

Prensa Eletromagnética com recuperação de energia para corte e moldagem de chapas e tubos de Al

TYRONE AUGUSTO JORGE
(Licenciado)

Dissertação para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Eletrotécnica – ramo de
Automação e Eletrónica Industrial

Orientadores:

Doutor Luís Manuel dos Santos Redondo
Doutor Marcos Teotónio Pereira

Júri:

Presidente: Professor Doutor Vasco Emanuel Anjos Soares (ISEL)

Vogais:

Professor Doutor Luís Manuel dos Santos Redondo (ISEL)
Doutor Marcos Teotónio Pereira
Professor Doutor João José Esteves Santana (IST)

Janeiro de 2013

Agradecimentos

- Aos meus orientadores, Doutor Luís Manuel dos Santos Redondo e Doutor Marcos Teotónio Pereira, pelos conhecimentos transmitidos, pela orientação e disponibilidade demonstrada ao longo do desenvolvimento deste trabalho;
- Aos administradores da Lusoforma, Indústria e Comercio de Embalagens S.A., Bernardo Teotónio Pereira, Gonçalo Teotónio Pereira e Dr. Marcos Teotónio Pereira pela minha integração na empresa e no projeto QREN, e pela disponibilização um espaço dedicado, recursos humanos e materiais para o desenvolvimento e construção da máquina;
- Aos colaboradores da Lusoforma, Eng. Cláudia Passarinho, Eng. Pedro Filipe, Eng. Pedro Gaio, Eng. Sérgio Morgado, Luís Amado e Fernando Silva que direta ou indiretamente auxiliaram o desenvolvimento deste trabalho;
- Aos meus pais e avós paternos pela confiança e incentivo demonstrados ao longo do meu percurso estudantil e pelo esforço financeiro realizado para suportar o mesmo.

Este documento foi escrito em conformidade com o novo acordo ortográfico.

Resumo

Foi desenvolvido um conversor de potência e atuador mecânico para a moldagem e corte, por ação de pressão magnética, de chapas e tubos de Al, com uma energia máxima de descarga de 10kJ. O conversor é composto por duas malhas de descarga em paralelo e duas malhas de recuperação de energia. O circuito é capaz de gerar uma corrente de pico de 50kA com uma taxa de variação máxima de 2kA/s através de um atuador, recuperar até 32% da sua energia inicial e diminuir o tempo de carga dos bancos de condensadores no mesmo valor, reduzindo assim a potência da fonte de alimentação primária

Foram construídos vários atuadores de forma a otimizar o processo, considerando as várias funções pretendidas, como a deformação ou corte de chapas e compressão de tubos.

O circuito elétrico aproximado desenvolvido em Matlab/Simulink foi validado, considerando apenas o funcionamento da malha primária sem o atuador e a dinâmica associada, sendo capaz de simular as respostas do sistema para várias situações específicas, tornando-se numa ferramenta para otimização do mesmo.

Experimentalmente, os resultados obtidos provam ser possível cortar chapas Al de 0,5 e 0,8mm, com apenas 13% da energia total do circuito, e comprimir tubos de Al com 2mm de espessura e 50mm de diâmetro com apenas 2,4kJ.

A topologia do circuito e a construção da máquina tiveram em conta vários aspetos que melhoram a proteção de pessoas e equipamentos e devida à sua configuração este é capaz de suportar variações de capacidade nos bancos de condensadores e variações de indutância nas bobinas de recuperação de energia sem se danificar.

Palavras-Chave:

Moldagem e corte por pressão magnética; Recuperação de energia; MEM; utilização de semicondutores de potência.

Abstract

A power converter and actuator were developed for cutting and molding Al sheets and tubes, using magnetic forces, considering a maximum stored energy of 10kJ. The converter comprises two discharge paths in parallel with two energy recovery independent circuits. This circuit is capable of generating a 50kA peak current, with a 2kA/s rate through the actuator, and recovering up to 32 % of the initial stored energy, decreasing the charging time of the capacitors for the same percentage and reducing the power of the primary power supply.

Several actuators were developed with the aim of optimizing the process, considering the various tasks proposed, such as the forming and cutting of Al sheets and tube compression.

An electric approximate circuit developed in Matlab/Simulink was validated, considering the operation of the primary circuit without the actuator and the associated dynamic. The simulated circuit is capable of reproducing the system's results for several operating conditions, being a fundamental optimization tool of the circuit proposed.

Experimentally, the obtained results show that it is possible to cut Al with a thickness of 0.5 mm to 0.8 mm with only 13 % energy stored, and compress Al tubes with 2 mm thickness and 50 mm diameter with only 2.4 kJ.

Several items related to the safety of people and equipments were taken into consideration when the topology was considered and the machine was assembled. The circuit allows for differences in the two capacitor banks and in the inductance of the energy recovery coils without failing.

Keywords:

Molding and cutting by magnetic pressure; use of power semiconductors; Electromagnetic forming; Energy recovery; EMF.

Índice

Agradecimentos	i
Resumo	ii
Abstract	iii
Índice	iv
Lista de tabelas	vii
Abreviaturas	xvi
1 Introdução.....	1
1.1 Estrutura da dissertação.....	2
2 Moldagem por Pressão Magnética.....	3
2.1 Principais técnicas de moldagem a alta velocidade.....	3
2.1.1 Moldagem Explosiva.....	4
2.1.2 Moldagem Eletro-hidráulica.....	5
2.1.3 Moldagem Eletromagnética.....	6
2.2 Circuitos de MEM práticos.....	25
2.2.1 Circuito comutado por um tiristor.....	25
2.2.2 Circuito comutado por um tiristor e limitado por um díodo.....	28
2.2.3 Circuito comutado por dois tiristores em antiparalelo.....	32
2.2.4 Circuito de MEM com duas malhas de atuação em paralelo.....	35
2.3 Fatores que influenciam o desempenho do sistema de MEM.....	39
2.3.1 Escoamento do ar.....	39
2.3.2 Resistência do ar e intervalo entre a chapa e a matriz.....	40
2.3.3 Espessura, condutividade do material.....	42
2.3.4 Corrente máxima e taxa de variação.....	42
2.3.5 Geometria da bobina.....	43
2.3.6 Resistência em CA de um condutor.....	46
3 Circuito Proposto.....	53
3.1 Circuito de MEM com módulos em paralelo e com recuperação de energia.....	53

3.2	Tempo de carga do banco de condensadores	58
3.3	Proteção de pessoas e equipamentos	59
3.3.1	Isolamento do equipamento de comando	59
3.3.2	Proteção da fonte de corrente.....	62
3.4	Circuito de comando	63
3.5	Aspetos importantes a ter em conta.....	65
3.5.2	Rede de energia elétrica a montante	68
4	Modelização e simulações	68
4.1	Circuito de MEM elementar.....	68
4.2	Circuito de MEM com díodo de roda livre	72
4.3	Circuito de MEM com recuperação de energia	74
4.3.1	Variação da indutância da bobina de recuperação	77
4.4	Circuitos de MEM em paralelo	79
4.5	Circuito de MEM com malhas de atuação em paralelo e recuperação de energia	81
4.5.1	Dimensionamento do circuito de potência.....	82
4.5.2	Resposta típica	87
4.5.3	Resposta para uma diferença de 10% entre bancos de condensadores.....	89
4.5.4	Resposta para uma diferença de 10% entre bobina de recuperação de energia	90
4.5.5	Resposta para um curto-circuito numa das bobinas de recuperação de energia	91
4.5.6	Resposta para um circuito aberto numa das malhas de recuperação de energia	92
5	Resultados experimentais	93
5.1	Variação da indutância mútua entre o atuador e a peça a deformar	98
5.2	Força atrativa.....	98
5.3	Circuito de Comando	99
5.4	Custo Energético	102
5.5	Implementações de segurança e aspetos tidos em conta na construção da máquina	102
5.5.1	Descarga dos condensadores em caso de emergência	103

5.5.2	Situações de defeito	105
5.5.3	Cabo de transporte de energia	106
6	Conclusões e futuros desenvolvimentos	107
	Bibliografia	109
	Anexo 1 – Atuadores.....	A-1
	Anexo 2 – Outros resultados experimentais	A-6
	Anexo 3 - Programação gráfica da interface Homem-Máquina	A-8

Lista de tabelas

Tabela 1 – Resposta da corrente para várias situações num circuito RLC série. K_1 , K_2 , A e θ são constantes a determinar pela aplicação das condições iniciais.	15
Tabela 2 – Energia necessária para carregar o banco de condensadores após a primeira atuação.	28
Tabela 3 – Valor das constantes que definem a queda de tensão do tiristor para 25°C e 125°C.	31
Tabela 4 – Energia necessária para carregar o banco de condensadores após a primeira atuação.	32
Tabela 5 – Energia necessária para carregar o banco de condensadores após a primeira atuação.	35
Tabela 6 – Força de atrito dinâmico provocada por uma chapa metálica quadrada com 1cm ² a deslocar-se pelo ar.	41
Tabela 7 – Resistividade e condutividade de vários materiais.	42
Tabela 8 – Relação entre a densidade de corrente a uma profundidade d e a superfície	47
Tabela 9 – Profundidade delta do efeito pelicular para o cobre e alumínio a várias frequências	49
Tabela 10 – Valores típicos para os tempos do opto-acoplador ILQ1.	61
Tabela 11 – Energias recuperadas após a atuação do sistema para diferentes valores de indutância da bobina de recuperação de energia.	78

Lista de figuras

Figura 1 – Exemplo de um sistema de moldagem explosiva dentro de água	5
Figura 2 – Exemplo de um sistema de moldagem electro-hidráulica dentro de água	6
Figura 3 – Exemplo de um sistema de moldagem eletromagnética de chapas metálicas.	7
Figura 4 – Produção de juntas esféricas com neopreno (figura da direita) por um operário, com recurso a uma Prensa Eletromagnética (PEM) (figura da esquerda).....	8
Figura 5 – Peças tubulares com as pontas crimpadas magneticamente por uma PEM.....	8
Figura 6 – Campo magnético num concentrador de campo. A área de maior concentração está representada a vermelho [18].	9
Figura 7 – Crimpagem de um tubo de alumínio e um de aço sobre uma peça de alumínio [18].	9
Figura 8 – Crimpagem de um tubo de alumínio sobre uma de aço [20].....	9
Figura 9 – Deformação típica de uma chapa por MEM ($V_{méd}=200$ m/s, com um intervalo de 50 μ s entre imagens) [22].	10
Figura 10 – Exemplo de uma prensa híbrida, em que é usado o campo magnético para aperfeiçoar os acabamentos, neste caso das esquinhas.	11
Figura 11 – Holograma criado numa liga de cobre com 0,13mm de espessura, formada a 2,4kJ [2].....	11
Figura 12 – Textura criada a 2,4kJ numa liga de magnésio usando uma chapa de cobre de 0,4mm como guia [2].....	11
Figura 13 – Hologramas estampados com o uso de uma prensa eletromagnética [8].....	11
Figura 14 – Resultado tipo do corte de chapas de Alumínio, Cobre e Aço para sistemas pneumáticos ou hidráulicos à esquerda e para sistemas de MEM à direita.....	12
Figura 15 – Exemplo da deformação de uma chapa de baixa condutividade (titânio, magnésio) usando uma de alta condutividade (cobre, alumínio) como guia.	12
Figura 16 - Circuito simplificado de moldagem eletromagnética comutado por um interruptor (S), onde U, R _c , C, L e r são respetivamente a tensão da fonte de alimentação, a resistência de carga, a capacidade do banco de condensadores, a indutância do atuador associada com a parasita do circuito e a resistência parasita equivalente do circuito.....	13
Figura 17 – Resposta em tensão e corrente da carga do banco de condensadores com uma capacidade de 1,2mF, uma tensão de alimentação de 2000V, uma tensão inicial nula e uma	

resistência de carga de 100Ω . U , U_C e I_{C1} são respetivamente a tensão da fonte de alimentação, a tensão e a corrente do banco de condensadores.....	14
Figura 18 - Circuito simplificado da malha de atuação do circuito de moldagem eletromagnética.	14
Figura 19 – Respostas de corrente para um sistema RLC série sub-amortecido com $\alpha = \omega_0/10$ e sobre-amortecido com $\alpha = 1,1\omega_0$, uma tensão inicial de 2000V, $L=5\mu\text{H}$, $C=1,2\text{mF}$. As respostas foram simuladas utilizando a mesma frequência de ressonância, alterando apenas o valor da resistência do sistema.....	16
Figura 20 – A curva I_L representa a corrente que percorre o atuador, com um pico máximo positivo de cerca de 25kA. A curva U_C representa a tensão no banco de condensadores, com uma tensão inicial de 2000V. $C=1,2\text{mF}$, $L = 5\mu\text{H}$ e $r=20\text{m}\Omega$	18
Figura 21 – Resposta da corrente num circuito de MEM elementar para vários valores de energia inicial [9].	18
Figura 22 - Interações magnéticas entre dois condutores elétrico com correntes com sentidos opostos.	20
Figura 23 - Interações magnéticas entre dois condutores elétrico com correntes no mesmo sentido.	20
Figura 24 – Simulação das correntes no atuador e na peça metálica com 1mm de espessura [24].....	21
Figura 25 – Simulação das forças no atuador e peça metálica para 0,3mm, 0,5mm e 1mm de espessura [24].	22
Figura 26 – Resposta típica da corrente num circuito de MEM com um díodo de roda livre para baixar a taxa de variação da corrente quando esta é negativa [26].....	23
Figura 27 – Exemplo do funcionamento de um transformador de corrente. A corrente I que percorre o condutor dá origem a uma corrente I_1 , proporcional à primeira.	24
Figura 28 – Circuito de MEM comutador por um tiristor (T).	26
Figura 29 – Resposta da corrente no atuador (I_L) e da tensão no banco de condensadores (U_C) para um circuito de MEM comutado por um SCR, com uma tensão inicial de 2000V, $C=1,2\text{mF}$, $L = 5\mu\text{H}$ e $r=20\text{m}\Omega$	27
Figura 30 – Circuito de MEM comutado por um tiristor e com um díodo para limitar a tensão inversa no banco de condensadores.....	29

