$$\mathbf{G} = -\mathbf{R}^{-1} \mathbf{B}^T \mathbf{P}. \quad (5.12)$$

A força de controle ótima é dada, então, pela Equação (5.13) :

$$\mathbf{f}_O(t) = \mathbf{G} \mathbf{x}(t). \quad (5.13)$$

Chega-se, assim, ao controle ótimo do regulador linear com utilização de funcional quadrático (LQR).

Neste trabalho foram adotadas as mesmas marizes de ponderação indicadas por Carneiro (2009):

$$\mathbf{Q} = \begin{bmatrix} \mathbf{K} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix}; e \quad (5.14)$$

$$\mathbf{R} = 4 \times 10^{-7} \mathbf{I}. \quad (5.15)$$

As respostas obtidas através das simulações feitas utilizando o controle ótimo foram comparadas às obtidas utilizando os controle passivos e semiativos com amortecedores magnetorreológicos.

Este capítulo descreveu todos os modelos e os algoritmos de controles utilizados neste trabalho. Todos os algoritmos foram implementados utilizando o programa *MATLAB*[®]. Os resultados das simulações estão apresentados no próximo capítulo.

6 EXEMPLO DE APLICAÇÃO

Serão apresentados neste capítulo os resultados das simulações utilizando os modelos e os algoritmos de controle descritos no capítulo anterior.

Primeiramente, pretende-se validar o modelo da estrutura e do amortecedor magnetorreológico implementado através da comparação dos resultados obtidos neste trabalho nas simulações de controle passivo com os estudos já publicados de Carneiro (2009) e Valencia (2011). Em seguida, serão apresentados os resultados das simulações utilizando o controle semiativo com as estratégias *clipped optimal* e *clipped optimal* modificado, e o controle puramente ativo.

6.1 Simulação Controle Passivo - Validação dos Resultados

Nesta seção estão apresentadas as respostas do pórtico controlado de forma passiva nas configurações desligada ($v = 0V$) e ligada ($v = 2,5V$), conforme descrito na seção 5.4.

As Figuras (6.1) e (6.2) exibem, respectivamente, os deslocamentos, velocidades e acelerações ao longo do tempo para o grau de liberdade horizontal do primeiro andar da estrutura (q_1 - apresentado na Figura (5.3)) sem controle e controlados obtidos no presente trabalho e os apresentados por Carneiro (2009) e Valencia (2011) ¹.

As Figuras (6.3) e (6.4) apresentam resultados análogos aos apresentados nas Figuras (6.1) e (6.2), porém em termos do grau de liberdade horizontal do segundo andar da estrutura (q_4).

Estão apresentadas na Figura (6.5) a evolução das forças de controle exercidas pelos amortecedores ao longo do tempo nos casos passivo desligado e passivo ligado. Devido à simetria da estrutura e a aplicação unidirecional da excitação, os dois amortecedores instalados apresentam o mesmo comportamento, e por isso, estão representadas apenas as forças de um dos amortecedores. Na Figura (6.6) estão apresentadas as forças obtidos por Carneiro (2009).

¹Apresentam-se os deslocamentos e acelerações obtidas por Carneiro (2009) e velocidades publicadas por Valencia (2011), pois Carneiro (2009) não apresentou seus resultados em termos de velocidade

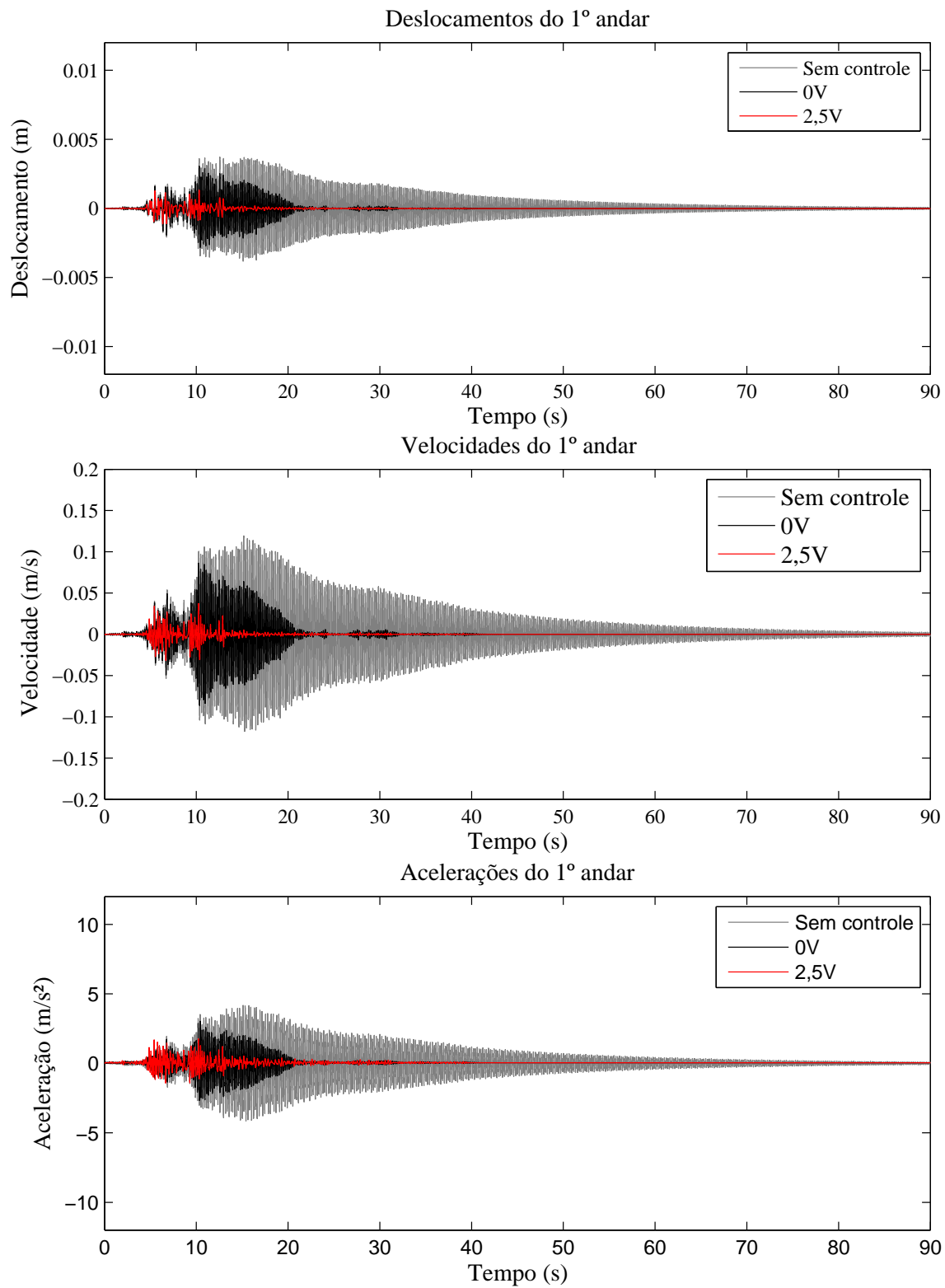


Figura 6.1: Deslocamentos, velocidades e acelerações do primeiro andar da estrutura sem controle e com controle passivo nas configurações desligada e ligada.

