



FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE NOVA DE LISBOA

Departamento de Engenharia Civil

LIGAS COM MEMÓRIA DE FORMA CARACTERÍSTICAS E APLICAÇÕES EM ENGENHARIA CIVIL

Luís Miguel Oliveira Pereira

Dissertação apresentada na Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Civil, Perfil de Estruturas

Orientador Científico

Professor Doutor Corneliu Cismaşiu

Júri:

Presidente: Professor Doutor Luís Armando Canhoto Neves

Vogais: Professor Doutor Carlos Manuel Chastre Rodrigues

Professor Doutor Corneliu Cismaşiu

Abril de 2011

“Copyright” Luís Miguel Oliveira Pereira, FCT/UNL e UNL

A Faculdade de Ciências e Tecnologia e a Universidade Nova de Lisboa têm o direito, perpétuo e sem limites geográficos, de arquivar e publicar esta dissertação através de exemplares impressos reproduzidos em papel ou de forma digital, ou por qualquer outro meio conhecido ou que venha a ser inventado, e de a divulgar através de repositórios científicos e de admitir a sua cópia e distribuição com objectivos educacionais ou de investigação, não comerciais, desde que seja dado crédito ao autor e editor.

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar quero agradecer à minha família, aos meus pais e ao meu irmão, o apoio incondicional que me deram ao longo de todo o meu percurso académico, partilhando comigo não só os meus êxitos, mas principalmente os momentos mais difíceis, onde toda a sua compreensão e apoio foram a mais forte motivação para nunca desistir e, assim, atingir os meus objectivos.

Ao meu orientador, Prof. Dr. Corneliu Cismaşiu, o meu reconhecimento pelo modo como me acompanhou e orientou nos objectivos traçados para esta dissertação. Agradeço a sua disponibilidade e paciência nas explicações e esclarecimentos dados, não só neste trabalho, mas também enquanto professor durante o meu percurso académico.

Ao Prof. Filipe Santos, pela sua cooperação nos ensaios realizados, assim como a sua precisa ajuda no processo de implementação numérica, com a qual, foi possível atingir todos os objectivos inicialmente propostos. Agradeço todo o seu acompanhamento e disponibilidade.

A todos os professores do Departamento de Engenharia Civil desta grande instituição que contribuíram com a sua experiência e conhecimento para a minha formação como engenheiro.

Por fim, a todos os meus amigos, que ao longo destes cinco anos compartilharam comigo tantas tardes de convívio, debate e estudo, cimentando a forte amizade existente. A eles um agradecimento sentido.

RESUMO

A presente dissertação tem por objectivo apresentar todas as potencialidades da utilização das ligas com memória de forma na área da Engenharia Civil, tendo em conta todas as características que as separam dos mais diversos materiais de uso corrente e que as tornam tão especiais. Destas destacam-se o efeito de memória de forma e o comportamento superelástico como as mais importantes, pois de ambas advém a possibilidade de uso em estruturas para controlo dinâmico, servindo como dispositivos de dissipação de energia e de reposicionamento. É possível ainda adapta-las às mais diversas necessidades, dado apresentarem grande flexibilidade nas suas características em função da sua composição e do tratamento aplicado durante o processo de fabrico.

Estas ligas contam já com uma extensa bibliografia na área, sendo que, para explicar as suas capacidades, reúne-se nesta dissertação, uma compilação exaustiva dos trabalhos mais relevantes. Deste estudo concluiu-se que, apesar dos resultados promissores apresentados por estas ligas, o seu elevado custo dificulta a sua aplicação em situações reais. Assim, e com falta de resultados práticos, é necessário recorrer a modelos constitutivos para tentar prever o comportamento destas ligas e, deste modo, dar aos projectistas instrumentos que ajudem na concepção de novos dispositivos que possam ser correctamente integrados nas mais diversas estruturas. No entanto, estes modelos constitutivos podem apresentar limitações que, por vezes, impossibilitam o seu uso. Assim, e com o intuito de melhorar um modelo constitutivo existente, apresenta-se, também, nesta dissertação, um extenso programa de ensaios que pretendeu estudar a degradação da resposta de ligas NiTi quando sujeitas a carregamentos cíclicos onde variam a velocidade de carregamento e a temperatura ambiente. Com base na variação de duas características fulcrais necessárias na definição desta degradação, a fluência acumulada e a tensão de início da transformação directa, procedeu-se à implementação das alterações num modelo numérico base, obtendo, de um modo geral, boas aproximações entre o previsto pelo modelo e a realidade.

Palavras-chave: Ligas com memória de forma; efeito de memória de forma; superelasticidade / pseudoelasticidade; carregamento cíclico; velocidade de carregamento; temperatura; modelo constitutivo; implementação numérica.

ABSTRACT

The present work focuses on the different possibilities for the use of shape memory alloys in Civil Engineering structures, using their two unique characteristics to separate them from all known construction material. The shape memory effect and superelasticity provide the grounds for the possible use of these alloys in the dynamic control of structures as energy dissipating and recentering devices. According to the requirements for each application, their behavior can be hugely and easily modified depending on the manufacture and treatment processes.

Presently, an already extensive amount of literature on the use of these alloys in Civil Engineering is available. The literature review presented in this thesis, provides the best method to explain and demonstrate all of these alloys potential. From this exercise, and despite all its promising results, one concludes that the cost of these alloys is still the biggest obstacle for real world applications. In response to this fact, there has been a growing need for the development of better constitutive models that can provide a basis for predicting the behavior of such materials, and be used by designers to correctly create and implement different devices on a huge variety of structures. However, most of these constitutive models present some limitations and must be used with caution. In order to improve an existing constitutive model, a series of experimental testes were carried out to study the degradation of the response of Ni-Ti alloys when subjected to cyclic loading at different strain rates and temperatures. Based on the variation of two defining characteristics of this degradation, the cumulative creep and the critical stress to start austenite/martensite transformation, an improvement on a pre-existing numerical model was implemented, yielding a very satisfactory set of results, when compared to the experimental tests.

Keywords:

Shape memory alloys; shape memory effect; pseudoelasticity / superelasticity; cyclic loading; strain rate; temperature; constitutive model; numerical implementation.

ÍNDICE

1. Introdução.....	1
1.1. Enquadramento.....	2
1.2. Objectivos.....	4
1.3. Organização.....	4
2. Ligas com Memória de Forma – Introdução e Características.....	5
2.1. Introdução.....	5
2.2. Características.....	5
2.2.1. Estrutura Atómica.....	5
2.2.2. Efeito de Memória de Forma.....	6
2.2.3. Superelasticidade.....	8
2.2.4. Influência de Factores Externos.....	9
2.2.4.1. Temperatura.....	9
2.2.4.2. Velocidade de Carregamento.....	11
2.2.4.3. Comportamento ao Carregamento Cíclico.....	12
2.3. Tipos de Ligas.....	13
2.3.1. Ligas de Níquel-Titânio.....	14
2.3.2. Ligas à base de Cobre.....	14
3. Aplicações em Engenharia Civil.....	17
3.1. Solicitações Dinâmicas em Estruturas.....	17
3.1.1. Acção Sísmica.....	17
3.1.2. Tráfego.....	20
3.1.3. Acção do Vento.....	21
3.1.4. Funcionamento de Equipamentos.....	21
3.2. Sistemas de Controlo de Vibrações.....	22
3.3. Sistemas de Controlo Passivo.....	23

3.3.1. Dissipação de Energia	24
3.3.1.1. Contraventamento de Estruturas	25
3.3.1.2. Reabilitação Sísmica de Edifícios Históricos.....	39
3.3.1.3. Ligações entre Elementos.....	42
3.3.1.4. Reforço de elementos de betão com LMF	46
3.3.2. Isolamento Sísmico	54
3.3.2.1. Blocos de Borracha com Núcleo de LMF.....	55
3.3.2.2. Dispositivos de Reposicionamento	59
3.3.2.3. Molas de LMF Superelásticas	60
3.3.3. Outros Sistemas de Controlo Passivo.....	62
3.3.3.1. Dispositivos de Retenção em Pontes.....	62
3.3.3.2. Sistemas de Recuperação de Forma usando LMF Superelásticos	66
3.4. Sistemas de Controlo Activo de Estruturas.....	68
3.4.1. Sistemas de Auto-Reabilitação Estrutural.....	68
3.4.2. Sistemas de Controlo da Frequência de Estruturas	78
4. Aperfeiçoamento de um modelo constitutivo para as LMF.....	81
4.1. Modelo constitutivo base	82
4.1.1. Lei mecânica	83
4.1.2. Lei cinética	84
4.1.3. Equação de equilíbrio térmico.....	85
4.1.4. Modelo constitutivo adoptado	86
4.2. Ensaio realizados	86
4.3. Apresentação dos Ensaio	88
4.4. Análise dos resultados.....	95
4.5. Implementação Numérica	100
4.6. Modelo numérico versus resultados experimentais	104
5. Conclusões e Desenvolvimentos Futuros.....	113

Referências Bibliográficas.....	117
Anexos.....	125
Anexo A – Análise dos ensaios realizados.....	125
Anexo A-1: 2º Ensaio – 0,05%/s a 30°C:	125
Anexo A-2: 3º Ensaio – 0,05%/s a 40°C:	126
Anexo A-3: 9º Ensaio – 0,15%/s a 20°C:	127
Anexo A-4: 10º Ensaio – 0,15%/s a 30°C:	128
Anexo A-5: 11º Ensaio – 0,15%/s a 40°C:	129
Anexo A-6: 12º Ensaio – 0,15%/s a 50°C:	130
Anexo A-7: 22º Ensaio – 0,30%/s a 30°C:	131
Anexo A-8: 23º Ensaio – 0,30%/s a 40°C:	132
Anexo B – Programação.....	133
Anexo B-1: Bloco três – Carregamento	133
Anexo B-2: Bloco quatro – Inicialização de variáveis	140
Anexo B-3: Bloco cinco – Cálculo da fracção martensítica e tensões	140
Anexo B-4: Bloco seis – Cálculo da energia dissipada.....	141
Anexo B-5: Bloco sete – Plotagem	142

ÍNDICE DE FIGURAS

CAPÍTULO 1

Figura 1-1 - Sistemas de controlo de vibrações [75,88].....	3
---	---

CAPÍTULO 2

Figura 2-1 - Estrutura atómica das diferentes fases das LMF [4]	6
Figura 2-2 - Efeito de memória de forma [87]	7
Figura 2-3 – Efeito de memória de forma e superelasticidade em gráficos tensão-extensão [25]	8
Figura 2-4 - Transformações de fase e respectivas estruturas atómicas [3].....	9
Figura 2-5 – Variação das propriedades termomecânicas com a temperatura [3]	11
Figura 2-6 – Ciclos histeréticos obtidos para diferentes carregamentos cíclicos [45]	13
Figura 2-7 - Características gerais de algumas LMF [31].....	14

CAPÍTULO 3

Figura 3-1 - Tipos de movimentos das placas tectónicas [86]	18
Figura 3-2 - Formação de uma rótula plástica na base de um pilar [34].....	19
Figura 3-3 - Millennium Bridge em Londres após instalação dos amortecedores viscosos [30,67]	20
Figura 3-4 - Ponte de Tacoma Narrows em Washington EUA [29]	21
Figura 3-5 - Cravação de estacas em zona urbana [53].....	22
Figura 3-6 - Localização e geometria típica de dissipadores em edifícios [40].....	24
Figura 3-7 - Comportamento mecânico idealizado para cada grupo funcional [27].....	25
Figura 3-8 – Dispositivo idealizado por Dolce et al. [27].....	26
Figura 3-9 – Variação do amortecimento equivalente do grupo de reposicionamento em função de (a), (b) e (c) [27]	27
Figura 3-10 - Gráfico força-deslocamento para os dispositivos <i>DL</i> e <i>B</i> [27]	28
Figura 3-11 - Gráfico força-deslocamento para os dispositivos <i>RLB</i> e <i>RLDL</i> [27]	29
Figura 3-12 - Resultados obtidos para diferentes acelerações de solo [60]	30
Figura 3-13 - Dissipador e modelo ensaiado por Aizawa et al. [1].....	31
Figura 3-14 - Resultados obtidos para o pórtico de três pisos [7].....	33

Figura 3-15 - Resultados obtidos para o pórtico de seis pisos [7].....	33
Figura 3-16 - Dissipadores ensaiados por Han et al. [41]	33
Figura 3-17 - Pórtico metálico de dois pisos ensaiado por Han et al. [41].....	34
Figura 3-18 - Variação das deformações no pórtico com o tempo [41]	34
Figura 3-19 - Ensaio de ciclagem: diâmetro do arame 5,3mm; 10 ciclos de treino a 2% de deformação a ritmo lento: (a) 30°C, (b) 50°C e (c) 70°C [16]	36
Figura 3-20 - Ensaio de ciclagem: diâmetro do arame 5,3mm; 50 ciclos de treino a 2% de deformação a ritmo rápido: (a) 30°C, (b) 50°C e (c) 70°C [16].....	37
Figura 3-21 - Ensaio na mesa sísmica do contraventamento instalado no pórtico de três pisos [16]	38
Figura 3-22 – Ensaio na mesa sísmica do modelo de um pórtico de um piso com chapas de LMF instaladas no topo dos pilares [16]	38
Figura 3-23 - Frequências próprias obtidas para as três configurações estudadas [16]	39
Figura 3-24 - Mecanismo de colapso da torre durante o sismo (a) e intervenção realizada (b) [59].....	39
Figura 3-25 - Estado geral da torre após sismo (a); Intervenção realizada (b); Dispositivo de LMF (c) [43]	40
Figura 3-26 – Mecanismo de colapso e intervenção realizada na Basílica [59]	41
Figura 3-27 – Modelos numéricos mostrando a distribuição de tensões antes e depois da intervenção [11].....	42
Figura 3-28 - Localização das zonas críticas onde se podem formar rótulas plásticas em caso de acção sísmica [82].....	43
Figura 3-29 - Sistema de ancoragem de um pilar usando varões de LMF [78,79]	43
Figura 3-30 - Sistema de ancoragem com varões de LMF não apresentando deformações residuais [78,79]	44
Figura 3-31 - Sistema de ancoragem convencional com varões de aço apresentando deformações residuais [78,79].....	44
Figura 3-32 - Detalhes do sistema de ancoragem viga-pilar estudado por Ocel et al. [61].	45
Figura 3-33 - Estado dos tendões de LMF antes e depois de serem aquecidos [61].....	45
Figura 3-34 – Pormenorização do reforço da ligação viga-pilar JBC-1 e JBC-2 (dimensões em mm) [92].....	47
Figura 3-35 - Acopladores mecânicos usados na ligação entre os varões de aço e os varões de LMF [92]	47

Figura 3-36 - Estado geral das ligações após ensaios, [a] e [b] para JBC-1 e [c] e [d] para JBC-2 [92].....	49
Figura 3-37 - Energia dissipada cumulativa para os diferentes deslocamentos nas ligações JBC-1 e JBC-2 [92].....	49
Figura 3-38 – Representação esquemática das secções das barras de reforço [85]	51
Figura 3-39 - Ensaios cíclicos de tracção [85]	52
Figura 3-40 - Geometria da viga ensaiada com os dois sistemas de reforço [85].....	53
Figura 3-41 - Reacção versus deslocamento na ponta da viga para os diferentes reforços [85]	53
Figura 3-42 - Isolamento de base em edifícios e em pontes [39].....	54
Figura 3-43 - Modelo de uma ponte ensaiado por Wilde et al. [89]	56
Figura 3-44 - Resposta para os sistemas de isolamento de LMF e NZ para a excitação harmónica, amplitude 0,2g [89]	57
Figura 3-45 - Resposta para os sistemas de isolamento de LMF e NZ para o sismo de Kobe, amplitude 0,4g [89]	57
Figura 3-46 - Resposta para os sistemas de isolamento de LMF e NZ para o sismo de Kobe, amplitude de 0,6g [89]	57
Figura 3-47 - Esforço transversal obtido para uma ponte com os sistemas de isolamento de LMF e NZ para o sismo de Kobe com amplitude de 0,6g [89].....	58
Figura 3-48 - Acelerações no tabuleiro da ponte com os sistemas de isolamento de LMF e NZ para o sismo de Kobe com amplitude de 0,6g [89].....	58
Figura 3-49 - Quantidade de energia dissipada pelos dois sistemas estudados [89].....	59
Figura 3-50 - Representação esquemática do sistema de isolamento de base proposto por Dolce et al. [27].....	59
Figura 3-51- [a] Esquema do sistema de isolamento com molas de LMF e [b] seu diagrama de corpo livre [46]	60
Figura 3-52 - Transmissibilidade do sistema com molas de LMF para diferentes amplitudes do movimento de base para uma massa de 1kg [46].....	61
Figura 3-53 - Colapso do tabuleiro devido a deslocamentos excessivos nos apoios [5]	62
Figura 3-54 - Modelo simplificado com dois graus de liberdade de uma ponte [5]	63
Figura 3-55 - Resultados obtidos para as diferentes soluções propostas por Andrawes e DesRoches [5]	64
Figura 3-56 - Barra de LMF usado nos ensaios [22].....	65

Figura 3-57 – Ponte de três vãos simplesmente apoiados com os dispositivos de retenção [22]	65
Figura 3-58 - Deslocamentos registados para o sismo de Kobe para os diferentes casos [22]	66
Figura 3-59 - Ensaio realizado por Otero numa viga de betão armado reforçado com cabos de LMF pseudoelásticos [62]	67
Figura 3-60 - Ensaio de flexão efectuado por Song e Mo à viga de betão armado inteligente [77]	70
Figura 3-61 - Estado da viga antes e depois do aquecimento dos cabos de LMF [77]	71
Figura 3-62 - Gráfico força - deformação dos cabos de LMF obtido por Song e Mo [77]	71
Figura 3-63 - Gráfico alongamento dos cabos - resistência eléctrica [77]	72
Figura 3-64 - Sistema de controlo activo de deflexão para uma viga [21].....	72
Figura 3-65 - Geometria das vigas ensaiadas por Deng et al. [21].....	73
Figura 3-66 - Diferentes características das vigas utilizadas nos ensaios de Li et al. [49]..	75
Figura 3-67 - Representação esquemática dos ensaios de Li et al. [49].....	76
Figura 3-68 - Evolução das fendas nas vigas L-3 e L-4 [49]	76
Figura 3-69 - Dimensões das fendas nas vigas L-1 e L-3 após reforço com CFRP [49]	77
Figura 3-70 - Deflexão a meio vão da viga com a força aplicada [49]	77
Figura 3-71 - Esquema dos ensaios realizados por Ma et al. [54].....	79

CAPÍTULO 4

Figura 4-1 – Arames de NiTi usados nos ensaios	81
Figura 4-2 – Equipamento utilizado para a realização dos ensaios de tracção – ZWICK Z050.....	82
Figura 4-3 - Leis Mecânicas para LMF [20]	83
Figura 4-4 - Diagrama de fase e leis cinéticas [20]	84
Figura 4-5 - Modelo Constitutivo adoptado por Cismaşiu e Santos [20].....	86
Figura 4-6 – Acessórios da ZWICK Z050 utilizados para os ensaios.....	87
Figura 4-7 - Gráfico força-deformação resultante do Ensaio 1	89
Figura 4-8 - Gráfico força-deformação resultante do Ensaio 21	90
Figura 4-9 - Comparação do primeiro ciclo para os Ensaios 1, 2, 3 e 4.....	91
Figura 4-10 - Comparação do último ciclo para os Ensaios 1, 2, 3 e 4.....	92

Figura 4-11 - Comparação do primeiro ciclo para os Ensaios 21, 22, 23 e 24	93
Figura 4-12 - Comparação do último ciclo para os Ensaios 21, 22, 23 e 24.....	93
Figura 4-13 - Comparação do primeiro ciclo para os Ensaios 1, 5, 9, 13, 17 e 21	94
Figura 4-14 - Comparação do último ciclo para os Ensaios 1, 5, 9, 13, 17 e 21.....	94
Figura 4-15 - Resultados obtidos para o Ensaio 1.....	95
Figura 4-16 - Tratamento de dados efectuado para o Ensaio 1	97
Figura 4-17 - Resultados experimentais versus numéricos - Ensaio 1.....	105
Figura 4-18 - Resultados experimentais versus numéricos - Energia dissipada - Ensaio 1	105
Figura 4-19 - Resultados experimentais versus numéricos - Ensaio 4.....	106
Figura 4-20 - Resultados experimentais versus numéricos - Energia dissipada - Ensaio 4	107
Figura 4-21 - Resultados experimentais versus numéricos - Ensaio 21.....	107
Figura 4-22 - Resultados experimentais versus numéricos - Energia dissipada - Ensaio 21	108
Figura 4-23 - Resultados experimentais versus numéricos - Ensaio 24.....	109
Figura 4-24 - Resultados experimentais versus numéricos - Energia dissipada - Ensaio 24	109
Figura 4-25 - Modelo numérico de Tanaka versus resultados experimentais [71]	110

ÍNDICE DE TABELAS

CAPÍTULO 3

Tabela 3-1 - Sistemas de Controlo de Vibrações	23
Tabela 3-2 - Resultados obtidos para os sistemas de controlo de vibrações [54]	79

CAPÍTULO 4

Tabela 4-1 - Parâmetros definidos para cada ensaio realizado.....	87
Tabela 4-2 - Funções descritivas da fluência acumulada	97
Tabela 4-3 - Funções descritivas da tensão de transformação.....	98
Tabela 4-4 - Funções polinomiais para interpolação da temperatura.....	98
Tabela 4-5 - Funções harmónicas para interpolação das parcelas referentes às funções logarítmicas caracterizadoras da fluência acumulada, quando se variam as velocidades de carregamento	99
Tabela 4-6 - Parâmetros adoptados no modelo constitutivo	104

Ligas com Memória de Forma - Características e Aplicações em Engenharia Civil

Luís Miguel Oliveira Pereira

1. INTRODUÇÃO

Com a crescente inovação da tecnologia, têm surgido grandes avanços na área da Engenharia Civil, que tentam responder de forma adequada às exigências económicas que cada vez mais são o grande argumento de decisão nesta área.

Neste sentido a possibilidade da construção de edifícios inteligentes tem despertado grande interesse. Entende-se por edifício inteligente aquele que se adapta às condições envolventes, capaz de se auto-monitorizar respondendo a novas condições de carregamento e de se regenerar em caso de dano. Pretende-se desta forma otimizar ao máximo a vida útil de um edifício, com o menor custo possível [3,77].

Diversos materiais inovadores têm sido propostos e ensaiados com o objectivo de verificar a sua aplicabilidade neste novo conceito de construção. Em sistemas de monitorização destacam-se:

- A fibra óptica, que devido à sua reduzida dimensão e peso, elevada compatibilidade com o material envolvente e imunidade às interferências electromagnéticas, tornam-se no material preferencial para este tipo de sistemas [6];
- Os materiais piezoeléctricos, capazes de gerar um campo eléctrico quando submetidos a carregamentos mecânicos [6,77].

Para sistemas de controlo de vibrações passivos, semi-activos ou activos, destacam-se:

- Os fluidos magnetoreológicos e electrorreológicos, que, devido às micro partículas que os compõem, são capazes de alterar instantaneamente a sua viscosidade quando aplicado um campo magnético ou uma corrente eléctrica, respectivamente, possibilitando a criação de amortecedores altamente eficazes no controlo de vibrações [15];
- Os materiais piezoeléctricos, funcionando como actuadores;
- As ligas com memória de forma, objecto de estudo da presente dissertação de mestrado.

As ligas com memória de forma (*LMF*, como serão designadas em diante) são materiais que apresentam a capacidade de recuperarem a sua forma inicial após serem sujeitas a grandes deformações, através de aquecimento (conhecido como o efeito de memória de forma) ou retirando por completo a carga aplicada (conhecido como superelasticidade ou pseudoelasticidade) [3,77].

Estas propriedades únicas das LMF, têm proporcionado o seu uso nas mais diversas áreas, desde a indústria aeroespacial até à medicina, sendo agora estudado o seu uso na Engenharia Civil [25].

1.1. Enquadramento

Nas últimas três décadas, com o aumento da população mundial e conseqüente ousadia na construção de infra-estruturas que suportem esta tendência, tem sido motivação para os engenheiros civis conceberem estruturas que sejam cada vez mais seguras e funcionais face a acções naturais e humanas.

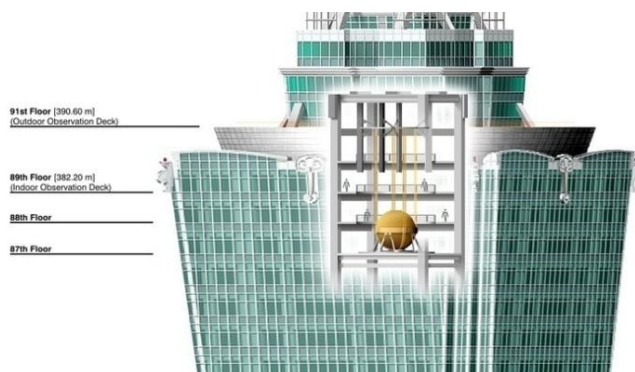
Das acções possíveis de contabilizar na concepção de uma estrutura, as acções dinâmicas destacam-se como sendo as mais difíceis de prever, podendo comprometer a integridade da própria estrutura e levar a perdas económicas e humanas inaceitáveis. A acção do vento, a acção sísmica, o tráfego e o funcionamento de equipamentos tornam-se assim objecto de estudo, de modo a criar soluções que mitiguem os efeitos nefastos destas acções.

Na generalidade dos casos, tendo em conta as suas dimensões e conseqüências, as acções sísmicas destacam-se como sendo das mais gravosas das acções dinâmicas. Durante estas acções, libertam-se elevadas quantidades de energia que se propagam para as estruturas, requerendo estas, mecanismos de isolamento ou dissipação, de maneira a proteger a sua integridade.

Sendo economicamente inviável a construção de uma estrutura que permaneça em regime elástico para sismos de grandes amplitudes, em edifícios correntes, a capacidade de dissipação de energia está directamente associada à ductilidade da mesma, isto é, à capacidade de acumular deformações plásticas sem, no entanto, ocorrer o colapso.

Contudo, com a ocorrência de vários sismos recentes, como o de Northridge nos EUA em 1994 e o de Kobe no Japão em 1995, verificou-se que esta abordagem não bastou para evitar perdas económicas e humanas consideráveis, sendo reconhecido a necessidade de recorrer a sistemas de amortecimento adicionais.

O desenvolvimento tecnológico das últimas décadas permitiu o aparecimento de diversas soluções que minimizam os danos permanentes sofridos pelos elementos estruturais, tornando as estruturas mais seguras durante e após a solicitação. Estas enquadram-se em sistemas de controlo activo, que necessitam do fornecimento de energia para o seu funcionamento, semi-activo, que necessitam do fornecimento de energia para possibilitar a alteração de certas características dos dispositivos, e passivo, que não necessitam do fornecimento de energia para funcionarem. Na Figura 1-1, como exemplo, apresentam-se dois tipos de sistemas de controlo de vibrações, em que (a) corresponde ao amortecedor de massa sintonizada instalado no Taipei 101, que reduz as vibrações na estrutura através de um movimento contrário ao da oscilação, e (b) a um isolamento de base aplicado num edifício no Japão, que minimiza a propagação de vibrações das fundações para a superestrutura.



(a) Amortecedor de massa sintonizada instalado no Taipei 101



(b) Isolamento de base instalado num edifício no Japão

Figura 1-1 - Sistemas de controlo de vibrações [75,88]

A demanda por sistemas que dissipem cada vez mais energia com a redução ao máximo das deformações permanentes, sendo mesmo capazes de alterar a sua resposta de acordo com o nível da solicitação, leva agora a comunidade científica da Engenharia Civil a propor o uso dos chamados materiais inteligentes, entre os quais as LMF, como solução. A sua aplicação já conta com uma bibliografia bastante extensa, incluindo aplicações reais que reforçam a expectativa existente em torno deste material.

1.2. Objectivos

Esta dissertação de mestrado propõe-se a realizar dois objectivos. O primeiro será uma compilação bibliográfica dos trabalhos existentes mais pertinentes sobre as características das ligas com memória de forma e suas aplicações no ramo da Engenharia Civil. Pretende-se desta forma dar a conhecer todas as capacidades e limitações deste material de uma forma resumida.

O segundo objectivo, num âmbito mais prático, de implementar algumas alterações a um modelo numérico já existente, de modo a tentar melhorar a sua versatilidade e precisão na simulação do comportamento destas ligas. Para tal, foram realizados diversos ensaios com o intuito de aprofundar o conhecimento existente sobre a sua resposta face a diversos factores externos e, assim, poder extrapolar conclusões que possam ajudar na sua previsão.

1.3. Organização

A presente dissertação encontra-se organizada em cinco capítulos:

- Neste primeiro capítulo pretendeu-se fazer uma introdução ao tema desta dissertação, dando a conhecer o enquadramento geral onde está inserida e os objectivos propostos pela mesma.
- No segundo capítulo são expostos e explicados os aspectos gerais ligados às ligas com memória de forma, desde a sua descoberta até às características e comportamentos que a definem e a elevam acima dos demais materiais existentes.
- No terceiro capítulo é feita uma revisão do estado de arte com o intuito de expor os diferentes estudos realizados sobre a utilização das ligas com memória de forma na Engenharia Civil.
- No quarto capítulo é apresentado o trabalho experimental e de modelação numérica do comportamento das LMF, que constitui o contributo original desta dissertação de mestrado.
- No quinto capítulo são expostas as conclusões retiradas de todo o trabalho realizado e feitas algumas sugestões para futuros desenvolvimentos.

2. LIGAS COM MEMÓRIA DE FORMA – INTRODUÇÃO E CARACTERÍSTICAS

2.1. Introdução

A primeira observação do efeito de memória de forma é relatada por Chang e Read, correndo o ano de 1932. Nessa altura, eles descrevem a reversibilidade de fase em ligas de AuCd [18]. Posteriormente esta capacidade foi também observada em ligas de CuZn, em 1938.

Nos anos 60, é Buehler e Wiley que, trabalhando para a US Naval Ordinance Laboratory, desenvolvem um conjunto de ligas com capacidade de memória de forma, consistindo numa composição equi-atômica de Níquel e Titânio [13]. Estas ligas de NiTi, também referidas como Nitinol, destacam-se por ser as mais conhecidas e as mais usadas correntemente na Engenharia Civil.

Este tipo de material também tem sido bastante aplicado noutras áreas, como na medicina e biomédica, indústria aeroespacial e até no vestuário [25]. No entanto, na Engenharia Civil, o preço relativamente elevado (150,00€/kg¹) e a grande quantidade de material necessário para realizar qualquer intervenção, encarece bastante o projecto, desmotivando enormemente a experimentação com as LMF.

Apesar de tudo, o custo por quilograma destas ligas tem registado uma diminuição ao longo dos últimos anos, motivada pela evolução das técnicas de produção e a sua difusão no mercado. No entanto a elevada complexidade de fabrico destas ligas mantem-se, requerendo grande precisão durante todo o processo pois qualquer divergência pode resultar em variações bastante acentuadas nas propriedades finais.

2.2. Características

2.2.1. Estrutura Atômica

As ligas com memória de forma são materiais metálicos com uma estrutura cristalina e que, como já referido, destacam-se dos demais materiais existentes por possuírem duas características singulares conhecidas como o *efeito de memória de forma* e a *superelasticidade* ou *pseudoelasticidade*.

¹ Preço referência para o quilograma de NiTi da Euroflex, Lda. em Dezembro de 2010.

A razão pela qual as LMF podem recuperar a sua forma inicial após elevadas deformações reside na sua estrutura atómica. Este material apresenta duas fases: a fase austenítica, de rigidez elevada e a fase martensítica, mais deformável. Dependendo da temperatura e da tensão instalada, o material da liga pode intercalar entre estas duas fases, sem alteração macroscópica, de modo a acomodar maiores ou menores deformações [25,77].

A fase austenítica é caracterizada por uma estrutura atómica ordenada do tipo cúbico (Figura 2-1(a)) e é estável para temperaturas mais altas e pequenas tensões, enquanto a fase martensítica é do tipo monoclinica (Figura 2-1(b)), resultante da distorção de uma estrutura do tipo ortorrômbica (Figura 2-1(c)) e é mais estável a baixas temperaturas e elevadas tensões [31]. As diferentes fases encontram-se representadas esquematicamente na Figura 2-1.

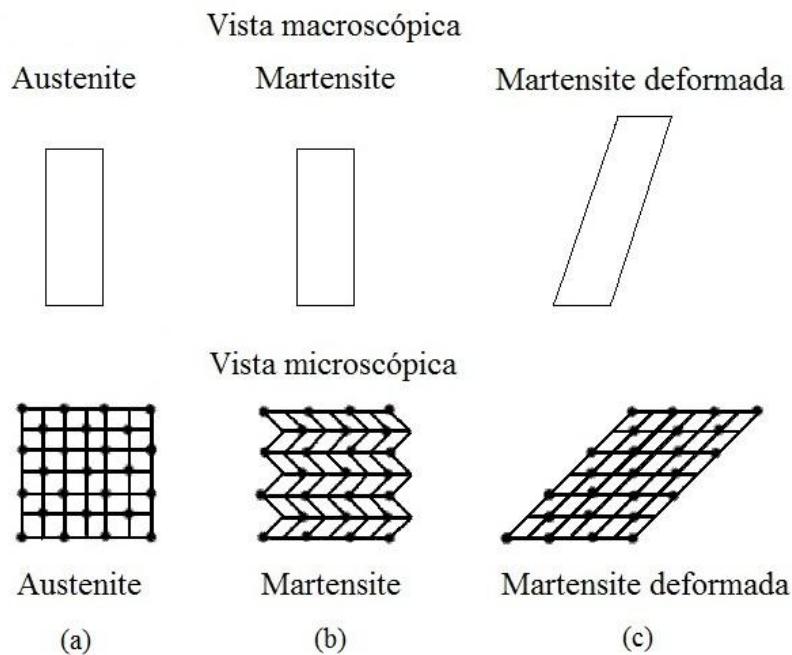


Figura 2-1 - Estrutura atómica das diferentes fases das LMF [4]

2.2.2. Efeito de Memória de Forma

Como já referido, a baixas temperaturas o material encontra-se na sua fase martensítica e apresenta o efeito de memória de forma. Para uma dada solicação, e a partir da sua configuração inicial (Figura 2-2(a) - a), o material pode apresentar deformações recuperáveis elevadas (Figura 2-2(a) - b). Isto é possível através de um processo designado por maclagem, onde a estrutura atómica se vai desdobrando de acordo com o grau da solicação. Esta situação traduz-se num aumento de deformação a tensão constante, até a estrutura atómica atingir a sua última distribuição.

Findo a solicitação, esta distribuição atômica deixa de ser estável e no retorno para uma distribuição mais compacta e estável, o material recupera parte da sua configuração inicial (Figura 2-2(a) - c). Apesar de no final deste processo se registrar alguma deformação residual, aquecendo a liga acima de uma determinada temperatura (correspondendo à passagem da fase martensítica para a austenítica) resulta na minimização desta deformação (Figura 2-2(a) – d) [28,32]. Este comportamento é designado de efeito de memória de forma simples e é representado num gráfico tensão-extensão na Figura 2-3(a) onde é relacionada a variação da tensão com a extensão ao longo de todas estas fases.

Além do chamado efeito de memória de forma simples, existe ainda o efeito de memória de forma duplo.

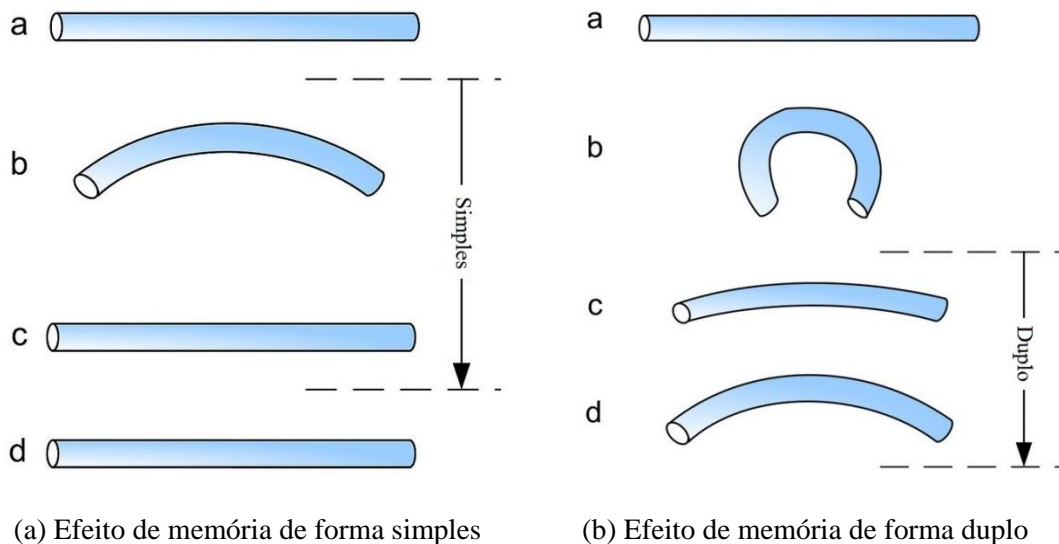


Figura 2-2 - Efeito de memória de forma [87]

De acordo com a Figura 2-2(b) que apresenta esquematicamente este segundo efeito de memória de forma, partindo da configuração inicial da liga na sua fase martensítica (a) e depois de aplicar uma deformação irreversível (b), mesmo depois de aquecer a liga (c) esta não volta à sua forma inicial (d), mas sim a uma segunda forma final.

É possível concluir que a liga é capaz de memorizar duas configurações diferentes, uma a baixas temperaturas e outra a altas temperaturas. Esta capacidade depende do tipo de treino a que a liga é sujeita. No entanto, se a liga treinada for aquecida além de uma dada temperatura, o efeito de memória de forma duplo é perdido, num fenómeno conhecido como amnésia.

2.2.3. Superelasticidade

A uma temperatura elevada, a liga encontra-se na sua fase austenítica e apresenta a chamada superelasticidade ou pseudoelasticidade. Ao ser solicitado, e a partir de uma determinada tensão, esta inicia uma mudança de fase, passando gradualmente para a sua fase martensítica. Durante esta transformação há um aumento da extensão para uma tensão constante, originando o patamar visível na Figura 2-3(b). Após terminada a solicitação, a fase martensítica deixa de ser estável, ocorrendo a transformação inversa à anterior, voltando o material à sua forma inicial ou “treinada”. A estas transformações de fase está associada um ciclo histerético que confere ao material a capacidade de dissipar energia, capacidade essa que despertou o interesse para a utilização destas ligas em dispositivos de controlo de vibrações.

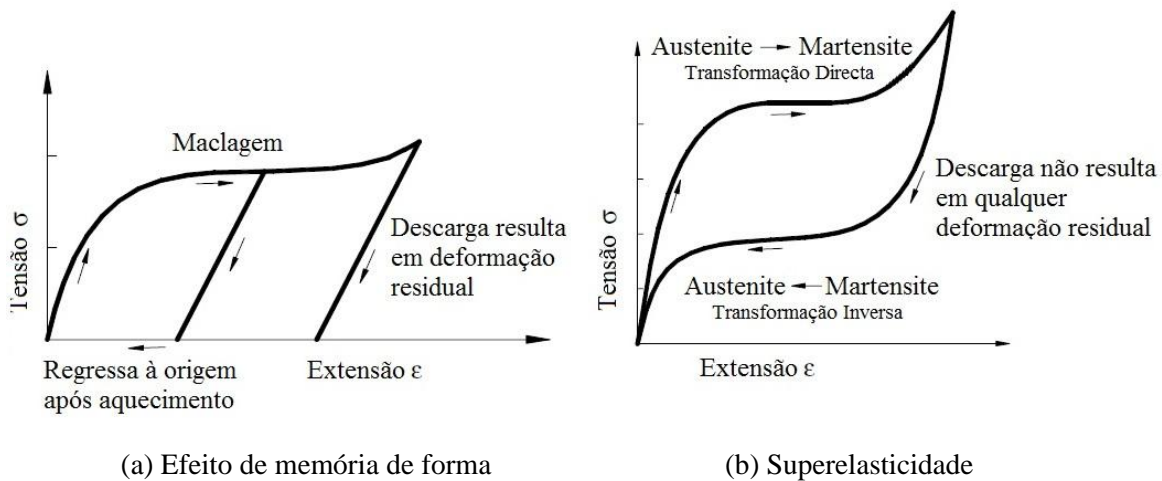


Figura 2-3 – Efeito de memória de forma e superelasticidade em gráficos tensão-extensão [25]

Além do efeito de memória de forma e da superelasticidade, estas ligas apresentam adicionalmente características que as tornam igualmente úteis na área da Engenharia Civil [25], tais como:

- Módulo de Elasticidade variável com a razão austenite/martensite presente na liga, possibilitando dimensionar a rigidez do material de acordo com o pretendido;
- Excelente resistência à fadiga;
- Elevada resistência à corrosão.

Apesar de existir já, na comunidade científica, uma apreciável experiência no estudo das LMF, é difícil definir um comportamento padrão devido ao elevado número de composições possíveis (ligas de NiTi, à base de Cu e outras) e à elevada sensibilidade do comportamento mecânico a estas variações. Mesmo considerando ligas compostas pelos mesmos elementos,

qualquer variação na sua composição, ou até mesmo do tamanho da amostra, pode influenciar bastante as suas propriedades. Por exemplo, é reportado em [64] que, uma pequena variação da composição ($\pm 1\%$) altera em cerca de 100°C as temperaturas características de transformação² da liga.

2.2.4. Influência de Factores Externos

Para a utilização das LMF em aplicações práticas é necessário um estudo detalhado das suas propriedades mecânicas e do modo como são influenciadas por factores externos. Além da temperatura, destacam-se ainda, de acordo com estudos realizados [25,32,77], a velocidade de carregamento e o carregamento cíclico.

2.2.4.1. Temperatura

Devido às propriedades termomecânicas das LMF, a influência da temperatura é bastante importante para o tipo de comportamento que estas irão apresentar quando solicitadas. Desta forma, são definidos quatro temperaturas características para todas as LMF: a temperatura do início da fase martensítica (M_s) na qual a transformação entre a fase austenítica e a martensítica se dá início; a temperatura de fim da fase martensítica (M_f) a partir da qual toda a estrutura atômica se encontra na fase martensítica; a temperatura de início da fase austenítica (A_s), a partir da qual se inicia o processo de transformação entre a fase martensítica e a austenítica e a temperatura de fim da fase austenítica (A_f), a partir da qual a estrutura atômica do material se encontra por completo na fase austenítica.

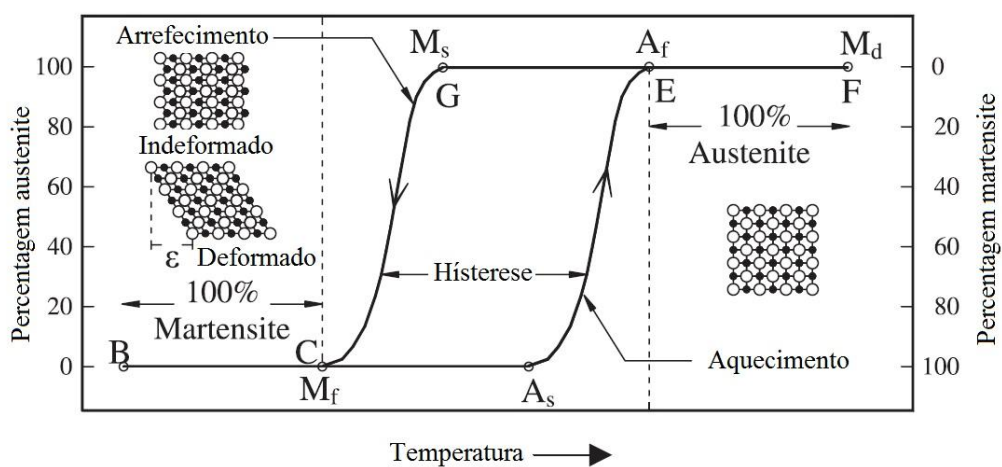


Figura 2-4 - Transformações de fase e respectivas estruturas atômicas [3]

² Ver capítulo 2.2.4.1

Na Figura 2-4 relacionam-se as mudanças de fase das ligas de acordo com a variação da temperatura. Partindo de uma fase 100% austenítica (ponto E, onde $T \geq A_f$) e arrefecendo progressivamente a liga (ponto G, onde $T = M_s$), a percentagem de martensite começa a aumentar até se tornar a fase dominante (ponto C, onde $T \leq M_f$). O processo pode ser revertido aquecendo a liga. De notar que, aquecendo a liga para lá de um determinado ponto (M_d), a superelasticidade e o efeito de memória de forma são perdidos.

As principais propriedades mecânicas das LMF e a sua variação com a temperatura são apresentadas na Figura 2-5. Quando a temperatura ambiente (T) é menor que M_f ($T < M_f$), o material encontra-se na sua fase martensítica, logo apenas se manifesta o efeito de memória de forma (*curva 1* da Figura 2-5). À medida que a temperatura T aumenta ($T > A_s$), a fase austenítica começa a ser estável, passando a existir simultaneamente na liga ambas as fases, resultando num princípio de superelasticidade.

Continuando a aumentar a temperatura ($T > A_f$), a fase austenítica torna-se na fase dominante passando a liga a apresentar um comportamento 100% superelástico (*curva 2* da Figura 2-5). Se a temperatura, no entanto, continuar a aumentar ($T > M_d$), a liga perde a sua superelasticidade, passando a comportar-se como um qualquer material elastoplástico (*curva 3* da Figura 2-5).

Com base na *curva 2* da Figura 2-5 podemos rever o comportamento mecânico das ligas quando estas demonstram a superelasticidade. Na fase austenítica (*curva BC*), o material exhibe um comportamento elástico, normal a qualquer outro material elástico. A partir da tensão correspondente ao *ponto C*, começa a transformação entre a fase austenítica e a martensítica, correspondente ao patamar *CD*. Para esta fase, assiste-se a um aumento da deformação para uma tensão constante, correspondente ao processo de rearranjo da estrutura atómica martensítica.

No *ponto D*, a liga encontra-se 100% na sua fase martensítica e a partir desse ponto, terá novamente um comportamento elástico até ao *ponto E*. A partir desse ponto, se se continuar a aumentar a tensão, a liga passará a ter um comportamento plástico e qualquer deformação resultante será permanente. Se no *ponto E* se proceder à descarga total da liga, esta irá sofrer

as transformações inversas às anteriores, até ao material estar 100% na sua fase austenítica. Assiste-se então a um ciclo histerético, onde a energia dissipada é igual à área de *BCDEFG* da curva 2 da Figura 2-5.

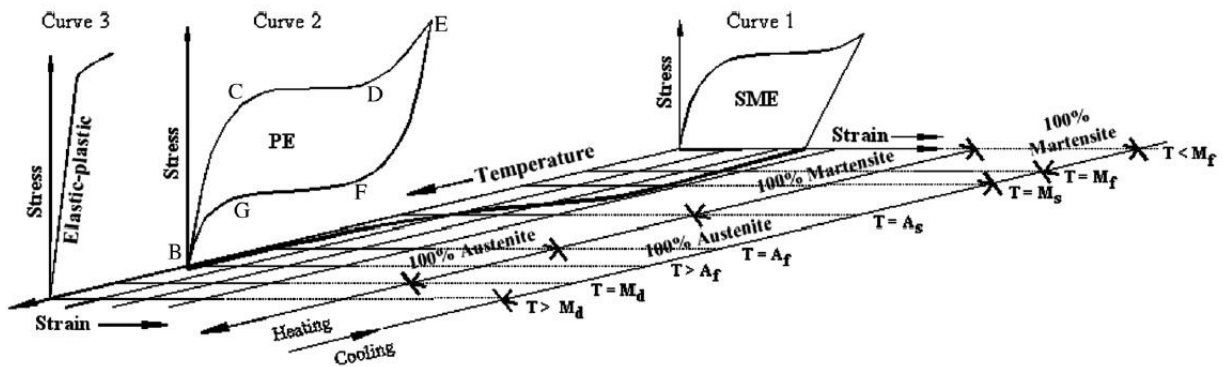


Figura 2-5 – Variação das propriedades termomecânicas com a temperatura [3]

2.2.4.2. Velocidade de Carregamento

A influência da velocidade de carregamento no comportamento das LMF é um tópico bastante debatido na actualidade. Resultados contraditórios apoiados por ensaios realizados, que se estendem desde solicitações quase-estáticas ($< 0,01\text{Hz}$) até muito rápidas ($> 10\text{Hz}$), dificultam a chegada a um consenso.

Para ligas de NiTi, ensaios realizados apontam para o aumento da capacidade de amortecimento da liga com o aumento da velocidade da solicitação [51]. Resultados semelhantes foram descritos para uma velocidade moderada da solicitação [50,66,90]. No entanto, outros autores reportaram que o aumento das velocidades de carregamento resulta num menor ciclo histerético, diminuído assim a energia dissipada [24,26,47].

Existem várias razões apontadas para a disparidade de resultados obtidos. É aceite que a mais provável será o aquecimento da liga no processo de carregamento, que aumenta à medida que se aumenta a velocidade de carregamento, levando à perda gradual da superelasticidade da liga. Uma outra razão serão os diferentes intervalos de deformação escolhidos para os ensaios realizados. Quando se adopta um intervalo de deformações pequeno, a velocidade a que se carrega a liga terá pouca influência nos resultados obtidos, enquanto para um intervalo maior, a velocidade desempenha um papel mais preponderante [25]. Outras razões passam ainda pela

composição das ligas usadas, condições de ensaio e o tamanho das amostras. Trata-se de um campo ainda com necessidade de maior estudo.

No entanto, para aplicações no campo de Engenharia Civil ligadas habitualmente a dispositivos de mitigação de vibrações provocadas por sismos, em que as frequências consideradas encontram-se no intervalo de 0,5Hz a 2,0Hz, é consensual que a energia dissipada diminui com a velocidade de carregamento, excepto na fase de transição do carregamento quase-estático para solicitações dinâmicas [25,26,33,66,81].

2.2.4.3. Comportamento ao Carregamento Cíclico

Trata-se de uma das mais importantes características a conhecer quando se pondera a aplicação das LMF em Engenharia Civil. A sua capacidade de dissipação de energia é directamente influenciada pelo número de ciclos a que a liga é sujeita, sendo necessário contabilizar esta estabilização no dimensionamento de qualquer dispositivo à base de LMF.

De acordo com estudos realizados por Kaounides [45] para varões de NiTi, este concluiu que o ciclo histerético diminui com o número de ciclos, como pode ser observado no diagrama tensão – extensão representado na Figura 2-6. Esta perda resulta do aumento das deformações residuais, que ocorrem devido a escorregamentos microestruturais durante o processo de carregamento da liga, e que a levam a manter partes da sua estrutura atómica na distribuição martensítica (estrutura menos compacta). Deste processo resultam também tensões internas [45,52,74,91].

Outro fenómeno resultante do carregamento cíclico, e que também pode ser atribuído aos escorregamentos microestruturais, é a diminuição da tensão necessária para se iniciar a transformação directa (austenite → martensite). Isto porque, ao longo de cada novo ciclo, a liga retém progressivamente mais percentagem da sua estrutura na fase martensítica e cada vez menos na sua fase austenítica, resultando na referida diminuição de tensão. Da mesma maneira, a tensão para iniciar a transformação inversa (martensite → austenite) também diminui. No entanto esta diminuição é de cerca de metade da registada para a transformação directa o que resulta numa diminuição do ciclo histerético, e por consequência numa diminuição de energia dissipada [25,45,57].

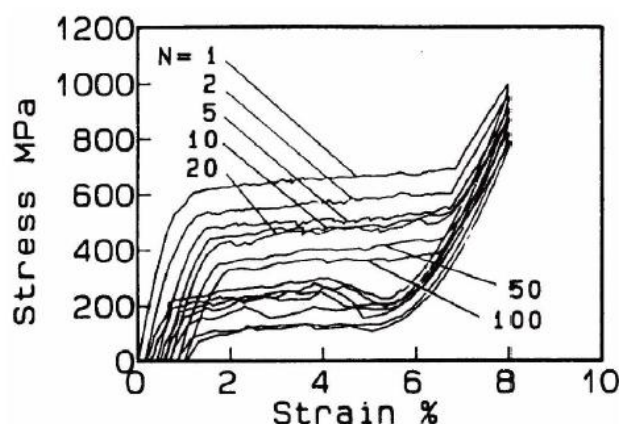


Figura 2-6 – Ciclos histeréticos obtidos para diferentes carregamentos cíclicos [45]

Admitindo que, para aplicações sísmicas, o número de ciclos situa-se entre os 5 e os 10 [25], resulta, com base nos resultados obtidos por Kaounides, numa diminuição de cerca de 40% da tensão necessária para o início da transformação directa de fase em relação ao primeiro ciclo. Esta degradação das propriedades pode ser minimizada com o “treino” das ligas, que consiste em tratamentos térmicos e a pré-ciclos de carregamento.