Figura 31 - Resposta da corrente no atuador (I_L) e da tensão no banco de condensadores (U_C) para um circuito de MEM comutado por um SCR e com um díodo de roda livre, com uma tensão inicial de 2000V, $C=1,2\text{mF}$, $L = 5\mu\text{H}$, $r=20\text{m}\Omega$ e com uma resistência do díodo de roda livre $R_{DRL}=2\text{m}\Omega$.	29
Figura 32 – Resposta das correntes de dois circuitos de MEM sincronizados usados para projetar de rebites [17].	30
Figura 33 – Queda de tensão aos terminais do tiristor para correntes até 30kA a 25°C e 125°C.	31
Figura 34 - Circuito de MEM comutado por dois tiristores em antiparalelo.	33
Figura 35 – Resposta da corrente no atuador (I_L) e da tensão no banco de condensadores (U_C) para um circuito de MEM comutado por dois SCR em antiparalelo, com uma tensão inicial de 2000V, $C=1,2\text{mF}$, $L=5\mu\text{H}$ e $r=20\text{m}\Omega$.	34
Figura 36 – Circuito de MEM com dois ramos de descarga em paralelo.	35
Figura 37 – Resposta típica de um circuito de MEM com dois ramos de descarga em paralelo. $U_0=2000\text{V}$, $C1=C2=1,11\text{mF}$, $L=2,4\text{mH}$, $R_{T1}=R_{T2}=20\text{m}\Omega$ e $R_{drl}=5\text{m}\Omega$.	36
Figura 38 – Circuito de MEM com três ramos de descarga em paralelo [28].	38
Figura 39 – Resposta da corrente (20kA/div) e tensão (3kV/div) no circuito de MEM da Figura 38 [28].	38
Figura 40 – Imperfeições na moldagem na peça do lado direito devido à presença de ar no molde durante a moldagem, quando comparada com a do lado esquerdo que foi formada em vácuo [2].	39
Figura 41 – Ilustração das pressões atmosféricas existentes em redor da peça antes (figura do lado esquerdo) e no momento da sua deformação (figura do lado direito). P1 é a pressão atmosférica entre a peça e o atuador e P2 entre a Peça e o molde.	40
Figura 42 – Exemplo do caminho percorrido pelo ar ao projetar uma chapa a alta velocidade.	41
Figura 43 – Sistema de moldagem eletromagnética com um intervalo (d) entre a chapa metálica e o molde, para permitir a aceleração da peça	41
Figura 44 – Pressão magnética em função do número de espiras de um atuador com aproximadamente 11cm de diâmetro [2].	43
Figura 45 – Atuador de uma espira para estampagem [8].	44

Figura 46 – Atuador de uma espira para o acabamento de cantos [9].	44
Figura 47 – Atuador plano para moldar chapas metálicas[34].	44
Figura 48 – Atuador de campo magnético uniforme de 11 espiras [2].	44
Figura 49 – Atuador plano para moldar chapas metálicas.[35]	45
Figura 50 – Atuador composto por duas metades para a moldagem tubos metálicos [35].	45
Figura 51 – Chapa para uma pilha de combustível formada com 3 disparos [2].	45
Figura 52 – Distribuição da pressão magnética com varias bobinas (da esquerda para a direita: bobina de 3 barras, bobina circular plana e bobina de pressão uniforme) [2].	45
Figura 53 – Bobina que cria duas pressões distintas, a zona P1 onde a pressão magnética é mais baixa e a zona P2 onde é maior.	46
Figura 54 – Concentração do fluxo de corrente alterna num condutor para $d=\delta$ e $d=4\delta$	48
Figura 55 – Representação das profundidades peliculares num condutor de cobre cilíndrico para várias frequências.	49
Figura 56 – Facto de e feito pelicular em ordem à frequência. Cálculos realizados para um condutor de cobre com 10mm^2 .	50
Figura 57 – Distribuição da densidade de corrente num cabo de pares trançado de cobre [38].	51
Figura 58 – Fator de proximidade em função da frequência. Cálculos realizados para condutor de cobre com 10mm^2 com um espaçamento de 0,1mm entre condutores.	52
Figura 59 – Resistência efetiva em função da frequência para dois condutores de cobre de 10mm^2 distanciados 0,1mm entre si. A resistência duplica aos 15kHz quando comparado com a resistência em CC.	52
Figura 60 – Circuito de MEM comutado por um SCR e com recuperação de energia.	53
Figura 61 – Transferências de energia no circuito de MEM durante o período de moldagem.	55
Figura 62 - Transferências de energia no circuito de MEM durante o período de recuperação de energia.	56
Figura 63 – Exemplo da resposta do circuito de MEM com recuperação de energia comutado por um SCR. U_C e I_C são respetivamente a tensão e a corrente no banco de condensadores. $U_0=1500\text{V}$, $C=1,2\text{mF}$, $L=3,5\mu\text{H}$.	57

Figura 64 – Carga do banco de condensadores através de uma fonte de tensão (Curvas a preto) e uma fonte de corrente (Curvas a vermelho).....	59
Figura 65 – Isolamento de um sinal de comando de saída através de um opto-acoplador.....	60
Figura 66 – Resposta do opto-acoplador a um impulso de corrente na entrada. As descrições das siglas e valores típicos encontram-se na Tabela 10.	61
Figura 67 – Esquema da saída de alta tensão da fonte de corrente, onde ID1 e ID2 são respetivamente a corrente de defeito causada por uma tensão negativa e por uma positiva. ...	62
Figura 68 – Circuito de carga do banco de condensadores, comutado por um IGBT.....	63
Figura 69 – Diagrama de blocos do circuito de comando da PEM	64
Figura 70 – Diagrama temporal dos sinais de comando. T_i , t_m , t_{re} , t_{pf} e t_{if} são respetivamente o tempo de impulso, o tempo de moldagem, o tempo de recuperação de energia, o tempo de proteção da fonte e o tempo de inibição da fonte.....	65
Figura 71 – Circuito de MEM com recuperação de energia individual para cada banco de condensadores e com o atuador ligado diretamente à terra.....	66
Figura 72 - Sinalização de perigo de eletrocussão.....	67
Figura 73 – Símbolo elétrico da terra funcional	67
Figura 74 – Trajetória da corrente que percorre o corpo humano causada pela tensão de contato no momento de um defeito à terra.	67
Figura 75 – Circuito de MEM simples.....	69
Figura 76 – Resposta do circuito de MEM elementar para uma tensão inicial $U_0=1500V$, $C=1,2mF$ e $L=5\mu H$. A curva I_L representa a corrente no atuador e a curva U_C é a tensão no banco de condensadores.....	71
Figura 77 - Circuito de MEM com uma malha de roda livre	72
Figura 78 - Resposta do circuito para uma tensão inicial $U_0=1500V$, $C=1,2mF$, $L=2.4\mu H$, $r=20m\Omega$ e com diodo de roda livre, $R_{on}=8m\Omega$. A curva I_L representa a corrente no atuador e a curva U_C é a tensão no banco de condensadores.....	74
Figura 79 – Circuito de MEM com recuperação de energia.....	75
Figura 80 – Resposta do circuito de MEM com recuperação de energia. U_C é a tensão no banco de condensadores e I_C é a corrente. $U_0=1500V$, $C=1,2mF$, $L=3,5\mu H$, $R=20m\Omega$, $R_r=42m\Omega$ e $L_r=120\mu H$	77

Figura 81 – Resposta do circuito de MEM com recuperação de energia para vários valores do coeficiente de auto-indutância da bobina de recuperação de energia. Em cima estão representadas as respostas da corrente que percorre o atuador e em baixo a tensão do banco de condensadores. Os índices 1, 2 e 3 correspondem aos valores de indutância L_1 , $L_2=2xL_1$ e $L_3=2xL_2$	78
Figura 82 – Circuito de MEM com dois sistemas em paralelo	79
Figura 83 - Resposta do circuito de MEM em paralelo para $C_1=C_2=1,2mF$, $L=5\mu H$, $R_{T1}=R_{T2}=1m\Omega$. As respostas das correntes I_{C1} e I_{C2} são iguais e estão sobrepostas, tal como as das tensões U_{C1} e U_{C2}	80
Figura 84 – Modelo do circuito de MEM com duas malhas de atuação em paralelo com recuperação de energia.	81
Figura 85 – Resposta do circuito de MEM em paralelo com recuperação de energia considerando os mesmos parâmetros para as duas malhas de descarga. $C_1=C_2=555\mu F$, $L=3,7\mu H$, $R_1=R_2=13m\Omega$, $L_{r1}=L_{r2}=150\mu H$ e $R_{r1}=R_{r2}=13m\Omega$	88
Figura 86 – Resposta do circuito de MEM em paralelo com recuperação de energia com uma diferença de 10% entre as capacidades dos bancos de condensadores. $C_1=555\mu F$, $C_2=500\mu F$, $L=3,7\mu H$, $R_1=R_2=13m\Omega$, $L_{r1}=L_{r2}=150\mu H$ e $R_{r1}=R_{r2}=13m\Omega$	89
Figura 87 – Resposta do circuito de MEM em paralelo com recuperação de energia com uma diferença de 10% entre as indutâncias das bobinas de recuperação de energia. $C_1=C_2=555\mu F$, $L=3,7\mu H$, $R_1=R_2=13m\Omega$, $L_{r1}=150\mu H$, $L_{r2}=135\mu H$ e $R_{r1}=R_{r2}=13m\Omega$	90
Figura 88 – Resposta do circuito de MEM em paralelo com recuperação de energia com uma bobina de recuperação de energia em curto-circuito. $C_1=C_2=555\mu F$, $L=3,7\mu H$, $R_1=R_2=13m\Omega$, $L_{r1}=150\mu H$, $L_{r2}=0H$ e $R_{r1}=R_{r2}=13m\Omega$	91
Figura 89 – Resposta do circuito de MEM em paralelo com recuperação de energia com um ramo de recuperação de energia em circuito aberto. $C_1=C_2=555\mu F$, $L=3,7\mu H$, $R_1=R_2=13m\Omega$, $L_{r1}=L_{r2}=150\mu H$ e $R_{r1}=R_{r2}=13m\Omega$	92
Figura 90 – Resposta do circuito de MEM com diodo de roda livre. CH1 e CH4 são respetivamente as respostas da tensão e corrente no banco de condensadores, CH3 é a resposta corrente no atuador e “M” é a resposta da corrente calculada no diodo de roda livre. A escala da tensão é 500V/div e as correntes é de 5kA/div.	93
Figura 91 – Resposta do circuito de MEM com recuperação de energia. Com uma tensão inicial de 1500V foi obtida uma corrente de pico no atuador de 18kA com um tempo de subida de	

cerca de 60 μ s. A tensão no banco de condensadores estabilizou em 500V em regime permanente, uma recuperação de 11% em relação à energia inicial. A escala da tensão é 500V/div e das correntes é de 5kA/div.	94
Figura 92 - Resposta do circuito de MEM com dois ramos de descarga em paralelo e com recuperação de energia. Com uma tensão inicial de 1500V foi obtida uma corrente de pico num dos bancos de condensadores de 10,5kA. A tensão no banco de condensadores estabilizou nos 850V em regime permanente, uma recuperação de 32% em relação à energia inicial. A escala da tensão é 500V/div e da corrente é de 2kA/div.	95
Figura 93 – Chapas de Al de 0,8mm de espessura cortadas usando o atuador nº 3 com uma corrente de pico de 17kA, 2400J.	96
Figura 94 – Chapas de Al de 0,8mm de espessura cortadas com duas energias diferentes usando o atuador nº 2, 1350J na da esquerda e 1015J na da direita.	96
Figura 95 – Corte limpo realizado pelo atuador nº 5 numa chapa de Al de 0,5mm de espessura com um impulso de 1945J.	96
Figura 96 – Chapa de Al com 0,5mm de espessura cortada e moldada simultaneamente pelo atuador nº 2 com um impulso de 2400J.	96
Figura 97 – Chapa de Al com 0,8mm de espessura moldada pelo atuador nº2 a 2400J.	97
Figura 98 – Alisamento das abas de uma forma pré-moldada com a aplicação da força no punção (esquerda) e na matriz (direita) usando o atuador nº9 com uma energia de 1015J.	97
Figura 99 – Tubo de Al com 2mm de espessura e 50mm de diâmetro deformado pelo atuador nº 10 com um impulso de 2400J.	97
Figura 100 – Tubo de Al com 1,4mm de espessura e 19 mm de diâmetro deformado pelo atuador nº 13 de 8 espiras com um impulso de 4400J. a) Vista superior, b) vista lateral	97
Figura 101 – Resposta de um sistema de MEM com dois ramos de descarga em paralelo, sem acoplamento magnético. O sinal (M) está a 200V/div e o CH4 a 1kA/div.	98
Figura 102 - Resposta de um sistema de MEM com dois ramos de descarga em paralelo, com acoplamento magnético. O sinal (M) está a 200V/div e o CH4 a 1kA/div.	98
Figura 103 – Uso de força atrativa para moldar uma chapa de Al distanciada de 1mm do atuador devido à presença de uma rede entre os dois. Impulso de 1350J.	99
Figura 104 – Sinais de comando à saída da FPGA. O sinal representado no CH1 é o sinal de inibição da fonte, o CH2 é o sinal de comando do IGBT da malha de carga e o sinal do CH3 é o	

impulso de comutação dos SCR. Todos os sinais estão a 2V/div e a escala de tempo é 250µs/div.	99
Figura 105 – Interface Homem-Máquina para a configuração de parâmetros dos sinais de comando.	100
Figura 106 – Circuito de comando composto pelas placas de disparo dos tirístores (A), a placa de avaliação que contém uma FPGA (B), a placa de isolamento e adaptação de sinais (C) e uma fonte de alimentação (D).	101
Figura 107 – Circuito de comando do IGBT de carga.	101
Figura 108 – Barramento de terra onde é feita a ligação do condutor de proteção que liga à estrutura da PEM através de um condutor de 35mm ²	102
Figura 109 – Circuitos de descarga dos bancos de condensadores compostos por dois conjuntos de um relé e uma resistência em série. Cada conjunto descarrega a energia de um banco de condensadores.	103
Figura 110 – Aparelhagem de comando local. Da esquerda para a direita, o interruptor de habilitação/inibição da fonte de alta tensão, o interruptor de corte da alimentação e o interruptor de corte de emergência.	103
Figura 111 – Resposta da corrente e tensão no banco de condensadores (C=1,11mF, V ₀ =3000V) durante o acionamento da malha de dissipação de energia. A linha vermelha representa os 50V, tensão abaixo do qual já não existe perigo de eletrocussão em condições pouco húmidas.	104
Figura 112 – Quebra do condutor de cobre aos terminais de um atuador devido à má cravagem dos mesmos.	105
Figura 113 – Ponto de contato da estrutura metálica que suporta o atuador com o condutor de proteção da instalação elétrica após um defeito à terra de cerca de 20kA.	105
Figura 114 – Curto-circuito entre espiras causado por um filamento mal colocado numa das espiras da bobina.	106
Figura 115 – Cabo multifilar flexível de cobre com 185mm ² de seção.	106

Abreviaturas

CA	Corrente Alternada
CC	Corrente Contínua
PEM	Prensa eletromagnética
TMAV	Técnicas de Moldagem a Alta Velocidade
FEM	Força Eletromotriz
MEM	Moldagem Eletromagnética
SCR	Tiristor
FPGA	<i>Field-programmable gate array</i>

1 Introdução

A Moldagem Eletromagnética (MEM) é uma Técnica de Moldagem de Alta Velocidade (TMAV) em que são produzidas forças elevadas, de origem magnética, entre uma peça metálica a moldar e uma bobina, chamada de atuador firmemente fixada. Tipicamente o atuador está inserido num circuito ressonante, onde são geradas correntes na ordem das dezenas de milhares de amperes, com frequências elevadas, que ao percorrerem o atuador dão origem a um campo magnético com uma taxa de variação elevada. Este campo magnético produzido no atuador interage com a peça metálica a moldar, posicionada a apenas décimas de milímetro, e dá origem a uma força de repulsão elevada, que projeta normalmente a peça contra um molde fixo.

