JOSÉ AUGUSTO DE CARVALHO DIAS

**Modelagem e análise de geradores aeroelásticos
híbridos piezelétrico-indutivos para conversão de
energia do escoamento em eletricidade**

São Carlos

2014

JOSÉ AUGUSTO DE CARVALHO DIAS

**Modelagem e análise de geradores aeroelásticos
híbridos piezelétrico-indutivos para conversão de
energia do escoamento em eletricidade**

Dissertação apresentada à Escola de Engenharia
de São Carlos, da Universidade de São Paulo,
como parte dos requisitos para obtenção do título
de Mestre em Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Aeronaves

Orientador: Prof. Dr. Carlos De Marqui Junior

ESTE EXEMPLAR TRATA-SE DA
VERSÃO CORRIGIDA.
A VERSÃO ORIGINAL ENCONTRA-
SE DISPONÍVEL JUNTO AO
DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA DA
EESC-USP.

São Carlos

2014

AUTORIZO A REPRODUÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO,
POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS
DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

D541m Dias, José Augusto de Carvalho
Modelagem e análise de geradores aeroelásticos
híbridos piezelétrico-indutivos para conversão de
energia do escoamento em eletricidade / José Augusto de
Carvalho Dias; orientador Carlos De Marqui Jr.. São
Carlos, 2014.

Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-Graduação
em Engenharia Mecânica e Área de Concentração em
Aeronaves -- Escola de Engenharia de São Carlos da
Universidade de São Paulo, 2014.

1. Aeroelasticidade. 2. Transdução Piezelétrica. 3.
Indução Eletromagnética. 4. Coleta de Energia. 5.
Vibrações Mecânicas. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **JOSÉ AUGUSTO DE CARVALHO DIAS.**

Título da dissertação: "Modelagem e análise de geradores aeroelásticos híbridos piezelétrico-indutivos para conversão de energia do escoamento em eletricidade".

Data da defesa: 14/03/2014

Comissão Julgadora:

Prof. Dr. **Carlos De Marqui Junior (orientador)**
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

Prof. Dr. **Vicente Lopes Junior**
(Universidade Estadual Paulista "Júlio de Mesquita Filho"/UNESP-Ilha Solteira)

Prof. Dr. **Valder Steffen Junior**
(Universidade Federal de Uberlândia/UFU)

Resultado:

Aprovado

Aprovado

aprovado

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica:
Prof. Associado **Marcelo Areias Trindade**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:
Prof. Titular **Denis Vinicius Coury**

Aos meus pais, pelo apoio e dedicação incondicionais ao longo da minha vida.

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus, pelo dom da vida e de sabedoria, por me amparar nos momentos difíceis, me dar força para superar as dificuldades, mostrar o caminho nas horas incertas e me suprir em todas as minhas necessidades.

Aos meus pais Sidney e Denise, pela intensa dedicação, incentivo e apoio incondicional ao decorrer da minha formação pessoal e acadêmica, pelos conselhos e ajuda durante momentos difíceis, por sempre estarem ao meu lado me auxiliando durante toda minha jornada.

Aos meus avós, Hermelinda, Neicy e Daniel (*in memoriam*), por acreditarem em mim, pelas orações, pelos conselhos e pelo carinho.

À minha irmã Juliana, pelo carinho, pelo apoio, por todos os momentos que passamos juntos e pelas alegrias compartilhadas.

À Carol, pela paciência todos os dias, pelo carinho sem medidas, por acreditar nos meus sonhos e confiar em mim, por me amparar em momentos difíceis e pelo incentivo durante este trabalho.

Aos meus amigos Alex, Camila, Robinson, Silvana e Amanda, pela amizade, por estarem sempre prontos para me ajudar, pelas orações e por amenizar as dificuldades ao longo da minha caminhada.

Aos meus amigos e familiares, por fazerem parte da minha vida, pelo apoio e pelo carinho concedidos ao longo da minha vida.

Ao meu amigo e orientador, Prof. Dr. Carlos De Marqui Jr., pelo conhecimento transmitido e pelo suporte durante os momentos difíceis.

À Escola de Engenharia de São Carlos, pela oportunidade.

Ao departamento de Engenharia Aeronáutica (alunos, professores e funcionários), pela amizade desenvolvida, pelos conhecimentos trocados ao longo dos anos e pela ajuda na realização deste trabalho.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), pelo apoio financeiro para a pesquisa aqui desenvolvida.

Às pessoas das salas de pós-graduação, pela amizade, pela descontração em momentos áridos e pela ajuda acadêmica no desenvolvimento deste trabalho.

Às pessoas que se encontram presentes no meu dia-a-dia auxiliando na minha formação pessoal, que sempre estiveram ao meu lado durante a concretização desta pesquisa.

“Bem-aventurado o homem que
acha sabedoria, e o homem que
adquire conhecimento.”

Provérbios 3:13.

RESUMO

DIAS, J. A. C. **Modelagem e análise de geradores aeroelásticos híbridos piezelétrico-indutivos para conversão de energia do escoamento em eletricidade**. 2014. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2014.

A exploração de fenômenos aeroelásticos dinâmicos visando à conversão de energia do escoamento em eletricidade tem recebido crescente atenção nos últimos anos. As aplicações se estendem desde estruturas aeroespaciais até a alimentação de sistemas eletrônicos sem fio e diferentes mecanismos de transdução têm sido utilizados. O uso de um aerofólio é uma abordagem conveniente e escalável para criar instabilidades e oscilações persistentes para coleta aeroelástica de energia. Este trabalho tem por objetivo avaliar configurações alternativas de aerofólio para a coleta de energia do escoamento. As análises abrangem as versões lineares e não lineares de geradores aeroelásticos de energia baseados em aerofólio com dois (2GDL) e com três graus de liberdade (3GDL) que utilizam transdução piezelétrica e eletromagnética separadamente e também simultaneamente. Em todos os casos o acoplamento eletroaeroelástico é adicionado ao grau de liberdade de flexão do aerofólio e um circuito elétrico externo utilizado para cada tipo de mecanismo de transdução. As equações adimensionais que governam o sistema eletroaeroelástico são apresentadas para cada caso e uma carga resistiva é considerada no domínio elétrico para a previsão da potência gerada. Inicialmente, as previsões do modelo piezoaeroelástico linear com 2GDL são verificadas a partir de resultados experimentais obtidos em ensaios em túnel de vento na condição de flutter. Posteriormente, no primeiro estudo de caso, o comportamento eletroaeroelástico da seção típica com 2GDL é investigado, na velocidade de flutter, variando-se parâmetros aeroelásticos e eletromecânicos. No segundo estudo de caso, uma não linearidade do tipo freeplay é adicionada ao grau de liberdade de rotação da seção típica de 2GDL. Neste caso, a seção típica é estudada na velocidade mais baixa na qual o sistema apresenta oscilações em ciclo limite para diversas configurações de parâmetros aeroelásticos e eletromecânicos. As oscilações não lineares em ciclo limite podem ser obtidas abaixo da velocidade linear de flutter. Finalmente, o comportamento eletroaeroelástico de uma seção típica linear com 3GDL é estudado segundo a variação de diferentes parâmetros. Em todos os estudos de caso, a potência gerada e a amplitude dos GDLs mecânicos são investigadas. Com o estudo, é possível localizar regiões ótimas de parâmetros adimensionais as quais propiciam um aumento da potência elétrica de saída com velocidades de escoamento aceitáveis. Uma vez escalável, é possível redimensionar o modelo e manufatura-lo.

Palavras-chave: Aeroelasticidade, Transdução Piezelétrica, Indução Eletromagnética, Coleta de Energia, Vibrações Mecânicas.

ABSTRACT

DIAS, J. A. C. **Modeling and analysis of hybrid piezoelectric-inductive generators for converting flow energy into electricity.** 2014. Thesis (Master of Science) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2014.

The exploration of dynamic aeroelastic phenomena for converting wind energy into low-power electricity has received growing attention in the last years. Applications extend from aerospace structures to wireless electronic systems. The use of an airfoil is a convenient approach to create instabilities and persistent oscillations for flow energy harvesting. In this work, the goal is to establish alternative configurations of the airfoil for flow energy harvesting. The analysis presented here covers linear and nonlinear versions of aeroelastic energy generators based on an airfoil with two degrees of freedom and three degrees of freedom using piezoelectric and electromagnetic transduction separately and simultaneously. Both forms of coupling are added to the plunge degree of freedom in the presence of a separate electrical load for each type of transduction. The governing coupled dimensionless electroaeroelastic equations are given with a resistive load in each electrical domain to predict system behavior. First, the model predictions are compared with experimental data obtained in wind tunnel tests under flutter condition validating the model for the case of two degrees of freedom and piezoelectric coupling. After, in the first case study the typical section with two and three degrees of freedom is studied at the linear flutter speed for several aeroelastic and electromechanical parameters configurations. In the second case of study a freeplay non-linearity is added to the rotational degree of freedom of the two degree of freedom typical section. In this case, the typical section is studied at the lowest flow speed at which the system presents limit cycle oscillations for different aeroelastic and electromechanical system parameters. The non-linear limit cycle oscillations may be obtained below the linear flutter speed. In both cases, the power generation is analyzed as well as the maximum displacements of the mechanical degrees of freedom. With this study, it is possible to locate the favorable dimensionless parameter regions that give maximum electrical power output as well as reasonable airflow speeds. In this scalable problem, the results can be used for design and fabrication of optimal airfoil-based flow energy harvesters.

Keywords: Aeroelasticity, Piezoelectric Transduction, Electromagnetic Induction, Energy Harvesting, Mechanical Vibrations.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Gerador piezoaeroelástico e seção transversal com eletrodos a) contínuos e b) segmentados (DE MARQUI, ERTURK e INMAN, 2010).....	39
Figura 2 - Comportamentos aeroelásticos a) supercrítico e b) subcrítico	40
Figura 3 - Gerador aeroelástico proposto por Bryant e Garcia (2011).....	41
Figura 4 - Gerador piezoaeroelástico de viga em T proposto por Kwon (2010) a) esquemático do gerador e b) dispositivo experimental.....	42
Figura 5 - Gerador eletromagnético proposto por Zhu <i>et al.</i> (2010) a) esquemático do gerador e b) dispositivo experimental.....	44
Figura 6 – Densidade de potência contra tensão elétrica para estratégias de suprimento de energia de lithium/lithium-ion e mecanismos regenerativos comuns (COOK-CHENNAULT, THAMBI e SASTRY, 2008).....	45
Figura 7 - Esquema de uma seção típica aeroelástica com 3-GDL.....	48
Figura 8 - Momentos elásticos para a seção típica com 2-GDL linear e não linear com adição de <i>freeplay</i> no GDL de rotação	59
Figura 9 - Fotos do modelo experimental.....	64
Figura 10 - Fotos do modelo experimental com acoplamento piezelétrico.....	65
Figura 11 - Variação da potência elétrica adimensional produzida variando a carga resistiva no circuito elétrico do sistema linear de 2-GDL piezoeletricamente acoplado e na fronteira de <i>flutter</i>	69
Figura 12 Resposta adimensional no tempo dos deslocamentos linear e angular e da tensão elétrica do sistema linear de 2-GDL piezoeletricamente acoplado com resistência ótima ($\lambda_t^p = 1.7 \cdot 10^8$) e na fronteira de <i>flutter</i>	69
Figura 13 Esquemático de uma seção típica aeroelástica de 2-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético.	70

Figura 14	Influência do raio de giração e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) Velocidade de flutter, (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistor ótimo, (d) Máximo deslocamento linear e (e) Máximo deslocamento angular	73
Figura 15	Influência do deslocamento do eixo elástico em relação ao centroide e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) Velocidade de <i>flutter</i> , (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistor ótimo, (d) Máximo deslocamento linear e (e) Máximo deslocamento angular.....	74
Figura 16	Influência da carga resistiva e do acoplamento eletromecânico nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) Velocidade de <i>flutter</i> , (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular.....	75
Figura 17	Influência da carga resistiva e da capacitância equivalente nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) Velocidade de <i>flutter</i> , (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular.....	76
Figura 18	Influência do raio de giração e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de <i>flutter</i> , (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular.....	78
Figura 19	Influência do deslocamento do eixo elástico em relação ao centroide e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de <i>flutter</i> , (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular..	79
Figura 20	Influência da carga resistiva e do acoplamento eletromecânico nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de <i>flutter</i> , (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular.....	80

Figura 21	Influência da carga resistiva e da indutância equivalente nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de <i>flutter</i> , (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular	81
Figura 22	Influência da carga resistiva e da resistência interna nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de <i>flutter</i> , (b) Potência elétrica de saída, (c) Potência dissipada na resistência interna, (d) Máximo deslocamento linear e (e) Máximo deslocamento angular	82
Figura 23	Influência do raio de giração e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) Velocidade de <i>flutter</i> , (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistência ótima no circuito piezelétrico, (d) Máximo deslocamento linear e (e) Máximo deslocamento angular	84
Figura 24	Influência do deslocamento do eixo elástico em relação ao centroide e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) Velocidade de <i>flutter</i> , (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistência ótima no circuito piezelétrico, (d) Máximo deslocamento linear e (e) Máximo deslocamento angular	85
Figura 25	Influência das cargas resistivas nos circuitos piezelétrico e eletromagnético nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) Velocidade de <i>flutter</i> , (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular (considerando uma resistência interna não nula - $\lambda_c = 0.1022$).....	86
Figura 26	Influência das cargas resistivas nos circuitos piezelétrico e eletromagnético nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL com acoplamento híbrido: (a) Velocidade de <i>flutter</i> , (b) Potência elétrica de saída (considerando uma resistência interna nula - $\lambda_c = 0$)	87

Figura 27	Influência do raio de giração e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) $\bar{U}_{1LCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistor ótimo, (d) Máximo deslocamento linear e (e) Máximo deslocamento angular	88
Figura 28	Influência do deslocamento do eixo elástico em relação ao centroide e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) $\bar{U}_{1LCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistor ótimo, (d) Máximo deslocamento linear e (e) Máximo deslocamento angular	90
Figura 29	Influência do tamanho do freeplay e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) $\bar{U}_{1LCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular	91
Figura 30	Influência da carga resistiva e do acoplamento eletromecânico nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) $\bar{U}_{1LCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular	92
Figura 31	Influência da carga resistiva e da capacitância equivalente nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) $\bar{U}_{1LCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular	93
Figura 32	Influência do raio de giração e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) $\bar{U}_{1LCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular	94
Figura 33	Influência do deslocamento do eixo elástico em relação ao centroide e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL	

	eletromagneticamente acoplado: (a) $\overline{U}_{1LCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular.....	95
Figura 34	Influência do tamanho do freeplay e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) $\overline{U}_{1LCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular.....	96
Figura 35	Influência da carga resistiva e do acoplamento eletromecânico nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) $\overline{U}_{1LCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular.....	97
Figura 36	Influência da carga resistiva e da indutância equivalente nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) $\overline{U}_{1LCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular.....	98
Figura 37	Influência da carga resistiva e da resistência interna nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) $\overline{U}_{1LCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Potência dissipada na resistência interna, (d) Máximo deslocamento linear e (e) Máximo deslocamento angular ...	99
Figura 38	Influência do raio de giração e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) $\overline{U}_{1LCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistência ótima no circuito piezelétrico, (d) Máximo deslocamento linear e (e) Máximo deslocamento angular	101
Figura 39	Influência do deslocamento do eixo elástico em relação ao centroide e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) Velocidade de <i>flutter</i> , (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistência ótima no circuito piezelétrico, (d) Máximo deslocamento linear e (e) Máximo deslocamento angular	102

- Figura 40 Influência das cargas resistivas nos circuitos piezelétrico e eletromagnético nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular 103
- Figura 41 Esquemático de uma seção típica aeroelástica de 3-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético.....104
- Figura 42 Influência do raio de giração e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL piezoeletricamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistor ótimo, (d) Máximo deslocamento linear, (e) Máximo deslocamento angular e (f) Máximo deslocamento da superfície de controle107
- Figura 43 Influência do deslocamento do eixo elástico em relação ao centroide e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL piezoeletricamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistor ótimo, (d) Máximo deslocamento linear, (e) Máximo deslocamento angular e (f) Máximo deslocamento da superfície de controle108
- Figura 44 Influência da razão de frequências e da razão de frequências da superfície de controle nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL piezoeletricamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistor ótimo, (d) Máximo deslocamento linear, (e) Máximo deslocamento angular e (f) Máximo deslocamento da superfície de controle109
- Figura 45 Influência da carga resistiva e do acoplamento eletromecânico nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL piezoeletricamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear, (d) Máximo deslocamento angular e (e) Máximo deslocamento da superfície de controle110
- Figura 46 Influência da carga resistiva e da capacitância equivalente nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL piezoeletricamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento

	linear, (d) Máximo deslocamento angular e (e) Máximo deslocamento da superfície de controle.....	111
Figura 47	Influência do raio de giração e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de <i>flutter</i> , (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear, (d) Máximo deslocamento angular e (e) Máximo deslocamento da superfície de controle.....	113
Figura 48	Influência do deslocamento do eixo elástico em relação ao centroide e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de <i>flutter</i> , (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear, (d) Máximo deslocamento angular e (e) Máximo deslocamento da superfície de controle.....	114
Figura 49	Influência da razão de frequências e da razão de frequências da superfície de controle nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de <i>flutter</i> , (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear, (d) Máximo deslocamento angular e (e) Máximo deslocamento da superfície de controle.....	115
Figura 50	Influência da carga resistiva e do acoplamento eletromecânico nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de <i>flutter</i> , (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear, (d) Máximo deslocamento angular e (e) Máximo deslocamento da superfície de controle.....	116
Figura 51	Influência da carga resistiva e da capacitância equivalente nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de <i>flutter</i> , (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear, (d) Máximo deslocamento angular e (e) Máximo deslocamento da superfície de controle.....	117
Figura 52	Influência da carga resistiva e da resistência interna nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de <i>flutter</i> , (b) Potência elétrica de saída, (c) Potência dissipada na	

resistência interna, (d) Máximo deslocamento linear, (e) Máximo deslocamento angular e (f) Máximo deslocamento da superfície de controle118

Figura 53 Influência do raio de giração e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear, (d) Máximo deslocamento angular e (e) Máximo deslocamento da superfície de controle120

Figura 54 Influência do deslocamento do eixo elástico em relação ao centroide e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear, (d) Máximo deslocamento angular e (e) Máximo deslocamento da superfície de controle.....121

Figura 55 Influência da razão de frequências e da razão de frequências da superfície de controle nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear, (d) Máximo deslocamento angular e (e) Máximo deslocamento da superfície de controle.....122

Figura 56 Influência das cargas resistivas nos circuitos piezelétrico e eletromagnético nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída (considerando a presença de uma resistência interna $\lambda_c = 0.1022$).123

Figura 57 Influência das cargas resistivas nos circuitos piezelétrico e eletromagnético nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída (considerando uma resistência interna nula - $\lambda_c = 0$).124

LISTA DE TABELAS

Tabela 1	Parâmetros do modelo experimental linear com 2-GDL.....	66
Tabela 2	Parâmetros adimensionais do modelo experimental linear com 2-GDL.....	67
Tabela 3	Variação da velocidade de <i>flutter</i> experimental e numérica no caso linear de 2-GDL piezoeletricamente acoplado	68
Tabela 4	Parâmetros adimensionais nominais da seção típica com 2-GDL.....	71
Tabela 5	Parâmetros adimensionais nominais da seção típica com 3-GDL.....	105

ACRÔNIMOS

CIMSS	<i>Center for Intelligent Material Systems and Structures</i>
CG	Centro de gravidade
EA	Eixo de articulação ou eixo elástico da superfície de controle
EE	Eixo elástico do aerofólio
PVDF	Fluoreto de polivinilideno
FRF	Função de resposta em frequência
GDL	Grau de liberdade
MAV	Micro veículo aéreo (<i>Micro-air Vehicle</i>)
LCO	Oscilação em ciclo limite (<i>Limit Cycle Oscillation</i>)
SHM	Sistema de verificação de integridade estrutural (<i>Structural Health Monitoring</i>)
UAV	Veículo aéreo não-tripulado (<i>Unmanned Aerial Vehicle</i>)

LISTA DE SÍMBOLOS

ψ	Acoplamento eletromagnético
χ	Acoplamento indutivo adimensional
θ	Acoplamento piezelétrico
κ	Acoplamento piezelétrico adimensional
$\bar{\alpha}$	Ângulo adimensional de rotação da seção típica
$\bar{\beta}$	Ângulo de rotação adimensional da superfície de controle
α	Ângulo de rotação da seção típica
β	Ângulo de rotação da superfície de controle
α^*	Ângulo de rotação de referência da seção típica
β^*	Ângulo de rotação de referência da superfície de controle
η	Capacitância equivalente adimensional
C_p^{eq}	Capacitância interna equivalente das camadas piezocerâmicas
Q^p	Carga elétrica no circuito piezelétrico
λ_l^i	Carga resistiva elétrica adimensional do circuito eletromagnético
λ_l^p	Carga resistiva elétrica adimensional do circuito piezelétrico
$(\lambda_l^i)_{optimal}$	Carga resistiva elétrica adimensional ótima do circuito eletromagnético que gera máxima potência elétrica de saída
$(\lambda_l^p)_{optimal}$	Carga resistiva elétrica adimensional ótima do circuito piezelétrico que gera máxima potência elétrica de saída
R_l^i	Carga resistiva elétrica do circuito eletromagnético
R_l^p	Carga resistiva elétrica do circuito piezelétrico
ζ_h	Coefficiente de amortecimento adimensional do GDL de deslocamento linear
ζ_α	Coefficiente de amortecimento adimensional do GDL de rotação da seção típica
ζ_β	Coefficiente de amortecimento adimensional do GDL de rotação da superfície de controle
d_h	Coefficiente de amortecimento do GDL de deslocamento linear (por unidade de comprimento)

d_α	Coeficiente de amortecimento do GDL de rotação da seção típica (por unidade de comprimento)
d_β	Coeficiente de amortecimento do GDL de rotação da superfície de controle (por unidade de comprimento)
T_i	Constantes de Theodorsen (1935)
$\bar{I}$	Corrente elétrica adimensional eletromagneticamente induzida
I^*	Corrente elétrica de referência
I	Corrente elétrica eletromagneticamente induzida
ρ	Densidade do ar
$\bar{h}$	Deslocamento linear adimensional da seção típica
h	Deslocamento linear da seção típica
c	Distância em semicordas do ponto médio da corda ao EA
a	Distância em semicordas do ponto médio da corda ao EE
x_β	Distância em semicordas entre o EA e o CG da superfície de controle
x_α	Distância em semicordas entre o EE e o CG da seção típica
T	Energia cinética total (por unidade de comprimento)
W_{ie}	Energia elétrica interna total (por unidade de comprimento)
V	Energia potencial total (por unidade de comprimento)
l	Envergadura da seção típica
Φ	Fluxo eletromagnético que percorre o interior do núcleo eletromagnético
L	Força de sustentação (por unidade de comprimento)
$\bar{L}$	Força de sustentação adimensional
f_{em}	Força eletromotriz induzida no circuito eletromagnético
ω_β	Frequência natural desacoplada da superfície de controle
ω_h	Frequência natural desacoplada de deslocamento linear
ω_α	Frequência natural desacoplada de rotação da seção típica
k	Frequência reduzida de oscilação
$C(k)$	Função generalizada de Theodorsen
$\bar{f}_a, \bar{f}_b$	Funções do momento não linear no GDL de rotação da seção típica
$\bar{g}_a, \bar{g}_b$	Funções do momento não linear no GDL de rotação da superfície de controle

φ	Indutância adimensional
L_c	Indutância do núcleo eletromagnético
m	Massa da seção típica (por unidade de comprimento)
m_f	Massa das fixações (por unidade de comprimento)
$\tilde{\mathbf{B}}$	Matriz adimensional de amortecimento devido a contribuições estruturais e aerodinâmicas
$\tilde{\mathbf{M}}$	Matriz adimensional de grandezas inerciais devido a contribuições estruturais e aerodinâmicas
$\tilde{\mathbf{K}}$	Matriz adimensional de rigidez devido a contribuições estruturais e aerodinâmicas
$\tilde{\mathbf{D}}$	Matriz de acoplamento entre o carregamento aerodinâmico e a estrutura
$\mathbf{K}_{nl}$	Matriz de amortecimento adimensional devido à contribuição não linear do sistema
$\mathbf{M}_{nc}$	Matriz de contribuição do escoamento não circulatório à massa total
$\mathbf{K}_{nc}$	Matriz de contribuição do escoamento não circulatório à rigidez total
$\mathbf{B}_{nc}$	Matriz de contribuição do escoamento não circulatório ao amortecimento total
$\mathbf{A}$	Matriz de estados adimensional
$\mathbf{A}_{nl}$	Matriz de estados adimensional referente à contribuição não linear do sistema
$\mathbf{B}$	Matriz estrutural de parâmetros adimensionais de amortecimento
$\mathbf{K}$	Matriz estrutural de parâmetros adimensionais de rigidez
$\mathbf{M}$	Matriz estrutural de parâmetros inerciais adimensionais
$\mathbf{I}$	Matriz identidade
α_s	Módulo dos ângulos limites do <i>freeplay</i> no GDL de rotação da seção típica
β_s	Módulo dos ângulos limites do <i>freeplay</i> no GDL de rotação da superfície de controle
$\bar{M}_\alpha$	Momento aerodinâmico adimensional da seção típica
$\bar{M}_\beta$	Momento aerodinâmico adimensional da seção típica devido à superfície de controle
M_α	Momento aerodinâmico da seção típica (por unidade de comprimento)
M_β	Momento aerodinâmico da seção típica devido à superfície de controle (por unidade de comprimento)
I_α	Momento de inércia da seção típica (por unidade de comprimento)

I_β	Momento de inércia da superfície de controle (por unidade de comprimento)
$\bar{P}^i$	Potência elétrica adimensional de saída no circuito indutivo
$\bar{P}^p$	Potência elétrica adimensional de saída no circuito piezelétrico
$\bar{P}$	Potência elétrica total adimensional de saída
$\bar{r}_\alpha$	Raio de giração adimensional da seção típica
$\bar{r}_\beta$	Raio de giração adimensional da superfície de controle
r_α	Raio de giração da seção típica
r_β	Raio de giração da superfície de controle
γ_α	Razão de frequência entre a rotação e o deslocamento linear da seção típica
γ_β	Razão de frequência entre a superfície de controle e o deslocamento linear
$\bar{m}$	Razão entre a massa total e a massa da seção típica
Z	Resistência adimensional total no circuito indutivo
λ_c	Resistência interna adimensional do núcleo eletromagnético
R_c	Resistência interna do núcleo eletromagnético
k_h	Rigidez da mola do GDL de deslocamento linear (por unidade de comprimento)
k_α	Rigidez da mola do GDL de rotação da seção típica (por unidade de comprimento)
k_β	Rigidez da mola do GDL de rotação da superfície de controle (por unidade de comprimento)
b	Semicorda da seção típica
τ	Tempo adimensional
t	Tempo dimensional
$\bar{v}$	Tensão elétrica adimensional de saída do circuito piezelétrico
v^*	Tensão elétrica de referência
v	Tensão elétrica de saída do circuito piezelétrico
$\tilde{\mathbf{F}}$	Termos aerodinâmicos das equações adicionais
$\mathbf{R}$	Termos associados ao carregamento aerodinâmico circulatório
$\tilde{\mathbf{E}}_i$	Termos de acoplamento aeroelásticos das equações aerodinâmicas
W_{nce}	Trabalho virtual não conservativo devido à carga elétrica (por unidade de comprimento)