2.3. Tipos de Ligas

São diversas as ligas que exibem o efeito de memória de forma e superelasticidade. No entanto, diferenças na sua composição modificam profundamente as suas características, como as temperaturas de transformação, o ciclo histerético, a deformação máxima reversível, ou até mesmo propriedades como a resistência à fadiga [3].

Na Figura 2-7 é apresentado um esquema onde são representas as diferentes temperaturas de início da fase austenítica A_s , a histerese resultante das transformações de fase e a deformação máxima recuperável por efeito de memória simples para diferentes ligas.

Actualmente, as ligas com maior possibilidade de aplicação em Engenharia Civil são as ligas à base de Cobre e as de Níquel-Titânio. Estas destacam-se das demais por possuírem um intervalo de temperaturas mais compatível com a maioria das aplicações em Engenharia Civil, ao mesmo tempo que demonstram uma boa capacidade de recuperação após deformação e uma boa resistência [31,32].

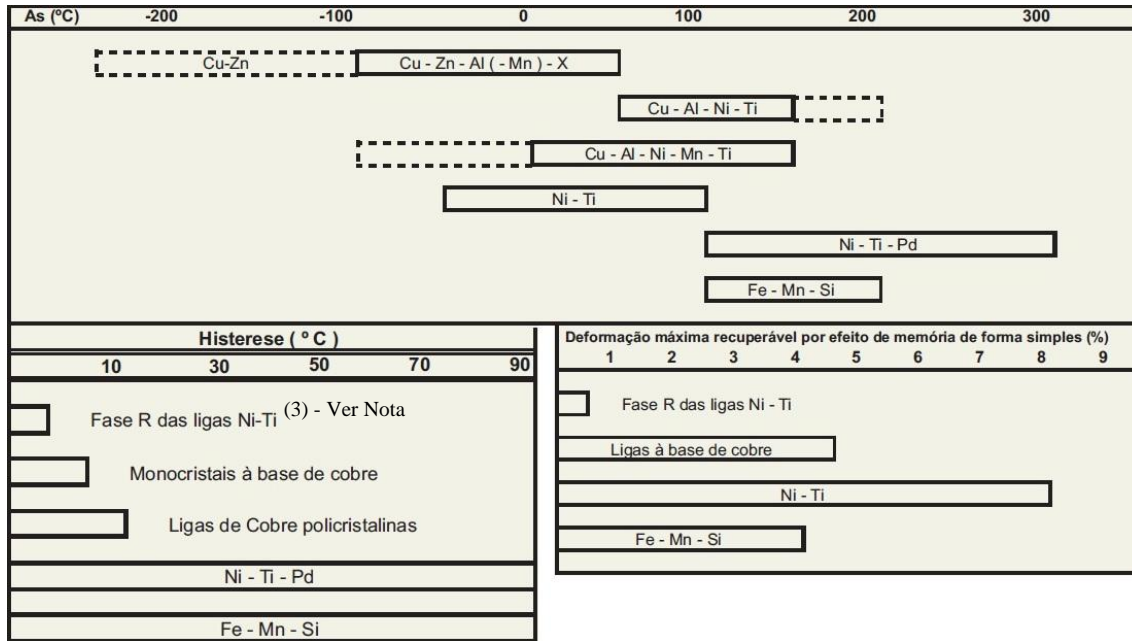


Figura 2-7 - Características gerais de algumas LMF [31]

2.3.1. Ligas de Níquel-Titânio

As ligas baseadas na composição equi-atômica de Níquel e de Titânio, para além de serem capazes de recuperar a sua forma inicial após deformações significativas, demonstram ainda uma grande estabilidade em aplicações cíclicas, grande resistência à corrosão e elevada resistência eléctrica (útil para uso como sistemas de monitorização). Devido à sua moderada solubilidade, é possível a adição de outros elementos na sua composição atômica, permitindo uma grande variedade nas suas características mecânicas e propriedades de memória. A adição de uma quantidade de níquel de até 1% permite o aumento da tensão de cedência da fase austenítica e a diminuição das temperaturas de transformação [32].

A difícil manufacturação destas ligas de NiTi explica o seu elevado custo no mercado. No entanto, e face às suas superiores capacidades quando comparadas com outras ligas, torna-as nas mais usadas em aplicações comerciais [25,32].

2.3.2. Ligas à base de Cobre

Das ligas à base de cobre existentes, destacam-se duas: as Cu-Zn-Al e as Cu-Al-Ni. As primeiras, por terem um processo de fabrico simples, são as ligas com memória de forma mais

³ A Fase R das ligas de NiTi corresponde a uma distorção da configuração atômica da fase austenítica e pode ocorrer na transição entre esta e a fase martensítica. Este fenómeno é estudado em pormenor no trabalho de Otsuka e Ren [63].

económicas existentes no mercado. No entanto, estas ligas apresentam uma capacidade reduzida de recuperação da sua configuração inicial (deformações até 5%), apresentando também problemas de rotura frágil. Adicionalmente, para esta composição, a fase martensítica da liga tem tendência a estabilizar para a temperatura ambiente com o passar do tempo. Isto provoca um aumento da temperatura necessária para o início das transformações de fase, verificando-se, inclusive, a decomposição da estrutura da liga quando exposta a temperaturas superiores a 100°C [32].

Presentemente, as ligas de Cu-Al-Ni são as ligas à base de Cu mais utilizadas. Possuem uma grande variedade de temperaturas de transformação, sendo inclusive as únicas capazes de serem usadas acima de 100°C. Esta propriedade está directamente associada à percentagem de alumínio na liga que, ser for mantida abaixo dos 12%, proporciona também boas propriedades mecânicas. O fabrico destas ligas é bastante complexo sendo necessário um controlo rigoroso dos processos de treino, de maneira a se obter as propriedades desejadas. Esta situação torna-as mais dispendiosas que as ligas de Cu-Zn-Ni, continuando, no entanto, a serem mais económicas que as ligas de NiTi [32].

3. APLICAÇÕES EM ENGENHARIA CIVIL

3.1. Solicitações Dinâmicas em Estruturas

Na concepção de uma estrutura é necessário ter em conta o carregamento estático e as acções dinâmicas. Dependendo da funcionalidade da estrutura a acção dinâmica condicionante pode mudar, sendo no entanto, a acção sísmica a mais usual de se considerar. Deste tipo de acções destacam-se como as mais comuns [38]:

- Acção sísmica;
- Tráfego rodoviário, ferroviário ou pedonal;
- Acção do vento;
- Funcionamento de equipamentos.

Durante uma solicitação dinâmica, a estrutura é sujeita a vibrações que podem causar desde o mau estar e desconforto aos utilizadores, até a danos estruturais que podem levar ao colapso da estrutura. O agravamento do problema é ampliado quanto maior for a proximidade entre a frequência natural da estrutura e a frequência da solicitação, podendo inclusive a estrutura entrar em ressonância.

3.1.1. Acção Sísmica

A acção sísmica é a acção dinâmica mais conhecida devido ao seu efeito destruidor que, normalmente, implica grandes perdas económicas e humanas. A sua acção é de difícil previsão, mas o seu estudo, baseado em dados estatísticos e informação proveniente da ocorrência de outros sismos, permitiu à comunidade científica da Engenharia Civil criar um manual que recomenda as regras de dimensionamento estrutural a cumprir para minimizar as suas consequências. Estas regras, para Portugal e o resto dos países da EU, encontram-se compiladas no *Eurocódigo 8: Projecto de estruturas para resistência aos sismos*.

A origem da maioria dos sismos está associada ao movimento das placas tectónicas da Terra, sendo estes sismos designados de sismos tectónicos [72]. As placas podem afastar-se, colidir ou deslizar uma sobre a outra, como representado esquematicamente na Figura 3-1. Este movimento produz um acumular de tensões na rocha que se comporta como um material elástico. Após atingir o seu ponto de elasticidade, a rocha entra em ruptura, libertando instantaneamente toda a energia acumulada anteriormente.

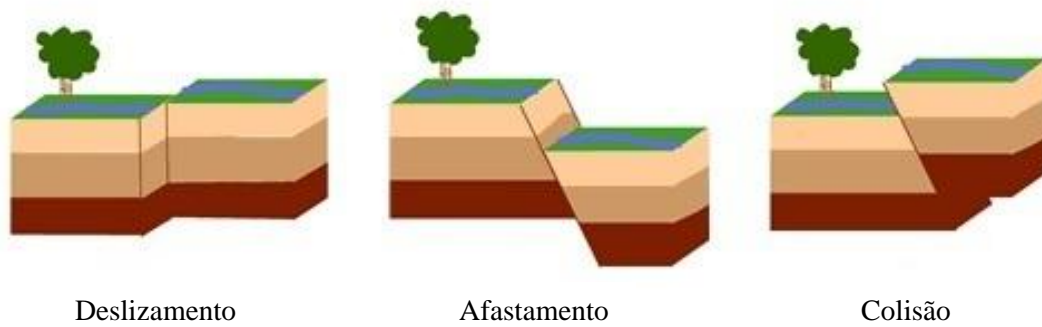


Figura 3-1 - Tipos de movimentos das placas tectónicas [86]

Existem ainda os sismos de origem vulcânica, associados a movimentos do magma dentro da câmara magmática ou precedendo erupções vulcânicas, e os sismos induzidos, de muito menor magnitude, associados à acção humana como extracção de minerais, água de aquíferos ou de combustíveis fósseis.

A magnitude de um sismo é, correntemente, quantificada na escala logarítmica de Richter. Esta atribui um número em função da quantidade de energia libertada pelo sismo, variando entre 0 e 10. O sismo mais intenso já registado atingiu o valor de 9,5 e ocorreu a 22 de Maio de 1960 no Chile.

Nos estudos realizados em Engenharia Civil é normal ter em conta determinados sismos de referência, que ajudam a normalizar os resultados obtidos. Destes, destacam-se o sismo de São Francisco, em 1906, com magnitude de 8,0; o sismo de “*Good Friday*” no Alasca, com magnitude de 8,4; o sismo em Izmit na Turquia, em 1999, com magnitude de 7,6, o sismo de El Centro na Califórnia, em 1940, com magnitude entre 8,7 e 9,0; o sismo de Kobe no Japão, em 1995, com magnitude de 7,2 e o sismo de Northridge na Califórnia, em 1994, com magnitude de 6,7.

Em Portugal Continental, a actividade sísmica concentra-se principalmente na região do Algarve e zona marítima adjacente e na região de Lisboa e Vale do Tejo, nomeadamente junto à cidade de Lisboa e a Benavente. Esta actividade é resultado de fenómenos localizados na falha Açores-Gibraltar, encontro entre a placa Africana e a placa Euro-Asiática (sismicidade interplaca) e de fenómenos localizados no interior da placa Euro-Asiática (sismicidade intraplaca) [76].

De toda a actividade sísmica registada neste país, destacam-se o sismo de 1 de Novembro de 1755, com o seu epicentro estimado a aproximadamente 200km a sudoeste do Cabo de S. Vicente e o sismo de Benavente, em 1909, com o seu epicentro algures na Falha Inferior do Vale do Tejo.

Para edifícios correntes, nomeadamente de betão armado, o maior amortecimento da estrutura está directamente associada à ductilidade da mesma. Logo, a dissipação de energia ocorre com a cedência do aço, resultando nas chamadas rótulas plásticas, Figura 3-2. A integridade estrutural depende da zona onde se formam estas rótulas pois após a cedência do aço, existe um acumular de deformações plásticas nestas zonas que poderão levar ao colapso da estrutura. Mesmo que tal não aconteça, findo a solicitação, a estrutura poderá ficar de tal modo danificada que a sua reparação poderá ser uma impossibilidade.

Os elementos não-estruturais, como as alvenarias, podem também ficar seriamente danificados. Estes elementos comportam-se como membranas e, se durante a sua construção não forem tomadas as devidas precauções, com a ocorrência de um sismo, podem colapsar para dentro ou para fora do edifício.



Figura 3-2 - Formação de uma rótula plástica na base de um pilar [34]

Para minimizar os efeitos destruidores de um sismo, é habitualmente necessário o recurso a sistemas de dissipação de energia e controlo de vibrações adicionais.

3.1.2. Tráfego

O movimento de veículos ou pessoas numa dada estrutura cria uma acção dinâmica que possui uma determinada frequência. Se esta frequência se aproximar da frequência natural da estrutura, esta pode entrar em ressonância, amplificando a resposta dinâmica da mesma. Este fenómeno criará desconforto nos utilizadores e, em última instância, pode levar ao colapso da estrutura.

Esta acção dinâmica é mais condicionante em estruturas esbeltas e flexíveis, como pontes e passadiços, e é tanto pior quanto maior for o tráfego. No entanto, este problema também pode surgir em edifícios, principalmente em zonas susceptíveis de grandes concentrações de pessoas, como escadas de edifícios públicos, escolas e hospitais.

Um exemplo recente que mostra a gravidade destas acções foi o caso da Millennium Bridge em Londres, Figura 3-3. A ponte, devido à sua solução estrutural bastante esbelta, tornou-se susceptível ao movimento das pessoas, que, ao se deslocarem na ponte, contribuíam para um efeito de ressonância, causando movimentos laterais excessivos no vão. A solução encontrada foi a instalação de diversos amortecedores viscosos, tanto para controlar os movimentos horizontais, como também os verticais.



Figura 3-3 - Millennium Bridge em Londres após instalação dos amortecedores viscosos [30,67]

Em Portugal, um problema muito semelhante ao anterior foi verificado na Ponte Pedonal Pedro e Inês, em Coimbra, onde a significativa esbelteza da ponte obrigou à instalação de um sistema de *TMD's* (amortecedor de massa sintonizada) para controlo das vibrações laterais e verticais induzidas pela passagem de peões [14].

3.1.3. Acção do Vento

A acção do vento é, a seguir à acção sísmica, a acção dinâmica geralmente mais condicionante e resulta da pressão exercida pelo ar em movimento nas superfícies das estruturas. No dimensionamento de pontes e passadiços é obrigatória a sua contabilização. Em relação a edifícios, esta torna-se importante para construções com alturas superiores a 15m, a partir da qual a acção do vento é agravada pelo aumento do valor característico da pressão dinâmica actuante nas fachadas da estrutura [17].

Os edifícios muito altos, visto estes terem frequências próprias mais baixas, tornam-se mais susceptíveis à acção do vento e a efeitos de ressonância, diminuindo assim a importância da acção sísmica como solicitação mais gravosa.

Um dos acidentes mais conhecidos da história provocados pela acção do vento foi o colapso, em 1940, da ponte de Tacoma Narrows, em Washington EUA, Figura 3-4. Por acção de ventos na ordem dos 60km/h, a ponte entrou em ressonância, descrevendo o tabuleiro movimentos progressivamente de maior amplitude, levando por fim ao seu colapso. Na altura da sua construção, entre 1938 e 1940, estes efeitos não estavam bem documentados, tornando-se este incidente um testemunho da capacidade destrutiva desta acção.

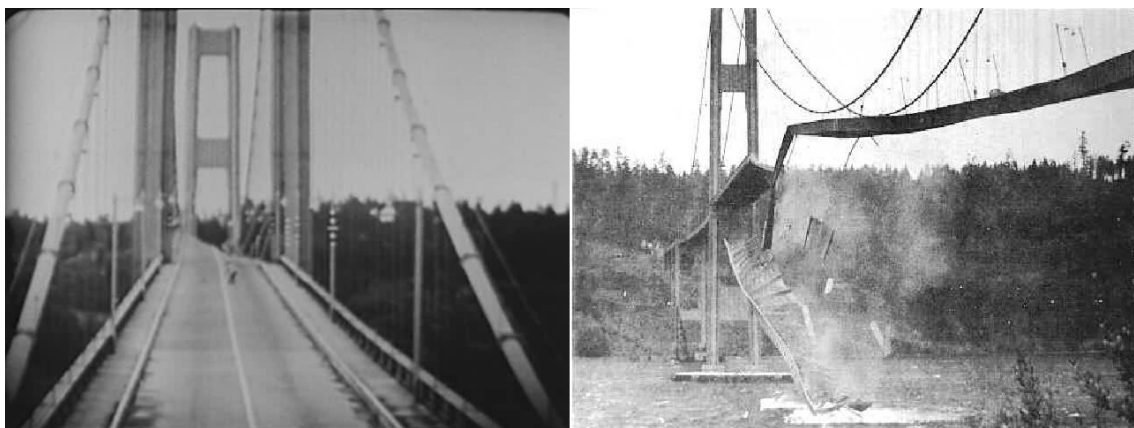


Figura 3-4 - Ponte de Tacoma Narrows em Washington EUA [29]

3.1.4. Funcionamento de Equipamentos

O funcionamento constante de equipamentos como sistemas de ar condicionado e elevadores são fonte de vibrações que, não causando danos estruturais, podem criar grande desconforto nos utilizadores das estruturas [38].

Em fábricas e outras instalações onde a maquinaria existente tem maiores dimensões, a análise da acção dinâmica proveniente dos movimentos repetitivos destes é necessária pois podem causar problemas maiores na estrutura.

O uso de maquinaria percussiva na execução de obras em zonas urbanas pode também criar vibrações que tenham um impacto negativo nas estruturas ao seu redor. Um exemplo é a cravação de estacas, Figura 3-5.



Figura 3-5 - Cravação de estacas em zona urbana [53]

3.2. Sistemas de Controlo de Vibrações

A abordagem tradicional para garantir um comportamento controlado da estrutura em casos de solicitações horizontais extraordinárias é explorar a capacidade dúctil da estrutura. Isto é, toma-se partido da plasticidade desta para dissipar energia e desta forma controlar os esforços resultantes. No entanto esta abordagem torna difícil a quantificação da capacidade de amortecimento da estrutura e também torna necessário um dimensionamento muito cuidadoso para garantir que as rótulas plásticas surjam nos locais esperados (vigas), para que não coloquem em causa a integridade estrutural do edifício [82].

Devido à necessidade de uma maior certeza no que toca a controlo sísmico em estruturas, sistemas especiais podem ser instalados para melhorar o comportamento destas. Estes sistemas podem ser divididos em três tipos:

Tabela 3-1 - Sistemas de Controlo de Vibrações

Sistemas Passivos	Sistemas Semi-activos	Sistemas Activos
Não necessitam de fornecimento de energia para o seu funcionamento	Necessitam de energia para alterar as características dos dispositivos	Necessitam de energia para controlo do movimento da estrutura
Exemplos: - Dissipadores hysteréticos, viscosos e visco-elásticos; - Isolamento de base; - Amortecedores de massa sintonizada (<i>TMD</i> 's); - Amortecedores de líquido sintonizado (<i>TLD</i> 's).	Exemplos: - Sistemas de rigidez e/ou amortecimento variável (<i>AVS</i>); - Amortecedores de orifício variável; - Amortecedores de atrito variável.	Exemplos: - Contraventamento activo; - Controlo adaptativo; - Actuadores piezoeléctricos; - Amortecedores de massa activa (<i>AMD</i> 's).

Além dos três sistemas de controlo de vibrações mencionados, existem ainda os sistemas híbridos. Estes sistemas combinam diversos tipos de controlo, tentando beneficiar dos pontos mais vantajosos de cada um. Neste grupo destacam-se os amortecedores de massa híbridos (*HMD*'s).

As propriedades únicas das LMF tornam-nas ideais para sistemas de controlo passivo e/ou controlo activo. Estas já foram ensaiadas para diversas aplicações possíveis, como por exemplo:

- Ligações em pontes;
- Amortecedores especiais e contraventamento;
- Sistemas de isolamento de base;
- Ligações especiais;
- Elementos de betão armado com diferentes resistências e rigidezes.

3.3. Sistemas de Controlo Passivo

De entre as soluções possíveis, os sistemas passivos têm a grande vantagem de não necessitarem de energia para funcionarem correctamente durante a solicitação. Existem duas técnicas diferentes na abordagem aos sistemas passivos: dissipação de energia e isolamento

sísmico. Com a introdução das LMF, não só se obtém uma boa capacidade de dissipação de energia, como no final da solicitação, de acordo com as características escolhidas, estas podem voltar à sua configuração inicial (elevada capacidade de re-centragem), minimizando assim o custo de manutenção necessário. Apresentam ainda grande durabilidade à corrosão e à fadiga tornando-as ideais para dispositivos de amortecimento ou como material para isolamento de base [27].

3.3.1. Dissipação de Energia

O objectivo é dotar a estrutura de dispositivos especiais que, como o nome indica, dissipem grandes quantidades de energia.

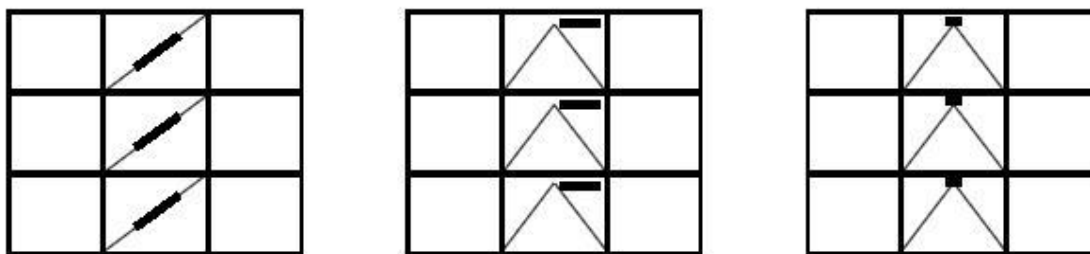


Figura 3-6 - Localização e geometria típica de dissipadores em edifícios [40]

A dissipação ocorre quando a estrutura é sujeita a solicitações dinâmicas (sismo, vento, etc.) e estas provocam a sua deformação. Os dissipadores, que ligam diferentes partes da estrutura, minimizam as deformações relativas entre os elementos estruturais e, conseqüentemente, os esforços instalados neles.

A instalação destes dispositivos, Figura 3-6, deve ser tal que estes acompanhem a deformação da estrutura e exibam o máximo de deformação possível de forma otimizar o seu desempenho [40].

Os dissipadores mais comuns são os dissipadores histeréticos e os dissipadores do tipo viscoso. Como as LMF demonstram um comportamento histerético quando sujeitas a ciclos de carga e descarga, são candidatos óptimos para este tipo de dispositivos.

3.3.1.1. Contraventamento de Estruturas

Quando se discute o tipo de contraventamento de uma estrutura, o mais comum de ser aplicado em construção é o ilustrado na Figura 3-6. Deste modo, os diferentes pisos são ligados entre si por estes elementos, sendo solicitados quando na estrutura ocorrem deformações resultantes de acções dinâmicas.

Em ensaios realizados por Dolce et al. [27] foram analisados diferentes dispositivos de dissipação de energia à base de arames de NiTi para entender tanto o seu comportamento como o da estrutura envolvente. Os dispositivos foram idealizados para cumprir os requisitos que se exigem a este tipo de elementos, nomeadamente capacidade de dissipação de energia e capacidade de reposicionamento, entre outros menos importantes como simplicidade funcional, facilidade de implementação, reduzida manutenção, etc. Assim, idealmente, o comportamento mecânico de cada grupo pode ser observado na Figura 3-7, onde o grupo com função de reposicionamento tem um comportamento rígido-elástico não linear enquanto o grupo com função de dissipação de energia tem um comportamento rígido-plástico. O conjunto dos dois grupos terá o comportamento desejado sendo capaz de dissipar grandes quantidades de energia sem deformações residuais.

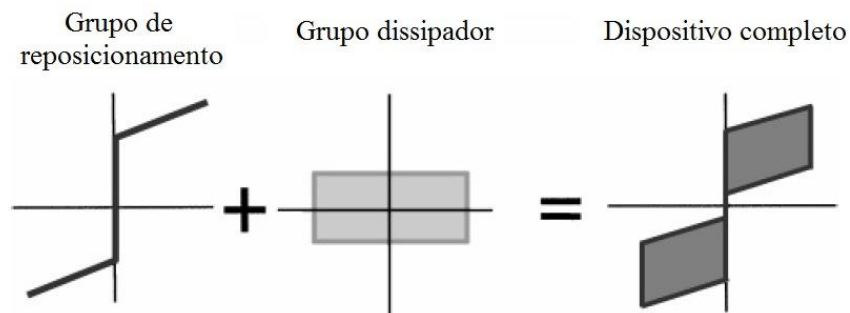


Figura 3-7 - Comportamento mecânico idealizado para cada grupo funcional [27]

O dispositivo idealizado por Dolce et al. está representado na Figura 3-8, onde se destaca o facto de cada grupo de arames ter uma função diferente. Dependendo do tipo e número de arames existentes, assim como do valor do pré-esforço aplicado, é possível obter uma grande variedade de comportamentos que tornam este dispositivo bastante versátil.

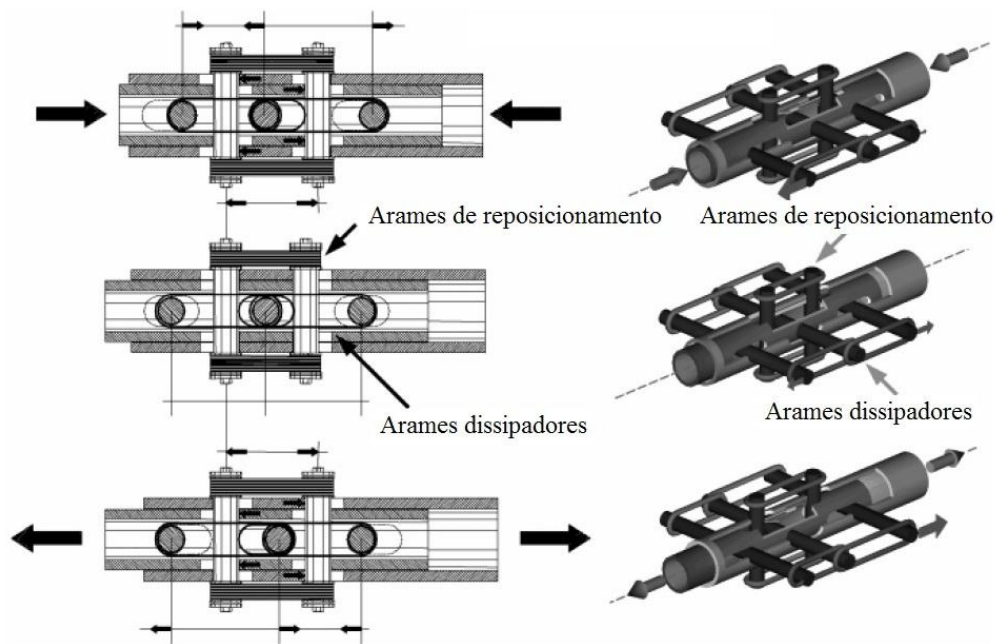


Figura 3-8 – Dispositivo idealizado por Dolce et al. [27]

Para otimizar o grupo com função de reposicionamento, e baseado em ensaios experimentais, recorreram a arames de NiTi austeníticos pré-esforçados (designados por *RL*) e certificaram-se que estes eram submetidos apenas a esforços de tracção. Para o grupo com função de dissipação de energia, puderam optar por arames NiTi martensíticos (designados por *B*) ou arames de NiTi austeníticos pré-esforçado (designados por *DL*). Alternativamente, estes podem ser substituídos por elementos em aço.

Dois ensaios diferentes foram realizados a estes dispositivos para melhor entenderem as diferenças entre os seus comportamentos:

- Um contraventamento à escala 1/1, dimensionado para uma carga de 200kN e um deslocamento máximo de 20mm;
- Um contraventamento à escala 1/3.3, dimensionado para uma carga de 80kN e um deslocamento máximo de 10mm.

Os dispositivos foram sujeitos a deslocamentos cíclicos de modo a estudarem a influência da amplitude dos deslocamentos, da frequência do carregamento, da temperatura e do número de ciclos. No interesse da sua aplicação sísmica, os parâmetros ensaiados foram: amplitude de deslocamento entre 1-10mm, frequência de carregamento entre 0,5-4Hz, temperatura entre 0-40°C, para 10 a 20 ciclos de carregamento consecutivos. Cada grupo foi ensaiado, primeiro, separadamente e, depois, em conjunto.

Para o grupo com função de reposicionamento, dos resultados obtidos, destacam-se de seguida as características mais importantes do seu comportamento mecânico:

- Para deslocamentos elevados, a partir dos 2,5mm, o aumento do pré-esforço aplicado à liga não influencia o amortecimento equivalente. No entanto, para deslocamentos mais baixos, até 2,5mm, um maior pré-esforço resulta num amortecimento equivalente menor (Figura 3-9 (a));
- O aumento da frequência de carregamento diminui o amortecimento equivalente, tornando-se mais evidente para maiores deslocamentos (Figura 3-9 (b)). De referir que para aplicações sísmicas (frequências entre 0,5-2Hz) esta perda é desprezável;
- O aumento da temperatura ambiente resulta numa diminuição do amortecimento equivalente, sendo mais evidente para maiores deslocamentos (Figura 3-9 (c)). Em Engenharia Civil, o intervalo de temperaturas com que se trabalha é compatível com o intervalo de temperaturas na qual o dispositivo apresenta uma boa capacidade de dissipação de energia. Na eventualidade de ocorrer um sismo para uma temperatura ambiente de 0°C, o dispositivo apenas não demonstrará a totalidade da sua capacidade.

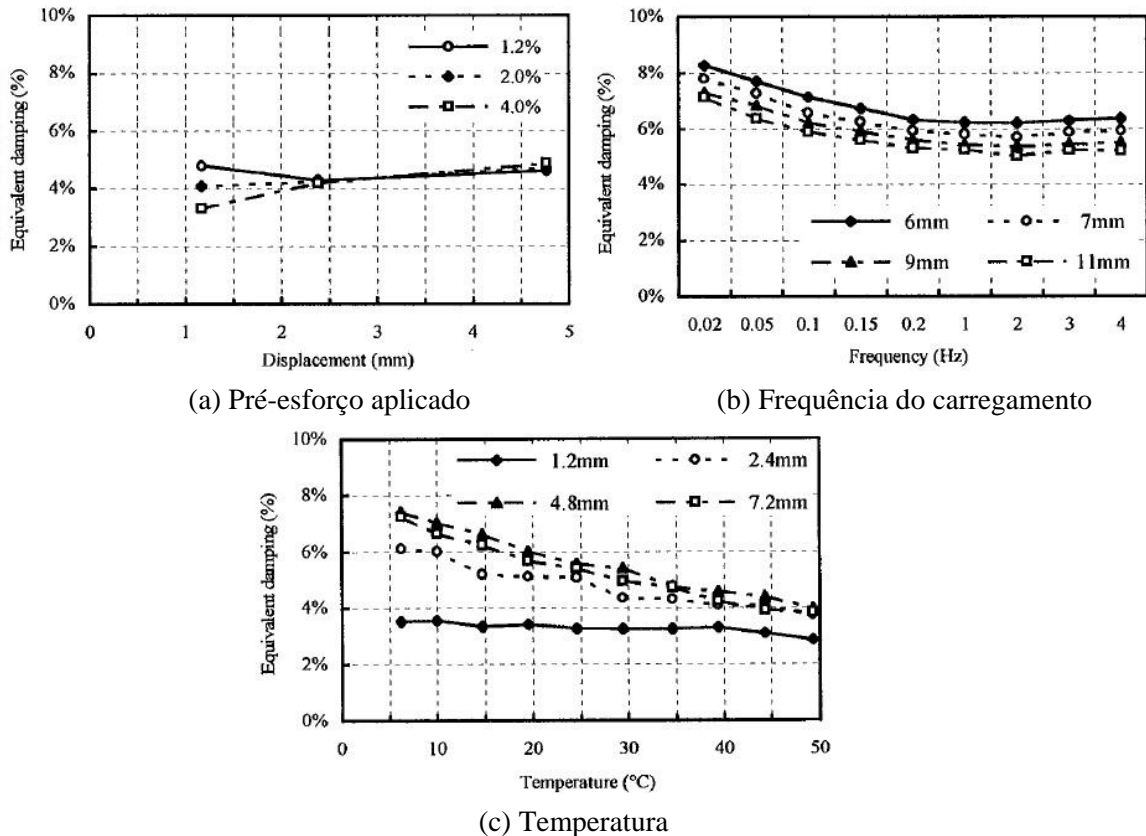


Figura 3-9 – Variação do amortecimento equivalente do grupo de reposicionamento em função de (a), (b) e (c) [27]

Para o grupo com função dissipadora de energia foram ensaiadas duas soluções possíveis: arames austeníticos pré-esforçados (*DL*) e arames martensíticos (*B*).

Dos resultados obtidos, e baseados nos gráficos representados na Figura 3-10, concluíram que os comportamentos de ambos eram bastante diferentes, no entanto, cada um com bastante interesse, de acordo com os objectivos pretendidos. A diferença reside no facto de os arames austeníticos passarem por uma mudança de fase tornando-se menos rígidos, demarcando um limite bem definido para a força máxima, enquanto os arames martensíticos passam por um fenómeno contrário, correspondente ao fim da redistribuição atómica tornando-se mais rígidos.

Os dispositivos *DL* possibilitam um maior controlo de forças, permitindo o dimensionamento dos elementos estruturais com base na sollicitação condicionante enquanto os dispositivos *B* possibilitam um melhor controlo dos deslocamentos. Concluíram também que a temperatura e a frequência do carregamento não influenciaram significativamente os resultados obtidos.

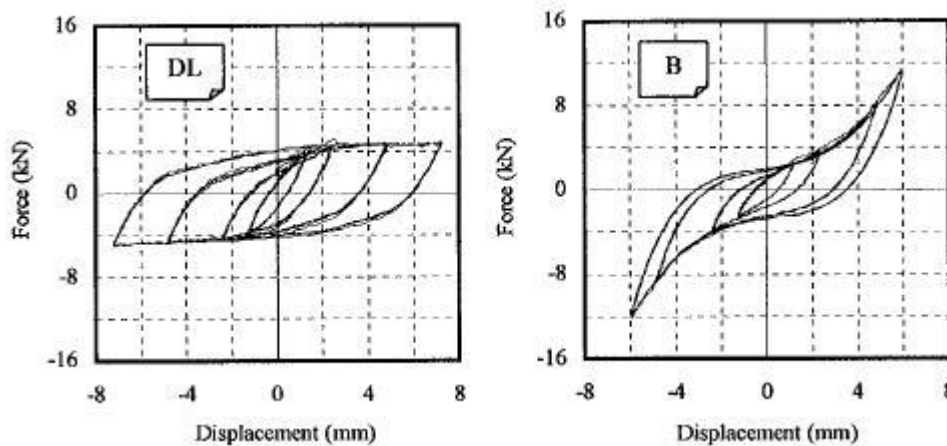


Figura 3-10 - Gráfico força-deslocamento para os dispositivos *DL* e *B* [27]

Finalmente, para o conjunto dos dois grupos, os resultados esperados seriam uma mistura entre os obtidos para cada um.

Os gráficos representados na Figura 3-11 evidenciam a maior eficácia dos dispositivos compostos por apenas arames austeníticos (*RLDL*) na dissipação de energia. No entanto, de referir que estes dispositivos apresentam um acumular de deformações residuais à medida que o número de ciclos aumenta, em comparação com os dispositivos *RLB*, que apresentam uma excelente capacidade de reposicionamento.

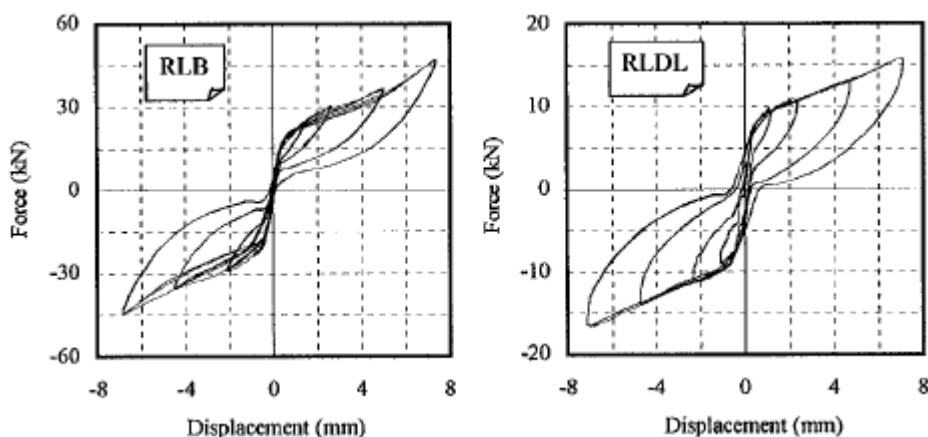


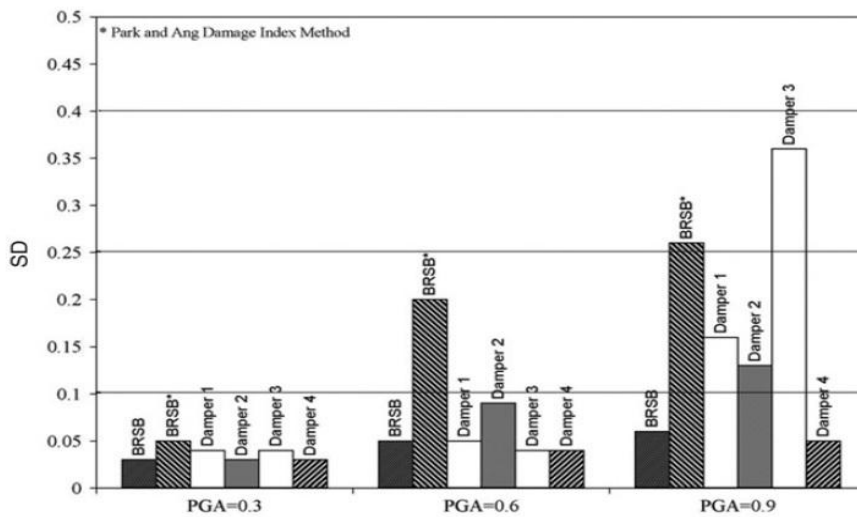
Figura 3-11 - Gráfico força-deslocamento para os dispositivos *RLB* e *RLDL* [27]

Com o intuito de simplificar os ensaios de Dolce et al., Motahari et al. [60] propõem a utilização de apenas um tipo de dissipador de maneira a obter o comportamento mais eficaz para o controlo de vibrações na estrutura. Esta optimização das propriedades da LMF foi obtida através de análises numéricas para diferentes composições. Recorrendo a estudos realizados ao comportamento das ligas na sua fase austenítica e martensítica, relacionaram o comportamento destas de acordo com a percentagem de área de cada fase presente na liga podendo desta forma chegar a sua configuração ideal, onde esta maximiza a sua capacidade de dissipação de energia e ainda retém a sua capacidade de reposicionamento.

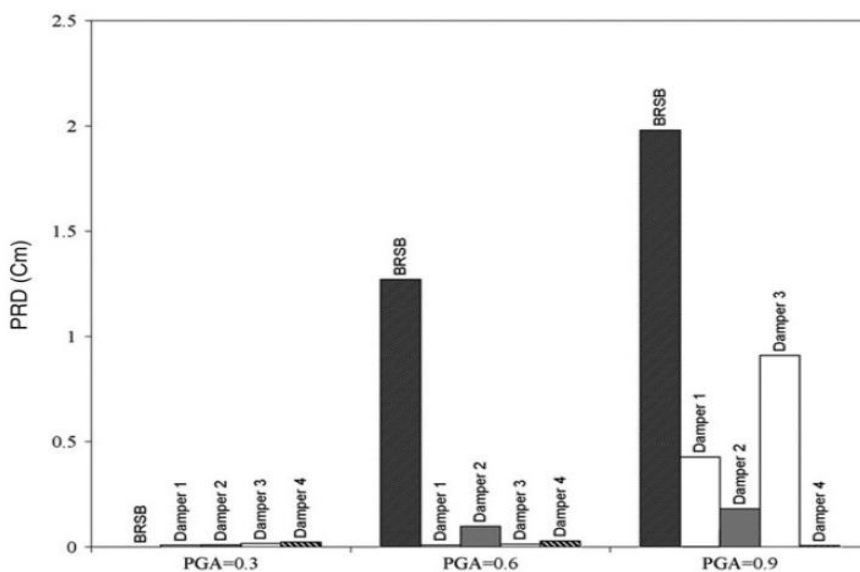
Como o comportamento da liga é directamente influenciado pela sua secção e comprimento foram estudados quatro soluções diferentes. A primeira solução foi concebida para ceder e ter a mesma rigidez inicial que um contraventamento em aço, servindo como base comparativa entre os dois materiais. A segunda solução foi semelhante à primeira, diferindo apenas no comprimento da liga. Esta aumentou para o dobro de modo a melhorar a sua capacidade de dissipação. A terceira e quarta solução são também semelhantes à primeira, mas com a diminuição em metade da secção de modo à cedência se iniciar para tensões mais baixas.

Para avaliar o comportamento destes dissipadores, Motahari et al. implementaram-nas num modelo de um pórtico de três pisos e submeteram-no a várias acelerações de solo. Os critérios de comparação basearam-se no índice de danos proposto por Park e Ang [65], que relaciona os danos estruturais em função dos deslocamentos máximos e energia histerética dissipada, ligeiramente modificado para obter uma boa base de extrapolação para diferentes sistemas estruturais.

Na Figura 3-12 são mostrados alguns resultados obtidos por Motahari et al. para as diferentes acelerações de solo e soluções adoptadas. Comparando o índice de dano estrutural (*SD*) obtido para cada solução, observaram que todas demonstram um comportamento semelhante para acelerações baixas sendo as diferenças acentuadas com o aumentar destas. A terceira solução apresenta o pior comportamento de entre todas devido a sua baixa capacidade de dissipação de energia e baixa tensão de cedência. Já a quarta solução apresenta a melhor capacidade de prevenção de dano estrutural. Comparando, agora, as deformações residuais ao nível do piso superior, a eficácia das soluções com LMF é bastante evidente, possível devido à grande capacidade de reposicionamento deste material.



(a) Índice de dano estrutural (*SD*)



(b) Deformações permanentes do piso superior

Figura 3-12 - Resultados obtidos para diferentes acelerações de solo [60]

Concluíram então que a solução de contraventamento com LMF permite um comportamento semelhante, ou melhor, que uma solução de contraventamento com aço. De referir também que as estruturas com as soluções de LMF podem ser dimensionadas de modo a nenhum dano ocorra nos elementos estruturais, sendo o contraventamento o único elemento dissipador. Assim, e devido à grande resistência à fadiga das LMF, não existe necessidade de substituição destes elementos após um grande sismo, reduzindo bastante o custo de reparação da estrutura.

Aizawa et al. [1] apresentam um estudo realizado num modelo reduzido de um pórtico metálico de seis pisos de forma a estudar a energia absorvida por um dissipador constituído por arames de NiTi pré-esforçados a 2,75% de extensão e enrolados à volta de dois postes cilíndricos de suporte, conforme representado na Figura 3-13. O objectivo de pré-esforçar os arames, além de melhorar o ciclo histerético da liga, foi diminuir a influência da temperatura no seu comportamento cíclico.

Os resultados obtidos apontaram para um excelente comportamento dos dissipadores na limitação das deformações impostas por acções dinâmicas. O uso dos dissipadores levou a uma redução de cerca 1/8 da energia absorvida pelos pórticos em comparação a uma estrutura sem os dissipadores de LMF.

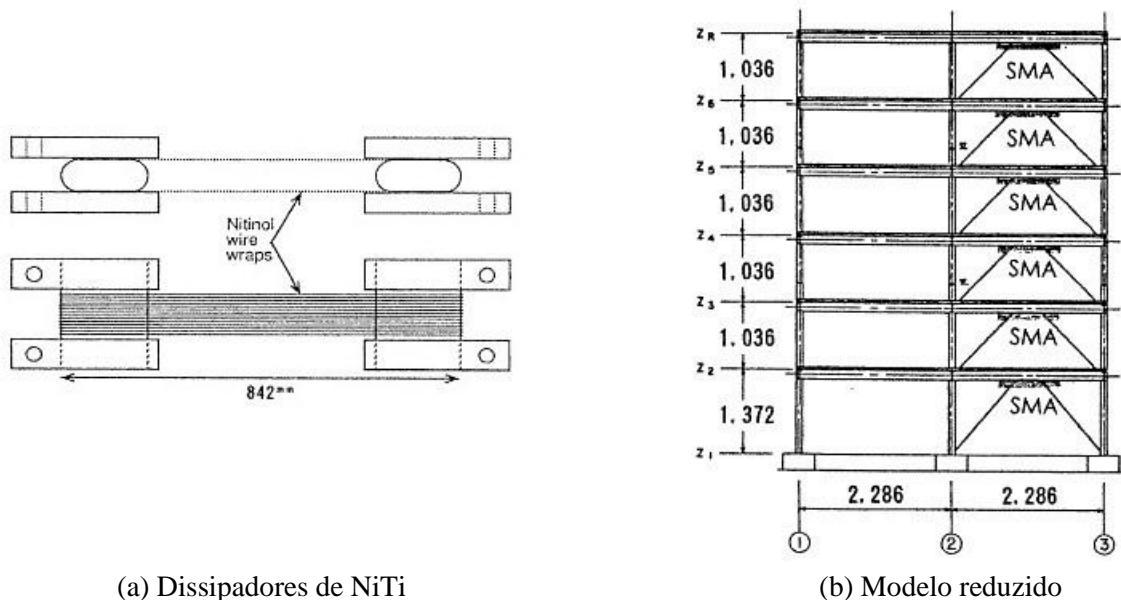


Figura 3-13 - Dissipador e modelo ensaiado por Aizawa et al. [1]

Auricchio et al. [7] apresentam também um trabalho detalhado sobre o comportamento de um pórtico de três e um de seis pisos, ambos com contraventamento em cada piso em forma de V

invertido, constituídos por LMF e elementos em aço. A análise é feita no *software* OpenSEES, onde o modelo constitutivo para o comportamento superelástico da LMF é inserido para simular o comportamento real da liga.

Para possibilitar a comparação com o contraventamento usando apenas elementos metálicos, Auricchio e seus colaboradores limitaram tanto a tensão de cedência como a rigidez axial das LMF às correspondentes do aço. Desta forma, não só garantem o mesmo período fundamental para ambas as situações, como também a cedência para a mesma tensão. Assim, a comparação dos deslocamentos residuais no topo do pórtico e o deslocamento entre pisos pode ser feito de forma directa.

As simulações realizadas basearam-se em quarenta análises não lineares, representativas de vários deslocamentos de solo resultantes de dois tipos de sismos diferentes, um com 2% e outro com 10% de probabilidade de serem excedidos num período de cinquenta anos. Os resultados obtidos são ilustrados na Figura 3-14 e Figura 3-15. Concluíram que o comportamento de ambos os sistemas (contraventamento tradicional e contraventamento de LMF) são bastante semelhantes quando se analisa o deslocamento máximo entre pisos, pois apesar de o contraventamento tradicional apresentar uma maior capacidade de dissipação de energia, o contraventamento de LMF compensa com a grande capacidade de reposicionamento, reduzindo as oscilações da estrutura. No capítulo das deformações residuais registadas no topo dos pórticos, o contraventamento de LMF demonstra uma capacidade dificilmente igualável pelo contraventamento tradicional. Deste modo as deformações residuais noutros elementos metálicos são reduzidas mesmo em caso de cedência dos pilares.

Com a realização destes ensaios, os autores observaram também algumas limitações na modelação deste tipo de material. A suposição que a ligação entre a estrutura e o elemento de LMF é rígida resulta num aumento da rigidez global da estrutura e na transmissão de elevadas tensões entre o contraventamento de LMF e os elementos estruturais. Na realidade quanto a liga encontra-se 100% na sua fase martensítica, esta apresenta uma diminuição de rigidez para solicitações muito elevadas, limitando as tensões transmitidas à estrutura. Este comportamento não é considerado pelo modelo constitutivo adoptado por Auricchio et al., resultando na cedência dos elementos estruturais.

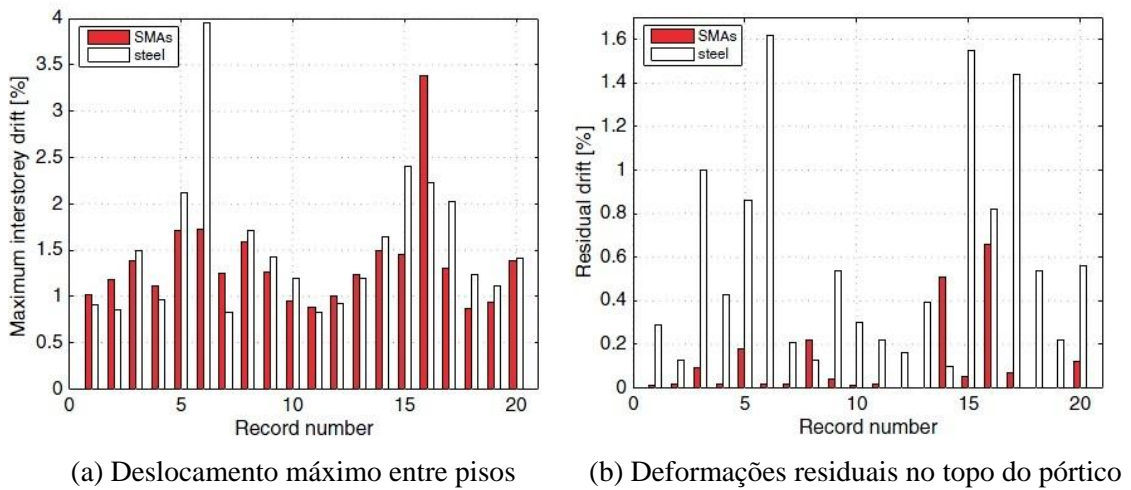


Figura 3-14 - Resultados obtidos para o pórtico de três pisos [7]

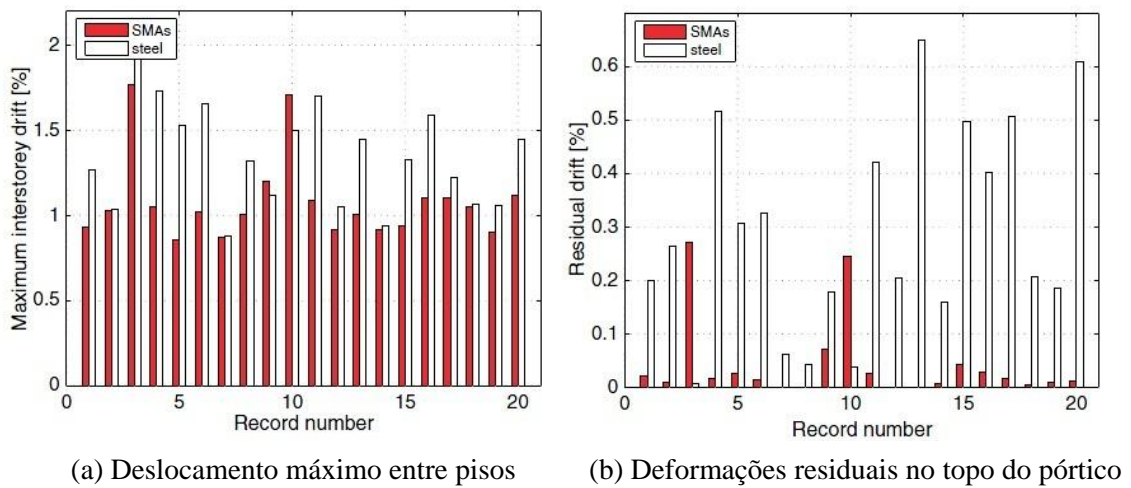


Figura 3-15 - Resultados obtidos para o pórtico de seis pisos [7]

Han et al. [41] realizaram também os seus próprios ensaios para verificar a eficácia dos dissipadores à base de LMF. Ensaíram dispositivos de dissipação de energia à base de arames de NiTi, conforme representado na Figura 3-16. Como em tracção, a rigidez do aço é muito superior à rigidez do arame de NiTi, este vai acumular praticamente todas as deformações a que o conjunto estará sujeito e deste modo a dissipação de energia pode ocorrer.



Figura 3-16 - Dissipadores ensaiados por Han et al. [41]

Assim, instalaram num modelo reduzido de um pórtico metálico de dois pisos o contraventamento explicado acima, como exemplificado na Figura 3-17.

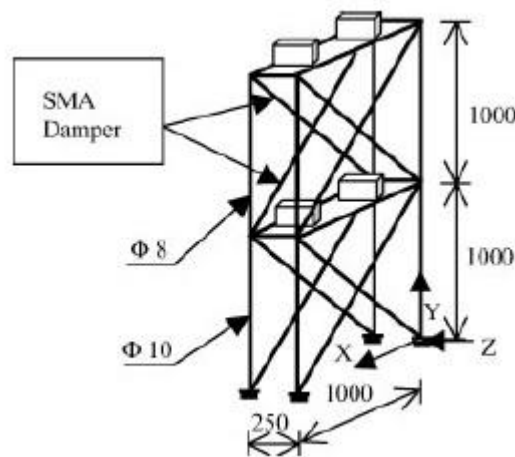


Figura 3-17 - Pórtico metálico de dois pisos ensaiado por Han et al. [41]

Depois de fixar os pórticos na base, aplicaram uma dada deformação no topo do pórtico na direcção do eixo x, conforme indicado na Figura 3-17, e de seguida libertaram-na. Deste modo pretenderam simular o primeiro modo de vibração da estrutura. Realizaram este procedimento para um modelo sem dissipadores e outro com, e mediram a evolução das deformações ao longo do tempo. Destas medições resultaram os gráficos representados na Figura 3-18.