Além da MEM, existem outras TMAV como a explosiva, a eletro-hidráulica ou a eletromagnética, que eliminam a necessidade de existir dois moldes para dar forma às peças, tipicamente denominados como punção e matriz, passando a ser necessária apenas uma delas para produzir o mesmo produto e reduzindo o custo de produção de moldes para metade. Para além disso, as TMAV demonstram ser capazes de reduzir as principais limitações dos processos de moldagem convencionais como a moldagem pneumática e hidráulica [1][2][3], provando a sua utilidade na indústria atual em que existe cada vez mais a necessidade de recorrer à produção em massa para reduzir os custos de produção e satisfazer a procura de mercado. A aplicação de um sistema de moldagem de alta velocidade pode aumentar a eficiência energética do processo, diminuir o tempo de produção, ou possibilitar a produção de peças que são muito difíceis de fazer através de métodos comuns assim possibilitando a introdução de novos produtos no mercado. Das TMAV acima mencionadas, a moldagem eletromagnética (MEM) é a que demonstra mais capacidade de ser integrada num processo industrial devido à possibilidade de disponibilidade de taxas de repetição mais elevadas, ao controlo mais preciso das grandezas envolvidas no sistema e elevada capacidade de adaptação e integração em sistemas existentes.

Apesar de já existirem muitas aplicações com máquinas de moldagem magnética ainda existe campo para otimização do processo com vista a melhorar as aplicações industriais [4].

Em sistemas de moldagem eletromagnética é comum a utilização de dispositivos interruptores baseados em descarregadores (i.e. *spark gaps*) como dispositivos de comutação de potência [1], que são tipicamente controlados à condução. A utilização de dispositivos semicondutores

de potência semi-comandados ou totalmente comandados permitem o aumento da flexibilidade além da eficiência energética. Neste trabalho são usados semicondutores de potência, tendo em conta dois aspectos importantes para a implementação industrial destes sistemas, como são a eficiência energética e a proteção de pessoas e equipamentos.

Dado a escassez de trabalhos nestas áreas, o desenvolvimento de um sistema de recuperação de energia capaz de melhorar a eficiência energética dos sistemas de MEM, o estudo do processo de deformação a alta velocidade e o estudo de soluções para a proteção de pessoas e equipamentos são os objetivos deste estudo. Assim, a ênfase deste trabalho é dada na análise e otimização do circuito do atuador, como primeiro fator para melhorar o desempenho deste tipo de sistemas.

Devido ao valor elevado das grandezas, corrente e tensão, em jogo num circuito de MEM são utilizados tirístores (SCR) para construção da máquina aqui proposta. Esta deve ser capaz de se adaptar facilmente a cada processo individual na indústria, através da sua construção em módulos, e deve ser desenvolvida tendo como prioridade a proteção de pessoas e equipamentos.

A implementação de um modelo elétrico para simular o sistema de MEM é essencial para a previsão de resultados e análise de comportamento, no entanto a resposta do circuito depende significativamente do acoplamento da chapa metálica com o atuador, havendo parâmetros que variam com o movimento da peça, fazendo com que os cálculos detalhados da resposta das grandezas envolvidas na MEM sejam muito complexos [4], que não objeto de estudo neste trabalho. Mesmo tendo isto em consideração, o modelo elétrico aqui estudado deve ser capaz de simular a resposta aproximada do sistema, para efeitos da sua otimização de desempenho.

Este trabalho foi abrangido no projeto QREN nº1600 A2P2.

1.1 Estrutura da dissertação

Esta dissertação está organizada em seis capítulos; assim além deste, no capítulo 2 descreve-se o estado da arte e o princípio de funcionamento da MEM, onde são apresentados os circuitos elétricos mais comuns e os principais fatores que a influenciam esta técnica de moldagem. No capítulo três são propostos os circuitos para a construção de uma máquina de MEM e os aspectos mais importantes a ter em conta na fase de desenvolvimento. No capítulo quatro são apresentados os modelos dos circuitos de MEM práticos e as suas respostas simuladas com o objetivo de facilitar a compreensão do circuito proposto, através da análise e comparação das respostas de cada circuito de acordo com cada alteração realizada. No

capítulo cinco são apresentados os resultados experimentais mais relevantes dos circuitos de MEM práticos e do circuito proposto. Para finalizar este documento no capítulo seis são tiradas conclusões e são previstos os futuros desenvolvimentos a realizar.

2 Moldagem por Pressão Magnética

Num processo convencional de moldagem de peças metálicas a baixa velocidade as propriedades do material, como o coeficiente de endurecimento de tensão (*strain hardening coefficient*) e a relação de anisotropia (*anisotropy ratio*) e os parâmetros do processo, como a taxa de deformação (*strain rate*) e a temperatura, limitam o nível de deformação que um dado metal pode sofrer sem que se danifique e a precisão dimensional da forma final das peças depende principalmente do retorno elástico (*springback*) [1][5][6]. Estes processos tradicionais de moldagem de chapas metálicas por fricção, através de maquinaria pneumática, hidráulica, eletromecânica ou híbrida, dependem de dois componentes fundamentais, o punção e a matriz, para realizar o corte e/ou a moldagem das peças, sendo suscetíveis a desgaste de material, problemas de alinhamento e distribuição de pressão pela sua superfície, necessidade de lubrificação, entre outros.

Devidas às altas velocidades (e.g. 100 a 200 m/s) e forças envolvidas (e.g. 1 a 10 kN) no processo de MEM é possível superar o efeito de *springback*, causado pela elasticidade do material da peça a moldar, obtendo um produto final muito mais preciso quando comparada com os processos tradicionais [1][7][8][9]. Com esta TMAV a distribuição da pressão magnética aplicada à chapa metálica pode ser diretamente controlada através da geometria do atuador, possibilitando que uma máquina de MEM possa ser facilmente adaptada a cada situação específica ou integrada num processo de moldagem tradicional, dando origem a uma máquina híbrida.

2.1 Principais técnicas de moldagem a alta velocidade

As técnicas de moldagem a alta velocidade (TMAV) aparecem inicialmente descritas no final do século XIX, sendo alvo de inúmeros estudos entre os anos 1950 e 1970, após os quais houve uma redução significativa de interesse na área até aos anos 1990. Contudo, nos últimos anos, maioritariamente devido ao interesse das indústrias automóveis e aeroespaciais de produzir veículos com materiais mais leves e propriedades melhoradas, houve um reaparecimento do interesse nas TMAV.

O desenvolvimento da eletrônica de potência nos anos 90 teve também influência, pois o aparecimento de dispositivos semicondutores com propriedades melhoradas, tais como tensão de bloqueio, corrente de condução, tempos de comutação e perdas à condução, originou uma evolução no desenvolvimento de novos circuitos, para geração das grandezas pretendidas, mais eficientes.

As TMAV utilizam energia cinética, obtida através da rápida aceleração da peça a deformar a velocidades acima dos 100 m/s numa distância de apenas algumas décimas a poucos milímetros, para deformar as peças. No momento do impacto contra o molde, e de acordo com a primeira lei de Newton, a inércia da peça é responsável por executar a deformação da mesma. A estas velocidades as deformações são plásticas e os materiais são irreversivelmente deformados, permitindo a produção de peças com um elevado nível de pormenor e melhorando as características de moldagem do material [1].

Os métodos mais difundidos para moldagem a alta velocidade, são os que utilizam forças de origem explosiva, electro-hidráulica e magnética.

2.1.1 Moldagem Explosiva

A moldagem explosiva é uma técnica de moldagem a alta velocidade onde são utilizadas cargas explosivas para gerar uma elevada quantidade de energia que é transferida para a peça a formar, através um líquido ou ar eia, na forma de uma onda de choque, acelerando-a rapidamente a velocidades até 7500m/s [10]. Com o uso desta técnica existe a possibilidade de reduzir o custo de produção para um décimo na produção de peças em pequena escala [11].

Esta técnica é mais utilizada para formar peças de grandes dimensões ou que necessitem de elevadas pressões aplicadas, porque apresenta um custo de produção mais baixo do que a construção de uma prensa de alta pressão e/ou de grandes dimensões. Torna-se vantajosa também na moldagem de peças em apenas uma etapa, que através de outro métodos seriam precisas várias etapas, como a fabricação de peças mais pequenas que depois são soldadas umas às outras para formar o produto final. Apesar disto, esta técnica está limitada na sua taxa de produção de peças, pois tem um tempo de preparação elevado. Também existe a necessidade de manter todo o espaço dentro do molde em vácuo para que sejam eliminados os problemas de evacuação do ar num curto espaço de tempo. Na Figura 1 está representado de forma simplificada um sistema de moldagem explosiva.

O molde pode ser feito de fibra de vidro, para um baixo número de peças, de betão, para grandes peças e com pressões médias, ou com aço, para peças moldadas a altas pressões.

A moldagem explosiva foi usada no início dos anos 1890, em que a carga explosiva era posta diretamente em contacto com a chapa metálica para fazer texturas. Foi também usada nos anos 1960 para a formar peças para o *Lockheed SR-71 Blackbird*, uma aeronave de reconhecimento.

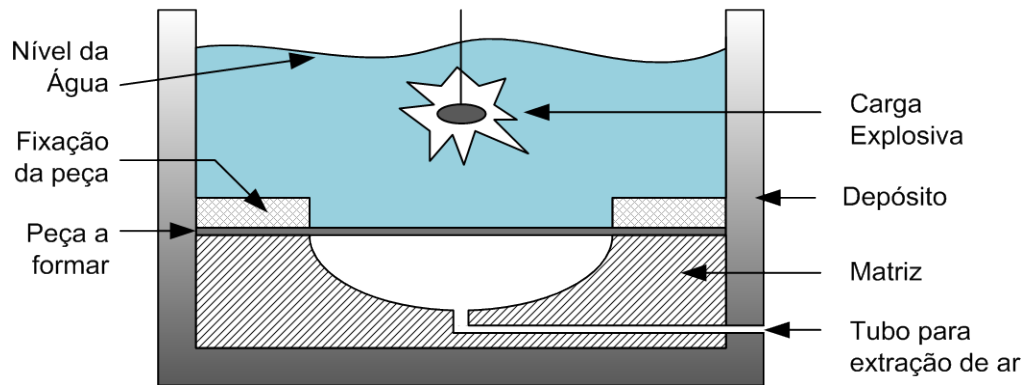


Figura 1 – Exemplo de um sistema de moldagem explosiva dentro de água

2.1.2 Moldagem Eletro-hidráulica

Na moldagem eletro-hidráulica a energia elétrica acumulada num banco de condensadores é convertida, em parte, em energia mecânica através de uma descarga elétrica num filamento, levando à vaporização de uma pequena quantidade de líquido entre os elétrodos que por sua vez cria uma onda de choque que acelera rapidamente a peça a velocidades acima dos 300m/s [12]. Esta técnica está entre a moldagem explosiva e a eletromagnética, sendo que um impulso de corrente é gerado por um circuito semelhante ao usado na moldagem eletromagnética, no entanto as ondas de choque criadas são semelhantes às da moldagem explosiva. Com esta técnica os custos de construção e equipamento podem ser reduzidas [13]. Uma alternativa a esta técnica é a vaporização de um filamento de alumínio, em que este se torna altamente reativo e capaz de substituir os métodos explosivos convencionais [14].

Na Figura 2 está representado um sistema de moldagem eletro-hidráulica.

Para formar peças de grandes dimensões é necessário muita energia armazenada nos condensadores, o que origina um sistema volumoso, tornando-se assim numa solução mais cara comparativamente com a moldagem explosiva. Por outro lado a moldagem eletro-hidráulica é mais adequada a processos de automação, dado ao controlo mais preciso,

capacidade de des cargas sequenciais e o tamanho, relativamente mais compacto que o explosivo, do sistema de contenção do processo.

O potencial desta técnica de moldagem foi reconhecida em meados dos anos 1940 por Yutkin L. A. e nos anos 1950 e 1960 foi implementada na produção de peças para aeronaves.

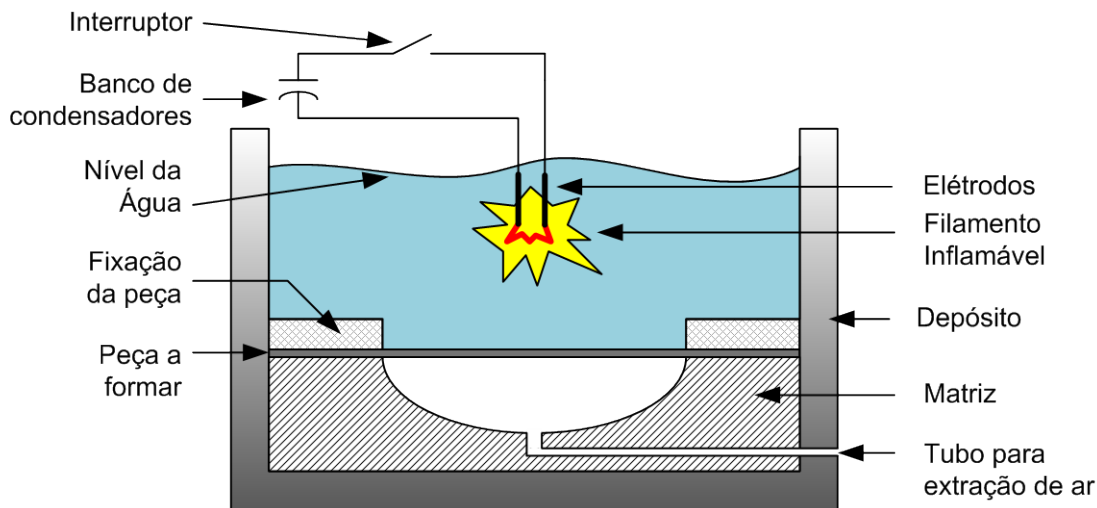


Figura 2 – Exemplo de um sistema de moldagem electro-hidráulica dentro de água

2.1.3 Moldagem Eletromagnética

A moldagem eletromagnética é uma TMAV onde a força na peça a deformar é exercida sem contacto mecânico, devido a uma interação eletromagnética, semelhante à que existe entre espiras do primário e secundário num transformador de potência, mas onde o secundário, formado por uma peça condutora elétrica não está fixo. A força magnética aplicada à peça a deformar é produzida pela repulsão magnética originada entre o campo magnético produzido por uma corrente oscilatória com grande amplitude e frequência elevada, devido normalmente à transferência ressonante de uma quantidade de energia elevada entre um banco de condensadores e uma bobina, denominada de atuador, e o campo magnético produzido pela corrente induzida na peça a deformar pelo campo magnético da bobina (i.e. lei de Lenz).