W_{sd}	Trabalho virtual não conservativo devido ao amortecimento estrutural (por unidade de comprimento)
W_{nca}	Trabalho virtual não conservativo devido às cargas aerodinâmicas (por unidade de comprimento)
$\bar{s}$	Transformada reduzida de Laplace
δ	Variação primária de um funcional
$\bar{U}$	Velocidade adimensional do escoamento
U	Velocidade do escoamento
Θ_i	Vetor de acoplamento eletromecânico devido ao circuito indutivo
Θ_p	Vetor de acoplamento eletromecânico devido ao circuito piezelétrico
$\mathfrak{S}$	Vetor de carregamento aerodinâmico adimensional
$\hat{x}$	Vetor de estados adimensional
x	Vetor de estados adimensional dos graus de liberdade estruturais
S_i	Vetores associados ao carregamento aerodinâmico circulatório

SUMÁRIO

RESUMO.....	XI
ABSTRACT	XIII
LISTA DE FIGURAS.....	XV
LISTA DE TABELAS	XXIII
ACRÔNIMOS.....	XXV
LISTA DE SÍMBOLOS	XXVII
SUMÁRIO.....	XXXIII
1 INTRODUÇÃO E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	35
2 MODELAGEM DE UMA SEÇÃO TÍPICA AEROELÁSTICA	47
2.1 EQUAÇÕES DE MOVIMENTO DE UMA SEÇÃO TÍPICA AEROELÁSTICA COM ACOPLAMENTO PIEZELÉTRICO E ELETROMAGNÉTICO.....	49
2.2 REPRESENTAÇÃO EM ESPAÇO DE ESTADOS	54
2.3 MODELO AERODINÂMICO NÃO ESTACIONÁRIO	55
2.4 MODELO AEROELÁSTICO NÃO LINEAR	58
2.5 MÉTODO DE HÉNON	61
3 RESULTADOS	63
3.1 VERIFICAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO	64
3.1.1 Sistema experimental utilizado no grupo de pesquisa.....	64
3.1.2 Verificação do Modelo Numérico em Relação ao Experimento	67

3.2	ANÁLISE DO COMPORTAMENTO ELETROAEROELÁSTICO DE UMA SEÇÃO TÍPICA COM DOIS GRAUS DE LIBERDADE	70
3.2.1	Seção Típica Linear com 2-GDL	71
3.2.1.1	Seção Típica Linear com 2-GDL Piezoelectricamente Acoplada	71
3.2.1.2	Seção Típica Linear com 2-GDL Eletromagneticamente Acoplada.....	76
3.2.1.3	Seção Típica Linear com 2-GDL com Acoplamento Piezelétrico e Eletromagnético	82
3.2.2	Seção Típica Não Linear com 2-GDL	87
3.2.2.1	Seção Típica Não Linear com 2-GDL Piezoelectricamente Acoplada.....	87
3.2.2.2	Seção Típica Não Linear com 2-GDL Eletromagneticamente Acoplada	93
3.2.2.3	Seção Típica Não Linear com 2-GDL com Acoplamento Piezelétrico e Eletromagnético	99
3.3	SEÇÃO TÍPICA COM TRÊS GRAUS DE LIBERDADE.....	103
3.3.1	Seção Típica Linear com 3-GDL	105
3.3.1.1	Seção Típica Linear com 3-GDL Piezoelectricamente Acoplada	105
3.3.1.2	Seção Típica Linear com 3-GDL Eletromagneticamente Acoplada.....	111
3.3.1.3	Seção Típica Linear com 3-GDL com Acoplamento Piezelétrico e Eletromagnético	119
4	CONCLUSÕES	125
4.1	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	127
	REFERÊNCIAS.....	129
	APÊNDICE A - CONSTANTES DE THEODORSEN.....	135
	APÊNDICE B – SUBMATRIZES DO MODELO AERODINÂMICO.....	137
	PUBLICAÇÕES DECORRENTES DESTE TRABALHO	139

1 INTRODUÇÃO E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

O conceito de coleta de energia de vibração (*vibration based energy harvesting*) visa converter energia disponível no ambiente em eletricidade. Esta conversão da energia de vibração do ambiente em energia elétrica vem sendo investigada por diversos grupos de pesquisa nos últimos anos. A possibilidade da geração de energia com objetivo de alimentar componentes eletrônicos de baixo consumo, propiciar a recarga de baterias ou tornar sistemas autônomos energeticamente é a principal motivação na investigação da coleta ou conversão da energia de vibração existente no ambiente em energia elétrica. Alguns exemplos de sistemas que podem se beneficiar da coleta de energia podem ser mencionados como: alimentação de sistemas de verificação da integridade estrutural (*Structural Health Monitoring* – SHM) instalados em locais de difícil acesso como em pontes, oleodutos/gasodutos, estruturas aeronáuticas, satélites, veículos autônomos (UAVs - *Unmanned Aerial Vehicles*; MAVs – *Micro Air Vehicles* assim como veículos terrestres e aquáticos) e dispositivos como marca-passos.

A conversão de vibrações em eletricidade foi apresentada pela primeira vez na literatura através de Williams e Yates (1996). No artigo, um modelo simplificado por parâmetros concentrados é estudado considerando-se excitação de base e utilizando a transdução eletromagnética para a conversão eletromecânica de energia. Os três mecanismos de conversão de vibrações em energia elétrica mais comumente utilizados ao longo dos últimos anos são o piezelétrico (ROUNDY, WRIGHT, RABAEY, 2003; SODANO, INMAN, PARK, 2004; DUTOIT e WARDLE, 2006; ERTURK e INMAN, 2008), o eletromagnético (WILLIAMS e YATES, 1996; ARNOLD, 2007; GLYNNE-JONES *et al.*, 2004; BEEBY, TUDOR, WHITE, 2006; MANN e SIMS, 2009) e eletrostático (ROUNDY, WRIGHT, RABAEY, 2003; MITCHESON *et al.*, 2004). Outros mecanismos, como o magnetoestrutivo, começam a ser investigados recentemente (WANG e YUAN, 2008; HU *et al.*, 2010) como alternativa aos mecanismos tradicionais de transdução de energia.

Dentre os mecanismos de conversão estudados, a transdução piezelétrica tem recebido maior atenção sendo a mais utilizada pelos pesquisadores nos últimos anos. Alguns exemplos de artigos publicados (SODANO, INMAN, PARK, 2004; PRIYA, 2007; ANTON e SODANO,

2007; COOK-CHENNAULT, THAMBI, SASTRY, 2008; ERTURK, 2013) consideram a transdução piezelétrica para coletar a energia de vibrações. Este tipo de material (piezelétrico) permite a conversão entre energia elétrica e energia mecânica (deformações estruturais). A conversão de energia mecânica em energia elétrica é dada pelo efeito piezelétrico direto. A conversão contrária, ou seja, de energia elétrica em energia mecânica, é dada pelo efeito piezelétrico inverso. Estes materiais tem a capacidade de uso simultâneo dos efeitos piezelétrico direto e inverso. Destarte, uma mesma estrutura composta de material piezelétrico pode ser utilizada como sensor e atuador simultaneamente (Zhao, 2010).

Os geradores piezelétricos utilizam o efeito piezelétrico direto para converter energia de vibrações mecânicas em energia elétrica. As versões mais simples destes geradores são constituídas de placas (ou vigas) metálicas engastadas cobertas em sua totalidade ou parcialmente com uma ou mais camadas de material piezelétrico sendo excitadas através da movimentação de sua base engastada. As camadas de material piezelétrico são cobertas por eletrodos contínuos condutivos, os quais são ligados ao circuito elétrico coletor externo. De forma simplificada, este circuito é geralmente encontrado na literatura como uma carga resistiva e o intuito é estimar a potência elétrica obtida. Diferentes modelos são propostos na literatura visando representar o comportamento eletromecânico destes geradores piezelétricos. Os modelos variam entre representações por parâmetros concentrados (ROUNDY, WRIGHT, RABAEY, 2003; DUTOIT, WARDLE, KIM, 2005) e modelos aproximados de parâmetros distribuídos (SODANO, INMAN, PARK, 2004; DUTOIT, WARDLE, KIM, 2005; LU, LEE, LIM, 2004; CHEN, WANG, CHIEN, 2006). Sendo alguns destes trabalhos verificados experimentalmente com validações (DUTOIT e WARDLE, 2006; ERTURK, RENNO, INMAN, 2009).

Uma das formas de extração de energia do ambiente tem por princípio a conversão a partir da energia vibracional. Desta forma, o gerador é acoplado a uma estrutura a qual se torna fonte de excitação para o mesmo. Assim, a energia da vibração que a princípio seria dissipada ao ambiente pode ser convertida em energia elétrica. Em algumas estruturas, camadas piezelétricas ou até mesmo fibras piezelétricas são adicionadas diretamente sobre ou na constituição das estruturas sujeitas a vibrações, possibilitando a conversão da energia destas vibrações em eletricidade. A saída elétrica de um gerador é maximizada acoplando-se a frequência ressonância de um de seus modos de vibrar com as excitações oriundas do ambiente. Vale ressaltar que o projeto deve ser realizado com cautela a fim de se garantir a integridade estrutural do gerador e

da estrutura em si. Para uma placa ou viga engastada o maior nível de deformação na estrutura é obtido a partir do seu modo fundamental. É desejável que a frequência de ressonância deste modo seja projetada para se aproximar da frequência de excitação obtida no ambiente.

A fonte de energia natural é uma importante questão na coleta de energia de vibrações. As primeiras fontes utilizadas decorrem de correntes d'água. Apesar de eficazes, estas são condicionadas ao local pré-estabelecido na natureza. Outra fonte de vibrações abundante na natureza é o ar, o deslocamento deste entre zonas de alta e baixa pressão constituindo uma fonte abundante que pode ser encontrada em vários lugares. Alguns meios tradicionais de captação de energia do escoamento de ar são os moinhos de vento e geradores eólicos estudados por alguns autores ao longo dos últimos anos (PRIYA *et al.*, 2005; MYERS *et al.*, 2007; RANCOURT, TABESH, FRECHETTE, 2007; XU *et al.*, 2010). Para realizar a conversão entre a energia do escoamento e a energia elétrica, alguns autores passaram a utilizar o efeito direto piezelétrico (PRIYA *et al.*, 2005; MYERS *et al.*, 2007) e outros a indução eletromagnética (RANCOURT, TABESH, FRECHETTE, 2007).

Os trabalhos de investigação de coleta de energia a partir de vibrações aeroelásticas têm por objetivo permitir a construção de coletores de energia escalonáveis e de baixo custo. Estes são utilizados para prover energia para pequenos componentes eletrônicos para aplicações desde SHM em estruturas aeronáuticas até sensores sem fio localizados em áreas com vento abundante. Na literatura (Bryant e Garcia, 2009), apontam os geradores piezelétricos como uma possível alternativa ao uso de geradores eólicos tradicionais (asas rotativas), principalmente em áreas urbanas. Ao longo dos últimos anos, a combinação de vibrações aeroelásticas com um mecanismo apropriado de transdução para transformar a energia do escoamento em energia elétrica tem recebido atenção crescente na literatura de coleta de energia. Duas configurações convenientes para criar oscilações persistentes decorrem da utilização de aerofólios (DIAS, DE MARQUI JR., ERTURK, 2013b; BRYANT, GARCIA, 2011; DE MARQUI JR., ANICEZIO, VIEIRA, TRISTAO, 2010; LI, XIANG, 2010; PENG, ZHU, 2009) ou de estruturas sujeitas a uma esteira de vórtices (ELVIN; ERTURK, 2013; AKAYDIN, ELVIN, ANDREOPOULOS, 2010b; ZHU, BEEBY, TUDOR, WHITE, HARRIS, 2010; POBERING, EBERMEYER, SCHWESINGER, 2009)

A implementação da transdução piezelétrica na coleta de energia do escoamento aparece primeiramente na literatura com o *flapping* de polímeros piezelétricos (PVDF) imersos em água

(ALLEN, SMITS, 2001). Nesta configuração, a esteira de vórtices de *Von Kármán* formada atrás de um corpo rombudo excita o polímero piezelétrico PVDF para extrair eletricidade das vibrações induzidas pelo escoamento através do efeito piezelétrico direto. Após este trabalho, ao longo de alguns anos, a coleta de energia de vibrações induzidas por escoamento foi pouco investigada e os sistemas mecanicamente excitados receberam um maior enfoque na literatura (ANTON e SODANO, 2007; COOK-CHENNAULT, THAMBI e SASTRY, 2008). Após este período, o *flapping* de polímeros piezelétricos sujeitos ao escoamento de ar é investigado para geração de energia em Robbins *et al.* (2006). Mais recentemente, nos últimos cinco anos, a coleta de energia a partir do escoamento voltou a ser investigada por diversos pesquisadores, aparecendo com mais frequência na literatura.

Akcabay e Young (2012) investigam o potencial de coleta de energia de vigas flexíveis submetidas a um escoamento de água, assim como o efeito da variação de parâmetros do sistema. Para obter as respostas, um modelo de Navier-Stokes é acoplado com um modelo de uma viga não linear piezoelectricamente acoplada. O modelo numérico foi comparado com sucesso com resultados experimentais. Os autores estudam a influência do número de Reynolds e o amortecimento da estrutura no comportamento eletroaeroelástico do gerador. Durante a investigação dos parâmetros nota-se a preocupação com a manutenção da integridade estrutural, uma vez que o nível de tensão obtido nas camadas piezocerâmicas se encontra próximo ao limite do material.

Tang, Paidoussis, e Jiang (2009) apresentam uma análise da transferência de energia do fluido para a estrutura através de vibrações autoexcitadas devido ao escoamento axial sobre uma placa engastada. Um modelo de parâmetros concentrados é utilizado. A partir de uma velocidade de escoamento livre a placa engastada oscila, retirando energia do escoamento para vibrar. A coleta de energia do sistema é analisada através de condutores (estes são posicionados ao longo do comprimento da placa em locais de máximo deslocamento dos modos de vibrar) oscilando entre dois painéis magnéticos. O desempenho do gerador é avaliado e parâmetros do sistema são determinados de acordo com a dinâmica e a transferência de energia do sistema.

Modelos de elementos finitos de placas engastadas com piezocerâmicas incorporadas para o problema piezoaeroelástico de coleta de energia baseado no método *vortex-lattice* (DE MARQUI, ERTURK e INMAN, 2010) e no método *doublet-lattice* (DE MARQUI *et al.*, 2011) de aeroelasticidade (BISPLINGHOFF E ASHLEY, 1962; DOWELL *et al.*, 1978) também são

apresentados na literatura. No primeiro artigo, o modelo acoplado é associado com um modelo aerodinâmico não estacionário de malha de vórtices. As piezocerâmicas são associadas em série a uma carga resistiva considerada no domínio elétrico com intuito de estimar a potência gerada. Duas configurações de eletrodos são testadas, contínuas e segmentadas (ver Fig. 1). Em ambos os casos foi detectado uma alteração no comportamento aeroelástico do sistema sendo caracterizado pela adição de amortecimento artificial ao sistema devido ao acoplamento eletromecânico (efeito *shunt damping* o qual será discutido posteriormente). Conforme estudado no artigo a segmentação de eletrodos evita o cancelamento da saída elétrica gerada a partir de movimentos de torção. Uma vez que as oscilações na condição de *flutter* são consequência do acoplamento de modos de flexão e torção, a configuração segmentada apresenta um melhor acoplamento, consequentemente maior potência gerada e efeito *shunt damping*.

Figura 1 - Gerador piezoaeroelástico e seção transversal com eletrodos a) contínuos e b) segmentados (DE MARQUI, ERTURK e INMAN, 2010)

De Marqui *et al.* (2011) apresentam o equacionamento piezoaeroelástico no domínio da frequência. O método de malha de dipolos é utilizado para solucionar o modelo aerodinâmico que é acoplado a um modelo de elementos finitos com acoplamento piezelétrico. Um procedimento prático é apresentado para localizar parâmetros ótimos (aqueles que geram uma maior potência de saída) de componentes do circuito externo. Funções de resposta em frequência (FRFs) piezoaeroelasticamente acopladas foram definidas associando a excitação de base com a excitação aerodinâmica. Dois circuitos externos diferentes, resistivo e resistivo-indutivo em série, foram estudados. O circuito resistivo-indutivo aprimorou o desempenho do sistema, incrementando a potência elétrica de saída na maior parte da banda de frequências estudadas.

Além de placas planas, a literatura apresenta a utilização de aerofólios para coletar energia do escoamento. Erturk *et al.* (2010) apresentam um modelo de parâmetros concentrados verificado experimentalmente para uma seção típica (aerofólio) com 2-GDL utilizando o modelo aerodinâmico de Theodorsen (1935). O acoplamento piezelétrico se dá através de piezocerâmicas incorporadas nas vigas que conferem rigidez ao GDL de deslocamento linear do sistema aeroelástico. Neste artigo é investigada a geração de potência na fronteira de *flutter* assim como o seu efeito na velocidade de *flutter*. Discute-se ainda a possibilidade de conversão de energia a partir de um sistema não linear piezoaeroelástico.

Sistemas aeroelásticos não lineares podem apresentar comportamento supercrítico ou subcrítico, como mostrado na Fig. 2 (DOWELL e TANG, 2002). No caso supercrítico (Fig. 2a) são observadas LCOs somente em velocidades maiores que a velocidade linear de *flutter*, um caso mais desejado para uma aeronave real. No caso subcrítico (Fig. 2b) LCOs ocorrem em velocidades menores que a velocidade linear de *flutter*, que apesar de prejudicial para uma aeronave real ou estruturas submetidas a estas oscilações, proporciona ao gerador aeroelástico uma banda de velocidades maior para obtenção de energia a partir de oscilações permanentes.

Figura 2 - Comportamentos aeroelásticos a) supercrítico e b) subcrítico

Uma versão não linear da seção típica piezoaeroelástica (com uma folga na mola de rigidez no GDL de torção do aerofólio) é investigada por Sousa *et al.* (2011) com intuito de ampliar o envelope de operação do coletor aeroelástico de energia. Em um estudo numérico, a combinação de não linearidades (folga e rigidez cúbica na mola torcional) foi utilizada, propiciando amplitudes de oscilações com valores aceitáveis ao longo de uma faixa de velocidades do escoamento, assim como reduzindo a velocidade na qual se iniciavam oscilações persistentes (LCOs). A exploração de não linearidades benignas e prejudiciais (DOWELL e TANG, 2002; DOWELL *et al.* 2003) na coleta de energia foi demonstrada com sucesso. Especificamente, foi apontado (ERTURK *et al.*, 2010) e demonstrado (SOUSA *et al.*, 2011) que

as fontes de não linearidades catastróficas (DOWELL e TANG, 2002; DOWELL *et al.* 2003), tais como articulações soltas, as quais são prejudiciais para a aeronave real podem ser usadas no problema de coleta de energia (dado a redução da velocidade de obtenção de oscilações permanentes e o aumento da energia coletada).

Dunnmon *et al.* (2011) estuda a coleta de energia piezelétrica a partir de oscilações em ciclo limite. O modelo experimental estudado é constituído de uma asa rígida com uma placa elástica engastada ao seu bordo de fuga e com piezocerâmicas coladas próximas a região do engaste. Um modelo eletroaeroelástico não linear é apresentado e o método de malha de vórtices utilizado para determinar o carregamento aerodinâmico não estacionário. O sistema apresenta oscilações em regime subcrítico. Além disso, é analisada a eficiência do gerador com alteração de alguns parâmetros aeroelásticos.

Bryant e Garcia (2011) estudaram o problema aeroelástico de coleta de energia para uma seção típica com dois graus de liberdade (2-GDL) piezoelectricamente acoplada utilizando a teoria de Peters, Karunamoorthy e Cao (1995) para determinar o carregamento aerodinâmico não estacionário. No experimento proposto no artigo (ver Fig. 3), uma viga elástica engastada, com piezocerâmicas aderidas próximo ao engaste e um flape (aerofólio) livre em rotação vinculado à outra extremidade da viga, é investigada. É utilizado um modelo semi-empírico não linear considerando o estol dinâmico no flape quando este é sujeito a grandes deflexões. Ensaio em túnel de vento foram realizados determinando parâmetros aerodinâmicos empíricos. No domínio elétrico um circuito chaveado é utilizado visando maximizar a energia gerada. Tem-se ainda a análise da potência elétrica gerada e a frequência de *flutter* em função da variação do ângulo de incidência do escoamento.

Figura 3 - Gerador aeroelástico proposto por Bryant e Garcia (2011)

Uma análise numérica detalhada do potencial de coleta de energia para um sistema de aerofólio foi apresentado por Peng e Zhu (2009) utilizando um modelo de Navier-Stokes e sem considerar mecanismo específico de transdução. No artigo, são determinadas combinações de parâmetros geométricos e mecânicos que maximizam a saída elétrica. Além disso, é interessante ressaltar que em determinadas configurações o gerador se torna estável, não oscilando com o escoamento.

Outros meios de coletar a energia do escoamento também são apresentados na literatura. Como alternativa a configurações de geradores aeroelásticos baseadas em aerofólios ou placas sujeitas ao escoamento, St. Clair *et al.* (2010) apresentam um sistema que se baseia no funcionamento de instrumentos musicais de sopro. Oscilações autoexcitadas induzidas pelo escoamento em uma viga engastada e piezoelectricamente engastada dentro de uma cavidade são utilizadas para coletar energia do escoamento. Uma das características do gerador proposto é a possibilidade de redução de escala e coleta de energia em sistemas de dimensões reduzidas.

Kwon (2010) propõe um gerador aeroelástico composto por uma viga em T engastada submetida a um escoamento axial (ver Fig. 4). Piezocerâmicas são coladas próximas à região do engaste para a conversão de energia. Experimentos em túnel de vento foram realizados e oscilações persistentes foram obtidas em baixas velocidades do escoamento. A esteira de vórtices da viga T proporciona oscilações na parte engastada, conferindo ao sistema oscilações autoexcitadas. O sistema foi testado apenas experimentalmente, onde oscilações persistentes foram obtidas a partir de 4 m/s. Além da fácil construção, o gerador tem um baixo custo de manufatura e pode facilmente ter sua escala reduzida.

Figura 4 - Gerador piezoaeroelástico de viga em T proposto por Kwon (2010) a) esquemático do gerador e b) dispositivo experimental

Pobering, Ebermeyer e Schwesinger (2010) e Akaydin, Elvin e Andreopoulos (2010a, 2010b) investigam as oscilações de vigas piezelétricas engastadas induzidas pela esteira de vórtices de *Von Karman* de corpos rombudos através de experimentos e simulações numéricas. Pobering, Ebermeyer e Schwesinger (2010) notam que a redução na escala do gerador aumenta a eficiência do mesmo já que a frequência de oscilação aumenta com a redução das dimensões. Vigas piezelétricas sob excitação harmônica de base e submersas na água são investigadas e modeladas em Erturk e Delporte (2011). Aureli *et al.*, (2010) investigam a geração de energia elétrica a partir de vigas IPMC (*Ionic polymer-metal composite*) sob a água. Kwuimy *et al.* (2012) explorou o uso de placas bi-estáveis eletromecanicamente acopladas (ERTURK; HOFFMANN; INMAN, 2009) imersas em um escoamento turbulento. Além destas pesquisas, vale acrescentar que o conceito de *wingmill* (uso de asas para coletar energia do escoamento) utilizando vibrações aeroelásticas foi investigada previamente como alternativa aos convencionais moinhos de vento e turbinas eólicas (MCKINNEY e DELAURIER, 1981; LY e CHASTEAU, 1981; JONES, DAVIDS e PLATZER, 1999) para configurações em larga escala, enquanto a pesquisa presente é focada em geração elétrica de baixa potência através de mecanismos de conversão energética geometricamente escalonáveis.

Além dos casos utilizando transdução piezelétrica, pesquisas recentes exploram o uso da indução eletromagnética para converter as vibrações aeroelásticas em eletricidade. Em Jung e Lee (2011), as oscilações são oriundas de um problema de *galloping* e em Zhu *et al.* (2010) as vibrações são advindas de esteiras de vórtices de corpos rombudos. O gerador descrito por Zhu *et al.* (2010) é apresentado na Fig. 5. Um ímã está vinculado a parte móvel do sistema e a bobina ao sistema estacionário. Quando o sistema é submetido ao escoamento (vertical para baixo), a presença do corpo rombudo gera uma esteira de vórtices que excita o sistema, resultando em oscilações persistentes e na conversão de energia através da indução eletromagnética (movimento relativo entre ímã e bobina). Um ponto importante discutido, se dá ao fato de que a manutenção da integridade estrutural do dispositivo apresentado se encontra sujeita a baixas amplitudes de deslocamento, consequentemente baixas velocidades do escoamento. Uma solução apontada é o controle do amortecimento elétrico do sistema variando a carga resistiva. Para ser possível isto, o transdutor deve ter alto acoplamento. Contudo, se este acoplamento eletromagnético for muito alto, o gerador não realiza a coleta de energia em baixas velocidades. Há, portanto, um

compromisso entre o grau de acoplamento eletromagnético e a velocidade mínima do escoamento para obtenção de oscilações persistentes.

Figura 5 - Gerador eletromagnético proposto por Zhu *et al.* (2010) a) esquemático do gerador e b) dispositivo experimental

Os dois mecanismos de transdução aqui discutidos, transdução piezelétrica e indução eletromagnética, possuem vantagens peculiares na coleta de energia elétrica a partir de vibrações induzidas pelo fluido. Estas, e algumas outras transduções e fontes de energia tem sua densidade de potência contra tensão elétrica de saída mostradas na Fig. 6. A transdução piezelétrica é uma maneira conveniente de extrair energia de deformações estruturais, além de sua fácil aplicação (colagem das piezocerâmicas próximas às regiões de máxima deformação) e uma densidade de potência relativamente alta, os níveis de tensão elétrica de saída podem ser utilizados diretamente nos circuitos almejados. Destarte, a piezocerâmica é o meio de transdução mais utilizado na indústria e o mais estudado na literatura. A indução eletromagnética também possui uma alta densidade de potência, sendo útil na conversão através de movimentos relativos entre arranjos de núcleo-magneto baseados na lei de *Faraday*.

Figura 6 – Densidade de potência contra tensão elétrica para estratégias de suprimento de energia de lithium/lithium-ion e mecanismos regenerativos comuns (COOK-CHENNAULT, THAMBI e SASTRY, 2008)

Levando em consideração um coletor de energia com base em um aerofólio de 2-GDLs, Dias, De Marqui e Erturk (2013a, 2013b), Dias *et al.* (2013) e Dias, De Marqui (2013) sugerem recentemente que a combinação adequada da transdução piezelétrica e da indução eletromagnética em um coletor híbrido de energia do fluido pode aprimorar a densidade de potência empregando uma única plataforma. No modelo considerado neste trabalho, as molas do GDL de deslocamento linear são vigas engastadas fabricadas em aço-mola, nas quais piezelétricos são instalados na região do engaste e o movimento de translação na ponta destas vigas é explorado para geração de potência coletada por indução. Apesar de não estudado, a rotação do eixo elástico do aerofólio (EE) também pode ser facilmente adaptado para extração de energia através da indução eletromagnética.