Como puderam observar, para o pórtico sem dissipadores este demorou cerca de 45s para diminuir a sua vibração em metade da deformação inicial aplicada. Já para o pórtico com os dissipadores instalados, este demorou menos de 1s para a diminuição da sua vibração em metade da deformação inicial se verificar.

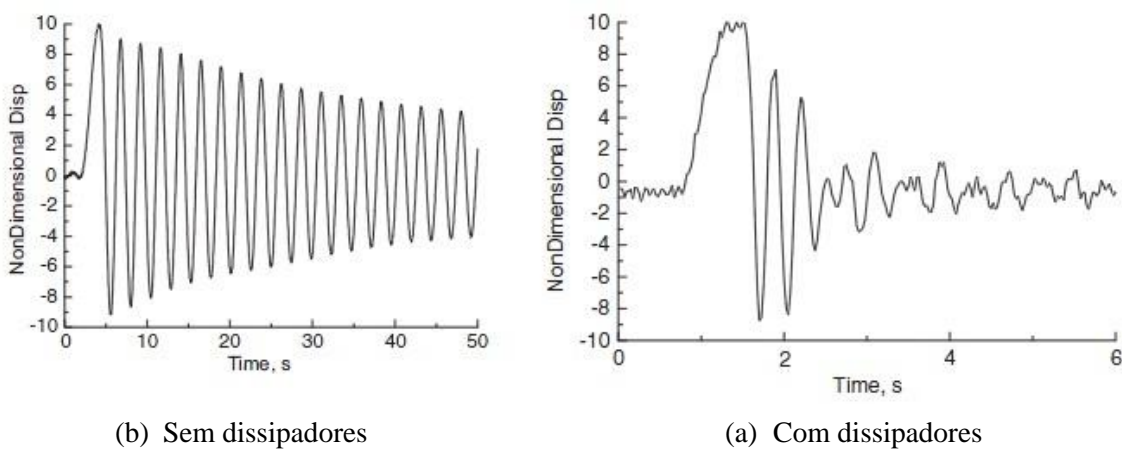


Figura 3-18 - Variação das deformações no pórtico com o tempo [41]

De referir ainda que, da análise dos gráficos, percebe-se que o efeito amortecedor destes dispositivos encontra-se condicionado pela cedência do material, pois a partir de, aproximadamente, 1,0s as deformações aumentam significativamente demonstrando uma redução do amortecimento da estrutura. Concluíram que para melhorar o comportamento dos dissipadores, as propriedades da LMF usada devem ser estudadas e escolhidas de forma a evitar que esta entre em cedência.

Casciati e Faravelli [16] propuseram-se estudar a eficácia do uso de arames de liga à base de Cu integrados num mecanismo de contraventamento, pois segundo os autores, estas ligas possuem um intervalo de temperatura de funcionamento mais compatível com as aplicações em Engenharia Civil.

Procederam à caracterização mecânica do material recorrendo a ensaios de tracção realizados a temperaturas e velocidades de deformação diferentes. Inicialmente para temperaturas diferentes (30°C, 50°C e 70°C) e uma velocidade baixa de deformação, obtiveram os resultados apresentados na Figura 3-19.

Com estes resultados concluíram que a uma velocidade lenta de deformação, o aumento da temperatura diminui o ciclo histerético da liga, diminuindo assim a energia dissipada. De referir também que à medida que aumenta o número de ciclos, o diagrama desloca-se para a direita devido ao aumento da quantidade residual de martensite na liga. Por fim, para altas temperaturas, é necessário um maior número de ciclos para que a resposta do material estabilize.

Repetiram os ensaios para as mesmas temperaturas variando agora a velocidade de deformação, aumentando em cerca de 10 vezes em relação à anterior, e obtiveram os resultados apresentados na Figura 3-20.

Concluíram que os ciclos histeréticos para esta velocidade foram bastante inferiores aos obtidos anteriormente, correspondendo a uma menor dissipação de energia. De referir também que para altas temperaturas a tensão necessária para induzir um dado estado de deformação é menor de que para velocidades de deformação baixas.

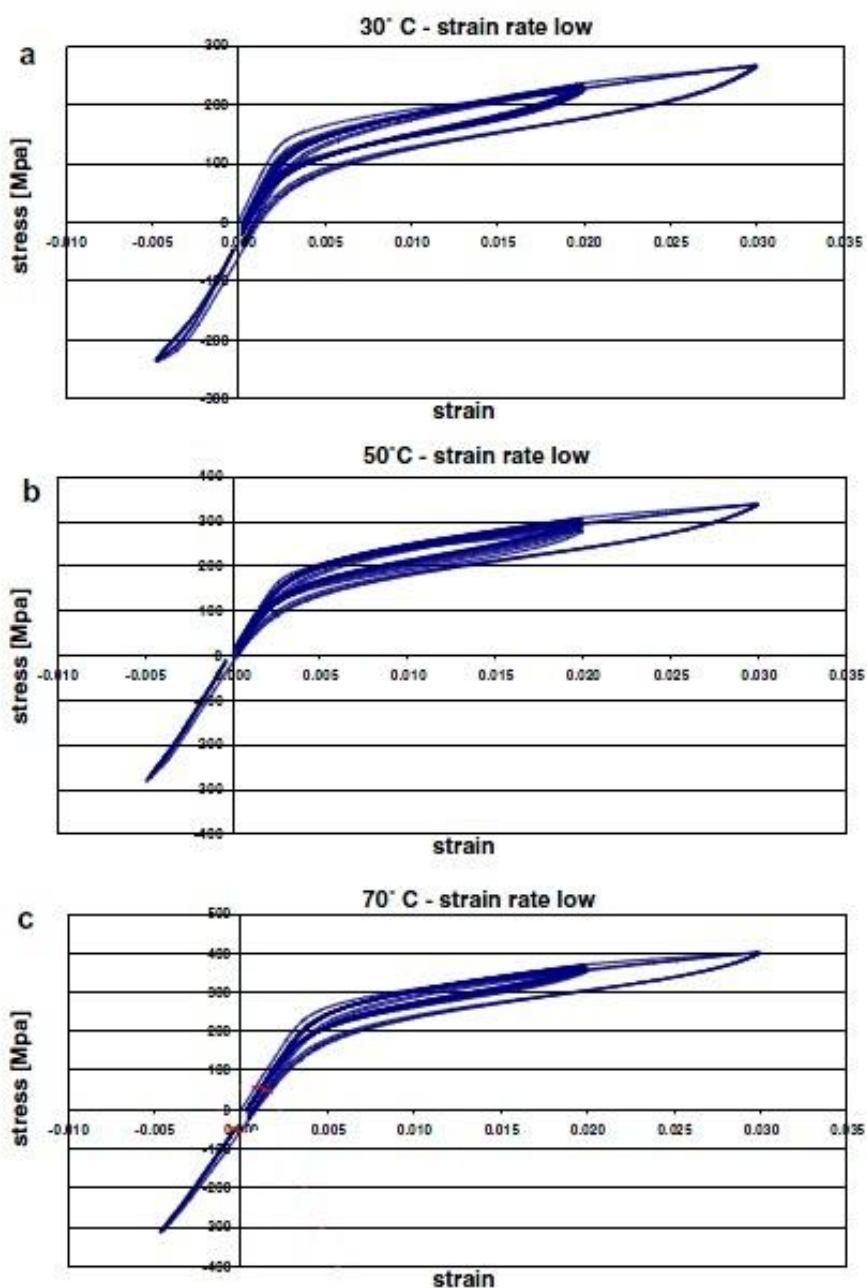


Figura 3-19 - Ensaio de ciclagem: diâmetro do arame 5,3mm; 10 ciclos de treino a 2% de deformação a ritmo lento: (a) 30°C, (b) 50°C e (c) 70°C [16]

Após esta caracterização do material, Casciati e Faravelli procederam à realização de dois ensaios diferentes. O primeiro consiste na instalação e ensaio numa mesa sísmica de um contraventamento à base de arames de LMF e alternativamente em aço, no piso inferior de um pórtico de três pisos, como mostra a Figura 3-21. O segundo ensaio baseia-se na instalação de chapas de LMF no topo dos dois pilares de um pórtico de um piso com apenas um grau de liberdade, como mostra a Figura 3-22.

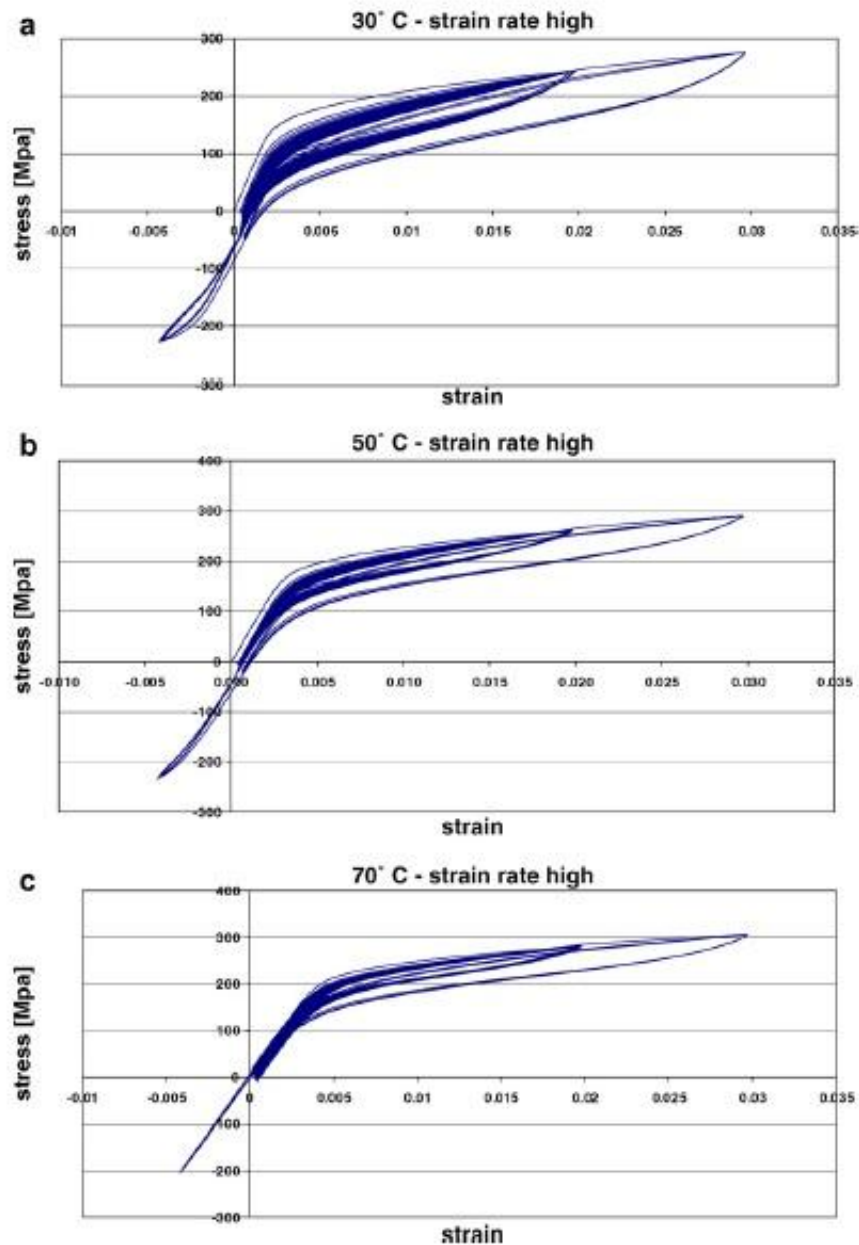


Figura 3-20 - Ensaio de ciclagem: diâmetro do arame 5,3mm; 50 ciclos de treino a 2% de deformação a ritmo rápido: (a) 30°C, (b) 50°C e (c) 70°C [16]

Do ensaio do pórtico de três pisos concluíram que o pórtico com o contraventamento de LMF não apresenta grandes diferenças nas acelerações máximas registadas quando comparado com o pórtico com o contraventamento de aço. No entanto, este regista um menor valor da raiz quadrada da média do valor das acelerações obtidas e uma capacidade de amortecimento bastante superior.



Figura 3-21 - Ensaio na mesa sísmica do contraventamento instalado no pórtico de três pisos [16]

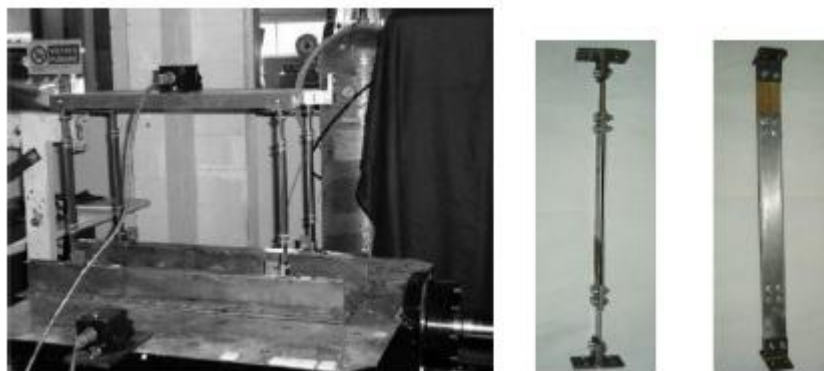


Figura 3-22 – Ensaio na mesa sísmica do modelo de um pórtico de um piso com chapas de LMF instaladas no topo dos pilares [16]

Para o ensaio do pórtico de um piso foi calculada a frequência própria, pelo método das transformadas de Fourier, para três configurações diferentes: a primeira, onde as chapas instaladas no topo dos pilares são de aço; a segunda, onde as chapas são de LMF e a última onde as chapas de LMF são primeiro submetidas a um “treino” para melhorar o seu comportamento. Fazendo este cálculo para diferentes pontos do pórtico obtiveram os resultados representados nos gráficos da Figura 3-23.

Da análise dos resultados obtidos, Casciati e Faravelli observaram que a estrutura com a frequência própria mais elevada é a que possui as chapas de aço pois estas tornam-na mais rígida quando comparada com as instaladas com LMF. Para os pórticos com chapas de LMF, ambas apresentam uma frequência própria bastante semelhante.

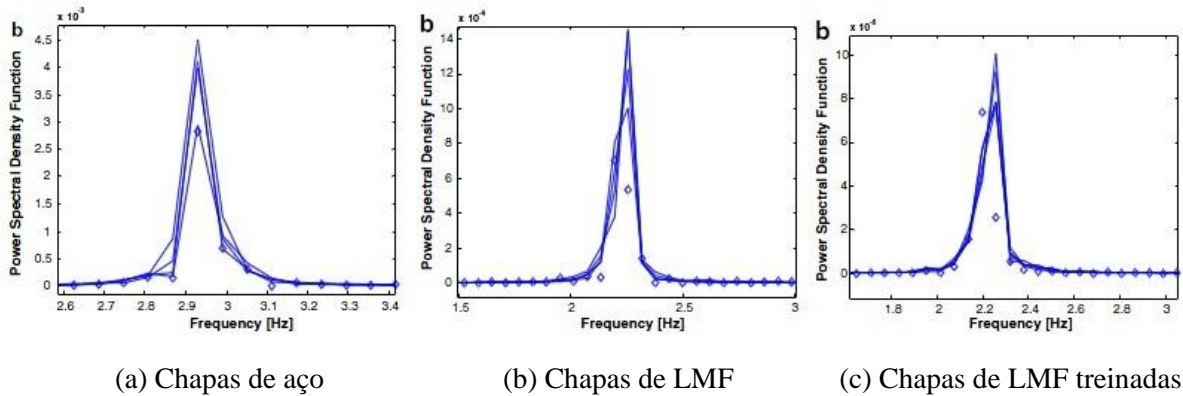


Figura 3-23 - Frequências próprias obtidas para as três configurações estudadas [16]

3.3.1.2. Reabilitação Sísmica de Edifícios Históricos

Os dois primeiros casos do uso de LMF em reabilitação, com o intuito de melhorar o comportamento sísmico da construção, são o caso da torre do sino da Igreja de S. Giorgio em Trignano e a Basílica de S. Francisco em Assisi, ambas em Itália.

Igreja de S. Giorgio

Igreja construída em 1302, e por isso com grande valor histórico, ficou seriamente danificada com o sismo de Reggio Emilia-Modena, de magnitude 4.8 na escala de Richter ocorrido a 15 de Outubro de 1996. A torre apresentava fracturas transversais e profundas nos pilares e alvenaria, com fracturas globais na estrutura ao nível dos telhados dos edifícios adjacentes. Durante o sismo, a parte superior da torre, oscilou até à ruptura, ficando assente sobre a sua parte inferior, como ilustrado na Figura 3-24. Entre estas duas partes era visível um deslocamento de 30mm [59].

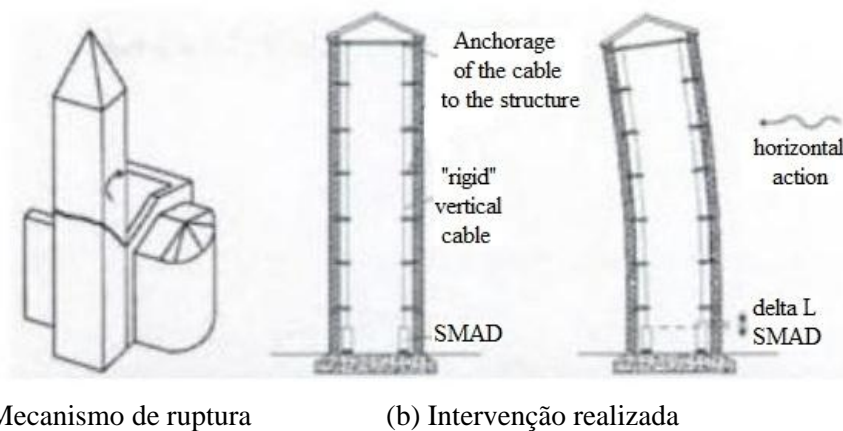


Figura 3-24 - Mecanismo de colapso da torre durante o sismo (a) e intervenção realizada (b) [59]

A intervenção de reabilitação, trabalho relatado por Indirli et al. [43], destaca-se como sendo uma das primeiras a recorrer a dispositivos de LMF no mecanismo instalado para pré-esforçar

a alvenaria. Esse mecanismo conecta o topo da torre ao solo, método comum de intervenção para edifícios altos sujeitos a acções sísmicas, evitando, desta forma, o colapso típico destes.

A ideia é aumentar a resistência à flexão da torre, instalando quatro tirantes em aço a serem pré-esforçados por intermédio de quatro dispositivos de LMF pós-esforçados, conectados em série, um em cada canto da torre, ancorados no topo e no solo, como mostra a Figura 3-24 e Figura 3-25. Os dispositivos com as ligas servem para garantir que a força de compressão na alvenaria é igual a 20kN (capacidade axial máxima). Cada dispositivo é composto por 60 fios com 1mm de diâmetro e 300mm de comprimento, de uma LMF em regime superelástico.

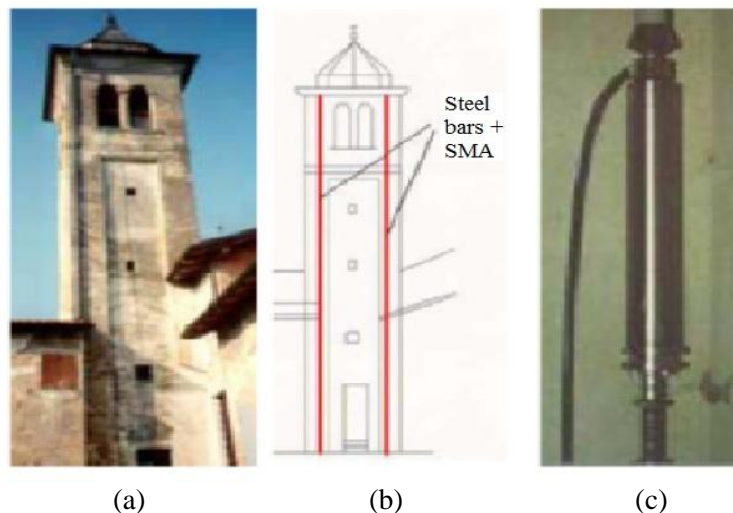


Figura 3-25 - Estado geral da torre após sismo (a); Intervenção realizada (b); Dispositivo de LMF (c) [43]

Após esta intervenção, a torre foi sujeita a um novo sismo a 18 de Junho de 2000 com magnitude de 4.5 na escala de Richter. Avaliações posteriores foram realizadas não encontrando, no entanto, danos de qualquer natureza.

Basílica de S. Francisco em Assisi

Esta intervenção é outro exemplo de o uso de dispositivos de LMF para melhorar o comportamento sísmico de uma alvenaria quando está sujeita a forças horizontais perpendiculares ao seu eixo de maior inércia. Trata-se de o reforço do tímpano da basílica, que ficou seriamente danificada após ocorrência de vários sismos, tendo o último ocorrido a 26 de Setembro de 1997, e que reabriu e piorou fracturas verticais ao longo das paredes laterais, como pode ser observado na Figura 3-26. Normalmente para este tipo de intervenção, isto é, para aumentar a resistência das alvenarias ou melhorar as conexões entre diferentes

elementos estruturais, recorre-se à injeção de material de reforço. No entanto, neste caso particular e devido à presença de frescos na basílica ou por vezes devido à espessura das paredes, este método foi posto de parte [11].

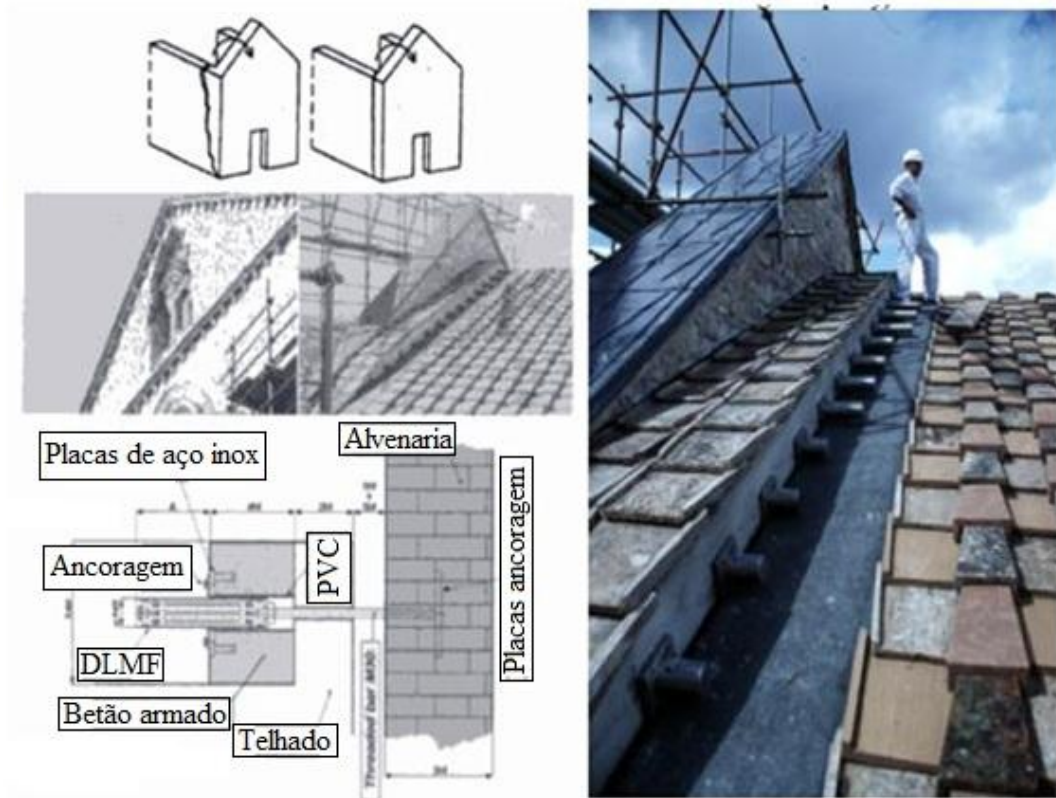


Figura 3-26 – Mecanismo de colapso e intervenção realizada na Basílica [59]

Outro método tradicional de reforço trata de melhorar a conexão da parede ao nível dos pisos, com recurso a perfis metálicos. Este método peca também pelo facto dos perfis metálicos dotarem a estrutura de uma maior rigidez, desta forma aumentando as acelerações e consequentemente as forças transmitidas à alvenaria. Adicionalmente pode ocorrer o punçoamento das ancoragens na alvenaria, especialmente se esta tiver sido construída com material de má qualidade [59].

O uso de dispositivos de LMF pretende melhorar o comportamento das ligações com os perfis metálicos à alvenaria pois estes permitem ligações mais flexíveis, controlando as deformações e limitando as forças transmitidas. Recorreram ao uso de LMF em fios pois estes trabalham apenas à tracção, evitando incompatibilidades derivadas dos diferentes comportamentos exibidos por estas ligas à tracção e à compressão. A liga escolhida foi de NiTi [11].

Pretendiam que estes dispositivos, para pequenas solicitações, como o vento ou pequenos sismos, se comportassem rigidamente, não permitindo grandes deslocamentos. Por outro lado, para grandes solicitações, pretendiam que os dispositivos fossem mais flexíveis, transmitindo as menores forças possíveis, sendo isto exequível graças à transformação de fase do material. Com a consequente diminuição do módulo de elasticidade e aumento da flexibilidade, é permitida à alvenaria dissipar também energia através do aparecimento de micro roturas, num processo muito controlado pelos dispositivos. Para acções extraordinárias, a rigidez volta a aumentar após a liga se encontrar 100% na sua fase martensítica, limitando, desta forma, deslocamentos excessivos.

De forma a melhorar o comportamento do tímpano, o telhado foi desconectado deste e uma treliça em betão foi construída para suportar as vigas do telhado e encaminharem as cargas deste directamente para as paredes laterais. A nova treliça de betão foi ligada ao tímpano através de dispositivos de LMF espaçados entre si de 50cm, de forma a melhor distribuir as forças. Três dispositivos de LMF diferentes foram instalados de acordo com as propriedades desejadas à medida que aumenta a distância às paredes laterais, como ilustrado na Figura 3-26.

Modelos numéricos, Figura 3-27, foram testados para esta intervenção e concluiu-se que o comportamento melhorou significativamente face à estrutura inicial antes do colapso.

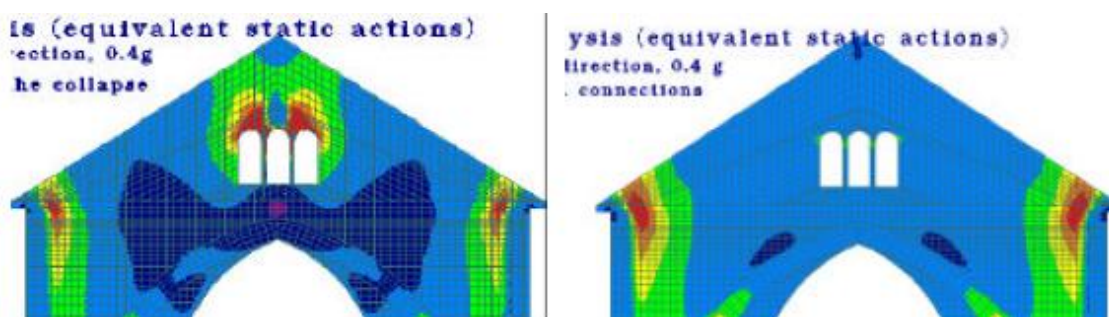


Figura 3-27 – Modelos numéricos mostrando a distribuição de tensões antes e depois da intervenção [11]

3.3.1.3. Ligações entre Elementos

Em edifícios correntes, as ligações entre os diferentes elementos estruturais são das zonas mais solicitadas em caso de ocorrência de um sismo. Isto é, haverá sempre nestas zonas uma maior acumulação de esforços, aumentando assim a probabilidade da formação de rótulas plásticas (Figura 3-28), podendo levar à instabilidade estrutural do edifício.

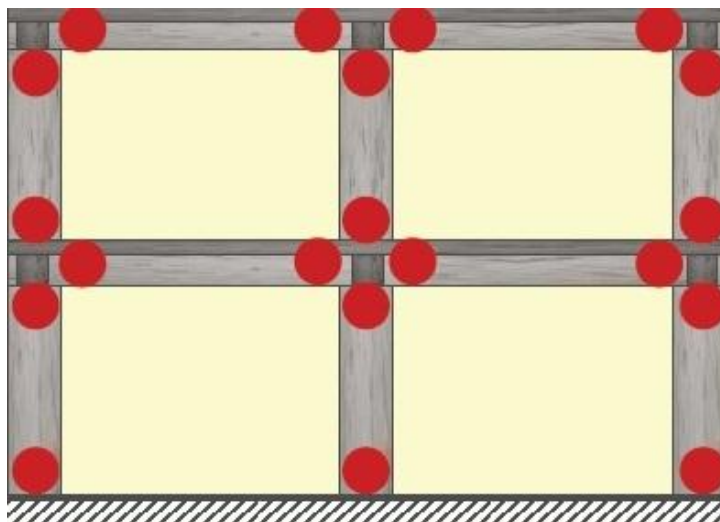


Figura 3-28 - Localização das zonas críticas onde se podem formar rótulas plásticas em caso de acção sísmica [82]

Assim, o uso de conectores de LMF para ligar os diferentes elementos estruturais foi proposto com o objectivo de aumentar o amortecimento nestas zonas, promovendo a dissipação de energia através das propriedades superelásticas do material e não da formação de rótulas plásticas nos elementos, protegendo desta maneira a integridade da estrutura. De referir também que se evita deste modo as deformações plásticas no aço, reduzindo assim os custos de reabilitação em caso de dano.

Em estudos realizados por Tamai e Kitagawa [78] e Tamai et al. [79], é proposto um novo sistema de ancoragem de um pilar à fundação, composto por varões de Nitinol e aço com vinte a trinta milímetros de diâmetro, como mostra a Figura 3-29. Para estudar o comportamento dos varões de LMF, estes foram sujeitos a ensaios experimentais e simulações numéricas.

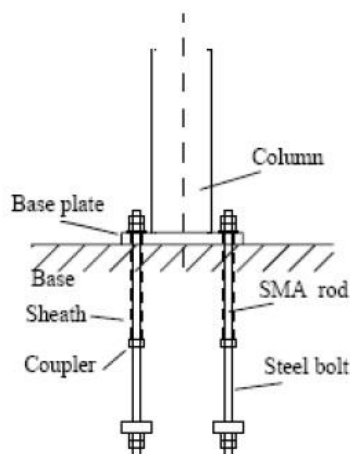


Figura 3-29 - Sistema de ancoragem de um pilar usando varões de LMF [78,79]

Nos ensaios experimentais, os pilares foram sujeitos a solicitações horizontais e verticais para simular um sismo. Destes ensaios concluíram que os varões de Nitinol eram bastante eficazes na dissipação de energia e na diminuição da transmissão de vibrações para a restante estrutura, em comparação com uma ligação convencional semelhante, mas apenas com varões de aço.

Notaram, também, que este novo sistema de ancoragem não apresentou qualquer tipo de deformação residual, ao contrário do sistema convencional (Figura 3-30 e Figura 3-31), tendo recuperado totalmente a sua configuração inicial ao fim de cada ciclo de carga, mantendo, desta forma, a mesma capacidade de dissipação de energia ao longo do tempo.

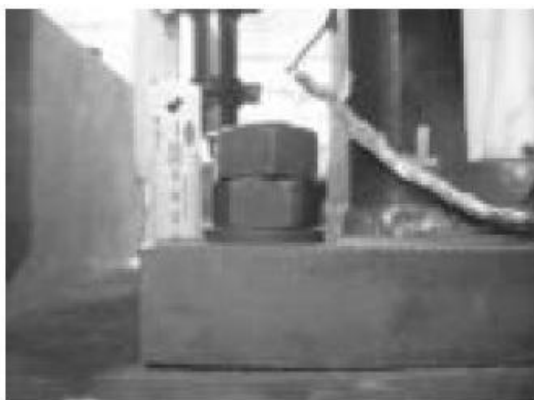


Figura 3-30 - Sistema de ancoragem com varões de LMF não apresentando deformações residuais [78,79]



Figura 3-31 - Sistema de ancoragem convencional com varões de aço apresentando deformações residuais [78,79]

Ocel et al. [61] apresentam um estudo servindo de prova de concepção de um novo tipo de ligações viga-pilar usando LMF. O sistema, apresentado na Figura 3-32, foi concebido como mecanismo de transferência primário dos momentos entre os elementos estruturais. Para garantir uma boa capacidade de dissipação de energia do material, o sistema maximiza a deformação axial dos tendões.

Procedendo a ensaios quase-estáticos, a ligação foi primeiro sujeita a vários ciclos de carga e descarga para avaliar o seu comportamento. Nos primeiros ciclos, a ligação apresentou um comportamento elástico, dissipando poucas quantidades de energia. Nos ciclos seguintes, no entanto, iniciou-se o processo de maclagem da LMF, verificando-se deformações maiores e consequentemente maiores quantidades de energia dissipada.

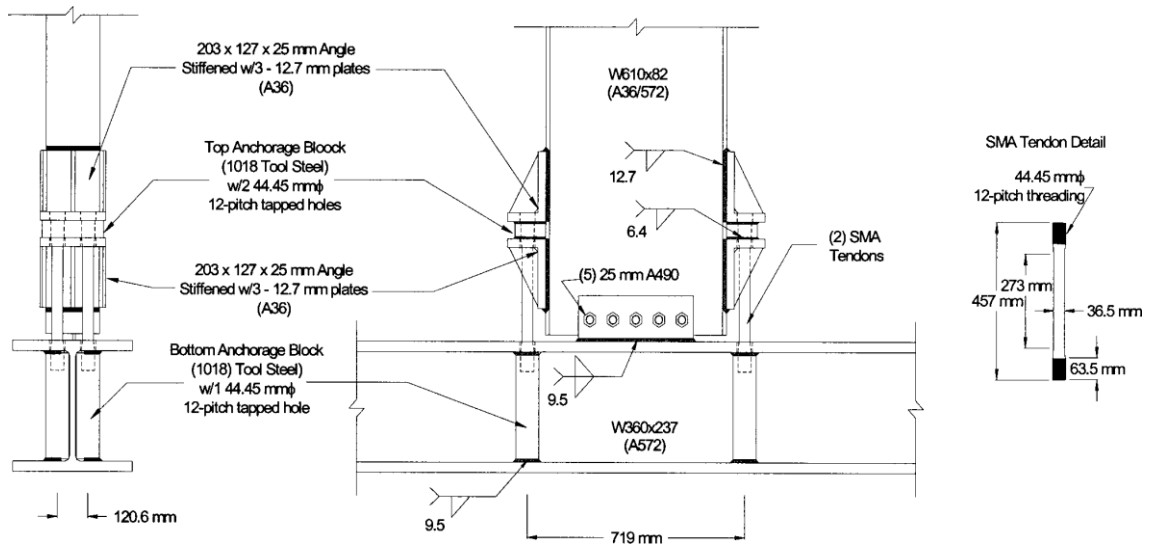


Figura 3-32 - Detalhes do sistema de ancoragem viga-pilar estudado por Ocel et al. [61]

Terminados os primeiros ensaios, os tendões foram aquecidos de maneira a estes recuperarem a sua posição inicial, para depois, procederem a novos ciclos de carga e descarga, a fim de avaliar a estabilidade da ligação a solicitações cíclicas de elevadas deformações. Na Figura 3-33 apresenta-se os tendões antes e depois de estes serem aquecidos.

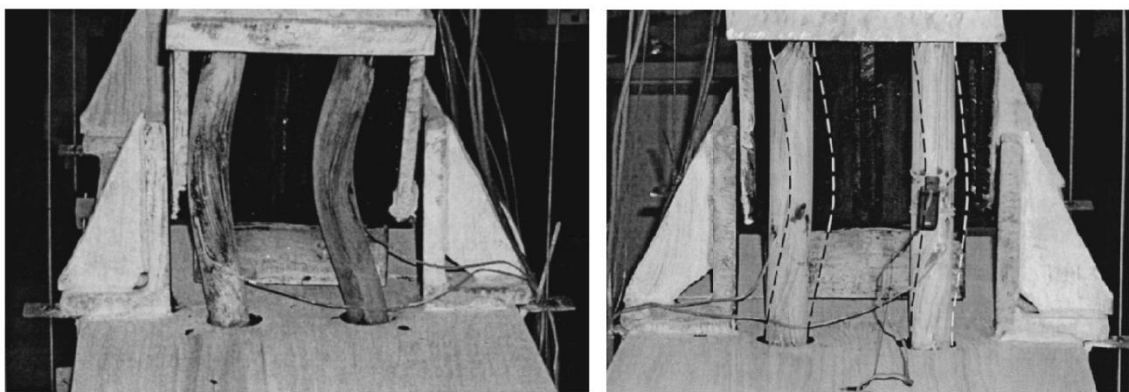


Figura 3-33 - Estado dos tendões de LMF antes e depois de serem aquecidos [61]

Após os novos ciclos de carga e descarga, os autores concluíram que os tendões comportam-se de maneira muito semelhante aos dos primeiros ciclos, não demonstrando nenhuma diminuição da rigidez e apresentando, conseqüentemente, ciclos histeréticos iguais.

Depois de completos os ensaios quase-estáticos, procederam a ensaios dinâmicos do sistema de ancoragem proposto. Observando uma diminuição da energia dissipada de aproximadamente 1/3, concluíram que a eficiência dos tendões é influenciada pela velocidade de carregamento.

3.3.1.4. Reforço de elementos de betão com LMF

Presentemente, as estruturas de betão armado representam a grande maioria das construções de engenharia civil realizadas. Apresentam grande robustez e estabilidade para cargas estáticas, no entanto, para solicitações dinâmicas, os mecanismos de dissipação de energia são dependentes da plastificação dos elementos de aço em zonas designadas de rótulas plásticas, podendo por em risco a estabilidade estrutural da construção.

Num estudo realizado por Youssef et al. [92], é proposto o uso de LMF superelásticas em conjunto com varões de aço para reforçar uma ligação viga-pilar (*LVP*) numa estrutura de betão armado, com o objectivo de minimizar o dano permanente e a urgência de reparações após um sismo.

Para avaliar a viabilidade deste tipo de solução, duas *LVP* foram dimensionadas, construídas à escala e ensaiadas. Uma das soluções consiste numa solução tradicional, apenas com varões de aço (*JBC-1*), e a outra reforçada com varões de LMF na zona da rótula plástica e varões de aço nas restantes zonas da ligação (*JBC-2*). Na Figura 3-34 apresenta-se a pormenorização do reforço de ambas.

A ligação entre os varões de aço e os varões de LMF, na solução *JBC-2*, foi assegurada pelo uso de acopladores mecânicos, já que o recurso à soldadura introduz graves problemas à ligação, incluído uma rotura frágil. Ambos os varões são inseridos no acoplador, ficando face com face no seu centro. Parafusos são depois apertados para evitar o escorregamento de ambos e assim garantir o seu bom funcionamento. A Figura 3-35 mostra a representação esquemática deste tipo de acopladores.

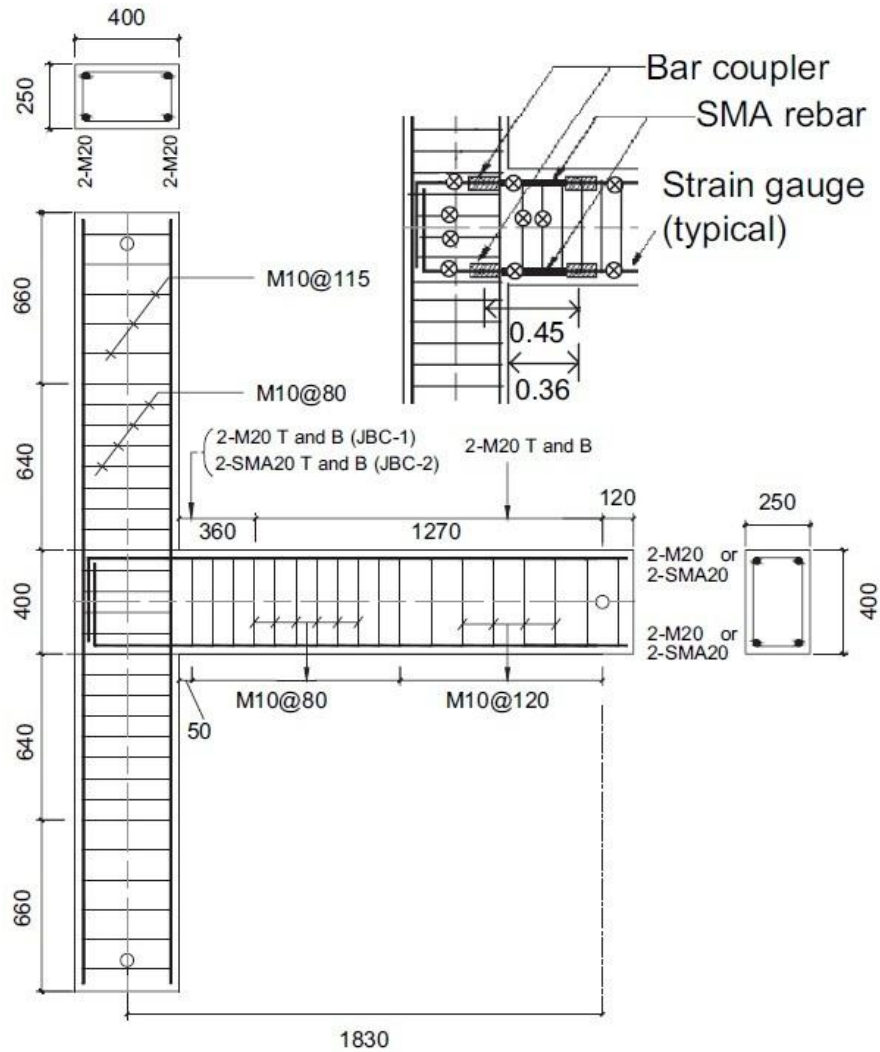


Figura 3-34 – Pormenorização do reforço da ligação viga-pilar JBC-1 e JBC-2 (dimensões em mm) [92]

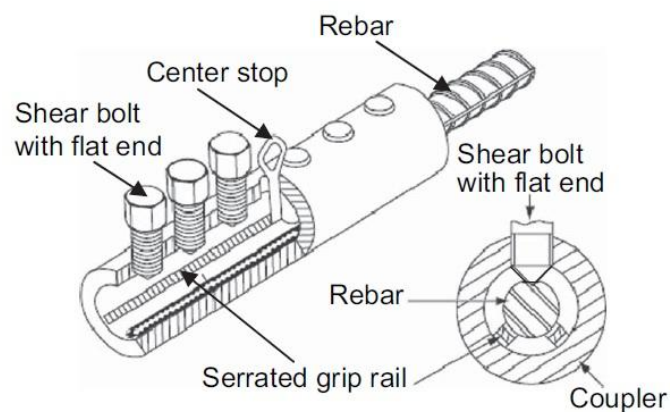


Figura 3-35 - Acopladores mecânicos usados na ligação entre os varões de aço e os varões de LMF [92]

Foram usados varões de Nitinol com uma composição de 55% de níquel e 45% de titânio, conferindo uma temperatura do fim da fase austenítica entre -15°C a -10°C . Cada varão tinha 450mm de comprimento e 20,6mm de diâmetro e a ligação era assegurada num comprimento

de 45mm dentro do acoplador. A escolha do diâmetro foi influenciado pelo facto de ser necessário garantir que a cedência ocorreria nos varões de LMF e não nos varões de aço. De referir também que, devido ao módulo de elasticidade da LMF ser aproximadamente 1/3 da do aço, era esperado maiores deformações na LMF para níveis similares de carga.

Ambos os ensaios foram realizados sob uma força axial constante no pilar e carregamento cíclico quase-estático aplicado na ponta da viga. Duas células de carga foram usadas para registar as forças e extensómetros para medir as deformações.

Após concluídos os ensaios, procederam à análise dos resultados obtidos. Começaram por comparar o estado geral de ambas as ligações, nomeadamente a quantidade e dimensões das fendas, como mostra a Figura 3-36. Observaram que a ligação *JBC-1* - Figura 3-36(a) e Figura 3-36(b) - apresenta uma maior fendilhação, sendo estas fendas maiores e mais profundas, quando comparadas com as da *JBC-2* - Figura 3-36(c) e Figura 3-36(d). Isto deve-se ao efeito superelástico da LMF que consegue reduzir as dimensões das fendas após cada descarga da viga. Também foi visível que a formação da rótula plástica em *JBC-1* ocorreu junto à face do pilar enquanto na ligação *JBC-2* desenvolveu-se mais longe, a uma distância correspondente a cerca de metade da altura da viga.

Sabendo a energia dissipada para cada ciclo, determinaram a energia dissipada cumulativa, representada no gráfico da Figura 3-37. Os resultados mostraram que, no final, a ligação *JBC-2*, quando comparada com a *JBC-1*, dissipou menos 37% da energia. Estes resultados podem ser explicados pelo maior ciclo histerético do aço, e também pelo facto de na ligação *JBC-1* se verificar um maior grau de fendilhação do betão, ajudando na dissipação de uma maior quantidade de energia.

A ligação *JBC-2* registou um valor mais elevado para a rotação da viga antes da cedência dos varões de LMF do que o registado para a ligação *JBC-1*. Tal facto deve-se à menor rigidez dos varões de LMF. No entanto, a ligação *JBC-1* regista maior rotação residual quando comparado com a *JBC-2*.

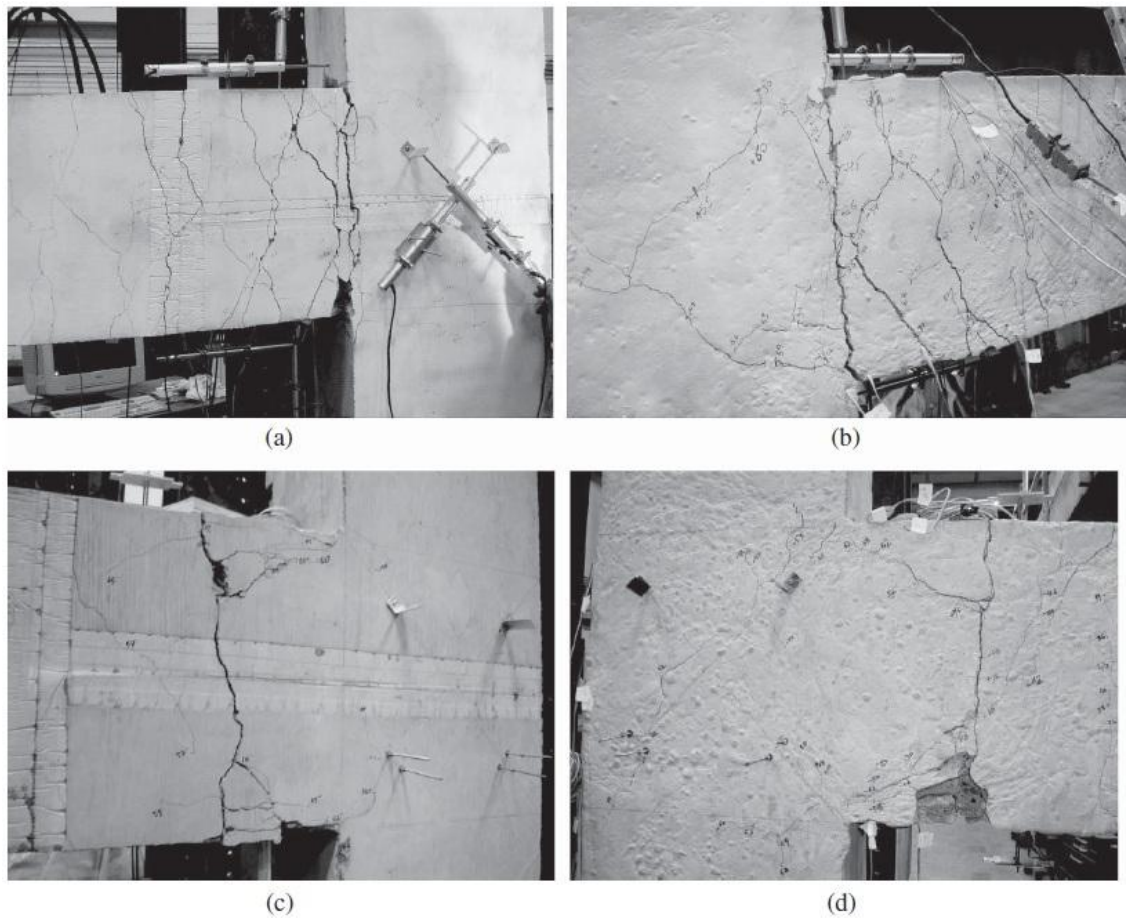


Figura 3-36 - Estado geral das ligações após ensaios, [a] e [b] para JBC-1 e [c] e [d] para JBC-2 [92]

Como seria de esperar, após conclusão dos ensaios, os varões de LMF na ligação *JBC-2* registam deformações residuais negligenciáveis, ao contrário dos varões de aço na ligação *JBC-1*. Também o reforço transversal na ligação regista menores extensões para a ligação *JBC-2* quando comparado com a *JBC-1*.

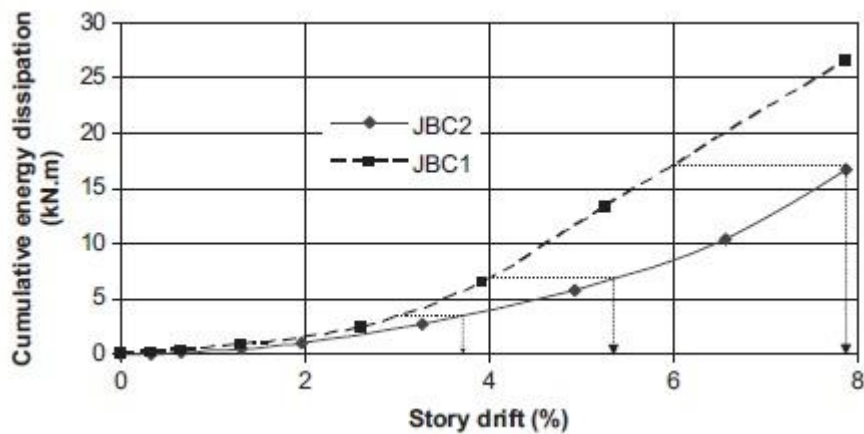


Figura 3-37 - Energia dissipada cumulativa para os diferentes deslocamentos nas ligações JBC-1 e JBC-2 [92]

Os autores concluem então que a estrutura reforçada com varões de LMF dissipa menos energia do que a estrutura tradicional quando sujeita à acção sísmica. No entanto, esta mantém a sua capacidade de dissipação de energia ao longo de um maior número de ciclos com menores deformações residuais. De notar que, devido ao escorregamento dos varões, o ciclo histerético pode diminuir e as deformações residuais podem aumentar ao longo dos sucessivos ciclos, acabando por estabilizar ao fim de um determinado número de ciclos [58].

Assim, a maior vantagem do uso de LMF superelástico prende-se com o menor deslocamento residual que o piso regista no final das solicitações, assim como o afastamento da formação de rótulas plásticas da face do pilar, ajudando a estrutura a manter a sua integridade. Melhores resultados seriam possíveis para varões de LMF de menor diâmetro visto já ter sido provado que a capacidade de amortecimento das LMF diminui significativamente com o aumento do diâmetro [23].

Resultados semelhantes foram obtidos por Saiidi e Wang [69] no estudo que realizaram para pilares circulares de betão armado, representando os suportes de uma ponte. Reforçando a zona de rótula plástica com varões de LMF, observaram uma diminuição do deslocamento relativo do topo do pilar assim como das deformações residuais após uma solicitação, quando comparado com o pilar armado tradicionalmente. Este novo sistema mostrou também capacidade de resistir a solicitações de maior amplitude, provando assim a sua viabilidade para zonas de grande sismicidade.

Recorrendo aos resultados obtidos experimentalmente por Youssef et al. [92] e Saiidi e Wang [69] acima referidos, Alam et al. [2] realizam um estudo extensivo sobre a escolha de modelos analíticos que melhor descrevam correctamente o comportamento deste novo sistema de reforço. Estes modelos serão usados para prever a relação entre força-deslocamento e momento-rotação, assim como, a capacidade de dissipação de energia, a distância da formação da rótula plástica à face do pilar e largura e espaçamento das fendas. Este trabalho teve como objectivo facilitar o dimensionamento destes sistemas, de maneira a estimular o seu uso em obras correntes.