O circuito elétrico do sistema é composto normalmente por uma bobina, onde se cria o intenso campo magnético, um banco de condensadores para armazenar energia, um dispositivo de comutação de potência e uma fonte de alimentação. Na parte mecânica apenas é necessário um molde para dar forma à peça, uma peça metálica para ser formada, que pode ser uma

chapa, um tubo ou uma peça pré formada e um sistema de fixação para suportar as elevadas forças criadas no momento de atuação, de acordo com a Figura 3.

Devida à rápida aceleração da peça é comum manter-se o espaço a preencher pela peça formada em vácuo, para eliminar os problemas de evacuação do ar a alta velocidade. O exemplo que se segue (Figura 3) é de um sistema de deformação de chapas metálicas.

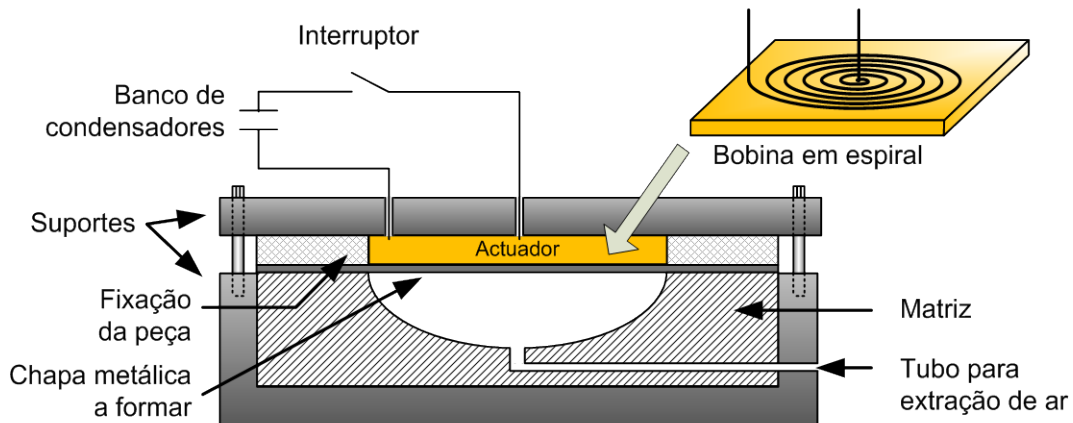


Figura 3 – Exemplo de um sistema de moldagem eletromagnética de chapas metálicas.

Uma das primeiras tentativas de usar-se a técnica de moldagem magnética foi nos anos 1920, em que dois investigadores tentaram tirar partido da Lei de Lorenz ao curto-circuitar um gerador de grandes dimensões. Estas tentativas falharam e a investigação foi posta de parte até aos anos 60, em que foram observadas falhas em barramentos que transportavam grandes correntes, devido à interação magnética entre si. Então surgiu a ideia de aproveitar esta força para realizar trabalho útil com a transformação do barramento numa bobina. Aproximadamente em 1963 foi introduzida a primeira prensa eletromagnética pela General Motors, para a fabricação de juntas esféricas com neopreno (Figura 4).



Figura 4 – Produção de juntas esféricas com neopreno (figura da direita) por um operário, com recurso a uma Prensa Eletromagnética (PEM) (figura da esquerda).

Em 1965 a NASA desenvolveu um martelo eletromagnético para a remoção de amolgadelas em chapas de aeronaves e tanques de combustível [15].

Em 1983 foi implementada uma prensa eletromagnética de terceira geração na GM, com a bobina arrefecida a água, para a montagem final das juntas esféricas. Esta máquina foi incorporada numa linha de montagem de 28 estações e produziu vários milhões de peças. Posteriormente foram implementadas outras máquinas por outras companhias, maioritariamente na produção de peças tubulares, como as representadas na Figura 5.



Figura 5 – Peças tubulares com as pontas crimpadas magneticamente por uma PEM.

Ao longo das décadas de 80 e 90 foram desenvolvidas várias pistolas para inserir rebites fazendo uso do eletromagnetismo para acelerar os mesmos [16] [17][18].

Na MEM de tubos é comum a utilização de concentradores de campo devido à dificuldade de concentrar o campo magnético numa pequena área, por causa do número de espiras necessárias, distância entre si e secção das mesmas. O concentrador de campo, chamado *Field Shaper*, concentra o campo magnético criado pelo atuador numa pequena zona de modo a criar uma elevada pressão localizada [7] [19] [20].

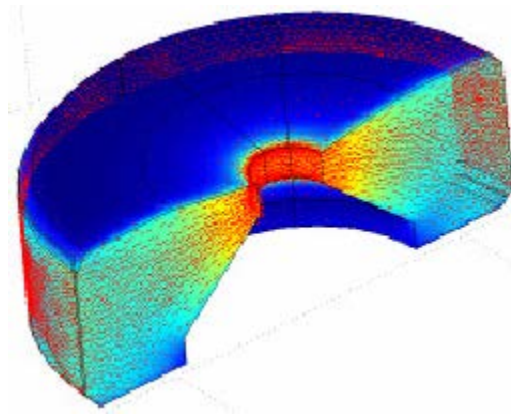


Figura 6 – Campo magnético num concentrador de campo. A área de maior concentração está representada a vermelho [19].

A crimpagem eletromagnética de tubos está industrialmente difundida, havendo cerca de 400 a 500 máquinas em produção mundialmente [19]. As próximas duas figuras mostram resultados obtidos na crimpagem de tubos metálicos.



Figura 7 – Crimpagem de um tubo de alumínio e um de aço sobre uma peça de alumínio [19].



Figura 8 – Crimpagem de um tubo de alumínio sobre uma de aço [21].

A aceleração da peça metálica acoplada magneticamente com o atuador não é uniforme ao longo da mesma devido às elevadas forças que são aplicadas localmente. Devido à inercia do

material as zonas onde o campo magnético é menos intenso aceleram mais lentamente. Em [22] este fenómeno é chamado de hiper-plasticidade. A Figura 9 mostra a forma típica que uma chapa metálica adquire quando é submetida a uma elevado campo magnético criado por um atuador em forma de espiral, projetando a peça a 200m/s.

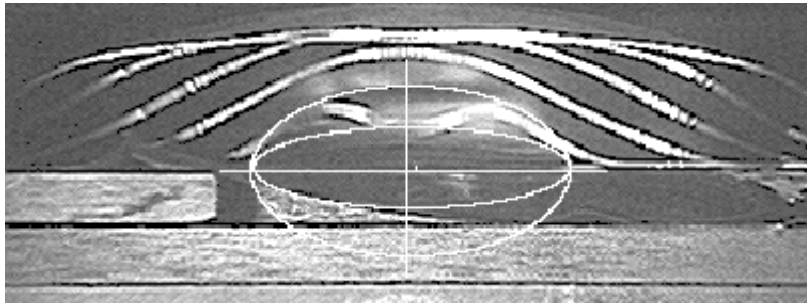


Figura 9 – Deformação típica de uma chapa por MEM ($V_{méd}=200$ m/s, com um intervalo de $50\mu s$ entre imagens) [23].

A moldagem eletromagnética tem uma série de características comuns aos métodos tradicionais e alta velocidade e outras específicas que podem ser vistas como vantagens:

- Melhora o processo de formação devido às deformações a alta velocidade [24];
- O enrugamento pode ser largamente suprimido, devido às elevadas pressões aplicadas;
- A moldagem pode ser combinada com outros materiais, como plásticos ou outros metais;
- Elevada qualidade no corte de chapas de alumínio [8] (Figura 14);
- Conseguem-se obter melhores tolerâncias dimensionais devido ao baixo retorno elástico [24];
- Permite a recuperação de energia;
- Não existem peças móveis na máquina, suprimindo o desgaste mecânico dos componentes;
- Apenas é necessário uma matriz para formar as peças, descartando o punção utilizado nos métodos tradicionais como o pneumático e hidráulica;
- A necessidade de lubrificação é muito baixa ou inexistente, podendo operar em salas limpas (estéreis);
- Não existe contacto físico entre a peça e o atuador, não contaminando ou deixando marcas das ferramentas na peça;
- Permite também que o acabamento da peça (isolante ou não) seja aplicado antes da moldagem;
- É possível integrar este processo nas técnicas de moldagem tradicionais (Figura 10);

- Em alguns casos a crimpagem de terminais ou conexões de cabos por MEM pode reduzir a resistência elétrica dos contatos em 50% quando comparada com a crimpagem realizada mecanicamente [3].
- Pode ser usada para fazer hologramas ou texturas (Figura 11, Figura 12 e Figura 13).

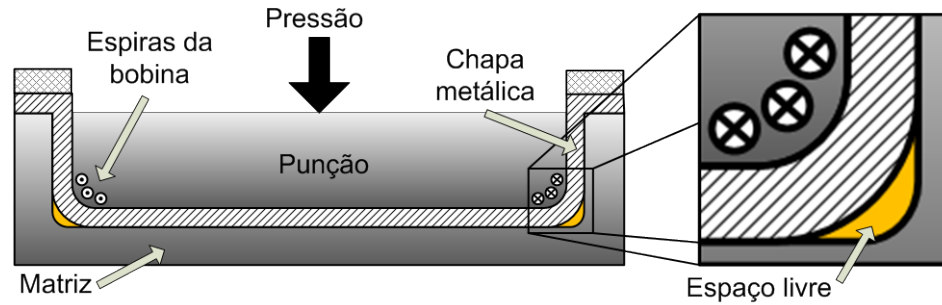


Figura 10 – Exemplo de uma prensa híbrida, em que é usado o campo magnético para aperfeiçoar os acabamentos, neste caso das esquinhas.



Figura 11 – Holograma criado numa liga de cobre com 0,13mm de espessura, formada a 2,4kJ [2].



Figura 12 – Textura criada a 2,4kJ numa liga de magnésio usando uma chapa de cobre de 0,4mm como guia [2].

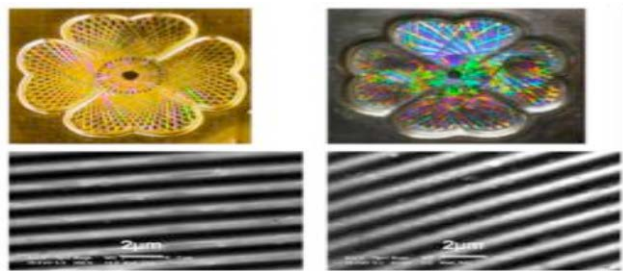


Figura 13 – Hologramas estampados com o uso de uma prensa eletromagnética [8].

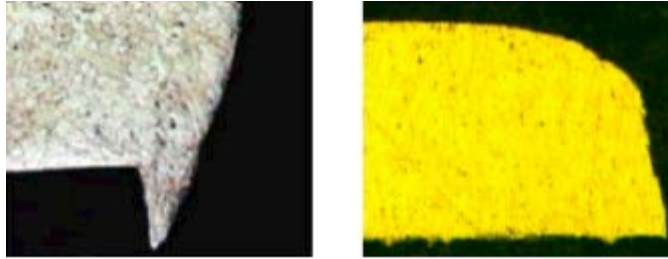


Figura 14 – Resultado tipo do corte de chapas de Alumínio, Cobre e Aço para sistemas pneumáticos ou hidráulicos à esquerda e para sistemas de MEM à direita.

As principais limitações são:

- Não ser possível moldar peças não condutoras ou de baixa condutividade diretamente, sendo assim necessário uma peça metálica para servir de guia ou punção;
- Para realizar moldagens de média ou grande profundidade são necessárias várias bobinas ou a integração num processo tradicional;
- É difícil concentrar bastante o campo magnético sem a ajuda de um concentrador de campo, que reduz a eficiência do processo, porque é necessário garantir uma distância mínima entre espiras e manter a robustez da bobina;
- Como são criadas altas tensões e correntes, é necessário tomar em consideração a segurança, tanto da instalação como pessoas que operam a máquina;

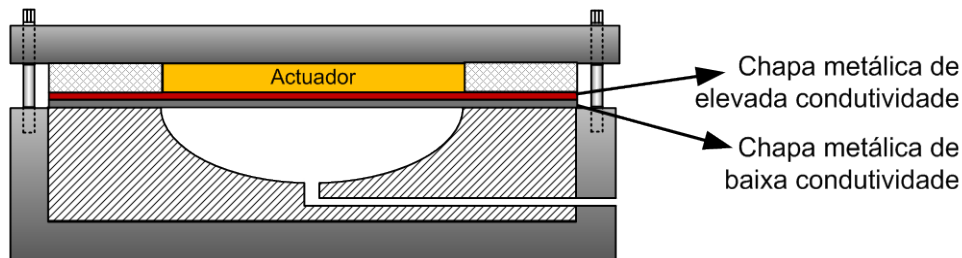


Figura 15 – Exemplo da deformação de uma chapa de baixa condutividade (titânio, magnésio) usando uma de alta condutividade (cobre, alumínio) como guia.

O circuito eletrónico típico, simplificado, para MEM está representado na Figura 16. Apesar de ser o circuito mais simples para a MEM é o que serve de base para os circuitos outros circuitos que são apresentados posteriormente neste capítulo. É também o circuito de MEM mais usado na prática devido à sua simplicidade e capacidade de condução de elevadas correntes com o uso de Spark gaps como interruptores.