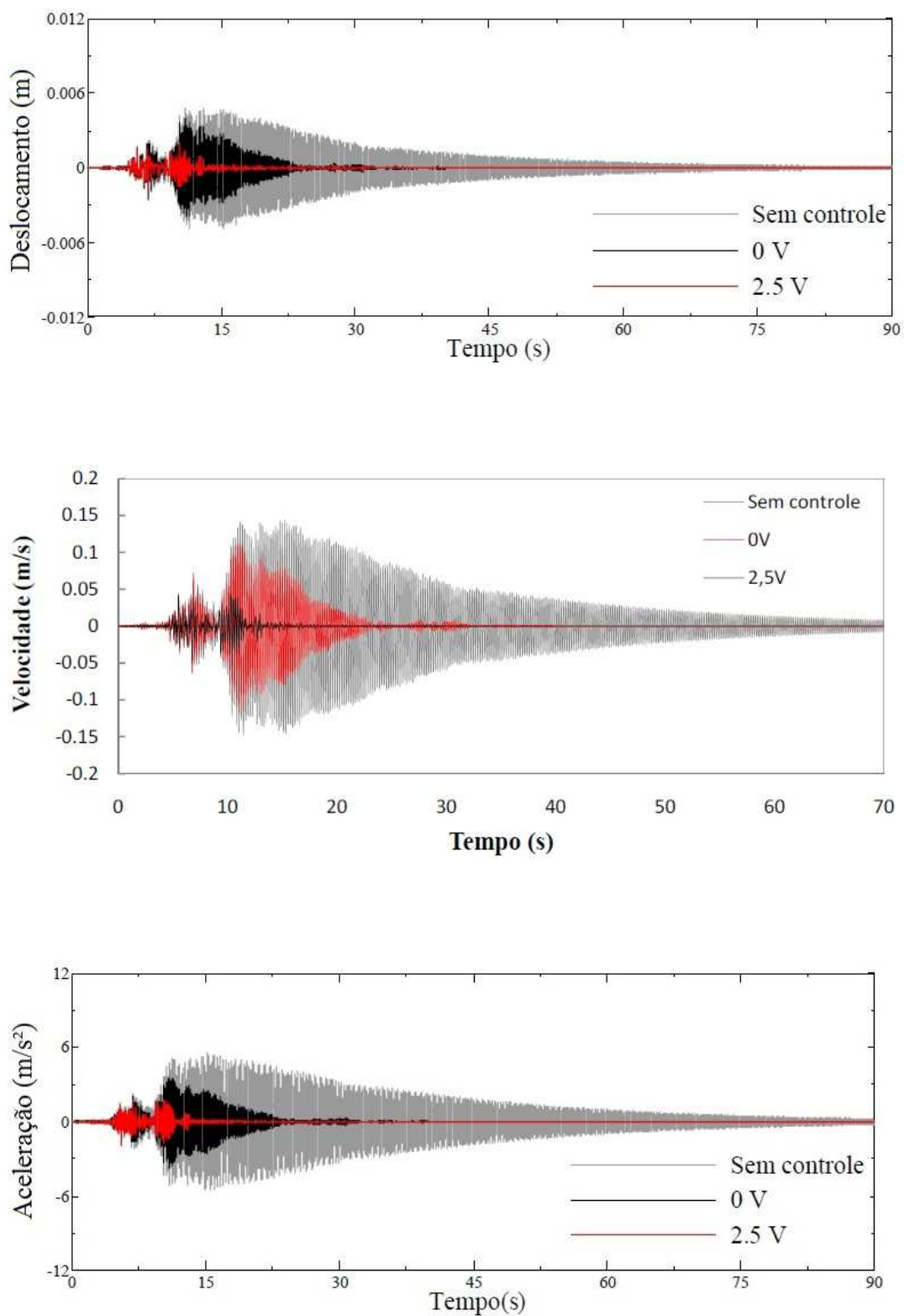


Figura 6.2: Deslocamentos, velocidades e acelerações do primeiro andar da estrutura sem controle e com controle passivo nas configurações desligada e ligada obtidos por Carneiro (2009) e Valencia (2011).

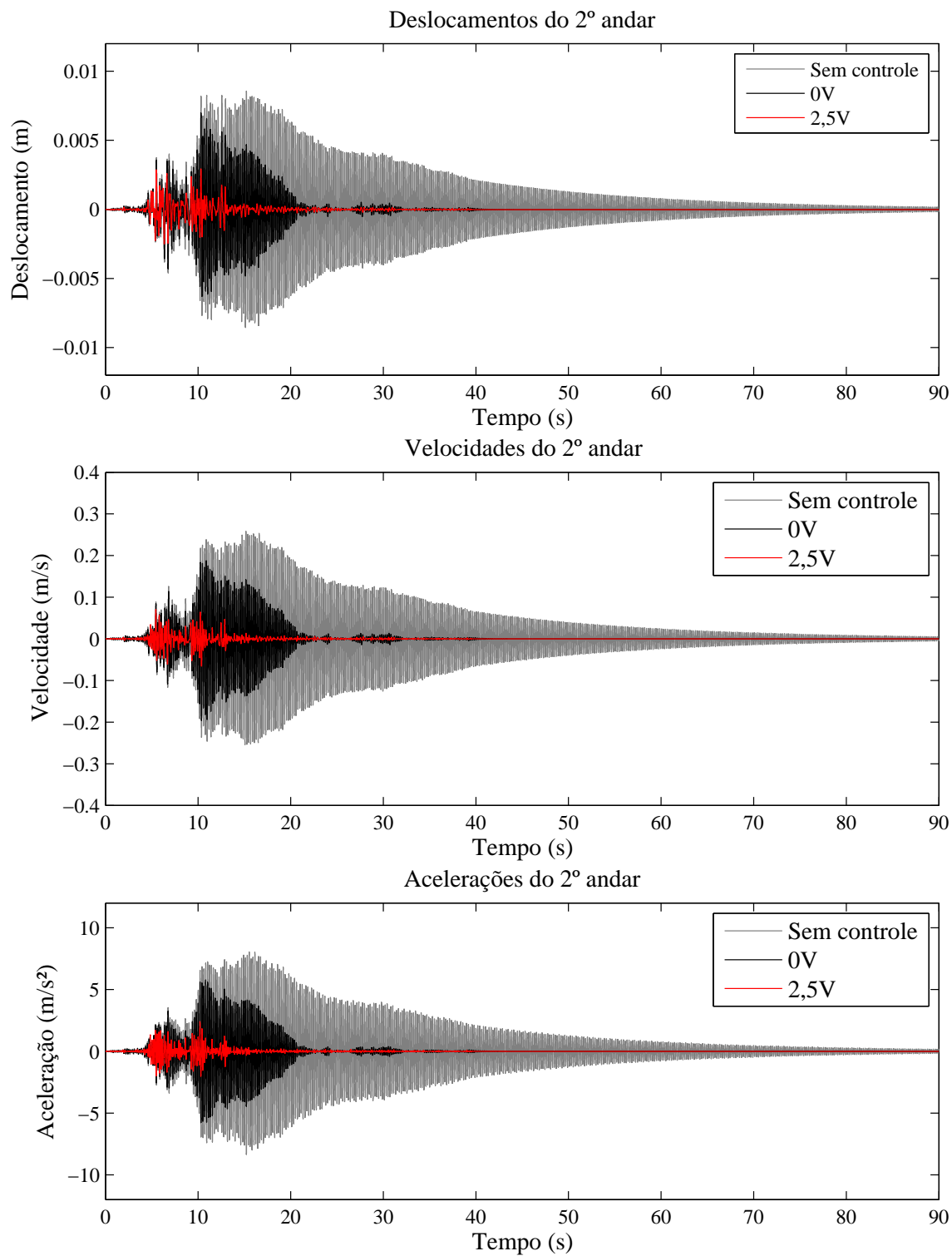


Figura 6.3: Deslocamentos, velocidades e acelerações do segundo andar da estrutura sem controle e com controle passivo nas configurações desligada e ligada.

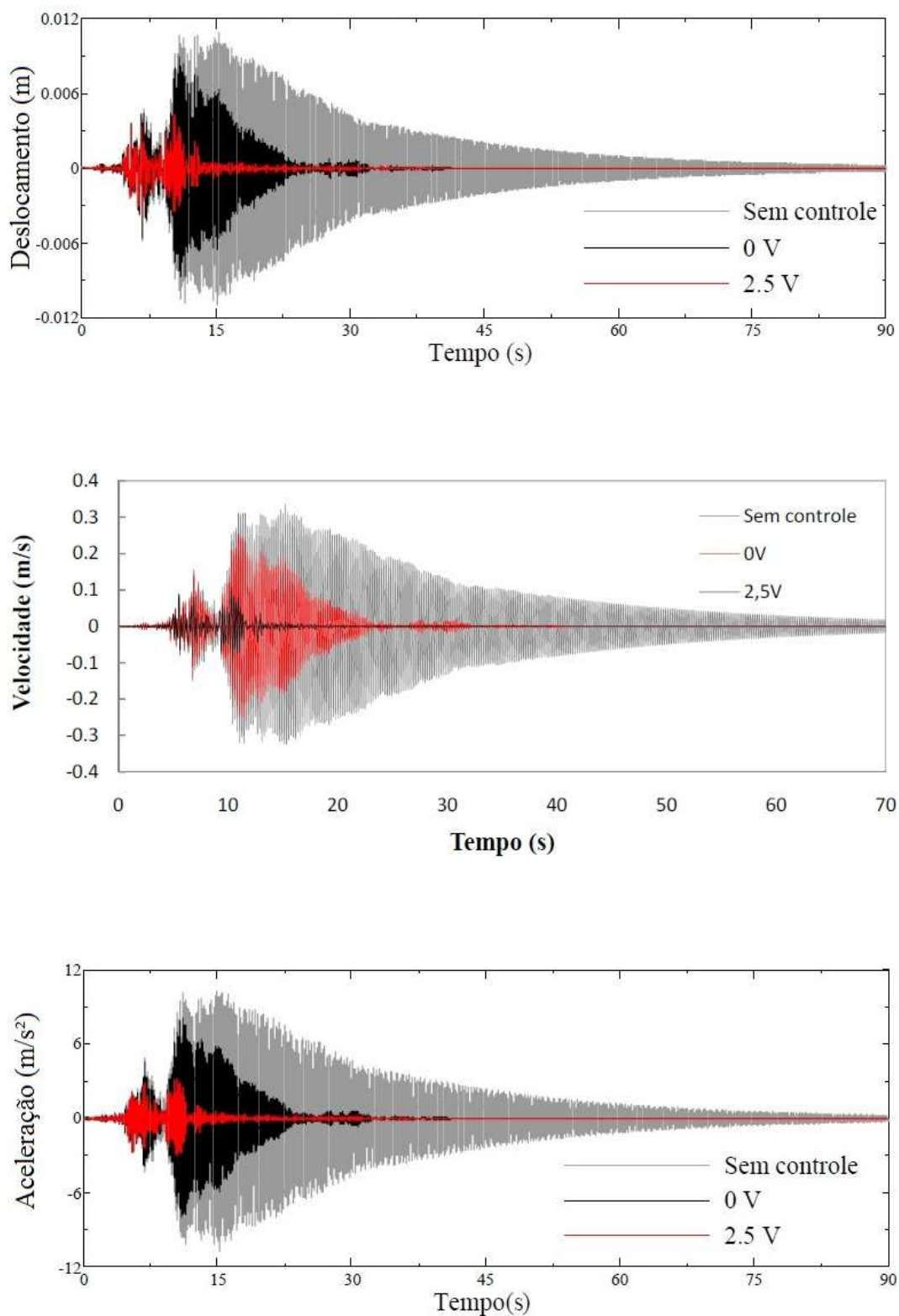


Figura 6.4: Deslocamentos, velocidades e acelerações do segundo andar da estrutura sem controle e com controle passivo nas configurações desligada e ligada obtidos por Carneiro (2009) e Valencia (2011).