Na procura por novos materiais de construção que possam substituir os varões de aço, diversos autores sugerem o uso de *FRPs* (*fiber-reinforced polymers*) como reforço em

estruturas de betão. No entanto devido ao comportamento elástico linear deste material, a resposta da estrutura a solicitações dinâmicas fica bastante debilitada, apresentando um amortecimento muito baixo. Assim, Wierschem e Andrawes [85] sugerem o uso de LMF superelástico conjuntamente com o FRP, a fim de dotar este com maior ductilidade e capacidade de amortecimento. Na Figura 3-38 apresenta-se as barras com e sem fibras de o reforço proposto por estes autores. Para aplicações com grande exigência de ductilidade e amortecimento, o reforço é providenciado totalmente pelas LMF enquanto para aplicações onde apenas é necessário um amortecimento moderado, a solução será composta pelo híbrido entre fibras de vidro ou carbono e as LMF, desta forma reduzindo o custo de fabrico.

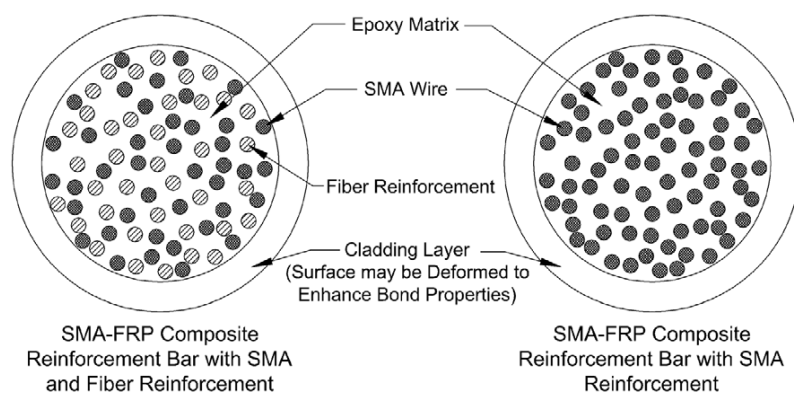


Figura 3-38 – Representação esquemática das secções das barras de reforço [85]

O uso de arames de LMF de menor diâmetro em detrimento de barras com maior diâmetro deve-se a quatro razões: a primeira é a maior facilidade de produção e menor custo; a segunda é a redução acentuada da capacidade de amortecimento com o aumento de secção; a terceira é a possibilidade de usar uma matriz polimérica para ligar todos os arames de LMF servindo também como protecção para ambientes adversos e a quarta é a maior facilidade de dotar esta solução com rugosidade para promover a melhor aderência com o betão, visto ser bastante difícil obter uma boa aderência entre as LMF e o betão.

Foram realizados ensaios de tracção para estudar o comportamento cíclico dos sistemas propostos. Na Figura 3-39 apresentam-se os resultados obtidos para: (a) fibra de vidro; (b) reforço apenas com arames de LMF e (c) reforço com híbrido entre FRP e LMF.

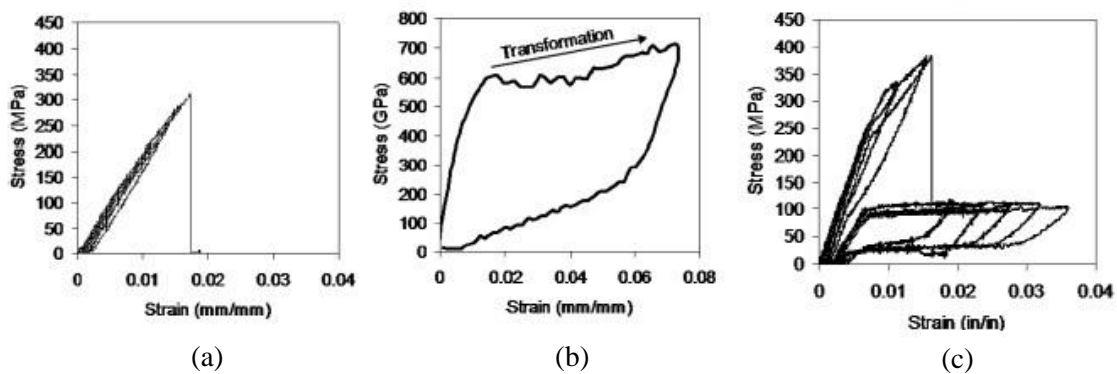


Figura 3-39 - Ensaio cíclico de tracção [85]

O comportamento dos materiais isolados era o esperado pelos autores. Para a solução híbrida verificou-se que durante os primeiros ciclos e até a cedência das fibras, o comportamento é elástico linear, com alguma dissipação de energia derivada das transformações de fase que ocorrem no LMF. No entanto, após as cedências das fibras, o comportamento passa a ser dominado pelo comportamento histerético da LMF. Os autores concluíram que a quantidade de energia dissipada por esta solução depende da diferença entre a carga de cedência das fibras e a carga necessária para iniciar as transformações de fase. Assim, quanto maior for a carga de cedência da fibra, menor será a energia dissipada. Uma outra solução proposta pelos autores passa por pré-esforçar os arames de LMF de maneira às transformações de fase se iniciarem para deformações mais baixas. No entanto, em alguns casos, com a aplicação de pré-esforço, verificaram a diminuição da tensão de cedência do compósito para valores que invalidavam o seu uso em estruturas.

De referir também que após a conclusão do ensaio e devido à grande capacidade de deformação da LMF não se verificou a ruptura do sistema, evitando assim o problema de ruptura frágil das FRPs.

Após os resultados obtidos, e para avaliar a eficiência do sistema híbrido como reforço de elementos de betão, os autores realizaram uma simulação numérica. Investigaram o comportamento de uma viga de betão em consola com dois tipos de reforço na zona de rótula plástica: laminado de fibras de vidro (*GFRP*) e o compósito de *FRP-LMF*. Foram consideradas duas soluções de compósito: o compósito 1, constituído por 25% de fibras de vidro e 75% de arames de LMF; e o compósito 2, constituído por 100% de arames de LMF. A geometria da viga é a apresentada na Figura 3-40.

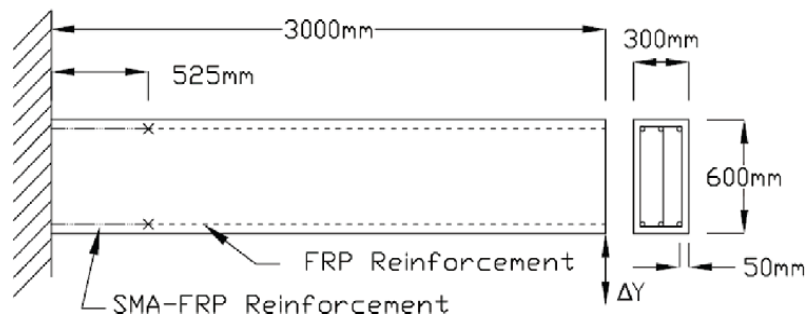


Figura 3-40 - Geometria da viga ensaiada com os dois sistemas de reforço [85]

Carregando a viga e registrando o deslocamento verificado na sua ponta, os autores compararam o comportamento para as três soluções propostas. A Figura 3-41 apresenta os resultados obtidos para o reforço em: (a) *GFRP*; (b) compósito 1 e (c) compósito 2. Os ensaios foram realizados até ao colapso do sistema, sendo esta verificada para a ruptura das fibras na solução de reforço com *GFRP* e com o compósito 1 e o esmagamento do betão para o compósito 2.

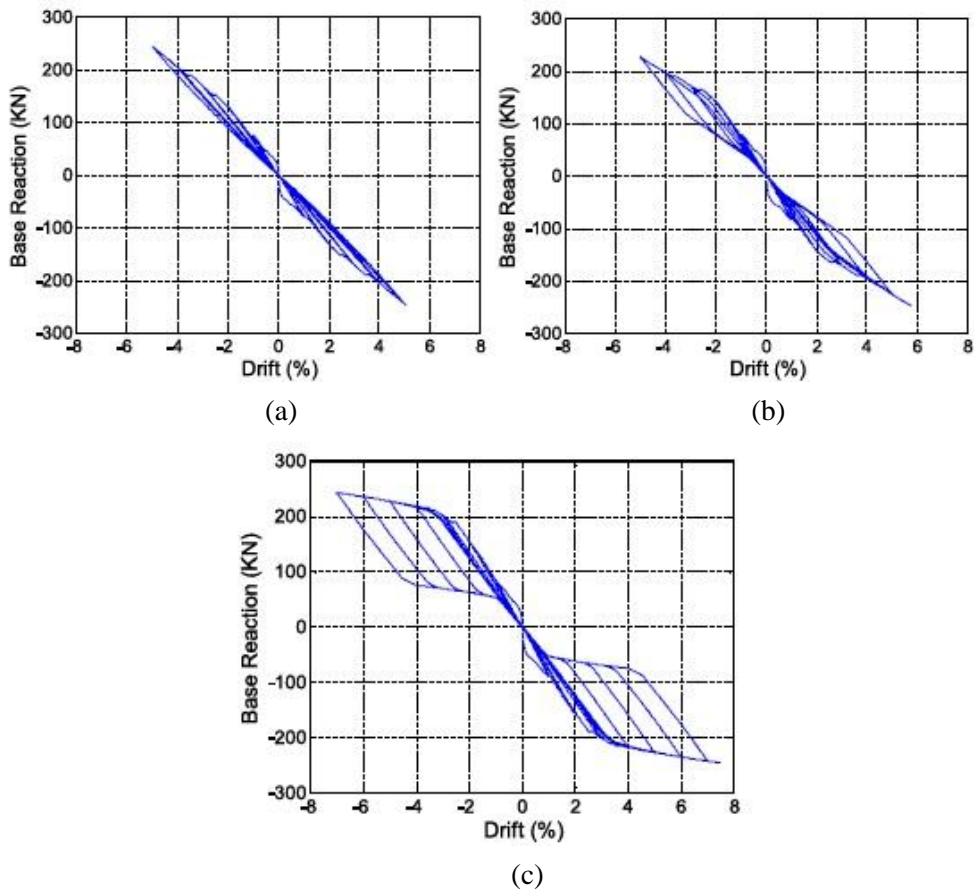


Figura 3-41 - Reação versus deslocamento na ponta da viga para os diferentes reforços [85]

Os autores concluíram que para o mesmo historial de carga, o amortecimento verificado para o compósito 1 e compósito 2 foi três e oito vezes, respectivamente, superior ao do reforço com *GFRP*, demonstrando, assim, uma clara superioridade destes sistemas híbridos sobre o reforço tradicional com *FRPs*. A solução com 100% de arames de LMF demonstrou um comportamento não-linear com grande quantidade de energia dissipada, sendo ainda capaz de suportar deslocamentos de 7% até se verificar o esmagamento do betão, sendo esta solução indicada para aplicações dinâmicas com grande exigência de ductilidade.

Baseados nestes resultados, os autores conseguem provar a eficácia e validade deste tipo de soluções para aplicação sísmicas, recomendando, no entanto, mais estudos sobre o assunto.

3.3.2. Isolamento Sísmico

As técnicas de isolamento baseiam-se na ideia de introduzir uma ou mais descontinuidades horizontais ao longo da altura do edifício, separando-o em subestrutura, que se encontra ligada rigidamente às fundações, e a superestrutura(s) [39]. O isolamento de base consiste, assim, da interposição de uma camada com baixa rigidez horizontal entre a estrutura e a fundação (Figura 3-42), minimizando a propagação das componentes horizontais do movimento do solo para a estrutura, traduzindo-se na possibilidade de um elevado deslocamento relativo entre ambas (tipicamente entre 100 a 200mm) [27]. Assim, numa estrutura dotada deste sistema, esta comportar-se-á tendencialmente como um corpo rígido, reduzindo as suas deformações. Em pontes, estes dispositivos de isolamento são instalados sob o tabuleiro, no topo dos pilares e/ou nos encontros (Figura 3-42).

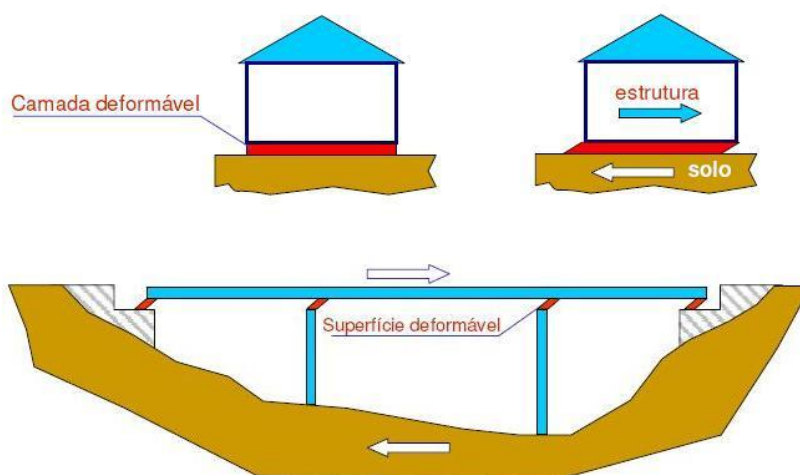


Figura 3-42 - Isolamento de base em edifícios e em pontes [39]

Os sistemas de isolamento sísmico precisam ser dotados de capacidade de dissipação de energia, assim como de re-centragem, de modo a limitar os deslocamentos relativos. Assim, pode ser usado um material que possua estas capacidades, como é exemplo as LMF, ou recorrer à adição suplementar de dissipadores ou dispositivos de re-centragem.

3.3.2.1. Blocos de Borracha com Núcleo de LMF

Convencionalmente a solução mais usada para isolamento de base é o uso de blocos de borracha com núcleo de chumbo (*LRB*), devido à sua simplicidade e baixo custo de aplicação. De uma forma geral, a borracha laminada suporta a carga e isola a vibração enquanto o núcleo de chumbo dissipa a energia de vibração devido ao amortecimento histerético resultante do seu comportamento elástoplástico. Resulta, assim, numa significativa redução do esforço transversal e dos deslocamentos registados nos pilares quando comparado com uma estrutura monolítica [37].

No entanto, para grandes solicitações, esta solução mostra-se ineficaz em limitar grandes deslocamentos, sendo necessário instalar na estrutura um mecanismo de controlo adicional.

Assim surge a necessidade de procurar um material que, de acordo com o nível de solicitação, modifique as suas propriedades a fim de melhorar o seu comportamento. Isto é, para solicitações de pequena intensidade, como a passagem de automóveis, acção do vento ou pequenos sismos, o dispositivo comporta-se como uma ligação rígida para não danificar as juntas ou outros elementos auxiliares. Para solicitações de média intensidade, o dispositivo comporta-se como uma ligação flexível de maneira a dissipar energia. E no caso de solicitações de grande intensidade, o dispositivo deve conseguir limitar os deslocamentos de modo a evitar o colapso da estrutura [89].

Torna-se evidente que a aplicação de LMF como material substituto do chumbo pode dotar a solução do comportamento desejado. Assim, com este intuito, Wilde et al. [89] propõem um sistema baseado nos convencionais blocos de borracha com núcleo de chumbo, sendo o núcleo de chumbo substituído por um elemento de LMF.

No estudo realizado, estes autores comparam a eficácia de ambas as soluções para um reforço sísmico de uma ponte, sendo o sistema convencional de *LRB* acrescido de um dispositivo de controlo de deslocamentos, modelado como uma mola linear (conjunto designado por *NZ*).

O modelo da ponte, ilustrado na Figura 3-43, foi ensaiado com as duas soluções para três solicitações diferentes, duas delas baseadas no sismo de Kobe (1995) com acelerações de solo de 0,6g e 0,4g e uma terceira solicitação sinusoidal com frequência $\omega_g = 6,28 \text{ rad/s}$ e amplitude 0,2g.

O modelo constitutivo adoptado para a LMF foi baseado no proposto por Graesser e Cozzarelli [36], que descreve o comportamento uniaxial de um material pseudoelástico.

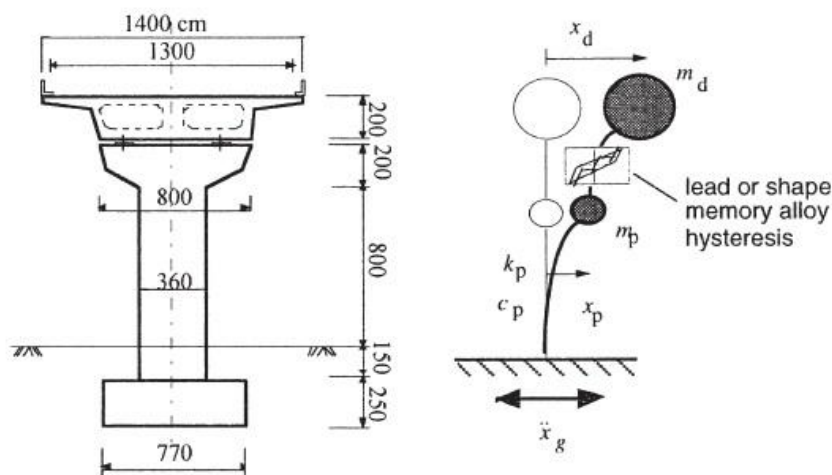


Figura 3-43 - Modelo de uma ponte ensaiado por Wilde et al. [89]

Após a realização dos ensaios foram obtidos os deslocamentos relativos entre o tabuleiro e o pilar representados da Figura 3-44 à Figura 3-46.

Para a solicitação mais baixa, o sistema com LMF regista deslocamentos muito pequenos, pois a liga encontra-se no seu domínio elástico, funcionando como ligação rígida entre os dois elementos estruturais. Já o sistema *NZ*, mesmo para níveis de excitação baixos, regista deslocamentos relativos muito elevados, atingido o máximo de 12,9cm.

Para a solicitação intermédia e devido à transformação de fase martensítica, o sistema de LMF torna-se mais flexível devido à transformação martensítica de fase, registando deslocamentos relativos comparáveis às obtidas pelo sistema NZ, ainda que menores que estes.

Para a solicitação mais elevada, ambos os sistemas registam o mesmo valor máximo de deslocamento relativo devido a ambos possuírem dispositivos limitadores a este valor. No entanto com o sistema de LMF o máximo é atingido apenas uma vez antes da resposta elástica da fase martensítica se manifestar aos 4,7s, e após isto acontecer os deslocamentos relativos não ultrapassam os 6cm. Já o sistema de NZ atinge o valor máximo de deslocamento cinco vezes.

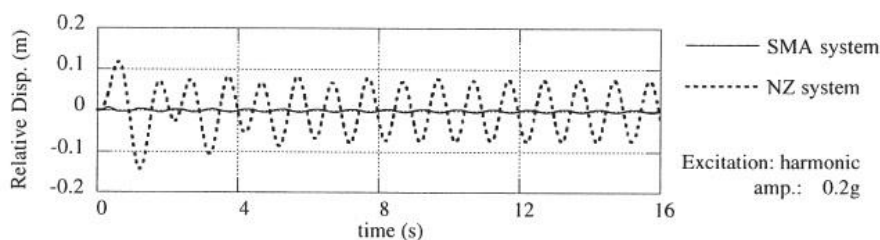


Figura 3-44 - Resposta para os sistemas de isolamento de LMF e NZ para a excitação harmónica, amplitude 0,2g [89]

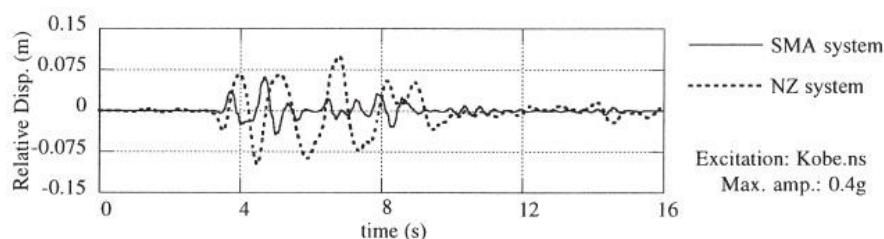


Figura 3-45 - Resposta para os sistemas de isolamento de LMF e NZ para o sismo de Kobe, amplitude 0,4g [89]

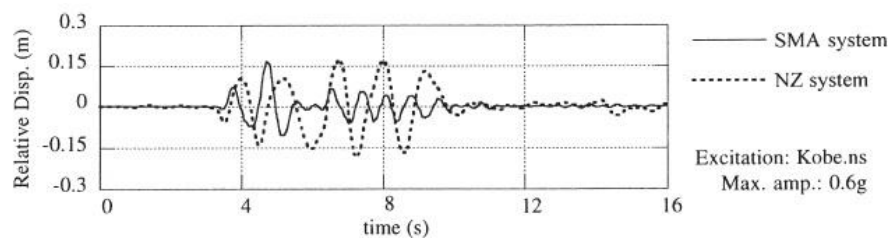


Figura 3-46 - Resposta para os sistemas de isolamento de LMF e NZ para o sismo de Kobe, amplitude de 0,6g [89]

No entanto, devido à maior rigidez do sistema de LMF em comparação com o sistema NZ, este transmite maiores forças entre o tabuleiro da ponte e o pilar, resultando num maior valor de esforço transversal no pilar. Wilde et al. registaram o evoluir do esforço transversal para a solicitação de maior intensidade (Figura 3-47). Observaram que o máximo coincidia com o

início da transformação martensítica de fase, sendo visível uma diminuição gradual com o passar do tempo.

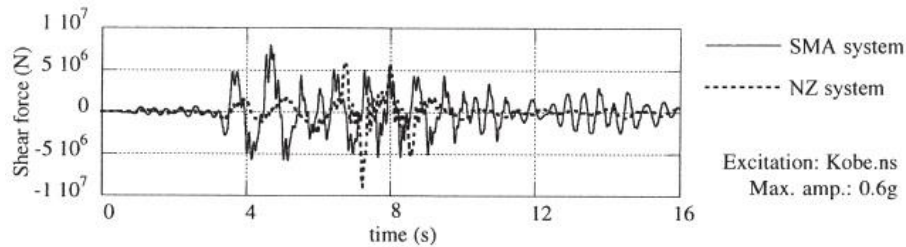


Figura 3-47 - Esforço transverso obtido para uma ponte com os sistemas de isolamento de LMF e NZ para o sismo de Kobe com amplitude de 0,6g [89]

Como seria de esperar, também foi observável um aumento das acelerações registadas no tabuleiro da ponte. O comportamento não-linear das LMF, particularmente após conclusão da transformação martensítica de fase, resulta num aumento repentino das acelerações. Assim, em qualquer das sollicitações ensaiadas, as acelerações na ponte para o sistema de LMF foram superiores às com o sistema NZ (Figura 3-48).

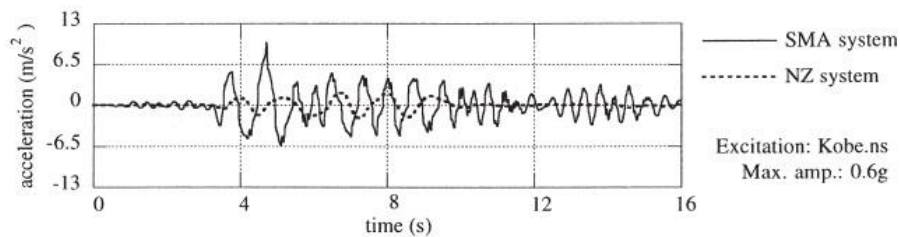


Figura 3-48 - Acelerações no tabuleiro da ponte com os sistemas de isolamento de LMF e NZ para o sismo de Kobe com amplitude de 0,6g [89]

Apesar do aumento do esforço transverso e das acelerações, o sistema de LMF permite dissipar maior energia, restando menos para a estrutura dissipar, contrariamente ao que acontece com o sistema NZ, como se verifica nos gráficos da Figura 3-49. Percebe-se que a energia dissipada pelo sistema de LMF acompanha a maior necessidade de dissipação devido ao aumento do esforço transverso e das acelerações, restando menos energia de deformação para danificar a estrutura, 14% menos em comparação com o sistema NZ.

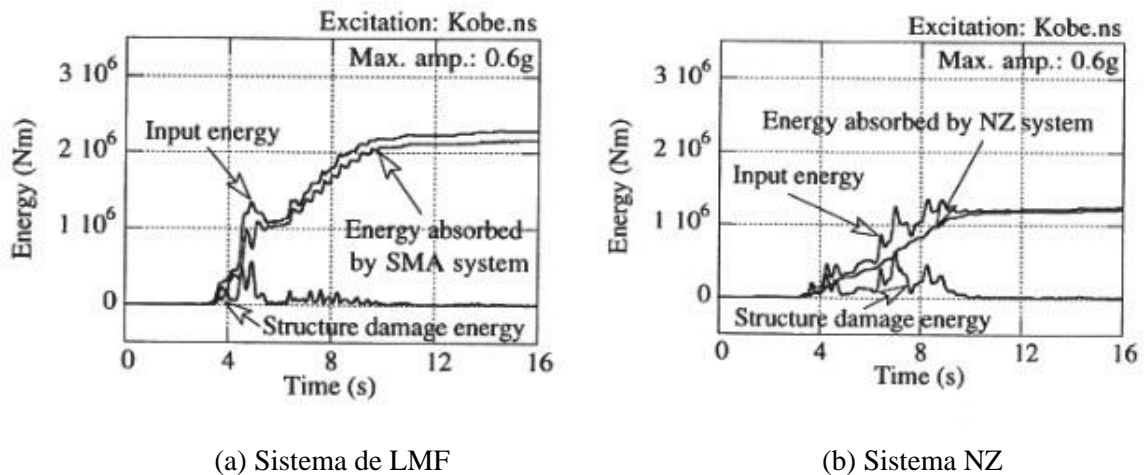


Figura 3-49 - Quantidade de energia dissipada pelos dois sistemas estudados [89]

Para concluir, os sistemas de LMF ainda apresentam uma grande resistência à fadiga e capacidade de reposicionamento, voltando à sua posição inicial após uma solicitação, eliminando a necessidade de qualquer tipo de manutenção, contrariamente ao sistema convencional, onde o núcleo de chumbo tem que ser substituído.

3.3.2.2. Dispositivos de Reposicionamento

O conceito proposto por Dolce et al. [27], e representado esquematicamente na Figura 3-50, consiste no uso de arames de LMF superelásticos enrolados à volta de um determinado número de tubos de maneira que, quando existe um movimento recíproco entre a superestrutura e a fundação, os arames são alongados e a magnitude da vibração é amortecida por estes. Estes dispositivos são em todo semelhante aos anteriormente descritos neste trabalho no subcapítulo 3.3.1.1.

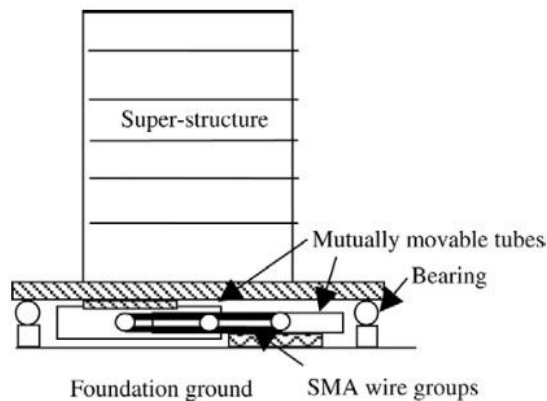


Figura 3-50 - Representação esquemática do sistema de isolamento de base proposto por Dolce et al. [27]

De análise numéricas realizadas para este sistema, registaram uma capacidade de carga de 600kN e de deformações até 180mm. O isolamento demonstrou uma rigidez variável de acordo com a intensidade da carga e uma grande eficácia em minimizar a transmissão de energia entre a fundação e a superestrutura.

3.3.2.3. Molas de LMF Superelásticas

Um dos poucos problemas associado ao impor uma descontinuidade entre a fundação e a superestrutura com uma camada de material de pouca rigidez são os grandes deslocamentos associados a estruturas mais pesadas, e que são muitas vezes inaceitáveis [46]. No entanto, este problema pode ser evitado com o uso de dispositivos de LMF superelásticos, onde a liga pode ser treinada de modo a demonstrar a rigidez desejada de acordo com o evoluir da carga, a fim de limitar os deslocamentos da estrutura.

Assim, motivados pela necessidade de desenvolver um sistema de isolamento inovador, Khan e Lagoudas [46] propõem o uso de molas de LMF. Para isso ensaiam um modelo de um grau de liberdade sujeito a uma excitação na direcção y , conforme representado na Figura 3-51.

Para efectuar a análise numérica deste modelo, tiveram que primeiro definir as variáveis em jogo. Os autores recorrem ao modelo de Preisach [35,42,55] para modelar o comportamento histerético da liga. De referir também que as molas de LMF trabalham à compressão e são submetidas a uma pré-compressão de modo à resposta se iniciar a meio do seu comportamento superelástico.

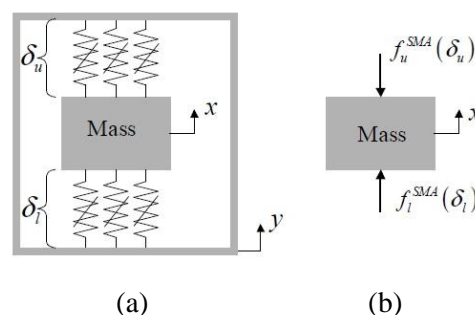


Figura 3-51- [a] Esquema do sistema de isolamento com molas de LMF e [b] seu diagrama de corpo livre [46]

Para um sistema com massa de 1kg, duas molas superiores e inferiores, todas com uma pré-compressão de 1mm, calcularam a transmissibilidade do sistema para diferentes amplitudes

do movimento de base, obtendo os resultados do gráfico da Figura 3-52. A transmissibilidade define-se como a quantidade de energia ou movimento transmitido através do sistema.

Para amplitudes baixas do movimento de base, o sistema apresenta ressonância para frequências perto de 48Hz. Este valor pode ser explicado pelo facto de, passados alguns ciclos de carga e descarga, a resposta do sistema estabiliza, apresentando, cada mola, uma rigidez de 23kN/m, dotando o sistema de uma rigidez global de aproximadamente 92kN/m. Para uma massa de 0,1kg, a frequência natural do sistema aproxima-se de facto de 48Hz. Assim, para um aumento da amplitude do movimento de base, a diminuição de rigidez e consequente aumento do ciclo histerético das LMF contribui para uma menor transmissibilidade e diminuição da amplitude de ressonância do sistema.

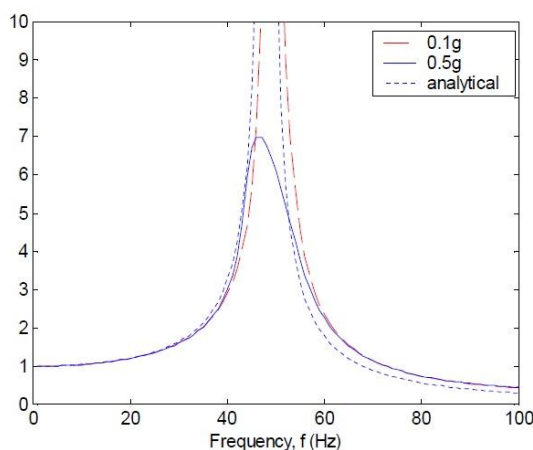


Figura 3-52 - Transmissibilidade do sistema com molas de LMF para diferentes amplitudes do movimento de base para uma massa de 1kg [46]

Para o aumento da massa do sistema existe uma diminuição da frequência natural e consequentemente da transmissibilidade. Esta diminuição pode ser atribuída a um aumento de transformação martensítica de fase nas LMF devido a estas serem sujeitas a maiores cargas. Para diferentes configurações das molas resultam frequências naturais mais baixas pois o menor número de molas implica menor rigidez global do sistema.

Khan e Lagoudas concluíram que os benefícios do uso deste sistema para isolamento de base são mais visíveis quando este está sujeito a solicitações de maior intensidade e com amplitudes perto da sua frequência natural. Isto permite às molas sofrerem maiores deformações forçando as transformações de fase no material, o que diminui a rigidez destas,

devido ao efeito superelástico, resultando em maiores ciclos histeréticos e conseqüentemente em maiores quantidades de energia dissipada.

Estas conclusões permitem reconhecer o uso de molas de LMF como uma solução bastante promissora para sistemas de isolamento sísmico, dado a sua grande versatilidade de comportamento e conseqüente adaptabilidade a diferentes situações de dimensionamento.

3.3.3. Outros Sistemas de Controlo Passivo

3.3.3.1. Dispositivos de Retenção em Pontes

Uma das causas mais comuns para o colapso de pontes é a falta de capacidade dos apoios para acomodar os deslocamentos sofridos pelo tabuleiro, levando à queda deste elemento do topo dos pilares ou dos encontros. Normalmente isto está associado a uma deficiente contabilização dos deslocamentos possíveis de ocorrer durante um sismo, levando a que o movimento na junta possa exceder o comprimento de entrega nos apoios, como mostra a Figura 3-53.

Para prevenir este problema, a solução passa por reforçar a zona das juntas, instalando cabos que ligam ambos os elementos do tabuleiro, controlando deste modo os deslocamentos excessivos.

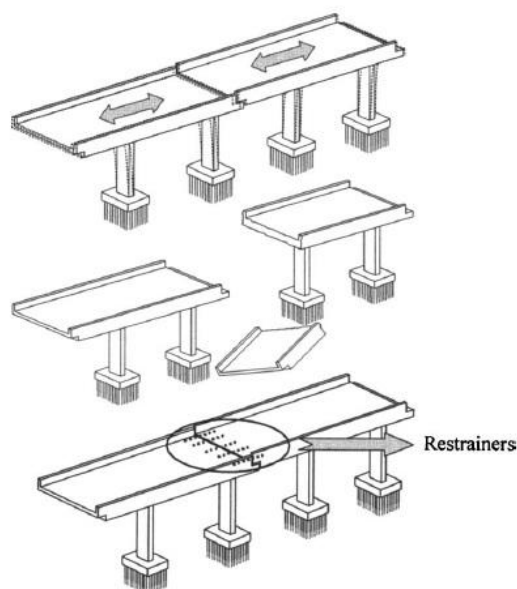


Figura 3-53 - Colapso do tabuleiro devido a deslocamentos excessivos nos apoios [5]

Num trabalho de Andrawes e DesRoches [5], os autores estudam e comparam a eficiência de diferentes métodos de reforço destas estruturas. Quatro dispositivos diferentes são simulados usando modelos computacionais: cabos de aço, cabos de LMF, dissipadores histeréticos metálicos e dissipadores visco-elásticos.

A solução com LMF foi idealizada como sendo um conjunto de arames de LMF enrolados sobre si de maneira a formar um cabo e, como acontece na solução com cabos de aço, estes seriam ligados a cada elemento do tabuleiro.

Para modelar a LMF e estudar o seu comportamento mecânico usaram o programa OpenSEES®. A definição do material baseou-se em seis parâmetros e pretendeu descrever um comportamento ideal da liga. Estes parâmetros são: o módulo de elasticidade na fase austenítica e na martensítica, a força necessária para iniciar e finalizar a mudança de fase, a velocidade de deformação durante a transformação em martensite e a força no final da transformação inversa após descarga do material.

Foram testados dois dispositivos de LMF diferentes, um primeiro sujeito apenas à tracção para comparação com os cabos de aço, e um segundo sujeito a ciclos de tracção-compressão para comparação com os dissipadores. Várias considerações foram feitas para que os resultados obtidos nos ensaios para cada dispositivo fossem possíveis de comparar, obtendo desta forma conclusões fidedignas.

Foi usado um modelo simplificado representativo de dois elementos adjacentes de uma ponte, com dois graus de liberdade, representado esquematicamente na Figura 3-54.

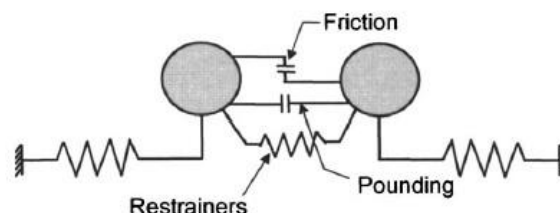


Figura 3-54 - Modelo simplificado com dois graus de liberdade de uma ponte [5]

Para diferentes valores de ductilidade e em função do período do movimento, Andrawes e DesRoches mediram o máximo deslocamento da junta obtido para cada, obtendo os resultados

da Figura 3-55. Para efeitos de comparação, dividiram esse valor pelo deslocamento máximo da junta sem nenhum dispositivo instalado, resultando no que chamaram de razão do deslocamento máximo da junta (*MJDR*).

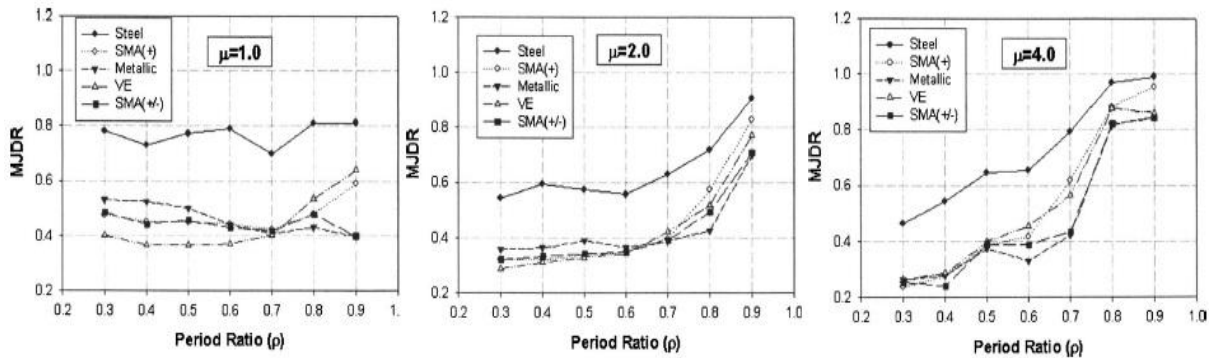


Figura 3-55 - Resultados obtidos para as diferentes soluções propostas por Andrawes e DesRoches [5]

Todas as soluções foram bem-sucedidas em limitar os deslocamentos excessivos. Dos resultados obtidos, concluíram que os cabos de aço são o que apresentam piores resultados, apresentando um aumento do *MJDR* de 30-40% quando comparado com a solução de LMF à tracção apenas (cabos), muito devido à cedência do aço que provoca um acumular de deformações residuais reduzindo assim a eficiência desta solução. De referir também que quando comparando os resultados obtidos pelos dissipadores e da solução de LMF à tracção, apenas a eficácia é semelhante.

Quando analisando a solução com LMF sujeita à tracção e compressão, puderam observar um melhor comportamento deste para frequências baixas-moderadas que a solução com dissipadores histeréticos metálicos, convergindo a eficácia de ambas para frequências altas. Já comparando com os dissipadores visco-elásticos, estes apenas apresentam melhor capacidade de limitação de deslocamentos para baixas frequências, no entanto, perdendo eficácia para frequências média-alta.

Andrawes e DesRoches compararam ainda os deslocamentos residuais da junta para cada solução. Com cabos de aço e dissipadores histeréticos metálicos não houve recuperação da posição inicial, apresentando ambos deslocamentos consideráveis. Já as soluções com LMF e dissipadores visco-elásticos recuperaram totalmente a sua posição inicial, como seria de esperar, devido à capacidade de reposicionamento de ambas.

DesRoches e Delemont [22] procederam a ensaios analíticos à escala real deste tipo de dispositivos de retenção. Propõem um sistema similar ao anterior, composto por barras de LMF com 25,4mm de diâmetro, como mostra a Figura 3-56, e ensaiaram-nas submetendo-as a ensaios cíclicos de tracção. Assim, obtêm-se não só a capacidade de controlar os deslocamentos excessivos dos diversos elementos da ponte, como também uma maior capacidade de amortecimento aliado à possibilidade de recuperação da posição inicial.

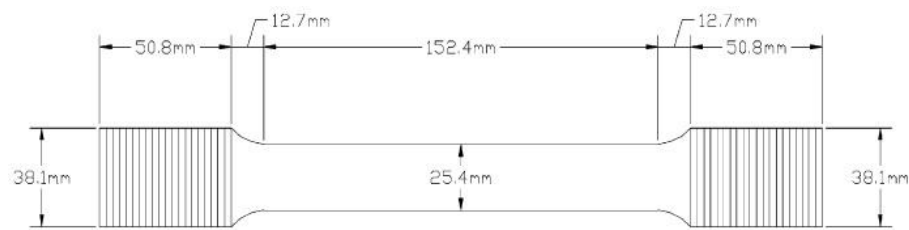


Figura 3-56 - Barra de LMF usado nos ensaios [22]

O modelo analítico estudado pretende simular uma ponte de três vãos simplesmente apoiados com os dispositivos de retenção instalados de acordo com o apresentado na Figura 3-57. As barras, apesar de poderem funcionar à compressão, foram sujeitas apenas à tracção e deformações até 8%.

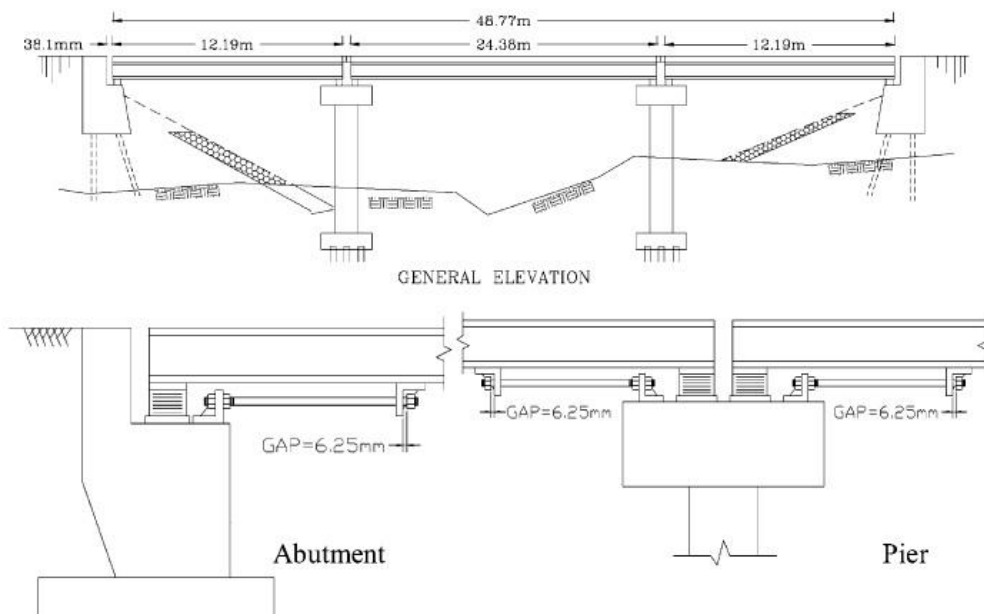


Figura 3-57 – Ponte de três vãos simplesmente apoiados com os dispositivos de retenção [22]

Os modelos foram sujeitos a acelerações de base para simular os sismos de El Centro (0,7g) e de Kobe (0,8g). Compararam os deslocamentos registados nas juntas para três casos diferentes: a ponte sem dispositivos, com dispositivos em aço e com dispositivos de LMF. Na Figura 3-58 apresentam-se os resultados obtidos para o sismo de Kobe.

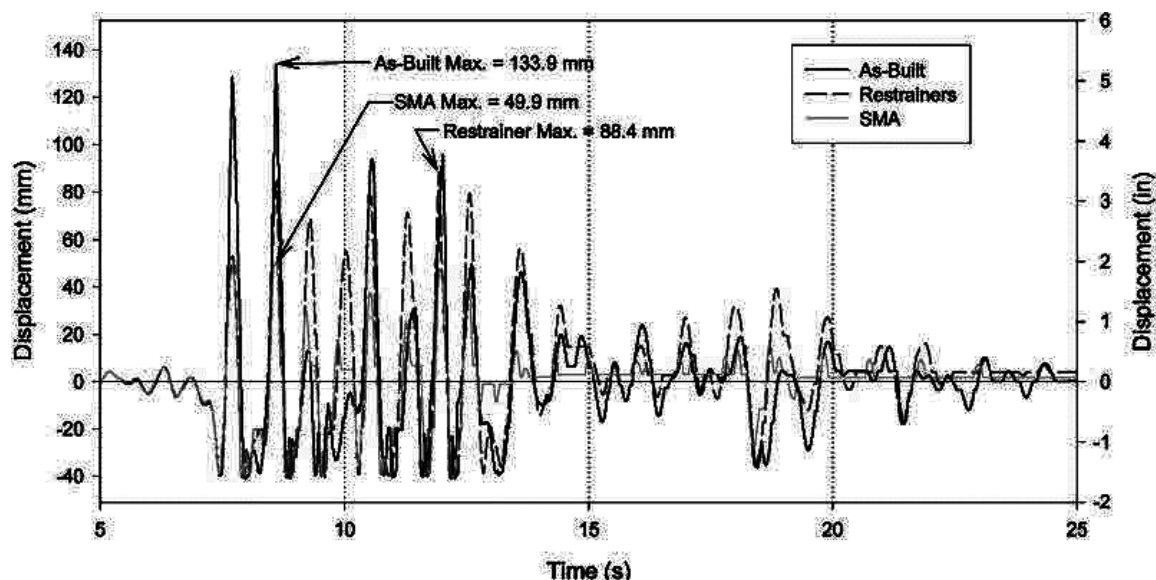


Figura 3-58 - Deslocamentos registados para o sismo de Kobe para os diferentes casos [22]

Como foi observado, os dispositivos de retenção em LMF foram os mais eficazes na redução dos deslocamentos dos elementos simplesmente apoiados da ponte. Tal deve-se à sua capacidade de acomodar grandes deformações elásticas e de dissipação de energia e, devido ao efeito superelástico, de manter esta resposta durante os vários ciclos, enquanto as barras de aço apresentam uma boa resposta para os primeiros segundos de solicitação, atingindo de seguida a sua deformação máxima e entrando em cedência. A acumulação de deformações plásticas compromete seriamente a eficácia deste sistema.

De referir também que as barras de LMF apresentam a capacidade de, em caso de solicitações muito fortes, aumentarem a sua rigidez limitando deslocamentos excessivos que possam causar o colapso da ponte.

3.3.3.2. Sistemas de Recuperação de Forma usando LMF Superelásticos

Vários autores estudaram a possibilidade do uso do comportamento superelástico das LMF para recuperar as posições iniciais de elementos estruturais após estes sofrerem deformações devido às mais diversas solicitações.

Sakai et al. [70] estudaram a capacidade de recuperação de forma de uma viga de betão armado usando arames de LMF superelásticos. Os resultados experimentais apontaram para uma recuperação quase total da viga após esta apresentar uma fenda de grandes dimensões resultante de uma dada solicitação.

Em estudos recentes efectuados por Otero [62] foi estudada uma maneira mais eficaz de se obter uma força de restituição maior usando arames de LMF pseudoelásticos.

Os ensaios foram realizados numa viga de betão reforçado com catorze cabos com 3,0mm de diâmetro pré-esforçados. Cada cabo era constituído por sete fios e cada fio por sete arames de LMF superelásticos. Foram tomadas providências para evitar o escorregamento dos cabos.

A viga foi depois sujeita a um carregamento que resultou na fenda da Figura 3-59(a). Após descarga da viga, devido à força elástica proveniente dos cabos de LMF superelásticos, essa fenda foi praticamente fechada, como ilustrado na Figura 3-59(b).

Estes resultados demonstraram a validade destes sistemas para aplicação em estruturas correntes, onde os cabos podem ser instalados recorrendo às mesmas técnicas de aplicação de cabos de pré-esforço.



(a) Aparecimento de fenda devido ao carregamento



(b) Fecho da fenda devido à força elástica originada pelos cabos de LMF após descarga da viga

Figura 3-59 - Ensaio realizado por Otero numa viga de betão armado reforçado com cabos de LMF pseudoelásticos [62]

3.4. Sistemas de Controlo Activo de Estruturas

Como já referido, os sistemas de controlo activo dependem do consumo de energia para controlar o movimento da estrutura, alterando apenas as suas características dinâmicas e não a sua capacidade resistente. No caso particular do uso de LMF, os sistemas baseiam-se, maioritariamente, na propriedade de memória de forma deste material.

As ligas são sujeitas a treino térmico de forma a dotá-las de uma dada forma inicial, tornando-as úteis para serem usadas como actuadores ou em esquemas de recuperação de forma [68].

A eficácia da resposta das LMF depende bastante da capacidade desta em efectuar trocas térmicas com o ambiente que a rodeia, visto a temperatura influenciar o seu comportamento, nomeadamente, a capacidade de recuperação da sua forma inicial. Após uma dada solicitação, se a dissipação térmica se processar a um ritmo lento, a liga não conseguirá recuperar a sua forma inicial a tempo de uma possível nova solicitação cíclica, influenciando negativamente o comportamento do actuador. Da mesma forma, para uma solicitação com uma determinada frequência, um eventual aumento da temperatura média, vai corresponder a uma diminuição da capacidade mecânica das LMF [68].

Resume-se, de seguida, alguns trabalhos efectuados que pretenderam estudar diferentes aplicações das LMF e respectivas eficácias no controlo activo de estruturas.

3.4.1. Sistemas de Auto-Reabilitação Estrutural

Um dos grandes problemas das estruturas de betão armado corrente é a deformação plástica que os elementos metálicos têm quando estes são sujeitas a cargas superiores à sua carga de cedência. Estas deformações são permanentes e são acompanhadas pela fissuração e o esmagamento do betão.

Perante este problema surge a ideia de utilizar materiais inteligentes em sistemas que, não só adicionam capacidade elástica ao elemento, como no final da solicitação são capazes de se auto-reparar, prevenindo danos significativos ao betão envolvente. O desenvolvimento destes sistemas baseia-se na propriedade de memória de forma das LMF.

Baz et al. [9] estudaram a possibilidade do uso de actuadores de NiTi para controlar as deformações de uma viga bi-apoiada sujeita à flexão. O sistema de controlo ensaiado era apenas composto por um único arame de NiTi. Na altura da activação do actuador, este diminui de tamanho devido à passagem da fase martensítica para a austenítica, aplicando na viga uma força restauradora e diminuindo a flecha registada. Este trabalho mostrou a aplicabilidade e eficácia das ligas neste tipo de sistema, deixando em aberto o seu uso no controlo de outros modos de deformação.

Seelecke e Buskens [73] investigaram, também, o uso de actuadores de NiTi. Os seus ensaios basearam-se no controlo das deformações de uma viga bi-rotulada, instalando os actuadores paralelamente e ao longo de parte do comprimento desta. Neste sistema, a restrição desejada é imposta pelo comprimento máximo possível dos actuadores.

Benzaoui et al. [10], por sua vez ensaiaram um único arame de NiTi como actuador básico, carregado com uma massa, para desenvolver um modelo para controlo do comportamento do NiTi usando o efeito Joule. Analisaram o comportamento mecânico do arame de NiTi para um dado carregamento e diferentes temperaturas. Os autores sintetizam neste trabalho as diferentes propriedades dos actuadores de NiTi.

Song e Mo [77] introduzem no seu trabalho o conceito de estrutura de betão armado inteligente (*IRCS*). Estas estruturas apresentam capacidade de auto-monitorização, auto-reabilitação e amortecimento de vibrações sem recurso a dispositivos adicionais. Os autores pretendem estudar a eficácia dos chamados materiais inteligentes (LMF e piezocerâmicos) em dotar uma estrutura das características acima mencionadas. Para isso, ensaiaram uma viga de betão com transdutores piezocerâmicos embebidos e com cabos de LMF posteriormente tensionados.

Focando apenas nos cabos usados de Nitinol martensítico, estes pretendem aumentar significativamente a capacidade de amortecimento do betão assim como melhorar o seu comportamento a grandes impactos. Em caso de abertura de fendas, com o aquecimento dos cabos, através da resistência eléctrica ou efeito de Joule, estes contraem levando ao fecho total ou parcial destas. Adicionalmente, monitorizando as mudanças na resistência eléctrica dos cabos pode-se estimar o alongamento destes e assim o tamanho das fendas.

Cada cabo é composto por sete arames de Nitinol com 0,381mm e com uma temperatura A_f de 90°C. Os seis cabos usados são montados através do uso de bainhas pré-instaladas, e pós-tensionados a 2% da sua extensão total. O sistema é então testado usando um ensaio de flexão como mostra a Figura 3-60.



Figura 3-60 - Ensaio de flexão efectuado por Song e Mo à viga de betão armado inteligente [77]

Numa primeira fase do ensaio, o incremento de carga é relativamente rápido até ocorrer a rotura frágil da viga. Após o aparecimento da fenda, a viga é sujeita então a uma segunda fase de carregamento, a um ritmo mais lento que a primeira fase. Com o incremento da carga, apenas os cabos serão solicitados, resultando num alongamento destes e conseqüente aumento da fenda. O ensaio foi interrompido quando a largura da fenda chegou aos 12mm correspondendo a um alongamento dos cabos de Nitinol de 9mm. Somando este alongamento e o correspondente ao valor de pós-tensionamento aplicado ao cabo, obteve-se uma deformação total de aproximadamente 5%, o recomendado para este tipo de ensaio cíclico.

Na fase seguinte, removeram toda a carga e procederam à reabilitação da viga. Nesta fase, para fecharem a fenda, os cabos foram aquecidos electricamente até à temperatura de 90°C, através do efeito de Joule, de modo a se iniciar a transformação de fase inversa, acompanhada pelo encurtamento do cabo e conseqüente fecho da fenda.

A Figura 3-61 mostra a viga antes e depois do aquecimento dos cabos. Como se pode ver, a fenda fechou completamente.