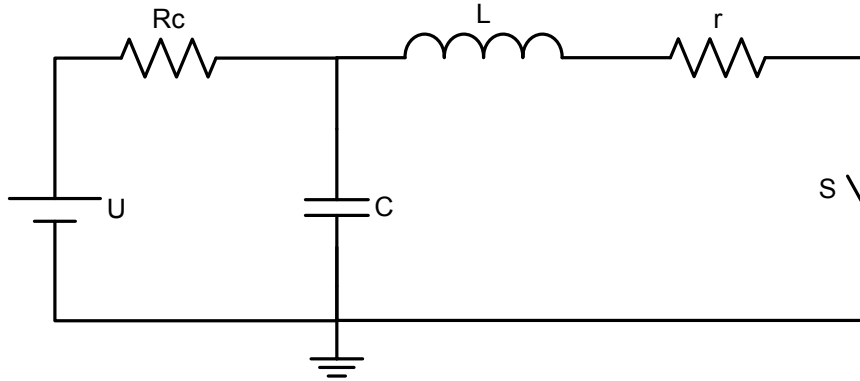


Figura 16 - Circuito simplificado de moldagem eletromagnética comutado por um interruptor (S), onde U, Rc, C, L e r são respetivamente a tensão da fonte de alimentação, a resistênciade carga, a capacidade do banco de condensadores, a indutância do atuador associada com a parasita do circuito e a resistênciaporasita equivalente do circuito.

Este circuito possui duas malhas distintas: A malha de carga, composta pela fonte de tensão, a resistênciade carga e o banco de condensadores, e a malha de descarga, composta pelo atuador, dispositivo de comutação, resistênciaporasita e também pelo banco de condensadores.

A malha de carga, tal como o nome indica, tem como função carregar o banco de condensadores com uma energia inicial, em joules, que é dada por,

$$E_i = \frac{1}{2} CU^2 \quad (1)$$

A carga dos condensadores apenas deve ser feita quando a malha de descarga está em aberto para evitar que hajam correntes inversas a circular pela fonte de tensão, que podem levar à sua destruição. A tensão aos terminais do banco de condensadores durante a sua carga ($t_0 \rightarrow t_c$) é dada por,

$$v_C(t) = \frac{q(t)}{C} = \frac{1}{C} \int_{t_0}^{t_c} i_{carga}(t) dt + v_C(t_0) \quad (2)$$

Onde $q(t)$ é carga do banco de condensadores, i_{carga} é a corrente de carga e $v_C(t_0)$ é a tensão inicial dos condensadores.

A corrente de carga é dada por,

$$i_{carga} = \frac{v(t) - v_C(t)}{R_C} \quad (3)$$

Onde $v(t)$ é a tensão da fonte e $v_C(t)$ é a tensão do banco de condensadores.

A Figura 17 mostra a resposta típica da tensão e corrente durante a carga do banco de condensadores.

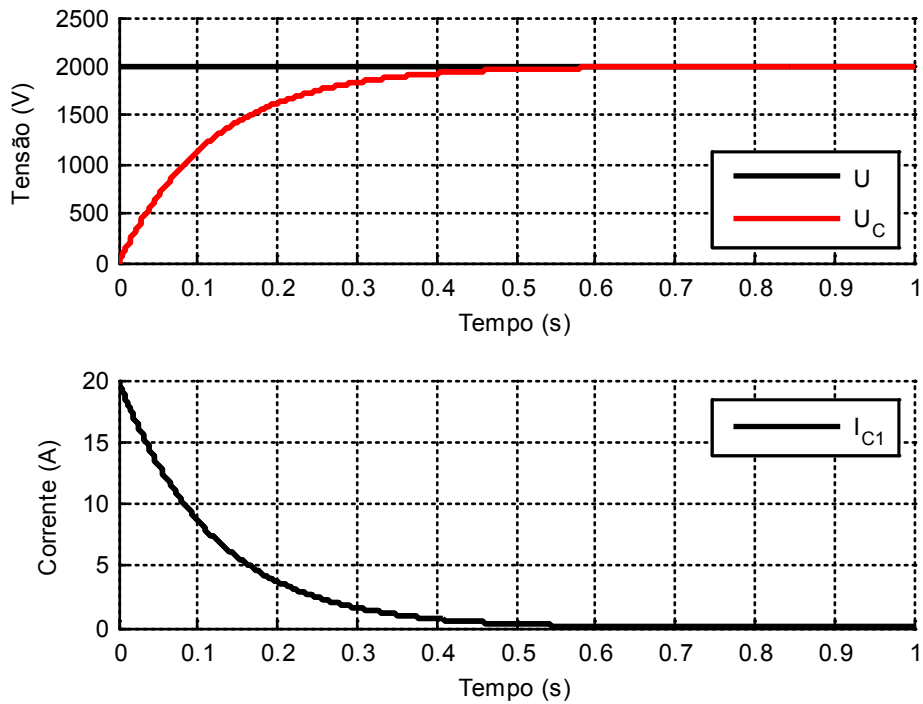


Figura 17 – Resposta em tensão e corrente da carga do banco de condensadores com uma capacidade de 1,2mF, uma tensão de alimentação de 2000V, uma tensão inicial nula e uma resistência de carga de 100Ω. U, U_C e I_{C1} são respetivamente a tensão da fonte de alimentação, a tensão e a corrente do banco de condensadores.

Uma vez carregados os condensadores, o dispositivo de comutação pode ser comandado para fechar o circuito, dando origem a um circuito RLC. Na Figura 18 está representado o circuito simplificado no momento da descarga, em que a fonte de alimentação não influencia o resto do circuito, dado estar inibida.

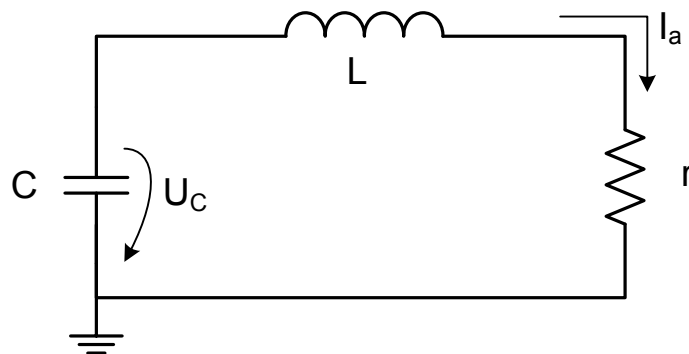


Figura 18 - Circuito simplificado da malha de atuação do circuito de moldagem eletromagnética.

No momento da des carga a energia armazenada nos condensadores é transferida para o atuador durante um curto espaço de tempo, tipicamente na ordem das dezenas de microssegundos. A resposta da corrente que percorre a malha de atuação depende dos parâmetros do circuito e pode ser uma das três seguintes respostas:

- Sobre-amortecida, quando $\alpha > \omega_0$;
- Criticamente amortecida, quando $\alpha = \omega_0$;
- Sub-amortecida, quando $\alpha < \omega_0$,

sendo α o coeficiente de amortecimento e ω_0 a frequência de ressonância. As expressões de α e ω_0 são dadas por

$$\alpha = \frac{R}{2L} \quad (4)$$

$$\omega_0 = \frac{1}{\sqrt{LC}} \quad (5)$$

A equação da corrente que percorre o atuador e os seus zeros para cada situação estão representados na Tabela 1.

Situação	Zeros	Resposta da corrente
$\alpha > \omega_0$	$\delta_1 = -\alpha + \sqrt{\alpha^2 + \omega_0^2}$ $\delta_2 = -\alpha - \sqrt{\alpha^2 + \omega_0^2}$	$i(t) = e^{-\alpha t} (K_1 \sqrt{\alpha^2 + \omega_0^2} t + K_2 - \sqrt{\alpha^2 + \omega_0^2} t)$
$\alpha = \omega_0$	$\delta = -\alpha$	$i(t) = e^{-\alpha t} (K_1 t + K_2)$
$\alpha < \omega_0$	$\delta_1 = -\alpha + j\sqrt{\omega_0^2 - \alpha^2}$ $\delta_2 = -\alpha - j\sqrt{\omega_0^2 - \alpha^2}$	$i(t) = e^{-\alpha t} A \cos(\beta t + \theta)$

Tabela 1 – Resposta da corrente para várias situações num circuito RLC série. K_1 , K_2 , A e θ são constantes a determinar pela aplicação das condições iniciais.

β é dado pela seguinte equação,

$$\beta = \sqrt{\omega_0^2 - \alpha^2} \quad (6)$$

e os valores de A e θ são obtidos através das condições iniciais do sistema.

Na Figura 19 estão representadas duas respostas de corrente, uma sobre-amortecida e uma sub-amortecida, com a mesma frequência de ressonância para fins de comparação. Das

respostas apresentadas a sub-amortecida é que tem menos perdas devido à baixa resistência elétrica do circuito, originando a corrente com amplitude mais elevada. Tipicamente os circuitos de MEM têm este tipo de resposta porque a sua resistência elétrica é baixa e depende maioritariamente das resistências de contato e resistência elétrica das camadas, ao e feito pelicular e ao efeito de proximidade, pois a frequência da corrente é elevada.

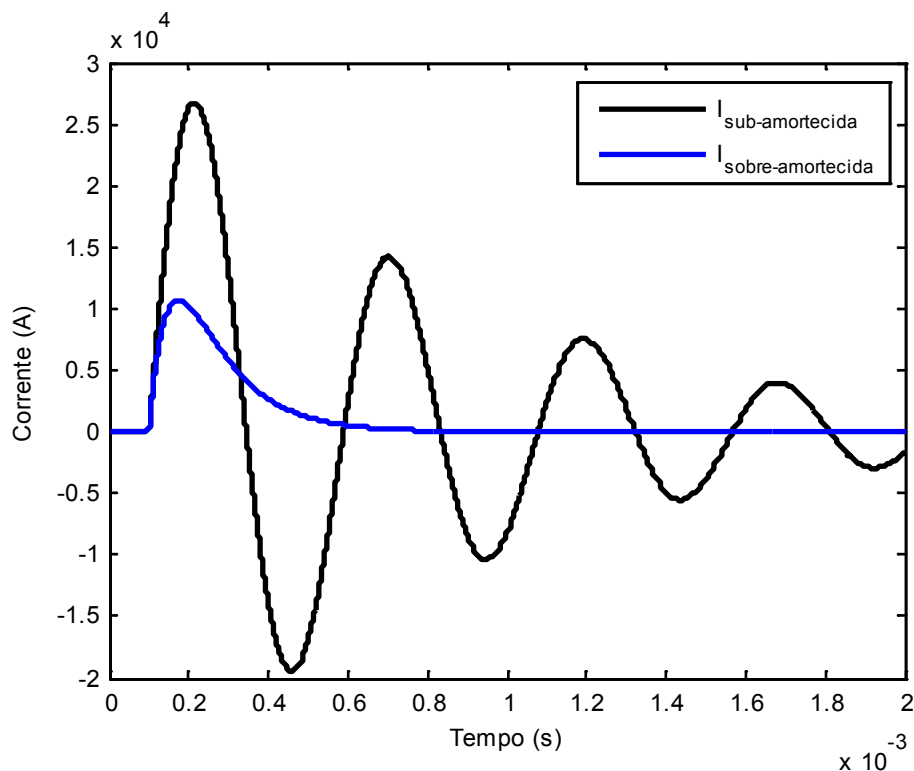


Figura 19 – Respostas de corrente para um sistema RLC série sub-amortecido com $\alpha = \omega_0/10$ e sobre-amortecido com $\alpha = 1,1\omega_0$, uma tensão inicial de 2000V, $L=5\mu\text{H}$, $C=1,2\text{mF}$. As respostas foram simuladas utilizando a mesma frequência de ressonância, alterando apenas o valor da resistência do sistema.

Posto isto a equação que descreve o comportamento da corrente na malha de atuação é,

$$i_a(t) = e^{-\alpha t} A \cos(\beta t + \theta) \quad (7)$$

Onde A e θ são respetivamente a amplitude máxima e a defasagem da corrente e são dadas pelas condições iniciais do sistema.

A resposta da tensão no banco de condensadores é,

$$u_C(t) = Ri_A(t) + L \frac{di_A(t)}{dt} \quad (8)$$

Considerando a reduzida resistência do circuito, a corrente que percorre a malha de descarga pode atingir um pico de várias dezenas de kA, que em conjunto com a baixa indutância do circuito, permite uma elevada taxa de variação da mesma. A taxa de variação máxima da corrente é limitada apenas pelo valor da amplitude da corrente, pela indutância e pela resistência do circuito e/ou pelos limites do dispositivo de comutação no caso de este ser semiconductor, como se mostra pela equação abaixo.

$$\left. \frac{di_A(t)}{dt} \right|_{\text{máx}} = \frac{u_C(t=0^+)}{L} \text{sen}(\theta) \quad (9)$$

Onde $u_C(t=0^+)$ é a tensão do banco de condensadores no instante em que a malha de atuação é fechada.

A resposta típica em corrente e em tensão da malha de atuação está representada na Figura 20.

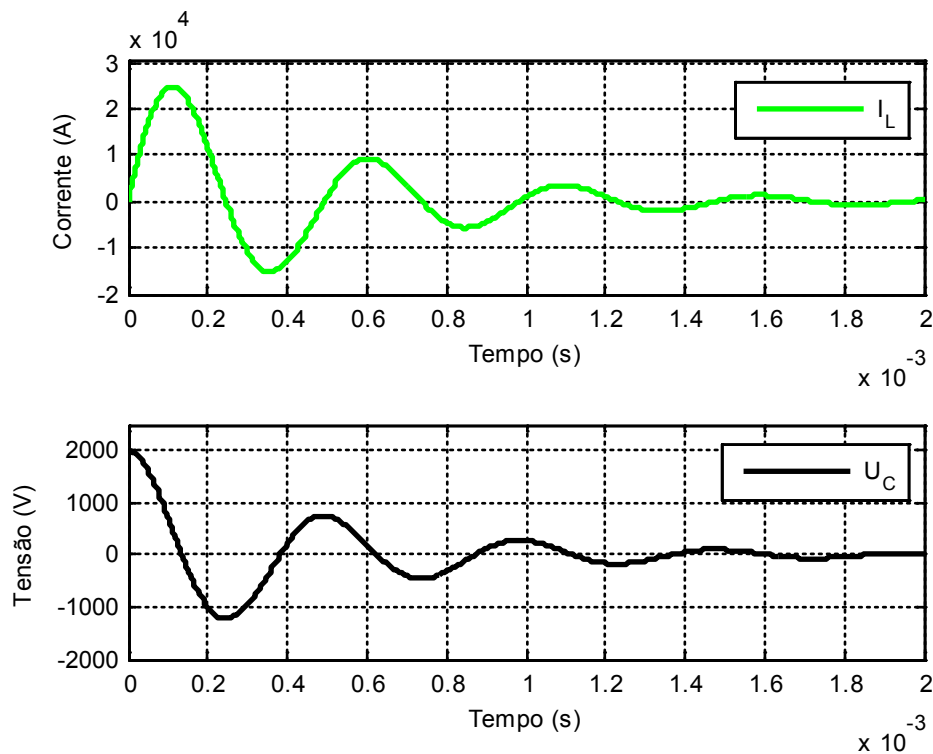


Figura 20 – A curva I_L representa a corrente que percorre o atuador, com um pico máximo positivo de cerca de 25kA. A curva U_C representa a tensão no banco de condensadores, com uma tensão inicial de 2000V. $C=1,2mF$, $L = 5\mu H$ e $r=20m\Omega$.