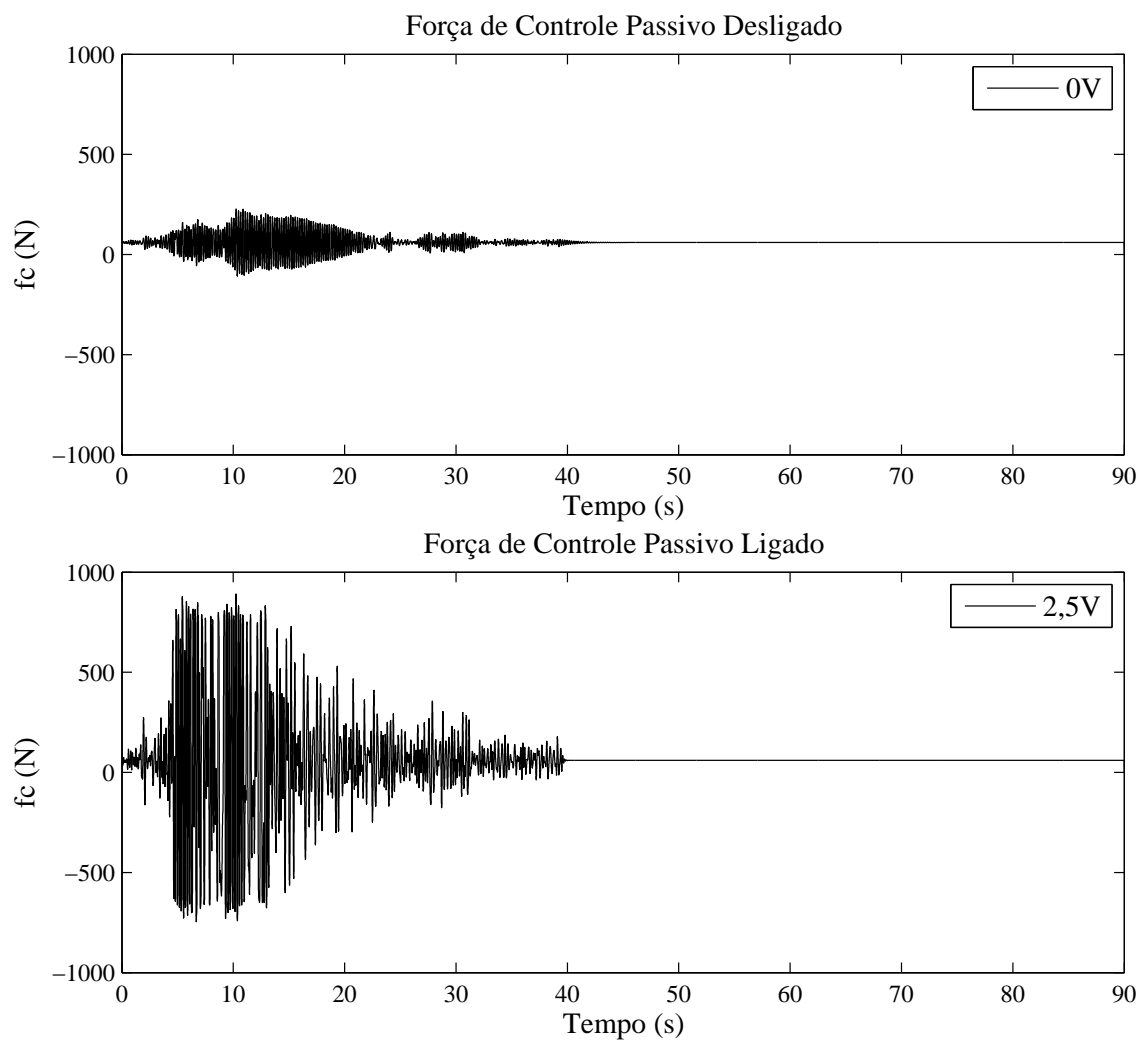


Figura 6.5: Variação das forças de controle passivo nas configurações desligada e ligada.

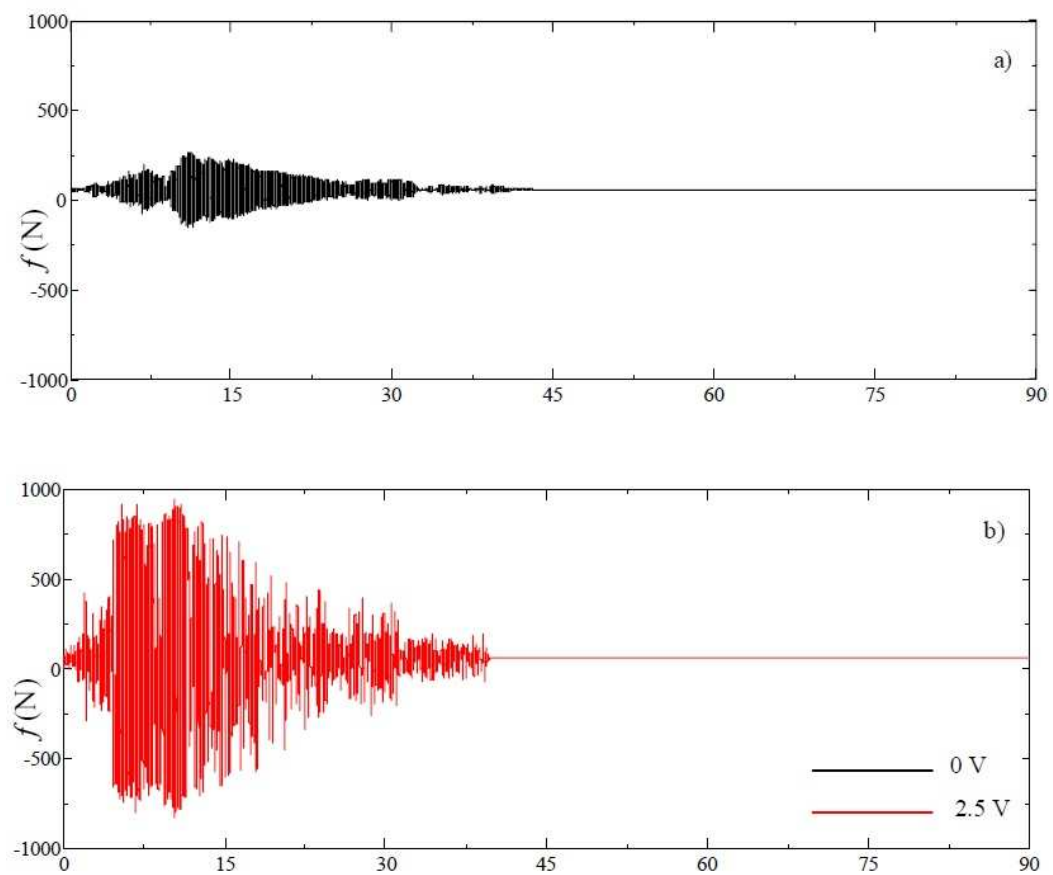


Figura 6.6: Variação das forças de controle passivo nas configurações desligada e ligada retirados de Carneiro (2009).

Na Tabela (6.1) está apresentado um resumo das magnitudes máximas dos deslocamentos, velocidades e acelerações da estrutura para cada simulação realizada, bem como as reduções obtidas com o uso dos controles passivos. A Tabela (6.2) exhibe os mesmos dados, porém referentes aos trabalhos de Carneiro (2009) e Valencia (2011).

Tabela 6.1: Respostas máximas - Controle Passivo.

	Sem controle	Passivo desligado ($\mathbf{v} = \mathbf{0V}$)	Passivo ligado ($\mathbf{v} = \mathbf{2, 5V}$)
q_1 (m)	0,0038	0,0031	0,0013
Redução q_1	-	18,42 (%)	65,79 (%)
q_4 (m)	0,0086	0,0070	0,0029
Redução q_4	-	18,60 (%)	66,28 (%)
\dot{q}_1 (m/s)	0,1193	0,0862	0,0372
Redução \dot{q}_1	-	27,75 (%)	68,82 (%)
\dot{q}_4 (m/s)	0,2586	0,1961	0,0706
Redução \dot{q}_4	-	24,17 (%)	72,70 (%)
\ddot{q}_1 (m/s ²)	4,1684	3,0217	1,7515
Redução \ddot{q}_1	-	27,51 (%)	57,98 (%)
\ddot{q}_4 (m/s ²)	8,3416	5,7769	2,4026
Redução \ddot{q}_4	-	30,75 (%)	71,20 (%)
f_C máxima (N)	-	228,09	890,72

Tabela 6.2: Respostas máximas - Controle Passivo - Dados extraídos de Carneiro (2009) e Valencia (2011).

	Sem controle	Passivo desligado ($\mathbf{v} = \mathbf{0V}$)	Passivo ligado ($\mathbf{v} = \mathbf{2, 5V}$)
q_1 (m)	0,0049	0,0040	0,0020
Redução q_1	-	20 (%)	60 (%)
q_4 (m)	0,0110	0,0089	0,0043
Redução q_4	-	19 (%)	60 (%)
\dot{q}_1 (m/s)	0,1466	0,1173	0,0542
Redução \dot{q}_1	-	19,99 (%)	63,03 (%)
\dot{q}_4 (m/s)	0,3357	0,2601	0,1055
Redução \dot{q}_4	-	22,52 (%)	68,57 (%)
\ddot{q}_1 (m/s ²)	5,5840	3,7311	1,9092
Redução \ddot{q}_1	-	33 (%)	66 (%)
\ddot{q}_4 (m/s ²)	10,7214	8,0489	3,1427
Redução \ddot{q}_4	-	25 (%)	71 (%)
f_C máxima (N)	-	266	941

Na Tabela (6.3) está apresentado um resumo das respostas *rms* dos deslocamentos, velocidades e acelerações da estrutura para cada simulação realizada, bem como as reduções

obtidas com o uso dos controles passivos. A Tabela (6.4) exibe os mesmos dados, porém referentes aos trabalhos de Carneiro (2009) e Valencia (2011).