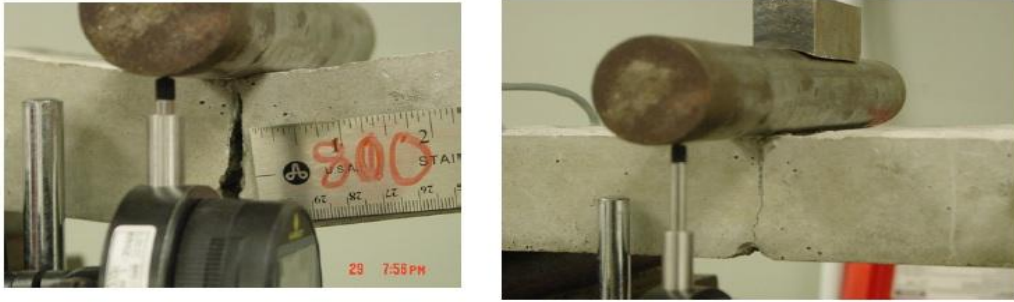


Figura 3-61 - Estado da viga antes e depois do aquecimento dos cabos de LMF [77]

Após o fecho da fenda, os autores procederam de novo ao carregamento da viga para duas situações distintas. A primeira com os cabos de LMF à temperatura ambiente, e a segunda com os cabos à temperatura de 90°C, mantidos através do aquecimento eléctrico. Para estes ensaios obtiveram o gráfico da Figura 3-62, que relaciona o carregamento com o alongamento dos cabos.

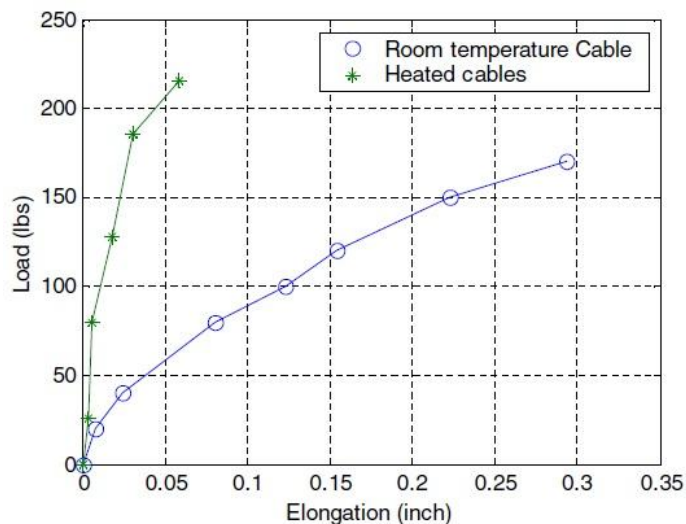


Figura 3-62 - Gráfico força - deformação dos cabos de LMF obtido por Song e Mo [77]

Como foi observado, no caso dos cabos aquecidos, estes encontram-se na sua fase austenítica, apresentando um módulo de elasticidade muito superior ao verificado quando os cabos se encontram na sua fase martensítica, resultando numa redução significativa na capacidade de alongamento. Este comportamento pode ser explicado pois à temperatura que os cabos se encontram, a transformação de fase, responsável pela grande capacidade de acomodar deformações, deixa de ser possível.

Em termos de monitorização da abertura de fendas, a largura destas pode ser estimada através do alongamento dos cabos que, por sua vez, pode ser estimado de acordo com a resistência

eléctrica destes. Assim, os autores obtiveram o gráfico da Figura 3-63, que relaciona a resistência com o alongamento dos cabos.

Observaram para estes ensaios que a resistência eléctrica diminuiu com o aumento do alongamento dos cabos em cerca de 27% do seu valor inicial. Assim, para efeitos de reabilitação da viga, pode ser estipulado um determinado valor de resistência eléctrica limite para a qual se inicia o aquecimento dos cabos deste modo controlando a fendilhação na peça de betão.

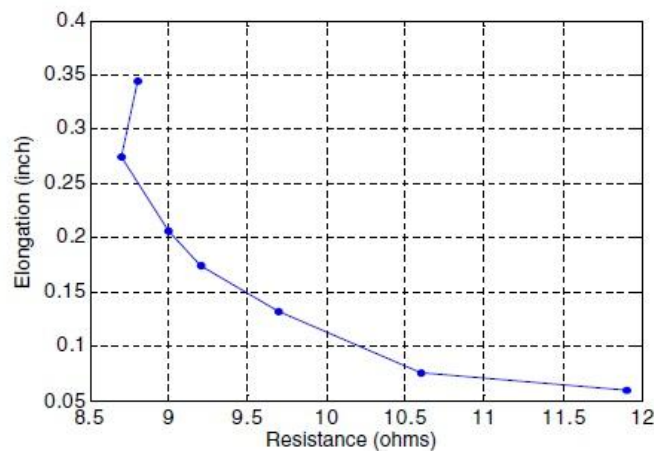


Figura 3-63 - Gráfico alongamento dos cabos - resistência eléctrica [77]

Deng et al. [21], por sua vez propõem um sistema de controlo activo de deflexão de uma viga, de acordo com o apresentado na Figura 3-64.

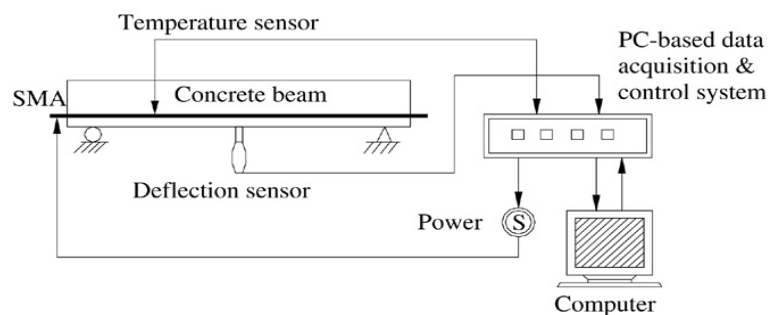


Figura 3-64 - Sistema de controlo activo de deflexão para uma viga [21]

Os arames de LMF são embutidos no betão com uma dada excentricidade e pré-esforço. Após serem aquecidos electricamente, a transformação martensite-austenite ocorre, provocando uma diminuição no comprimento dos arames levando a um aumento da força do pré-esforço. Desta forma é criada uma contra-flecha capaz de minimizar ou até mesmo anular a deflexão da viga, sendo esta regulável em tempo real de acordo com as necessidades.

O sistema é composto por um deflectómetro instalado a meio-vão da viga, que regista a deflexão, sendo depois este valor enviado para um computador para ser comparado com o valor limite escolhido. Se o valor ultrapassar o limite, o sistema começa a transmitir corrente eléctrica aos arames de LMF de maneira a ajustar a deflexão da viga.

Para estudar a eficácia deste sistema, Deng et al. procederam a diversos ensaios onde variaram diferentes parâmetros de modo a melhor entender a influência de cada um nos resultados obtidos. Assim, diferentes tipos de vigas foram ensaiados (Figura 3-65), onde variaram o modo de actuação da corrente eléctrica, o pré-esforço inicial, o diâmetro, área total e o tipo de tratamento dos arames de LMF.

Dos ensaios realizados concluíram que o modo de actuação da corrente eléctrica influencia bastante o comportamento da viga. Quanto maior a duração da actuação, maior será a fracção de martensite transformada em austenite na LMF, levando a maiores forças de compressão excêntricas e garantindo, assim, maiores contra-flechas.

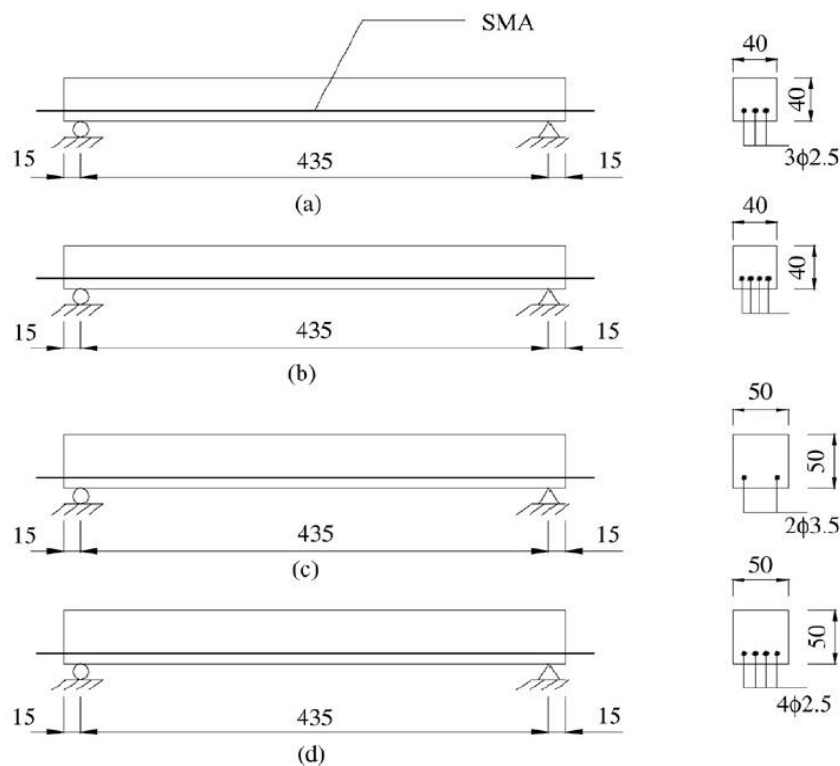


Figura 3-65 - Geometria das vigas ensaiadas por Deng et al. [21]

Em relação ao pré-esforço inicial, observou-se que, para valores mais elevados, resulta em maiores valores de contra-flecha, atendendo que este não ultrapasse o valor limite de deformação da LMF, obtendo assim maiores valores de compressão para temperaturas iguais.

Quando variando a área total dos arames de LMF embutidos no betão, os autores observaram que o aumento desta traduziu-se num aumento do valor da contra-flecha registada, chegando mesmo a valores de 137% a mais para vigas com apenas mais um arame de 2,5mm.

Em relação à variação do diâmetro dos arames, ensaiaram duas vigas, ambas totalizando a mesma área total de arames de LMF, uma com quatro arames de 2,5mm e outra com dois arames de 3,5mm. Puderam observar que a maior contra-flecha foi registada para a viga com quatro arames concluindo que um maior número de arames traduz-se numa maior superfície de contacto entre o betão e a LMF, influenciando directamente a capacidade de deflexão da viga.

Um outro estudo, realizado por Li et al. [49], pretendeu estudar o uso de LMF para temporariamente reabilitar uma viga para posterior reforço com laminados de carbono (*CFRP*). O uso de *CFRP* tem criado grande expectativa na área de Engenharia Civil devido às suas várias qualidades, onde se destaca, a resistência à corrosão, o baixo quociente peso/resistência mecânica, a sua mobilidade, a facilidade de aplicação e a eliminação da necessidade de estruturas de suporte [19]. No entanto, um dos problemas, e do qual existe pouca informação, prende-se com o comportamento do *CFRP* quando aplicado a elementos de betão com deformações residuais resultantes do estado de serviço. Estas deformações podem influenciar negativamente o comportamento do *CFRP*, sendo necessário, neste caso, minimizá-las antes de se proceder ao reforço.

Assim, Li et al. sugerem o uso de LMF como meio de reparação do elemento de betão. De maneira semelhante ao proposto por Deng et al. acima explicado, através do aquecimento e consequente encurtamento das ligas é possível minimizar as deformações e inclusive fechar as fissuras existentes no elemento de betão, deixando-o em condições para ser reforçado.

Para provar a viabilidade desta solução, os autores procederam ao ensaio de quatro vigas de betão armado com diferentes características, como mostra a Figura 3-66.

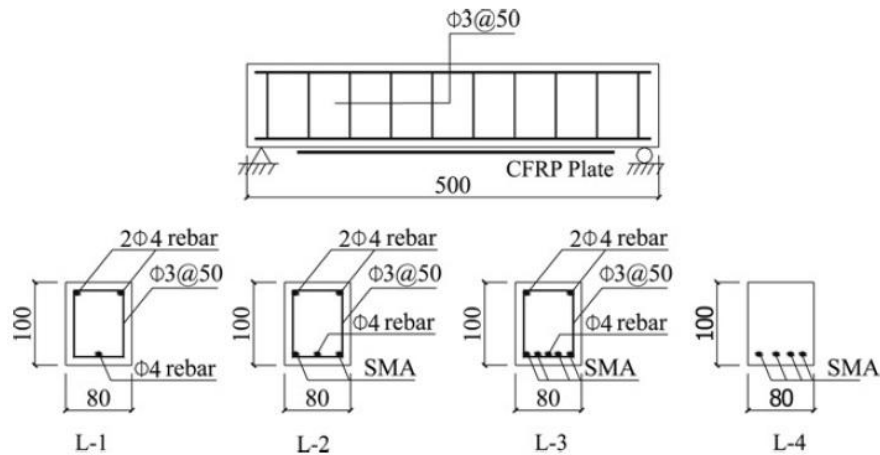


Figura 3-66 - Diferentes características das vigas utilizadas nos ensaios de Li et al. [49]

No betão ficaram embutidos tubos finos, com cerca de 5mm de diâmetro e 1mm de espessura, por onde passaram cada um dos arames de LMF. A razão pelo uso dos tubos prende-se com dois factores importantes. O primeiro, devido à baixa aderência entre o betão e os arames de LMF. E o segundo, com a maior condutividade térmica do betão em comparação com a do ar, isto porque, garantindo que existe ar em torno dos arames, torna o seu aquecimento mais eficiente e menos moroso.

A Figura 3-67 representa esquematicamente os ensaios realizados por Li et al. Estes foram divididos em três fases: na primeira, as vigas foram carregadas até à sua cedência seguida de descarga. Na segunda fase, os arames de LMF são aquecidos electricamente resultando na diminuição da flecha da viga e consequente fecho das fendas originadas durante a primeira fase dos ensaios. Por fim na terceira fase, as vigas L-1, L-2 e L-3 são reforçadas com *CFRP*, fixado com resina epóxi na sua face inferior. Esta é ensaiada ao fim de três dias. A viga L-4 por sua vez é ensaiada apenas com os arames de LMF sob aquecimento eléctrico.

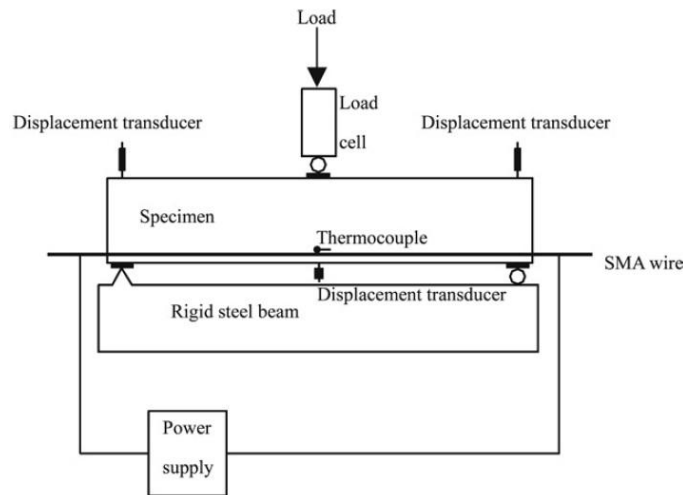


Figura 3-67 - Representação esquemática dos ensaios de Li et al. [49]

No final de cada fase foi possível comparar o evoluir das fendas em cada uma das vigas. A Figura 3-68 mostra as fendas na viga L-3 e L-4 antes e após o aquecimento dos arames de LMF, correspondente ao final da primeira e segunda fase, respectivamente. Em ambos os casos a diminuição da flecha da viga é bastante visível, sendo no entanto possível observar uma maior recuperação na viga L-4 devido a esta não ser reforçada com varões de aço.

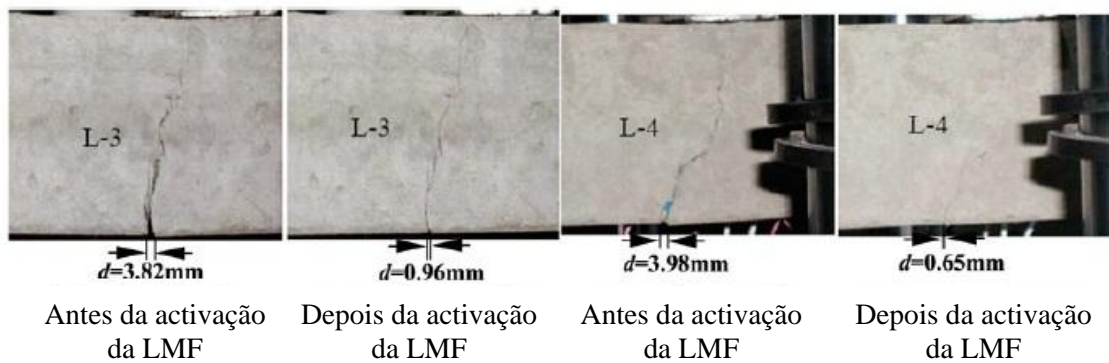


Figura 3-68 - Evolução das fendas nas vigas L-3 e L-4 [49]

Procedendo ao reforço com *CFRP* das vigas L-1, L-2 e L-3 comparou-se as diferenças entre aplicar este sistema com (L-1) e sem (L-3) minimização das deformações residuais e fendas. A Figura 3-69 apresenta o estado final das vigas L-1 e L-3 após a terceira fase de ensaios, com ambas a verificarem o mesmo aumento de 109,4% na sua capacidade de carga, no entanto, com a viga reabilitada a apresentar fendas de menores dimensões.

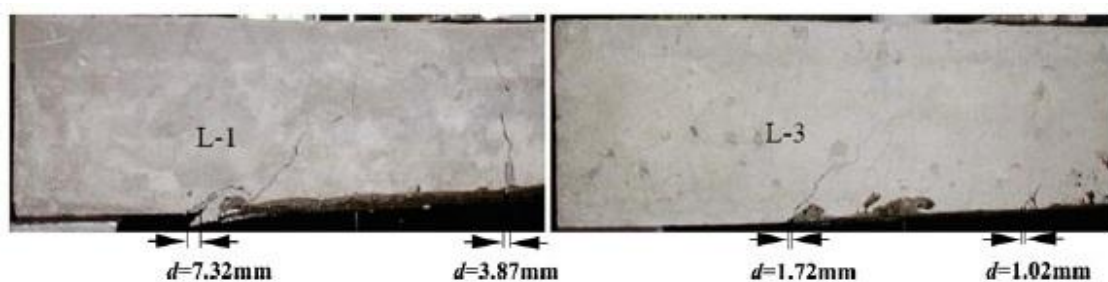


Figura 3-69 - Dimensões das fendas nas vigas L-1 e L-3 após reforço com CFRP [49]

Após os ensaios, e para sumarizar os resultados obtidos, os autores apresentaram para cada viga um gráfico relacionando a carga aplicada e a deflexão registrada a meio-vão. Para melhor entender as vantagens deste sistema apresenta-se na Figura 3-70 os resultados obtidos para a viga L-1 e L-3.

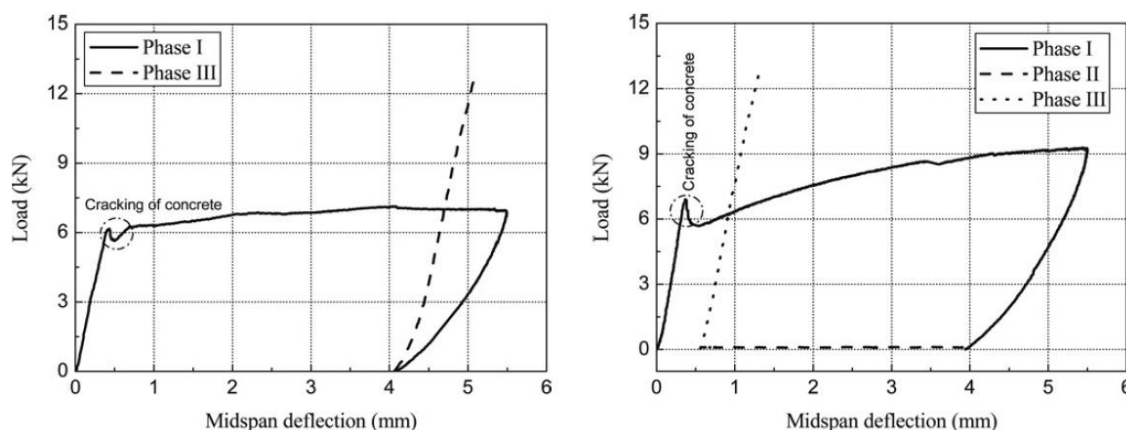


Figura 3-70 - Deflexão a meio vão da viga com a força aplicada [49]

Como pode ser observado, os arames de LMF não só dotam a viga de uma excelente capacidade de redução das deformações residuais, como aumentam a capacidade de carga da viga. Após aplicado o *CFRP*, ambas as vigas apresentam o mesmo aumento da capacidade de carga, concluindo que a redução da fissuração e deformação do elemento pouca influência tem nesta. No entanto estas recuperações podem significativamente aumentar a durabilidade e tempo de vida do elemento.

Concluíram também que o aumento do número de varões de aço na viga tem que ser acompanhado com um aumento do número de arames de LMF para se obter reduções de deformações semelhantes às aqui apresentadas.

Medindo as variações da resistência eléctrica dos arames de LMF, os autores observaram, também, que esta oferece uma maneira eficaz de monitorizar o evoluir das deformações no elemento.

3.4.2. Sistemas de Controlo da Frequência de Estruturas

O uso de actuadores de LMF embebidos ou instalados na estrutura podem servir para aumentar a sua rigidez global. Através do aquecimento ou arrefecimento dos actuadores, a variação de rigidez destes alteram a frequência natural da estrutura e, desta forma, tornam-se numa maneira eficaz de diminuir as vibrações.

McGavin e Guerin [56] mostram através de uma série de ensaios que, de facto, se podem usar cabos de LMF para activamente alterar a frequência natural de uma estrutura metálica. Os resultados apontam para uma alteração na frequência natural de até 32%.

Num estudo proposto por Ma et al. [54], pretenderam estudar a eficácia e viabilidade de dois sistemas de redução de vibrações de um pórtico recorrendo a um contraventamento de LMF. O primeiro sistema recorre a uma passagem de corrente constante para garantir a transformação parcial de fase, coexistindo na liga a fase austenítica e martensítica, sendo necessário um compromisso entre uma elevada rigidez e uma boa capacidade de amortecimento. O segundo sistema proposto recorre a impulsos de corrente eléctrica para personalizar a resposta da estrutura, aliando, desta maneira, uma rigidez elevada com uma boa capacidade de amortecimento.

Ambos os sistemas usam a corrente eléctrica para garantir ainda a capacidade de reposicionamento da estrutura após elevadas deformações, de outra forma impossível com a utilização de materiais convencionais no contraventamento.

Apresenta-se na Figura 3-71, o esquema dos ensaios de Ma et al. para a realização deste estudo. Os valores da aceleração e deslocamento foram medidos no topo do pórtico e, recorrendo às transformadas de Fourier obtiveram, também, a frequência natural para cada caso.

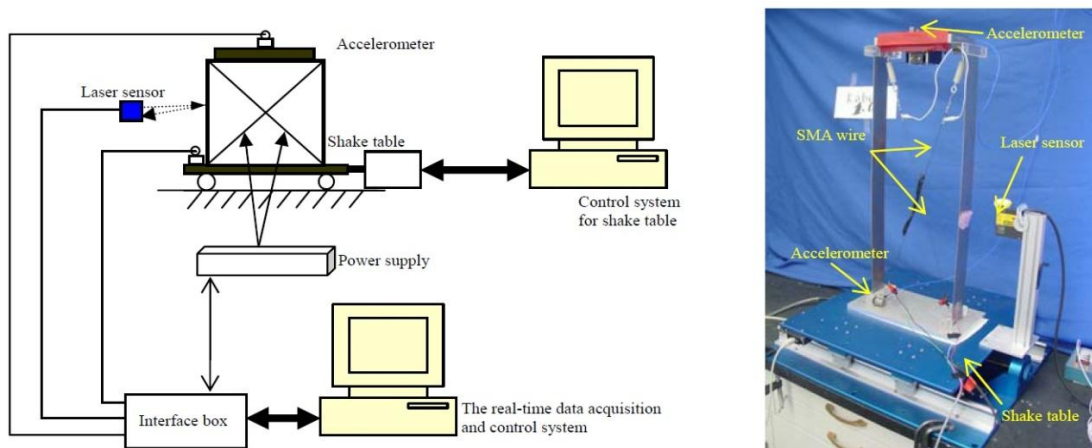


Figura 3-71 - Esquema dos ensaios realizados por Ma et al. [54]

Com recurso à mesa sísmica aplicaram ao pórtico acelerações de base iguais aos do sismo de Northridge, e alternando a amplitude da corrente eléctrica, registaram os resultados obtidos. O objectivo foi encontrar o equilíbrio entre as duas fases da LMF a fim de maximizar a rigidez e o amortecimento.

A Tabela 3-2 resume os resultados obtidos. Ma et al. concluíram que, para o primeiro sistema proposto, com uma corrente constante de 1,4A, obtêm-se os resultados mais equilibrados, correspondendo a esta corrente a existência de uma elevada porção de martensite na liga. No entanto, quando comparado com o segundo sistema proposto, não só o consumo de energia é menor, como este regista o menor deslocamento, assim como acelerações reduzidas. Fica assim provado a eficácia de ambos os sistemas em reduzir as vibrações induzidas por uma acção dinâmica, obtendo um melhor comportamento quando comparado com um contraventamento tradicional ou até mesmo superelástico.

Tabela 3-2 - Resultados obtidos para os sistemas de controlo de vibrações [54]

Current on the brace (A)	Max. real acceleration of the top floor (g)	Max. displacement (mm)	First natural frequency(Hz)
2.2	1.05	12.40	4.29
2.0	1.20	11.55	4.29
1.8	1.03	12.60	4.30
1.6	0.83	11.82	2.81
1.5	0.81	14.80	1.95
1.4	0.77	15.35	1.56
1.3	0.74	18.86	1.60
0	1.08	80.00	0.80
Soft iron wire	1.18	11.4	3.90
Superelastic wire	0.57	30.30	1.56
Pulsed current	0.84	10.85	3.91

4. APERFEIÇOAMENTO DE UM MODELO CONSTITUTIVO PARA AS LMF

O objectivo desta dissertação de mestrado foi o aperfeiçoamento do modelo numérico criado por Cismaçiu e Santos [20]. Este modelo foi criado para prever o comportamento de ligas de NiTi com base nos seus dados característicos, apresentando resultados bastante próximos aos observados em ensaios experimentais. No entanto, este modelo tem por base apenas ligas treinadas, isto é, com o seu comportamento estabilizado.

Pretende-se agora acrescentar ao modelo criado a possibilidade de prever a evolução do comportamento de ligas não treinadas quando estas são sujeitas a carregamentos cíclicos. O conhecimento do ritmo de degradação das diversas características destas ligas fornece aos projectistas dados essenciais para a sua correcta utilização em obra.

Para implementar estas alterações ao modelo constitutivo base foi necessário analisar e quantificar o comportamento das LMF sob a acção de solicitações cíclicas com temperatura e velocidade de carregamento variável. De modo a obter estes dados foram realizados uma série de ensaios experimentais com base em arames de NiTi com 2,4mm de diâmetro e 120mm de comprimento (*Euroflex GmbH SE508*), como mostra a Figura 4-1. Estes arames foram submetidos a ensaios de tracção cíclicos, variando a temperatura e a velocidade a que se processa o carregamento. Deste modo pretendeu-se observar a variação do comportamento do material tendo em conta estes factores externos.

De notar que o modelo numérico resultante apenas é valido para ligas de NiTi com as mesmas características das usadas.



Figura 4-1 – Arames de NiTi usados nos ensaios

Os ensaios foram realizados com recurso a uma máquina de tracção universal, ZWICK Z050, equipada com câmara climática e uma célula de carga com capacidade até 50kN - Figura 4-2. Todo este trabalho foi desenvolvido no Departamento de Engenharia Civil na Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa.



Figura 4-2 – Equipamento utilizado para a realização dos ensaios de tracção – ZWICK Z050

4.1. Modelo constitutivo base

Na literatura existente [8,12,44,48], diversos autores propõem modelos constitutivos com o objectivo de melhor descreverem o comportamento de elevada complexidade das LMF. Para as aplicações dinâmicas, esta dificuldade reside na necessidade de contabilizar, para obter uma correcta aproximação, a influência de factores externos como a temperatura e a velocidade de carregamento nos processos de transformação de fase da liga e dos fenómenos termodinâmicos consequentes.

Dos modelos existentes, grande parte tem por base o comportamento unidimensional das LMF, pois é baseado neste que a maioria das aplicações é concebida. Grande parte destes modelos apresenta, separadamente, uma lei mecânica que rege a relação entre tensão e extensão e uma lei cinética que rege as transformações martensíticas ocorridas na liga. Adicionalmente, e para contabilizar a influência da temperatura, é considerada uma equação de equilíbrio térmico [20].

4.1.1. Lei mecânica

Tipicamente, a lei mecânica a adoptar relaciona a tensão (σ) com a extensão (ϵ), a temperatura (T) e a fracção martensítica (ξ). Esta última grandeza descreve a variação da quantidade de martensite na liga ao longo das transformações de fase, e, deste modo, a fracção elástica a considerar. Para modelar este comportamento, existem três tipos de modelos diferentes [12,20]: modelo simples em série (Figura 4-3(a)), modelo de Voight (Figura 4-3(b)) e modelo de Reuss (Figura 4-3(c)).

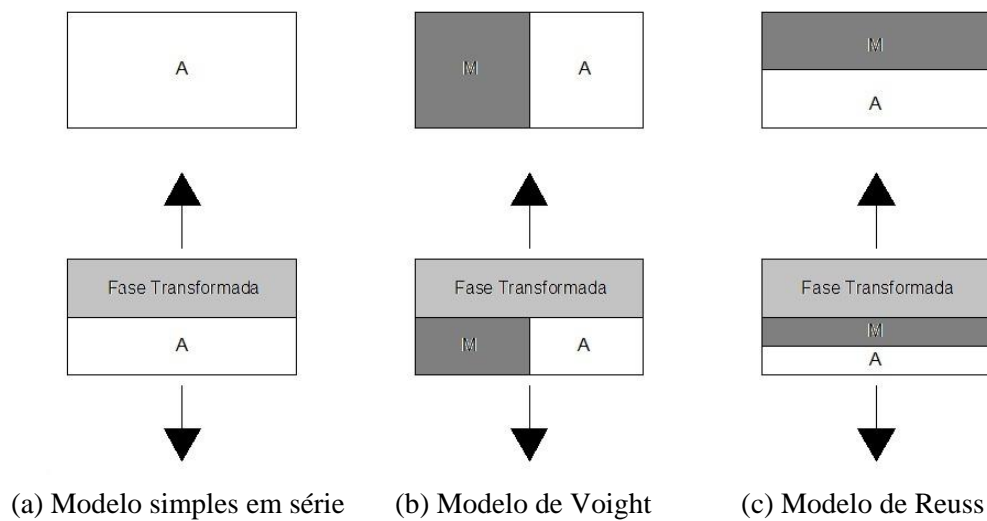


Figura 4-3 - Leis Mecânicas para LMF [20]

O modelo simples em série considera que a elasticidade depende apenas da fracção austenítica existente na liga. Alternativamente, pode-se considerar também a existência de ambas as fases simultaneamente, surgindo assim os modelos de Voight e Reuss, diferindo estes apenas na distribuição de ambas as fases na liga.

A lei mecânica considerada por Cismaşiu e Santos no seu modelo constitutivo foi o modelo de Voight. Neste modelo é considerado uma distribuição paralela das fases martensítica e austenítica. Considerando que a extensão é sempre igual para a fase elástica, martensítica e austenítica, esta lei pode ser escrita da seguinte maneira:

$$\sigma = \xi \sigma_M + (1 - \xi) \sigma_A \quad (4.1)$$

Sabendo que $\sigma_A = E_A \epsilon_A$ e $\sigma_M = E_M \epsilon_M$, pode-se substituir na Equação (4.1) e obtém-se:

$$\sigma = [\xi E_M + (1 - \xi)E_A](\varepsilon - \varepsilon_L \xi) \quad (4.2)$$

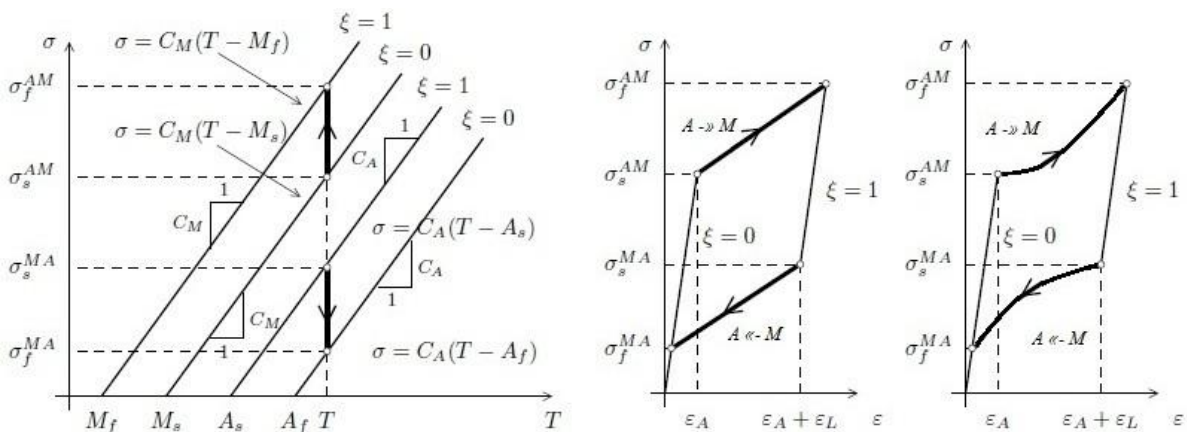
Tanaka [80] propõe adicionar à Equação (4.2) uma parcela referente à extensão térmica obtendo desta forma a seguinte equação, e a lei mecânica considerada para a construção do modelo numérico.

$$\sigma = [\xi E_M + (1 - \xi)E_A](\varepsilon - \varepsilon_L \xi) + \theta(T - T_0) \quad (4.3)$$

Onde θ é o coeficiente de expansão térmica e T_0 a temperatura inicial.

4.1.2. Lei cinética

Baseado nos diagramas de fase tensão-temperatura do material, como o representado na Figura 4-4(a), a lei cinética pretende descrever a evolução da fracção martensítica da liga com a extensão e a temperatura. As temperaturas características, M_s , M_f , A_s e A_f definem a posição dos segmentos de recta que, por sua vez, definem as transformações directas e inversas ocorridas na liga. Assim, os valores de tensão σ_s^{AM} , σ_f^{AM} , σ_s^{MA} e σ_f^{MA} podem ser calculados para uma dada temperatura, definindo deste modo o início e o final de ambas as transformações



(a) Diagrama de fase tensão-temperatura (b) Lei Cinética Linear (c) Lei Cinética Exponencial

Figura 4-4 - Diagrama de fase e leis cinéticas [20]

Existem diversas leis aplicáveis, no entanto, destacam-se a lei cinética linear, Figura 4-4(b), e a lei cinética exponencial, Figura 4-4(c).

A lei cinética linear admite que a relação entre a tensão e a extensão é composta por uma série de segmentos de recta. Isto é, durante a transformação directa e inversa, o valor da fracção de martensite na liga (ξ) varia entre zero (0) e um (1), para representar a fase puramente austenítica e puramente martensítica, respectivamente, e apresenta uma variação linear entre ambas.

A lei cinética exponencial, por sua vez, admite um comportamento exponencial para o valor de ξ durante ambas transformações de fase. Vitiello [84], baseado em outros trabalhos, traduz matematicamente este comportamento nas seguintes equações.

$$\xi^{A \rightarrow M} = 1 - \exp[a_M(M_s - T) + b_M \sigma] \quad (4.4)$$

$$\xi^{M \rightarrow A} = \exp[a_A(A_s - T) + b_A \sigma] \quad (4.5)$$

Onde M_s e A_s correspondem às temperaturas de início da fase martensítica e austenítica, respectivamente, e a_M , b_M , a_A e b_A são parâmetros obtidos pelas seguintes equações:

$$a_M = \frac{2 \ln 10}{M_s - M_f} \quad b_M = \frac{a_M}{C_M} \quad a_A = \frac{2 \ln 10}{A_s - A_f} \quad b_A = \frac{a_A}{C_A} \quad (4.6)$$

Onde M_f e A_f correspondem às temperaturas de fim da fase martensítica e austenítica, respectivamente, e as constantes C_M e C_A correspondem aos declives das rectas que caracterizam a relação entre as tensões e as temperaturas de início e fim das transformações martensítica e austenítica, respectivamente.

A lei cinética exponencial foi a escolhida por Cismaşiu e Santos para a lei cinética a considerar no modelo numérico.

4.1.3. Equação de equilíbrio térmico

Em aplicações dinâmicas, o aumento da velocidade de carregamento traduz-se numa maior libertação de calor durante as transformações de fase, que dependendo dos processos de dissipação de calor existentes, pode aumentar a temperatura da liga influenciando deste modo o seu ciclo histerético e conseqüentemente a sua capacidade de amortecimento.

De modo a contabilizar este fenómeno uma equação referente ao equilíbrio térmico tem que ser considerada juntamente com as leis mecânicas e cinéticas.

4.1.4. Modelo constitutivo adoptado

O modelo constitutivo adoptado por Cismaşiu e Santos baseou-se no modelo dependente da temperatura de Tanaka. Para relacionar a tensão, extensão, temperatura e fracção de martensite na liga, o modelo junta as relações constitutivas com uma lei cinética exponencial que descreve o volume da fracção austenítica presente na liga. Adicionando, ainda, a parcela correspondente ao equilíbrio térmico na liga, o modelo constitutivo resultante torna-se capaz de apresentar resultados bastante fidedignos, inclusivamente para extensões elevadas [20].

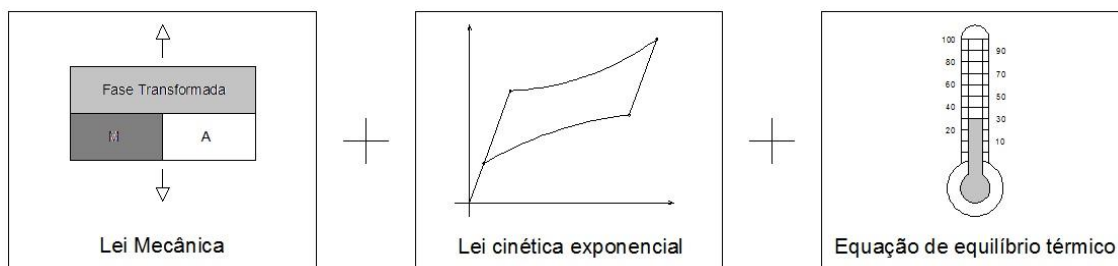


Figura 4-5 - Modelo Constitutivo adoptado por Cismaşiu e Santos [20]

Os autores desenvolvem o seu modelo numérico com base no modelo constitutivo acima representado (Figura 4-5), com o objectivo de simplificar o seu uso. É partindo do modelo numérico criado que as alterações propostas nesta dissertação de mestrado serão implementadas.

4.2. Ensaios realizados

A parte experimental deste trabalho foi composta por uma série de ensaios de tracção cíclicos com variação da temperatura e da velocidade de carregamento.

Os ensaios foram realizados com recurso a uma máquina de tracção universal ZWICK Z050, equipada com um extensómetros mecânico para registar a deformação instalada em cada arame e uma célula de carga com capacidade de 50kN para registar a força exercida correspondente - Figura 4-6. Durante os ensaios, os dados são transmitidos em tempo real a um computador, que os processa e apresenta em forma de um gráfico onde a deformação, em milímetros, é apresentada no eixo das abcissas e a força, em Newton, no eixo das ordenadas.

Cada ensaio é controlado pela deformação imposta pela máquina, sendo limitado a uma amplitude máxima de 6% de extensão.

Com a utilização da câmara climática da ZWICK foi possível controlar a temperatura a que os ensaios decorreram. As temperaturas escolhidas foram os 20°C, 30°C, 40°C e 50°C. Para cada temperatura, variou-se a velocidade de carregamento, sendo o comportamento das ligas analisado para 0,05%/s, 0,10%/s, 0,15%/s, 0,20%/s, 0,25%/s e 0,30%/s. Cada ciclo de carga e descarga foi repetido 100 vezes.

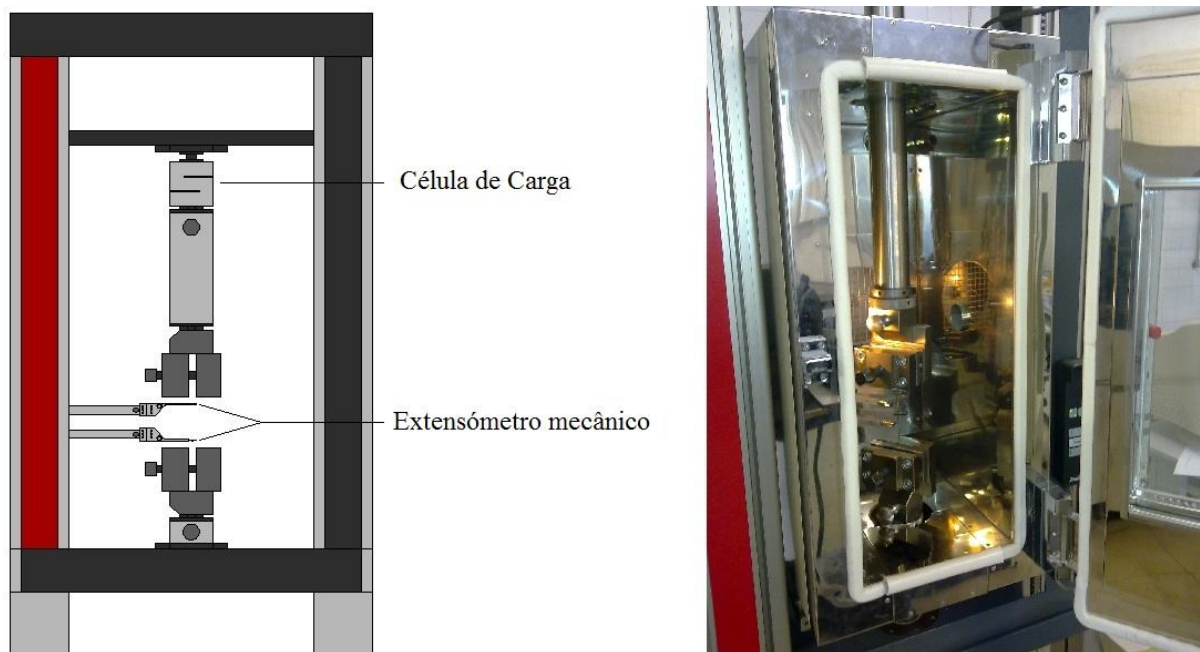


Figura 4-6 – Acessórios da ZWICK Z050 utilizados para os ensaios

Na Tabela 4-1 apresenta-se os parâmetros definidos para os 24 ensaios realizados.

Tabela 4-1 - Parâmetros definidos para cada ensaio realizado

Ensaio	Temperatura	Velocidade	Ensaio	Temperatura	Velocidade
Ensaio 1	20°C	0,05%/s	Ensaio 13	20°C	0,20%/s
Ensaio 2	30°C	0,05%/s	Ensaio 14	30°C	0,20%/s
Ensaio 3	40°C	0,05%/s	Ensaio 15	40°C	0,20%/s
Ensaio 4	50°C	0,05%/s	Ensaio 16	50°C	0,20%/s
Ensaio 5	20°C	0,10%/s	Ensaio 17	20°C	0,25%/s
Ensaio 6	30°C	0,10%/s	Ensaio 18	30°C	0,25%/s

Ensaio	Temperatura	Velocidade	Ensaio	Temperatura	Velocidade
Ensaio 7	40°C	0,10%/s	Ensaio 19	40°C	0,25%/s
Ensaio 8	50°C	0,10%/s	Ensaio 20	50°C	0,25%/s
Ensaio 9	20°C	0,15%/s	Ensaio 21	20°C	0,30%/s
Ensaio 10	30°C	0,15%/s	Ensaio 22	30°C	0,30%/s
Ensaio 11	40°C	0,15%/s	Ensaio 23	40°C	0,30%/s
Ensaio 12	50°C	0,15%/s	Ensaio 24	50°C	0,30%/s

De notar que, embora para a análise do comportamento das ligas a solicitações dinâmicas fosse interessante obter resultados para velocidades de carregamento superiores aos valores máximos apresentados na Tabela 4-1, estes são os valores mais altos permitidos pela máquina de tracção.

4.3. Apresentação dos Ensaios

Serão analisados neste capítulo os ensaios acima descritos. Os gráficos escolhidos e a seguir representados são parte de um conjunto maior de resultados que são parcialmente apresentados no Anexo A.

O gráfico da Figura 4-7 representa os ciclos histeréticos obtidos para um carregamento quase-estático (Ensaio 1 - 0,05%/s a 20°C).

Analisando o primeiro ciclo, pode-se concluir que este corresponde ao maior ciclo histerético e, também, ao mais instável. Para os primeiros instantes do carregamento, aproximadamente até aos dois milímetros de deformação, a liga mantém-se no seu regime elástico, onde a fase austenítica prevalece. A partir deste ponto, a súbita perda de rigidez indica o início da transformação martensíticas na liga, observando-se como seria de esperar, um aumento da deformação para uma tensão constante. No entanto, devido ao facto da liga não estar treinada, o comportamento é bastante imprevisível, intercalando instantes de aumento de rigidez com instantes de perda da mesma, sendo assim difícil de definir, com certeza, a tensão exacta de início da transformação de fase.

A fase de descarga é caracterizada pela progressiva mudança de rigidez da liga, dificultando a definição da tensão de início da transformação inversa de fase. A tensão final, no entanto, é

mais fácil de definir, pois é sinalizada pelo brusco aumento de rigidez da liga, indicando que a resposta passa a ser caracterizada pela fase austenítica.

No final do primeiro ciclo, observou-se, ainda, que a liga não voltou ao seu comprimento inicial, apresentando uma pequena deformação residual. Esta deformação, já havido sido observada e explicada por Kaounides durante os seus ensaios [45]. Trata-se da ocorrência de escorregamentos microestruturais, correspondentes às súbitas perdas de rigidez aqui observáveis durante o processo de carregamento da liga, e que a levam a reter uma fracção da sua fase martensítica.

Nos ciclos subsequentes, observou-se, como seria de esperar, à estabilização do comportamento da liga. A tensão de início e fim das transformações de fase tornam-se progressivamente mais baixas, embora a diferença registada para cada uma não seja proporcional. Isto é, a diminuição da tensão de início da transformação directa ocorre num ritmo mais acelerado do que a tensão de início da transformação inversa, resultando numa diminuição do ciclo histerético. Este fenómeno explica, assim, a diminuição da energia dissipada em cada ciclo, calculada e representada no gráfico da Figura 4-15.

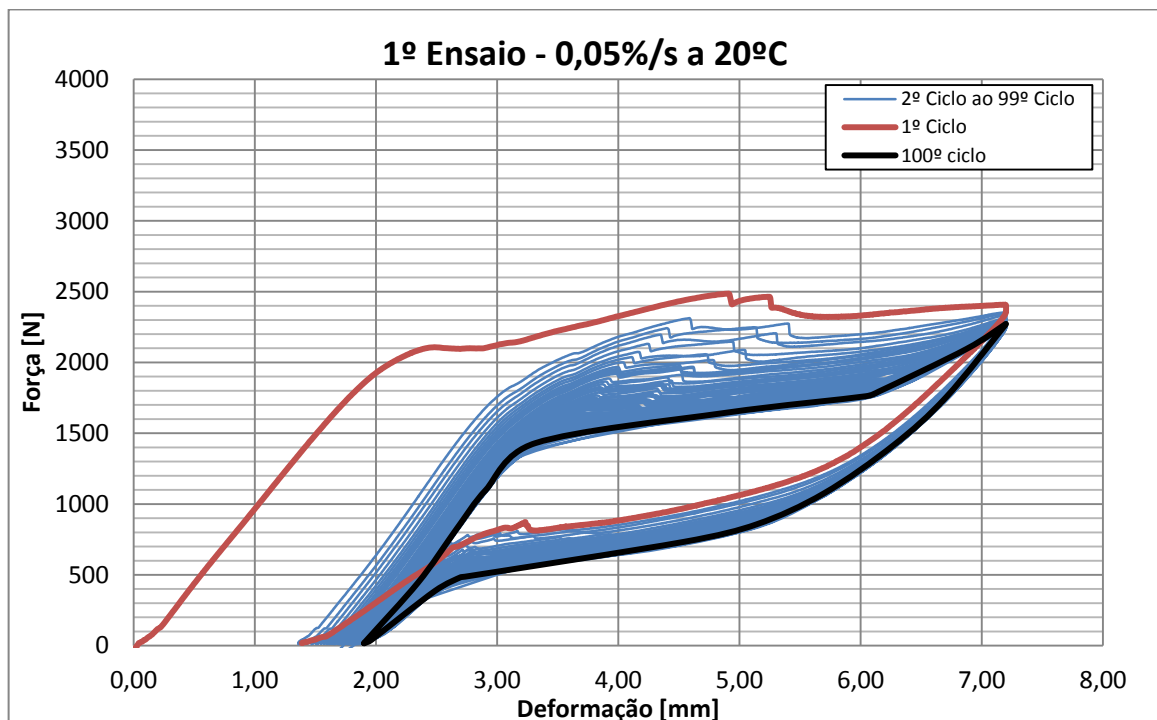


Figura 4-7 - Gráfico força-deformação resultante do Ensaio 1

A diminuição da ocorrência dos escorregamentos microestruturais é acompanhada, como esperado, pela diminuição e estabilização das deformações residuais registadas no final de cada ciclo. Para o ciclo final, o comportamento da liga encontra-se bem definido e estável, sendo possível definir com exactidão a fase em que a liga se encontra em cada instante.

Considerando, agora, o comportamento do material para um carregamento dinâmico, como o representado no gráfico da Figura 4-8 (Ensaio 21 – 0,3%/s a 20°C), podemos observar que o comportamento geral é semelhante ao descrito acima. No entanto, devido ao carregamento se processar mais rapidamente, o ciclo histerético é menor, resultando numa menor quantidade de energia dissipada. Este facto é explicado pela incapacidade do meio de dissipar o calor gerado pelas transformações de fase do ciclo anterior antes do início do ciclo seguinte.

De notar, também, que para estas condições do ensaio é necessário um maior número de ciclos para ocorrer a estabilização dos ciclos histeréticos.

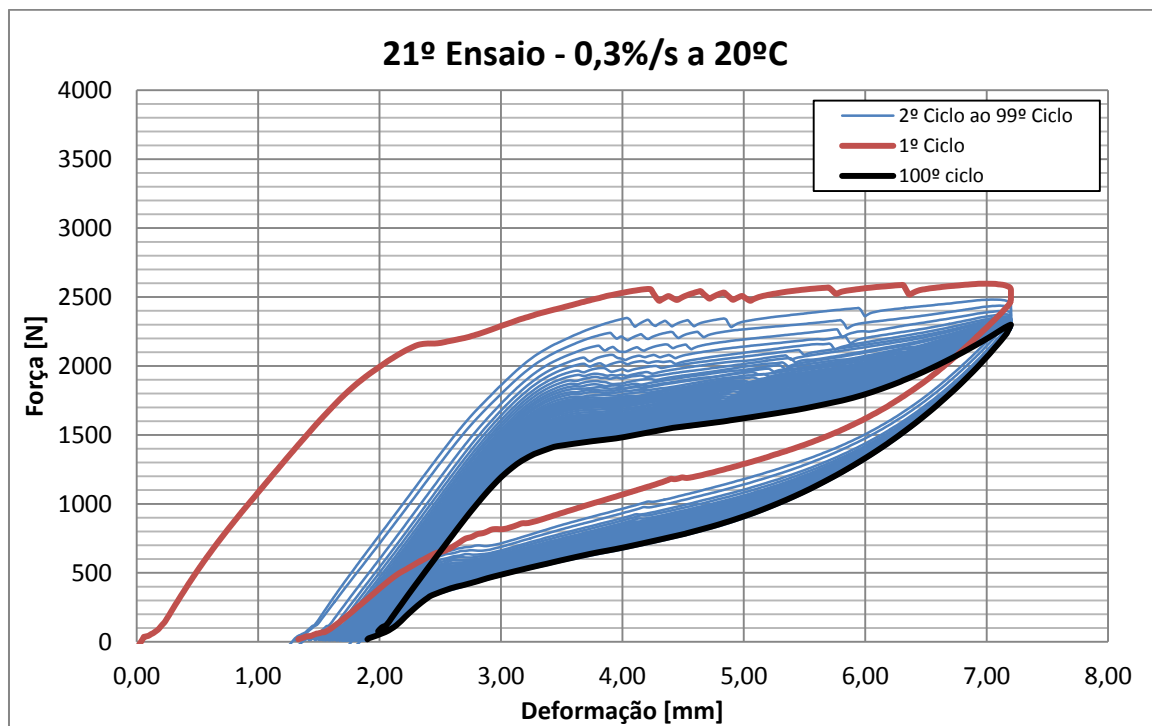


Figura 4-8 - Gráfico força-deformação resultante do Ensaio 21

Independentemente da influência da temperatura e da velocidade de carregamento no comportamento da liga, a resposta que esta apresenta com o carregamento cíclico será

semelhante ao descrito acima. Assim, resta agora analisar o comportamento da liga quando de facto existe uma variação, ou de temperatura, ou da velocidade de carregamento.