No presente trabalho, são estudadas diferentes configurações de um gerador aeroelástico de energia utilizando um aerofólio eletromecanicamente acoplado. Os aerofólios investigados possuem 2-GDLs e 3-GDLs, além disso, são investigados casos lineares e não lineares. Os mecanismos de transdução, piezelétrico e a indução eletromagnética, adicionados ao GDL de deslocamento linear (ANICÉZIO *et al.*, 2011; ERTURK *et al.*, 2010), são estudados

separadamente e posteriormente simultaneamente. Um modelo eletroaeroelástico adimensional é apresentado e a interação entre a geração de potência elétrica e o comportamento eletroaeroelástico da seção típica é investigada na presença de uma carga resistiva para cada tipo de transdução presente no sistema. As equações adimensionais eletroaeroelásticas são obtidas com intuito de estudar o efeito de alguns parâmetros e investigar escalabilidade geométrica dos geradores propostos.

2 MODELAGEM DE UMA SEÇÃO TÍPICA AEROELÁSTICA

Neste trabalho serão analisadas seções típicas aeroelásticas com 2-GDL e 3-GDL. Em ambos os casos será adicionado acoplamento piezelétrico e acoplamento eletromagnético (separadamente e simultaneamente) ao GDL de deslocamento linear (h) assim como circuitos elétricos separados. Além do acoplamento eletromecânico, uma não linearidade pode ser acrescentada no GDL de rotação da seção típica (α) para o caso com 2-GDL.

A Fig. 7 mostra um esquema de uma seção típica com 3-GDL na ausência de acoplamento eletromecânico. O deslocamento linear da seção típica, deslocamento angular e deslocamento angular da superfície de controle são denotados por h , α , e β respectivamente. O deslocamento linear da seção típica é medido a partir do eixo elástico do aerofólio (EE), tendo como origem a posição de equilíbrio da seção típica na ausência de escoamento e positivo para baixo. O ângulo de ataque da seção típica é medido no EE, mensurado entre a direção do escoamento e a linha de corda da seção típica sendo positivo no sentido horário. O ângulo de ataque da superfície de controle é medido no eixo de articulação da mesma (EA), sendo medido entre as linhas de corda da seção típica e da superfície de controle (positivo no sentido horário). Além dos deslocamentos dos GDL tem-se, b é a semicorda da seção do aerofólio, a é a distância adimensional (em semicordas) entre o ponto médio da corda até o EE, c é a distância adimensional entre o ponto médio da corda até o EA, x_α é a distância adimensional (em semicordas) entre o centro de gravidade do aerofólio (CG) e o EE, x_β é a distância adimensional entre o EA e o centro de gravidade da superfície de controle. As rigidezes das molas por unidade de comprimento dos GDL de deslocamento linear, rotação da seção típica e rotação da superfície de controle são expressas pelos termos k_h , k_α e k_β respectivamente. Os coeficientes de amortecimento por unidade de comprimento destes GDL são denotados respectivamente por d_h , d_α e d_β . A velocidade do escoamento é denotada por U .

Figura 7 - Esquema de uma seção típica aeroelástica com 3-GDL

A próxima seção tem por objetivo determinar as equações de movimento da seção típica com 3-GDL eletromecanicamente acoplada a partir das equações de Lagrange. Serão desenvolvidas as equações levando em consideração a presença de um acoplamento eletromecânico híbrido (acoplamentos piezelétrico e eletromagnético simultaneamente). Desta maneira, fica implícito que, caso seja estudada a seção típica com apenas o acoplamento piezelétrico, a equação referente ao circuito indutivo assim como os termos de acoplamento com outros GDL (que serão apresentadas ao longo deste capítulo) devem ser eliminadas do modelo. Da mesma maneira isso deve ser realizado caso o objetivo do estudo seja uma seção típica eletromagneticamente acoplada apenas, retirando desta maneira as equações e termos referentes ao acoplamento piezelétrico. Além do acoplamento, temos o caso uma seção típica com 2-GDL, se esta é considerada, deve-se excluir a equação de momento da superfície de controle assim como os termos referentes ao acoplamento com os demais GDL.

2.1 Equações de Movimento de uma Seção Típica Aeroelástica com Acoplamento Piezelétrico e Eletromagnético.

O mesmo método utilizado a seguir é desenvolvido para uma seção típica com 2-GDL piezoelectricamente acoplada desenvolvida por Erturk e Inman (2011), onde as equações de movimento do sistema são desenvolvidas a partir do Princípio de Hamilton estendido, Eq. (2.1).

$$\int_{t_1}^{t_2} (\delta T - \delta V + \delta W_{ie} + \delta W_{nce} + \delta W_{nca} + \delta W_{sd}) dt = 0 \quad (2.1)$$

sendo δ a primeira variação de um funcional, T denota a energia cinética total por unidade de comprimento (na direção da envergadura), V representa a energia potencial total por unidade de comprimento e W_{ie} é a energia elétrica interna por unidade de comprimento. δW_{nce} , δW_{nca} e δW_{sd} representam as componentes do trabalho virtual não-conservativas devido à carga elétrica, às cargas aerodinâmicas e ao amortecimento estrutural, todas por unidade de comprimento.

A energia cinética total do sistema por unidade de comprimento de envergadura é

$$T = \frac{1}{2} \left[(m + m_f) \dot{h}^2 + (x_\alpha \dot{\alpha} + x_\beta \dot{\beta}) 2mb\dot{h} + I_\alpha \dot{\alpha}^2 + I_\beta \dot{\beta}^2 \right] \quad (2.2)$$

onde m representa a massa do aerofólio por unidade de comprimento, m_f é a massa efetiva por unidade de comprimento das fixações (conectando o aerofólio às vigas molas de deslocamento linear, conforme discutido na seção 3.1.1 – seu valor é nulo na representação ideal mostrada na Fig. 7), I_α é o momento de inércia do aerofólio e I_β é o momento de inércia da superfície de controle. O ponto acima dos símbolos dos GDL representa diferenciação em relação ao tempo dimensional (t).

A energia potencial total por unidade de comprimento é definida como

$$V = \frac{1}{2} \left(k_h h^2 + k_\alpha \alpha^2 + k_\beta \beta^2 - \frac{\theta}{l} v \cdot h - \frac{\psi}{l} I \cdot h \right) \quad (2.3)$$

na qual θ representa o acoplamento eletromecânico devido às piezocerâmicas acopladas ao GDL de deslocamento linear, ψ representa o acoplamento eletromecânico devido à presença do circuito eletromagnético, l é a envergadura do aerofólio, v é a tensão elétrica entre os terminais

da carga resistiva presente no circuito piezelétrico, I é a corrente eletromagneticamente induzida que circula no respectivo circuito.

A energia elétrica interna do sistema é apresentada como

$$W_{ie} = \frac{1}{2} \left(\frac{C_p^{eq}}{l} v^2 + 2 \frac{\theta}{l} v \cdot h + \frac{L_c}{l} I^2 + 2 \frac{\psi}{l} I \cdot h \right) \quad (2.4)$$

onde C_p^{eq} é a capacitância equivalente interna das piezocerâmicas, L_c é a indutância do núcleo eletromagnético.

As componentes não-conservativas do trabalho virtual são

$$\delta W_{nce} = \frac{Q^p}{l} \delta v + \frac{\Phi}{l} \delta I \quad (2.5)$$

$$\delta W_{nca} = -L \delta h + M_\alpha \delta \alpha + M_\beta \delta \beta \quad (2.6)$$

$$\delta W_{sd} = -d_h \dot{h} \delta h - d_\alpha \dot{\alpha} \delta \alpha - d_\beta \dot{\beta} \delta \beta \quad (2.7)$$

onde a componente devido à carga elétrica e ao fluxo magnético é apresentada na Eq. (2.5), na qual Q^p representa a carga elétrica no circuito piezelétrico e Φ o fluxo magnético que percorre o interior do núcleo eletromagnético. A componente devido às cargas aerodinâmicas é mostrada na Eq. (2.6) onde L é a sustentação aerodinâmica por unidade de comprimento, M_α é o momento aerodinâmico da seção típica por unidade de comprimento, M_β é o momento aerodinâmico da seção típica por unidade de comprimento devido à superfície de controle (as orientações das cargas aerodinâmicas são dadas na Fig. 7). Tem-se ainda a componente devido ao amortecimento estrutural exibida na Eq. (2.7).

Aplicando de tal maneira as equações de Lagrange à seção típica com 3-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético simultaneamente tem-se

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{h}} \right) - \frac{\partial T}{\partial h} + \frac{\partial U}{\partial h} - \frac{\partial W_{ie}}{\partial h} = \frac{\partial W_{nce}}{\partial h} + \frac{\partial W_{nca}}{\partial h} + \frac{\partial W_{sd}}{\partial h} \quad (2.8)$$

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{\alpha}} \right) - \frac{\partial T}{\partial \alpha} + \frac{\partial U}{\partial \alpha} - \frac{\partial W_{ie}}{\partial \alpha} = \frac{\partial W_{nce}}{\partial \alpha} + \frac{\partial W_{nca}}{\partial \alpha} + \frac{\partial W_{sd}}{\partial \alpha} \quad (2.9)$$

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{\beta}} \right) - \frac{\partial T}{\partial \beta} + \frac{\partial U}{\partial \beta} - \frac{\partial W_{ie}}{\partial \beta} = \frac{\partial W_{nce}}{\partial \beta} + \frac{\partial W_{nca}}{\partial \beta} + \frac{\partial W_{sd}}{\partial \beta} \quad (2.10)$$

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{v}} \right) - \frac{\partial T}{\partial v} + \frac{\partial U}{\partial v} - \frac{\partial W_{ie}}{\partial v} = \frac{\partial W_{nce}}{\partial v} + \frac{\partial W_{nca}}{\partial v} + \frac{\partial W_{sd}}{\partial v} \quad (2.11)$$

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{I}} \right) - \frac{\partial T}{\partial I} + \frac{\partial U}{\partial I} - \frac{\partial W_{ie}}{\partial I} = \frac{\partial W_{nce}}{\partial I} + \frac{\partial W_{nca}}{\partial I} + \frac{\partial W_{sd}}{\partial I} \quad (2.12)$$

Substituindo as Eqs. (2.2) a (2.7) nas Eqs. (2.8) a (2.12), resulta nas equações que governam a seção típica com 3-GDL e com acoplamento híbrido (eletromagnético e piezelétrico).

$$(m + m_f) \ddot{h} + mbx_\alpha \ddot{\alpha} + mbx_\beta \ddot{\beta} + d_h \dot{h} + k_h h - \frac{\theta}{l} v - \frac{\psi}{l} I = -L \quad (2.13)$$

$$mbx_\alpha \ddot{h} + I_\alpha \ddot{\alpha} + (I_\beta + (c-a)mb^2 x_\beta) \ddot{\beta} + d_\alpha \dot{\alpha} + k_\alpha \alpha = M_\alpha \quad (2.14)$$

$$mbx_\beta \ddot{h} + I_\beta \ddot{\beta} + (I_\alpha + (c-a)mb^2 x_\alpha) \ddot{\alpha} + d_\beta \dot{\beta} + k_\beta \beta = M_\beta \quad (2.15)$$

$$C_p^{eq} \dot{v} + \frac{v}{R_l^p} + \theta \dot{h} = 0 \quad (2.16)$$

$$L_c \dot{I} + (R_c + R_l^i) I + \psi \dot{h} = 0 \quad (2.17)$$

onde R_l^p é a carga resistiva considerada no circuito piezelétrico, R_c é a resistência interna da bobina eletromagnética e R_l^i é a carga resistiva considerada no circuito eletromagnético. Note que as Eqs. (2.16) e (2.17) foram derivadas no tempo, destarte é possível utilizar as relações $\dot{Q}^p = v/R_l^p$ e $\dot{\Phi} = f_{em} = (R_c + R_l^i) I$ onde f_{em} é a força eletromotriz induzida no circuito eletromagnético.

As Eqs. (2.13) a (2.17) representam as equações de movimento de uma seção típica aeroelástica com acoplamento piezelétrico e eletromagnético. A maioria dos termos apresentados é conhecida, com exceção dos carregamentos aerodinâmicos oscilatórios. Estes termos, de sustentação e de momentos devido aos movimentos arbitrários, serão estudados posteriormente. Estas equações podem ser reescritas de maneira adimensional tornando o projeto escalável (Bisplinghoff, Ashley e Halfman, 1955) e estendendo a análise para uma classe de sistemas em comparação a análise de um sistema particular (Hemati, 1995).

As adimensionalizações a seguir têm como base os parâmetros adimensionais definidos por Theodorsen (1935). Para tal, a equação de sustentação, Eq. (2.13), é multiplicada por $1/mb$; as equações de momento, Eqs. (2.14) e (2.15), são multiplicadas por $1/mb^2$. No domínio elétrico, a criação de uma tensão elétrica de referência (v^*) constante igual a 1 Volt e de uma corrente de

referência (I^*) constante igual a 1 *Ampere* auxiliam na adimensionalização das equações neste domínio. Destarte, a equação do sistema piezelétrico, Eq. (2.16), é multiplicada por v^*/mb^2l enquanto a equação do sistema eletromagnético, Eq. (2.17), é multiplicada por I^*/mb^2l . A adimensionalização proposta faz com que as equações de movimento da seção típica com 3-GDL e acoplamento piezelétrico e eletromagnético sejam expressas da seguinte maneira

$$\bar{m}\ddot{h} + x_\alpha\ddot{\alpha} + x_\beta\ddot{\beta} + \frac{d_h}{m}\dot{h} + \omega_h^2\bar{h} - \frac{\theta v^*}{mbl}\bar{v} - \frac{\psi I^*}{mbl}\bar{I} = -\frac{L}{mb} \quad (2.18)$$

$$x_\alpha\ddot{h} + \bar{r}_\alpha^2\ddot{\alpha} + (\bar{r}_\beta^2 + (c-a)x_\beta)\ddot{\beta} + \frac{d_\alpha}{mb^2}\dot{\alpha} + \bar{r}_\alpha^2\omega_\alpha^2\alpha = \frac{M_\alpha}{mb^2} \quad (2.19)$$

$$x_\beta\ddot{h} + \bar{r}_\beta^2\ddot{\beta} + (\bar{r}_\alpha^2 + (c-a)x_\alpha)\ddot{\alpha} + \frac{d_\beta}{mb^2}\dot{\beta} + \bar{r}_\beta^2\omega_\beta^2\beta = \frac{M_\beta}{mb^2} \quad (2.20)$$

$$\frac{C_p^{eq}v^{*2}}{mb^2l}\dot{\bar{v}} + \frac{v^{*2}}{mb^2lR_l^p}\bar{v} + \frac{\theta v^*}{mbl}\dot{h} = 0 \quad (2.21)$$

$$\frac{L_c I^{*2}}{mb^2l}\dot{\bar{I}} + \frac{(R_c + R_l^i)I^{*2}}{mb^2l}\bar{I} + \frac{\psi I^*}{mbl}\dot{h} = 0 \quad (2.22)$$

onde $\bar{m} = (m + m_f)/m$ é a razão entre a massa total e a massa do aerofólio, $\bar{h} = h/b$ é o deslocamento linear adimensional, $\omega_h = \sqrt{k_h/m}$ é a frequência natural desacoplada do GDL de deslocamento linear, $\bar{v} = v/v^*$ é a tensão elétrica adimensional de saída do circuito piezelétrico, $\bar{I} = I/I^*$ é a corrente elétrica adimensional induzida no circuito eletromagnético, $\bar{r}_\alpha = r_\alpha/b$ é o raio de giração adimensional da seção típica (note que $r_\alpha = \sqrt{I_\alpha/m}$ é o raio de giração dimensional da seção típica), $\bar{r}_\beta = r_\beta/b$ é o raio de giração adimensional da superfície de controle (note que $r_\beta = \sqrt{I_\beta/m}$ é o raio de giração dimensional da superfície de controle), $\omega_\alpha = \sqrt{k_\alpha/m}$ é a frequência natural desacoplada do GDL de rotação da seção típica e $\omega_\beta = \sqrt{k_\beta/m}$ é a frequência natural desacoplada do GDL de rotação da superfície de controle. Contudo nota-se ainda que as equações acima se refiram ao tempo dimensional (t), desta maneira considera-se o tempo adimensional (τ) expresso a seguir

$$\tau = \omega_h t \quad (2.23)$$

e as diferenciações em relação ao tempo podem ser substituídas da seguinte maneira

$$\frac{d}{dt} = \omega_h \frac{d}{d\tau} \quad e \quad \frac{d^2}{dt^2} = \omega_h^2 \frac{d^2}{d\tau^2}$$

desta forma, para completar a adimensionalização as equações de sustentação e de momentos aerodinâmicos, Eqs. (2.18) a (2.20), são multiplicadas por $1/\omega_h^2$. No domínio elétrico, as equações, Eq. (2.21) e Eq. (2.22), são multiplicadas por $1/\omega_h^3$. Desta maneira podemos escrever as equações de movimento da seção típica com 3-GDL e acoplamento piezelétrico e eletromagnético simultâneos da seguinte forma

$$\bar{m}\bar{h}'' + x_\alpha \bar{\alpha}'' + x_\beta \bar{\beta}'' + \zeta_h \bar{h}' + \bar{h} - \kappa \bar{v} - \chi \bar{I} = -\bar{L} \quad (2.24)$$

$$x_\alpha \bar{h}'' + \bar{r}_\alpha^2 \bar{\alpha}'' + (\bar{r}_\beta^2 + (c-a)x_\beta) \bar{\beta}'' + \zeta_\alpha \bar{\alpha}' + \gamma_\alpha^2 \bar{r}_\alpha^2 \bar{\alpha} = \bar{M}_\alpha \quad (2.25)$$

$$x_\beta \bar{h}'' + \bar{r}_\beta^2 \bar{\beta}'' + (\bar{r}_\alpha^2 + (c-a)x_\alpha) \bar{\alpha}'' + \zeta_\beta \bar{\beta}' + \gamma_\beta^2 \bar{r}_\beta^2 \bar{\beta} = \bar{M}_\beta \quad (2.26)$$

$$\eta \bar{v}' + \frac{\bar{v}}{\lambda_q^p} + \kappa \bar{h}' = 0 \quad (2.27)$$

$$\varphi \bar{I}' + \lambda_c \bar{I} + \lambda_q^i \bar{I} + \chi \bar{h}' = 0 \quad (2.28)$$

onde $\bar{\alpha} = \alpha / \alpha^*$ é o deslocamento rotacional adimensional da seção típica (tal que $\alpha^* = 1\text{rad}$ é o ângulo de rotação de referência), $\zeta_h = d_h / m\omega_h$ é razão de amortecimento adimensional do GDL de deslocamento linear, $\kappa = \theta v^* / lmb\omega_h^2$ é o acoplamento adimensional eletromecânico devido às camadas piezelétricas, $\chi = \psi I^* / lmb\omega_h^2$ é o acoplamento eletromecânico adimensional devido ao dispositivo eletromagnético, $\bar{L} = L / mb\omega_h^2$ é a sustentação aerodinâmica adimensional, $\bar{\beta} = \beta / \beta^*$ é o deslocamento rotacional adimensional da superfície de controle (tal que $\beta^* = 1\text{rad}$ é o ângulo de rotação de referência da superfície de controle), $\zeta_\alpha = d_\alpha / mb^2\omega_h$ é a razão de amortecimento adimensional do GDL de deslocamento rotacional da seção típica, $\gamma_\alpha = \omega_\alpha / \omega_h$ é a razão entre as frequências desacopladas do GDL de rotação (ω_α) e do deslocamento linear da seção típica (ω_h), $\bar{M}_\alpha = M_\alpha / mb^2\omega_h^2$ é o momento aerodinâmico adimensional da seção típica), $\zeta_\beta = d_\beta / mb^2\omega_h$ é a razão de amortecimento adimensional do GDL de deslocamento rotacional da superfície de controle, $\gamma_\beta = \omega_\beta / \omega_h$ é a razão entre as frequências desacopladas do GDL de rotação da superfície de controle (ω_β) e do deslocamento linear da seção típica (ω_h), $\bar{M}_\beta = M_\beta / mb^2\omega_h^2$ é o momento aerodinâmico adimensional da seção

típica devido à superfície de controle, $\eta = C_p^{eq} (v^*)^2 / mb^2 l \omega_h^2$ é a capacitância equivalente adimensional das camadas piezelétricas, $\lambda_l^p = R_l^p mb^2 l \omega_h^3 / (v^*)^2$ é a carga resistiva adimensional no circuito piezelétrico, $\varphi = L_c (I^*)^2 / lmb^2 \omega_h^2$ é a indutância adimensional do circuito eletromagnético, $\lambda_c = R_c (I^*)^2 / lmb^2 \omega_h^3$ é a resistência interna adimensional do núcleo eletromagnético e $\lambda_l^i = R_l^i (I^*)^2 / lmb^2 \omega_h^3$ a carga resistiva adimensional do circuito eletromagnético. Além disso, o apóstrofo (') denota diferenciação em relação ao tempo adimensional.

Têm-se ainda parâmetros adimensionais que serão estudados ao longo do texto, são estes, $\bar{U} = U / \omega_h b$ a velocidade adimensional do escoamento, $\bar{P}^p = \bar{v}^2 / \lambda_l^p$ a potência elétrica adimensional de saída do circuito piezelétrico, $\bar{P}^i = \lambda_l^i \bar{I}^2$ a potência elétrica adimensional de saída do circuito indutivo, $\bar{P}^d = \lambda_c \bar{I}^2$ a potência elétrica adimensional dissipada na resistência interna do circuito indutivo, $\bar{P} = \bar{P}^p + \bar{P}^i$ a potência adimensional total de saída (soma das potências de cada circuito elétrico).

2.2 Representação em Espaço de Estados

As equações aeroelásticas que consideram simultaneamente a transdução piezelétrica e a indução eletromagnética (Eqs. (2.24) até (2.28)) podem ser escritas na forma de espaço de estados introduzindo os acoplamentos eletromecânicos ao modelo aerodinâmico oscilatório proposto por Edwards *et al.* (1979). A tensão elétrica e a corrente de saída nos circuitos piezelétrico e indutivo, respectivamente, são consideradas como duas novas variáveis de estado. De tal forma as equações em espaço de estados são escritas como na Eq. (2.29).

$$\begin{bmatrix} \mathbf{I} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{M} & \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \eta & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \varphi \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{x}' \\ \mathbf{x}'' \\ \bar{\mathbf{v}}' \\ \bar{I}' \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{0} & -\mathbf{I} & \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{K} & \mathbf{B} & -\Theta_p^T & -\Theta_I^T \\ \mathbf{0} & \Theta_p & 1/\lambda_l^p & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \Theta_I & \mathbf{0} & Z \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{x} \\ \mathbf{x}' \\ \bar{\mathbf{v}} \\ \bar{I} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathfrak{Z} \\ \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \end{Bmatrix} \quad (2.29)$$

onde $x = \{\bar{\alpha} \quad \bar{\beta} \quad \bar{h}\}^T$ representa os estados estruturais, T superscrito indica transposto, $\mathbf{I}$ a matriz identidade 2×2 ou 3×3 dependendo do número de GDL estruturais do sistema

aeroelástico, $\Theta_p = \{0 \ 0 \ \kappa\}$ o vetor de acoplamento eletromecânico devido ao sistema piezelétrico, $\Theta_l = \{0 \ 0 \ \chi\}$ o vetor de acoplamento eletromecânico devido ao sistema eletromagnético, $Z = (\lambda_l^i + \lambda_c)$ a resistência total presente no circuito eletromagnético e $\mathfrak{T} = \{\bar{M}_\alpha \ \bar{M}_\beta \ \bar{L}\}^T$ o vetor de carregamento aerodinâmico adimensional. Tem-se ainda que as matrizes $\mathbf{M}$, $\mathbf{B}$ e $\mathbf{K}$ representam as contribuições do sistema estrutural em relação à inércia, amortecimento e rigidez respectivamente. Estas são detalhadas nas seguintes equações.

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} \bar{r}_\alpha^2 & \bar{r}_\beta^2 + (c-a)x_\beta & x_\alpha \\ \bar{r}_\alpha^2 + (c-a)x_\alpha & \bar{r}_\beta^2 & x_\beta \\ x_\alpha & x_\beta & \bar{m} \end{bmatrix} \quad (2.30)$$

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} \zeta_\alpha & 0 & 0 \\ 0 & \zeta_\beta & 0 \\ 0 & 0 & \zeta_h \end{bmatrix} \quad (2.31)$$

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} \gamma_\alpha^2 \bar{r}_\alpha^2 & 0 & 0 \\ 0 & \gamma_\beta^2 \bar{r}_\beta^2 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.32)$$

Como mencionado anteriormente a maioria dos parâmetros é conhecida com exceção do carregamento aerodinâmico ($\mathfrak{T}$). Destarte, será estudado na próxima seção um modelo aerodinâmico não estacionário para implementar nas equações acima.

2.3 Modelo Aerodinâmico Não Estacionário

As forças aerodinâmicas não estacionárias são calculadas a partir da teoria desenvolvida por Theodorsen (1935), com base na solução harmônica para um aerofólio fino envolto por um escoamento potencial. Estas são utilizadas nas equações de movimento do sistema aeroelástico apresentadas previamente. O modelo aerodinâmico de Theodorsen é baseado na integração do escoamento potencial definindo a aerodinâmica ao redor do aerofólio utilizando a transformação conformal de Joukowski, sendo o equacionamento dividido em escoamento circulatório e não-circulatório. Assim, admite-se a hipótese de escoamento incompressível bidimensional e de pequenos ângulos de ataque.