Na próxima figura estão representadas algumas respostas experimentais da corrente num circuito de MEM elementar para vários valores de energia inicial.

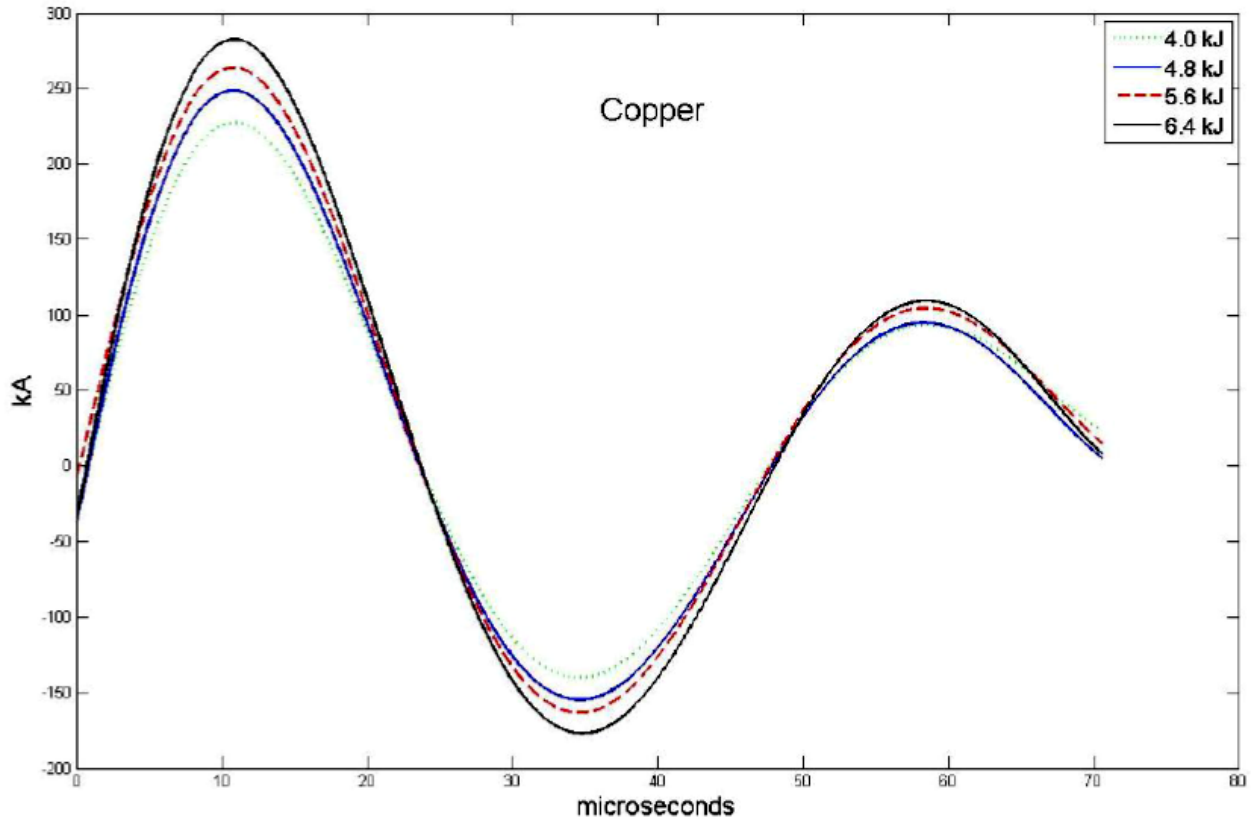


Figura 21 – Resposta da corrente num circuito de MEM elementar para vários valores de energia inicial [9].

A obtenção de uma frequência de ressonância elevada, dada pela equação (10), é importante para que se induzam elevadas correntes de Foucault na peça metálica, de acordo com a equação de Maxwell-Faraday (11).

$$\omega_0 = \frac{1}{\sqrt{LC}} \quad (10)$$

Onde ω_0 (rad/s) é a frequência de ressonância, L (H) é a indutância do circuito e C (F) é a capacidade do banco de condensadores.

$$E = -\frac{d\phi}{dt} \quad (11)$$

Onde E é a força eletromotriz induzida (V) e ϕ é o fluxo magnético (Wb).

Materiais com baixa condutividade necessitam de frequências de ressonância mais elevadas para que haja uma moldagem eficiente. Estes materiais, como o titânio, são quase impossíveis de moldar diretamente, mas podem ser moldados usando outro metal de maior condutividade como guia. Por estas razões os metais de elevada condutividade como o alumínio e o cobre, que podem ser moldados diretamente e com grande eficiência, são preferidos para serem usados em moldagem eletromagnética.

A corrente de pico gerada pelo banco de condensadores, $I_{m\acute{a}x}$, pode ser estimada a partir das equações do circuito RLC. Considerando a resistência e o acoplamento magnético do circuito como desprezáveis, a corrente máxima é dada pela equação (12).

Corrente máxima num circuito RLC:

$$I_{m\acute{a}x} = V_0 \sqrt{\frac{C}{L}} \quad (12)$$

Onde V_0 é a tensão inicial do banco de condensadores, L é a indutância total do sistema e C é a capacidade do banco de condensadores.

Ao percorrer o atuador, a corrente cria um campo magnético intenso na sua imediação que de acordo com a lei de Faraday da indução magnética (11) ao variar induz uma tensão na chapa metálica a de formar, que se encontra próxima da bobina. Esta força eletromotriz induzida (FEM), cujo sinal é dado pela Lei de Lenz, atua sobre a resistência da chapa criando uma corrente que circula na mesma, que por sua vez dá origem um segundo campo magnético.

Quando um condutor elétrico que é percorrido por uma corrente é atravessado por um campo elétrico ou magnético é criada uma força no condutor que é definida pela Lei de Lorentz,

$$\vec{F} = q(\vec{E} + \vec{v} \times \vec{B}) \quad (13)$$

Onde F , q , E , v e B são respectivamente a força que atua sobre a partícula, a carga elétrica da partícula, o campo elétrico, a velocidade da partícula e o campo magnético.

Em comparação com o elevado campo magnético o campo elétrico em circuitos de MEM pode ser desprezado devido ao seu baixo valor.

Na Figura 22 e Figura 23 estão representados os dois tipos de forças existentes entre dois condutores paralelos. A mesma analogia pode ser feita para obter os sentidos das forças entre o atuador e a peça metálica de um circuito de MEM. Na primeira figura os condutores são percorridos por corrente com sentidos contrários, que pela equação (13) dão origem a uma força repulsiva entre os mesmos. Na segunda figura os condutores são percorridos por correntes no mesmo sentido, criando uma força atrativa entre si.

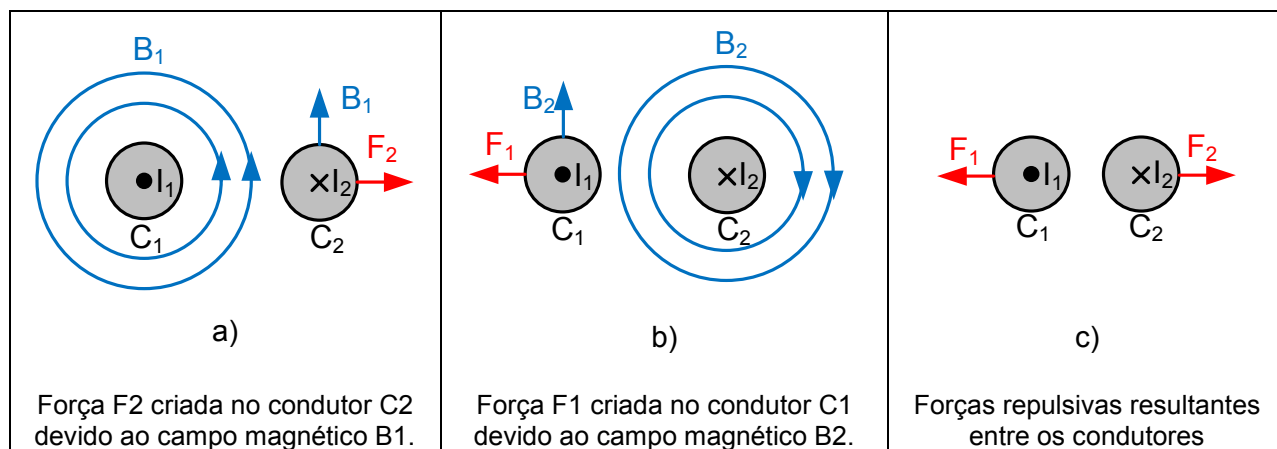


Figura 22 - Interações magnéticas entre dois condutores elétrico com correntes com sentidos opostos.

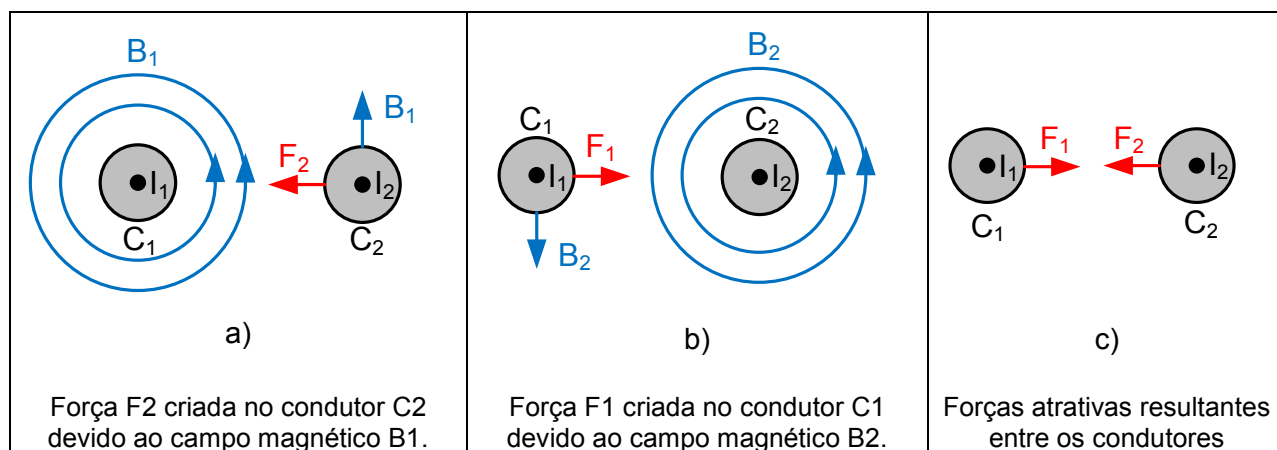


Figura 23 - Interações magnéticas entre dois condutores elétrico com correntes no mesmo sentido.

A Figura 24 mostra uma simulação da corrente no atuador e da corrente induzida numa chapa metálica de alumínio de 1mm de espessura [25]. Os restantes resultados do mesmo autor mostram que a desfasagem da corrente induzida depende da espessura da chapa metálica a formar e é mais significativa para espessuras menores.

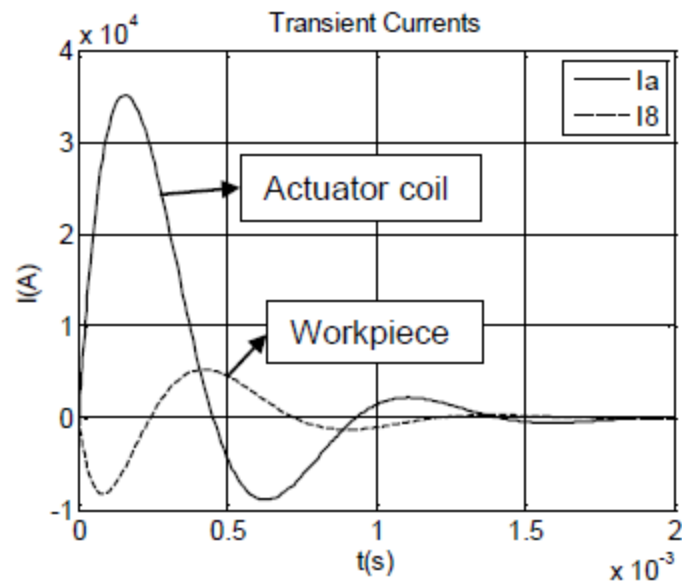


Figura 24 – Simulação das correntes no atuador e na peça metálica com 1mm de espessura [25].

As forças criadas entre o atuador e a chapa metálica durante a descarga do banco de condensadores estão representadas na Figura 25. Esta mostra que existem forças repulsivas e atrativas durante intervalos de tempo distintos ao longo de todo o período de descarga e que a força atrativa é maior nas chapas mais finas, quando comparada com a força de repulsão [25].

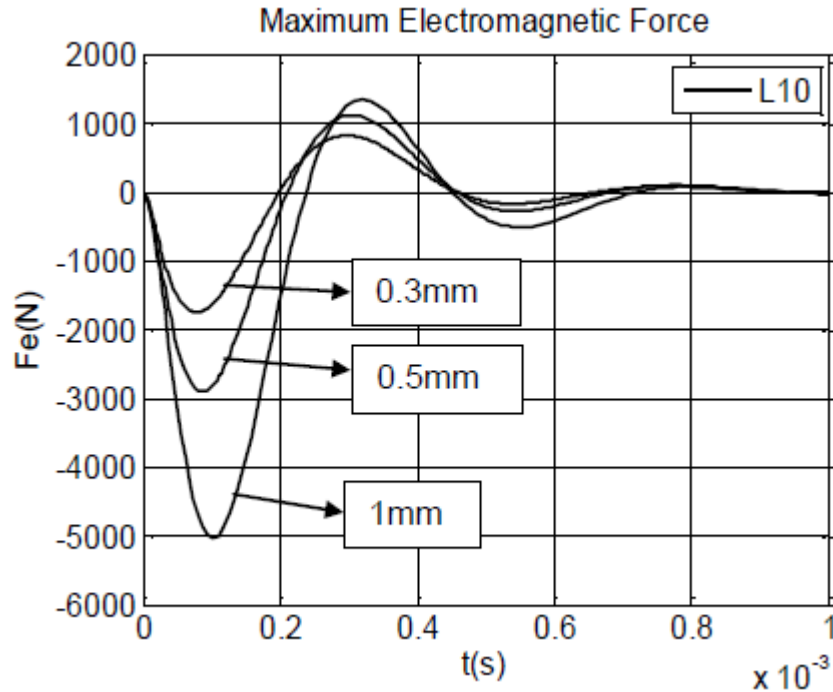


Figura 25 – Simulação das forças no atuador e peça metálica para 0,3mm, 0,5mm e 1mm de espessura [25].