Tabela 6.3: Respostas *rms* - Controle Passivo.

	Sem controle	Passivo desligado ($v = 0V$)	Passivo ligado ($v = 2, 5V$)
$q_1 rms (m)$	0,0010	0,0005	0,0001
Redução q_1	-	54,33 (%)	86,87 (%)
$q_4 rms (m)$	0,0023	0,0010	0,0003
Redução q_4	-	56,52 (%)	87,29 (%)
$\dot{q}_1 rms (m/s)$	0,0306	0,0137	0,0030
Redução \dot{q}_1	-	55,23 (%)	90,20 (%)
$\dot{q}_4 rms (m/s)$	0,6963	0,0311	0,0069
Redução \dot{q}_4	-	55,12 (%)	90,04 (%)
$\ddot{q}_1 rms (m/s^2)$	0,9679	0,4236	0,1652
Redução \ddot{q}_1	-	56,24 (%)	82,93 (%)
$\ddot{q}_4 rms (m/s^2)$	2,1355	0,9545	0,2032
Redução \ddot{q}_4	-	55,30 (%)	90,48 (%)
$f_C rms (N)$	-	70,50	202,44

Tabela 6.4: Respostas *rms* - Controle Passivo - Dados extraídos de Carneiro (2009) e Valencia (2011).

	Sem controle	Passivo desligado ($v = 0V$)	Passivo ligado ($v = 2, 5V$)
$q_1 rms (m)$	0,0013	0,0006	0,0002
Redução q_1	-	52 (%)	86 (%)
$q_4 rms (m)$	0,0028	0,0014	0,0004
Redução q_4	-	52 (%)	86 (%)
$\dot{q}_1 rms (m/s)$	0,0435	0,0197	0,0050
Redução \dot{q}_1	-	54,71 (%)	88,51 (%)
$\dot{q}_4 rms (m/s)$	0,0989	0,0448	0,0112
Redução \dot{q}_4	-	54,70 (%)	88,68 (%)
$\ddot{q}_1 rms (m/s^2)$	1,3539	0,5627	0,1579
Redução \ddot{q}_1	-	58 (%)	88 (%)
$\ddot{q}_4 rms (m/s^2)$	2,7000	1,2735	0,3249
Redução \ddot{q}_4	-	53 (%)	88 (%)
$f_C rms (N)$	não publicado	não publicado	não publicado

As diferenças em termos quantitativos observadas nas Tabelas (6.1) a (6.4) entre os resultados do presente trabalho e os respectivos resultados extraídos da literatura mostra que, quase que sistematicamente, os resultados em termos de amplitudes dos GLs analisados apresentados por Carneiro (2009) e Valencia (2011) foram ligeiramente superiores

aos obtidos no presente trabalho. Essas diferenças podem ser atribuídas às perdas de exatidão no cálculo da excitação aplicada ao modelo devido a imprecisões inerentes ao processamento digital de imagens, na seção 5.2.

Observa-se nitidamente que os picos de aceleração apresentados por Carneiro (2009) são superiores àqueles obtidos no presente trabalho (ver Figuras (5.4) e (5.5)). O processo de digitalização de imagens funciona como um filtro passa baixa, minimizando variações bruscas das acelerações e, conseqüentemente, gerando um histórico de excitação que impõe menos energia ao sistema dinâmico, levando a deslocamentos e velocidades de menores amplitudes.

Por um outro lado, quando se observa as taxas de reduções de amplitudes dos GLs observados, por se tratar de medidas de desempenho calculadas para cada um dos modelos isoladamente, é possível notar que existe uma excelente concordância entre os valores calculados no presente trabalho e os respectivos resultados da literatura.

Diante dos resultados apresentados, considera-se, então, que a modelagem computacional dos amortecedores MR implementada no presente trabalho fornece resultados semelhantes aos da literatura, contribuindo para a validação do modelo.

Finalmente percebe-se que o controle passivo, nas duas configurações analisadas, reduz a amplitude das respostas da estrutura. No caso passivo ligado ($v = 2,5V$) a redução alcançada é ainda maior.

6.2 Avaliação de Desempenho do Controle Semiativo

Nesta seção estão apresentadas as respostas do pórtico controlado de forma semiativa. Como já exposto, três situações de controle são avaliadas:

- Situação 1: controle semiativo com algoritmo *clipped optimal*;
- Situação 2: controle semiativo com algoritmo *clipped optimal* modificado - configuração 1; e
- Situação 3: controle semiativo com algoritmo *clipped optimal* modificado - configuração 2.

As Figuras (6.7) a (6.9) apresentam os deslocamentos, velocidades e acelerações obtidas para o GL q_1 (primeiro andar) em cada uma das três situações analisadas, respectivamente.

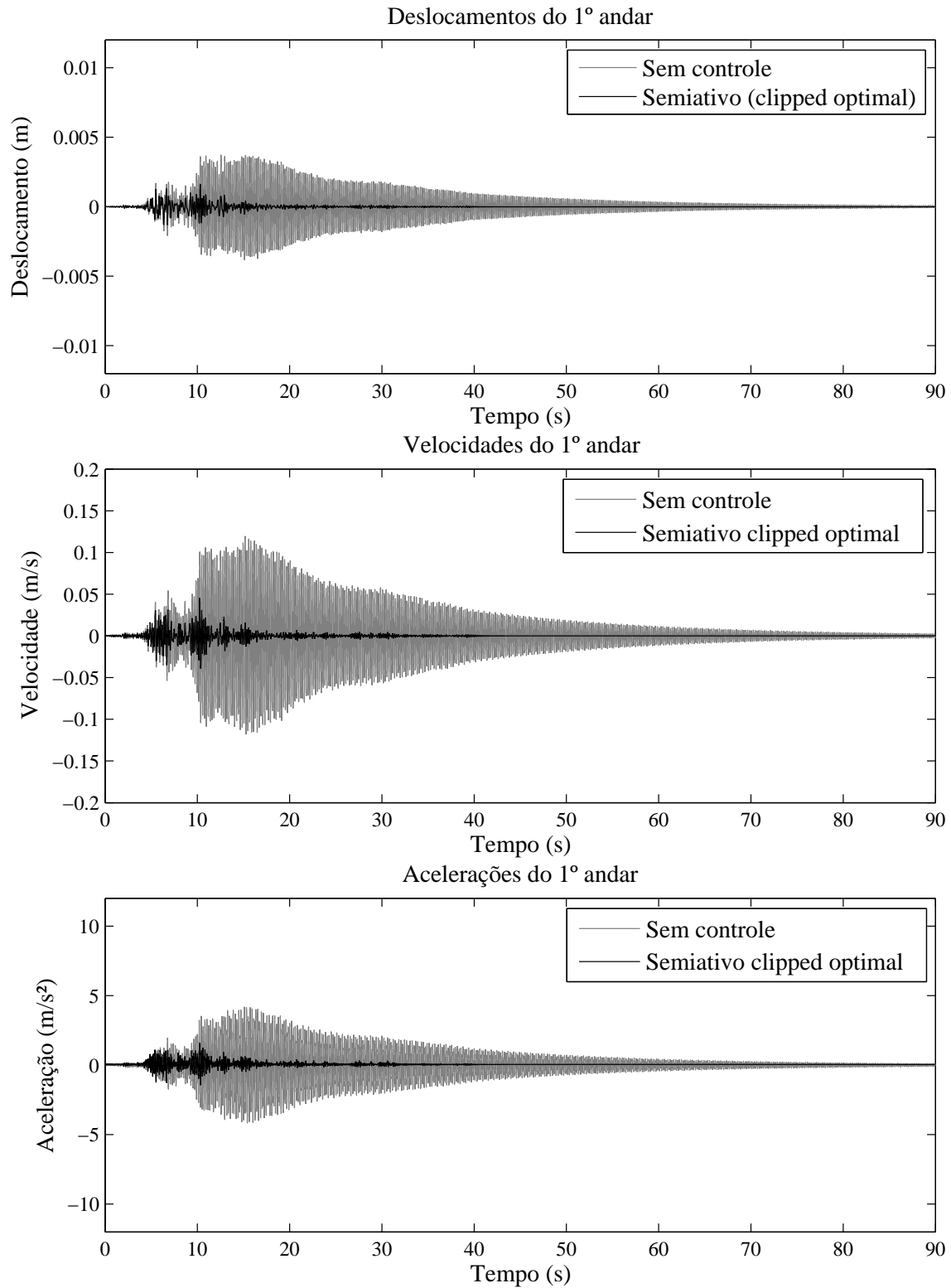


Figura 6.7: Deslocamento, velocidades e acelerações do primeiro andar com controle semiativo - algoritmo *clipped optimal*.