Para estudar a influência da temperatura consideraram-se dois grupos de ensaios, os Ensaios 1, 2, 3 e 4, representativos de um carregamento quase-estático, e os Ensaios 21, 22, 23 e 24, de um carregamento dinâmico. Devido à grande quantidade de informação optou-se apenas por apresentar aqui a comparação entre o primeiro e o último ciclo de cada ensaio, nos gráficos da Figura 4-9 à Figura 4-12.

Tanto para o carregamento quase-estático como para o dinâmico a influência da temperatura resume-se a dois fenómenos diferentes que definem o comportamento geral da liga. O primeiro é o aumento dos valores de tensão de início e fim da transformação directa e inversa, resultando, graficamente, numa translação vertical positiva do ciclo histerético. O segundo é que o aumento dos valores de tensão para as transformações de fase ocorrem a ritmos diferentes, traduzindo-se, em ambos os casos, num estreitamento dos ciclos, e consequentemente numa diminuição da energia dissipada, com o progressivo aumento da temperatura.

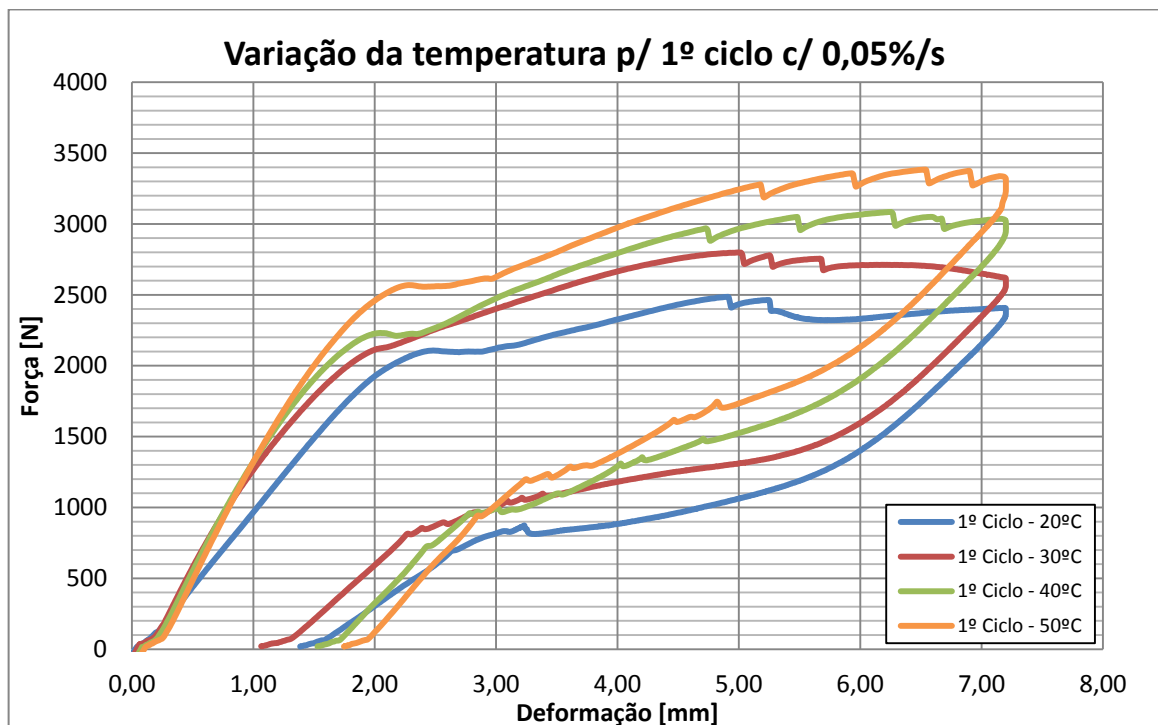


Figura 4-9 - Comparação do primeiro ciclo para os Ensaios 1, 2, 3 e 4

Da análise do gráfico da Figura 4-9, referente ao carregamento quase-estático, é possível visualizar que com o aumento da temperatura, os escorregamentos microestruturais tornam-se mais frequentes durante a fase de carregamento, resultando posteriormente numa maior deformação residual. A exceção a este facto ocorre para a temperatura ambiente de 30°C onde a deformação residual é menor do que a registada para 20°C. No entanto, para outras velocidades, esta exceção nem sempre ocorre, podendo então ter sido originada por erros durante a realização dos ensaios.

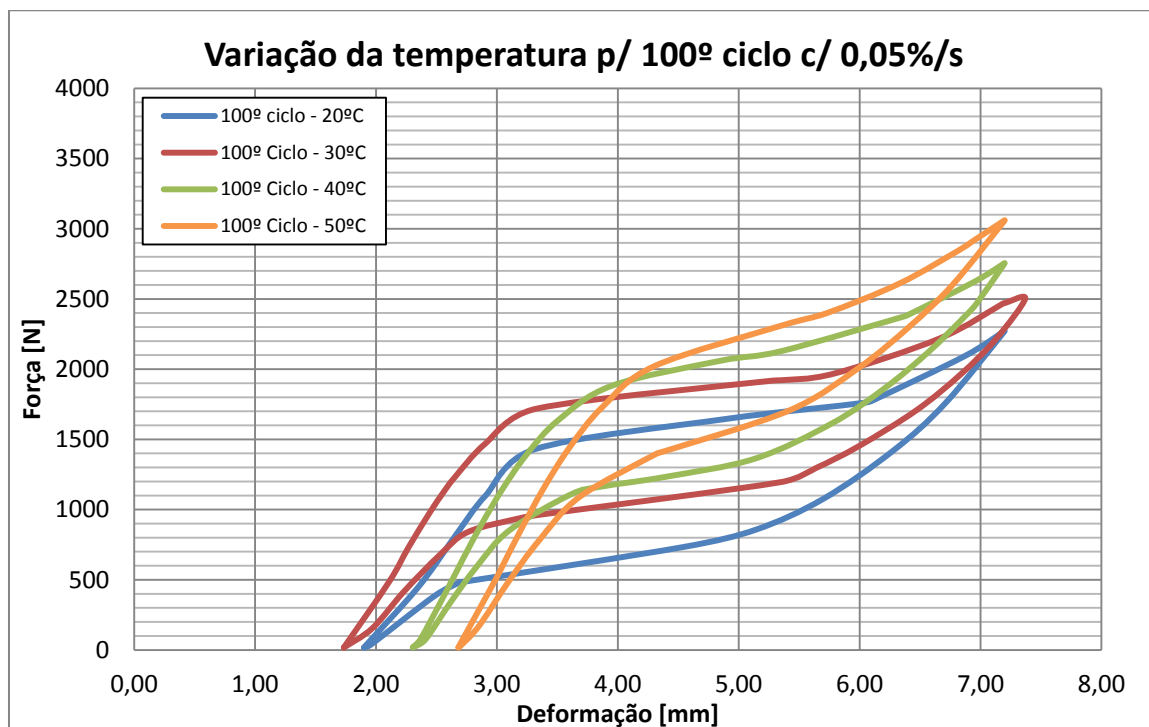


Figura 4-10 - Comparação do último ciclo para os Ensaios 1, 2, 3 e 4

Já para o carregamento dinâmico, a frequência dos escorregamentos tem tendência a manter-se, independentemente da variação da temperatura, como pode ser observado no gráfico da Figura 4-11, resultando em deformações residuais bastante semelhantes.

Para compreender agora a influência da velocidade de carregamento na resposta da liga, comparou-se os Ensaios 1, 5, 9, 13, 17 e 21. Na Figura 4-13 e Figura 4-14 apresenta-se os gráficos para o primeiro e último ciclo, respectivamente, dos ensaios mencionados.

A influência da velocidade do carregamento é bem mais subtil que a da temperatura. De um modo geral existem poucas diferenças, no entanto de realçar que o carregamento quase-

estático destaca-se como sendo a que regista menores valores para as tensões de início e fim das transformações de fase.

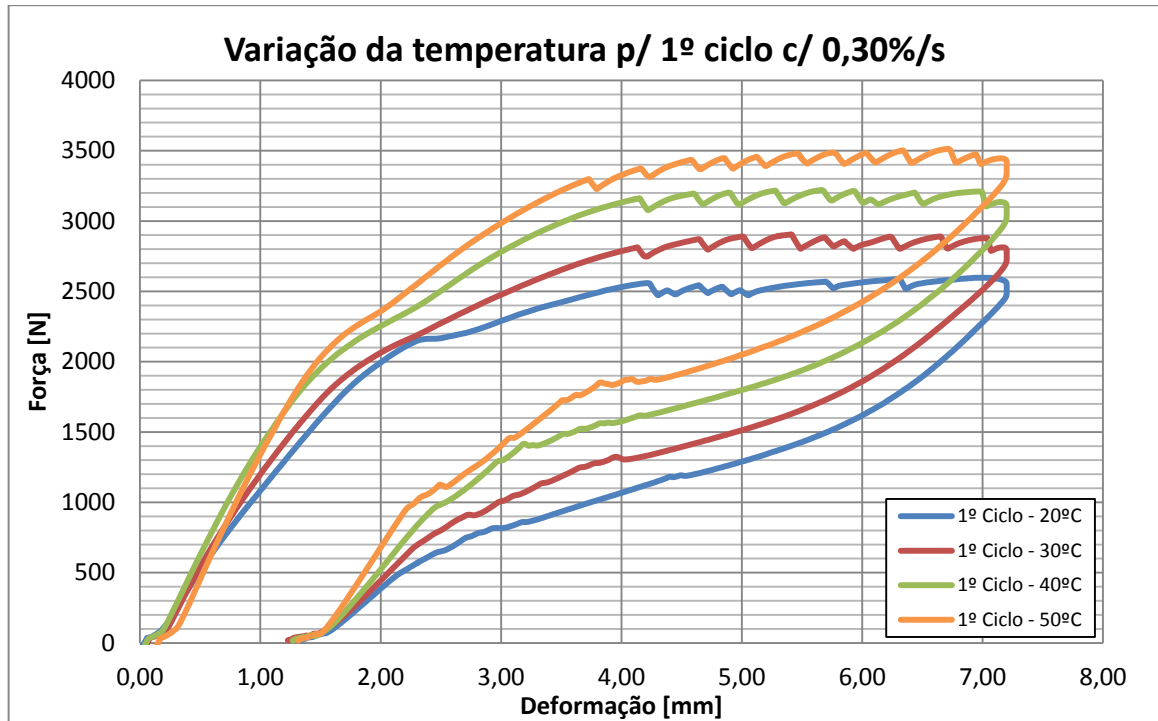


Figura 4-11 - Comparação do primeiro ciclo para os Ensaio 21, 22, 23 e 24

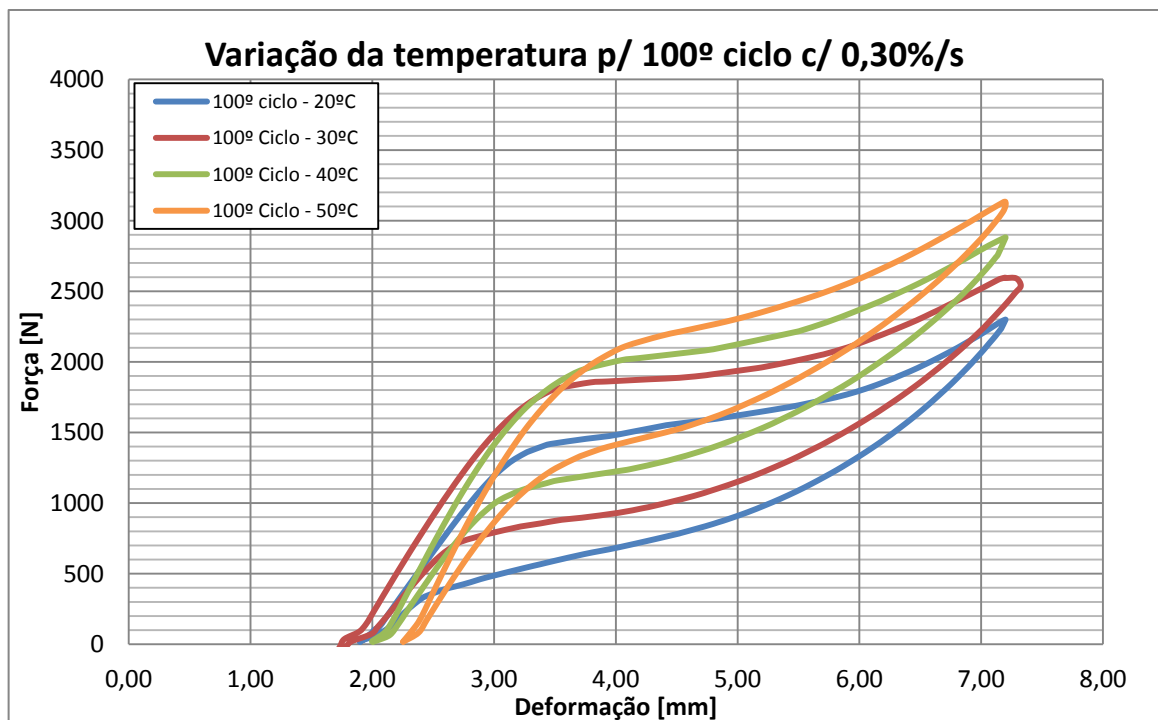


Figura 4-12 - Comparação do último ciclo para os Ensaio 21, 22, 23 e 24

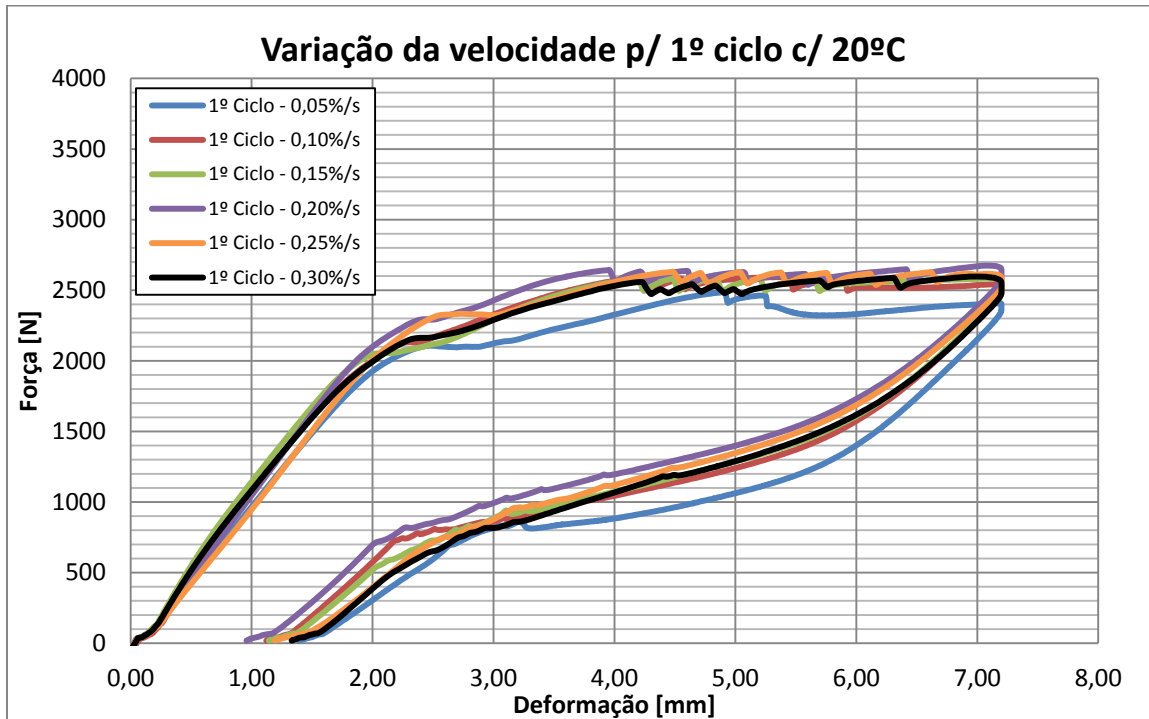


Figura 4-13 - Comparação do primeiro ciclo para os Ensaios 1, 5, 9, 13, 17 e 21

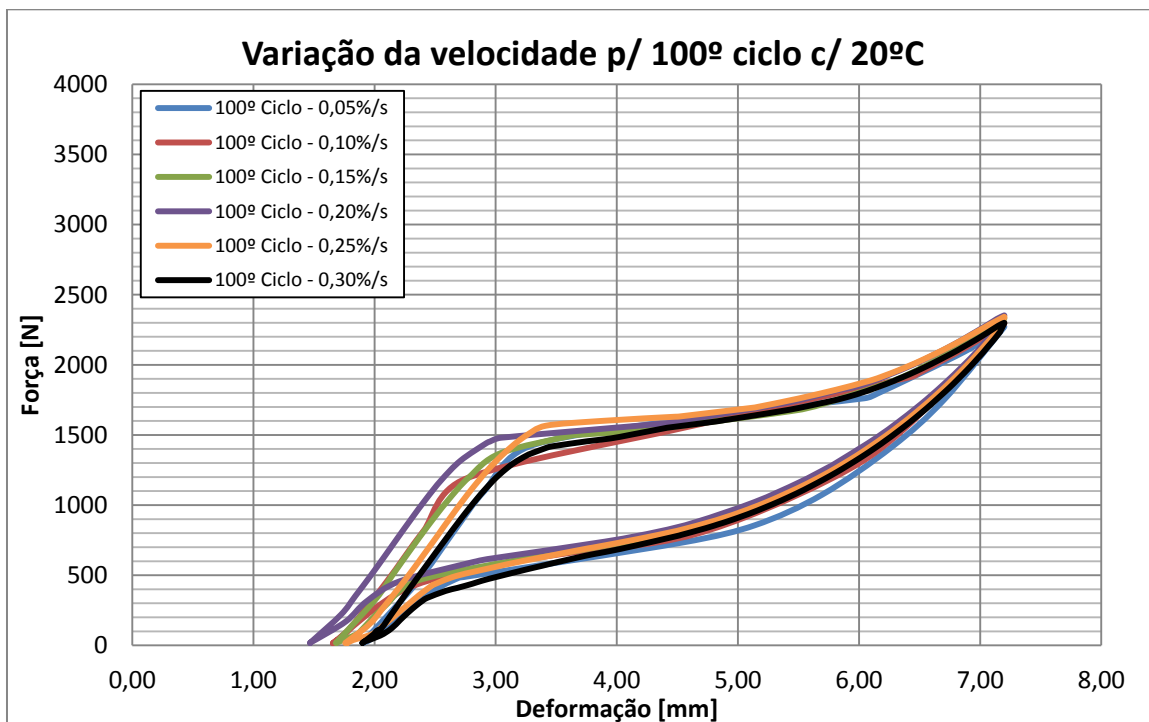


Figura 4-14 - Comparação do último ciclo para os Ensaios 1, 5, 9, 13, 17 e 21

4.4. Análise dos resultados

Das observações anteriores, e para efeitos de comparação com os outros ensaios realizados, concluiu-se que existem três características que são fulcrais na análise do processo de estabilização da resposta de uma LMF, sendo elas:

- Fluência acumulada – deformação acumulada pela liga no final de cada ciclo de descarga e a partir do qual um novo ciclo de carga é iniciado;
- Tensão de transformação – tensão necessária para a transformação martensítica se iniciar na liga;
- Energia Dissipada – área interior de um ciclo histerético.

Cada uma destas características foi analisada para cada ensaio. Nos gráficos da Figura 4-15 é apresentado o estudo feito para o Ensaio 1.

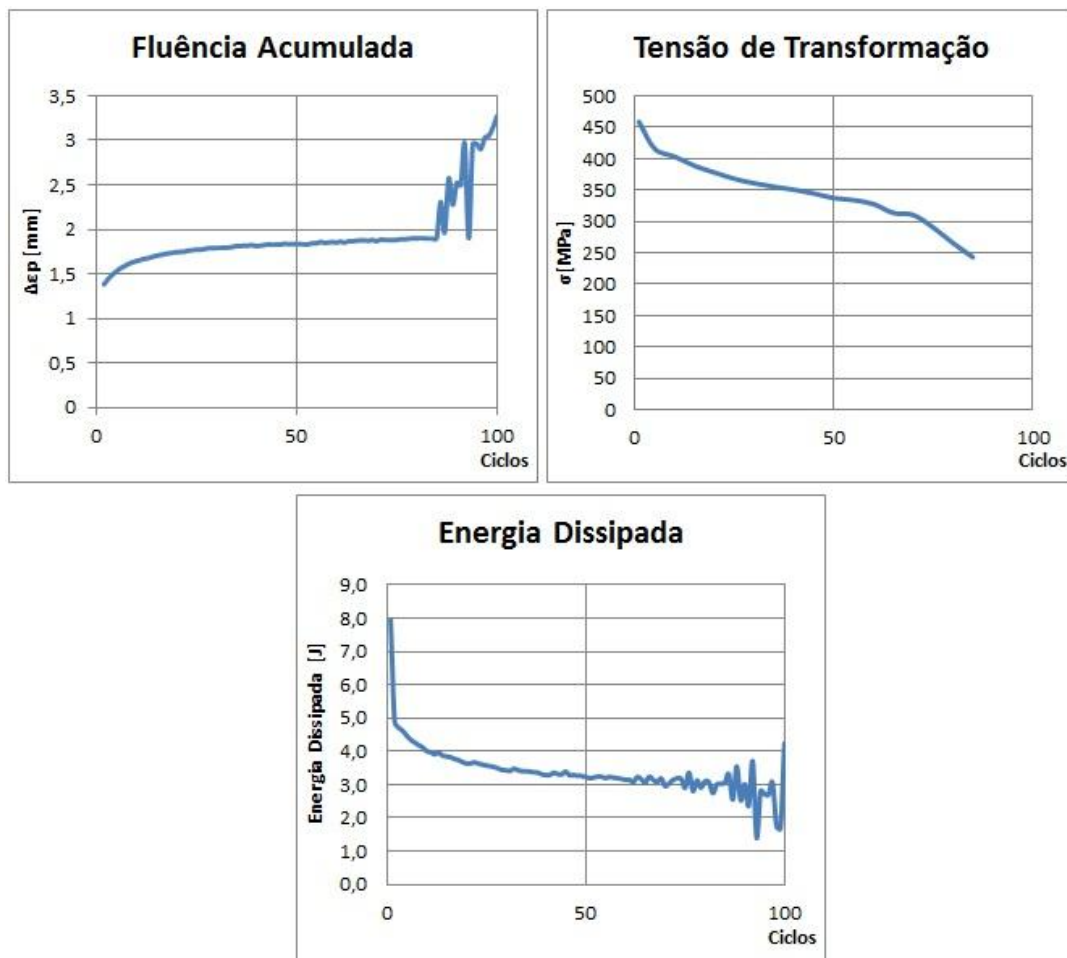


Figura 4-15 - Resultados obtidos para o Ensaio 1

A análise destes gráficos, reforçam as conclusões anteriormente feitas. Todas as características apresentam uma variação mais ou menos acentuada nos ciclo iniciais para depois estabilizar em torno de um dado valor. De salientar que neste ensaio específico, e para os outros efectuados para uma velocidade de carregamento de 0,05%/s, os ciclos finais apresentam resultados bastante dispares devido à pouca informação registada pelo computador para as mesmas. Assim, optou-se por ignorar os últimos ciclos numa tentativa de ultrapassar este problema.

Para generalizar os resultados obtidos de modo a ser possível extrapolar o comportamento das ligas para as mais diversas composições e situações, os resultados foram tratados e apresentados de modo a que as variações sejam percentagens de um valor referência, neste caso, do ciclo inicial.

O tratamento dos dados baseou-se em arranjar uma função interpoladora que melhor se adaptasse a cada um dos gráficos. Este ajustamento foi realizado com recurso ao programa Microsoft Excel onde vários tipos de funções foram testadas, concluindo-se que as funções de natureza logaritmica eram as mais apropriadas. Assim obtiveram-se os gráficos representados na Figura 4-16.

É com base nestes gráficos que as comparações entre os ensaios foram realizadas. É também baseado nestas funções interpoladoras que o modelo numérico prevê a degradação do comportamento das ligas.

Assim, e depois de processar todos os ensaios realizados, obtiveram-se as funções logarítmicas que melhor descrevem o comportamento da fluência acumulada e da tensão de transformação em função do número de ciclos (x), apresentados aqui na Tabela 4-2 e Tabela 4-3, respectivamente.

Este estudo não foi realizado para a energia dissipada visto esta ser dada em função da evolução destas duas características.

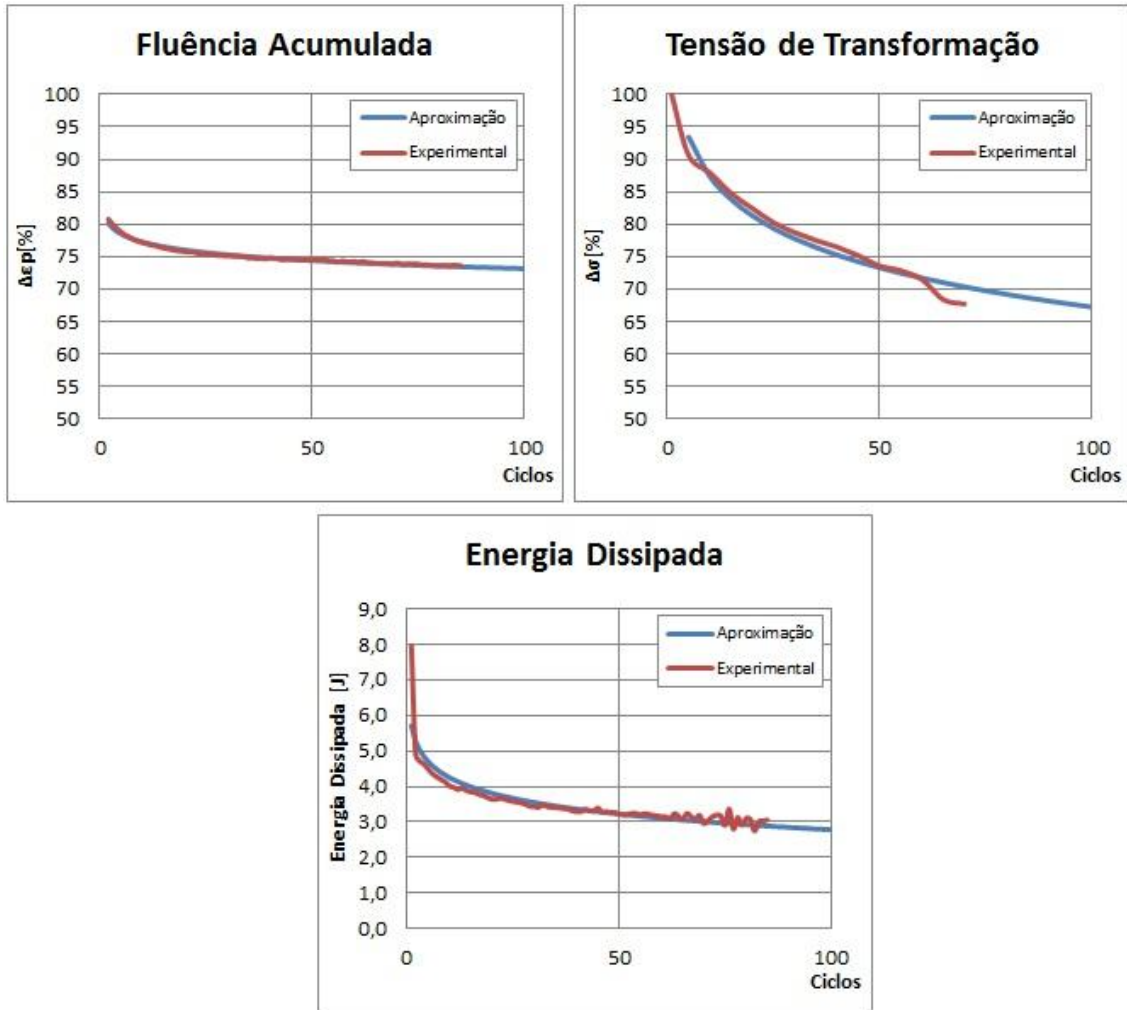


Figura 4-16 - Tratamento de dados efectuado para o Ensaio 1

Tabela 4-2 - Funções descritivas da fluência acumulada

Fluência Acumulada	20°C	30°C	40°C	50°C
0,05%/s	$y = -1,785\ln(x) + 81,367$	$y = -2,255\ln(x) + 85,489$	$y = -2,680\ln(x) + 79,251$	$y = -3,121\ln(x) + 75,988$
0,10%/s	$y = -1,734\ln(x) + 84,766$	$y = -2,001\ln(x) + 83,904$	$y = -2,358\ln(x) + 80,841$	$y = -2,962\ln(x) + 83,146$
0,15%/s	$y = -1,728\ln(x) + 84,329$	$y = -2,463\ln(x) + 77,98$	$y = -1,789\ln(x) + 79,148$	$y = -3,436\ln(x) + 83,91$
0,20%/s	$y = -1,568\ln(x) + 86,711$	$y = -1,965\ln(x) + 86,262$	$y = -2,191\ln(x) + 82,028$	$y = -2,550\ln(x) + 83,684$
0,25%/s	$y = -1,852\ln(x) + 83,79$	$y = -2,016\ln(x) + 85,009$	$y = -2,330\ln(x) + 83,678$	$y = -2,264\ln(x) + 82,25$
0,30%/s	$y = -1,846\ln(x) + 81,926$	$y = -1,924\ln(x) + 83,411$	$y = -2,359\ln(x) + 82,77$	$y = -2,993\ln(x) + 82,277$

Tabela 4-3 - Funções descritivas da tensão de transformação

Tensão de Transformação	20°C	30°C	40°C	50°C
0,05%/s	$y = -8,7530\ln(x) + 107,53$	$y = -7,761\ln(x) + 102,16$	$y = -7,637\ln(x) + 103,02$	$y = -5,937\ln(x) + 92,717$
0,10%/s	$y = -11,060\ln(x) + 113,94$	$y = -8,599\ln(x) + 104,19$	$y = -7,618\ln(x) + 104,17$	$y = -5,381\ln(x) + 95,582$
0,15%/s	$y = -10,900\ln(x) + 113,66$	$y = -7,416\ln(x) + 102,44$	$y = -7,328\ln(x) + 102,33$	$y = -5,423\ln(x) + 93,165$
0,20%/s	$y = -10,320\ln(x) + 110,79$	$y = -8,505\ln(x) + 108,05$	$y = -4,178\ln(x) + 94,657$	$y = -7,762\ln(x) + 107,81$
0,25%/s	$y = -9,0460\ln(x) + 108,02$	$y = -8,734\ln(x) + 111,81$	$y = -7,339\ln(x) + 104,59$	$y = -6,218\ln(x) + 92,906$
0,30%/s	$y = -10,100\ln(x) + 110,24$	$y = -7,335\ln(x) + 98,441$	$y = -6,716\ln(x) + 93,27$	$y = -5,518\ln(x) + 89,202$

Conhecendo estas aproximações, torna-se possível então conhecer o valor da fluência e da tensão de início da transformação directa para qualquer número de ciclos, mas apenas para as temperaturas e velocidades de carregamento estudadas. Assim, foi necessário arranjar um meio de interpolação que ajude a determinar as funções para os valores intermédios.

As funções foram então divididas nas duas parcelas que as compõem, para então estudar-se separadamente como variam ao longo de uma determinada temperatura ou velocidade de carregamento. O método de aproximação usada foi o método dos resíduos ponderados, mais concretamente, o método de Galerkin.

Mantendo primeiro a velocidade constante, concluiu-se que as variações com a temperatura podem ser aproximadas por funções polinomiais do terceiro grau. Isto é, por exemplo, considerando uma velocidade de 0,05%/s, as funções para as duas parcelas são dadas na Tabela 4-4.

Tabela 4-4 - Funções polinomiais para interpolação da temperatura

0,05%/s	20°C	30°C	40°C	50°C	Função
a ln(x)	-1,785	-2,555	-2,680	-3,121	$-0,466 - 0,0846x + 0,00114x^2 - 0,00001017x^3$
+ b	81,367	85,489	79,251	75,988	$-11,297 + 8,781x - 0,2518x^2 + 0,002222x^3$

Já mantendo a temperatura constante, as variações da velocidade, devido à elevada irregularidade da distribuição dos pontos, foram aproximadas a funções harmónicas do tipo da Equação (4.7).

$$y = \sum_{n=0}^i \left[a_n \sin\left(\frac{n\pi x}{L}\right) + b_n \cos\left(\frac{n\pi x}{L}\right) \right] \quad (4.7)$$

Sendo i o número de funções harmónicas na base da aproximação, L o domínio de definição da função e x uma dada velocidade de carregamento. Sabendo isto, para a temperatura de 20°C obtiveram-se então as funções harmónicas apresentadas na Tabela 4-5. Para facilitar a sua implementação computacional, estas funções, com forma geral do tipo $y = a \ln(x) + b$, foram separadas nas suas duas parcelas.

Tabela 4-5 - Funções harmónicas para interpolação das parcelas referentes às funções logarítmicas caracterizadoras da fluência acumulada, quando se variam as velocidades de carregamento

20°C	a	b
0,05%/s	-1,785	81,367
0,10%/s	-1,734	84,766
0,15%/s	-1,728	84,329
0,20%/s	-1,568	86,711
0,25%/s	-1,852	83,790
0,30%/s	-1,846	81,926
Função	Equação (4.8)	Equação (4.9)

$$\begin{aligned}
 y = & 18,94 - 36,34 \sin\left(\frac{\pi x}{0,3}\right) + 4,61 \cos\left(\frac{\pi x}{0,3}\right) - 6,30 \sin\left(\frac{2\pi x}{0,3}\right) - 24,45 \cos\left(\frac{2\pi x}{0,3}\right) \\
 & + 12,03 \sin\left(\frac{3\pi x}{0,3}\right) - 4,74 \cos\left(\frac{3\pi x}{0,3}\right) + 2,21 \sin\left(\frac{4\pi x}{0,3}\right) \\
 & + 4,03 \cos\left(\frac{4\pi x}{0,3}\right) - 0,77 \sin\left(\frac{5\pi x}{0,3}\right) + 0,48 \cos\left(\frac{5\pi x}{0,3}\right) \quad (4.8)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} y = & 267,2 - 327,1\sin\left(\frac{\pi x}{0,3}\right) + 10,9\cos\left(\frac{\pi x}{0,3}\right) - 17,9\sin\left(\frac{2\pi x}{0,3}\right) - 231,1\cos\left(\frac{2\pi x}{0,3}\right) \\ & + 121,2\sin\left(\frac{3\pi x}{0,3}\right) - 14,5\cos\left(\frac{3\pi x}{0,3}\right) + 7,3\sin\left(\frac{4\pi x}{0,3}\right) \\ & + 43,9\cos\left(\frac{4\pi x}{0,3}\right) - 9,5\sin\left(\frac{5\pi x}{0,3}\right) + 1,7\cos\left(\frac{5\pi x}{0,3}\right) \end{aligned} \quad (4.9)$$

São estas funções interpoladoras que foram inseridas no código do programa, tornando possível a previsão da resposta das ligas NiTi estudadas.

4.5. Implementação Numérica

Como já foi referido, todos os ensaios aqui apresentados foram realizados com uma amplitude máxima constante, de 6%, de extensão no arame. Este tipo de solicitação representa evidentemente um caso muito particular, mas não limitativo, pois no caso de se querer analisar uma solicitação dinâmica de amplitudes máximas diferentes, para o cálculo de número de ciclos, pode-se recorrer a uma estratégia semelhante à usada em problemas de ruptura por fadiga. Nestes problemas, a ruptura está normalmente associada a um elevado número de ciclos de carga e descarga com amplitudes variáveis e para dimensionar o material é considerada uma amplitude característica para cada solicitação possível, e com a qual, ao fim de n ciclos ocorre a ruptura do provete. A determinação desta amplitude característica pode ser feita por diversos métodos, nomeadamente, o método dos máximos, o método de *Rainflow* e o método do domínio das frequências [83]. No que diz respeito à velocidade de carregamento, poderá utilizar-se, de uma maneira semelhante, uma velocidade média que melhor caracteriza cada solicitação.

Baseado no programa desenvolvido por Cismaşiu e Santos [20], e com recurso ao MATLAB, foi possível implementar as alterações até este ponto discutidas. Segue-se uma breve explicação do modelo numérico final obtido. De referir que, estas alterações só são válidas para ligas de NiTi com características semelhantes às usadas nos ensaios.

Grande parte das modificações foram efectuadas no script geral, designado de “*global_program.m*”, com a criação de ficheiros função adicionais para a realização de rotinas ligadas à fluência acumulada e a tensão de transformação. O script encontra-se

organizado por blocos, cada uma correspondendo a uma fase de caracterização das variáveis em jogo.

Bloco um – Propriedades Mecânicas:

O programa começa por definir todas as variáveis mecânicas pertinentes para a definição do modelo constitutivo. Informação como o módulo de elasticidade da fase austenítica e martensítica, a extensão máxima, as temperaturas de início e fim e os coeficientes de Clausius-Claperion para a transformação directa e inversa, assim como, outras propriedades para a criação da equação de equilíbrio térmico ficam definidas neste bloco.

Bloco dois – Propriedades Geométricas:

Definição das propriedades geométricas como o diâmetro, o raio, o comprimento, a área e o volume da LMF a ensaiar.

Bloco três – Carregamento:

Imposição das variáveis temperatura inicial, número de ciclos e velocidade e amplitude máxima do carregamento. Com base nestas duas últimas características, o programa define a função harmónica que traduz um ciclo do ensaio, Anexo B-1.

Iniciação dos vectores *time_vector* e *strain_vector* e preenchimento de ambos (recurso a um ciclo *for*) com a informação do passo de cálculo do tempo e da extensão, respectivamente, para a duração total do ensaio. De referir que devido às deformações residuais e para manter uma extensão máxima de 6%, a amplitude do carregamento tem que diminuir uma fracção no início de cada ciclo (rotina *if* dentro do ciclo *for* mencionado – Anexo B-1).

Sabendo a temperatura e a velocidade de carregamento, é possível então definir a função que caracteriza a fluência acumulada e a tensão de transformação. Para tal o programa remete para as funções criadas *CCfunction.m* e *TTfunction.m*, que são apresentadas no Anexo B-1. O princípio de funcionamento de ambas é igual, recorrendo às funções interpoladoras descritas no subcapítulo anterior para definir a função logarítmica que melhor descreve a evolução de cada uma das características. Para as temperaturas e velocidades ensaiadas experimentalmente, o programa usa as funções definidas para obter valores aproximados. O mesmo acontece se apenas uma destas características se alterar. No entanto, quando a temperatura e a velocidade

são diferentes, o programa tem que usar interpolações lineares com base nos valores calculados para as características fronteiras, para calcular as parcelas da função logarítmica pretendida. Estes valores das parcelas são armazenados nas variáveis *parc1...4*.

De regresso ao *global_program.m*, o script remete, agora, para o programa *CC.m*, apresentado no Anexo B-1, para criação do vector *creep* que faz corresponder a cada passo de cálculo o valor da fluência acumulada. No entanto, para calcular este valor é necessário saber a que ciclo pertence cada passo, sendo criado o vector *vector* para o efeito. Criado este vector, torna-se possível preencher o vector *creep* usando a função logarítmica determinada anteriormente dentro de um ciclo *while*. De notar que para o primeiro ciclo de carregamento o valor da fluência tem que ser igual a zero. Adicionalmente, o programa *CC.m* ainda calcula a fluência para o ciclo posterior ao final com o objectivo de definir a deformação residual para o último ciclo (*extra*).

Bloco quatro – Inicialização de variáveis:

Neste bloco são inicializadas todas as variáveis que serão usadas nos programas de cálculo seguintes. Adicionalmente, é criado o vector *creep_aux* que faz corresponder a deformação residual do ciclo de carregamento seguinte ao ciclo corrente, com o objectivo de obrigar o ciclo de descarga a terminar mais cedo, e assim aproximar os resultados numéricos aos obtidos experimentalmente, Anexo B-2.

Bloco cinco – Cálculo da fracção martensítica e tensões:

Nesta fase o programa calcula, com recurso às funções criadas originalmente, os valores da fracção martensítica, tensão, temperatura e trabalho para cada passo de cálculo. Este processo encontra-se dividido na fase de carregamento e na fase de descarga. Durante a fase de carregamento, e para contabilizar a diminuição da tensão de início da transformação directa, o programa *exponential_kinetics_AM.m* foi modificado. Neste, foi criada uma rotina *if* onde o programa ignora o primeiro ciclo, visto neste ainda não se verificar qualquer degradação das propriedades, Anexo B-3. Nos ciclos seguintes, o cálculo da tensão será afectado com o respectivo valor de degradação de acordo com o ciclo corrente.

De volta ao script geral, e para completar a adição da deformação residual ao programa, este cria um vector final com a extensão, *strain_vector_int*, Anexo B-3. Na fase de carregamento,

este vector limita-se a gravar a extensão registada para cada passo, sem qualquer alteração. No entanto, para a fase de descarga, o programa determina a razão entre a deformação total a registar ($creep_aux(i) - creep(i)$) para o ciclo corrente, e o respectivo intervalo de tempo ($1/f/2$). Assim, o programa divide a deformação residual pelos restantes passos de cálculo da fase de descarga, obrigando o ciclo a terminar precocemente e, desta forma, simular a deformação residual.

Bloco seis – Cálculo da energia dissipada:

Este bloco divide-se em duas partes, ambas apresentadas no Anexo B-4. A primeira é a separação e armazenagem de um ciclo específico escolhido inicialmente para simplificar o processo de comparação de resultados. Usando o vector *vector* criado anteriormente, o programa identifica os passos correspondentes ao ciclo pretendido e grava a extensão e a tensão em *strain_vector_n* e *stress_vector_n*, respectivamente.

A segunda parte trata-se do cálculo da energia dissipada através do Teorema de Green, que enuncia que a área de um polígono irregular definido por n pontos pode ser calculada pela Equação (4.10).

$$A = \frac{1}{2} \sum_{i=0}^{N-1} (x_i y_{i+1} - x_{i+1} y_i) \quad (4.10)$$

Assim, e outra vez com recurso ao vector *vector*, o programa cria o vector *energ* que calcula para pontos consecutivos o valor da área. Posteriormente, o programa soma as áreas parciais de forma a obter o valor da energia dissipada para cada ciclo, e armazena no vector *dissipatedenergy*.

Bloco sete – Plotagem:

Neste bloco final, o programa procede simplesmente à plotagem de toda a informação pretendida, Anexo B-5.

4.6. Modelo numérico versus resultados experimentais

Com as modificações ao modelo numérico concluídas, resta comparar os resultados numéricos com os obtidos experimentalmente, com o objectivo de concluir quanto ao grau de confiança da previsão computacional. Além das comparações a seguir apresentadas, no Anexo A são incluídas mais algumas comparações realizadas para outros ensaios, estando todos devidamente identificados.

No entanto, foi necessário primeiro calibrar os valores característicos (E_A , E_M , M_s , M_f , A_s e A_f) da liga ensaiada, de modo à simulação se aproximar o máximo do real. Dado a variedade de referências disponíveis e às limitações do próprio modelo numérico foi preciso fazer um compromisso entre estes valores de modo a minimizar os erros. Além destas grandezas, é necessário definir os valores associados à extensão máxima, e_L , ao calor latente, c_L , ao calor específico, c_p , à densidade, ρ , ao coeficiente de convecção, h , e ao coeficiente de expansão térmica, θ , valores esses retirados de trabalhos existentes [84]. A Tabela 4-6 apresenta todos os parâmetros considerados no modelo constitutivo.

Tabela 4-6 - Parâmetros adoptados no modelo constitutivo

$E_A = 40000\text{MPa}$	$E_M = 20000\text{MPa}$	$M_f = -65^\circ\text{C}$	$M_s = -50^\circ\text{C}$
$A_s = -15^\circ\text{C}$	$A_f = 7^\circ\text{C}$	$C_M = 6.5\text{MPaK}^{-1}$	$C_A = 6.5\text{MPaK}^{-1}$
$e_L = 6\%$	$\rho = 6500\text{kgm}^{-3}$	$c_L = 12914\text{Jkg}^{-1}$	$c_p = 500\text{Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}$
$h = 35\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$	$\theta = 6 \times 10^{-6}\text{K}^{-1}$		

Na Figura 4-17 são comparados os gráficos força – deformação obtidos numericamente e experimentalmente para o Ensaio 1. Adicionalmente, na Figura 4-18 é também comparada a energia dissipada para cada ciclo até aos oitenta e cinco.

Com base em ambos os gráficos é possível verificar que a aproximação é bastante satisfatória, sendo a degradação das características muito bem simuladas pelo modelo numérico.

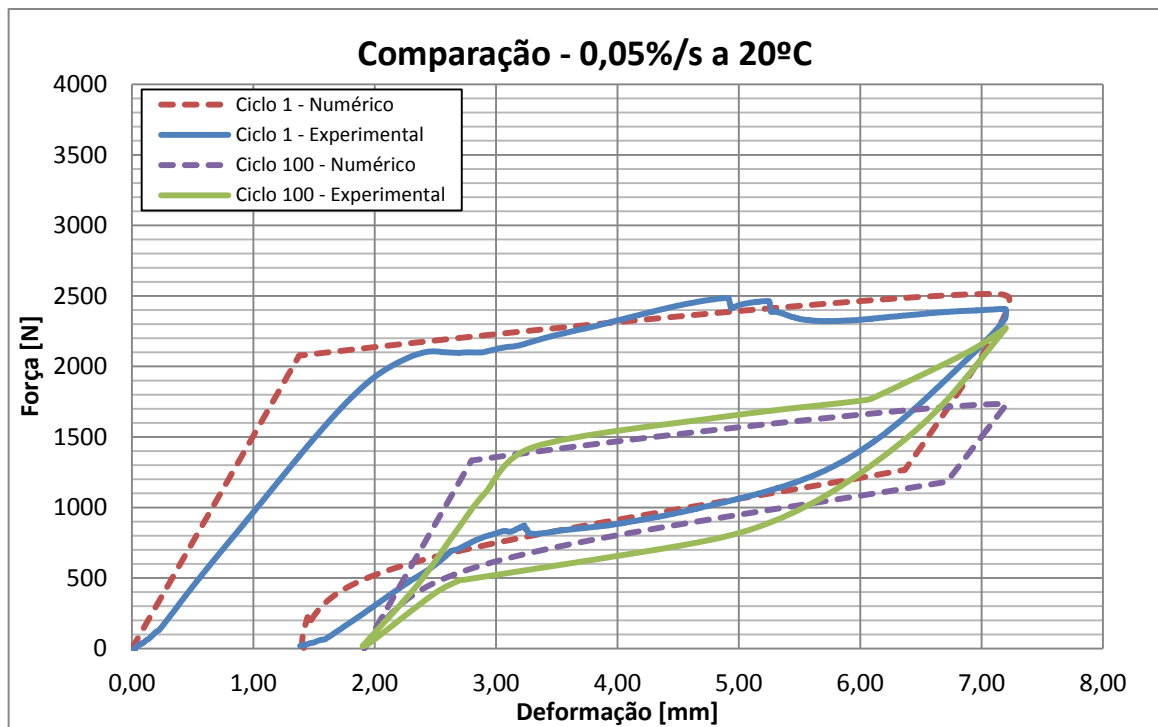


Figura 4-17 - Resultados experimentais versus numéricos - Ensaio 1

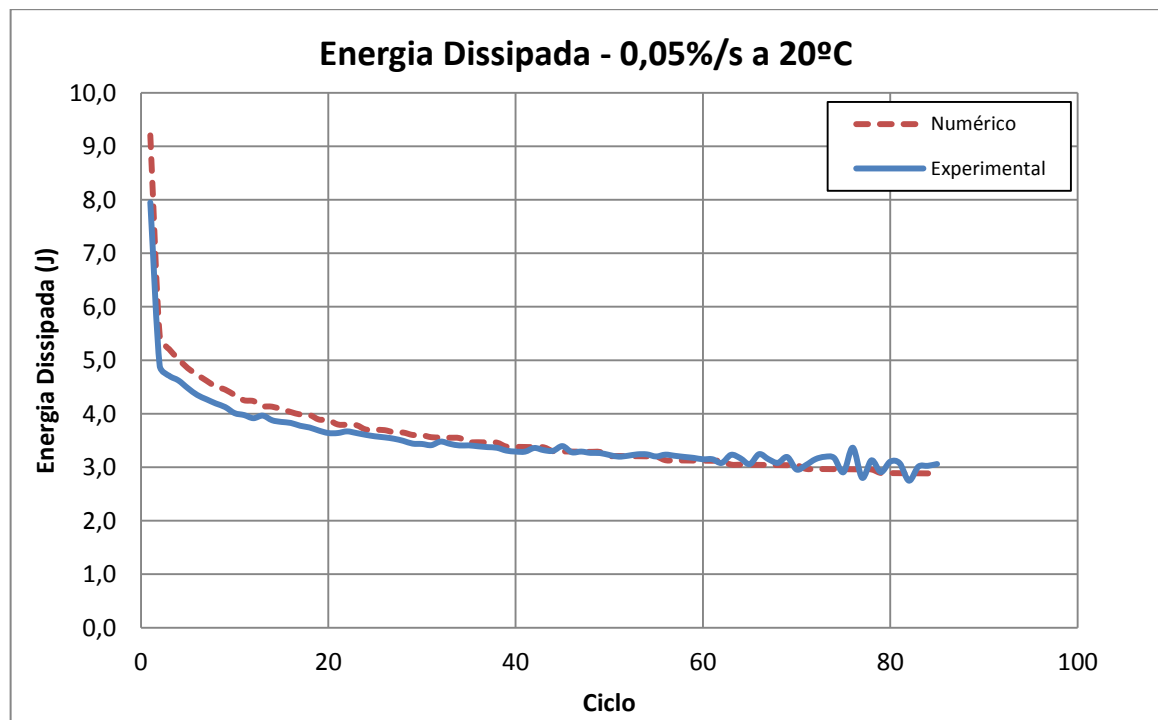


Figura 4-18 - Resultados experimentais versus numéricos - Energia dissipada - Ensaio 1

Para os primeiros ciclos, o modelo consegue prever o ciclo histerético muito perto do obtido experimentalmente, apesar de um pouco sobrestimado como se pode concluir quando comparando a energia dissipada de ambos. No entanto, à medida que o número de ciclos aumenta, o comportamento da liga começa lentamente a mudar, registando um aumento de rigidez na fase final do carregamento. Apesar do modelo não conseguir prever este aumento para os ciclos finais, como ambos os ciclos histeréticos não se encontram perfeitamente sobrepostos, a área acaba por ser semelhante.

Na Figura 4-19 e Figura 4-20 são comparados agora os resultados obtidos para o Ensaio 4 (0,05%/s a 50°C). Observou-se que, para uma temperatura superior, o modelo apresenta algumas limitações, principalmente para um número de ciclos elevado. A estimativa inicial do ciclo histerético é bastante satisfatória, no entanto, rapidamente decresce, subestimando a energia dissipada para os ciclos subsequentes. Apesar destas limitações, a degradação da liga é bem prevista, tanto para a fluência acumulada como para a tensão de início da transformação directa.