Apesar de ser possível moldar peças metálicas magneticamente usando forças atrativas [26] é mais comum a utilização de forças repulsivas, devido simplicidade do circuito elétrico. As forças atrativas podem influenciar significativamente o acabamento das peça, principalmente se a sua espessura for baixa [25]. Um exemplo do efeito da força atrativa num chapa metálica é apresentado no ponto 5.2. Para atenuar a influência da força atrativa o molde pode ser afastado alguns milímetros da chapa metálica para permitir que a mesma acelere e se afaste do atuador antes das forças se inverterm, resultando numa menor força atrativa aplicada à peça devido ao pior acoplamento magnético entre o atuador e a peça. Outra solução é adicionar um diodo em antiparalelo com o atuador, levando que a resposta da corrente seja dada apenas por uma alternância positiva e que a taxa de descida da corrente seja significativamente reduzida. A resposta típica da corrente para a solução com um diodo é representada na Figura 26.

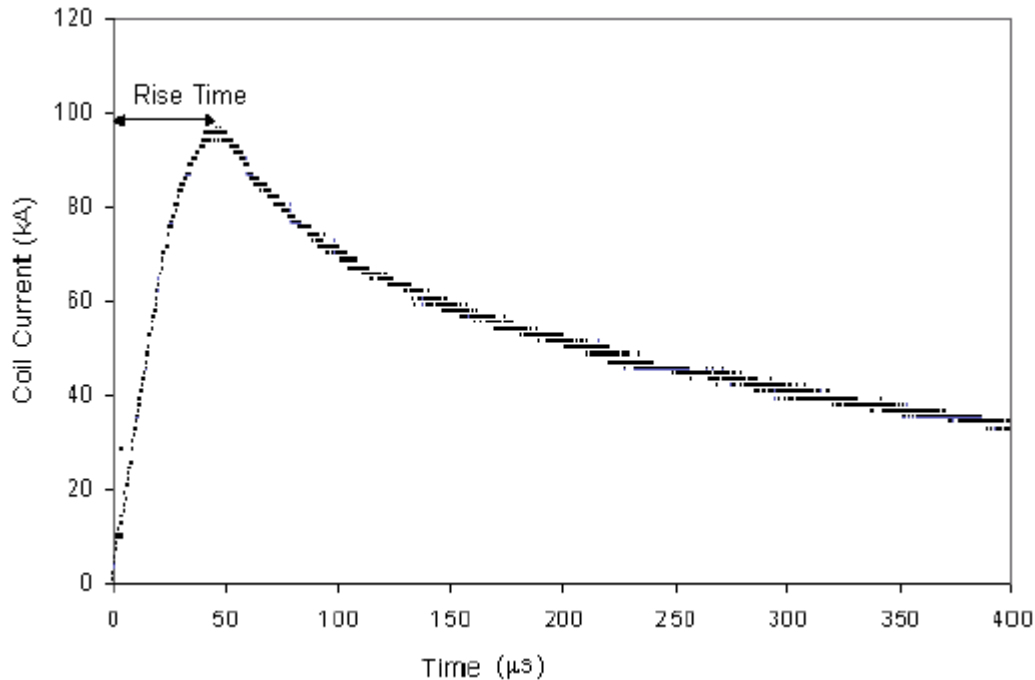


Figura 26 – Resposta típica da corrente num circuito de MEM com um díodo de roda livre para baixar a taxa de variação da corrente quando esta é negativa [27].

Com uma taxa de descida da corrente maior no atuador a corrente induzida na peça a deformar é menor e consequentemente a força atrativa também será.

As correntes do circuito RLC podem ser medidas através de sondas de corrente, mas as correntes induzidas na chapa metálica apenas podem ser estimadas, dependendo essencialmente da distância da peça, condutividade e espessura do material.

As sondas de corrente (Figura 27) são compostas por uma bobina toroidal, enrolada ou não, à volta de um núcleo. O condutor no qual a medida da corrente é feita passa pelo centro da sonda. O campo magnético, provocado pela corrente que percorre o condutor, cria um campo magnético na sua proximidade, induzindo uma tensão na sonda que é diretamente proporcional à corrente que percorre o condutor, sendo a relação V/A é especificada em cada sonda.

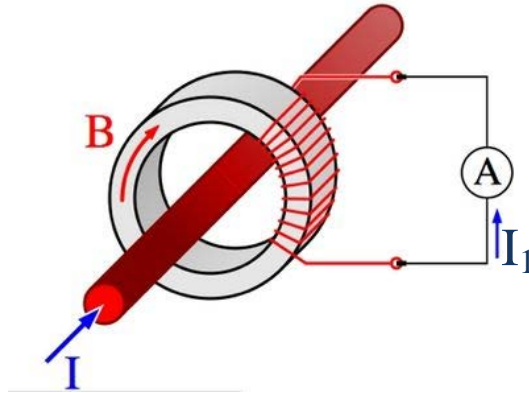


Figura 27 – Exemplo do funcionamento de um transformador de corrente. A corrente I que percorre o condutor dá origem a uma corrente I_1 , proporcional à primeira.

Através das leituras de correntes obtidas com as sondas de corrente é possível determinar aproximadamente o valor da pressão magnética exercida na peça, assumindo que existe um bom acoplamento entre o atuador e a peça e ambos têm uma elevada condutividade, através da equação abaixo(14).

$$P_m = \frac{B^2}{2\mu_0} \left(1 - e^{-\frac{2t}{\delta}}\right) \quad (14)$$

Onde P_m é a pressão magnética, μ_0 é a permeabilidade magnética no vácuo ($4\pi \times 10^{-7}$ H/m), B é a indução magnética e δ é a profundidade pelicular em unidades SI [21]. O efeito pelicular é explicado detalhadamente no ponto 2.3.6.2.

A indução magnética (B) é diretamente proporcional à corrente e pode ser obtida através da seguinte equação (15),

$$B = \mu_0 \cdot \frac{Ni}{l} \quad (15)$$

Onde N é o número de espiras do atuador, i é a corrente que percorre o atuador e l é o comprimento da bobina em unidades SI.

Para estimar as forças exercidas na chapa metálica a deformar, esta pode ser discretizada num conjunto de n espiras circulares com diferentes diâmetros, sendo que quanto mais espiras se considerarem mais precisos serão os cálculos. A força eletromagnética gerada em cada espira da peça discretizada é dada por,

$$F_n = B_r I_n I_a l_n \quad (16)$$

Onde F_n , B_r , I_n , I_a e l_n são respetivamente a força exercida na espira n da peça discretizada, o campo magnético radial, a corrente induzida na espira n da peça discretizada, a corrente no atuador e o comprimento da espira n da peça [25].

Também é possível estimar a força eletromagnética por unidade de comprimento que atua entre o atuador e a chapa metálica pela seguinte expressão,

$$\frac{F}{l} = \frac{\mu_0 I_1 I_2}{2\pi d} \quad (17)$$

Onde μ_0 , I_a , I_2 e d são respetivamente a permeabilidade magnética no vazio, a corrente que percorre o atuador, a corrente na chapa metálica, a distância entre a peça e o atuador [28].

No próximo ponto são apresentados os circuitos de MEM mais utilizados na prática.

2.2 Circuitos de MEM práticos

A obtenção de uma corrente oscilatória, como a apresentada na Figura 19, é possível se o interruptor for bidirecional. O mais usado é do tipo descarregador ou “*spark gap*”. Um dispositivo capaz de substituir o típico *spark gap* é o tiristor devido à sua capacidade de conduzir correntes na ordem das dezenas de milhares de amperes com taxas de variação máximas acima de 1000A/us, para além de permitirem abrir o circuito quando a corrente passa por zero. Nos próximos pontos são apresentados circuitos típicos de MEM comutados por tiristores e as suas vantagens e desvantagens.

A utilização de outros dispositivos semicondutores, como por exemplo o IGBT (transistor bipolar de porta isolada), é ainda rara, pois as correntes elevadas obrigam à utilização de muitos dispositivos em paralelo o que torna a montagem mais complexa, devido à sincronização necessária.

2.2.1 Circuito comutado por um tiristor

O tiristor (SCR) é o componente mais usado, para permitir algum controlo sobre a resposta do circuito, devido à capacidade de conduzir correntes de pico elevadas (dezenas de milhares de amperes) e à capacidade de suportar taxas de variação da corrente até alguns milhares de

amperes. Substituindo o típico *Spark gap* por um SCR no circuito da Figura 16 obtém-se o circuito da Figura 28.

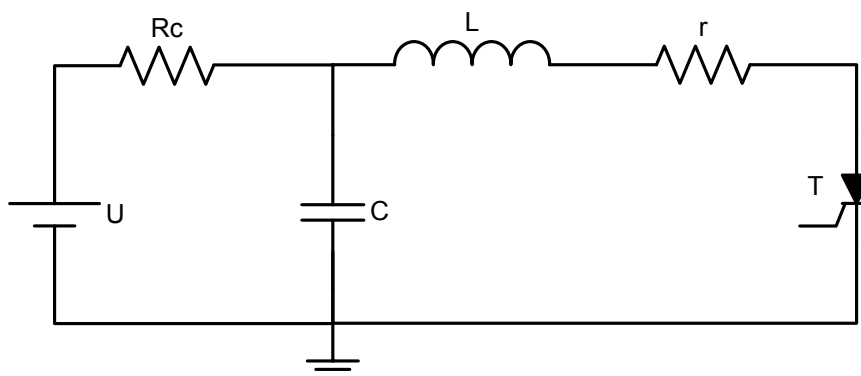


Figura 28 – Circuito de MEM comutador por um tiristor (T).

Com a implementação do tiristor vem um aumento da complexidade do sistema, devido à necessidade de existir um circuito de disparo para comandá-lo. Devido às suas características os SCR apenas conduzem correntes num sentido, que em conjunto com o facto da malha de descarga ser ressonante e ter uma resposta oscilatória amortecida implica que apenas uma alternância da corrente possa percorrer esta malha até que o SCR interrompa o circuito. Como o SCR só precisa de ser comutado uma vez o circuito de comando que fornece os sinais ao circuito de disparo é relativamente simples. Tipicamente os fabricantes dos SCR disponibilizam módulos de disparo que já estão preparados para atuar o dispositivo, sendo apenas necessário fornecer um impulso de tensão, durante o tempo desejado, na sua entrada.

Na prática, apenas é necessário existir a primeira alternância da corrente para realizar a moldagem, mas ao bloquear a inversão do sentido da corrente tensão final no banco de condensadores será negativa, como se mostra na Figura 29. Este facto impõe que a fonte de alimentação de entrada consiga carregar o condensador com o valor original em tempo útil, o que aumenta a potência da mesma.

As formas de onda criadas por este circuito, no momento da sua atuação, estão representadas na Figura 29.

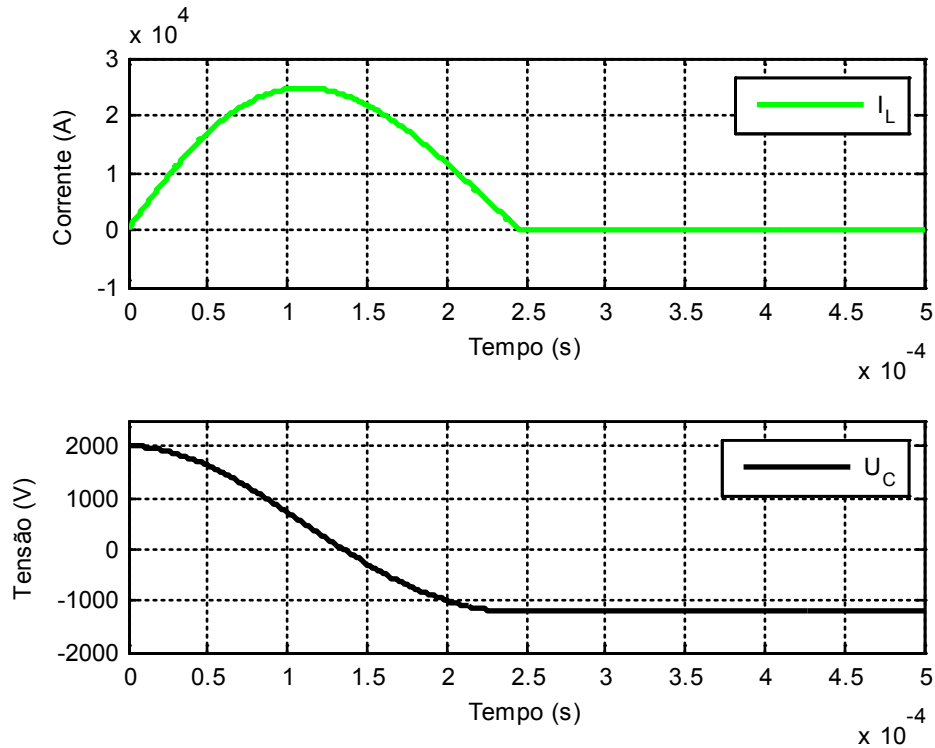


Figura 29 – Resposta da corrente no atuador (I_L) e da tensão no banco de condensadores (U_C) para um circuito de MEM comutado por um SCR, com uma tensão inicial de 2000V, $C=1,2\text{mF}$, $L = 5\mu\text{H}$ e $r=20\text{m}\Omega$.

As equações que descrevem o comportamento da corrente que percorre o atuador e da tensão no banco de condensadores são as mesmas que no circuito comutado por um interruptor, mas apenas são válidas até a corrente na malha de descarga de anular.

$$i_a(t) = e^{-\alpha t} A \cos(\beta t + \theta) \quad (18)$$

$$u_c(t) = R i_A(t) + L \frac{di_A(t)}{dt} \quad (19)$$

A energia armazenada no banco de condensadores após a atuação do circuito não pode ser reutilizada porque o SCR fica polarizado inversamente e para realizar um novo disparo é necessário carregar o banco de condensadores com uma tensão positiva. A Tabela 2 mostra a energia necessária para carregar o banco de condensadores após a primeira atuação.

Circuito	Energia Inicial (J) E_i	Energia Final (J) E_f	Energia de recarga (J) $E_R = E_i - E_f$	E_R/E_i (%)
Circuito comutado por <i>spark gap</i>	2400	0	2400	100
Circuito comutado por SCR	2400	-893	3293	137

Tabela 2 – Energia necessária para carregar o banco de condensadores após a primeira atuação.