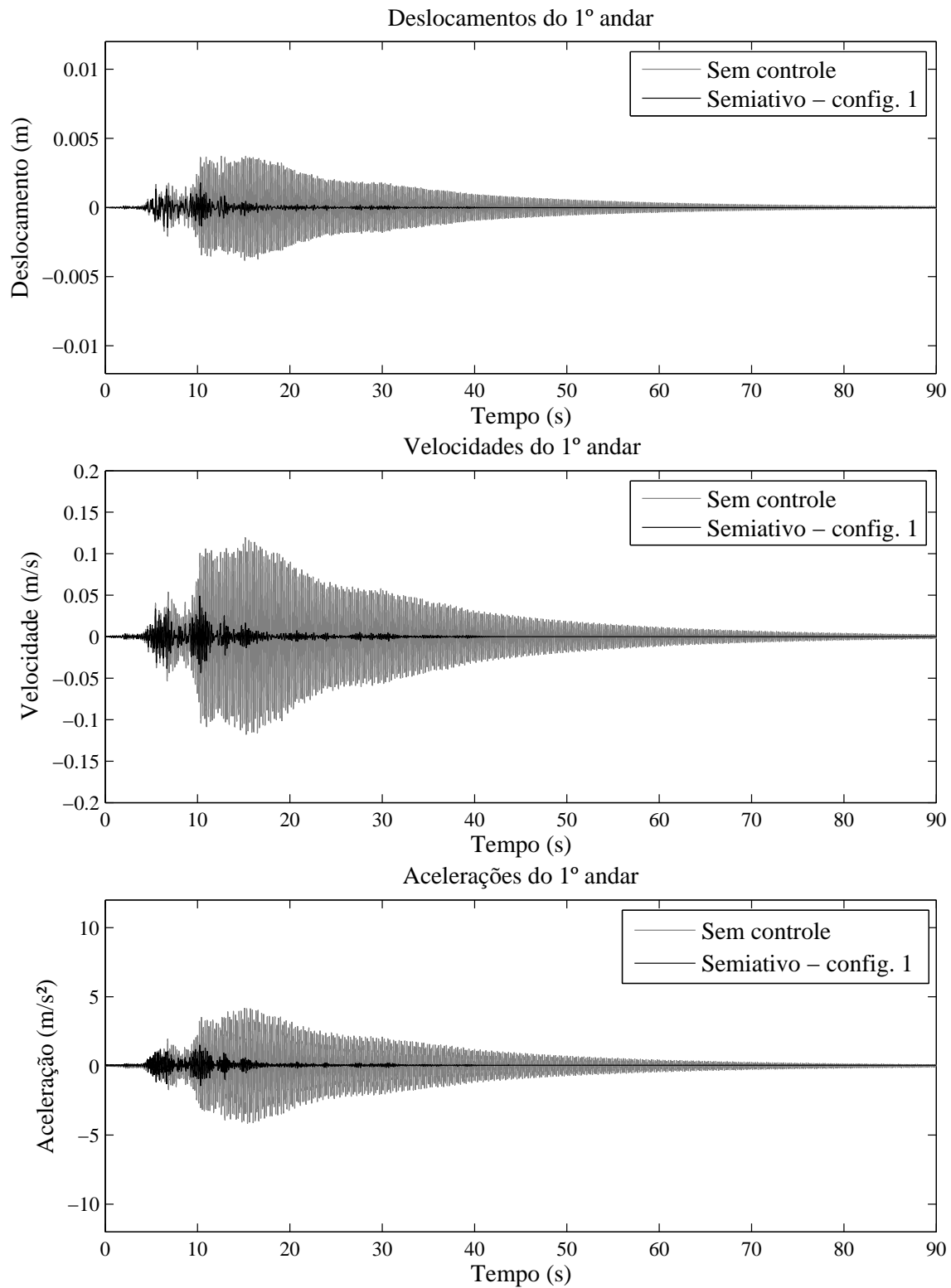


Figura 6.8: Deslocamento, velocidades e acelerações do primeiro andar com controle semiativo utilizando o algoritmo *clipped optimal* modificado na configuração 1.

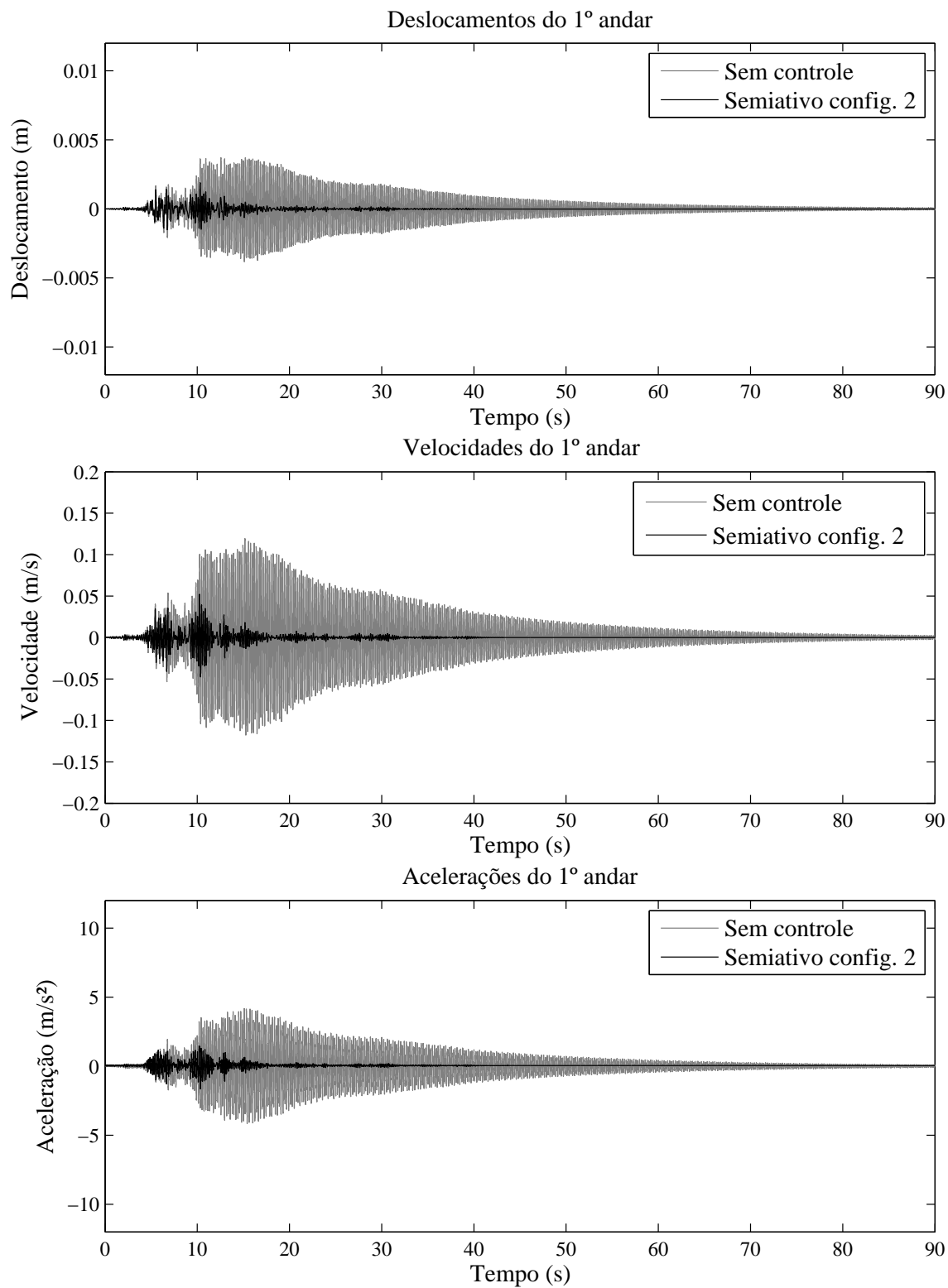


Figura 6.9: Deslocamento, velocidades e acelerações do primeiro andar com controle semiativo utilizando o algoritmo *clipped optimal* modificado na configuração 2.

De maneira análoga, os resultados para o segundo andar ($GL\ q_4$) são apresentados nas Figuras (6.10) a (6.12).