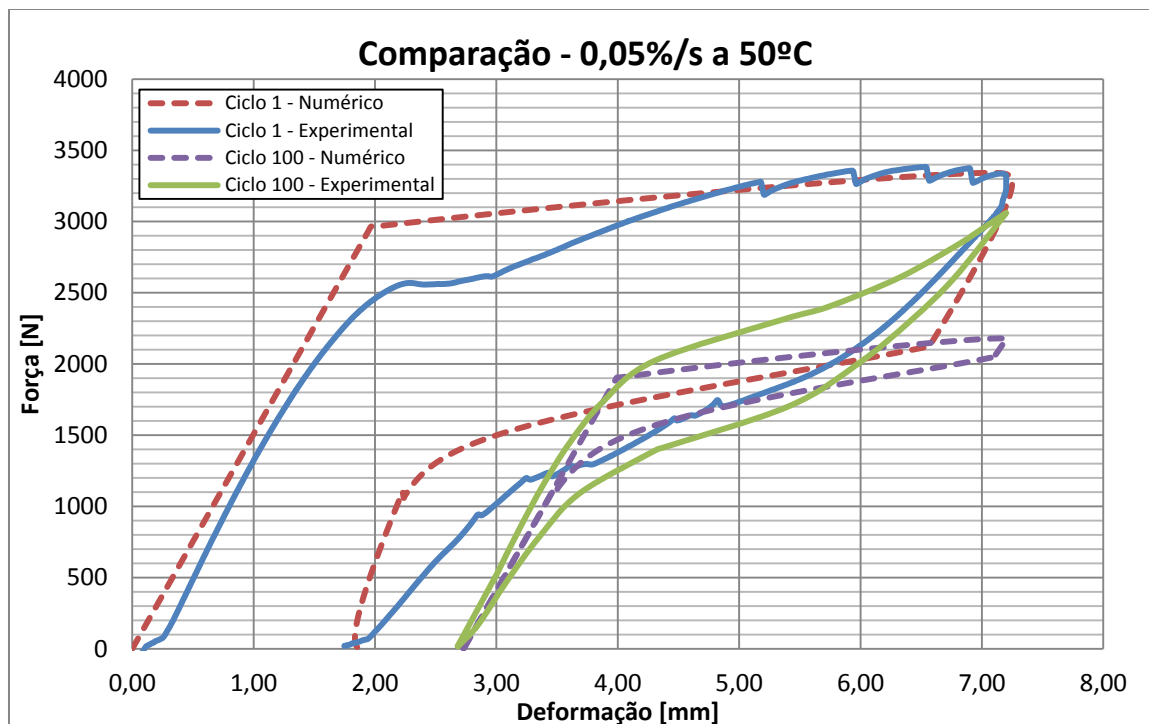


Figura 4-19 - Resultados experimentais versus numéricos - Ensaio 4

Para completar a comparação entre o modelo numérico e os resultados experimentais, falta estudar o comportamento quando o carregamento é dinâmico. A Figura 4-21 e Figura 4-22 apresentam as respostas obtidas para as condições do Ensaio 21.

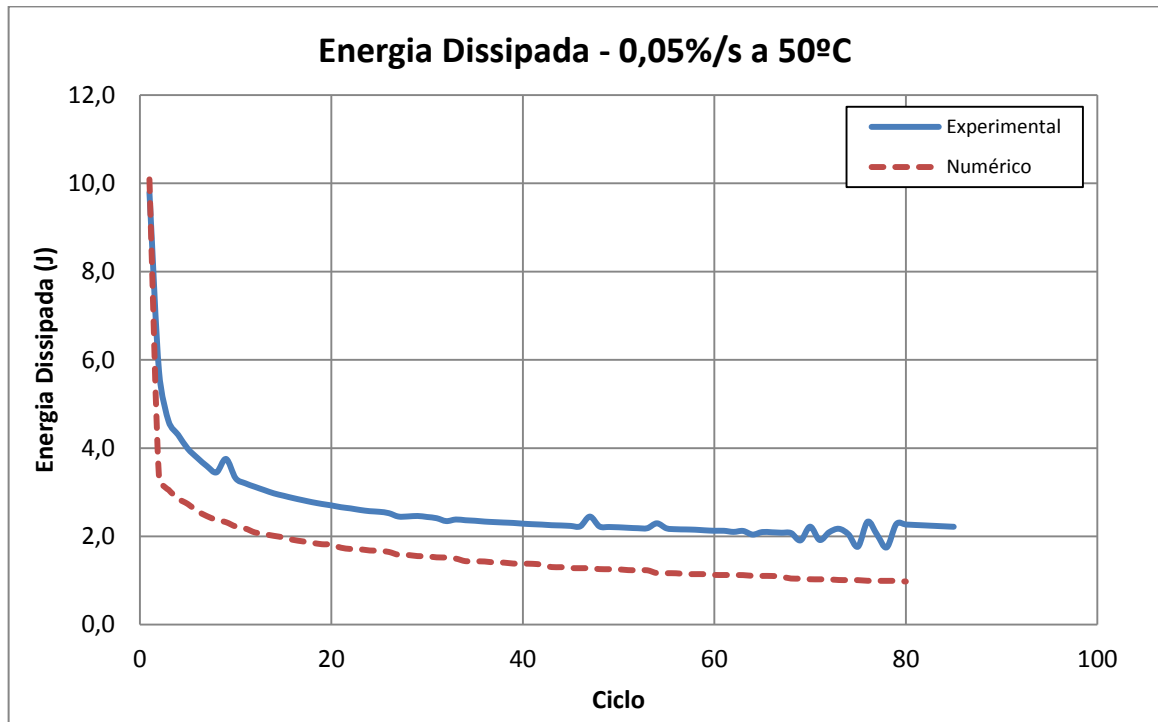


Figura 4-20 - Resultados experimentais versus numéricos - Energia dissipada - Ensaio 4

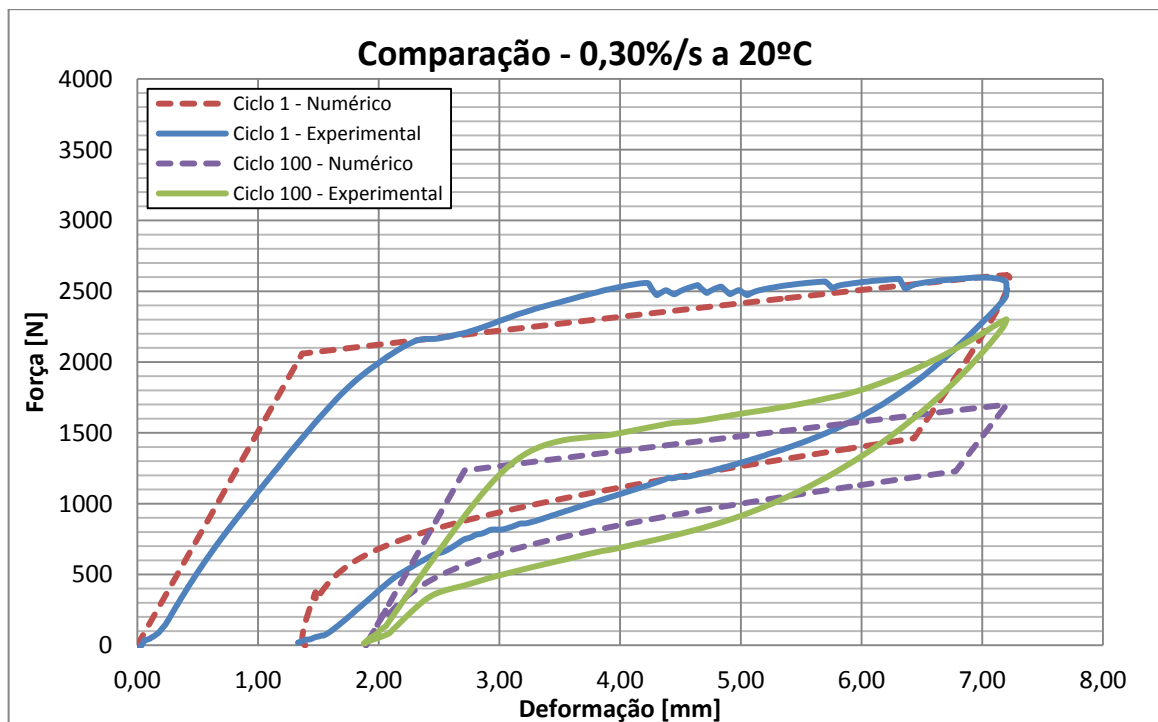


Figura 4-21 - Resultados experimentais versus numéricos - Ensaio 21

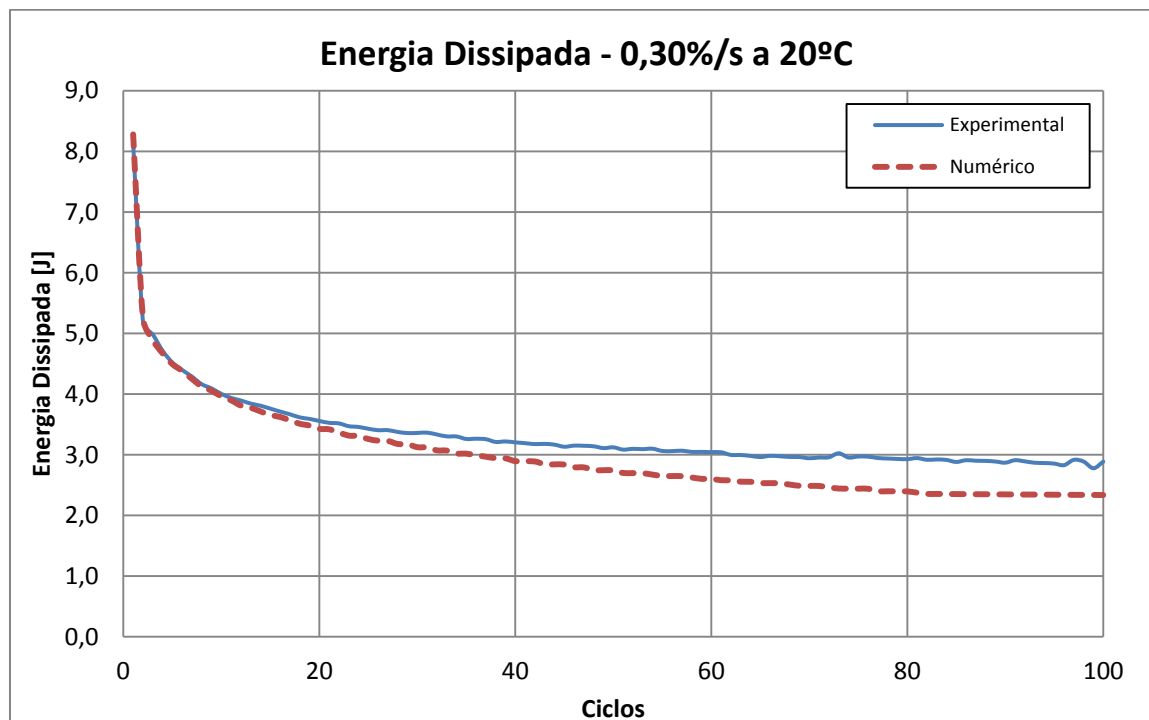


Figura 4-22 - Resultados experimentais versus numéricos - Energia dissipada - Ensaio 21

Para as condições do Ensaio 21, o modelo numérico apresenta, de novo, uma resposta bastante satisfatória. A degradação das propriedades da liga é razoavelmente bem simulada, resultando num ciclo histerético próximo do obtido experimentalmente, principalmente para os ciclos iniciais.

No entanto, e como se observou na Figura 4-22, a partir do ciclo vinte, começa a acentuar-se uma divergência entre as áreas dos ciclos histeréticos. Esta degradação acentua-se com o aumento de velocidade de carregamento e da temperatura ambiente, de modo que, quando se analisou os resultados do modelo numérico para as condições do Ensaio 24, já era esperado uma aproximação menos fidedigna aos resultados experimentais. Na Figura 4-23 e Figura 4-24 são apresentados estas comparações.

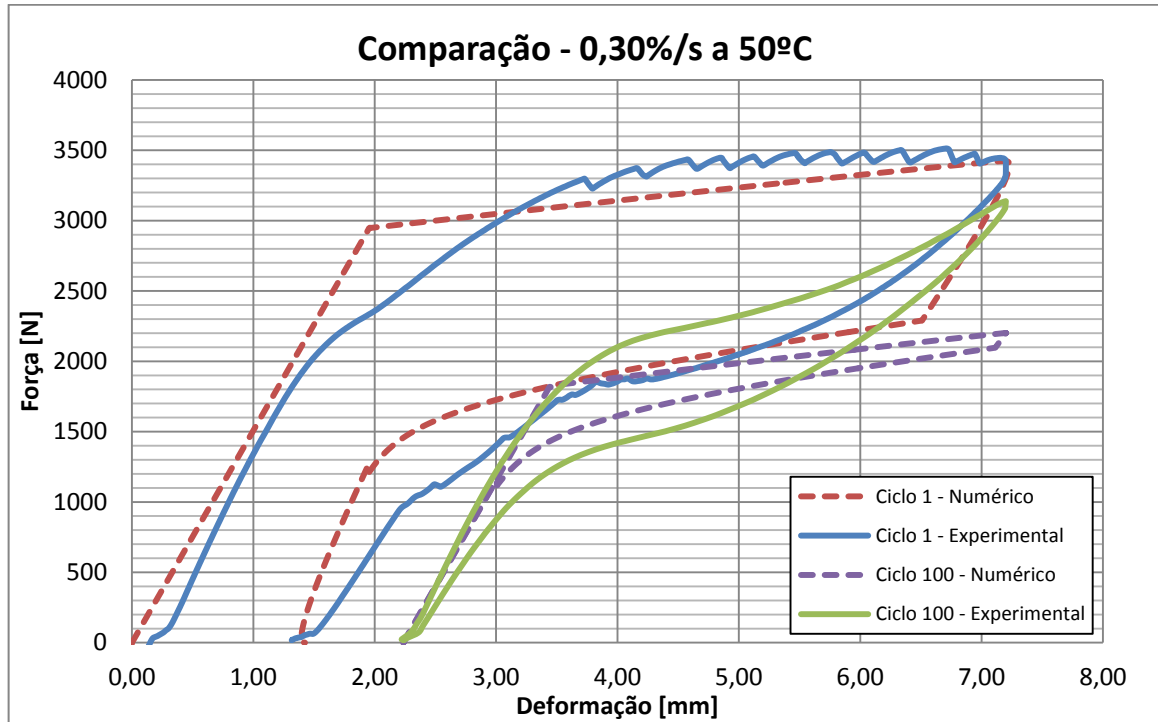


Figura 4-23 - Resultados experimentais versus numéricos - Ensaio 24

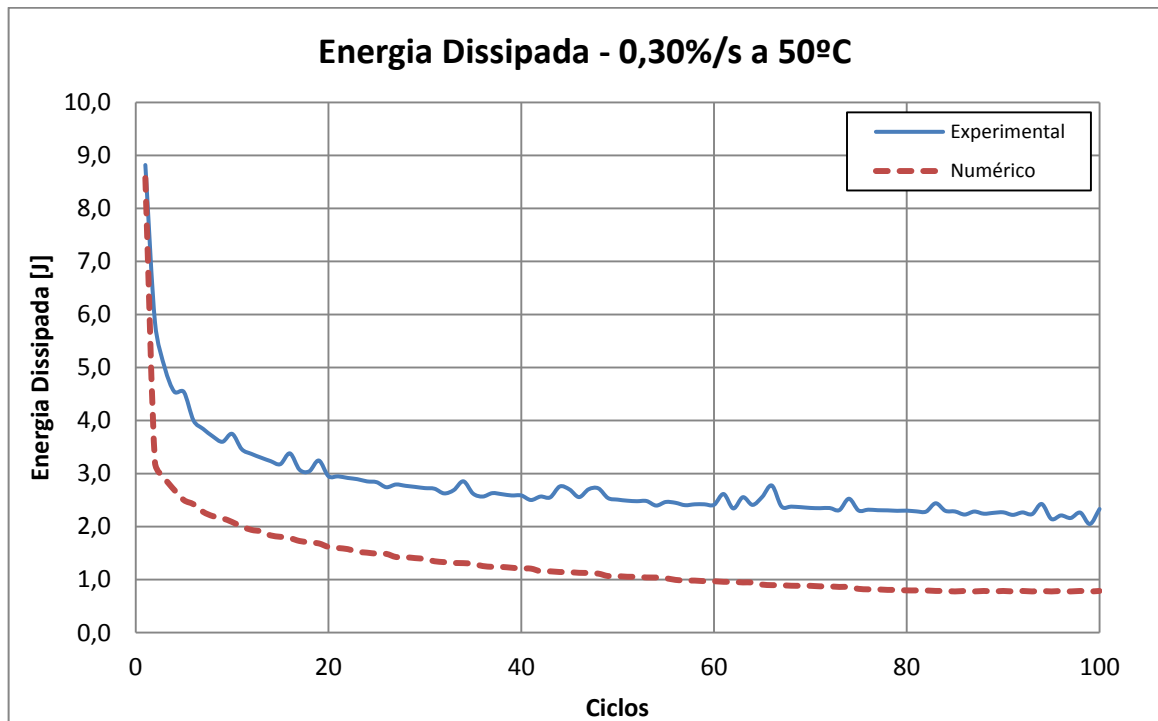


Figura 4-24 - Resultados experimentais versus numéricos - Energia dissipada - Ensaio 24

Para os ciclos iniciais, a aproximação é, apesar de tudo, bastante razoável. No entanto, e como se previa, os resultados rapidamente divergem, sendo o ciclo histerético previsto bastante subestimado.

Assim, e findo o estudo de todos os resultados obtidos, foi possível identificar duas razões para a falta de precisão em algumas das condições de ensaio. A primeira prende-se com as limitações do próprio modelo constitutivo utilizado, que, mesmo para simulação da resposta de uma liga estabilizada, quando calibrado para uma determinada temperatura, esta afastar-se-á dos valores obtidos experimentalmente para temperaturas muito diferentes, devido a várias razões, entre as quais o uso de parâmetros característicos da liga de NiTi retirados de outros trabalhos existentes e que não foram confirmados, como o coeficiente de convecção. Santos e Cismaşiu, recorrendo a trabalhos realizados por Dolce e Cardone [26], já tinham alertado para tais disparidades de resultados obtidos com uso do modelo numérico de Tanaka [71]. A relação entre o amortecimento equivalente obtido pelo modelo e experimentalmente, para uma dada frequência de carregamento, pode ser observado na Figura 4-25.

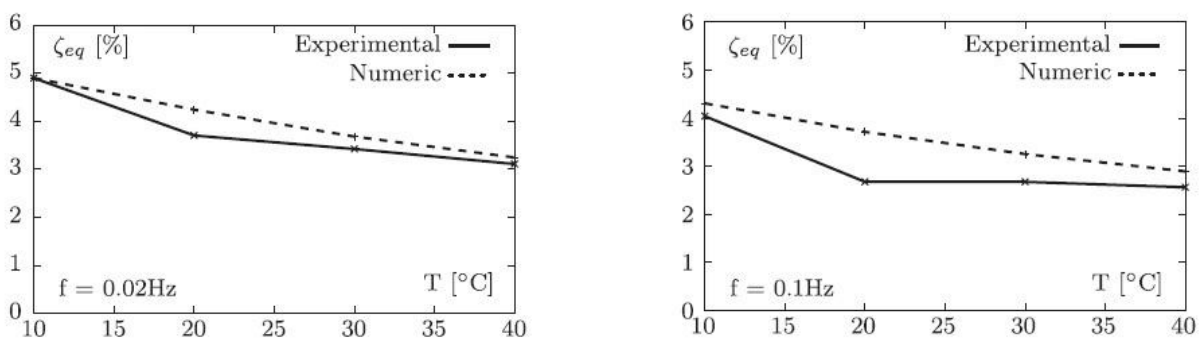


Figura 4-25 - Modelo numérico de Tanaka versus resultados experimentais [71]

A segunda razão prende-se com o facto de as correcções às tensões de início de transformação terem sido retiradas experimentalmente sem o registo do valor da variação da temperatura que parcialmente as originam. Assim, quando aplicada esta alteração no programa para uma dada temperatura, introduz-se um erro, tanto maior quanto a diferença entre a temperatura real da liga no fim do ciclo e a temperatura estimada pelo modelo.

Concluindo, a implementação das alterações ao modelo numérico original foram bem-sucedidas. A deformação residual e a tensão de início da transformação directa foram sempre bem estimadas para um pequeno número de carregamentos cíclicos, sendo facilmente

confirmável graficamente. No entanto, o modelo apresenta algumas limitações, nomeadamente para velocidades de carregamento e temperatura ambiente elevadas. Esta debilidade é tanto mais notória quanto maior for o número de ciclo que se pretenda estudar.

5. CONCLUSÕES E DESENVOLVIMENTOS FUTUROS

Esta dissertação tinha como objectivo estudar e avaliar as características das ligas com memória de forma e a sua adaptabilidade a área da Engenharia Civil.

A recolha de informação na extensa bibliografia existente foi na sua generalidade unânime quanto às elevadas possibilidades de aplicação destas ligas no conceito de “edifícios inteligentes”. O efeito de memória de forma e a superelasticidade torna possível a adaptação do comportamento das estruturas às condições envolventes e, em caso de solicitações extraordinárias, de dissipar grandes quantidades de energia sem comprometer a sua integridade, sendo ainda capazes de se regenerar em caso de dano. A grande versatilidade das LMF permite então satisfazer as mais variadas exigências, deixando elevadas expectativas quanto à sua aplicação nos mais diversos tipos de estruturas.

Devido a estas características inerentes às ligas com memória de forma, o seu uso como dispositivos de controlo de vibrações torna-se promissor, inclusivamente para acções dinâmicas tão violentas como os sismos. A perspectiva de instalar um dispositivo numa construção, que não só diminui os esforços originados pelo sismo, como também limita os deslocamentos relativos, e ainda é capaz de se regenerar após a solicitação podendo dispensar qualquer tipo de manutenção, tem criado uma vontade generalizada de aprofundar o conhecimento sobre estas ligas.

No entanto, e apesar de muito estudadas, estas ligas ainda apresentam grandes incógnitas quanto à influência de inúmeros factores no seu comportamento e, devido ao seu elevado custo no mercado, são poucas as aplicações reais até este momento realizadas, o que dificulta a resposta a estas mesmas dúvidas.

Assim, a comunidade científica tem-se baseado em modelos constitutivos que simulem o comportamento real destas ligas, numa tentativa de entender o seu comportamento e proporcionar aos projectistas elementos base necessários ao seu correcto dimensionamento. Dentro da variedade de modelos existentes, todos apresentam as suas limitações, sendo o seu melhoramento um trabalho contínuo. É dentro desta filosofia que se enquadra o segundo objectivo desta dissertação de mestrado.

Baseado no modelo numérico criado por Cismaşiu e Santos, pretendeu-se adicionar a este modelo a capacidade de prever a degradação da resposta das ligas quando sujeitas a vários carregamentos cíclicos, para várias temperaturas e velocidades de carregamento.

O modelo numérico original foi construído com base num modelo constitutivo que considera a influência da temperatura e da velocidade de carregamento no comportamento da liga. A adicionar a este modelo pretendeu-se a capacidade de prever a deformação residual ao fim de cada ciclo e a diminuição do valor de tensão de início da transformação de fase, características necessárias para quantificar a degradação da resposta.

Para isso foram realizados ensaios experimentais que ofereceram a informação necessária para entender a variação destas características com três factores de influência: o número de ciclos, a velocidade de carregamento e a temperatura ambiente. Após estudo dos dados obtidos e implementação no modelo numérico existente, foi possível concluir quanto ao seu sucesso na simulação do comportamento das ligas de NiTi.

Tendo sido o modelo calibrado para uma temperatura ambiente baixa ($\approx + 20^{\circ}\text{C}$), e considerando um número baixo de ciclos, como é característico de um sismo no nosso país, foi possível obter resultados bastante fidedignos independentemente do valor da velocidade de carregamento, deixando boas perspectivas ao uso deste modelo numérico como possível ferramenta de dimensionamento de dispositivos de controlo de vibrações à base de ligas de NiTi.

No entanto, o aumento do número de ciclos resulta numa perda de precisão que é tanto mais notório quanto maior for a velocidade do carregamento ($\approx 0,5$ J de diferença para os ciclos superiores ao sessenta para uma velocidade de $0,30\%/s$ contra os ≈ 0 J registados ao longo dos cem ciclos para uma velocidade de $0,05\%/s$). Adicionalmente, o aumento da temperatura ambiente ($> 30^{\circ}\text{C}$), produz resultados menos próximos dos obtidos experimentalmente registando-se uma sobrestimação da degradação da resposta das ligas quanto maior for o número de ciclos (aproximadamente menos $1,0$ J de diferença registada a partir dos primeiros ciclos, tanto para a velocidade de $0,05\%/s$ como para $0,30\%/s$).

Estes resultados podem ser explicados por duas grandes razões. A primeira, com as próprias limitações do modelo constitutivo considerado, que, para temperaturas muito distintas da usada para calibrar o modelo, produz resultados progressivamente mais afastados dos observados experimentalmente, mesmo na simulação de ligas com a sua resposta estabilizada. Estas limitações resultam de vários factores, como, por exemplo, o uso dos parâmetros característicos das ligas de NiTi retirados da bibliografia existente, e que podem não ser minimamente semelhantes aos usados nos ensaios.

A segunda razão resulta da aplicação das correcções das tensões de início da transformação directa sem conhecer a temperatura para a qual estas ocorrem. Assim, um erro é introduzido de acordo com a diferença entre a temperatura real da liga no fim de cada ciclo e a temperatura calculada pelo modelo.

Genericamente, no entanto, pode-se admitir que as implementações das alterações propostas foram bem-sucedidas, principalmente se calibrarmos especificamente o modelo para a simulação da resposta de um dispositivo de controlo de vibrações à base de ligas de NiTi a um sismo comum e passível de ocorrer.

Baseados nos problemas encontrados, pode-se sugerir os seguintes desenvolvimentos futuros:

- Visto a maior fonte de erro provir da influência da temperatura no comportamento da liga de NiTi, seria importante a realização de ensaios semelhantes aos aqui apresentados, mas com uma constante monitorização das variações da temperatura na liga ao longo dos ciclos de carga e descarga, de maneira a poder separar e relacionar a parcela de degradação da resposta da liga associada à temperatura e ao carregamento cíclico, e assim implementá-los individualmente no modelo numérico;
- Caracterização de todos os parâmetros das ligas de NiTi e do meio ambiente passíveis de influenciar a sua resposta, com o intuito de melhorar a precisão do modelo numérico.

Como nota final, fica a clara ideia que este material apenas se encontra no seu estágio inicial de desenvolvimento, sendo necessário mais investigação e trabalho tanto na criação de novos

modelos constitutivos como no seu uso em aplicações reais, deixando a perspectiva de grandes inovações na área da Engenharia Civil.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] AIZAWA, S.; KAKIZAWA, T.; HIGASINO, M. – **Case studies of smart materials for civil structures**. *Smart Materials and Structures*, Vol. 7, 5, Julho, 1998, p. 617-626.
- [2] ALAM, M.S.; YOUSSEF, M.A.; NEDHI, M. – **Analytical prediction of the seismic behaviour of superelastic shape memory alloy reinforced concrete elements**. *Engineering Structures*, Vol. 30, 12, Dezembro, 2008, p. 3399-3411.
- [3] ALAM, M.S.; YOUSSEF, M.A.; NEHDI, M. – **Utilizing Shape Memory Alloys to Enhance the Performance and Safety of Civil Infrastructure: a review**. *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 34, 2007, p. 1075-1086.
- [4] ALIBABA.COM – *Disponível em WWW: <http://news.alibaba.com>*, visto em Dezembro, 2010.
- [5] ANDRAWES, B.; DESROCHES, R. – **Comparison between shape memory alloy seismic restrainers and other bridge retrofit devices**. *Journal of Bridge Engineering*, Vol. 12, 6, Novembro/Dezembro, 2007, p. 700-709.
- [6] ASUNDI, A.K. – **Smart Structures Research at NTU**. Singapore: School of Mechanical and Production Engineering, Nanyan Technological University
- [7] AURICCHIO, F.; FUGAZZA, D.; DESROCHES, R. – **Earthquake performance of steel frames with nitinol braces**. *Journal of Earthquake Engineering*, Vol. 10, 1, Março, 2006, p. 1-22.
- [8] AURICCHIO, F.; TAYLOR, R.L.; LUBLINER, J. – **Shape-memory alloys: macromodelling and numerical simulations of the superelastic behaviour**. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 146, 3-4, 15 de Julho, 1997, p. 281-312.
- [9] BAZ, A.; IMAM, K.; MCCOY, J. – **Active vibration control of flexible beams using shape memory actuators**. *Journal of Sound and Vibration*, Vol. 140, 3, Agosto, 1990, p. 437-456.
- [10] BENZAOU, H. [et al.] – **Experimental study and modeling of a TiNi shape memory alloy wire actuator**. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, Vol. 8, 7, Julho, 1997, p. 619-629.
- [11] BONCI, A. [et al.] – **Use of shock transmission units and shape memory alloy devices for the seismic protection of monuments: the case of the Upper Basilica of San**

- Francesco at Assisi.** Em *Proceedings of International ICOMOS Congress More than Two Thousand Years of Architecture*, Paris, 2001.
- [12] BRINSON, L.C.; HUANG, M.S. – **Simplifications and comparisons of shape memory alloy constitutive models.** *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, Vol. 7, Janeiro, 1996, p. 108-114.
- [13] BUEHLER, W.; WILEY, R. – **The properties of TiNi and associated phases.** US Naval Ordnance Laboratory, 1961. Report, NOLTR 61-75
- [14] CAETANO, E.; CUNHA, A.; MOUTINHO, C. – **Implementação de TMDs para controlo de vibrações na Ponte Pedonal Pedro e Inês.** Em *7º Congresso Nacional de Sismologia e Engenharia Sísmica*, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, 2007.
- [15] CARLSON, J.D.; CATANZARITE, D.M.; ST.CLAIR, K.A. – **Commercial Magneto-rheological Fluid Devices.** Em *Proceedings of the 5th International Conference on Electro-rheological Fluids, Magneto-rheological Suspensions and Associated Technology*, Sheffield, UK, 1995, p. 20-28.
- [16] CASCIATI, S.; FARAVELLI, L. – **Structural components in shape memory alloy for localized energy dissipation.** *Computers & Structures*, Vol. 86, 3-5, Fevereiro, 2008, p. 330-339.
- [17] CEN, European Committee for Standardization – **Eurocódigo 1: Acções em estruturas Parte 1-4: Acções gerais - Acções do vento.** Instituto Português da Qualidade: Lisboa, NP EN 1991-1-4.
- [18] CHANG, L.C.; READ, T.A. – **Plastic Deformation and Diffusionless Phase Changes in Metals - The Gold-Cadmium Beta Phase.** *AIME*, 189, 1951, p. 47-52.
- [19] CHASTRE RODRIGUES, C. – **Reparação e reforço de estruturas de betão armado com sistemas compósitos de FRP.** UNIC - Centro de Investigação em Estruturas e Construção da Universidade Nova de Lisboa, 2005.
- [20] CISMAŞIU, C.; SANTOS, F. – **Numerical Simulation of superelastic shape memory alloys subjected to dynamic loads.** *Smart Materials and Structures*, Vol. 17, 2, Março, 2008.
- [21] DENG, Z.; LI, Q.; SUN, H. – **Behaviour of concrete beam with embedded shape memory alloy wires.** *Engineering Structures*, Vol. 28, 12, Outubro, 2006, p. 1691-1697.

- [22] DESROCHES, R.; DELEMONT, M. – **Seismic retrofit of simply supported bridges using shape memory alloys.** *Engineering Structures*, Vol. 24, 3, Março, 2002, p. 325-332.
- [23] DESROCHES, R.; MCCORMICK, J.; DELEMONT, M. – **Cyclic properties of superelastic shape memory alloy wires and bars.** *Journal of Structural Engineering*, Vol. 130, 1, Janeiro, 2004, p. 38-46.
- [24] DESROCHES, R.; MCCORMICK, J.; DELEMONT, M. – **Cyclic properties of superelastic shape memory alloys.** *ASCE Journal of Structural Engineering*, 2002.
- [25] DESROCHES, R.; SMITH, B. – **Shape memory alloys in seismic resistant design and retrofit: a critical review of their potential and limitations.** *Journal of Earthquake Engineering*, Vol. 7, 3, 2003, p. 1-15.
- [26] DOLCE, M.; CARDONE, D. – **Mechanical behaviour of shape memory alloys for seismic applications 2. Austenite NiTi wires subjected to tension.** *International Journal of Mechanical Sciences*, 43, 2001, p. 2657-2677.
- [27] DOLCE, M.; CARDONE, D.; MARNETTO, R. – **Implementation and testing of passive control devices based on shape memory alloys.** *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 29, 2000, p. 945-968.
- [28] DUERIG, T.W.; MELTON, K.N.; WAYMAN, C.M. – **Engineering aspects of shape memory alloys.** Londres: Butterworth-Henemann Ltd., 1990.
- [29] ELLIOT, B. – **Wikipedia.** Disponível em WWW: http://pt.wikipedia.org/wiki/Ponte_Tacoma_Narrows, Visto em Novembro, 2010.
- [30] FARRANCE, D. – **Wikipedia.** Disponível em WWW: http://en.wikipedia.org/wiki/Millennium_Bridge_%28London%29, Visto em Julho, 2010.
- [31] FERNANDES, F.M.B. – **Ligas com memória de forma: Características e aplicações na Engenharia Civil.** *Engenharia e Vida*, 19, Dezembro, 2005, p. 52-58.
- [32] FUGAZZA, D. – **Shape-memory alloy devices in earthquake engineering: mechanical properties, constitutive modelling and numerical simulations.** Pavia: Instituto Universitário de Estudos Superiores de Pavia, 2003. Dissertação de Mestrado
- [33] GANDHI, F.; WOLONS, D. – **Characterization of the pseudoelastic damping behavior of shape memory alloy wires using complex modulus.** *Smart Materials and Structures*, Vol. 8, 1, Fevereiro, 1999, p. 49-56.

- [34] GONÇALVES DA SILVA, M.A.J. – **Dinâmica de Estruturas - Apoio às aulas teóricas - Engenharia Civil DEC/UNL**. Monte da Caparica: Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa, 2010.
- [35] GORBET, R.B.; WANG, D.W.L.; MORRIS, K.A. – **Preisach model identification of a two-wire SMA actuator**. Em *Proceedings IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Leuven, Belgium, 1998, p. 2161-2167 vol.3.
- [36] GRAESSER, E.J.; COZZARELLI, F.A. – **Shape memory alloys as new materials for aseismic isolation**. *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 117, 11, Novembro, 1991, p. 2590-2608.
- [37] GUERREIRO, L. – **Danos em pontes devido à acção sísmica**. Lisboa: Instituto Superior Técnico, 2010. Engenharia Sísmica de Pontes - Diploma de Formação Avançada em Engenharia de Estruturas
- [38] GUERREIRO, L. – **Dinâmica e Engenharia Sísmica**. Lisboa: Instituto Superior Técnico, 2007. Ciclo de Conferências do Fórum Civil
- [39] GUERREIRO, L. – **Isolamento de Base**. Lisboa: Instituto Superior Técnico, 2006. Mestrado de Engenharia de Estruturas - Dinâmica e Engenharia Sísmica
- [40] GUERREIRO, L. – **Sistemas de Protecção Sísmica de Estruturas**. Lisboa: Instituto Superior Técnico, 2007. Diploma de Formação Avançada em Engenharia de Estruturas
- [41] HAN, Y.L. [et al.] – **Structural vibration control by shape memory alloy damper**. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 32, 3, Março, 2003, p. 483-494.
- [42] HUGHES, D.C.; WEN, J.T. – **Preisach modeling and compensation for smart material hysteresis**. *SPIE Active Materials and Smart Structures*, Vol. 2427, 1994, p. 50-64.
- [43] INDIRLI, M. [et al.] – **Demo-application of shape memory alloy devices: the rehabilitation of the St. Giorgio Church bell-tower**. Em *Conference on Smart Systems for Bridges, Structures and Highways*, SPIE, Newport Beach, California, USA, 2001.
- [44] IVSHIN, Y.; PENCE, T.J. – **A thermomechanical model for a one variant shape memory material**. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, Vol. 5, 4, 1994, p. 455-473.
- [45] KAOUNIDES, L. – **Advanced materials - Corporate strategies for competitive advantages in the 1990s**. Londres: FT Management Reports, 1995. Pearson Professional

Ltd.

- [46] KHAN, M.M.; LAGOUDAS, D.C.; MAYES, J.J. – **Modelling of shape memory alloy springs for passive vibration isolation**. Em *Proceedings of IMECE'01 - 2001 International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, New York, USA, November 11-16, 2001.
- [47] KOLOMYTSEV, V. [et al.] – **Effect of strain rate and sample size on features of non-linear deformation behaviour in TiNi-based ribbons and wires**. Em *XXVIII Symposium of UIA*, Maio, 1998, p. 13-15.
- [48] LIANG, C.; ROGERS, C.A. – **One-dimensional thermomechanical constitutive relations for shape memory materials**. *Journal of Intelligent Systems and Structures*, Vol. 8, 4, Abril, 1997, p. 285-302.
- [49] LI, H.; LIU, Z.; OU, J. – **Experimental study of a simple reinforced concrete beam temporarily strengthened by SMA wires followed by permanent strengthening with CFRP plates**. *Engineering Structures*, Vol. 30, 3, Março, 2008, p. 716-723.
- [50] LIN, H.; WU, S.; YEH, M. – **Damping characteristics of NiTi shape memory alloys**. *Metall. Mater. A*, 24, 1993, p. 2189-2194.
- [51] LIU, Y.; VAN HUMBEECK, J. – **On the damping behaviour of NiTi shape memory alloy**. *Journal de Physique*, Vol. IV, 7, 1997, p. C5-519.
- [52] LIU, Y.; ZELIANG, X.; VAN HUMBEECK, J. – **Cyclic deformation of NiTi shape memory alloys**. *Materials Science & Engineering*, A273-275, 1999, p. 673-678.
- [53] LTD, Engenharia de Solos e Fundações – **Geodactha**. Disponível em WWW: <http://www.geodactha.com.br/obras/quota1.htm>, Visto em Novembro, 2010.
- [54] MA, N.; SONG, G.; TAREFDER, R.A. – **Vibration control of a frame structure using shape memory alloy braces**. Department of Mechanical Engineering, University of Houston, Texas e Department of Civil Engineering, Idaho State University, Pocatello, Idaho, EUA, 2004.
- [55] MAYERGOYZ, I. – **Mathematical models of hysteresis**. *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 22, 5, Setembro, 1986, p. 603-608.
- [56] MCGAVIN, G.; GUERIN, G. – **Real-time seismic damping and frequency control of steel structures using Nitinol wire**. Em *Proceedings of SPIE*, San Diego CA, EUA, 2002, p. 4696:176-85.

- [57] MIYAZAKI, S. – **Thermal and stress cycling effects and fatigue properties of Ni-Ti alloys.** *Engineering Aspects of Shape Memory Alloys*, 1990, p. 394-413.
- [58] MIYAZAKI, S. [et al.] – **Effects of cyclic deformation on the pseudoelasticity characteristics of Ti-Ni alloys.** *Metallurgical and Materials Transactions A*, Vol. 17, 1, 1986, p. 115-120.
- [59] MODENA, C.; LOURENÇO, P.B.; ROCA, P. – **Structural analysis of historical constructions - possibilities of numerical and experimental techniques.** Londres: Taylor & Francis Group plc, 2005.
- [60] MOTAHARI, S.A.; GHASSEMIEH, M.; ABOLMAALI, S.A. – **Implementation of shape memory alloy dampers for passive control of structures subjected to seismic excitations.** *Journal of Constructional Steel Research*, 63, 2007, p. 1570-1579.
- [61] OCEL, J. [et al.] – **Steel beam-column connections using shape memory alloys.** *Journal of Structural Engineering*, Vol. 130, 5, Maio, 2004, p. 732-740.
- [62] OTERO, K. – **Intelligent reinforced concrete structures using shape memory alloys.** Texas, USA: Universidade de Houston, 2004. Dissertação de Mestrado
- [63] OTSUKA, K.; REN, X. – **Physical metallurgy of Ti–Ni-based shape memory alloys.** *Progress in Materials Science*, Vol. 50, 5, Julho, 2005, p. 511-678.
- [64] OTSUKA, K.; WAYMAN, C.M. – **Shape-memory materials.** *Cambridge University Press, Cambridge, UK.*, 1999.
- [65] PARK, Y.J.; ANG, A.H.S.; WEN, Y.K. – **Damage-limiting aseismic design of buildings.** *Earthquake Spectra*, Vol. 3, 1, Fevereiro, 1987, p. 1-26.
- [66] PIEDBOEUF, M.; GAUVIN, R.; THOMAS, M. – **Damping behaviour of shape memory alloys: Strain amplitude, frequency and temperature effects.** *Journal of Sounds and Vibrations*, 214, 1998, p. 885-901.
- [67] PINGSTONE, A. – **Wikipedia.** *Disponível em WWW:* http://en.wikipedia.org/wiki/Millennium_Bridge_%28London%29, Visto em Dezembro, 2010.
- [68] SAADAT, S. [et al.] – **An overview of vibration and seismic applications of NiTi shape memory alloy.** *Smart Materials and Structures*, Vol. 11, 2, Abril, 2002, p. 218-229.
- [69] SAIIDI, M.S.; WANG, H. – **Exploratory study of seismic response of concrete**

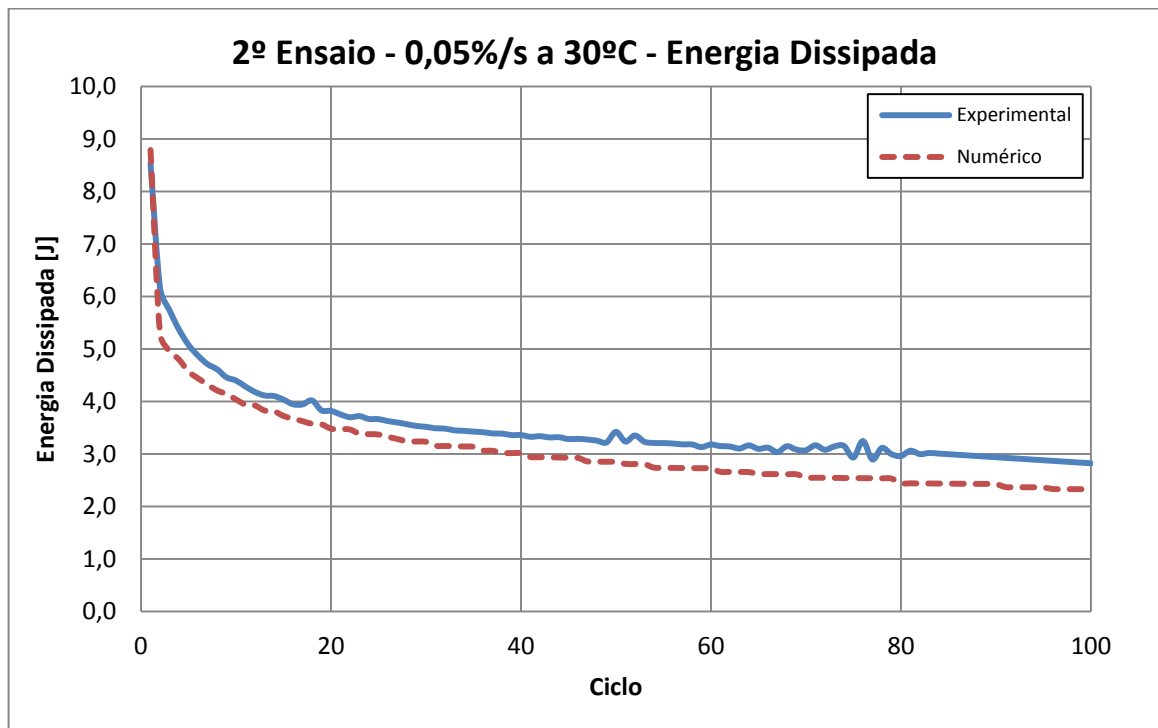
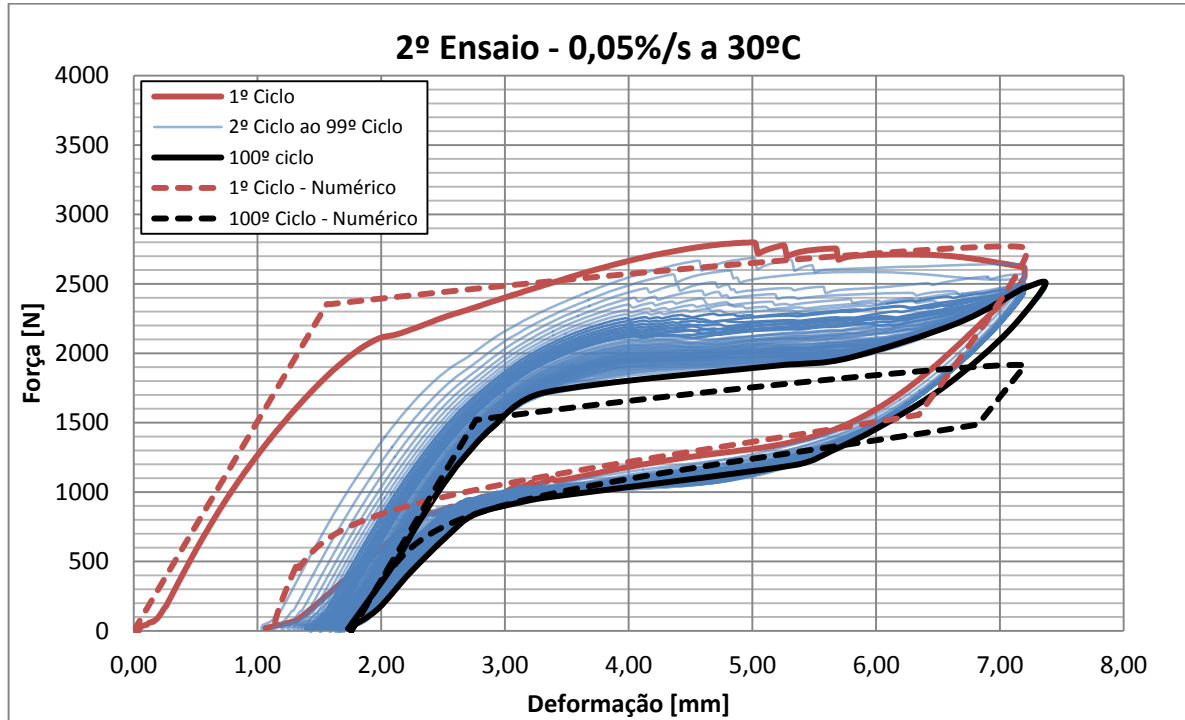
- columns with shape memory alloys reinforcement.** *Structural Journal*, Vol. 103, 3, Maio, 2006, p. 435-442.
- [70] SAKAI, Y. [et al.] – **Experimental study on enhancement of self-restoration of concrete beams using SMA wire.** Em *Proceeding of SPIE*, San Diego, CA, USA, 2003, p. 5057:178-86.
- [71] SANTOS, F.; CISMAȘIU, C. – **Comparison Between Two SMA Constitutive Models for Seismic Applications.** *Journal of Vibration and Control*, Vol. 16, 6, Maio, 2010, p. 897-914.
- [72] SCHOLZ, C.H. – **The Mechanics of Earthquakes and Faulting.** Cambridge: Cambridge University Press, 2002.
- [73] SEELECKE, S.; BUSKENS, C. – **Optimal control of beam structures by shape memory wires.** Em *Proceedings of the 5th International Conference on Computer Aided Optimum Design of Structures*, Roma, Itália, 1997, p. 457-466.
- [74] SEHITOGLU, H. [et al.] – **Cyclic deformation behaviour of single crystal NiTi.** *Materials Science and Engineering*, A314, 2001, p. 67-74.
- [75] SEISMICISOLATION – *Disponível em WWW: <http://www.seismicisolation.com/>*, Visto em Dezembro, 2010.
- [76] SENOS, M.L.; CARRILHO, F. – **Sismicidade de Portugal Continental.** *Física de la Tierra*, Vol. 15, 2003, p. 93-110.
- [77] SONG, G. [et al.] – **Health Monitoring and Rehabilitation of a Concrete Structure using Intelligent Materials.** *Smart Materials and Structures*, Vol. 15, 2, Janeiro, 2006, p. 309-314.
- [78] TAMAI, H.; KITAGAWA, Y. – **Pseudoelastic behaviour of shape memory alloy wire and its application to seismic resistance member for building.** *Computational Materials Science*, Vol. 25, 1-2, Setembro, 2002, p. 218-227.
- [79] TAMAI, H. [et al.] – **Application of SMA rod to exposed-type column base in smart structural system.** Em *13th World Conference on Earthquake Engineering*, Vancouver, B.C., Canada, Agosto 1-6, 2004.
- [80] TANAKA, K.; KOBAYASHI, S.; SATO, Y. – **Thermomechanics of transformation pseudoelasticity and shape memory effect in alloys.** *International Journal of Plasticity*, Vol. 2, 1, 1986, p. 59-72.

- [81] TOBUSHI, H. [et al.] – **Influence of strain rate on superelastic properties of TiNi shape memory alloy.** *Mechanics of Materials*, Vol. 30, 2, Outubro, 1998, p. 141-150.
- [82] VALTER, Lúcio – **Apontamentos Teóricos de Estruturas de Betão Armado I.** Monte da Caparica: Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa, 2006.
- [83] VAN DER TEMPEL, Jan – **Design of Support Structures for Offshore Wind Turbines.** Universidade Tecnológica de Delft, 2006.
- [84] VITIELLO, A.; GIORLEO, G.; MORACE, R.E. – **Analysis of thermomechanical behaviour of Nitinol wires with high strain rates.** *Smart Materials and Structures*, Vol. 14, 1, Fevereiro, 2005, p. 215-221.
- [85] WIERCHEM, N.; ANDRAWES, B. – **Superelastic SMA-FRP composite reinforcement for concrete structures.** *Smart Materials and Structures*, Vol. 19, 2, Fevereiro, 2010, p. 13.
- [86] WIKIPEDIA – *Disponível em WWW: <http://en.wikipedia.org/wiki/Earthquake>*, Visto em Janeiro, 2011.
- [87] WIKIPEDIA – *Disponível em WWW: http://en.wikipedia.org/wiki/Shape_memory_alloy*, Visto em Janeiro, 2011.
- [88] WIKIPEDIA – *Disponível em WWW: http://en.wikipedia.org/wiki/Taipei_101*, Visto em Janeiro, 2011.
- [89] WILDE, K.; GARDONI, P.; FUJINO, Y. – **Base isolation system with shape memory alloy device for elevated highway bridges.** *Engineering Structures*, Vol. 22, 3, Março, 2000, p. 222-229.
- [90] WOLONS, D.; GANDHI, F.; MALOVRH, B. – **Experimental investigation of the pseudoelastic hysteresis damping characteristics of shape memory alloy wires.** *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 9, 1998, p. 116-126.
- [91] XIE, Z.; LIU, Y.; VAN HUMBEECK, J. – **Microstructure of NiTi shape memory alloy due to tension-compression cyclic behaviour.** *Acta Mater*, 46(6), 1998, p. 1989-2000.
- [92] YOUSSEF, M.A.; ALAM, M.S.; NEHDI, M. – **Experimental investigation on the seismic behaviour of beam-column joints reinforced with superelastic shape memory alloys.** *Journal of Earthquake Engineering*, Vol. 12, 7, 2008, p. 1205-1222.