Após a determinação dos potenciais de velocidade em cada GDL, Theodorsen (1935) aplica o Teorema de Bernoulli para escoamentos não estacionários calculando as pressões locais sobre o aerofólio. Com a integração destas pressões obtêm-se as cargas aerodinâmicas (sustentação e momentos aerodinâmicos) atuantes no aerofólio apresentadas nas Eqs. (2.33) a (2.35) advindas das contribuições circulatorias e não circulatorias.

$$L = -\rho b^2 \left(U \pi \dot{\alpha} + \pi \ddot{h} - \pi b a \ddot{\alpha} - U T_4 \dot{\beta} - T_1 b \ddot{\beta} \right) - 2\pi \rho U b C(k) f(t) \quad (2.33)$$

$$M_\alpha = -\rho b^2 \left[\left(\frac{1}{2} - a \right) U b \pi \dot{\alpha} + \left(\frac{1}{8} + a^2 \right) b^2 \pi \ddot{\alpha} + (T_4 + T_{10}) U^2 \beta \right. \\ \left. + \left(T_1 - T_8 - (c - a) T_4 + \frac{1}{2} T_{11} \right) U b \dot{\beta} \right. \\ \left. - (T_7 + (c - a) T_1) b^2 \ddot{\beta} - \dot{\alpha} \pi b \ddot{h} \right] + 2\pi \rho U b^2 \left(a + \frac{1}{2} \right) C(k) f(t) \quad (2.34)$$

$$M_\beta = -\rho b^2 \left\{ \left[-2T_9 - T_1 + T_4 \left(a - \frac{1}{2} \right) \right] U b \dot{\alpha} + \right. \\ \left. 2T_{13} b^2 \ddot{\alpha} + \frac{1}{\pi} (T_5 + T_4 T_{10}) U^2 \beta - \right. \\ \left. \frac{T_4 T_{11}}{2\pi} U b \dot{\beta} - \frac{T_3}{\pi} b^2 \ddot{\beta} - T_1 b \ddot{h} \right\} - \rho U b^2 T_{12} C(k) f(t) \quad (2.35)$$

onde

$$f(t) = U \alpha + \dot{h} + b \left(\frac{1}{2} - a \right) \dot{\alpha} + \frac{1}{\pi} T_{10} U \beta + b \frac{1}{2\pi} T_{11} \dot{\beta} \quad (2.36)$$

têm-se ainda que ρ representa a densidade do ar, U a velocidade do escoamento, T_i as constantes de Theodorsen (1935) e $C(k)$ a função generalizada de Theodorsen. Esta função é complexa e depende da frequência reduzida de oscilação do sistema $k = \omega_h b / U$. As constantes de Theodorsen são descritas no Apêndice A. A contribuição não circulatoria depende exclusivamente da posição do EE e do EA enquanto a contribuição circulatoria depende também de uma função transcendental conhecida como função Generalizada de Theodorsen expressa em sua forma exata na Eq. (2.37).

$$C(k) = \frac{\int_1^\infty \frac{x_0}{\sqrt{x_0^2 - 1}} e^{-ikx_0} dx_0}{\int_1^\infty \frac{x_0 + 1}{\sqrt{x_0^2 - 1}} e^{-ikx_0} dx_0} \quad (2.37)$$

Esta expressão não pode ser facilmente incluída na formulação em espaço de estados dada na Eq. (2.29). Aproximações para a Eq. (2.37) foram apresentadas para simplificar a expressão matemática da aerodinâmica de Theodorsen mantendo as características físicas do sistema. Edwards *et al.* (1979) mostra como a Transformada de Laplace da aproximação de Jones (1940) para a função indicial de Wagner (1925), Eq. (2.38), pode ser colocada na formulação de espaço de estados com a inclusão de dois estados aerodinâmicos adicionais para o sistema. Esta aproximação é descrita como:

$$C(\bar{s}) = \frac{0.5\bar{s}^2 + 0.2808\bar{s} + 0.01365}{\bar{s}^2 + 0.3455\bar{s} + 0.01365} \quad (2.38)$$

onde $\bar{s} = sb/U$ é a transformada reduzida de Laplace. Desta maneira temos o espaço de estados (2.29) do sistema aeroelástico acoplado juntamente com a aproximação de Jones dado a seguir.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{I} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & 0 & 0 \\ \mathbf{0} & \tilde{\mathbf{M}} & \mathbf{0} & 0 & 0 \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{I} & 0 & 0 \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \eta & 0 \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & 0 & \varphi \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{x}' \\ \mathbf{x}'' \\ \mathbf{x}'_a \\ \bar{v}' \\ \bar{I}' \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{I} & \mathbf{0} & 0 & 0 \\ -\tilde{\mathbf{K}} & -\tilde{\mathbf{B}} & \tilde{\mathbf{D}} & \Theta_p^T & \Theta_I^T \\ \tilde{\mathbf{E}}_1 & \tilde{\mathbf{E}}_2 & \tilde{\mathbf{F}} & 0 & 0 \\ \mathbf{0} & -\Theta_p & \mathbf{0} & -1/\lambda_l^p & 0 \\ \mathbf{0} & -\Theta_I & \mathbf{0} & 0 & -Z \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{x} \\ \mathbf{x}' \\ \mathbf{x}_a \\ \bar{v} \\ \bar{I} \end{Bmatrix} \quad (2.39)$$

onde $\mathbf{x}_a$ representa o vetor de estados aerodinâmicos aumentados, $\tilde{\mathbf{M}}$, $\tilde{\mathbf{B}}$ e $\tilde{\mathbf{K}}$ representam as matrizes das contribuições adimensionais estruturais e aerodinâmicas das grandezas inerciais, de amortecimento e de rigidez respectivamente. Estas matrizes são apresentadas por Edwards *et al.* (1979), Conner (1996), Li e Xiang (2010) em função do tempo dimensional (t). Para o tempo adimensional (τ) têm-se

$$\tilde{\mathbf{M}} = \mathbf{M} - \frac{\rho b^2}{m} \mathbf{M}_{nc} \quad (2.40)$$

$$\tilde{\mathbf{B}} = \mathbf{B} - \frac{\rho b^2}{m} \left(\frac{U}{b} \right) \left(\mathbf{B}_{nc} + \frac{1}{2} \mathbf{R} \mathbf{S}_2 \right) \quad (2.41)$$

$$\tilde{\mathbf{K}} = \mathbf{K} - \frac{\rho b^2}{m} \left(\frac{U}{b} \right)^2 \left(\mathbf{K}_{nc} + \frac{1}{2} \mathbf{R} \mathbf{S}_1 \right) \quad (2.42)$$

onde as componentes aerodinâmicas não circulatórias são dadas nas matrizes $\mathbf{M}_{nc}$, $\mathbf{B}_{nc}$ e $\mathbf{K}_{nc}$ e as componentes aerodinâmicas circulatórias são dadas nos vetores $\mathbf{R}$, $\mathbf{S}_1$ e $\mathbf{S}_2$. As matrizes $\tilde{\mathbf{E}}_1$, $\tilde{\mathbf{E}}_2$ e $\tilde{\mathbf{F}}$ correspondem as duas equações diferenciais adicionais devido ao modelo aerodinâmico não estacionário. O acoplamento entre o carregamento aerodinâmico e modelo estrutural proposto no domínio de tempo adimensional é dado na matriz $\tilde{\mathbf{D}}$. Estas submatrizes são definidas no Apêndice B.

É possível ainda expressar a representação em espaço de estados, Eq. (2.39), de uma maneira mais compacta, ou seja,

$$\dot{\hat{\mathbf{x}}} = \mathbf{A}\hat{\mathbf{x}} \quad (2.43)$$

onde

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{I} & \mathbf{0} & 0 & 0 \\ -\tilde{\mathbf{M}}^{-1}\tilde{\mathbf{K}} & -\tilde{\mathbf{M}}^{-1}\tilde{\mathbf{B}} & \tilde{\mathbf{M}}^{-1}\tilde{\mathbf{D}} & \tilde{\mathbf{M}}^{-1}\Theta_p^T & \tilde{\mathbf{M}}^{-1}\Theta_l^T \\ \tilde{\mathbf{E}}_1 & \tilde{\mathbf{E}}_2 & \tilde{\mathbf{F}} & 0 & 0 \\ \mathbf{0} & -\Theta_p/\eta & \mathbf{0} & -1/\eta\lambda_l^p & 0 \\ \mathbf{0} & -\Theta_l/\varphi & \mathbf{0} & 0 & -Z/\varphi \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{x} \\ \mathbf{x}' \\ \mathbf{x}_a \\ \bar{v} \\ \bar{I} \end{Bmatrix} \quad (2.44)$$

é a matriz de estados adimensional do sistema e $\hat{\mathbf{x}} = \{\mathbf{x} \quad \mathbf{x}' \quad \mathbf{x}_a \quad \bar{v} \quad \bar{I}\}^T$ é o vetor de estados adimensional do sistema aeroelástico com acoplamento piezelétrico e eletromagnético. A equivalência entre as soluções aproximadas por estados adicionais com as soluções exatas para propósitos de engenharia é provada por Edwards *et al.* (1979).

2.4 Modelo Aeroelástico Não Linear

Parte deste trabalho tem por finalidade analisar a influência de parâmetros aeroelásticos e eletromecânicos no comportamento eletroaeroelástico da seção típica não linear eletromecanicamente acoplada. O principal motivo para o estudo de sistemas não lineares se dá ao fato de obtenção de oscilações em ciclo limite (LCO) abaixo da velocidade linear de *flutter* além da obtenção de potência elétrica em níveis acima do caso linear (Sousa *et al.*, 2011).

As não linearidades estudadas neste trabalho são do tipo *freeplay*, uma folga adicionada na mola torcional, fazendo com que o momento restaurador sofra uma descontinuidade. No caso

da não linearidade ser encontrada na mola do GDL de rotação da seção típica, o momento restaurador pode ser visto na Fig. 8. Deve-se ressaltar que as não linearidades constituem um problema do ponto de vista estrutural para uma aeronave, por exemplo. Contudo, são intrínsecas para qualquer sistema real. Tem-se ainda que, do ponto de vista de coleta de energia, as não linearidades provocam no sistema aeroelástico, oscilações em ciclo limite em uma faixa de velocidades, caracterizando um gerador aeroelástico que possa converter energia do escoamento em energia elétrica em toda esta faixa de velocidade. Se o escoamento se mantém nesta faixa de velocidades, o mesmo pode sofrer variações sem comprometer a integridade estrutural do gerador aeroelástico.

Figura 8 - Momentos elásticos para a seção típica com 2-GDL linear e não linear com adição de *freeplay* no GDL de rotação

As equações de movimento do sistema com 3-GDL e não linearidades nos GDL de rotação da seção típica e de rotação da superfície de controle são

$$\bar{m}\bar{h}'' + x_\alpha \bar{\alpha}'' + x_\beta \bar{\beta}'' + \zeta_h \bar{h}' + \bar{h} - \kappa \bar{v} - \chi \bar{I} = -\bar{L} \quad (2.45)$$

$$x_\alpha \bar{h}'' + \bar{r}_\alpha^2 \bar{\alpha}'' + (\bar{r}_\beta^2 + (c-a)x_\beta) \bar{\beta}'' + \zeta_\alpha \bar{\alpha}' + \bar{f}_a(\alpha) \bar{\alpha} + \bar{f}_b(\alpha) = \bar{M}_\alpha \quad (2.46)$$

$$x_\beta \bar{h}'' + \bar{r}_\beta^2 \bar{\beta}'' + (\bar{r}_\alpha^2 + (c-a)x_\alpha) \bar{\alpha}'' + \zeta_\beta \bar{\beta}' + \bar{g}_a(\beta) \bar{\beta} + \bar{g}_b(\beta) = \bar{M}_\beta \quad (2.47)$$

$$\eta \bar{v}' + \frac{\bar{v}}{\lambda_q^p} + \kappa \bar{h}' = 0 \quad (2.48)$$

$$\varphi \bar{I}' + \lambda_c \bar{I} + \lambda_q^i \bar{I} + \chi \bar{h}' = 0 \quad (2.49)$$

onde $\bar{f}_a(\alpha)$ e $\bar{f}_b(\alpha)$ são funções do deslocamento angular da seção típica definidas nas Eqs. (2.50) e (2.51) respectivamente, $\bar{g}_a(\beta)$ e $\bar{g}_b(\beta)$ são funções do deslocamento angular da superfície de controle definidas nas equações (2.52) e (2.53) respectivamente. Caso alguma das não linearidades não seja considerada, o módulo do *freeplay* correspondente ao GDL em questão é considerado nulo.

No caso da não linearidade no GDL de rotação da seção típica tem-se

$$\bar{f}_a(\alpha) = \begin{cases} \bar{r}_a^2 \gamma_a^2 & \text{Se } \alpha < -\alpha_s \\ 0 & \text{Se } -\alpha_s \leq \alpha \leq \alpha_s \\ \bar{r}_a^2 \gamma_a^2 & \text{Se } \alpha > \alpha_s \end{cases} \quad (2.50)$$

$$\bar{f}_b(\alpha) = \begin{cases} \bar{r}_a^2 \gamma_a^2 \alpha_s & \text{Se } \alpha < -\alpha_s \\ 0 & \text{Se } -\alpha_s \leq \alpha \leq \alpha_s \\ -\bar{r}_a^2 \gamma_a^2 \alpha_s & \text{Se } \alpha > \alpha_s \end{cases} \quad (2.51)$$

onde α_s é o ângulo, em radianos, do módulo das fronteiras do *freeplay*. Ou seja, caso o deslocamento angular (α) corresponda à relação $-\alpha_s \leq \alpha \leq \alpha_s$, então a rigidez ao deslocamento neste GDL é nulo.

Para o caso da não linearidade no GDL de rotação da superfície de controle, tem-se

$$\bar{g}_a(\beta) = \begin{cases} \bar{r}_\beta^2 \gamma_\beta^2 & \text{Se } \beta < -\beta_s \\ 0 & \text{Se } -\beta_s \leq \beta \leq \beta_s \\ \bar{r}_\beta^2 \gamma_\beta^2 & \text{Se } \beta > \beta_s \end{cases} \quad (2.52)$$

$$\bar{g}_b(\beta) = \begin{cases} \bar{r}_\beta^2 \gamma_\beta^2 \beta_s & \text{Se } \beta < -\beta_s \\ 0 & \text{Se } -\beta_s \leq \beta \leq \beta_s \\ -\bar{r}_\beta^2 \gamma_\beta^2 \beta_s & \text{Se } \beta > \beta_s \end{cases} \quad (2.53)$$

onde β_s é o ângulo, em radianos, do módulo das fronteiras do *freeplay* neste GDL. Ou seja, caso o deslocamento angular da superfície de controle (β) corresponda à relação $-\beta_s \leq \beta \leq \beta_s$, então a rigidez ao deslocamento neste GDL é nulo.

Apesar das não linearidades poderem ser estudadas simultaneamente (Alighanbari, 1995), ao decorrer deste trabalho estas serão estudadas isoladamente. Outro ponto importante na análise dos sistemas não lineares é a velocidade na qual este é estudado, uma vez que as LCOs são obtidas em mais de uma velocidade de escoamento. Tendo em vista as diversas configurações de geradores aeroelásticos acoplados estudados neste trabalho, é impraticável analisar cada

configuração em sua velocidade que gera maior potência de saída. Desta maneira, foca-se a análise de cada configuração na velocidade mais baixa em que se obtém o LCO.

De maneira análoga ao caso linear, o modelo do sistema não linear pode ser representado em espaço de estados. Tomando como base o modelo linear dado pela Eq. (2.43) temos que o modelo não linear pode ser expresso da seguinte maneira

$$\dot{\hat{\mathbf{x}}} = \mathbf{A}\hat{\mathbf{x}} + \mathbf{A}_{nl}\mathbf{y} \quad (2.54)$$

onde $\mathbf{A}$ é a matriz de estado do sistema constituído com base na rigidez não linear dada pelas Eqs. (2.50) (2.52), $\mathbf{A}_{nl}$ é a matriz de estados referente à contribuição não linear do sistema definida na Eq. (2.55) e o vetor $\mathbf{y}$ é definido como $\mathbf{y} = \{1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0\}^T$.

$$\mathbf{A}_{nl} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\tilde{\mathbf{M}}^{-1}\mathbf{K}_{nl} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.55)$$

onde

$$\mathbf{K}_{nl} = \begin{bmatrix} \bar{f}_b(\alpha) & 0 & 0 \\ 0 & \bar{g}_b(\alpha) & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.56)$$

2.5 Método de Hénon

Lin e Cheng (1993) desenvolveram modelos similares combinando espaços de estados lineares com a adição de estados não lineares. Eles apontam um problema na resolução do problema no domínio do tempo, dado ao fato da difícil localização da fronteira de um freeplay, gerando imprecisão nos resultados obtidos e até mesmo instabilidade numérica. Conner (1996) analisa as soluções do sistema usando um algoritmo de “força bruta” (substituindo os parâmetros do sistema assim que uma descontinuidade linear é atingida) obtendo resultados incorretos. Outra análise feita foi em relação ao método da biseccção, contudo o método exige um número considerável de iterações adicionais para produzir resultados aceitáveis tornando o método ineficiente.

Visando minimizar os passos de integração para localizar os pontos de transição entre as regiões lineares e não lineares (*freeplay*) o método de Hénon foi adaptado para identificar

precisamente o tempo da transição em apenas um passo de integração. O método de Hénon encontra a intersecção da trajetória de um atrator com uma superfície de seção de Poincaré. A técnica consiste em alterar a variável independente e a variável de estado de interesse de maneira a tornar o tempo como variável dependente. Destarte, integrando o sistema alterado (Hénon) em um passo especificado a fim de que este se encontre sobre a borda da não linearidade, o tempo no qual o sistema atinge esta transição não linear é dado como variável dependente juntamente com os demais espaços de estado. Para a realização deste procedimento é necessário que o método de integração numérica escolhido permita passos independentes de tempo, como o Runge-Kutta, segundo Hénon (1982).

Desta forma, um sistema de N equações diferenciais simultâneas em relação ao tempo

$$\begin{aligned}\frac{dx_1}{dt} &= f_1(x_1, x_2, \dots, x_N) \\ &\vdots \\ \frac{dx_N}{dt} &= f_N(x_1, x_2, \dots, x_N)\end{aligned}\tag{2.57}$$

pode ser reescrito em função da variável de estado onde se encontra a não linearidade, conforme a Eqs. (2.58)

$$\begin{aligned}\frac{dx_1}{dx_{nl}} &= \frac{f_1}{f_{nl}}(x_1, x_2, \dots, x_N) \\ &\vdots \\ \frac{dt}{dx_{nl}} &= \frac{1}{f_{nl}}(x_1, x_2, \dots, x_N)\end{aligned}\tag{2.58}$$

onde o subscrito nl indica o espaço de estado onde o cruzamento da não linearidade é encontrado. Além disso, temos que dx_{nl}/dt corresponde a equação diferencial da variável de estado descontínua, dx_i/dx_{nl} representa a variação da i -ésima variável de estado em relação à variável descontínua e dt/dx_{nl} representa a variação do tempo em relação à variável descontínua. Em resumo, para resolução do problema proposto, o método de Runge-Kutta de quarta ordem é utilizado para integrar o sistema da Eq. (2.57) no tempo. A partir do momento que há o cruzamento de uma descontinuidade, assume-se o modelo modificado de Hénon, Eq. (2.58), onde a integração é realizada em função da variável descontínua.

Destarte o sistema aeroelástico com diferentes tipos de acoplamento pode ser analisado. Os resultados da análise são apresentados no próximo capítulo.

3 RESULTADOS

Neste trabalho, conforme discutido anteriormente, são analisadas diversas configurações de geradores aeroelásticos usando transdução piezelétrica, indução eletromagnética ou acoplamento híbrido - utilizando ambos os mecanismos de transdução simultaneamente. Cada caso é estudado utilizando uma seção típica com 2-GDL e com 3-GDL. O acoplamento eletromecânico é inserido no GDL de deslocamento linear juntamente com um resistor no domínio elétrico do problema. Os estudos de caso apresentados referem-se à condição linear de cada gerador e posteriormente à condição não linear. Os deslocamentos dos graus de liberdade são verificados em cada análise uma vez que o modelo aerodinâmico é válido apenas para pequenos deslocamentos.

Inicialmente as configurações com 2-GDL são estudadas. A primeira análise tem por objetivo verificar a influência de diferentes parâmetros adimensionais (raio de giração, deslocamento ao longo da corda do eixo elástico em relação ao centroide, resistência, acoplamento eletromecânico, capacitância/indutância equivalente e razão de frequências) sobre o comportamento eletroaeroelástico linear do sistema (velocidade de *flutter* e potência elétrica gerada). Posteriormente, é analisado o sistema com a adição de uma não linearidade concentrada do tipo *freeplay* no GDL de deslocamento angular. Nesta análise é estudada a influência dos mesmos parâmetros adimensionais do caso linear com inclusão do estudo do ângulo limite do *freeplay* no comportamento eletroaeroelástico não linear do sistema (velocidade com oscilações em ciclo limite e potência elétrica gerada).

Logo após são estudadas as configurações com 3-GDL. A influência de diferentes parâmetros adimensionais (raio de giração, deslocamento ao longo da corda do eixo elástico em relação ao centroide, resistência, acoplamento eletromecânico, capacitância/indutância equivalente e razão de frequências e razão de frequências da superfície de controle) sobre o comportamento eletroaeroelástico linear do sistema (velocidade de *flutter* e potência elétrica gerada) é investigada.

3.1 Verificação do Modelo Numérico

Para verificar o modelo numérico eletroaeroelástico foi realizada uma comparação entre o caso com 2-GDL linear piezoelectricamente acoplado com um modelo experimental de uma seção típica já utilizada em outras pesquisas do grupo. Destarte, uma breve descrição do sistema experimental é apresentada logo a seguir.

3.1.1 Sistema experimental utilizado no grupo de pesquisa

O sistema aeroelástico utilizado nos ensaios experimentais é baseado na concepção de Conner (1996). O modelo experimental apresentado na Fig. 9 é formado por um aerofólio rígido, suportado por quatro vigas bi engastadas que propiciam rigidez à flexão ao sistema. Um eixo de alumínio passa pelo ponto de $1/4$ da corda da seção típica. Este se encontra fixado a duas placas de aço em cada uma das extremidades através de um sistema de rolamentos e flanges, propiciando ao aerofólio um eixo elástico. Estas placas de aço propiciam o acréscimo de massa no sistema dinâmico principalmente vinculado ao GDL h . Na parte superior do sistema (em destaque na Fig. 9), há um fio-mola que passa pelo eixo de alumínio e fica apoiado em uma cantoneira fixada na placa superior, propiciando desta forma rigidez à torção. Mais detalhes são obtidos em Tavares (2009).

Figura 9 - Fotos do modelo experimental

O acoplamento eletromecânico é adicionado ao sistema através de cerâmicas piezelétricas (QP-10N – Mide Technology Corp.) coladas na raiz (região do engaste) de duas vigas que conferem rigidez linear ao sistema, uma na parte superior e outra na parte inferior do aerofólio. O sistema eletromecanicamente acoplado pode ser visualizado na Fig. 10. As piezocerâmicas são ligadas em paralelo e os eletrodos conectados aos terminais de um resistor visando estimar a potência elétrica gerada. Para análise do sistema, consideram-se valores de resistor que propiciam ao sistema uma condição próxima ao curto-circuito até uma próxima a circuito aberto ($R_l^p = 10^2, 10^3, 10^4, 10^5$ e $10^6 \Omega$).

Figura 10 - Fotos do modelo experimental com acoplamento piezelétrico

A velocidade de escoamento livre foi obtida utilizando-se um tubo de Pitot instalado no bocal de saída do túnel de vento soprador associado a um micro manômetro (TSI- 8705). Um sistema dSPACE (DS 1104) foi utilizado para a aquisição dos dados. Para mensurar o deslocamento linear (h) foi utilizado um *strain gage* colocado em uma das quatro vigas que conferem rigidez ao GDL de deslocamento linear. Um esquema de $\frac{1}{4}$ de ponte foi utilizado em um sistema HBM MGC Plus. A saída foi calibrada fornecendo o deslocamento no GDL de deslocamento linear em metros. Um *encoder* US Digital modelo HEDS-9000-T00 foi instalado no eixo que passa a $\frac{1}{4}$ da corda da seção típica, fornecendo o ângulo de rotação do aerofólio (α).

Os parâmetros aeroelásticos para realização das simulações foram determinados experimentalmente e os parâmetros eletromecânicos obtidos com auxílio do modelo analítico de

Erturk e Inman (2008). Estes parâmetros podem ser visualizados na Tab. 1. Com auxílio das adimensionalizações propostas no Capítulo 2 é possível obter os parâmetros aeroelásticos e eletromecânicos adimensionais, assim como mostrados na Tab. 2.

Tabela 1 Parâmetros do modelo experimental linear com 2-GDL

Parâmetro	Valor	Unidade
m	1.542	kg/m
m_f	2.458	kg/m
l	0.5	m
b	0.125	m
$a \cdot b$	-0.0625	m
$x_\alpha b$	0.03125	m
I_α	0.0072	kg·m
k_α	5.08	N/rad
k_h	4200	N/m ²
d_α	0.0635	N·s/rad
d_h	1.8146	N·s/m ²
θ	1.55	mN/V
C_p^{eq}	120	nF
R_l^p	$10^2 - 10^6$	Ω

Tabela 2 Parâmetros adimensionais do modelo experimental linear com 2-GDL

Parâmetro	Valor
a	-0.5
m_r	2.5940
x_α	0.25
$\bar{r}_\alpha$	0.5467
γ_α	0.5090
ζ_h	0.0535
ζ_α	0.1102
κ	$5,9 \times 10^{-6}$
η	3.66×10^{-9}
λ_l^p	$1.71 \times 10^6 -$ 1.71×10^{10}

3.1.2 Verificação do Modelo Numérico em Relação ao Experimento

Com intuito de verificar o modelo proposto, foi realizada a comparação entre os resultados experimentais e previsões do modelo numérico. Após ensaio experimental realizado previamente pelo grupo com um conjunto de resistores ($\lambda_l^p = 1.7 \cdot 10^5, 1.7 \cdot 10^6, 1.7 \cdot 10^7, 1.7 \cdot 10^8$ e $1.7 \cdot 10^9 \Omega$) juntamente com ensaio numérico, é possível notar uma diferença entre a velocidade de *flutter* experimental e numérica para o modelo (Tab. 3). A maior variação entre estas velocidades é de 2.8%, além disto, é possível notar que o modelo numérico subestima a velocidade experimental de *flutter* para cargas resistivas inferiores à carga resistiva que gera máxima potência de saída.

É possível verificar aqui que a velocidade de *flutter* para uma condição próxima ao curto-circuito tende a ser menor do que a velocidade para a condição de circuito-aberto. Nota-se ainda que a velocidade linear de *flutter* aumenta próximo ao resistor ótimo (o qual gera maior potência elétrica) devido ao efeito *shunt damping*.

Tabela 3 Variação da velocidade de *flutter* experimental e numérica no caso linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado

Resistência Adimensional (λ_t^p)	Velocidade adimensional de <i>Flutter</i> Experimental	Velocidade adimensional de <i>Flutter</i> Numérica
$1.7 \cdot 10^5$	1.821	1.784
$1.7 \cdot 10^6$	1.821	1.784
$1.7 \cdot 10^7$	1.838	1.787
$1.7 \cdot 10^8$	1.853	1.817
$1.7 \cdot 10^9$	1.806	1.815

Considerando a velocidade de *flutter* para cada resistor (Tab. 3), simulações no domínio do tempo foram realizadas para verificar a resposta do sistema em relação a variação da carga resistiva. Com as simulações é possível obter o comportamento dos estados mecânicos (deslocamentos linear e angular) assim como o estado elétrico (tensão elétrica) ao longo do tempo. A potência elétrica gerada é obtida a partir do sinal de tensão elétrica combinada com o respectivo resistor utilizado e comparada com os valores obtidos no experimento. Vale ressaltar que os experimentos foram realizados em velocidades tão próximas quanto possível da velocidade de *flutter*, uma vez que esta condição é difícil de obter experimentalmente. Destarte, as amplitudes das respostas podem aumentar ou diminuir ao longo do tempo no experimento.

A variação de potência adimensional em ambos os casos (experimental e numérico) com a variação da carga resistiva na condição de *flutter*, pode ser visualizada na Fig. 11. Nota-se que os resultados do modelo numérico foram obtidos para diversos valores resistores. Observa-se também que a resistência experimental ótima que fornece a maior potência é de $10^5 \Omega$ ($\lambda_t^p = 1.7 \cdot 10^8$), contudo quando se leva em consideração os valores numéricos tem-se que o resistor ótimo global é $2.5 \cdot 10^5 \Omega$ ($\lambda_t^p = 4.3 \cdot 10^8$).