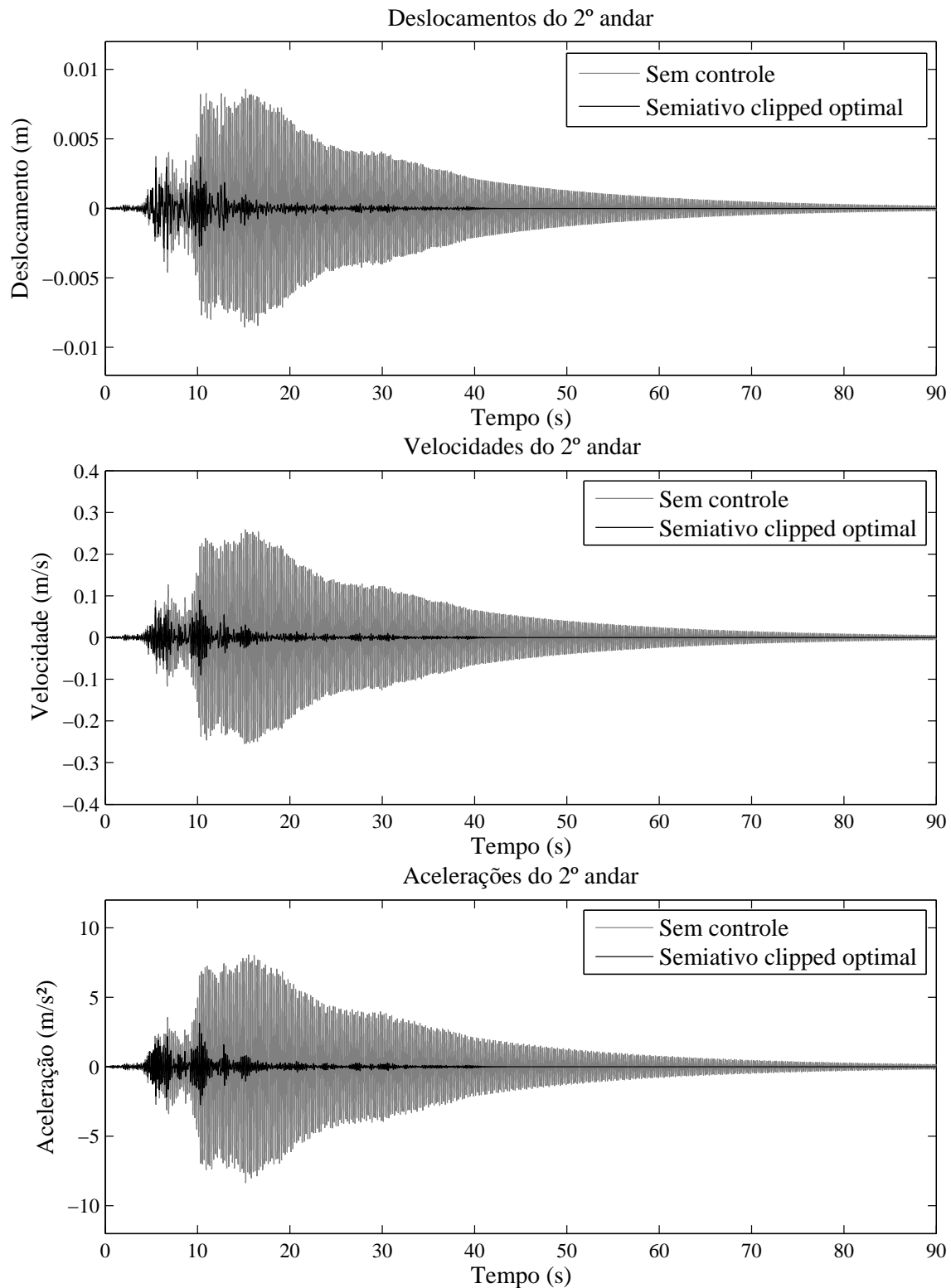


Figura 6.10: Deslocamento, velocidades e acelerações do segundo andar com controle semiativo - algoritmo *clipped optimal*.

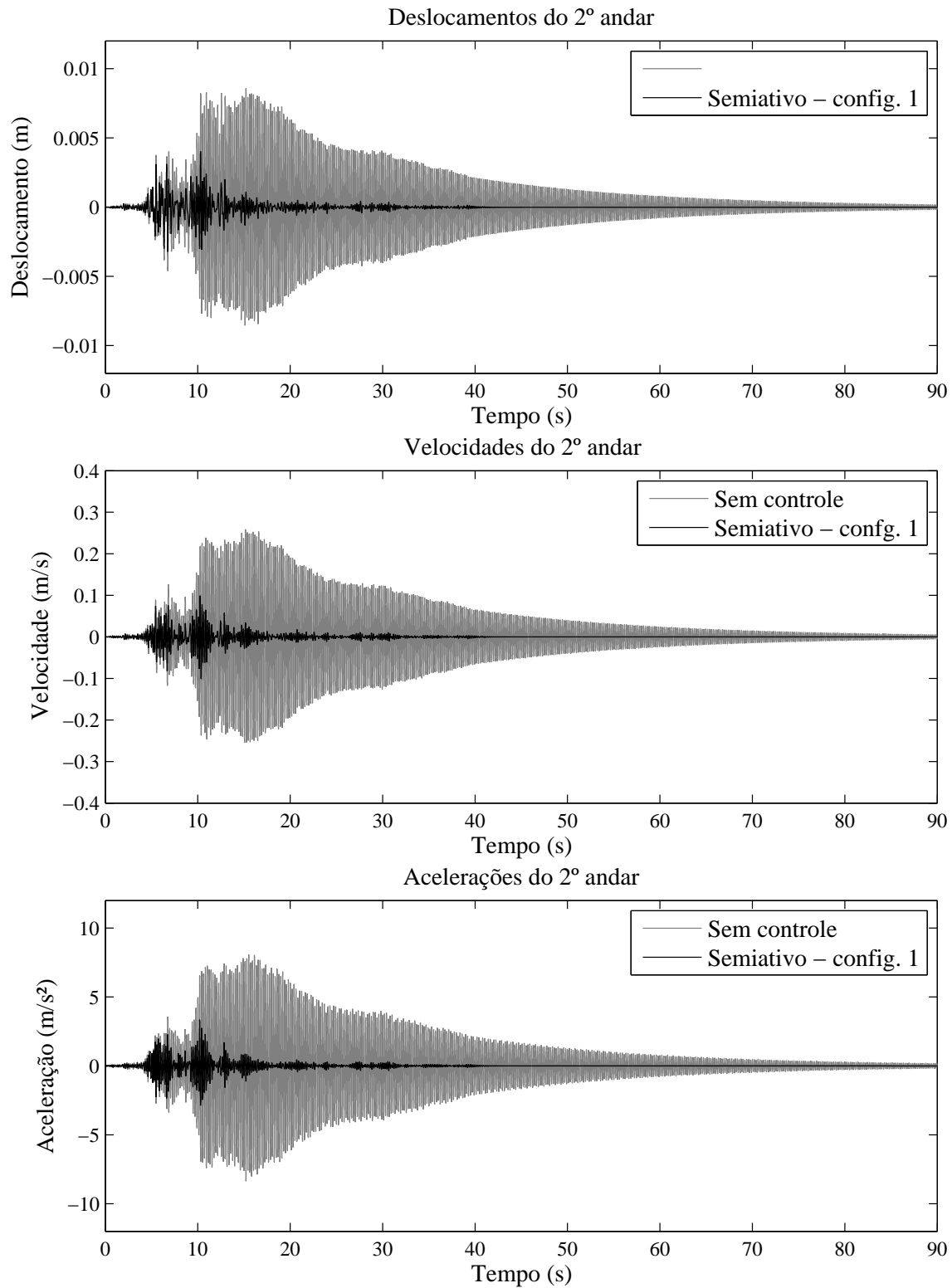


Figura 6.11: Deslocamento, velocidades e acelerações do segundo andar com controle semiativo utilizando o algoritmo *clipped optimal* modificado na configuração 1.

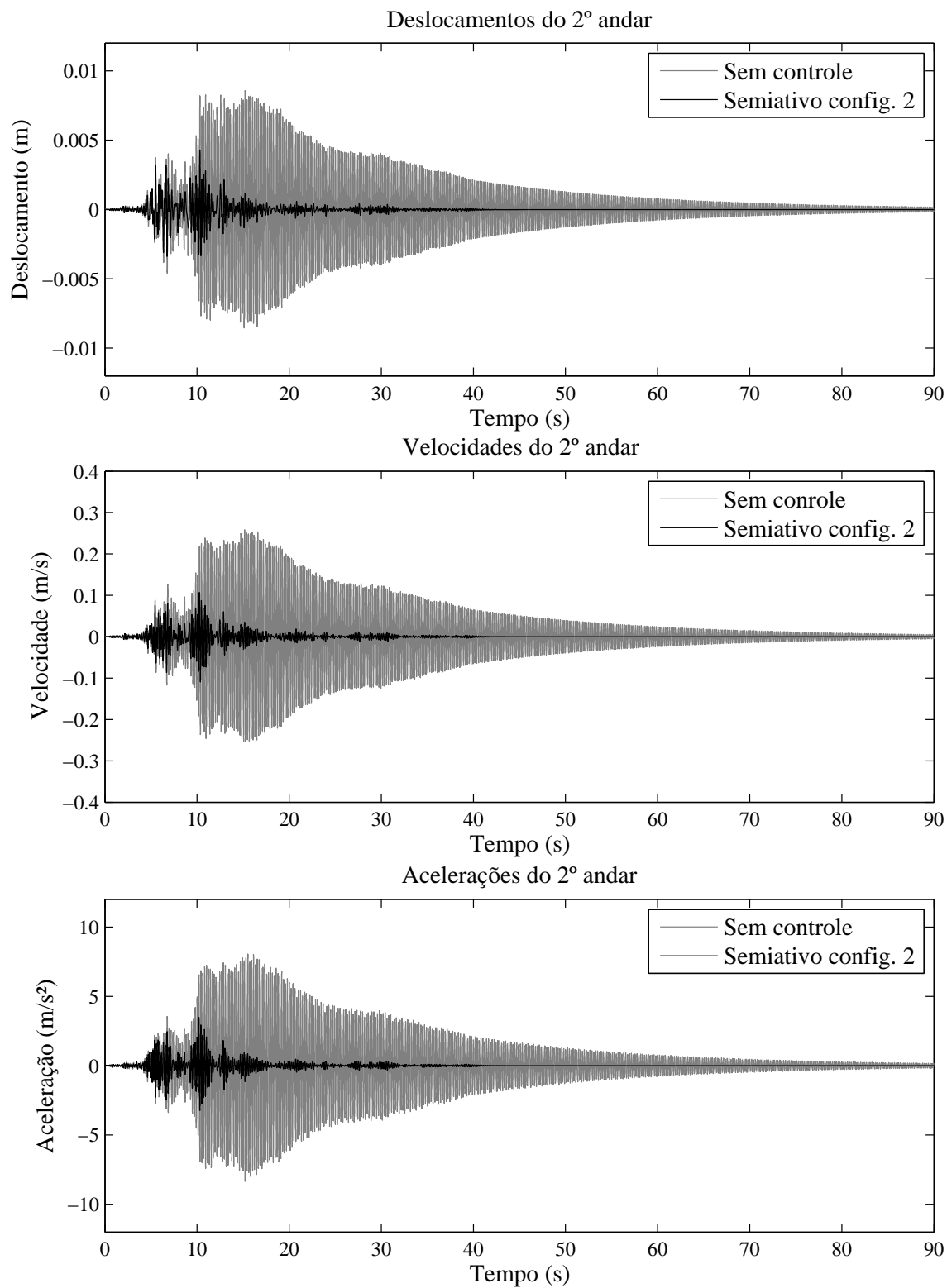


Figura 6.12: Deslocamento, velocidades e acelerações do segundo andar com controle semiativo utilizando o algoritmo *clipped optimal* modificado na configuração 2.