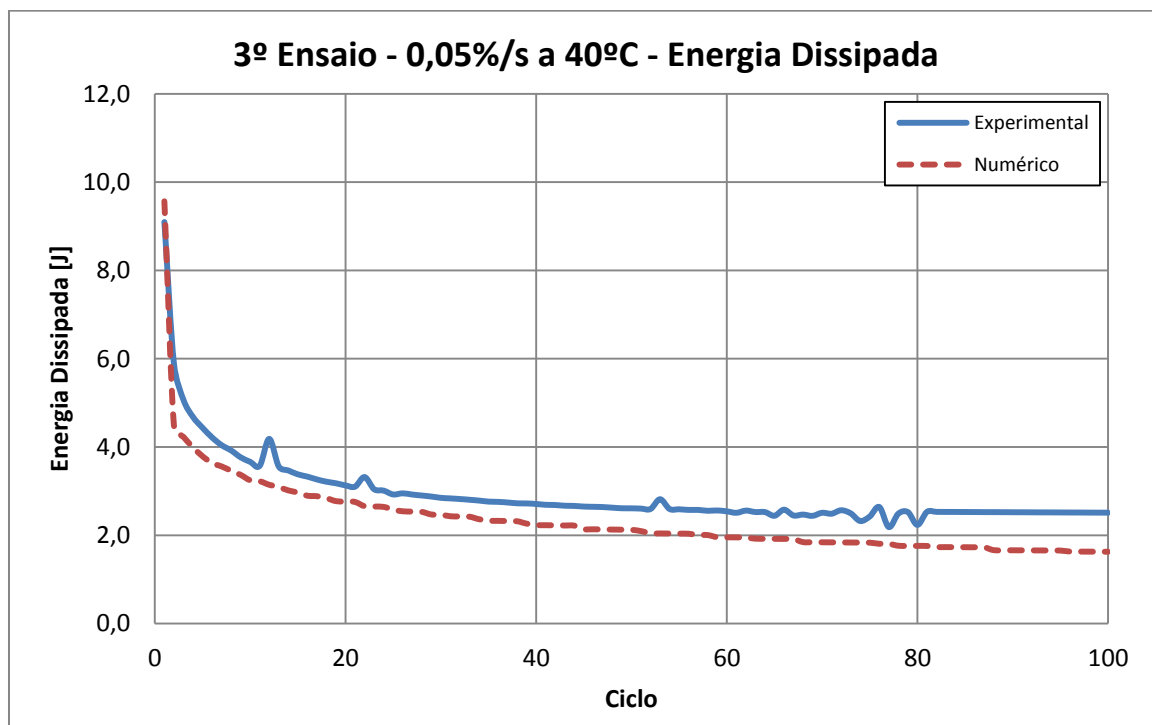
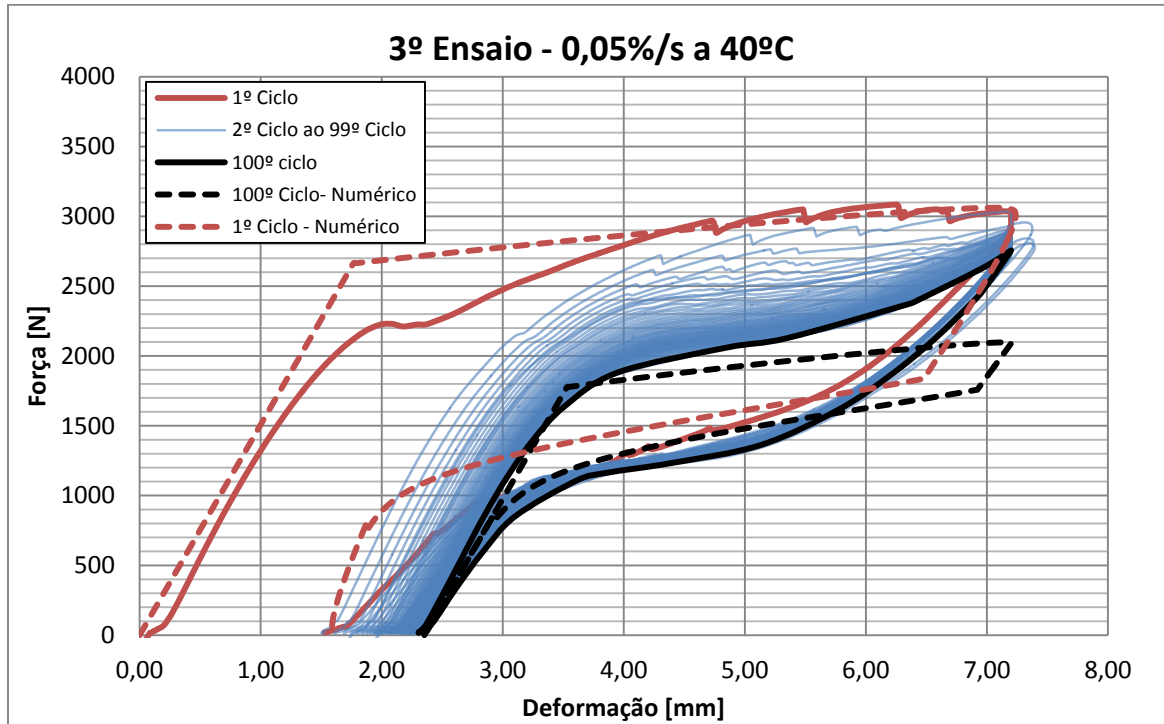
ANEXOS

Anexo A – Análise dos ensaios realizados

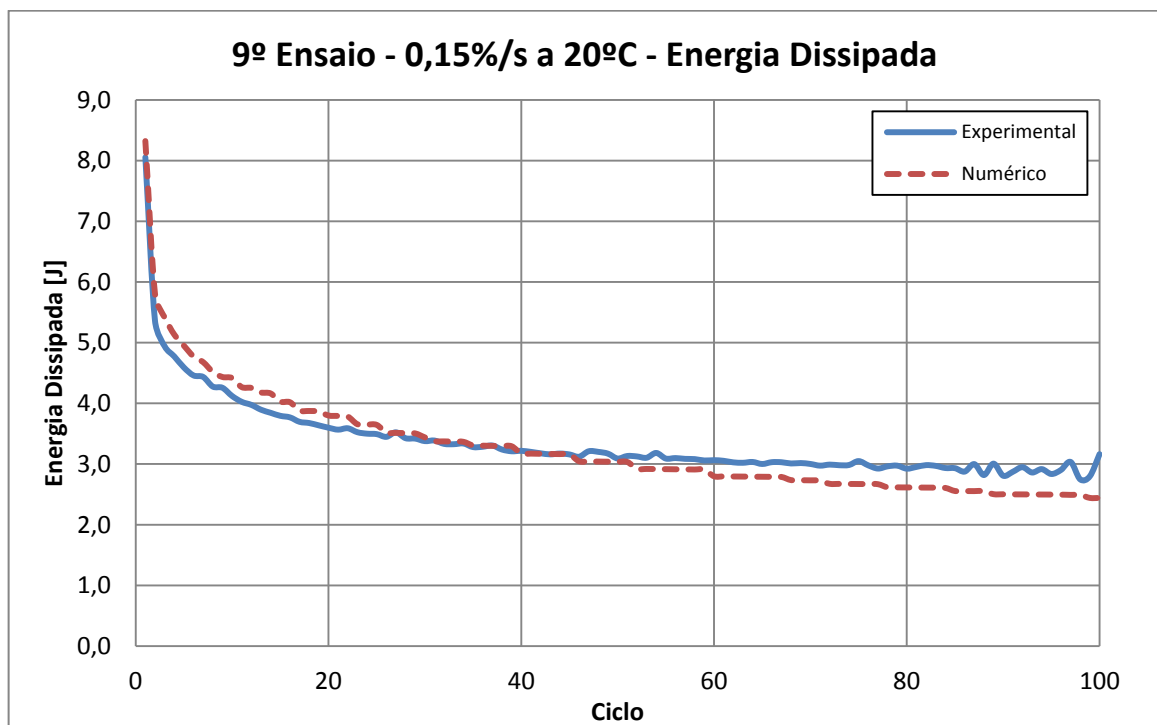
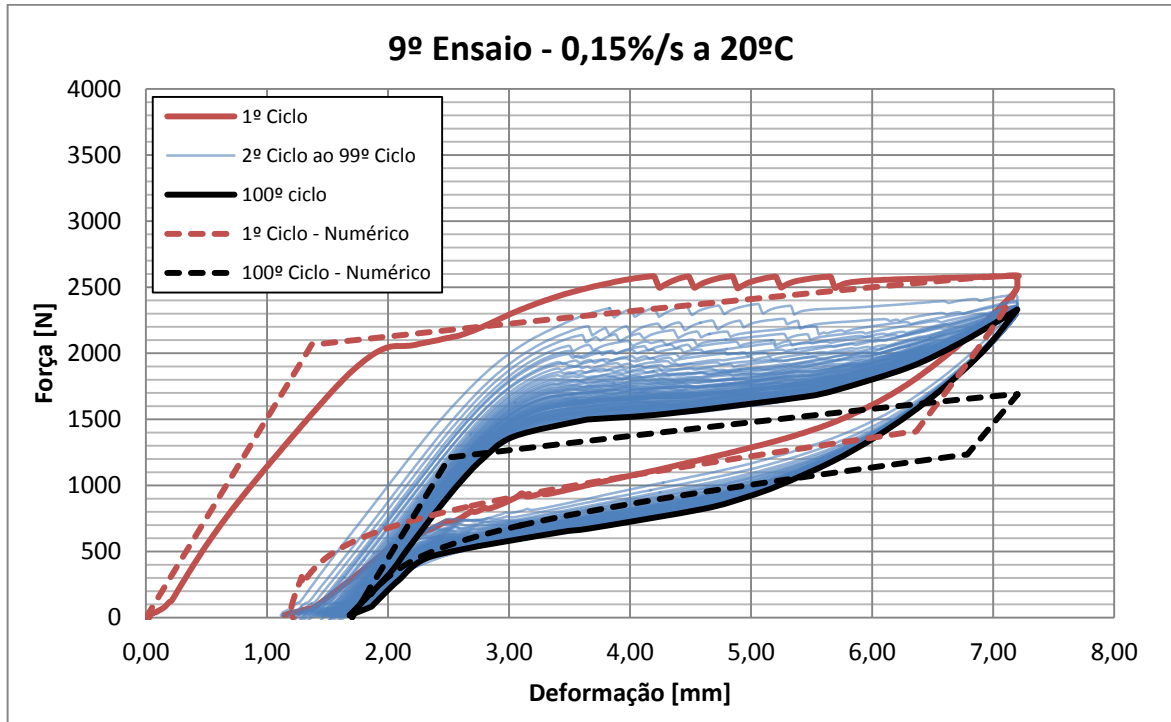
Anexo A-1: 2º Ensaio – 0,05%/s a 30°C:



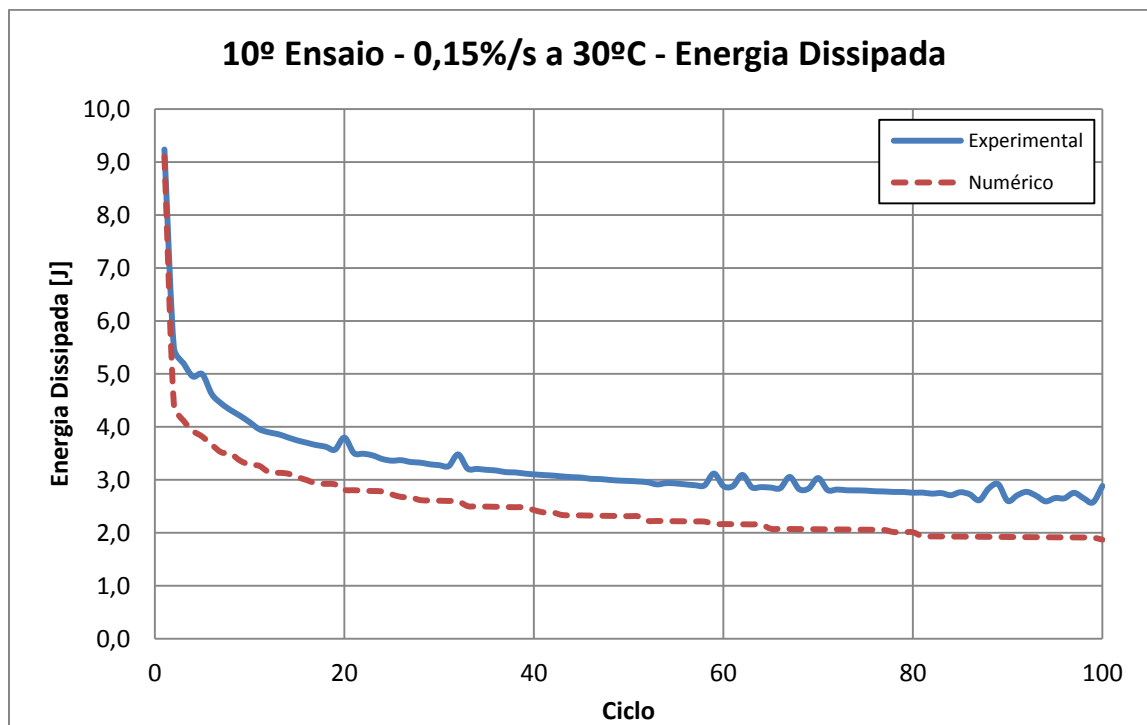
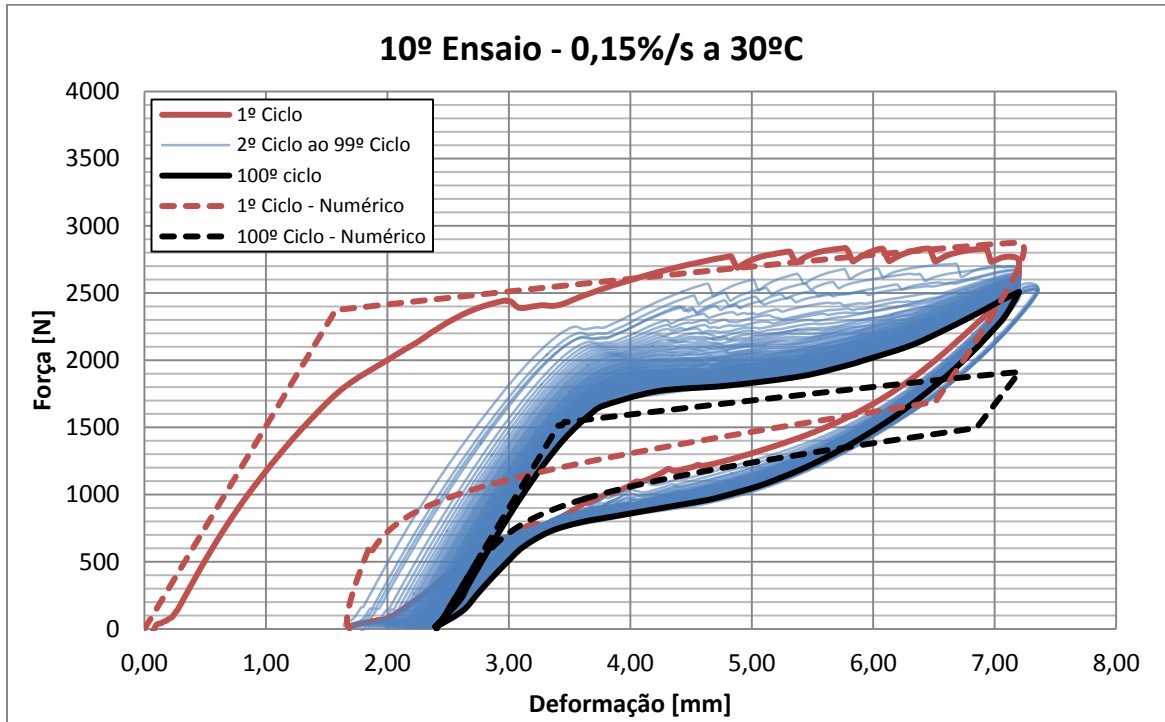
Anexo A-2: 3º Ensaio – 0,05%/s a 40°C:



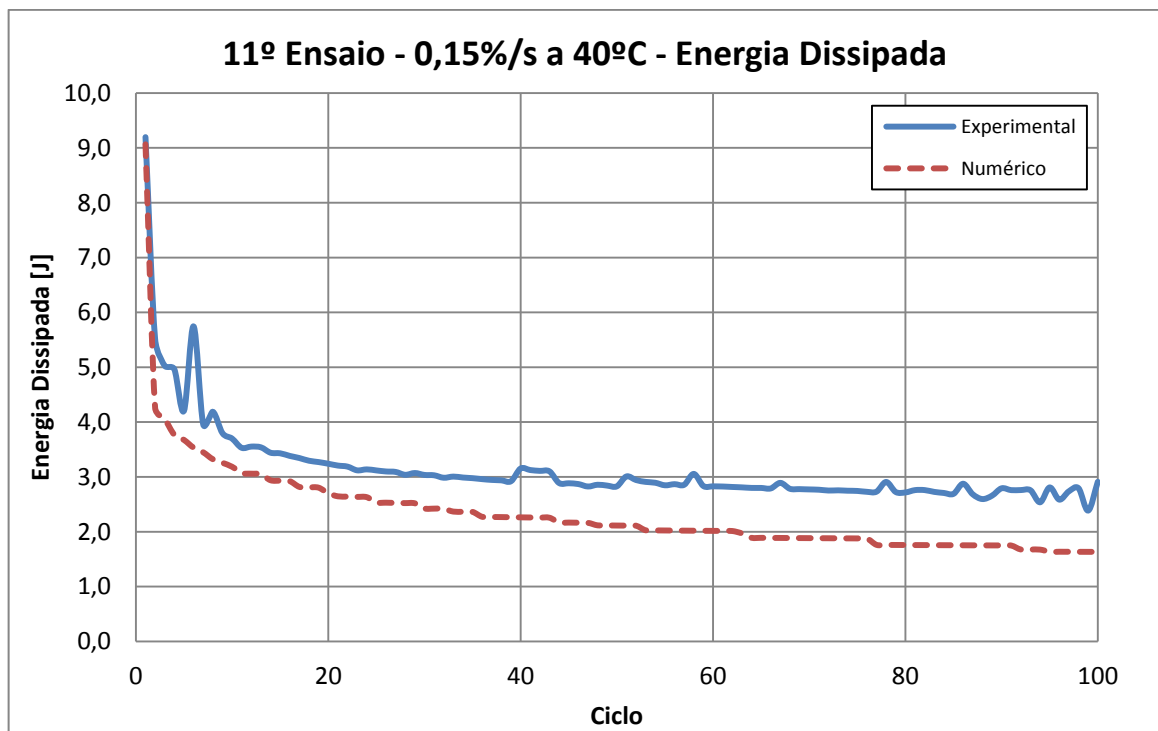
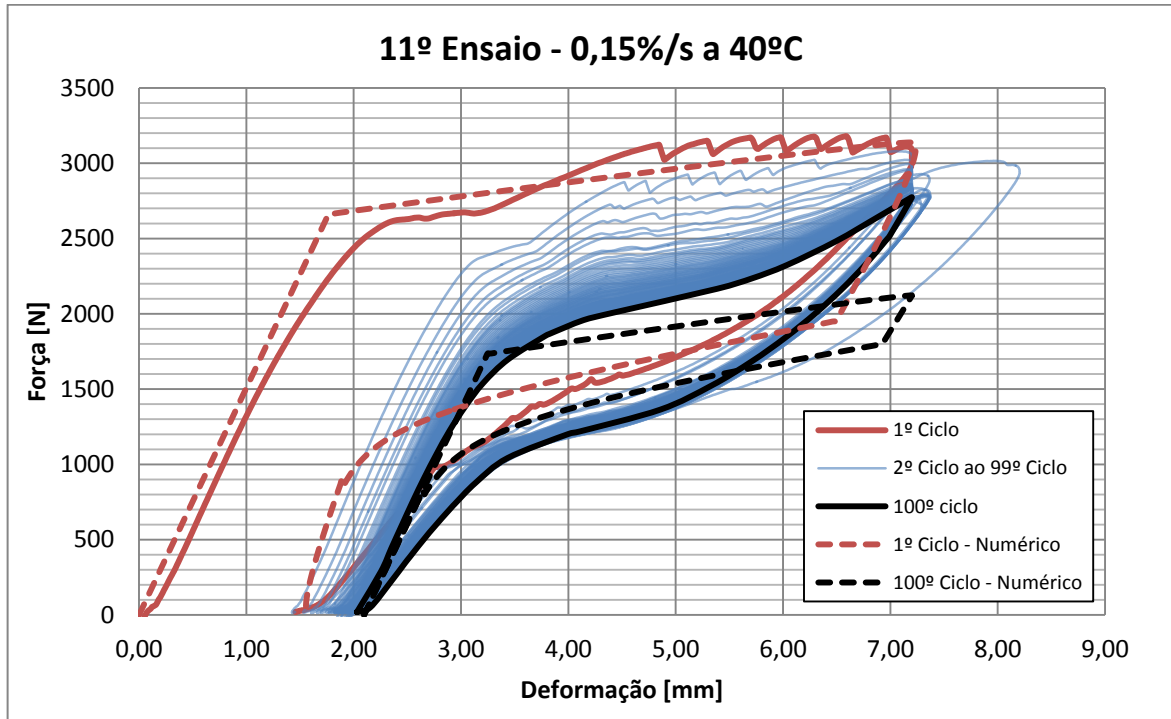
Anexo A-3: 9º Ensaio – 0,15%/s a 20°C:



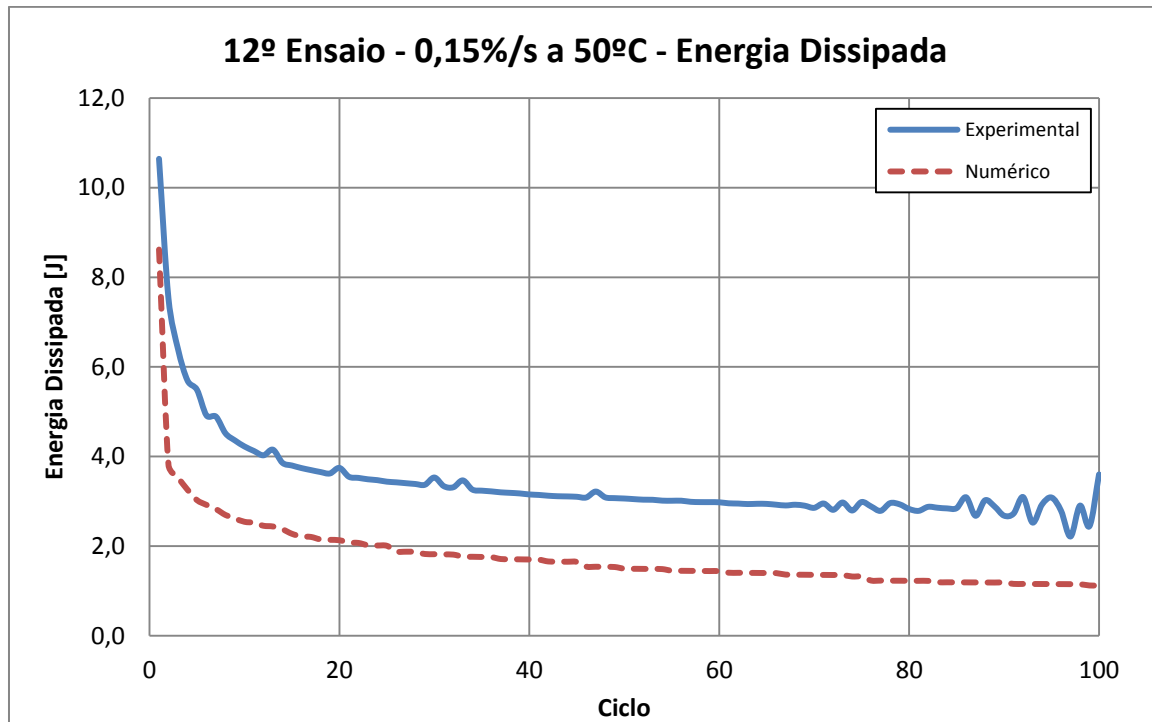
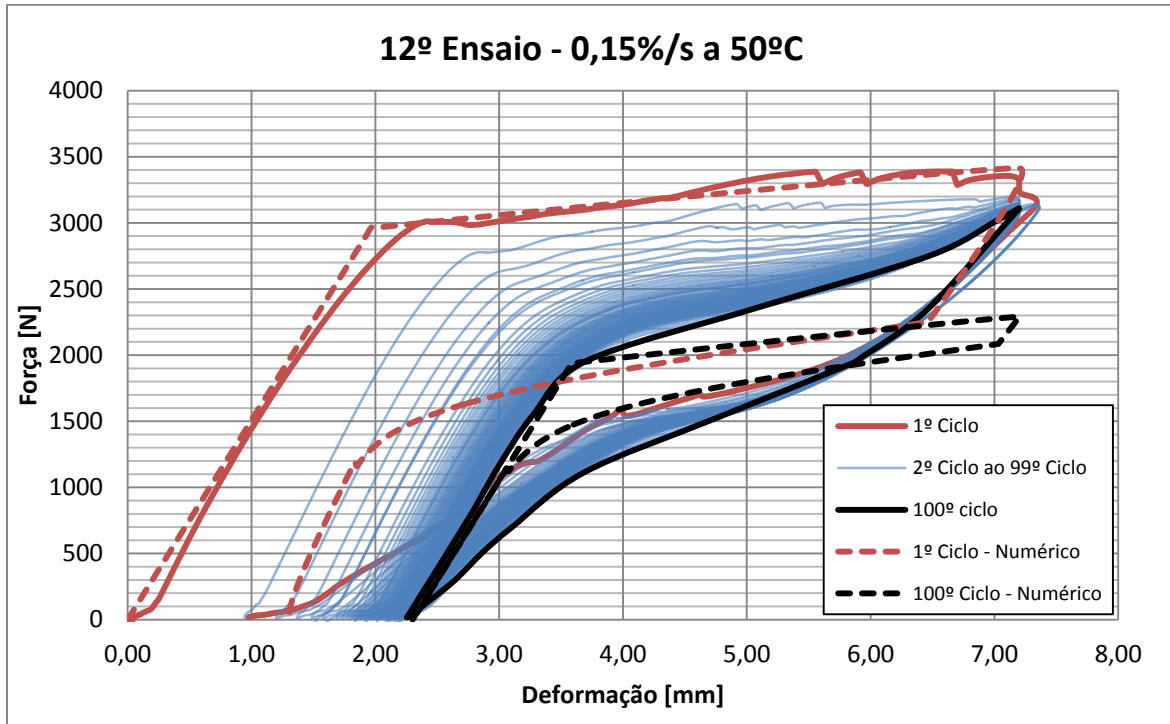
Anexo A-4: 10º Ensaio – 0,15%/s a 30°C:



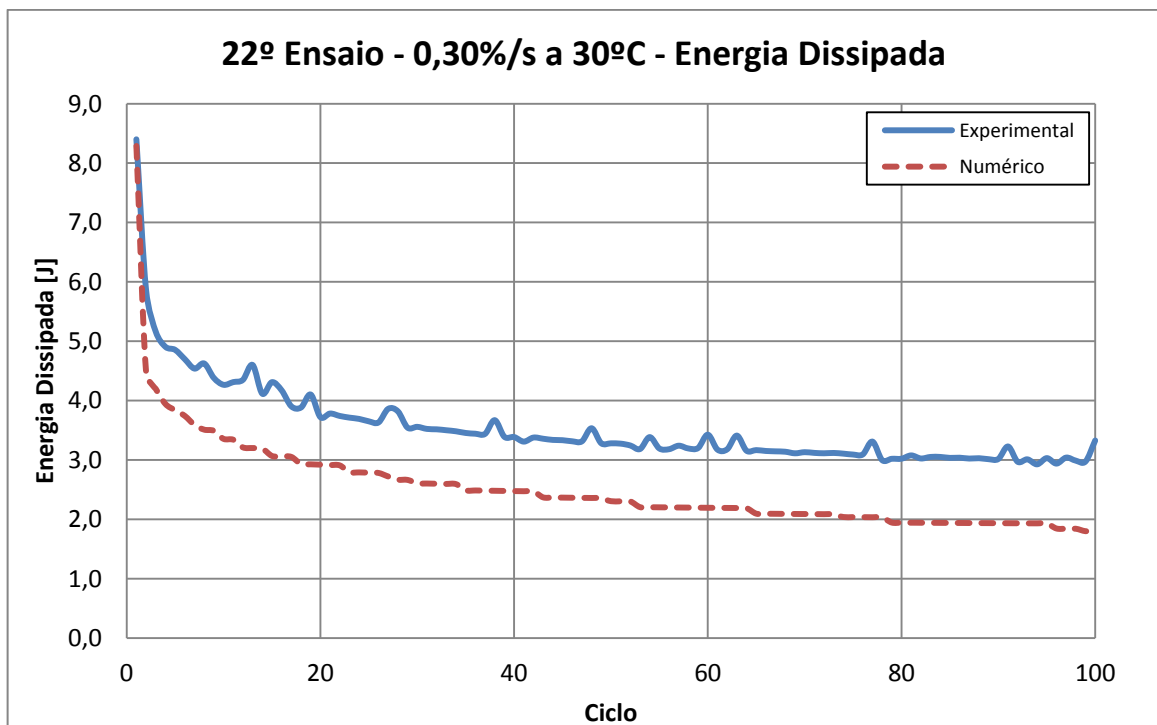
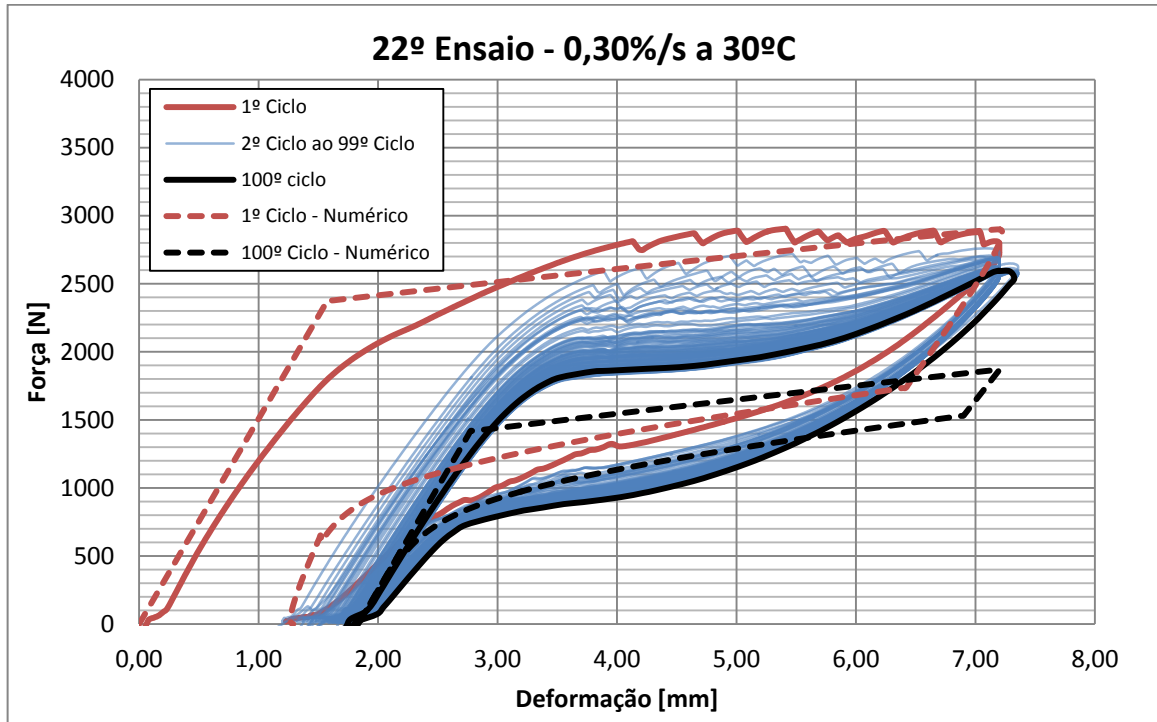
Anexo A-5: 11º Ensaio – 0,15%/s a 40°C:



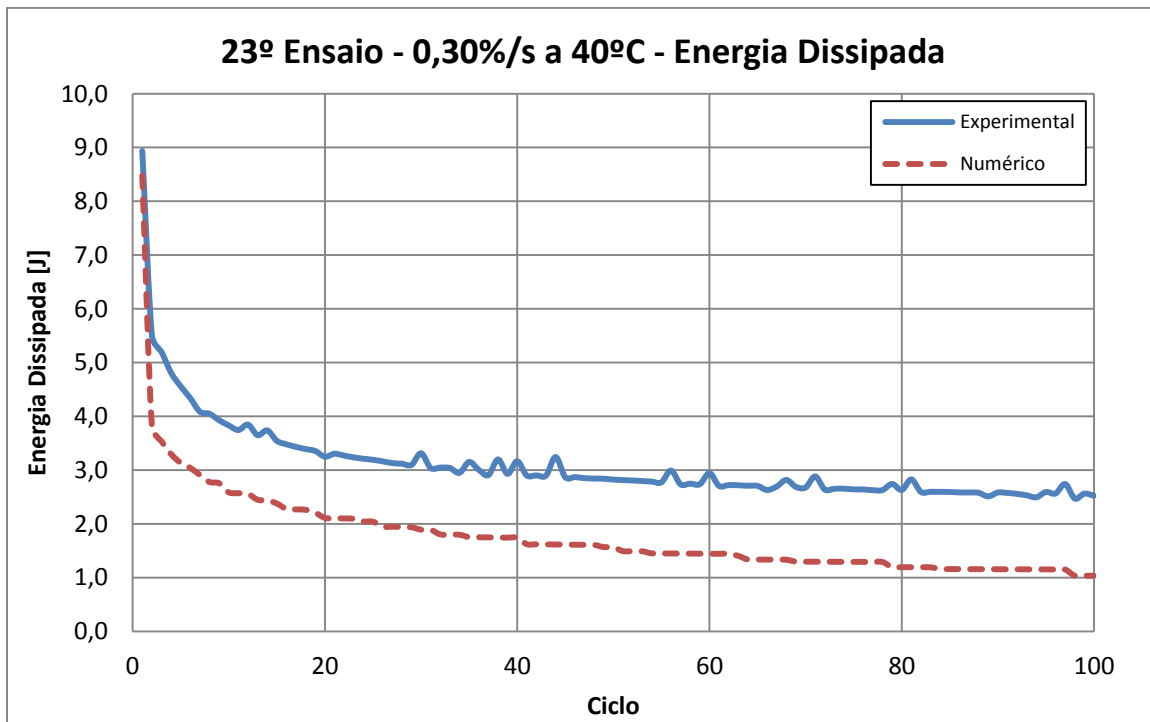
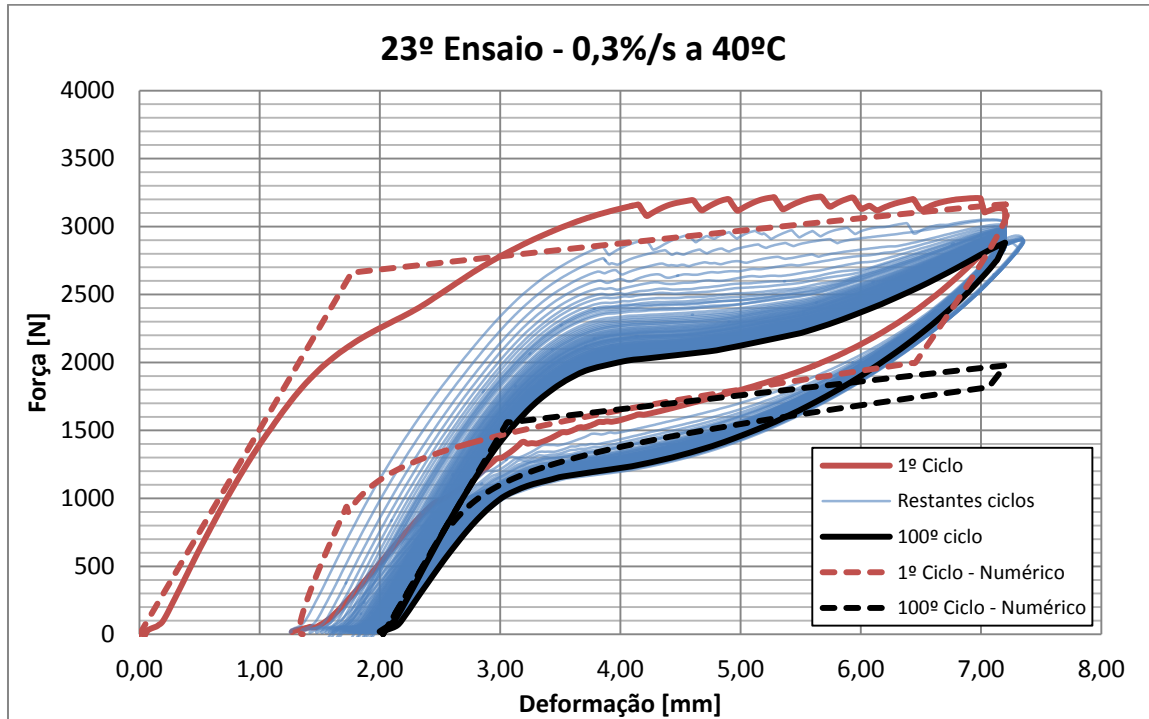
Anexo A-6: 12º Ensaio – 0,15%/s a 50°C:



Anexo A-7: 22º Ensaio – 0,30%/s a 30°C:



Anexo A-8: 23º Ensaio – 0,30%/s a 40°C:



Anexo B – Programação

Anexo B-1: Bloco três – Carregamento

Em “*global_program.m*”, imposição das variáveis:

```

prompt = {'INSIRA A TEMPERATURA AMBIENTE (Ex.: 20~50(°C)):', 'INSIRA A
VELOCIDADE DE CARREGAMENTO (Ex.: 0,05~0,30(%/s)):', ...
'INSIRA O NUMERO DE CICLOS (Ex.: 1~100):', 'INSIRA O NUMERO DO CICLO A
ANALISAR SEPARADAMENTE (Ex.: 1~1000):'};
dlg_title = 'Resposta NiTi';
num_lines = 1;
def = {'20', '0.05', '10', '1'};
options.Resize='on';
options.WindowStyle='normal';
options.Interpreter='tex';
loadinput = inputdlg(prompt,dlg_title,num_lines,def,options);

Tcalc = str2double (loadinput(1,1));
vel = str2double (loadinput(2,1));
number_cycles = str2double (loadinput(3,1));           % number of cycles
storcycle = str2double (loadinput(4,1));               % cycle number for
                                                         separate storage
.
.
.

T_amb = Tcalc + 273.15;                                % ambient temperature
eps_amp = 0.03;                                       % harmonic amplitude
eps_amp_n = eps_amp;                                  % harmonic amplitude in cycle n
f = vel/(eps_amp*100*2);                               % harmonic frequency
number_steps = (number_cycles / f) / delta_t;

.
.
.

for i = 1 : number_steps
    ...
    if i == (number_steps / number_cycles * counter + 1)
        % Finds the beginning of each cycle
        eps_amp_n = eps_amp - creep(i) / 2;
        % Reduces the harmonic amplitude...
        % ...for each new cycle to account
        % for cumulative creep

        counter = counter + 1;
    end
end
end
.
.
.

```

Função “*CCfunction.m*”:

```
function [ parcl, parc2 ] = CCfunction (Tcalc, vel)

% Program to determine the function which best describes the evolution of
the cumulative creep for n cycles

%% Interpolation for parcl ----> Temperature Dependent

if vel < 0.05

    valortemp = -0.466 - 0.08468333 * Tcalc + 0.00114 * Tcalc^2 -
0.00001017 * Tcalc^3;

elseif vel >= 0.05 && vel <= 0.10

    valor1 = -0.466 - 0.08468333 * Tcalc + 0.00114 * Tcalc^2 - 0.00001017 *
Tcalc^3;
    valor2 = -0.842 - 0.07223333 * Tcalc + 0.001905 * Tcalc^2 - 0.000026167*
Tcalc^3;

    valortemp = valor2 - ((0.10 - vel) * (valor2 - valor1))/0.05;
.
.
.

%% Interpolation for parcl ----> Strain Rate Dependent

if Tcalc < 20

    valorvel = 18.9390-36.3382*sin(pi*vel/0.3)+4.6133*cos(pi*vel/0.3)-
6.2995*sin(2*pi*vel/0.3) ...
-24.4508*cos(2*pi*vel/0.3)+12.0345*sin(3*pi*vel/0.3)-
4.7361*cos(3*pi*vel/0.3)+2.2068*sin(4*pi*vel/0.3) ...
+4.0249*cos(4*pi*vel/0.3)-
0.77*sin(5*pi*vel/0.3)+0.4819*cos(5*pi*vel/0.3);

elseif Tcalc >= 20 && Tcalc <= 30

    valor1 = 18.9390-36.3382*sin(pi*vel/0.3)+4.6133*cos(pi*vel/0.3)-
6.2995*sin(2*pi*vel/0.3) ...
-24.4508*cos(2*pi*vel/0.3)+12.0345*sin(3*pi*vel/0.3)-
4.7361*cos(3*pi*vel/0.3)+2.2068*sin(4*pi*vel/0.3) ...
+4.0249*cos(4*pi*vel/0.3)-
0.77*sin(5*pi*vel/0.3)+0.4819*cos(5*pi*vel/0.3);

    valor2 = -50.5803+77.9581*sin(pi*vel/0.3)-
36.3515*cos(pi*vel/0.3)+45.2720*sin(2*pi*vel/0.3) ...
+38.4778*cos(2*pi*vel/0.3)-
8.3427*sin(3*pi*vel/0.3)+29.5539*cos(3*pi*vel/0.3)-
10.8619*sin(4*pi*vel/0.3) ...
+1.5776*cos(4*pi*vel/0.3)-1.2833*sin(5*pi*vel/0.3)-
1.8034*cos(5*pi*vel/0.3);

    valorvel = valor2 - ((30 - Tcalc) * (valor2 - valor1))/10;
.
.
```



```
+141.0701*cos(4*pi*vel/0.3)-31.9122*sin(5*pi*vel/0.3)-
2.0026*cos(5*pi*vel/0.3);

    valorvel = valor2 - ((30 - Tcalc) * (valor2 - valor1))/10;
.
.
.

%% Parc2 calculation and storage:

if Tcalc == 20 || Tcalc == 30 || Tcalc == 40 || Tcalc == 50
    parc2=valorvel;
elseif vel == 0.05 || vel == 0.10 || vel == 0.15 || vel == 0.20 || vel ==
0.25 || vel == 0.30
    parc2=valortemp;
else
    parc2=(valortemp+valorvel)/2;
end

end
```

Função “*TTfunction.m*”:

```
function [ parc3, parc4 ] = TTfunction(Tcalc, vel)

% Program to determine the function which best describes the evolution of
the transformation tension for n cycles

%% Interpolation for parcl ----> Temperature Dependent

if vel < 0.05

    valortemp = -23.117 + 1.3752667 * Tcalc - 0.04100 * Tcalc^2 +
0.00040733 * Tcalc^3;

elseif vel >= 0.05 && vel <= 0.30

    valor1 = -23.117 + 1.3752667 * Tcalc - 0.04100 * Tcalc^2 + 0.00040733 *
Tcalc^3;
    valor2 = -31.366 + 1.8017000 * Tcalc - 0.04844 * Tcalc^2 + 0.00045600 *
Tcalc^3;

    valortemp = valor2 - ((0.10 - vel) * (valor2 - valor1))/0.05;
.
.
.

%% Interpolation for parcl ----> Strain Rate Dependent

if Tcalc < 20

    valorvel = -175.6136+276.1854*sin(pi*vel/0.3)-
82.4699*cos(pi*vel/0.3)+103.0760*sin(2*pi*vel/0.3) ...
+157.7808*cos(2*pi*vel/0.3)-
```

```

56.3441*sin(3*pi*vel/0.3)+67.5182*cos(3*pi*vel/0.3)-
24.3106*sin(4*pi*vel/0.3) ...
    -11.0927*cos(4*pi*vel/0.3)+1.0576*sin(5*pi*vel/0.3)-
3.8737*cos(5*pi*vel/0.3);

elseif Tcalc >= 20 && Tcalc <= 30

    valor1 = -175.6136+276.1854*sin(pi*vel/0.3)-
82.4699*cos(pi*vel/0.3)+103.0760*sin(2*pi*vel/0.3) ...
    +157.7808*cos(2*pi*vel/0.3)-
56.3441*sin(3*pi*vel/0.3)+67.5182*cos(3*pi*vel/0.3)-
24.3106*sin(4*pi*vel/0.3) ...
    -11.0927*cos(4*pi*vel/0.3)+1.0576*sin(5*pi*vel/0.3)-
3.8737*cos(5*pi*vel/0.3);

    valor2 = 200.0417-341.5855*sin(pi*vel/0.3)+131.5596*cos(pi*vel/0.3)-
165.3445*sin(2*pi*vel/0.3) ...
    -182.4166*cos(2*pi*vel/0.3)+54.5835*sin(3*pi*vel/0.3)-
109.7265*cos(3*pi*vel/0.3)+41.4927*sin(4*pi*vel/0.3) ...

+4.0190*cos(4*pi*vel/0.3)+2.2757*sin(5*pi*vel/0.3)+7.1460*cos(5*pi*vel/0.3)
;

    valorvel = valor2 - ((30 - Tcalc) * (valor2 - valor1))/10;
.
.
.

%% Parc1 calculation and storage:

if Tcalc == 20 || Tcalc == 30 || Tcalc == 40 || Tcalc == 50
    parc3=valorvel;
elseif vel == 0.05 || vel == 0.10 || vel == 0.15 || vel == 0.20 || vel ==
0.25 || vel == 0.30
    parc3=valortemp;
else
    parc3=(valortemp+valorvel)/2;
end

%% Interpolation for parc2 ----> Temperature Dependent

if vel < 0.05

    valortemp = 206.532 - 9.6314667 * Tcalc + 0.292045 * Tcalc^2 -
0.00289883 * Tcalc^3;

elseif vel >= 0.05 && vel <= 0.30

    valor1 = 206.532 - 9.6314667 * Tcalc + 0.292045 * Tcalc^2 - 0.00289883
* Tcalc^3;
    valor2 = 235.822 - 11.336633 * Tcalc + 0.323120 * Tcalc^2 - 0.00304967
* Tcalc^3;

    valortemp = valor2 - ((0.10 - vel) * (valor2 - valor1))/0.05;
.
.
.

%% Interpolation for parc2 ----> Strain Rate Dependent

```

```
if Tcalc < 20

    valorvel = 1146.6147-
1702.2293*sin(pi*vel/0.3)+597.0119*cos(pi*vel/0.3)-
737.6429*sin(2*pi*vel/0.3) ...
    -918.8741*cos(2*pi*vel/0.3)+285.6241*sin(3*pi*vel/0.3)-
472.5795*cos(3*pi*vel/0.3)+165.3407*sin(4*pi*vel/0.3) ...

+31.9243*cos(4*pi*vel/0.3)+4.1001*sin(5*pi*vel/0.3)+24.9926*cos(5*pi*vel/0.
3);

elseif Tcalc >= 20 && Tcalc <= 30

    valor1 = 1146.6147-1702.2293*sin(pi*vel/0.3)+597.0119*cos(pi*vel/0.3)-
737.6429*sin(2*pi*vel/0.3) ...
    -918.8741*cos(2*pi*vel/0.3)+285.6241*sin(3*pi*vel/0.3)-
472.5795*cos(3*pi*vel/0.3)+165.3407*sin(4*pi*vel/0.3) ...

+31.9243*cos(4*pi*vel/0.3)+4.1001*sin(5*pi*vel/0.3)+24.9926*cos(5*pi*vel/0.
3);

    valor2 = -1495.9948+2664.7028*sin(pi*vel/0.3)-
845.8471*cos(pi*vel/0.3)+1061.7683*sin(2*pi*vel/0.3) ...
    +1501.7441*cos(2*pi*vel/0.3)-
526.6482*sin(3*pi*vel/0.3)+707.1891*cos(3*pi*vel/0.3)-
267.5170*sin(4*pi*vel/0.3) ...
    -91.9906*cos(4*pi*vel/0.3)+0.8185*sin(5*pi*vel/0.3)-
46.0244*cos(5*pi*vel/0.3);

    valorvel = valor2 - ((30 - Tcalc) * (valor2 - valor1))/10;
.
.
.

%% Parc2 calculation and storage:

if Tcalc == 20 || Tcalc == 30 || Tcalc == 40 || Tcalc == 50
    parc4=valorvel;
elseif vel == 0.05 || vel == 0.10 || vel == 0.15 || vel == 0.20 || vel ==
0.25 || vel == 0.30
    parc4=valortemp;
else
    parc4=(valortemp+valorvel)/2;
end

end
```

Função “CC.m”:

```
function [vector, creep, extra, number_steps] = CC(number_steps,
number_cycles,eps_L,parc1,parc2)
```

```

% ----- Creation of vector w/ cycle number -----
% -- Initialization of variables: --
o = number_steps / number_cycles;
n = 0;
cycle = 1;
q = 1;

% -- Creation of vector: --
while cycle <= number_cycles;
    if ceil(o) > o
        % Checks if number_steps/number_cycles is integer or not
        o = round (number_steps / number_cycles);
        % If not, rounds its number for use as index in following vectors
    end
    vector(n+1:o*cycle) = cycle;
    n = o*cycle;
    cycle = cycle+1;
end

% CUMULATIVE CREEP -----
% ----- Creation of vector w/ residual deformation percentual -----
if ceil(number_steps) > number_steps
    % Checks if number_steps is integer or not
    while q <= round(number_steps)-(round(number_steps)-n);
        % If not, proceeds in creating vector creep with rounded number_steps
        if vector(q)== 1;
            % to avoid errors in upcoming calculations
            creep(q)= 0;
        else
            creep(q) = eps_L * (1-((parc1*log(vector(q))+ parc2)/100));
        end
        q=q+1;
    end
    number_steps = round(number_steps)-(round(number_steps)-n);
    % Stores new number_steps
else
    while q <= number_steps;
        if vector(q)== 1;
            creep(q)= 0;
        else
            creep(q) = eps_L * (1-((parc1*log(vector(q))+ parc2)/100));
        end
        q=q+1;
    end
end

extra = eps_L * (1-((parc1*log(number_cycles + 1)+ parc2)/100));
% Creep for the cycle after the last one
end

```

Anexo B-2: Bloco quatro – Inicialização de variáveis

Em “*global_program.m*”, criação do vector *creep_aux*:

```
for m = 1 : (numel(creep) - (number_steps / number_cycles));
    creep_aux(m) = creep(m + number_steps / number_cycles);
        % Creation of vector creep_aux with value of creep
        of the next cycle for the current cycle
end
if number_cycles == 1
        % Exception created to bypass error when
        there's only one cycle
    for m = 1 : numel(creep);
        creep_aux(m) = extra;
            % Account for the value of creep for the last
            cycle when there's only one cycle
    end
else
    for m = (numel(creep) - (number_steps / number_cycles)) :
number_steps;
        creep_aux(m) = extra;
            % Account for the value of creep for the last
            cycle when there are multiple cycles
    end
end
end
```

Anexo B-3: Bloco cinco – Cálculo da fração martensítica e tensões

Em “*exponential_kinetics_AM.m*”, degradação da tensão de início da transformação martensítica:

```
.
.
if cycle_n == 1
        % Ignores the first cycle
    sig_AM_s = C_M * (T - Ms);
    sig_AM_f = C_M * (T - Mf);
else
    sig_AM_s = C_M * (T - Ms) * ((parc3 * log ( cycle_n ) + parc4) / 100);
        % Calculates the starting stress for cycle n
    sig_AM_f = C_M * (T - Mf) * ((parc3 * log ( cycle_n ) + parc4) / 100);
```

```

Ms = T - (sig_AM_s / ((parc3 * log ( cycle_n ) + parc4) / 100 * C_M));
Mf = T - (sig_AM_f / ((parc3 * log ( cycle_n ) + parc4) / 100 * C_M));
                                % Calculates de temperature for start and finish
                                of martensitic transformation for cycle n
end
.
.
.

```

De volta ao “*global_program.m*”, passo final para implementar a previsão da deformação residual no programa:

```

for i = 2 : number_steps;

    if abs(eps_n) - abs(eps) >= 0 % Loading
    .
    .
    .
        strain_vector_int(i) = strain_vector(i) + eps_int;
    end

    if abs(eps_n) - abs(eps) < 0 % Unloading
    .
    .
    .
        eps_int_dot = (creep_aux(i) - creep(i)) / (1/f/2);
        eps_int = eps_int + eps_int_dot * delta_t;
        strain_vector_int(i) = strain_vector(i) + eps_int;
    end

end

end

```

Anexo B-4: Bloco seis – Cálculo da energia dissipada

Em “*global_program.m*”, separação e armazenagem de um ciclo específico escolhido inicialmente e cálculo da energia dissipada:

```

%% ----- Other calculations -----
% Storage of cycle n and calculation of the dissipated energy for each
cycle
% ----- Variable initialization: -----
energcounter = 1;
energ = 0;
dissipatedenergy(1:number_cycles) = 0;

```

```
% ----- Storage vector for cycle n: -----  
for i = 1 : number_steps  
    if vector (i) == storcycle  
        strain_vector_n (counter1) = strain_vector_int (i);  
                                % Creation of strain vector for the  
                                specific cycle wanted  
        stress_vector_n (counter1) = stress_vector (i);  
                                % Creation of stress vector for the  
                                specific cycle wanted  
        counter1 = counter1 + 1;  
    end  
end  
  
% ----- Dissipated energy vector: -----  
for i = 1 : number_steps - 1  
    if vector (i) == energcounter    % Necessary to situate the partial  
                                    energies to a specific cycle  
        energ = ((strain_vector_int(i)*L) * (stress_vector (i+1)*pi*r^2) -  
                (strain_vector_int(i+1)*L) * (stress_vector (i)*pi*r^2))/2;  
                                    % Calculates the partial energy  
                                    for consecutive points  
    else  
        % After finishing one cycle, makes transition for the next  
        energcounter = energcounter + 1;  
        energ = ((strain_vector_int(i)*L) * (stress_vector (i+1)*pi*r^2) -  
                (strain_vector_int(i+1)*L) * (stress_vector (i)*pi*r^2))/2;  
    end  
    dissipatedenergy(energcounter) = dissipatedenergy (energcounter) +  
    energ;  
                                    % Sums all the partial energies for a specific cycle  
end
```

Anexo B-5: Bloco sete – Plotagem

Em “global_program.m”, procede-se à plotagem de toda a informação pertinente:

```
%% ----- Plot -----  
  
subplot(2,3,1)  
plot(strain_vector_int * 100, stress_vector);  
xlabel('Strain(%)');  
ylabel('Stress(Pa)');  
grid;  
  
subplot(2,3,2)  
plot(2:number_cycles, parc1*log(2:number_cycles)+parc2);  
xlabel('Cycle(number)');  
ylabel('Cumulative Creep(%)');  
grid;
```

```
subplot(2,3,3)
plot(2:number_cycles, parc3*log(2:number_cycles)+parc4);
xlabel('Cycle(number)');
ylabel('Critical Stress to form SIM(%)');
grid;

subplot(2,3,4)
plot(1:number_cycles, dissipatedenergy*-1);
xlabel('Cycle(number)');
ylabel('Dissipated Energy(J)');
grid;

subplot(2,3,5)
plot(time_vector,temperature_vector);
xlabel('Time(s)');
ylabel('Temperature(K)');
grid;

subplot(2,3,6)
plot(time_vector, strain_vector);
xlabel('Time(s)');
ylabel('Strain(%)');
grid;
```