Figura 11 - Variação da potência elétrica adimensional produzida variando a carga resistiva no circuito elétrico do sistema linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado e na fronteira de *flutter*.

A Fig. 12 apresenta a comparação das respostas adimensionais dos GDLs mecânicos e elétrico do sistema experimental e numérico para o caso linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado. Nestes gráficos é possível ver as saídas adimensionais do deslocamento linear ($\bar{h}$), deslocamento angular ($\bar{\alpha}$) e tensão elétrica ($\bar{v}$) ao longo do tempo adimensional (τ). Verificando de tal forma que o modelo prevê com êxito as amplitudes e frequências de resposta do sistema eletroaeroelástico.

Figura 12 Resposta adimensional no tempo dos deslocamentos linear e angular e da tensão elétrica do sistema linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado com resistência ótima ($\lambda_l^p = 1,7 \cdot 10^8$) e na fronteira de *flutter*.

3.2 Análise do comportamento eletroaeroelástico de uma Seção Típica com Dois Graus de Liberdade

Nesta seção o comportamento eletroaeroelástico de um gerador com 2-GDL é investigado para os casos linear e não linear com os diferentes tipos de acoplamento eletromecânico (piezelétrico e eletromagnético separada e simultaneamente). Um esquemático da seção típica aeroelástica de 2-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético é mostrado na Fig. 13. Com intuito de analisar este comportamento tem-se a variação dos parâmetros eletroaeroelásticos adimensionais: razão de frequências (γ_α), raio de giração ($\bar{r}_\alpha$), deslocamento do eixo elástico a partir do centroide ao longo da corda (x_α), módulo das fronteiras de *freeplay* (α_s)¹, acoplamento eletromecânico (κ^2 ou χ^3), capacitância equivalente (η)² e indutância equivalente (φ)³. Tem-se ainda que em cada análise é considerada a carga resistiva que gera a maior potência de saída no circuito piezelétrico ($(\lambda_l^p)_{optimal}$) e eletromagnético ($(\lambda_l^i)_{optimal}$) quando estes estão presentes no sistema. Destarte, as influências da carga resistiva no circuito piezelétrico (λ_l^p) e da carga resistiva no circuito indutivo (λ_l^i) também são analisadas.

Figura 13 Esquemático de uma seção típica aeroelástica de 2-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético.

¹ O estudo deste parâmetro se aplica somente para o caso não linear

² O estudo deste parâmetro se aplica quando existe somente a transdução piezelétrica

³ O estudo deste parâmetro se aplica quando existe somente a transdução eletromagnética

Cada análise é composta do estudo da influência da variação de dois destes parâmetros na potência elétrica adimensional de saída, na velocidade adimensional de *flutter* ou na primeira velocidade adimensional em que o sistema apresenta oscilações em ciclo limite¹ e nos máximos deslocamentos dos graus de liberdade linear e angular. Para a seção típica de 2-GDL, quando não mencionados na análise os parâmetros adimensionais assumem seus respectivos valores nominais que podem ser visualizados na Tab. 4.

Para uma melhor compreensão, os resultados do caso linear e do caso não linear foram separados nos próximos itens. Os diferentes tipos de acoplamento são separados em subitens.

Tabela 4 Parâmetros adimensionais nominais da seção típica com 2-GDL

Parâmetro	Valor
γ_α	0.5090
$\bar{r}_\alpha$	0.5467
x_α	0.2500
α_s	0.0244
κ	$5,9 \times 10^{-6}$
χ	0.0535
η	3.66×10^{-9}
φ	0.0130

3.2.1 Seção Típica Linear com 2-GDL

Esta seção apresenta três casos de estudo, sendo cada um atribuído a um tipo de acoplamento. Primeiramente são analisados os efeitos de diferentes parâmetros adimensionais eletroaeroelásticos na potência elétrica adimensional de saída assim como na velocidade adimensional de *flutter*. Posteriormente, a interação entre a geração de potência elétrica e o comportamento eletroaeroelástico linear da seção típica é investigado na velocidade de *flutter*.

3.2.1.1 Seção Típica Linear com 2-GDL Piezoelectricamente Acoplada

A princípio, os efeitos da razão de frequências (γ_α), o raio de giração adimensional ($\bar{r}_\alpha$) assim como a distância adimensional do eixo elástico e do centroide ao longo da corda (x_α) na potência elétrica adimensional gerada a partir do acoplamento piezelétrico ($\bar{P}^p = \bar{v}^2 / \lambda_t^p$) assim

como na velocidade adimensional de *flutter* ($\bar{U} = U / \omega_h b$) são investigados levando em consideração a carga resistiva no circuito elétrico que gera a maior potência de saída ($(\lambda_l^p)_{optimal}$).

A influência da variação de $\bar{r}_\alpha$ e γ_α na velocidade adimensional de *flutter* ($\bar{U}$) é mostrada na Fig. 14a (note que o segundo eixo desta figura se encontra invertido em relação às demais gerando maior clareza na visualização dos resultados). A velocidade de *flutter* aumenta com o aumento de $\bar{r}_\alpha$ para todos os valores de γ_α . A Fig. 14b mostra a variação da potência adimensional de saída para cada velocidade de *flutter* da Fig. 14a. Esta potência é mínima para valores da razão de frequência próximos a $\gamma_\alpha = 0.7$, esta configuração portanto deve ser evitada no projeto de geradores piezoaeroelásticos de energia. Além disto, tem-se que a potência de saída aumenta com a redução de γ_α . A carga resistiva que proporciona a maior potência de saída para cada configuração de $\bar{r}_\alpha$ e γ_α é exibida na Fig. 14c variando de modo semelhantemente a $\bar{P}^p$. Os máximos deslocamentos linear e angular são apresentados respectivamente nas Fig. 14d e Fig. 14e. Nota-se que os maiores valores de deslocamentos se encontram para valores baixos de γ_α , sendo que para valores baixos de $\bar{r}_\alpha$ aumenta-se o máximo deslocamento angular. Os valores máximos de deslocamento linear e $\bar{P}^p$ são obtidos para valores altos e baixos de $\bar{r}_\alpha$. Como no projeto de um gerador a obtenção de oscilações em baixas velocidades é mais almejada, a configuração que gera maior potência elétrica de saída com níveis baixos de velocidade de *flutter* para um gerador linear piezoeletricamente acoplado de 2-GDL é obtida para valores baixos de γ_α e valores baixos de $\bar{r}_\alpha$.

Figura 14 Influência do raio de giração e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) Velocidade de flutter, (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistor ótimo, (d) Máximo deslocamento linear e (e) Máximo deslocamento angular

A variação da velocidade adimensional de *flutter* ($\bar{U}$) com a variação de x_α e γ_α é observada na Fig. 15a para as cargas resistivas ótimas mostradas na Fig. 15c (ambas as figuras mencionadas apresentam o segundo eixo invertido em relação as demais para garantir uma melhor visualização dos resultados). Esta velocidade aumenta com a diminuição de x_α (note que com esta redução, diminui-se o acoplamento inercial entre os graus de liberdade de deslocamento linear e angular) para todos os valores de γ_α . A Fig. 15b mostra a variação da potência elétrica adimensional de saída para cada velocidade de *flutter* da Fig. 15a. Mais uma vez, a potência é mínima para valores da razão de frequência próximos a $\gamma_\alpha = 0.7$, mantendo-se baixa para valores altos de γ_α . Além disto, tem-se que a potência de saída aumenta com o aumento de x_α . Novamente a carga resistiva que proporciona a maior potência de saída para cada configuração

varia de modo semelhantemente a $\bar{P}^p$, assim como o máximo deslocamento linear apresentado na Fig. 15d. O máximo deslocamento angular é apresentado na Fig. 15e. Como esperado, o aumento de x_α , proporcionando o aumento de acoplamento inercial entre o deslocamento dos graus de liberdade, faz com que se aumentem os máximos deslocamentos linear e angular. Desta forma, a configuração que gera maior potência elétrica de saída é obtida para valores baixos de γ_α e valores altos de x_α .

Figura 15 Influência do deslocamento do eixo elástico em relação ao centroide e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistor ótimo, (d) Máximo deslocamento linear e (e) Máximo deslocamento angular

Agora, será apresentada a influência de alguns parâmetros eletromecânicos no comportamento do gerador piezoaeroelástico de energia.

A variação de $\bar{U}$ com a variação do acoplamento eletromecânico adimensional (κ) e da carga resistiva adimensional no circuito piezelétrico (λ_l^p) é mostrada na Fig. 16a. A potência

elétrica adimensional ($\bar{P}^p$) para cada configuração de acoplamento e carga resistiva é exibida na Fig. 16b para cada velocidade da Fig. 16a. Nota-se que tanto a potência elétrica como a velocidade de *flutter* possuem um comportamento semelhante para esta análise, ambas crescem a medida que κ aumenta e tem seu valor máximo para uma carga resistiva $\lambda_l^p = 4.2 \cdot 10^8$ para qualquer valor de κ . Com o aumento de κ tem-se a maior conversão de energia de vibração mecânica em energia elétrica. Além disto, tem-se o deslocamento linear e o deslocamento angular em função da variação de κ e de λ_l^p apresentados nas Fig. 16c e Fig. 16d respectivamente (note que estas figuras se encontram com o segundo eixo invertido em relação aos primeiros). O deslocamento linear é máximo próximo à área de máxima de potência de saída juntamente com uma área de mínimo deslocamento logo ao lado. O deslocamento angular tem uma queda apenas para cargas resistivas altas e altos valores de acoplamento eletromecânico. Portanto, a área preferida para projeto e fabricação do gerador estudado se mantém com um acoplamento eletromecânico alto, como esperado, e com uma carga resistiva próxima a $\lambda_l^p = 4.2 \cdot 10^8$.

Figura 16 Influência da carga resistiva e do acoplamento eletromecânico nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular

A variação de $\bar{U}$ com a variação da capacitância adimensional equivalente (η) e da carga resistiva no circuito piezoeletrico (λ_l^p) é mostrada na Fig. 17a. A potência adimensional ($\bar{P}^p$) para cada configuração de capacitância e carga resistiva é exibida na Fig. 17b para cada velocidade da

Fig. 17a. Observa-se um comportamento parecido com a análise variando o acoplamento eletromecânico adimensional e a carga resistiva adimensional. A potência e a velocidade de *flutter* crescem à medida que η decresce tendo seus respectivos valores máximos para uma carga resistiva $\lambda_l^p = 4.2 \cdot 10^8$ para qualquer η . Tem-se ainda que o deslocamento linear e o deslocamento angular em função da variação de η e de λ_l^p apresentados nas Fig. 17c e Fig. 17d respectivamente (note que estas figuras se encontram com o segundo eixo invertido em relação aos primeiros). Da mesma maneira que a análise anterior, o deslocamento linear é máximo próximo à área de máxima de potência de saída juntamente com uma área de mínimo deslocamento logo ao lado. O deslocamento angular tem uma queda apenas para cargas resistivas altas e baixos valores de capacitância equivalente. Destarte, uma capacitância equivalente baixa e uma carga resistiva próxima a $\lambda_l^p = 4.2 \cdot 10^8$ são configurações que aumentam a potência elétrica gerada mantendo a velocidade de *flutter* em valores aceitáveis para um gerador linear aeroelástico de energia.

Figura 17 Influência da carga resistiva e da capacitância equivalente nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular

3.2.1.2 Seção Típica Linear com 2-GDL Eletromagneticamente Acoplada

Nas análises a seguir altera-se o acoplamento piezoeletrico para um acoplamento eletromagnético. Os efeitos de parâmetros aeroelásticos e eletromecânicos na potência elétrica

adimensional gerada a partir do acoplamento eletromagnético ($\bar{P}^i = \lambda_q^i \cdot \bar{I}^2$) assim como na velocidade adimensional de *flutter* ($\bar{U}$) são investigados levando em consideração a carga resistiva no circuito elétrico que gera a maior potência de saída ($(\lambda_q^i)_{optimal}$).

A influência da variação de $\bar{r}_\alpha$ e γ_α na velocidade adimensional de *flutter* ($\bar{U}$) é mostrada na Fig. 18a (observe que o segundo eixo desta figura se encontra invertido em relação as demais). Esta velocidade aumenta com o aumento de $\bar{r}_\alpha$ para todos os valores de γ_α . A Fig. 18b mostra a variação da potência adimensional de saída ($\bar{P}^i$) para cada velocidade de *flutter* da Fig. 18a. Esta potência é mínima para valores da razão de frequência próximos a $\gamma_\alpha = 0.7$, esta configuração portanto deve ser evitada no projeto de geradores aeroelásticos de energia com acoplamento eletromagnético. Além disto, tem-se que a potência de saída aumenta com a redução de γ_α . A carga resistiva que proporciona a maior potência de saída para cada configuração de $\bar{r}_\alpha$ e γ_α se mantém aproximadamente igual ao valor da resistência interna do circuito eletromagnético, $(\lambda_q^i)_{optimal} \cong \lambda_c = 0.1022$, em acordo com o teorema de máxima transferência de energia (Agarwal, A. and Lang, J., 2005). Os máximos deslocamentos linear e angular são apresentados respectivamente nas Fig. 18c e Fig. 18d. Nota-se que os maiores valores de deslocamentos se encontram para valores baixos de γ_α , sendo que para valores baixos de $\bar{r}_\alpha$ aumenta-se o máximo deslocamento angular. Os valores máximos de deslocamento linear e $\bar{P}^i$ são obtidos para valores altos e baixos de $\bar{r}_\alpha$. Como velocidades de *flutter* altas não representam condições favoráveis para a coleta de energia, esta região deve ser evitada. De tal forma, a configuração que gera maior potência elétrica de saída para um gerador linear eletromagneticamente acoplado de 2-GDL, mantendo a velocidade linear de *flutter* baixa, é obtida para valores baixos de γ_α e valores baixos de $\bar{r}_\alpha$. Fazendo uma comparação entre este (Fig. 18) e o gerador piezoelectricamente acoplado (Fig. 14), nota-se que existe apenas uma redução na potência elétrica de saída mantendo a variação dos deslocamentos lineares e angulares assim como da velocidade de *flutter*.

Figura 18 Influência do raio de giração e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular

A variação da velocidade adimensional de *flutter* ($\bar{U}$) com a variação de x_α e γ_α é observada na Fig. 19a (esta figura apresenta o segundo eixo invertido em relação as demais para garantir uma melhor visualização dos resultados) para a resistência ótima no circuito eletromagnético. Mais uma vez a resistência ótima que gera maior potência elétrica de saída se mantém aproximadamente igual ao valor da resistência interna do circuito eletromagnético, $(\lambda_l^i)_{optimal} \cong \lambda_c = 0.1022$, para todos os valores de x_α e γ_α . A velocidade de *flutter* aumenta com a diminuição de x_α para todos os valores de γ_α . A Fig. 19b mostra a variação da potência adimensional de saída ($\bar{P}^i$) para cada velocidade de *flutter* da Fig. 19a. A potência é mínima para valores da razão de frequência próximos a $\gamma_\alpha = 0.7$ aumentando com a diminuição de γ_α e com o aumento de x_α . O máximo deslocamento linear é apresentado na Fig. 19c variando da mesma maneira que $\bar{P}^i$. O máximo deslocamento angular é apresentado na Fig. 19d. O aumento de x_α proporciona o aumento dos máximos deslocamentos linear e angular. A configuração que gera maior potência elétrica de saída é obtida para valores baixos de γ_α e valores altos de x_α . Novamente as diferenças entre este gerador (Fig. 19) e o gerador piezoelectricamente acoplado (Fig. 15) são exclusivas da magnitude da potência, a qual é reduzida no caso eletromagneticamente acoplado.

Figura 19 Influência do deslocamento do eixo elástico em relação ao centroide e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular

A influência de alguns parâmetros eletromecânicos no comportamento do gerador aeroelástico de energia com acoplamento eletromagnético será agora investigada.

A influência da variação do acoplamento eletromagnético adimensional (χ) e da carga resistiva adimensional do circuito eletromagnético (λ_t^i) na velocidade adimensional de *flutter* ($\bar{U}$) é mostrada na Fig. 20a. Esta velocidade aumenta com o aumento de χ e com a redução de λ_t^i . A Fig. 20b mostra a variação da potência adimensional de saída ($\bar{P}^i$) para cada velocidade de *flutter* da Fig. 20a. Esta potência é máxima para o maior acoplamento, uma vez que aumenta a qualidade de transdução eletromecânica. A potência ótima se localiza onde a carga resistiva é igual ao valor da resistência interna do circuito eletromagnético, $(\lambda_t^i)_{optimal} = \lambda_c = 0.1022$ em acordo com o teorema de máxima transferência de energia (Agarwal, A. and Lang, J., 2005). Portanto, a configuração que gera maior potência elétrica de saída para um gerador linear eletromagneticamente acoplado de 2-GDL é obtida para valores altos de χ e carga resistiva igual à resistência interna ($\lambda_t^i = \lambda_c$). Os máximos deslocamentos linear e angular são apresentados respectivamente nas Fig. 20c e Fig. 20d. O deslocamento linear tem o mesmo comportamento do que $\bar{P}^i$. O deslocamento angular (observe que o segundo eixo desta figura se encontra invertido

em relação às demais) tem o comportamento oposto à $\bar{P}^i$, contudo, a faixa de amplitudes de $\bar{\alpha}$ é pequena.

Figura 20 Influência da carga resistiva e do acoplamento eletromecânico nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular

A variação de $\bar{U}$ com a variação da indutância adimensional equivalente (φ) e da carga resistiva no circuito eletromagnético (λ_l^i) é mostrada na Fig. 21a. Esta velocidade cresce com o decréscimo de λ_l^i para todos os valores de φ . A potência adimensional ($\bar{P}^i$) para cada configuração de φ e λ_l^i é exibida na Fig. 21b para cada velocidade da Fig. 21a. Mais uma vez como esperado, a potência ótima se localiza onde a carga resistiva é igual ao valor da resistência interna do circuito eletromagnético, $(\lambda_l^i)_{optimal} = \lambda_c = 0.1022$. Nota-se que a indutância equivalente tem pouca influência tanto na velocidade de *flutter* como na potência elétrica gerada, existe apenas um pequeno aumento destes valores com a redução da indutância. Tem-se ainda o deslocamento linear e o deslocamento angular em função da variação de φ e λ_l^i apresentados nas Fig. 21c e Fig. 21d respectivamente. O deslocamento linear é máximo na região de parâmetros onde é encontrada a máxima de potência elétrica de saída. O deslocamento angular tem uma queda apenas para cargas resistivas altas e baixos valores de indutância equivalente, mesmo assim a variação de amplitudes é baixa. Destarte, uma indutância equivalente baixa e uma carga

resistiva igual à resistência interna $\lambda_l^i = \lambda_c = 0.1022$ são configurações que aumentam a potência elétrica gerada para o gerador aeroelástico de energia.

Figura 21 Influência da carga resistiva e da indutância equivalente nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular

Conforme foi visto nas análises acima, a resistência interna (λ_c) tem uma influência grande na potência elétrica de saída, sendo alvo da análise a seguir. Destarte, a variação de $\bar{U}$ com a variação de λ_l^i e λ_c é mostrada na Fig. 22a. A potência adimensional ($\bar{P}^i$) é exibida na Fig. 22b. A potência adimensional dissipada na resistência interna ($\bar{P}^d = \lambda_c \cdot \bar{I}^2$) é exibida na Fig. 22c. O deslocamento linear e o deslocamento angular em função da variação de λ_l^i e λ_c são apresentados nas Fig. 22d e Fig. 22e respectivamente. A velocidade de *flutter*, potência elétrica de saída e o deslocamento linear tem um comportamento semelhante, aumentando com o decréscimo de λ_l^i e λ_c . O deslocamento angular (mostrado com o segundo eixo invertido em relação às demais figuras) tem um comportamento oposto, mesmo assim a variação de amplitudes é baixa. A $\bar{P}^d$ é máxima quando λ_l^i e λ_c são iguais e com valores baixos.

Figura 22 Influência da carga resistiva e da resistência interna nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Potência dissipada na resistência interna, (d) Máximo deslocamento linear e (e) Máximo deslocamento angular

3.2.1.3 Seção Típica Linear com 2-GDL com Acoplamento Piezelétrico e Eletromagnético

Nas análises a seguir acrescenta-se a análise para um gerador com o acoplamento piezelétrico simultaneamente com o acoplamento eletromagnético, desta forma resultando em um acoplamento híbrido. Entretanto, cada um será ligado a um circuito gerador individualmente (dois circuitos diferentes). Os efeitos de parâmetros aeroelásticos e eletromecânicos na potência elétrica adimensional gerada a partir do acoplamento híbrido ($\bar{P} = \bar{v}^2 / \lambda_l^p + \bar{I}^2 \lambda_l^i$) assim como na velocidade adimensional de *flutter* ($\bar{U} = U / \omega_h$) são investigados levando em consideração a carga resistiva nos circuitos elétricos que geram a máxima potência de saída $(\lambda_l^p)_{optimal}$ e $(\lambda_l^i)_{optimal}$. Vale ressaltar, que apesar de impossível de se concretizar a soma direta das potências

elétricas de saída de cada um dos circuitos externos, esta será realizada uma vez que os circuitos elétricos externos não são o foco deste trabalho.

A variação da velocidade adimensional de *flutter* ($\bar{U}$) com o raio de giração ($\bar{r}_\alpha$) e a razão de frequências (γ_α) é mostrada na Fig. 23a (observe que o segundo eixo desta figura se encontra invertido em relação às demais) para as cargas resistivas que geram máxima potência elétrica de saída em cada circuito. Esta velocidade aumenta com o aumento de $\bar{r}_\alpha$ para todos os valores de γ_α . A Fig. 23b mostra a variação da potência adimensional de saída ($\bar{P}$) para cada velocidade de *flutter* da Fig. 23a. Esta potência é mínima para valores da razão de frequência próximos a $\gamma_\alpha = 0.7$, de tal forma esta configuração deve ser evitada no projeto de geradores aeroelásticos de energia com acoplamento híbrido. Além disto, tem-se que a potência de saída aumenta com a redução de γ_α tendo máximos de obtidos para valores altos e baixos de $\bar{r}_\alpha$. Como as velocidades de *flutter* são altas para valores altos de $\bar{r}_\alpha$ o que não é uma condição favorável para a coleta de energia, esta região deve ser evitada. A carga resistiva do circuito eletromagnético que proporciona a maior potência de saída para cada configuração de $\bar{r}_\alpha$ e γ_α se mantém aproximadamente igual ao valor da resistência interna do circuito eletromagnético, $(\lambda_l^i)_{optimal} \cong \lambda_c = 0.1022$, enquanto a carga resistiva ótima para o circuito piezelétrico é mostrada na Fig. 23c. Os máximos deslocamentos linear e angular são apresentados respectivamente na Fig. 23d e Fig. 23e. Nota-se que os maiores valores de deslocamentos se encontram para valores baixos de γ_α , sendo que para valores baixos de $\bar{r}_\alpha$ aumenta-se o máximo deslocamento angular. Destarte, a configuração que gera maior potência elétrica de saída para um gerador linear de 2-GDL com acoplamento híbrido é obtida para valores baixos de γ_α e valores baixos de $\bar{r}_\alpha$. A amplitude da potência elétrica de saída para o caso híbrido é maior do que para os demais tipos de acoplamento. Nota-se que as variações das respostas das diversas configurações de $\bar{r}_\alpha - \gamma_\alpha$ do sistema com a alteração do tipo de acoplamento utilizado são pequenas.

Figura 23 Influência do raio de giração e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistência ótima no circuito piezelétrico, (d) Máximo deslocamento linear e (e) Máximo deslocamento angular

A variação de $\bar{U}$ com a variação de x_α e γ_α é mostrada na Fig. 24a para as cargas resistivas ótimas mostradas na Fig. 24c (ambas as figuras mencionadas apresentam o segundo eixo invertido em relação às demais para garantir uma melhor visualização dos resultados). A velocidade de *flutter* aumenta com a diminuição de x_α para todos os valores de γ_α . A Fig. 24b mostra a variação da potência adimensional de saída para cada velocidade de *flutter* da Fig. 24a. Por mais uma vez, a potência é mínima para valores da razão de frequência próximos a $\gamma_\alpha = 0.7$ mantendo-se baixa para valores altos de γ_α . Além disto, tem-se que a potência de saída aumenta com o aumento de x_α (região onde $\bar{U}$ é baixo). O máximo deslocamento linear é apresentado na Fig. 24d variando da mesma maneira que $\bar{P}$. O máximo deslocamento angular é apresentado na Fig. 24e. Como esperado, o aumento de x_α , proporcionando o aumento de acoplamento inercial entre o deslocamento dos graus de liberdade, faz com que se aumentem os máximos

deslocamentos linear e angular. Desta forma, a configuração que gera maior potência elétrica de saída é obtida para valores baixos de γ_α e valores altos de x_α .

Figura 24 Influência do deslocamento do eixo elástico em relação ao centroide e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistência ótima no circuito piezelétrico, (d) Máximo deslocamento linear e (e) Máximo deslocamento angular

Quando se varia os parâmetros aeroelásticos, o comportamento do sistema sofre pequenas alterações com a variação do tipo de acoplamento. A maior alteração é na magnitude da potência elétrica de saída a qual depende da qualidade de conversão entre a vibração mecânica e a corrente de saída do circuito.

A interação entre a geração de potência elétrica (da transdução piezelétrica e da indução eletromagnética) e o comportamento eletroaeroelástico da seção típica linear de 2-GDL na velocidade de *flutter* é apresentada na Fig. 25 para diversos valores de cargas resistivas nos circuitos piezelétrico (λ_i^p) e eletromagnético (λ_i^i). A variação da potência elétrica total de saída ($\bar{P}$) com as cargas resistivas adimensionais de ambos os circuitos elétricos é apresentada na Fig. 25b. A máxima potência é observada para a combinação de resistências ótimas de cada

circuito. A velocidade de *flutter* ($\bar{U}$) é mostrada na Fig. 25a. A presença de uma carga resistiva do circuito piezelétrico que gera a máxima $\bar{P}$ assim como a máxima $\bar{U}$ é observada para todos os valores de λ_l^i . A velocidade de *flutter* diminui com o aumento da λ_l^i para todos os valores de λ_l^p . A carga resistiva ótima do circuito eletromagnético não corresponde ao da máxima velocidade de *flutter*, este fato se deve a presença de uma resistência interna no núcleo magnético do circuito (no caso estudado, $\lambda_c = 0.1022$). Em coletores de energia eletromagnéticos baseados em vibrações (Amirtharajah and Chandrakasan, 1998; Elvin and Elvin, 2011) a rigidez em curto-circuito é maior que a rigidez em circuito aberto devido ao acoplamento eletromagnético na presença da resistência interna do núcleo. Desta forma, a variação de $\bar{P}$ e $\bar{U}$ dependem da presença da resistência interna. Os máximos deslocamentos linear e angular também são mostrados nas Fig. 25c e Fig. 25d respectivamente, tendo uma baixa variação de suas amplitudes. Como a resistência interna influencia o comportamento do sistema, verifica-se a seguir o mesmo sistema, contudo sem a presença da resistência interna.