As forças de controle calculadas nas três situações avaliadas são mostradas na Figura (6.13).

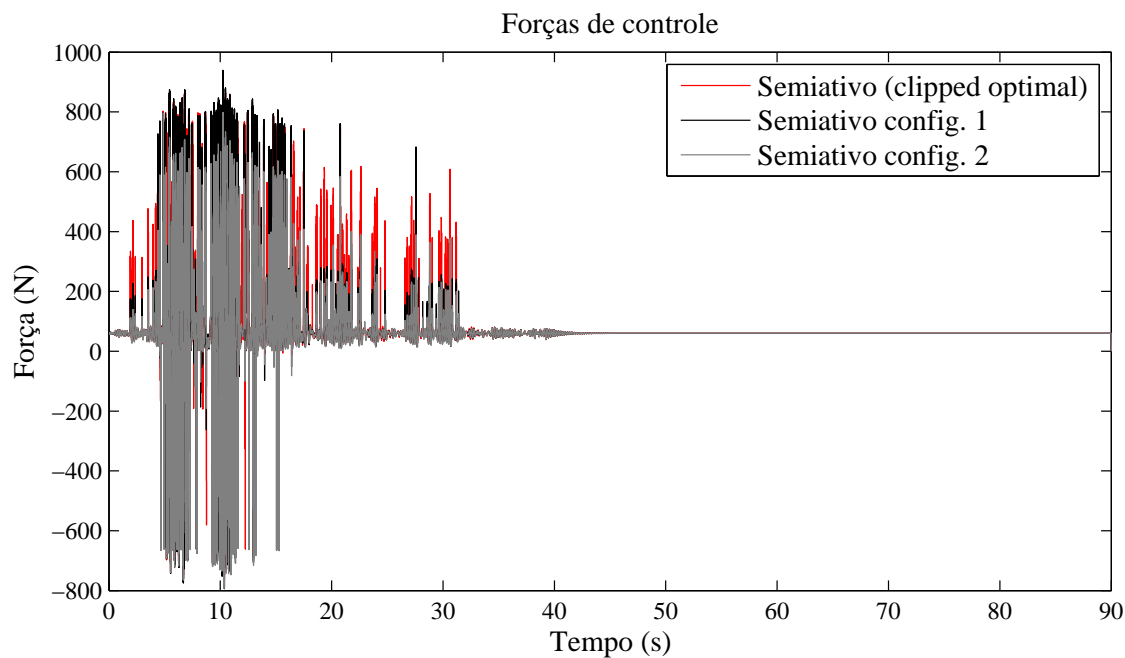


Figura 6.13: Forças de controles semiativos utilizando os algoritmos *clipped optimal* e *clipped optimal* modificado nas configurações 1 e 2.

As Tabelas (6.5) e (6.6) têm por objetivo resumir alguns resultados, obtidos nas simulações. Visando uma melhor avaliação dos algoritmos semiativos, são também apresentados nessas Tabelas os resultados para o controle puramente ativo, com as forças de controle calculadas conforme apresentado na seção 5.7. Respostas máximas são mostradas na Tabela (6.5) e valores *rms* são apresentados na Tabela (6.6).

Tabela 6.5: Respostas máximas das simulações numéricas

	Sem controle	Controle Ativo	<i>Clipped optimal</i>	Config. 1	Config. 2
q_1 (m)	0,0038	0,0013	0,0016	0,0018	0,0019
Redução q_1	-	65,79 (%)	57,89 (%)	52,63 (%)	50,00 (%)
q_4 (m)	0,0086	0,0031	0,0037	0,0040	0,0043
Redução q_4	-	63,95 (%)	56,98 (%)	53,49 (%)	50,00 (%)
\dot{q}_1 (m/s)	0,1193	0,0352	0,0451	0,0488	0,0520
Redução \dot{q}_1	-	70,49 (%)	62,20 (%)	59,09 (%)	56,41 (%)
\dot{q}_4 (m/s)	0,2586	0,0787	0,0894	0,1005	0,1089
Redução \dot{q}_4	-	69,57 (%)	65,43 (%)	61,14 (%)	57,89 (%)
\ddot{q}_1 (m/s ²)	4,1684	1,1638	1,5712	1,4911	1,6455
Redução \ddot{q}_1	-	72,08 (%)	62,31 (%)	64,23 (%)	60,52 (%)
\ddot{q}_4 (m/s ²)	8,3416	2,6979	3,1028	3,3327	3,4834
Redução \ddot{q}_4	-	67,66 (%)	62,80 (%)	60,05 (%)	58,24 (%)
f_C (N)	-	1151,40	923,60	938,78	797,88

Tabela 6.6: Respostas rms das simulações numéricas

	Sem controle	Controle Ativo	<i>Clipped optimal</i>	Config. 1	Config. 2
q_1 (m)	0,0010	0,0001	0,000015	0,00017	0,00018
Redução q_1	-	86,28 (%)	84,46 (%)	83,17 (%)	81,99 (%)
q_4 (m)	0,0023	0,0003	0,00035	0,00038	0,00040
Redução q_4	-	86,49 (%)	84,90 (%)	83,67 (%)	82,50 (%)
\dot{q}_1 (m/s)	0,0306	0,0033	0,0039	0,0043	0,0047
Redução \dot{q}_1	-	89,22 (%)	87,25 (%)	85,95 (%)	84,64 (%)
\dot{q}_4 (m/s)	0,6963	0,0078	0,0089	0,0099	0,0108
Redução \dot{q}_4	-	88,74 (%)	87,16 (%)	85,71 (%)	84,42 (%)
\ddot{q}_1 (m/s ²)	0,9679	0,0979	0,1456	0,1501	0,1554
Redução \ddot{q}_1	-	89,89 (%)	84,96 (%)	84,49 (%)	83,94 (%)
\ddot{q}_4 (m/s ²)	2,1355	0,2326	0,2651	0,2960	0,3252
Redução \ddot{q}_4	-	89,11 (%)	87,59 (%)	86,14 (%)	84,77 (%)
f_C (N)	-	284,28	158,99	144,26	128,09
Voltagem (V)	-	-	0,5841	0,4860	0,4202

Algumas observações podem ser feitas a partir dos dados apresentados nas Tabelas (6.5) e (6.6).

- Como era de se esperar, o controle puramente ativo apresentou, para todos os GLs avaliados as maiores reduções de deslocamentos, velocidades e acelerações, uma vez que os algoritmos semiativos buscam de forma indireta reproduzir as forças de controle calculadas no controle ativo, situação em que os controles ativos e semiativos teriam desempenhos equivalentes.
- Sistemáticamente, as magnitudes de força de controle ativo foram as maiores para todos os casos apresentados. Observa-se que quanto maiores as magnitudes de forças de controle, maiores as reduções de amplitudes de respostas. Entretanto, não se observa uma relação linear.
- Comparando-se os desempenhos dos sistemas semiativos, observa-se que a redução média de amplitudes de respostas foi
 - algoritmo *clipped optimal* - 61% para amplitudes máximas e 86 % para valores *rms*;
 - algoritmo *clipped optimal* modificado configuração 1 - 58% para amplitudes máximas e 85 % para valores *rms*; e
 - algoritmo *clipped optimal* modificado configuração 2 - 55% para amplitudes máximas e 84 % para valores *rms*.

Apesar de o algoritmo *clipped optimal* ter apresentado resultados para redução de amplitudes de respostas ligeiramente superiores às alcançadas com as configurações 1 e 2 (em torno de 2% maiores), as diferenças entre as magnitudes de força de controle foram notadamente superiores (10% e 24% aproximadamente).

Estas observações permitem concluir que o algoritmo proposto neste trabalho - *clipped optimal* modificado - pode apresentar desempenho semelhante ao do algoritmo *clipped optimal* no que se refere a redução de amplitudes de resposta com a aplicação de forças de controle com menores magnitudes e, conseqüentemente, com o consumo menor de energia.

7 CONCLUSÕES E COMENTÁRIOS FINAIS

Este trabalho avaliou o desempenho do controle semiativo utilizando amortecedores magnetorreológicos na redução da resposta estrutural em termos de deslocamentos, velocidades e acelerações. Além do controle semiativo, foram simulados sistemas de controle passivo e ativo.

Foi testada, numericamente, a eficiência do controle estrutural aplicado a um modelo de um edifício de dois andares submetido a uma aceleração na base na direção x .

Primeiramente, o pórtico foi controlado de forma passiva, utilizando dois amortecedores magnetorreológicos sob voltagem constante, instalados entre a base e o primeiro andar do pórtico. Foram utilizadas duas configurações de controle passivo: desligada ($0V$) e ligada ($2,5V$). A análise dos resultados permitiu concluir que o controle passivo nos dois casos analisados foi capaz de reduzir a resposta estrutural e que a eficiência do controle é majorada significativamente no modo ligado.

Os resultados obtidos nas simulações dos controles passivos foram muito próximos aos obtidos em estudos já publicados de Carneiro (2009) e Valencia (2011). Dessa forma, validou-se o modelo da estrutura e do amortecedor magnetorreológico utilizados neste trabalho.

Em seguida, a estrutura foi submetida ao controle semiativo utilizando amortecedores magnetorreológicos. Foram utilizados três algoritmos como estratégias para seleção do sinal de comando (voltagem): o algoritmo *clipped optimal* baseado no regulador linear quadrático (LQR), que permite variações na voltagem que pode assumir o valor $0V$ ou $2,5V$; o algoritmo *clipped optimal* modificado na configuração 1, que permite variações na voltagem que pode assumir o valor $0V$, $1,25$ ou $2,5V$; e o algoritmo *clipped optimal* modificado na configuração 2, que permite variações na voltagem que pode assumir o valor $0V$, $0,5V$, $1,0V$, $1,5V$, $2,0V$ ou $2,5V$.

As três estratégias mostraram-se ferramentas eficientes e confiáveis, pois foram capazes de reduzir a resposta da estrutura, confirmando o potencial de uso desses sistemas de controle semiativo em edificações.

Os três algoritmos de controle semiativo apresentaram desempenho superior à estratégia de controle passiva desligada. Porém, não foram mais eficientes do que o controle passivo ligado e o controle ativo, que alcançaram maiores reduções em todas as respostas analisadas, exceto nas acelerações do primeiro andar, onde os controles semiativos conseguiram melhores resultados que o controle passivo ligado. Entretanto, principalmente para o controle ativo, as altas taxas de redução de amplitudes foram alcançadas através de forças de controle com magnitudes superiores às obtidas com os demais algoritmos de controle.

Embora não tenham sido as estratégias mais eficientes na redução das respostas dinâmicas, as estratégias de controle semiativo utilizadas neste trabalho conseguiram reduzir de maneira satisfatória as respostas máximas absolutas e as respostas *rms*. As reduções foram superiores a 50% e 80% respectivamente.

As estratégias utilizando o algoritmo *clipped optimal* modificado nas configurações 1 e 2 não obtiveram reduções nas respostas da estrutura superiores às obtidas com o controlador *clipped optimal*, mas os resultados foram muito próximos e a quantidade de energia que seria consumida durante o controle de vibrações teria sido menor.

Este trabalho, portanto, apresentou por meio de análises numéricas o desempenho de sistemas de controle do tipo semiativo utilizando amortecedores magnetorreológicos na redução de respostas dinâmicas estruturais, demonstrando que o uso desses sistemas de controle é uma boa alternativa para solucionar problemas dinâmicos em estruturas.

São propostas como sugestões para trabalhos futuros:

- Realização de estudos experimentais com o objetivo de comparar os resultados numéricos obtidos neste trabalho com valores experimentais.
- Análise de outras técnicas de controle que permitam complementar o estudo de estratégias de controle para administrar amortecedores magnetorreológicos.
- Otimização do número e posição dos amortecedores magnetorreológicos.

Referências Bibliográficas

- Accioly, M. M. L. (2006). *Aplicação de métodos de controle ótimo à redução de vibrações em edifícios submetidos à ação de cargas dinâmicas*. Tese de Doutorado, Universidade Federal da Paraíba, João Pessoa.
- ASCE (2000). *Computing in Civil and Building Engineering*. American Society of Civil Engineers, Stanford, California.
- Barbosa, F. S. (1996). Controle ativo modal de vibrações estruturais. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE/Rio de Janeiro.
- Basili, M. (2006). *Controllo semi attivo di strutture adiacenti mediante dispositivi magnetoreologici: teoria, sperimentazione e modellazione*. Tese de Doutorado, Università degli studi di Roma La Sapienza, Roma.
- Bathe, K. (1982). *Finite Element Procedures in Engineering Analysis*. Prentice-Hall, New Jersey, USA.
- Battista, R. C. and Pfeil, M. S. (2005). Múltiplos atenuadores dinâmicos sincronizados para controle das oscilações induzidas pelo vento na ponte rio-niterói. *Revista Sul-americana de Engenharia Estrutural*, 2(1):73–95.
- Carneiro, R. B. (2009). *Controle Semi-Ativo de Vibrações Estruturais Utilizando Amortecedor Magnetorreológico*. Tese de Doutorado, Universidade de Brasília.
- Castro, E. S. (2011). Avaliação de algoritmos numéricos aplicados ao controle ativo de vibrações mecânicas. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Juiz de Fora, Juiz de Fora.
- Chen, Z. Q., Wang, X. Y., Ko, J. M., Ni, Y. Q., Spencer Jr., B. F., and Yang, G. (2003). Mr damping system on dongting lake cable-stayed bridge. *Smart Structures and*

Materials 2003: Smart Systems and Nondestructive Evaluation for Civil Infrastructures, 5057:229–235.

Clough, R. W. and Penzien, J. (1995). *Dynamics of Structures*. McGraw-Hill, New York, USA.

Dyke, S. J. (1996). *Acceleration Feedback Control Strategies for Active and Semi-Active Control Systems: Modeling, Algorithm Development, and Experimental Verification*. Tese de Doutorado, Graduate School of the University of Notre Dame.

Felippe Filho., W. N. (2012). Aplicação de modelos teórico-computacionais para simulação do comportamento dinâmico de estruturas amortecidas através de materiais viscoelásticos. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Juiz de Fora, Juiz de Fora.

Gamota, D. R. and Filisko, F. E. (1991). Dynamic mechanical studies of electrorheological materials: Moderate frequencies. *Journal of Rheology*, 35:399–425.

Holmes, M. H. (2007). *Introduction to Numerical Methods in Differential Equations*. Springer, Nova York, Estados Unidos da América.

Ikeda, Y. (2004). Active and semi-active control of buildings in japan. *Journal of Japan Association for Earthquake Engineering*, 4(3).

Lima, A. S. (2011). *Identificação Experimental de um Sistema Magneto-Reológico*. Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE/Rio de Janeiro.

Meirovitch, L. (1990). *Dynamics and Control of Structures*. Wiley, Canadá.

Mulligan, K. (2007). *Experimental and Analytical Studies of Semi-Active and Passive Structural Control of Buildings*. Tese de Doutorado, University of Canterbury, Christchurch, New Zealand.

Nagahama, C. V., Neto, A., Ribeiro, M., Barbosa, F. S., and Gomes, F. J. (2012). Análise numérica do desempenho de controladores ativos de vibrações estruturais. *Anais das XXXV Jornadas Sulamericanas de Engenharia Estrutural*, 12.

Ogata, K. (2003). *Engenharia de Controle Moderno*. Pearson, Rio de Janeiro, Brasil.

- Pestana, I. G. (2012). Controlo de vibrações em engenharia civil - amortecedor de colunas de líquido sintonizado. Dissertação de Mestrado, Faculdade de Ciências e Tecnologia - Universidade Nova de Lisboa.
- Rabinow, J. (1948). The magnetic fluid clutch. *AIEE Transactions*, 67:1308–1315.
- Shames, I. H. and Cozzarelli, F. A. (1992). *Elastic and Inelastic Stress Analysis*. Wiley, Englewood Cliffs.
- Soong, T. T. (1990). *Active structural control: theory and practice*. Longman Scientific and Technical, England.
- Soong, T. T. and Dargush, G. F. (1997). *Passive Energy Dissipation Systems in Structure Engineering*. Wiley, West Sussex, England.
- Soong, T. T. and Spencer Jr., B. F. (2002). Supplemental energy dissipation: state-of-the-art and state-of-the-practice. *Engineering Structures*, 24:243–259.
- Spencer Jr., B. F., Dyke, S. J., Sain, M. K., and Carlson, J. D. (1997). Phenomenological model of magnetorheological damper. *Journal of Engineering Mechanics*, 123(3):230–238.
- Spencer Jr., B. F. and Nagarajaiah, S. (2003). State of the art of structural control. *Journal of Structural Engineering*, pp. 845–856.
- Spencer Jr., B. F. and Sain, M. K. (1997). Controlling buildings: A new frontier in feedback. *Special Issue of the IEEE Control Systems Magazine on Emerging Technology*, 17(6):19–35.
- Spencer Jr., B. F. and Soong, T. T. (1997). Mechanics and dynamics of intelligent passive vibration control system. *Journal of Engineering Mechanics*, 123(4):322–327.
- Spencer Jr., B. F. and Soong, T. T. (1999). New applications and development of active, semi-active and hybrid control techniques for seismic and non-seismic vibration in the usa. *Proceedings of International Post-SMiRT Conference Seminar on Seismic Isolation, Passive Energy Dissipation and Active Control of Vibration of Structures*.

- Stanway, R., Sproston, J., and Stevens, N. (1985). Non-linear identification of an electrorheological vibration damper. *IFAC Identification and System Parameter Estimation*, pp. 195–200.
- Valencia, L. A. L. (2011). *Estudo de Algoritmos de Controle Semi-Ativo Aplicados a Amortecedores Magnetorreológicos*. Tese de Doutorado, Universidade de Brasília.
- Wang, Y. (2006). *Control strategies for 3d smart base isolation systems using modal and nodal approaches*. Tese de Doutorado, Universidade de Washington.
- Wen, Y. K. (1976). Method of random vibration of hysteretic systems. *Journal of Engineering Mechanics Division, ASCE*, 102(2):249–263.