Figura 25 Influência das cargas resistivas nos circuitos piezelétrico e eletromagnético nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular (considerando uma resistência interna não nula - $\lambda_c = 0.1022$)

A velocidade de *flutter* e potência elétrica total de saída com a variação das cargas resistivas em ambos os circuitos é apresentada na Fig. 26 discriminando a resistência interna do núcleo, ou seja, assumindo $\lambda_c = 0$. Uma carga resistiva ótima para o circuito piezelétrico que

gera máxima velocidade de *flutter* e potência de saída é novamente observada para todos os valores de λ_l^i , sendo o mesmo comportamento observado no caso com resistência interna. Entretanto, neste caso ($\lambda_c = 0$), a presença de uma carga resistiva ótima para o circuito indutivo que gera máxima velocidade de *flutter* e máxima potência de saída é também observada para todos os valores de λ_l^p . Vale ressaltar que a não inclusão da resistência interna resulta em um aumento da potência elétrica total de saída devido à redução da energia perdida no sistema.

Figura 26 Influência das cargas resistivas nos circuitos piezelétrico e eletromagnético nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 2-GDL com acoplamento híbrido: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída (considerando uma resistência interna nula - $\lambda_c = 0$)

3.2.2 Seção Típica Não Linear com 2-GDL

Esta seção apresenta três casos de estudo, sendo cada atribuído a um tipo de acoplamento assim como na seção anterior. Primeiramente são analisados os efeitos de diferentes parâmetros adimensionais eletroaeroelásticos na potência elétrica adimensional de saída assim como na menor velocidade adimensional na qual se obtém oscilações em ciclo limite ($\bar{U}_{ILCO} = U_{ILCO} / \omega_h$ b). Posteriormente, a interação entre a geração de potência elétrica e o comportamento eletroaeroelástico não linear da seção típica é investigado na ($\bar{U}_{ILCO}$).

3.2.2.1 Seção Típica Não Linear com 2-GDL Piezoeletricamente Acoplada

A princípio, os efeitos da razão de frequências (γ_α) com o raio de giração adimensional ($\bar{r}_\alpha$) assim como o deslocamento adimensional do eixo elástico a partir do centroide ao longo da corda (x_α) na potência elétrica adimensional gerada ($\bar{P}^p$) assim como na $\bar{U}_{ILCO}$ são investigados levando em consideração a resistência no circuito elétrico que gera a maior potência de saída ($((\lambda_l^p)_{optimal})$).

A variação de $\bar{U}_{1LCO}$ com $\bar{r}_\alpha$ e γ_α é mostrada na Fig. 27a para as cargas resistivas do circuito piezelétrico que geram a maior potência elétrica de saída $((\lambda_l^p)_{optimal})$ da Fig. 27c. Esta velocidade se mantém com valores baixos na maioria das configurações estudadas, sofrendo um aumento para valores baixos de γ_α e valores altos de $\bar{r}_\alpha$. A $(\lambda_l^p)_{optimal}$ se mantém constante com a variação de γ_α e reduz com a diminuição de $\bar{r}_\alpha$. A potência elétrica adimensional de saída $(\bar{P}^p)$ é mostrada na Fig. 27b, esta aumenta com o decréscimo de γ_α se mantendo quase constante com a variação de $\bar{r}_\alpha$. Os máximos deslocamentos linear e angular são exibidos nas Fig. 27d e Fig. 27e respectivamente. Como velocidades altas não favorecem a coleta de energia em ventos naturais, temos que a configuração que gera maior potência elétrica de saída em níveis razoáveis de velocidade do escoamento para um gerador aeroelástico não linear piezoeltricamente acoplado se dá com valores baixos de γ_α e $\bar{r}_\alpha$.

Figura 27 Influência do raio de giração e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL piezoeltricamente acoplado: (a) $\bar{U}_{1LCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistor ótimo, (d) Máximo deslocamento linear e (e) Máximo deslocamento angular

A variação de $\overline{U}_{LCO}$ com a variação de x_α e γ_α é observada na Fig. 28a para as cargas resistivas ótimas mostradas na Fig. 28c (note que esta apresenta o segundo eixo invertido em relação às demais para garantir uma melhor visualização dos resultados). Esta velocidade aumenta com o aumento de x_α para todos os valores de γ_α com exceção de valores pequenos nos quais a velocidade se mantém constante. A Fig. 28b mostra a variação da potência elétrica adimensional de saída para cada velocidade da Fig. 28a. A potência é mínima para valores altos de γ_α (nesta região as amplitudes dos deslocamentos dos graus de liberdade são baixas) e aumenta com o aumento de x_α . Novamente a carga resistiva que proporciona a maior potência de saída para cada configuração não varia com γ_α e aumenta com a redução de x_α . O máximo deslocamento linear varia da mesma maneira que a potência de saída e é apresentado na Fig. 28d. O máximo deslocamento angular é apresentado na Fig. 28e. Como esperado, o aumento de x_α , proporcionando o aumento de acoplamento inercial entre o deslocamento dos graus de liberdade faz com que se aumentem os máximos deslocamentos linear e angular. Desta forma, a configuração que gera maior potência elétrica de saída é obtida para valores baixos de γ_α e valores altos de x_α .

Figura 28 Influência do deslocamento do eixo elástico em relação ao centroide e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) $\bar{U}_{1LCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistor ótimo, (d) Máximo deslocamento linear e (e) Máximo deslocamento angular

O comportamento do sistema com a variação da razão de frequências (γ_α) e do módulo da amplitude do *freeplay* ($\bar{\alpha}_s$) é exibido na Fig. 29. A influência destes parâmetros na primeira velocidade adimensional em que o sistema apresenta oscilação em ciclo limite ($\bar{U}_{1LCO}$) é apresentada na Fig. 29a para a carga resistiva que gera a maior potência de saída em cada configuração $(\lambda_l^p)_{optimal}$. A potência elétrica adimensional de saída ($\bar{P}^p$) é exibida na Fig. 29b para cada velocidade da Fig. 29a. Ambas saídas ($\bar{U}_{1LCO}$ e $\bar{P}^p$) crescem com a redução de γ_α , as saídas também sofrem uma pequena elevação com o aumento de $\bar{\alpha}_s$. A carga resistiva que gera maior potência foi omitida uma vez que a mesma se mantém constante com valor $(\lambda_l^p)_{optimal} \cong 4.2 \cdot 10^8$. Os deslocamentos linear e angular adimensionais são mostrados nas Fig. 29c e Fig. 29d respectivamente. Estes deslocamentos possuem o mesmo comportamento que $\bar{U}_{1LCO}$ e $\bar{P}^p$. Destarte, a combinação de baixos valores de razão de frequências assim como um

maior $\bar{\alpha}_s$ favorece o aumento da potência elétrica gerada mantendo a velocidade do escoamento em níveis aceitáveis para um gerador aeroelástico de energia.

Figura 29 Influência do tamanho do freeplay e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) $\bar{U}_{ILCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular

A variação de $\bar{U}_{ILCO}$ com a variação do acoplamento eletromecânico adimensional (κ) e da carga resistiva no circuito piezelétrico (λ_l^p) é mostrada na Fig. 30a. A potência elétrica adimensional ($\bar{P}^p$) para cada configuração de acoplamento e carga resistiva é exibida na Fig. 30b para cada velocidade da Fig. 30a. Nota-se que tanto $\bar{P}^p$ como $\bar{U}_{ILCO}$ crescem à medida que κ aumenta e tem seu valor máximo para uma carga resistiva $\lambda_l^p = 4.2 \cdot 10^8$ para qualquer valor de κ . Além disto, tem-se o deslocamento linear e o deslocamento angular em função da variação de κ e de λ_l^p apresentados nas Fig. 30c e Fig. 30d respectivamente. Estes deslocamentos são máximos próximos à área de máxima potência de saída. Portanto, a área preferida para projeto e fabricação do gerador estudado se mantém com um acoplamento eletromecânico alto, e com uma carga resistiva próxima a $\lambda_l^p = 4.2 \cdot 10^8$. O comportamento é semelhante ao caso linear, contudo a velocidade neste caso é menor e a amplitude da potência elétrica de saída é maior que a do caso linear.

Figura 30 Influência da carga resistiva e do acoplamento eletromecânico nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) $\bar{U}_{ILCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular

A variação de $\bar{U}_{ILCO}$ com a variação da capacitância adimensional equivalente (η) e da carga resistiva no circuito piezelétrico (λ_l^p) é mostrada na Fig. 31a. A potência adimensional ($\bar{P}^p$) para cada configuração de capacitância e carga resistiva é exibida na Fig. 31b para cada velocidade da Fig. 31a. Um comportamento semelhante com a análise variando κ e λ_l^p é observado. A potência e a velocidade de *flutter* crescem à medida que η decresce tendo seus respectivos valores máximos para uma carga resistiva $\lambda_l^p = 4.2 \cdot 10^8$ para qualquer η . Tem-se ainda que o deslocamento linear e o deslocamento angular em função da variação de η e de λ_l^p apresentados nas Fig. 31c e Fig. 31d respectivamente. Da mesma maneira que a análise anterior, os deslocamentos são máximos próximos à área de máxima de potência de saída. Desta maneira, uma capacitância equivalente baixa e uma carga resistiva próxima a $\lambda_l^p = 4.2 \cdot 10^8$ são configurações que aumentam a potência elétrica gerada mantendo a velocidade de escoamento em valores aceitáveis para um gerador aeroelástico de energia.

Figura 31 Influência da carga resistiva e da capacitância equivalente nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) $\bar{U}_{ILCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular

3.2.2.2 Seção Típica Não Linear com 2-GDL Eletromagneticamente Acoplada

Para as análises a seguir, retira-se o circuito piezelétrico adicionando o acoplamento eletromagnético ao sistema aeroelástico. No circuito indutivo, a carga resistiva adimensional ótima (a que gera maior potência de saída) permanece sempre próxima ao valor da resistência adimensional interna, $(\lambda_l^i)_{optimal} \cong \lambda_c = 0.1022$, em acordo com o teorema de máxima transferência de energia (Agarwal, A. and Lang, J., 2005).

A variação de $\bar{U}_{ILCO}$ com $\bar{r}_\alpha$ e γ_α é mostrada na Fig. 32a. Esta velocidade se mantém com valores baixos na maioria das configurações estudadas, sofrendo um aumento para valores altos de $\bar{r}_\alpha$ e para os extremos valores de γ_α . A potência elétrica adimensional de saída ($\bar{P}^i$) é mostrada na Fig. 32b, esta aumenta com o decréscimo de γ_α se mantendo quase constante com a variação de $\bar{r}_\alpha$. Os máximos deslocamentos linear e angular são exibidos nas Fig. 32d e Fig. 32e respectivamente. Como velocidades altas não são uma condição favorável para a coleta de energia, temos que a configuração que gera maior potência elétrica de saída em níveis razoáveis de velocidade do escoamento para um gerador aeroelástico não linear eletromagneticamente acoplado se da com valores baixos de γ_α e $\bar{r}_\alpha$. É possível notar uma semelhança nesta análise entre o caso piezoelectricamente acoplado e o caso eletromagneticamente acoplado.

Figura 32 Influência do raio de giração e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) $\bar{U}_{ILCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular

A variação de $\bar{U}_{ILCO}$ com a variação de x_α e γ_α é observada na Fig. 33a. Esta velocidade aumenta com o aumento de x_α para todos os valores de γ_α com exceção de valores pequenos nos quais a velocidade se mantém constante. A Fig. 33b mostra a variação da potência elétrica adimensional de saída para cada velocidade da Fig. 33a. A potência é máxima para valores baixos de γ_α aumentando com o incremento de x_α . O máximo deslocamento linear varia da mesma maneira que a potência de saída e é apresentado na Fig. 33d. O máximo deslocamento angular é apresentado na Fig. 33e. Como esperado, o aumento de x_α , proporcionando o aumento de acoplamento inercial entre o deslocamento dos graus de liberdade faz com que se aumentem os máximos deslocamentos linear e angular. Desta forma, a configuração que gera maior potência elétrica de saída é obtida para valores baixos de γ_α e valores altos de x_α . O comportamento desta análise também se assemelha ao caso piezoelectricamente acoplado.

Figura 33 Influência do deslocamento do eixo elástico em relação ao centroide e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) $\bar{U}_{1LCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular

O comportamento do sistema com a variação da razão de frequências (γ_α) e do módulo da amplitude do *freeplay* ($\bar{\alpha}_s$) é exibido na Fig. 34. A influência destes parâmetros na primeira velocidade adimensional em que o sistema apresenta oscilação em ciclo limite ($\bar{U}_{1LCO}$) é apresentada na Fig. 34a. A potência elétrica adimensional de saída ($\bar{P}^p$) é exibida na Fig. 34b para cada velocidade da Fig. 34a. Ambas saídas ($\bar{U}_{1LCO}$ e $\bar{P}^p$) crescem com a redução de γ_α , as saídas também sofrem uma pequena elevação com o aumento de $\bar{\alpha}_s$. Os deslocamentos linear e angular adimensionais são mostrados nas Fig. 34c e Fig. 34d respectivamente. A configuração que gera maior potência elétrica de saída para esta análise é a combinação de baixos valores de razão de frequências e altos valores de $\bar{\alpha}_s$ favorecendo o aumento da potência elétrica gerada.

Figura 34 Influência do tamanho do freeplay e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) $\bar{U}_{ILCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular

A influência da variação do acoplamento eletromagnético adimensional (χ) e da carga resistiva do circuito eletromagnético (λ_l^i) em $\bar{U}_{ILCO}$ é mostrada na Fig. 35a. Esta velocidade aumenta com o aumento de χ e com a redução de λ_l^i . A Fig. 35b mostra a variação da potência adimensional de saída ($\bar{P}^i$) para cada velocidade da Fig. 35a. Esta potência é máxima para o maior acoplamento, e para carga resistiva próxima ao valor da resistência interna do circuito eletromagnético, $\lambda_l^i = \lambda_c = 0.1022$. Os máximos deslocamentos linear e angular são apresentados nas Fig. 35c e Fig. 35d respectivamente. Estes deslocamentos tem o mesmo comportamento que $\bar{P}^i$. A configuração que gera maior potência elétrica de saída nesta análise é obtida para valores altos de χ e carga resistiva igual à resistência interna ($\lambda_l^i = \lambda_c$).

Figura 35 Influência da carga resistiva e do acoplamento eletromecânico nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) $\bar{U}_{1LCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular

A variação de $\bar{U}_{1LCO}$ com a variação da indutância adimensional equivalente (φ) e da carga resistiva no circuito eletromagnético (λ_l^i) é mostrada na Fig. 36a. Esta velocidade cresce com o decrescimento de λ_l^i para todos os valores de φ . A potência adimensional ($\bar{P}$) para cada configuração de φ e λ_l^i é exibida na Fig. 36b para cada velocidade da Fig. 36a. Mais uma vez como esperado, a potência ótima se localiza onde a carga resistiva é igual ao valor da resistência interna do circuito eletromagnético, $(\lambda_l^i)_{\text{optimal}} = \lambda_c = 0.1022$. A indutância equivalente tem pouca influência tanto na velocidade de *flutter* como na potência elétrica gerada, existe apenas um pequeno aumento destes valores com a redução da indutância. Tem-se ainda o deslocamento linear e o deslocamento angular em função da variação de φ e λ_l^i apresentados nas Fig. 36c e Fig. 36d respectivamente. O deslocamento linear é máximo na região de parâmetros onde é encontrada a máxima de potência elétrica de saída. Destarte, uma indutância equivalente baixa e uma carga resistiva igual à resistência interna $\lambda_l^i = \lambda_c = 0.1022$ são configurações que aumentam a potência elétrica gerada para um gerador aeroelástico de energia mantendo a velocidade do escoamento em níveis aceitáveis para o conceito de gerador aeroelástico.

Figura 36 Influência da carga resistiva e da indutância equivalente nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) $\bar{U}_{ILCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular

A resistência interna (λ_c) tem uma grande influência na potência elétrica de saída assim como na velocidade do escoamento onde as oscilações do sistema são obtidas. Isto foi averiguado nas análises anteriores para o caso linear e para o não linear, desta forma, será investigado na análise a seguir. A variação de $\bar{U}_{ILCO}$ com a variação de λ_l^i e λ_c é mostrada na Fig. 37a. A potência adimensional ($\bar{P}^i$) é exibida na Fig. 37b para cada velocidade da Fig. 37a. A potência adimensional dissipada na resistência interna ($\bar{P}^d$) é exibida na Fig. 37c. O deslocamento linear e o deslocamento angular em função da variação de λ_l^i e λ_c são apresentados nas Fig. 37d e Fig. 37e respectivamente. A primeira velocidade do escoamento na qual se encontra *LCO*, a potência elétrica de saída e os deslocamentos linear e angular tem um comportamento semelhante, aumentando com o decréscimo de λ_l^i e de λ_c . A $\bar{P}^d$ é máxima quando λ_l^i e λ_c são iguais, sofrendo incremento enquanto a carga resistiva e a resistência interna reduzem seus valores.

Figura 37 Influência da carga resistiva e da resistência interna nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) $\bar{U}_{ILCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Potência dissipada na resistência interna, (d) Máximo deslocamento linear e (e) Máximo deslocamento angular

3.2.2.3 Seção Típica Não Linear com 2-GDL com Acoplamento Piezelétrico e Eletromagnético

Nas análises a seguir acrescenta-se o acoplamento piezelétrico simultaneamente com o acoplamento eletromagnético em dois circuitos diferentes, utilizando desta maneira um acoplamento híbrido. Os efeitos de parâmetros aeroelásticos e eletromecânicos na primeira velocidade adimensional onde se obtém oscilações em ciclo limite ($\bar{U}_{ILCO}$) assim como na potência elétrica adimensional gerada a partir do acoplamento híbrido ($\bar{P}$) na velocidade obtida são investigados levando em consideração a carga resistiva nos circuitos elétricos que geram a maior potência de saída $(\lambda_l^p)_{optimal}$ e $(\lambda_l^i)_{optimal}$. Mais uma vez a resistência ótima no circuito eletromagnético permanece próxima à resistência interna para as análises a seguir, $(\lambda_l^i)_{optimal} \cong \lambda_c = 0.1022$, desta forma serão omitidas para os resultados a seguir.

A variação de $\bar{U}_{LCO}$ com o raio de giração ($\bar{r}_\alpha$) e a razão de frequências (γ_α) é mostrada na Fig. 38a para as cargas resistivas que geram máxima potência elétrica de saída em cada circuito. Esta velocidade aumenta com o aumento de $\bar{r}_\alpha$ para todos os valores de γ_α . A Fig. 38b mostra a variação da potência elétrica adimensional de saída ($\bar{P}$) para cada velocidade da Fig. 38a. Esta potência é mínima para valores de razão de frequência acima de 0.7 atingindo um patamar alto para baixos valores de γ_α . Uma vez que as velocidades de obtenção de LCO são altas para valores altos de $\bar{r}_\alpha$ o que não é uma condição favorável para o conceito de coleta de energia, a configuração que gera maior potência elétrica de saída em níveis baixos de velocidade do escoamento para um gerador não linear de 2-GDL com acoplamento híbrido é obtida para valores baixos de γ_α e valores baixos de $\bar{r}_\alpha$. A carga resistiva ótima para o circuito piezelétrico é mostrada na Fig. 38c. Os máximos deslocamentos linear e angular são apresentados respectivamente nas Fig. 38d e Fig. 38e. Os maiores valores de deslocamentos se encontram para valores baixos de γ_α , sendo que para valores baixos de $\bar{r}_\alpha$ aumenta-se o máximo deslocamento angular. A amplitude da potência elétrica de saída para o caso híbrido é maior do que para os demais tipos de acoplamento. Nota-se que independente do tipo de acoplamento utilizado, as respostas do sistema não linear com a variação de $\bar{r}_\alpha$ e γ_α são pequenas.

Figura 38 Influência do raio de giração e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) $\bar{U}_{ILCO}$, (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistência ótima no circuito piezelétrico, (d) Máximo deslocamento linear e (e) Máximo deslocamento angular

A variação de $\bar{U}_{ILCO}$ com a variação de x_α e γ_α é mostrada na Fig. 39a para as cargas resistivas ótimas mostradas na Fig. 39c. Essa velocidade aumenta com o aumento de x_α para valores baixos da razão de frequências, sendo que para valores altos de γ_α ela se mantém praticamente constante. A Fig. 39b mostra a variação da potência adimensional de saída para cada velocidade da Fig. 39a. A potência é mínima para valores da razão de frequência superiores a $\gamma_\alpha = 0.7$. Além disto, tem-se que a potência de saída aumenta com o aumento de x_α . O máximo deslocamento linear é apresentado na Fig. 39d variando da mesma maneira que $\bar{P}$. O máximo deslocamento angular é apresentado na Fig. 39e. Desta forma, a configuração que gera maior potência elétrica de saída para o gerador aeroelástico híbrido é obtida para valores baixos de γ_α e valores altos de x_α . Nota-se que como no caso linear, a variação do tipo de acoplamento

não influência o comportamento do sistema frente ao estudo de parâmetros aeroelásticos, apenas influência na magnitude da potência elétrica de saída.

Figura 39 Influência do deslocamento do eixo elástico em relação ao centroide e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistência ótima no circuito piezelétrico, (d) Máximo deslocamento linear e (e) Máximo deslocamento angular

A interação entre a geração de potência elétrica (da transdução piezelétrica e da indução eletromagnética) e o comportamento eletroaeroelástico da seção típica não linear de 2-GDL na primeira velocidade em que o sistema apresenta oscilações em ciclo limite é mostrada na Fig. 40 para diversos valores de cargas resistivas nos circuitos piezelétrico (λ_1^p) e eletromagnético (λ_1^i). A variação da potência elétrica total de saída ($\bar{P}$) com as cargas resistivas adimensionais de ambos os circuitos elétricos é apresentada na Fig. 40b. A máxima potência é observada para a combinação de resistências ótimas de cada circuito. A velocidade de análise ($\bar{U}_{ILCO}$) para cada configuração é mostrada na Fig. 40a. A presença de uma carga resistiva do circuito piezelétrico que gera a máxima $\bar{P}$ assim como a máxima $\bar{U}_{ILCO}$ é observada para todos os valores de λ_1^i . A

$\bar{U}_{ILCO}$ diminui com o aumento da λ_l^i para todos os valores de λ_l^p . A carga resistiva ótima do circuito eletromagnético se mantém próxima ao valor da resistência interna no núcleo magnético do circuito. Desta forma, a variação de $\bar{P}$ e $\bar{U}$ dependem da presença da resistência interna. Os máximos deslocamentos linear e angular são mostrados nas Fig. 40c e Fig. 40d respectivamente, tendo baixa variação de suas amplitudes.

Figura 40 Influência das cargas resistivas nos circuitos piezelétrico e eletromagnético nos parâmetros adimensionais do gerador não linear de 2-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear e (d) Máximo deslocamento angular

3.3 Seção Típica com Três Graus de Liberdade

Nesta seção o comportamento eletroaeroelástico de um gerador com 3-GDL é investigado para o caso linear com os diferentes tipos de acoplamento eletromecânico (piezelétrico e eletromagnético separadamente e simultaneamente). Um esquemático da seção típica aeroelástica de 3-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético é mostrado na Fig. 41. Com o intuito de analisar este comportamento, tem-se a variação dos parâmetros eletroaeroelásticos adimensionais: razão de frequências (γ_α), razão de frequências da superfície de controle (γ_β), raio de giração ($\bar{r}_\alpha$), deslocamento do eixo elástico a partir do centroide ao longo da corda (x_α), acoplamento eletromecânico (κ^4 ou χ^5), capacitância equivalente (η)⁴ e indutância equivalente

⁴ O estudo deste parâmetro se aplica quando existe somente a transdução piezelétrica

⁵ O estudo deste parâmetro se aplica quando existe somente a transdução eletromagnética

$(\varphi)^5$. Tem-se ainda que em cada análise é considerada a carga resistiva que gera a maior potência de saída no circuito piezelétrico $((\lambda_l^p)_{optimal})$ e eletromagnético $((\lambda_l^i)_{optimal})$ quando estes estão presentes no sistema. Consequentemente, as influências da carga resistiva no circuito piezelétrico (λ_l^p) e da carga resistiva no circuito indutivo (λ_l^i) também são analisadas.

Figura 41 Esquemático de uma seção típica aeroelástica de 3-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético.

Cada análise é composta do estudo da influência da variação de dois destes parâmetros na potência elétrica adimensional de saída, na velocidade adimensional de *flutter* e nos máximos deslocamentos dos graus de liberdade linear e angular e angular da superfície de controle. Para a seção típica de 3-GDL, quando não mencionados na análise os parâmetros adimensionais assumem seus respectivos valores nominais que podem ser visualizados na Tab. 5.

Tabela 5 Parâmetros adimensionais nominais da seção típica com 3-GDL

Parâmetro	Valor
γ_α	0.5090
γ_β	1.949
$\bar{r}_\alpha$	0.5467
x_α	0.2500
α_s	0.0244
κ	$5,9 \times 10^{-6}$
χ	0.0535
η	3.66×10^{-9}
φ	0.0130
λ_c	0.1022

3.3.1 Seção Típica Linear com 3-GDL

Esta seção apresenta três casos de estudo, sendo cada atribuído a um tipo de acoplamento. Primeiramente são analisados os efeitos de diferentes parâmetros adimensionais eletroaeroelásticos na potência elétrica adimensional de saída assim como na velocidade adimensional de *flutter*. Posteriormente, a interação entre a geração de potência elétrica e o comportamento eletroaeroelástico linear da seção típica é investigado na velocidade de *flutter*.

3.3.1.1 Seção Típica Linear com 3-GDL Piezoeletricamente Acoplada

A princípio, os efeitos da razão de frequências (γ_α) com o raio de giração adimensional ($\bar{r}_\alpha$) assim como o deslocamento adimensional do eixo elástico a partir do centroide ao longo da corda (x_α) e a razão de frequências da superfície de controle (γ_β) na potência elétrica adimensional gerada assim como na velocidade adimensional de *flutter* são investigados levando em consideração a resistência no circuito elétrico que gera a maior potência de saída ($(\lambda_l^p)_{optimal}$).

A variação da velocidade adimensional de *flutter* ($\bar{U}$) e a potência elétrica de saída ($\bar{P}^p$) com a variação de $\bar{r}_\alpha$ e γ_α são mostradas na Fig. 42a e Fig. 42b, respectivamente, para a carga resistiva ótima (apresentada na Fig. 42c) no circuito piezelétrico. A velocidade adimensional de *flutter* se mantém aproximadamente constante para baixos valores de $\bar{r}_\alpha$ e γ_α , aumentando com o incremento do raio de giração e da razão de frequências. A potência total de saída, mostrada na Fig. 42b, possui três regiões distintas. Para algumas combinações de $\bar{r}_\alpha$ e γ_α essa potência de saída cai significativamente (região com cor azul escuro). Nesta região, o grau de liberdade da superfície de controle (β) se torna instável (deslocamento mostrado na Fig. 42f), onde os deslocamentos linear e angular (mostrados nas Fig. 42d e Fig. 42e respectivamente) são estáveis e exibem oscilações com baixas amplitudes (já que o sistema é inercialmente acoplado). Uma vez que o acoplamento é adicionado ao grau de liberdade de deslocamento linear, a potência elétrica de saída também cai nesta região, sendo de tal forma evitada no projeto de geradores aeroelásticos lineares de três graus de liberdade piezoeletricamente acoplados. Para as outras duas regiões, o deslocamento linear se torna instável crescendo com a redução de γ_α para todos os valores de $\bar{r}_\alpha$, da mesma forma cresce a potência elétrica gerada.

Figura 42 Influência do raio de giração e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistor ótimo, (d) Máximo deslocamento linear, (e) Máximo deslocamento angular e (f) Máximo deslocamento da superfície de controle

A variação de $\bar{U}$ com x_α e γ_α é exibida na Fig. 43a para a carga resistiva ótima no circuito piezelétrico (apresentada na Fig. 43c). A Fig. 43b mostra a potência elétrica adimensional de saída contra x_α e γ_α para cada velocidade da Fig. 43a. Como mostrado na Fig. 43b, a potência aumenta com o decréscimo de γ_α e o aumento de x_α , além disso, esta área também corresponde a valores baixos de $\bar{U}$. As combinações de x_α - γ_α que possuem alta potência de saída são associadas com valores altos de deslocamentos linear e angular como mostrado na Fig. 43d e Fig. 43e. A potência de saída cai significativamente para valores relativamente altos de γ_α (região em azul escuro da Fig. 43b). Nesta região, o grau de liberdade de deslocamento angular da superfície de controle é instável (Fig. 43f), consequentemente a amplitude de deslocamento linear se torna baixa reduzindo a potência elétrica de saída.

Figura 43 Influência do deslocamento do eixo elástico em relação ao centroide e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistor ótimo, (d) Máximo deslocamento linear, (e) Máximo deslocamento angular e (f) Máximo deslocamento da superfície de controle

As superfícies de $\bar{U}$ e $\bar{P}^p$ com a variação de γ_β e γ_α são mostradas na Fig. 44a e Fig. 44b respectivamente. Nas simulações foi considerada a carga resistiva ótima do circuito piezoeletrico (apresentada na Fig. 44c) para as combinações de γ_β e γ_α . Como mostrado na Fig. 44b, a máxima potência elétrica de saída é obtida para razões de frequência próximos a $\gamma_\alpha = 0.3$, o qual é associado a grandes valores de deslocamentos linear e angular (mostrados na Fig. 44d e Fig. 44e respectivamente). A potência de saída é reduzida para valores altos de γ_α devido à baixa amplitude de deslocamento do grau de liberdade de deslocamento linear. Nesta região de parâmetros $\gamma_\beta - \gamma_\alpha$ da Fig. 44b (região azul escura) o grau de liberdade de deslocamento angular da superfície de controle se torna instável, sendo de tal forma uma região a ser evitada no projeto de novos geradores aeroelásticos.

Figura 44 Influência da razão de frequências e da razão de frequências da superfície de controle nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Resistor ótimo, (d) Máximo deslocamento linear, (e) Máximo deslocamento angular e (f) Máximo deslocamento da superfície de controle

A variação de $\bar{U}$ com a variação do acoplamento eletromecânico adimensional (κ) e da carga resistiva no circuito piezelétrico (λ_l^p) é mostrada na Fig. 45a. A potência elétrica adimensional ($\bar{P}^p$) para cada configuração de acoplamento e carga resistiva é exibida na Fig. 45b para cada velocidade da Fig. 45a. Ambas as figuras possuem o segundo eixo invertido em relação às demais figuras. A potência elétrica de saída e a velocidade de *flutter* possuem um comportamento semelhante nesta análise, ambas crescem a medida que κ aumenta e tem seu valor máximo para uma carga resistiva $\lambda_l^p = 4.2 \cdot 10^8$ para qualquer valor de κ . Com o aumento de κ tem-se a maior conversão de energia da vibração mecânica em energia elétrica. Além disto, têm-se os deslocamentos: linear, angular e angular da superfície de controle em função da variação de κ e de λ_l^p apresentados nas Fig. 45c, Fig. 45d e Fig. 45e respectivamente. Os deslocamentos dos graus de liberdade possuem um comportamento contrário ao de $\bar{U}$ e $\bar{P}^p$,

possuindo mínimos nas áreas de potência ótima e valores altos nas demais configurações de κ e λ_l^p . Destarte, a área preferida para projeto do gerador estudado se dá com um acoplamento eletromecânico alto, como esperado, e com uma carga resistiva próxima a $\lambda_l^p = 4.2 \cdot 10^8$.

Figura 45 Influência da carga resistiva e do acoplamento eletromecânico nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear, (d) Máximo deslocamento angular e (e) Máximo deslocamento da superfície de controle

A variação de $\bar{U}$ com a variação da capacitância adimensional equivalente (η) e da carga resistiva no circuito piezelétrico (λ_l^p) é mostrada na Fig. 46a. A potência adimensional ($\bar{P}^p$) para cada configuração de capacitância e carga resistiva é exibida na Fig. 46b para cada velocidade da Fig. 46a. Ambas as figuras possuem o segundo eixo invertido em relação às demais figuras. Observa-se um comportamento parecido com a análise variando o acoplamento eletromecânico com a carga resistiva. A potência e a velocidade de *flutter* crescem à medida que η decresce tendo seus respectivos valores máximos para uma carga resistiva $\lambda_l^p = 4.2 \cdot 10^8$ para qualquer η .

Os deslocamentos dos graus de liberdade (deslocamentos: linear, angular e angular da superfície de controle) em função da variação de η e λ_l^p são apresentados nas Fig. 46c, Fig. 46d e Fig. 46e respectivamente. De maneira similar a análise anterior, os deslocamentos dos graus de liberdade possuem um comportamento contrário ao de $\bar{U}$ e $\bar{P}^p$, possuindo mínimos nas áreas de potência ótima e valores altos nas demais configurações de η e λ_l^p . Portanto, uma capacitância equivalente baixa e uma carga resistiva próxima a $\lambda_l^p = 4.2 \cdot 10^8$ são configurações que aumentam a potência elétrica gerada em um gerador aeroelástico de energia.

Figura 46 Influência da carga resistiva e da capacitância equivalente nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL piezoelectricamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear, (d) Máximo deslocamento angular e (e) Máximo deslocamento da superfície de controle

3.3.1.2 Seção Típica Linear com 3-GDL Eletromagneticamente Acoplada

As análises a seguir são realizadas substituindo o acoplamento piezoeletrico pelo acoplamento eletromagnético. O estudo de parâmetros eletroaeroelásticos na velocidade adimensional de *flutter* ($\bar{U}$) se dá para a carga resistiva que gera maior potência elétrica de saída

$((\lambda_l^i)_{optimal})$. Uma vez que esta carga resistiva se encontra sempre próxima ao valor da resistência interna da bobina $(\lambda_l^i)_{optimal} \cong \lambda_c = 0.1022$, omite-se a variação da mesma nos resultados abaixo.

As variações de $\bar{U}$ e de $\bar{P}^i$ com a variação de $\bar{r}_\alpha$ e γ_α são mostradas na Fig. 47a e Fig. 47b, respectivamente, para a carga resistiva ótima no circuito eletromagnético. A velocidade adimensional de *flutter* se mantém aproximadamente constante para baixos valores de $\bar{r}_\alpha$ e γ_α , aumentando com o incremento do raio de giração e da razão de frequências. Para algumas combinações de $\bar{r}_\alpha$ e γ_α a potência de saída (Fig. 47b) cai significativamente (região azul escura onde a razão de frequências possui valores relativamente altos). Nesta região, o grau de liberdade da superfície de controle (β) se torna instável (deslocamento mostrado na Fig. 47e), onde os deslocamentos linear e angular (Fig. 47c e Fig. 47d) exibem oscilações com baixas amplitudes por serem estáveis nesta região de parâmetros $\bar{r}_\alpha$ - γ_α . A potência elétrica de saída também cai nesta região, devendo ser evitada no projeto de geradores aeroelásticos lineares de três graus de liberdade eletromagneticamente acoplados. Nas demais regiões, o deslocamento linear se torna instável crescendo com a redução de γ_α para todos os valores de $\bar{r}_\alpha$, como este se encontra eletromecanicamente acoplado, a potência elétrica gerada cresce da mesma forma.

Figura 47 Influência do raio de giração e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de flutter, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear, (d) Máximo deslocamento angular e (e) Máximo deslocamento da superfície de controle

A variação de $\bar{U}$ com x_α e γ_α é exibida na Fig. 48a para a carga resistiva ótima no circuito eletromagnético. A Fig. 48b mostra a potência elétrica adimensional de saída ($\bar{P}^i$) contra x_α e γ_α para as velocidades da Fig. 48a. Como mostrado na Fig. 48b, a potência aumenta com o decréscimo de γ_α e o aumento de x_α . As combinações de x_α - γ_α que possuem alta potência de saída são associadas com uma região de valores baixos de $\bar{U}$ e também valores altos de deslocamentos linear e angular como mostrado na Fig. 48c e Fig. 48d. A potência de saída cai significativamente para valores relativamente altos de γ_α (região em azul escuro da Fig. 48b). Nesta região, o grau de liberdade de deslocamento angular da superfície de controle é instável (Fig. 48e), consequentemente a amplitude de deslocamento linear se torna baixa reduzindo a potência elétrica de saída.

Figura 48 Influência do deslocamento do eixo elástico em relação ao centroide e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear, (d) Máximo deslocamento angular e (e) Máximo deslocamento da superfície de controle

As superfícies de $\bar{U}$ e $\bar{P}^i$ com a variação de γ_β e γ_α são mostradas na Fig. 49a e Fig. 49b respectivamente para as cargas resistivas ótimas do circuito eletromagnético que maximizam a potência elétrica de saída gerada. Como mostrado na Fig. 49b, a máxima potência elétrica de saída é obtida para razões de frequência próximas a $\gamma_\alpha = 0.3$, o qual também é associado a grandes valores de deslocamentos linear e angular (mostrados na Fig. 49c e Fig. 49d respectivamente). A potência de saída é reduzida para valores altos de γ_α devido à baixa amplitude de deslocamento do grau de liberdade de deslocamento linear. Nesta região de parâmetros $\gamma_\beta - \gamma_\alpha$ da Fig. 49b (região azul escura) o grau de liberdade de deslocamento angular da superfície de controle se torna instável (deslocamento mostrado na Fig. 49e), sendo de tal forma uma região a ser evitada no projeto de novos geradores aeroelásticos.

Figura 49 Influência da razão de frequências e da razão de frequências da superfície de controle nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear, (d) Máximo deslocamento angular e (e) Máximo deslocamento da superfície de controle

Agora, será apresentada a influência de alguns parâmetros eletromecânicos no comportamento do gerador aeroelástico de energia com acoplamento eletromagnético.

A Fig. 50a mostra a influência da variação do acoplamento eletromagnético adimensional (χ) e da carga resistiva do circuito eletromagnético (λ_l^i) na velocidade adimensional de *flutter* ($\bar{U}$). Esta velocidade aumenta com o aumento de χ e com a redução de λ_l^i . A Fig. 50b mostra a variação da potência adimensional de saída ($\bar{P}^i$) para cada velocidade de *flutter* da Fig. 50a. Esta potência é máxima para o maior acoplamento, aumentando a transdução eletromecânica. A potência ótima se localiza onde a carga resistiva é igual ao valor da resistência interna do circuito eletromagnético, $(\lambda_l^i)_{optimal} = \lambda_c = 0.1022$ em acordo com o teorema de máxima transferência de energia. Os deslocamentos adimensionais dos graus de liberdade ($\bar{h}$, $\bar{\alpha}$ e $\bar{\beta}$) são apresentados nas Fig. 50c, Fig. 50d e Fig. 50e respectivamente (observe que o segundo eixo destas figuras se

encontra invertido em relação às demais). Estes deslocamentos tem o comportamento oposto à $\bar{U}$ (diminuem na medida em que a velocidade de *flutter* aumenta). Portanto, a configuração que gera maior potência elétrica de saída para um gerador linear eletromagneticamente acoplado de 3-GDL é obtida para valores altos de χ e carga resistiva igual à resistência interna ($\lambda_l^i = \lambda_c$).

Figura 50 Influência da carga resistiva e do acoplamento eletromecânico nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear, (d) Máximo deslocamento angular e (e) Máximo deslocamento da superfície de controle

A variação de $\bar{U}$ com a variação da indutância adimensional equivalente (φ) e da carga resistiva no circuito eletromagnético (λ_l^i) é mostrada na Fig. 51a. Esta velocidade cresce com o decréscimo de λ_l^i para todos os valores de φ . A potência adimensional ($\bar{P}^i$) para cada configuração de φ e λ_l^i é exibida na Fig. 51b para cada velocidade da Fig. 51a. A potência ótima se localiza onde a carga resistiva é igual ao valor da resistência interna do circuito eletromagnético, $(\lambda_l^i)_{optimal} = \lambda_c = 0.1022$. Nota-se que a indutância equivalente tem pouca

influência tanto na velocidade de *flutter* como na potência elétrica gerada, existe apenas um pequeno aumento destes valores com a redução da indutância. O deslocamento linear, o deslocamento angular e o deslocamento angular da superfície de controle em função da variação de ϕ e λ_l^i são apresentados nas Fig. 51c, Fig. 51d e Fig. 51e respectivamente. Os deslocamentos dos graus de liberdade possuem o mesmo comportamento, todos apresentam oscilações e crescem à medida que λ_l^i aumenta. Destarte, uma indutância equivalente baixa e uma carga resistiva igual a resistência interna $\lambda_l^i = \lambda_c = 0.1022$ são configurações que aumentam a potência elétrica gerada para um gerador aeroelástico de energia.

Figura 51 Influência da carga resistiva e da capacitância equivalente nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear, (d) Máximo deslocamento angular e (e) Máximo deslocamento da superfície de controle

A resistência interna (λ_c) tem uma influência grande na potência elétrica de saída conforme foi visto nas análises prévias. Desta maneira, a variação da velocidade de *flutter* ($\bar{U}$) e

da potência adimensional de saída ($\bar{P}^i$) com a variação de λ_l^i e λ_c são mostradas na Fig. 52a e Fig. 52b respectivamente. A potência adimensional dissipada na resistência interna ($\bar{P}^d$) é exibida na Fig. 52c para as diversas configurações λ_l^i - λ_c . Os deslocamentos dos graus de liberdade do sistema ($\bar{h}$, $\bar{\alpha}$ e $\bar{\beta}$) em função da variação de λ_l^i e λ_c são apresentados nas Fig. 52d, Fig. 52e e Fig. 52f respectivamente. A velocidade de *flutter* e a potência elétrica de saída tem um comportamento semelhante, aumentando com o decréscimo de λ_l^i e λ_c . A $\bar{P}^d$ aumenta quando λ_l^i e λ_c tem valores iguais e relativamente pequenos. Os deslocamentos dos graus de liberdade (mostrados com o segundo eixo invertido em relação às demais figuras) têm comportamento oposto à $\bar{P}^i$, reduzindo com o aumento da potência elétrica gerada, contudo as variações das amplitudes dos deslocamentos são pequenas.

Figura 52 Influência da carga resistiva e da resistência interna nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL eletromagneticamente acoplado: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Potência dissipada na resistência interna, (d) Máximo deslocamento linear, (e) Máximo deslocamento angular e (f) Máximo deslocamento da superfície de controle

3.3.1.3 Seção Típica Linear com 3-GDL com Acoplamento Piezelétrico e Eletromagnético

A variação da velocidade adimensional de *flutter* e a potência elétrica total de saída com a variação de $\bar{r}_\alpha$ e γ_α são mostradas na Fig. 53a e Fig. 53b, nesta ordem, para as cargas resistivas ótimas (ou seja, cargas resistivas que aumentam a potência elétrica gerada, sendo apresentadas na Fig. 53c) de cada combinação $\bar{r}_\alpha$ - γ_α em ambos os circuitos. As simulações foram especificamente rodadas para as cargas resistivas que geram a máxima potência de saída elétrica. A carga resistiva adimensional ótima para o circuito eletromagnético que proporciona maior potência elétrica de saída se mantém próxima ao valor da resistência interna adimensional da bobina, $(\lambda_l^i)_{\text{optimal}} = \lambda_c = 0.1022$, em acordo com o teorema de máxima transferência de energia. A velocidade adimensional de *flutter* se mantém aproximadamente constante para baixos valores de $\bar{r}_\alpha$ e γ_α , aumentando com o incremento do raio de giração e da razão de frequências. Uma queda da velocidade é observada nesta área de máxima velocidade de *flutter*. A potência total de saída, mostrada na Fig. 53b, possui três regiões distintas. Para algumas combinações de $\bar{r}_\alpha$ e γ_α essa potência de saída cai significativamente (região com cor azul escuro). Nesta região, o grau de liberdade da superfície de controle (β) se torna instável (mostrada na Fig. 53f), onde os deslocamentos linear e angular (mostrados nas Fig. 53d e Fig. 53e respectivamente) são estáveis e exibem oscilações com baixas amplitudes. Uma vez que o acoplamento é adicionado ao grau de liberdade de deslocamento linear, a potência elétrica de saída também cai nesta região de combinação de $\bar{r}_\alpha$ e γ_α , sendo de tal forma evitada no projeto de geradores lineares de três graus de liberdade. Para as outras duas regiões, temos que o deslocamento linear se torna instável (apresentando maiores amplitudes de deslocamentos) sendo que a potência aumenta com a redução de γ_α para todos os valores de $\bar{r}_\alpha$.

Figura 53 Influência do raio de giração e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear, (d) Máximo deslocamento angular e (e) Máximo deslocamento da superfície de controle

A variação da velocidade adimensional de *flutter* com x_α e γ_α é exibida na Fig. 54a para as cargas resistivas ótimas em ambos os circuitos elétricos. A Fig. 54b mostra a potência elétrica adimensional de saída contra x_α e γ_α para cada velocidade da Fig. 54a. Mais uma vez a carga resistiva do circuito indutivo se mantém aproximadamente constante próxima ao valor da resistência interna da bobina enquanto a carga resistiva ótima do circuito piezelétrico é apresentada na Fig. 54c. Como mostrado na Fig. 54b, a potência aumenta com o decréscimo de γ_α para todos os valores de x_α , além disso, esta área também corresponde a valores baixos de velocidade de *flutter* (Fig. 54a). Observe que as combinações de x_α - γ_α que possuem alta potência de saída são associadas com valores altos de deslocamentos linear e angular como mostrado na Fig. 54d e Fig. 54e (como esperado o deslocamento linear é mais correlacionado à potência de saída conforme esperado). A potência de saída cai significativamente para valores

relativamente altos de γ_α (neste caso em particular para $\gamma_\alpha \geq 1$). Nesta região de parâmetros x_α - γ_α o grau de liberdade de deslocamento angular da superfície de controle é instável (Fig. 54f), consequentemente a amplitude de deslocamento linear se torna baixa reduzindo a potência elétrica de saída.

Figura 54 Influência do deslocamento do eixo elástico em relação ao centroide e da razão de frequências nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear, (d) Máximo deslocamento angular e (e) Máximo deslocamento da superfície de controle

As superfícies de velocidade adimensional de *flutter* e potência de saída com a variação de γ_β e γ_α são mostradas na Fig. 55a e Fig. 55b para as cargas resistivas ótimas em ambos os circuitos. A carga resistiva do circuito indutivo novamente se mantém aproximadamente constante próxima ao valor da resistência interna da bobina enquanto a carga resistiva ótima do circuito piezelétrico é apresentada na Fig. 55c para as combinações de γ_β e γ_α . A Fig. 55b revela que a máxima potência elétrica de saída é obtida para razões de frequência próximos a $\gamma_\alpha = 0.3$, o qual é associado a grandes valores de deslocamentos linear e angular (Fig. 55d e

Fig. 55e). A potência de saída é reduzida para valores altos de γ_α devido à baixa amplitude de deslocamento do grau de liberdade de deslocamento linear. Nesta região de parâmetros $\gamma_\beta - \gamma_\alpha$ da Fig. 55b (região azul escura) o grau de liberdade de deslocamento angular da superfície de controle se torna instável, sendo de tal forma uma região a ser evitada no projeto de novos geradores aeroelásticos.

Figura 55 Influência da razão de frequências e da razão de frequências da superfície de controle nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída, (c) Máximo deslocamento linear, (d) Máximo deslocamento angular e (e) Máximo deslocamento da superfície de controle

A interação entre a geração da potência total (da transdução piezelétrica e da indução eletromagnética) e o comportamento linear eletroaeroelástico do gerador de energia na velocidade de *flutter* é apresentado na Fig. 56 para uma larga escala de cargas resistivas separadamente conectadas a cada um dos circuitos elétricos. A variação da potência adimensional total de saída ($\bar{P}$) com as cargas resistivas adimensionais (λ_1^p , λ_1^i) é apresentada na Fig. 56b. A máxima potência de saída é observada para a combinação de cargas resistivas ótimas de cada

circuito externo. A carga resistiva ótima do circuito indutivo é novamente próxima ao valor da resistência interna ($(\lambda_l^i)_{optimal} \cong \lambda_c = 0.1022$) em acordo com o teorema de máxima transferência de energia. A superfície da velocidade adimensional de *flutter* ($\bar{U}$) com a variação das cargas resistivas nos circuitos externos é exibida na Fig. 56a. A presença de uma carga resistiva ótima, que gera máxima velocidade de *flutter* e máxima potência de saída é observada no circuito piezelétrico para todas as cargas resistivas do circuito indutivo. A velocidade de *flutter* diminui com o aumento da carga resistiva do circuito indutivo para todos os valores de λ_l^p . O fato que a carga resistiva do circuito eletromagnético que gera maior velocidade de *flutter* não ser igual a que gera máxima potência é devido a uma resistência finita interna da bobina na presença de uma indutância não nula no núcleo eletromagnético. As variações da velocidade de *flutter* e da potência total de saída dependem da presença de uma resistência interna do núcleo eletromagnético. Isto é demonstrado a seguir explorando um caso ideal sem resistência interna.

Figura 56 Influência das cargas resistivas nos circuitos piezelétrico e eletromagnético nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída (considerando a presença de uma resistência interna $\lambda_c = 0.1022$).

As superfícies de resposta da velocidade de *flutter* e da potência elétrica total de saída com a variação das cargas resistivas em ambos os circuitos é apresentada na Fig. 57 negligenciando a resistência interna do núcleo, ou seja, assumindo $\lambda_c = 0$. Uma carga resistiva ótima para o circuito piezelétrico que gera máxima velocidade de *flutter* e potência de saída é novamente observada para todos os valores de carga resistiva do circuito indutivo, sendo o mesmo comportamento observado no caso com resistência interna. Entretanto, neste caso ($\lambda_c = 0$), a presença de uma carga resistiva ótima para o circuito indutivo que gera máxima velocidade de *flutter* e máxima potência de saída é também observada para todos os valores de carga resistiva do circuito piezelétrico. Vale ressaltar que a exclusão da resistência interna resulta

em um aumento da potência elétrica total de saída devido à redução da energia perdida no sistema eletroaeroelástico.

Figura 57 Influência das cargas resistivas nos circuitos piezelétrico e eletromagnético nos parâmetros adimensionais do gerador linear de 3-GDL com acoplamento piezelétrico e eletromagnético: (a) Velocidade de *flutter*, (b) Potência elétrica de saída (considerando uma resistência interna nula - $\lambda_c = 0$).

4 CONCLUSÕES

O conceito de geradores aeroelásticos lineares e não lineares de dois e três graus de liberdade com acoplamento piezelétrico e indução eletromagnética, separadamente e simultaneamente, foi investigado neste trabalho. Os acoplamentos eletromecânicos foram adicionados no GDL de deslocamento linear e a energia gerada foi estimada através da presença de uma carga resistiva no domínio elétrico para cada circuito externo.

O modelo numérico do gerador aeroelástico acoplado foi obtido a partir do Princípio de Hamilton. Este modelo foi desenvolvido levando em consideração um gerador embasado em uma seção típica de 3-GDL com não linearidades concentradas no GDL de rotação da seção típica. Para a modelagem numérica dos diversos geradores, excluem-se convenientemente os termos das equações apresentadas. O modelo acoplado foi apresentado em espaço de estados, realizando as simulações no domínio do tempo e investigando sua estabilidade através dos autovalores da matriz de estados. A aerodinâmica não estacionária do aerofólio foi modelada através da aproximação de Jones para a função indicial de Wagner (aproximação da função generalizada de Theodorsen). Resultados experimentais de uma seção típica com 2-GDL piezoeletricamente acoplada, obtidos anteriormente em ensaios em túnel de vento (realizados no Laboratório de Aeroelasticidade da Escola de Engenharia de São Carlos), foram utilizados para a verificação do modelo.

Parâmetros e equações adimensionais foram apresentados com o intuito de se investigar o comportamento do sistema acoplado. O efeito de diversos parâmetros adimensionais (raio de giração, distância entre o eixo elástico e o centroide da seção típica, razão de frequências entre as frequências desacopladas do deslocamento angular e deslocamento linear da seção típica assim como entre as frequências desacopladas dos deslocamentos angular da superfície de controle e linear, módulo dos ângulos limites do freeplay, cargas resistivas em cada um dos circuitos elétricos, acoplamentos eletromecânicos, capacitância equivalente, indutância equivalente, resistência interna do núcleo eletromagnético) na potência elétrica adimensional de saída e na velocidade linear de flutter (para os casos lineares) ou na primeira velocidade onde se iniciam LCOs (para os casos não lineares) foi investigado.

Para todas as configurações estudadas foi observado que a combinação de valores adimensionais relativamente altos de distância entre o eixo elástico e o centroide da seção típica, do módulo dos ângulos limites do freeplay e de razão de frequências entre as frequências desacopladas dos deslocamentos angular da superfície de controle e linear, assim como valores relativamente baixos da razão de frequências entre as frequências desacopladas do deslocamento angular e deslocamento linear aumentam a potência elétrica de saída e mantêm a velocidade na qual oscilações persistentes ocorrem em valores aceitáveis para conceito de coleta de energia. No caso da seção típica com 2-GDL, valores relativamente baixos do raio de giração aumentam a potência de saída mantendo a velocidade em valores razoáveis, já no caso da seção com 3-GDL, este comportamento é obtido a partir de valores relativamente altos do raio de giração.

Níveis similares de potência elétrica de saída e de velocidades são obtidos para os casos de 2-GDL e 3-GDL. Contudo, as regiões de parâmetros favoráveis à coleta de energia para a seção típica com 3-GDL é maior do que a região ótima da seção típica com 2-GDL, o que pode ser favorável na escolha de parâmetros para construção de um gerador aeroelástico.

Em todos os casos discutidos neste trabalho, a máxima potência de saída é observada para a combinação ótima de cargas resistivas em cada um dos circuitos elétricos presentes em cada caso. Quando considerado o acoplamento eletromagnético, a presença de uma resistência interna do núcleo eletromagnético faz com que o valor da carga resistiva ótima neste circuito se mantenha próximo ao valor da resistência interna. A presença desta resistência interna afeta a velocidade de *flutter* assim como a velocidade de LCO (para os casos não lineares) reduzindo o desempenho do sistema devido a perdas por dissipação. Estas velocidades decrescem com o aumento da carga resistiva do circuito eletromagnético na presença de uma resistência interna. Negligenciando a resistência interna, uma carga resistiva ótima finita que gera a máxima velocidade de *flutter* ou velocidade de LCO, assim como máxima potência de saída, pôde ser observada.

A variação do tipo de acoplamento eletromecânico tem pequena influência sobre o comportamento aeroelástico da seção típica, contudo provoca uma alteração significativa nos níveis de potência elétrica de saída. É importante notar também que diferentes GDLs podem se tornar instáveis para diferentes configurações de parâmetros eletroaeroelásticos. Como observado neste trabalho, a potência elétrica de saída cai significativamente quando o GDL de deslocamento linear se torna estável, uma vez que o acoplamento eletromecânico foi adicionado a este. Os

resultados apresentados neste trabalho (regiões de parâmetros favoráveis) podem ser utilizados para o projeto e fabricação de geradores aeroelásticos baseados em aerofólio, com acoplamentos piezelétrico e eletromagnético, separadamente e simultaneamente, com o intuito de maximizar a potência elétrica de saída com velocidades de escoamento razoáveis.

4.1 Sugestões para trabalhos futuros

Como sugestões para trabalhos vindouros é possível destacar diversos temas para aprimorar o conhecimento gerado por esta dissertação, assim como aprofundar conhecimentos em outras áreas correlacionadas. São estes:

- Realização de análises variando três ou mais parâmetros eletroaeroelásticos;
- Combinar diferentes tipos de não linearidades no sistema aeroelástico visando aprimorar a potência elétrica gerada e faixa de velocidades em que se observam oscilações persistentes;
- Investigar a possibilidade da redimensionalização dos resultados reduzindo a escala dos sistemas estudados neste trabalho almejando o projeto de geradores portáteis;
- Investigar os casos não lineares ao longo das velocidades de LCOs e com diferentes condições iniciais visando uma maior amplitude de deslocamentos, consequentemente uma maior potência elétrica de saída;
- Investigar a variação do comportamento eletroaeroelástico de uma seção típica eletromecanicamente acoplada com o uso de outros circuitos no domínio elétrico;
- Analisar o sistema aeroelástico com adição do acoplamento eletromecânico nos graus de liberdade de rotação da superfície de controle e de rotação da seção típica;
- Investigar o sistema com base na análise de incerteza;
- Realizar análise de sensibilidade dos parâmetros eletroaeroelásticos na potência elétrica gerada.

REFERÊNCIAS

- AGARWAL, A.; LANG, J. Foundations of Digital and Analog Electronic Circuits. San Francisco: Morgan Kaufmann, 2005.
- AKAYDIN, H. D.; ELVIN, N.; ANDREOPOULOS, Y. Energy Harvesting from Highly Unsteady Fluid Flows using Piezoelectric Materials, p. 1263-1278, 2010a. Disponível em: <jim.sagepub.com/content/21/13/1263>.
- AKAYDIN, H. D.; ELVIN, N.; ANDREOPOULOS, Y. Wake of a Cylinder: A Paradigm for Energy Harvesting with Piezoelectric Materials. Experiments in Fluids, v. 49, p. 291-304, 2010b. ISSN 1432-1114.
- AKCABAY, D. T.; YOUNG, Y. L. Hydroelastic response and energy harvesting potential of flexible piezoelectric beams in viscous flow, p. 054106, 2012. Disponível em: <dx.doi.org/10.1063/1.4719704>.
- ALIGHANBARI, H. Flutter analysis and chaotic response of an airfoil accounting for structural nonlinearities. Tese (Doutorado), Department of Mechanical Engineering, McGill University, Montreal, Canada, 1995.
- ALLEN, J. J.; SMITS, A. J. Energy Harvesting Eel. Journal of Fluids and Structures, n. 15, p. 629-640, 2001.
- AMIRTHARAJAH, R.; A.P., C. Self-powered signal processing using vibration-based power generation, p. 687-695, 1998. ISSN 0018-9200. Disponível em: <dx.doi.org/10.1109/4.668982>.
- ANICÉZIO, M. M. *et al.* Linear and Nonlinear Aeroelastic Energy Harvesting Using Electromagnetic Induction. ASME 2011 Conference on Smart Materials, Adaptive Structures and Intelligent Systems, p. 361-367, Sep 2011.
- ANTON, S. R.; SODANO, H. A. A Review of Power Harvesting Using Piezoelectric Materials (2003-2006). Smart Materials and Structures, n. 16, p. R1-R21, 2007. Disponível em: <stacks.iop.org/0964-1726/16/i=3/a=R01>.
- ARNOLD, D. Review of microscale magnetic power generation. IEEE Transactions on Magnetics, v. 43, p. 3940-3951, 2007. Disponível em: <dx.doi.org/10.1109/TMAG.2007.906150>.
- AURELI, M. *et al.* Energy harvesting from base excitation of ionic polymer metal composites in fluid environments, p. 015003, 2010. Disponível em: <dx.doi.org/10.1088/0964-1726/19/1/015003>.
- BEEBY, S. P.; TUDOR, M. J.; WHITE, N. M. Energy harvesting vibration sources for microsystems applications. Measurement Science And Technology, v. 17, p. R175-R195, 2006. Disponível em: <stacks.iop.org/MST/17/R175>.
- BISPLINGHOFF, R. L.; ASHLEY, H.; HALFMAN, R. L. Aeroelasticity. Cambridge, Massachusetts: Addison-Wesley Publishing Company, Inc. 860 p., 1955.
- BRYANT, M.; GARCIA, E. Energy Harvesting: A Key to Wireless Sensor Nodes. Proceedings of the Second International Conference on Smart Materials and Nanotechnology in Engineering, v. 7493, Jul 2009. Disponível em: <dx.doi.org/10.1117/12.845784>.
- BRYANT, M.; GARCIA, E. Modeling and Testing of a Novel Aeroelastic Flutter Energy Harvester. ASME Journal of Vibration and Acoustics, v. 133, p. 011010 (11pp), 2011. Disponível em: <http://dx.doi.org/10.1115/1.4002788>.

- CHEN, S. N.; WANG, G. J.; CHIEN, M. C. Analytical modeling of piezoelectric vibration induced micro power generator. *Mechatronics*, v. 16, n. 7, p. 397–387, 2006. Disponível em: <sciencedirect.com/science/article/pii/S0957415806000316>.
- CONNER, M. D. Nonlinear aeroelasticity of an airfoil section with control surface freeplay. Tese (Doutorado), Department of Mechanical Engineering and Materials Science, Duke University, 1996.
- COOK-CHENNAULT, K. A.; THAMBI, N.; SASTRY, A. M. Powering MEMS Portable Devices – a Review of Non-Regenerative and Regenerative Power Supply Systems with Emphasis on Piezoelectric Energy Harvesting Systems, v. 17, n. 4, p. 043001 (33pp), 2008. Disponível em: <stacks.iop.org/SMS/17/043001>.
- DE MARQUI JR., C. *et al.* Linear and Nonlinear Modeling and Experiments of a Piezoaeroelastic Energy Harvester. ASME 2010 Conference on Smart Materials, Adaptive Structures and Intelligent Systems, 2010.
- DE MARQUI JR., C. *et al.* Modeling and Analysis of Piezoelectric Energy Harvesting from Aeroelastic Vibrations Using the Doublet-Lattice Method. *ASME Journal of Vibration and Acoustics*, v. 133, n. 1, p. 011003 (9pp), 2011. Disponível em: <http://dx.doi.org/10.1115/1.4002785>.
- DE MARQUI JR., C.; ERTURK, A.; INMAN, D. J. Piezoaeroelastic Modeling and Analysis of a Generator Wing with Continuous and Segmented Electrodes. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, v. 21, n. 10, p. 983-993, 2010. Disponível em: <jim.sagepub.com/content/21/10/983>.
- DIAS, J. A. C. *et al.* Electroaeroelastic modeling and analysis of a hybrid piezoelectric-inductive flow energy harvester. *SPIE Smart Structures and Materials + Nondestructive Evaluation and Health Monitoring*, San Diego, California, USA, v. 8688, p. 86882N, Mar 2013. Disponível em: <dx.doi.org/10.1117/12.2009825>.
- DIAS, J. A. C.; DE MARQUI JR., C. Hybrid Piezoelectric-Inductive Aeroelastic Energy Harvester. *Proceedings of COBEM, Brazilian Congress of Mechanical Engineering*, Ribeirão Preto, SP, Brazil, Nov 2013a.
- DIAS, J. A. C.; DE MARQUI JR., C.; ERTURK, A. Dimensionless analysis and scaling of a hybrid 3DOF airfoil-based piezoelectric-inductive aeroelastic energy harvester. *54th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference*, Apr 2013b. Disponível em: <arc.aiaa.org/doi/abs/10.2514/6.2013-1795>.
- DIAS, J. A. C.; DE MARQUI JR., C.; ERTURK, A. Hybrid Piezoelectric-Inductive Flow Energy Harvesting and Dimensionless Electroaeroelastic Analysis for Scaling. *Applied Physics Letters*, v. 102, p. 044101, 2013. ISSN 0003-6951. Disponível em: <dx.doi.org/10.1063/1.4789433>.
- DOWELL, E. H. *et al.* A Modern Course in Aeroelasticity, Sijthoff and Norrdhoff, the Netherlands, 1978.
- DOWELL, E. H.; EDWARDS, J.; STRGANAC, T. Nonlinear Aeroelasticity. *AIAA Journal of Aircraft*, v. 40, p. 857-874, 2003.
- DOWELL, E. H.; TANG, D. Nonlinear Aeroelasticity and Unsteady Aerodynamics. *AIAA Journal*, v. 40, p. 1697-1707, 2002.
- DUNNMON, J. A. *et al.* Power extraction from aeroelastic limit cycle oscillations, p. 1181-1198, 2011. Disponível em: <www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0889974611000211>.
- DUTOIT, N. E.; WARDLE, B. L.; KIM, S. G. Design considerations for MEMS-scale piezoelectric mechanical vibration energy harvesters. *Integrated Ferroelectrics*, An

- International Journal, v. 71, p. 121–160, 2005. Disponível em: <robotics.caltech.edu/ndutoit/wiki/images/2/26/If2005.pdf>.
- EDWARDS, J. W.; ASHLEY, H.; BREAKWELL, J. V. Unsteady Aerodynamic Modeling for Arbitrary Motions. *AAIA Journal*, v. 17, n. 4, p. 365–374, 1979.
- ELVIN, N.; ELVIN, A. An experimentally validated electromagnetic energy harvester, p. 2314–2324, 2011. ISSN 0022-460X. Disponível em: <dx.doi.org/10.1016/j.jsv.2010.11.024>.
- ELVIN, N.; ERTURK, A. *Advances in Energy Harvesting Methods*. New York: Springer, 2013.
- ERTURK, A. Low-power electricity generation from dynamical systems. *Journal of the Acoustical Society of America*, v. 134 (5), p. 4155, Nov 2013.
- ERTURK, A. *et al.* On the Energy Harvesting Potential of Piezoaeroelastic Systems. *Applied Physics Letters*, v. 96, n. 18, p. 184103 (3pp), 2010. Disponível em: <apl.aip.org/resource/1/applab/v96/i18/p184103_s1>.
- ERTURK, A.; DELPORTE, G. Underwater Thrust and Power Generation using Flexible Piezoelectric Composites: An Experimental Investigation toward Self-Powered Swimmer-Sensor Platforms, p. 125013, 2011. Disponível em: <stacks.iop.org/0964-1726/20/i=12/a=125013>.
- ERTURK, A.; HOFFMANN, J.; INMAN, D. J. A piezomagnetoelastic structure for broadband vibration energy harvesting, p. 254102, 2009. Disponível em: <dx.doi.org/10.1063/1.3159815>.
- ERTURK, A.; INMAN, D. J. A distributed parameter electromechanical model for cantilevered piezoelectric energy harvester plates. *ASME Journal of Vibration and Acoustics*, v. 130, n. 4, p. 041002 (15pp), Aug 2008. Disponível em: <dx.doi.org/10.1115/1.2890402>.
- ERTURK, A.; INMAN, D. J. *Piezoelectric energy harvesting*. [S.l.]: John Wiley & Sons, Ltd., 2011.
- ERTURK, A.; RENNO, J. M.; INMAN, D. J. Modeling of piezoelectric energy harvesting from an L-shaped beam-mass structure with an application to UAVs. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, v. 20, n. 5, p. 529, 2009. Disponível em: <jim.sagepub.com/content/20/5/529>.
- GLYNNE-JONES, P. *et al.* An electromagnetic, vibration-powered generator for intelligent sensor systems. *Sensors and Actuators A: Physical*, v. 110, Issues 1–3, p. 344–349, Feb 2004. Disponível em: <dx.doi.org/10.1016/j.sna.2003.09.045>.
- HEMATI, N. Nondimensionalization of the equations of motion for permanent-magnet machines. *Electric Machines & Power Systems*, v. 23, n. 5, p. 541–556, September 1995. Disponível em: <www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/07313569508955642>.
- HU, J. *et al.* Optimal design of a vibration-based energy harvester using magnetostrictive material (MsM). *Smart Materials and Structures*, v. 20, n. 1, 2011. Disponível em: <dx.doi.org/10.1088/0964-1726/20/1/015021>.
- JONES, K. D.; DAVIDS, S.; PLATZER, M. F. Oscillating-Wing Power Generator. *Proceedings of ASME/JSME-Joint Fluids Engineering Conference*, v. 7050, 1999.
- JONES, R. T. The Unsteady Lift of a Wing of Finite Aspect Ratio. *NACA Technical Report No. 681*, 1940.
- JUNG, H. J.; LEE, S. W. The experimental validation of a new energy harvesting system based on the wake galloping phenomenon. *Smart Materials and Structures*, v. 20, p. 055022, 2011. Disponível em: <dx.doi.org/10.1088/0964-1726/20/5/055022>.
- KWON, S. D. A T-shaped piezoelectric cantilever for fluid energy harvesting, p. 164102 (3pp), 2010. Disponível em: <apl.aip.org/resource/1/applab/v97/i16/p164102_s1>.

- KWUIMY, C. A. *et al.* Performance of a piezoelectric energy harvester driven by air flow, p. 024103 (3pp), 2012. Disponível em: <dx.doi.org/10.1063/1.3676272>.
- LI, S. G. D.; XIANG, J. Aeroelastic dynamic response and control of an airfoil section with control surface nonlinearities. *Journal of Sound and Vibration*, v. 329, p. 4756–4771, 2010.
- LIN, W. B.; CHENG, W. H. Nonlinear Flutter of Loaded Lifting Surfaces (II). *Journal of the Chinese Society of Mechanical Engineers*, v. 14 (5), p. 456-466, 1993.
- LU, F.; LEE, H.; LIM, S. Modeling and analysis of micro piezoelectric power generators for micro-electromechanical-systems applications. *Smart Materials and Structures*, v. 13, n. 1, p. 57–63, 2004. Disponível em: <iopscience.iop.org/0964-1726/13/1/007>.
- LY, K. H.; CHASTEAU, V. A. L. Experiments on an Oscillating-Wing Aerofoil and Application to Wing-Energy Converters. *Journal of Energy*, v. 5, n. 2, p. 116–121, 1981.
- MANN, B. P.; SIMS, N. D. Energy harvesting from the nonlinear oscillations of magnetic levitation. *Journal of Sound and Vibration*, v. 319, n. 1-2, p. 515–530, 2009. Disponível em: <sciencedirect.com/science/article/pii/S0022460X08005567>.
- MCKINNEY, W.; DELAURIER, J. D. The Wingmill: An Oscillating-Wing Windmill, p. 109–115, 1981. Disponível em: <arc.aiaa.org/doi/pdf/10.2514/3.62510>.
- MITCHESON, P. D. *et al.* MEMS electrostatic micropower generator for low frequency operation. *Sensors and Actuators A: Physical*, v. 115, Issues 2–3, p. 523–529, Sep 2004. Disponível em: <dx.doi.org/10.1016/j.sna.2004.04.026>.
- MYERS, R. *et al.* Small scale windmill. *Applied Physics Letters*, v. 90, n. 5, p. 054106, Jan 2007. Disponível em: <apl.aip.org/resource/1/applab/v90/i5/p054106_s1>.
- PENG, Z.; ZHU, Q. Energy harvesting through flow-induced oscillations of a foil, p. 123602, 2009. Disponível em: <dx.doi.org/10.1063/1.3275852>.
- PETERS, D. A.; KARUNAMOORTHY, S.; CAO, W. M. Finite State Induced Flow Models; Part I; Two Dimensional Thin Airfoil. *Journal of Aircraft*, v. 32, n. 2, p. 313-322, 1995.
- POBERING, S.; EBERMEYER, S.; SCHWESINGER, N. Generation of Electrical Energy Using Short Piezoelectric Cantilevers in Flowing Media, p. 728807, 2009. Disponível em: <dx.doi.org/10.1117/12.815189>.
- PRIYA, S. Advances in energy harvesting using low profile piezoelectric transducers. *Journal of Electroceramics*, v. 19, n. 1, p. 167-184, Sep 2007. Disponível em: <dx.doi.org/10.1007/s10832-007-9043-4>.
- PRIYA, S. *et al.* Piezoelectric Windmill: A Novel Solution to Remote Sensing. *Japanese Journal of Applied Physics*, v. 44, p. L104–L107, 2005. Disponível em: <jjap.jsap.jp/link?JJAP/44/L104>.
- RANCOURT, D.; TABESH, A.; FRECHETTE, L. G. Evaluation of centimeter-scale micro wind mills: aerodynamics and electromagnetic power generation. *Proceedings of PowerMEMS 2007*, p. 93–96, 2007.
- ROBBINS, W. P. *et al.* Wind-generated electrical energy using flexible piezoelectric materials. *ASME 2006 International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, Chicago, IL, p. 581-590, Nov 2006.
- ROUNDY, S.; WRIGHT, P. K.; RABAEY, J. A study of low level vibrations as a power source for wireless sensor nodes. *Computers Communications*, v. 23, p. 1131–1144, 2003. Disponível em: <dx.doi.org/10.1016/S0140-3664(02)00248-7>.
- SODANO, H. A.; INMAN, D. J.; PARK, G. A review of power harvesting from vibration using piezoelectric materials. *Shock and Vibration Digest*, v. 36, n. 3, p. 197–205, 2004. Disponível em: <dx.doi.org/10.1177/0583102404043275>.

- SOUSA, V. C. *et al.* Enhanced Aeroelastic Energy Harvesting by Exploiting Combined Nonlinearities: Theory and Experiment. *Smart Materials and Structures*, v. 20, p. 094007 (8pp), 2011. Disponível em: <stacks.iop.org/SMS/20/094007>.
- ST. CLAIR, D. *et al.* A Scalable Concept for Micropower Generation Using Flow-induced Self-excited Oscillations, p. 144103, 2010. Disponível em: <dx.doi.org/10.1063/1.3385780>.
- TANG, L.; PAIDOUSSIS, M.; JIANG, J. Cantilevered Flexible Plates in Axial Flow: Energy Transfer and the Concept of Flutter-mill, p. 263-276, 2009. Disponível em: <sciencedirect.com/science/article/pii/S0022460X09004076>.
- TAVARES, E. J. Modelo Experimental para Ensaios de Flutter de uma Seção Típica Aeroelástica. Dissertação de Mestrado, Escola de Engenharia de São Carlos, USP. São Carlos, SP, Brasil. 2009.
- THEODORSEN, T. General Theory of Aerodynamic Instability and Mechanism of Flutter. Langley Memorial Aeronautical Laboratory, NACA Technical Report No. 496, 1935.
- WAGNER, H. Über die Entstehung des dynamischen Auftriebes von Tragflügeln. *Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik*, v. 5, p. 17-35, 1925.
- WANG, L.; YUAN, F. G. Vibration energy harvesting by magnetostrictive material. *Smart Materials and Structures*, v. 17, n. 4, p. 045009 (14pp), 2008. Disponível em: <iopscience.iop.org/0964-1726/17/4/045009>.
- WILLIAMS, C. B.; YATES, R. B. Analysis of a micro-electric generator for microsystems. *Sensors and Actuators A*, v. 52, p. 8-11, 1996.
- ZHAO, Y. Vibration suppression of a quadrilateral plate using hybrid piezoelectric circuits. *Journal of Vibration and Control*, v. 16, n. 5, p. 701-720, 2010. Disponível em: <jvc.sagepub.com/content/16/5/701>.
- ZHU, D. *et al.* A novel miniature wind generator for wireless sensing applications, p. 1415-1418, 2010. ISSN 1930-0395. Disponível em: <eprints.ecs.soton.ac.uk/21682/>.

APÊNDICE A - Constantes de Theodorsen

$$T_1 = -\frac{1}{3}\sqrt{1-c^2}(2+c^2) + c \cos^{-1} c \quad (\text{A.1})$$

$$T_2 = c(1-c^2) - \sqrt{1-c^2}(1+c^2) \cos^{-1} c + c(\cos^{-1} c)^2 \quad (\text{A.2})$$

$$T_3 = -\left(\frac{1}{8} + c^2\right)(\cos^{-1} c)^2 + \frac{1}{4}c\sqrt{1-c^2} \cos^{-1} c(7+2c) - \frac{1}{8}(1-c^2)(5c^2+4) \quad (\text{A.3})$$

$$T_4 = -\cos^{-1} c + c\sqrt{1-c^2} \quad (\text{A.4})$$

$$T_5 = -(1-c^2) - (\cos^{-1} c)^2 + 2c\sqrt{1-c^2} \cos^{-1} c \quad (\text{A.5})$$

$$T_6 = T_2 \quad (\text{A.6})$$

$$T_7 = -\left(\frac{1}{8} + c^2\right) \cos^{-1} c + \frac{1}{8}c\sqrt{1-c^2} \cos^{-1} c(7+2c^2) \quad (\text{A.7})$$

$$T_8 = -\frac{1}{3}\sqrt{1-c^2}(2c^2+1) + c \cos^{-1} c \quad (\text{A.8})$$

$$T_9 = \frac{1}{2} \left[\frac{1}{3} \left(\sqrt{1-c^2} \right)^3 + aT_4 \right] \quad (\text{A.9})$$

$$T_{10} = \sqrt{1-c^2} + \cos^{-1} c \quad (\text{A.10})$$

$$T_{11} = \cos^{-1} c(1-2c) + \sqrt{1-c^2}(2-c) \quad (\text{A.11})$$

$$T_{12} = \sqrt{1-c^2}(2+c) - \cos^{-1} c(2c+1) \quad (\text{A.12})$$

$$T_{13} = \frac{1}{2} \left[-T_7 - (c-a)T_1 \right] \quad (\text{A.13})$$

$$T_{14} = \frac{1}{16} + \frac{1}{2}ac \quad (\text{A.14})$$

$$T_p = -\frac{1}{3} \left(\sqrt{1-c^2} \right)^3 \quad (\text{A.15})$$

APÊNDICE B – Submatrizes do Modelo Aerodinâmico

Contribuições não circulatorias do carregamento aerodinâmico:

$$\mathbf{M}_{nc} = \begin{bmatrix} -\pi \left(\frac{1}{8} + a^2 \right) & -2T_{13} & \pi a \\ -2T_{13} & T_3 / \pi & T_1 \\ \pi a & T_1 & -\pi \end{bmatrix} \quad (\text{B.1})$$

$$\mathbf{B}_{nc} = \begin{bmatrix} \pi \left(a - \frac{1}{2} \right) & 2T_p + \left(\frac{1}{2} - a \right) T_4 & 0 \\ -T_p + T_1 + T_4 / 2 & T_{11} T_4 / 2\pi & 0 \\ -\pi & T_4 & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{B.2})$$

$$\mathbf{K}_{nc} = \begin{bmatrix} 0 & -(T_{10} + T_4) & 0 \\ 0 & \frac{1}{\pi} (T_4 T_{10} - T_5) & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{B.3})$$

Contribuições circulatorias do carregamento aerodinâmico:

$$\mathbf{R} = \begin{bmatrix} 2\pi \left(a + \frac{1}{2} \right) \\ -T_{12} \\ -2\pi \end{bmatrix} \quad (\text{B.4})$$

$$\mathbf{S}_1 = \begin{bmatrix} 1 & \frac{T_{10}}{\pi} & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{B.5})$$

$$\mathbf{S}_2 = \begin{bmatrix} \left(\frac{1}{2} - a \right) & \frac{T_{11}}{2\pi} & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{B.6})$$

As matrizes de acoplamento entre aerodinâmica e estrutura nos tempos dimensional e adimensional são respectivamente:

$$\mathbf{D} = \frac{\rho b}{m} U \begin{bmatrix} 0.006825 \left(\frac{U}{b} \right)^2 & 0.10805 \left(\frac{U}{b} \right) \end{bmatrix} \quad (\text{B.7})$$

$$\tilde{\mathbf{D}} = \frac{1}{\omega_h^2} \mathbf{D} \quad (\text{B.8})$$

As matrizes que definem a aproximação da aerodinâmica não estacionária para movimentos arbitrários no tempo adimensional são:

$$\tilde{\mathbf{E}}_1 = \frac{1}{\omega_h^2} \left(\frac{U}{b} \right) \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{S}_1 \end{bmatrix} \quad (\text{B.9})$$

$$\tilde{\mathbf{E}}_2 = \frac{1}{\omega_h} \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{S}_2 \end{bmatrix} \quad (\text{B.10})$$

$$\tilde{\mathbf{F}} = \frac{1}{\omega_h^2} \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -0.01365 \left(\frac{U}{b} \right)^2 & -0.3455 \left(\frac{U}{b} \right) \end{bmatrix} \quad (\text{B.11})$$

PUBLICAÇÕES DECORRENTES DESTE TRABALHO

- DIAS, J.A.C.; DE MARQUI JR., C. Hybrid Piezoelectric-Inductive Aeroelastic Energy Harvester. In: Proceedings of COBEM, Brazilian Congress of Mechanical Engineering. Ribeirão Preto, SP, Brazil. November 3-7, 2013.
- DIAS, J.A.C.; DE MARQUI JR., C.; ERTURK, A. 3-DOF Hybrid Piezoelectric-Inductive Aeroelastic Energy Harvester Exploiting a Control Surface. AIAA Journal. Manuscript ID: 2013-09-J053108, 2013. – Under Review.
- DIAS, J.A.C.; DE MARQUI JR., C.; ERTURK, A. Dimensionless analysis and scaling of a hybrid 3DOF airfoil-based piezoelectric-inductive aeroelastic energy harvester. 54th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference, April 8-11, 2013, Boston. 54th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference. Reston: American Institute of Aeronautics and Astronautics. Disponível em: <arc.aiaa.org/doi/abs/10.2514/6.2013-1795>.
- DIAS, J.A.C.; DE MARQUI JR., C.; ERTURK, A. Hybrid Piezoelectric-Inductive Flow Energy Harvesting and Dimensionless Electroaeroelastic Analysis for Scaling. Applied Physics Letters, v. 102, p. 044101, 2013. ISSN 0003-6951. Disponível em: <dx.doi.org/10.1063/1.4789433>.
- DIAS, J.A.C.; DE MARQUI JR., C.; ERTURK, A.; SODANO, H. Electroaeroelastic modeling and analysis of a hybrid piezoelectric-inductive flow energy harvester. In: SPIE Smart Structures and Materials + Nondestructive Evaluation and Health Monitoring. v. 8688. p. 86882N. San Diego, California, USA. March 10-14, 2013. Disponível em: <dx.doi.org/10.1117/12.2009825>.