A utilização deste circuito implica um gasto maior de energia, mais 37% no caso da simulação da Figura 29 para chegar à tensão inicial partindo de um valor negativo, do que no caso em que a tensão inicial do banco de condensadores fosse nula. Por causa desta desvantagem este circuito não é usado na MEM dado não trazer vantagens em relação ao circuito original da Figura 16, porém serve de base para os próximos circuitos.

Para anular a energia armazenada no banco de condensadores após a atuação do sistema basta adicionar um diodo de roda livre em paralelo com o atuador para formar uma malha de descarga. Esta solução é apresentada no ponto 2.2.2.

Também é possível usar a energia armazenada para realizar trabalho, sendo apenas necessário que o circuito possua um tiristor em antiparalelo com o primeiro. A explicação detalhada encontra-se no ponto 2.2.3.

2.2.2 Circuito comutado por um tiristor e limitado por um diodo

A adição de um diodo, para limitar a tensão inversa no banco de condensadores, trás vantagens em relação ao circuito anterior porque dissipa a energia restante em roda livre com o atuador após a formação da peça [29]. Assim a tensão do banco de condensadores anula-se após cada disparo, permitindo uma recarga do condensador mais rápida e com menos consumo energético quando comparado com o circuito comutado por um SCR e sem diodo de roda livre. A Figura 30 representa o circuito com o diodo.

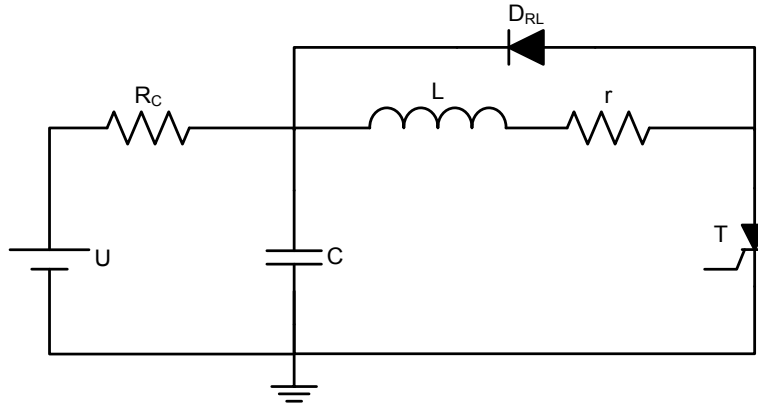


Figura 30 – Circuito de MEM comutado por um tiristor e com um díodo para limitar a tensão inversa no banco de condensadores.

Esta solução trás outra vantagem, através da redução da taxa de variação da corrente quando esta é negativa. Assim a força atrativa na segunda metade da alternância positiva da corrente é consideravelmente reduzida. Esta taxa de variação é t anto menor quanto menor for a resistência do circuito de roda livre, composto pelo atuador e díodo. A Figura 31 representa a resposta do circuito a partir do momento da sua atuação.

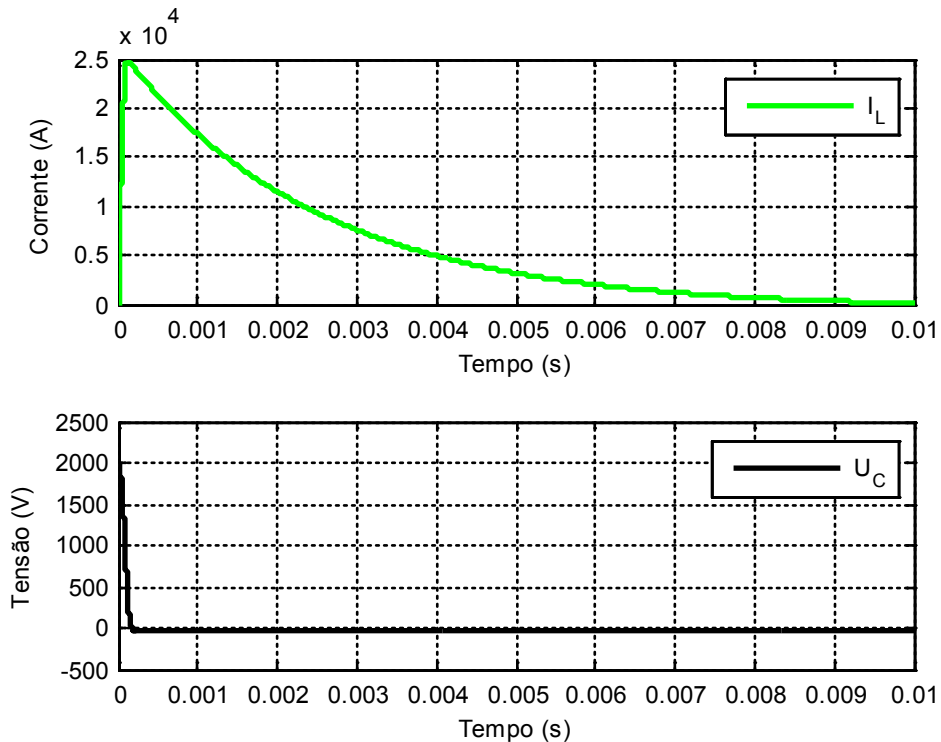


Figura 31 - Resposta da corrente no atuador (I_L) e da tensão no banco de condensadores (U_C) para um circuito de MEM comutado por um SCR e com um díodo de roda livre, com uma tensão inicial de 2000V, $C=1,2\text{mF}$, $L = 5\mu\text{H}$, $r=20\text{m}\Omega$ e com uma resistência do díodo de roda livre $R_{DRL}=2\text{m}\Omega$.

O facto de este circuito limitar as tensões negativas no banco de condensadores influencia positivamente o tempo de vida útil dos mesmos, pois a imposição de tensões negativas aos condensadores diminui o seu tempo de vida média [27].

Este circuito é utilizado por [18] numa pistola de rebitar e possui uma resposta de corrente semelhante.

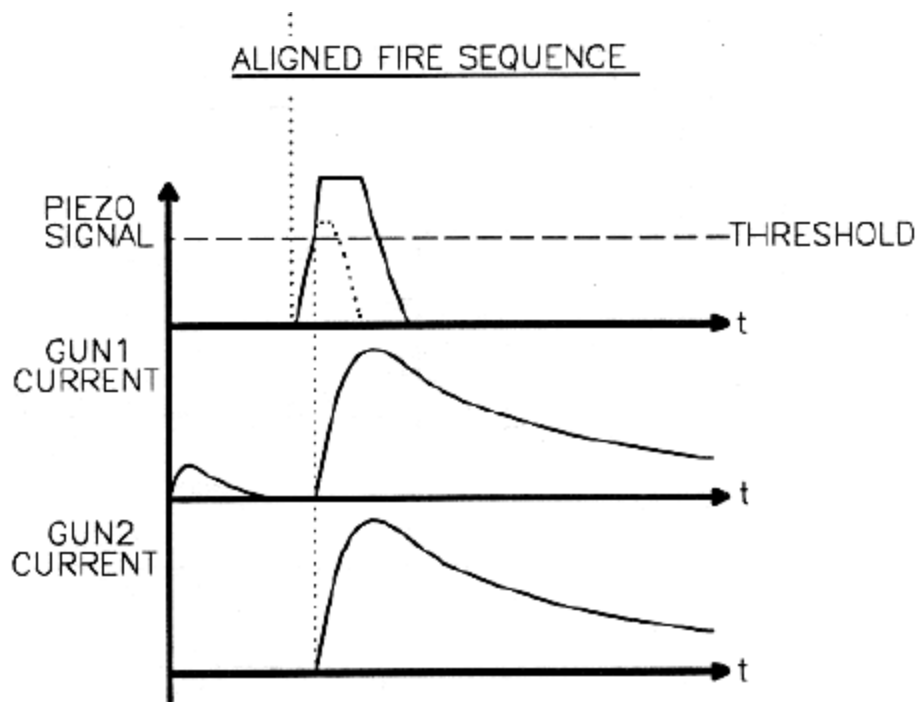


Figura 32 – Resposta das correntes de dois circuitos de MEM sincronizados usados para projetar de rebites [18].

A resposta da corrente que percorre o atuador é agora descrita por duas equações distintas. Durante o tempo de subida da corrente e enquanto a tensão no banco de condensadores é positiva e maior que zero a equação que descreve o comportamento da corrente no atuador é a mesma que o circuito do ponto 2.2.1,

$$i_a(t) = e^{-\alpha t} A \cos(\beta t + \theta) \quad (20)$$

A partir do momento em que a tensão se inverte no banco de condensadores a corrente que percorre o atuador é dividida pela malha de roda livre e pela malha de atuação e a tensão no banco de condensadores fica limitada ao somatório da tensão do díodo de roda livre com a tensão do SCR,

$$u_C(t) = -u_{DRL}(t) - u_T(t) \quad (21)$$

Onde u_C , u_{DRL} e u_T são respectivamente a tensão no banco de condensadores, a tensão aos terminais do diodo de roda livre e a tensão aos terminais do tiristor.

A equação seguinte descreve a queda de tensão num tiristor de potência,

$$\underline{t_C \rightarrow t_{RP}} \quad u_T(t) = A_{Tv_j} + B_{Tv_j} I_A(t) + C_{Tv_j} \ln(TA(t) + 1) + D_{Tv_j} \sqrt{iT(t)} \quad (22)$$

onde A_{Tv_j} , B_{Tv_j} , C_{Tv_j} e D_{Tv_j} são constantes que dependem da temperatura do dispositivo. O valor destas constantes está indicado na Tabela 3.

$T_{vj} (^{\circ}C)$	A_{Tv_j}	B_{Tv_j}	C_{Tv_j}	D_{Tv_j}
25	$24,11 \times 10^{-6}$	$84,38 \times 10^{-6}$	$182,8 \times 10^{-3}$	$-4,181 \times 10^{-3}$
125	$20,73 \times 10^{-6}$	$105,3 \times 10^{-6}$	$146,3 \times 10^{-3}$	$-543,8 \times 10^{-6}$

Tabela 3 – Valor das constantes que definem a queda de tensão do tiristor para 25°C e 125°C.

A queda de tensão aos terminais do tiristor está representada na Figura 33 para correntes até 30kA.

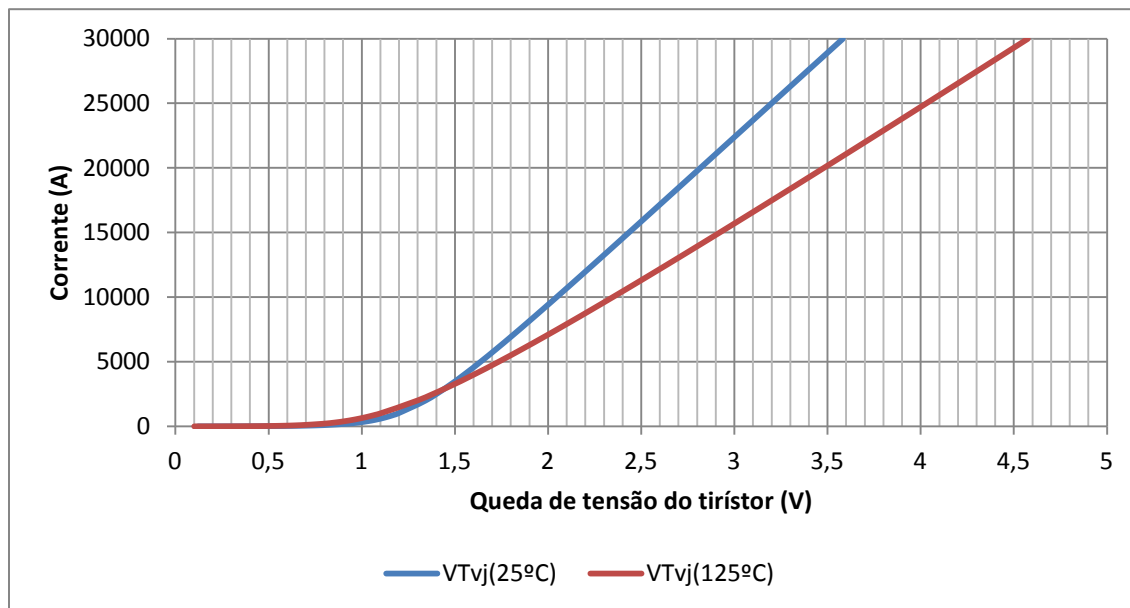


Figura 33 – Queda de tensão aos terminais do tiristor para correntes até 30kA a 25°C e 125°C.

Considerando a mesma queda de tensão no diodo e no SCR e somando-as obtém-se a tensão negativa máxima no banco de condensadores após a atuação do sistema, cerca de um a

dezena de Volts negativos. Isto significa que a maior parte da corrente do atuador percorre a malha de roda livre e que a corrente que percorre a malha de atuação pode ser desprezada.

A resposta da corrente durante a sua descida pode então ser aproximada à equação da corrente na malha de roda livre,

$$i_A \cong i_{RL} = Ke^{-\frac{R}{L}t} \quad (23)$$

onde K é o valor da corrente inicial neste período e é igual à corrente máxima do período de atuação.

O circuito da Figura 30 é utilizado para substituir o circuito comutado por *Spark gaps*, devido ao desgaste mecânico deste tipo de comutadores, mas não acarreta melhorias em termos energéticos como se pode ver na Tabela 4.

Circuito	Energia Inicial (J) E_I	Energia Final (J) E_F	Energia de recarga (J) $E_R = E_I - E_F$	E_R/E_I (%)
Circuito comutado por <i>spark gap</i>	2400	0	2400	100
Circuito comutado por SCR	2400	-893	3293	137
Circuito comutado por SCR e limitado por uma malha de roda livre	2400	0	2400	100

Tabela 4 – Energia necessária para carregar o banco de condensadores após a primeira atuação.

Para aproveitar as características da malha de atuação RLC, pode ser usado o circuito do ponto 2.2.3 que faz uso de um segundo SCR para aumentar a eficiência energética do processo.

2.2.3 Circuito comutado por dois tirístores em antiparalelo

Com a adição de um segundo SCR (T_2) em antiparalelo com T_1 é possível utilizar a energia recuperada após cada atuação para realizar trabalho na próxima atuação. Esta solução tem vantagens energéticas quando comparada com os circuitos anteriores, no entanto é mais complexa porque necessita de uma fonte de alimentação bipolar e um circuito de comando capaz de atuar dos dois tirístores. O circuito de MEM comutado por dois SCR em antiparalelo está representado na Figura 34.

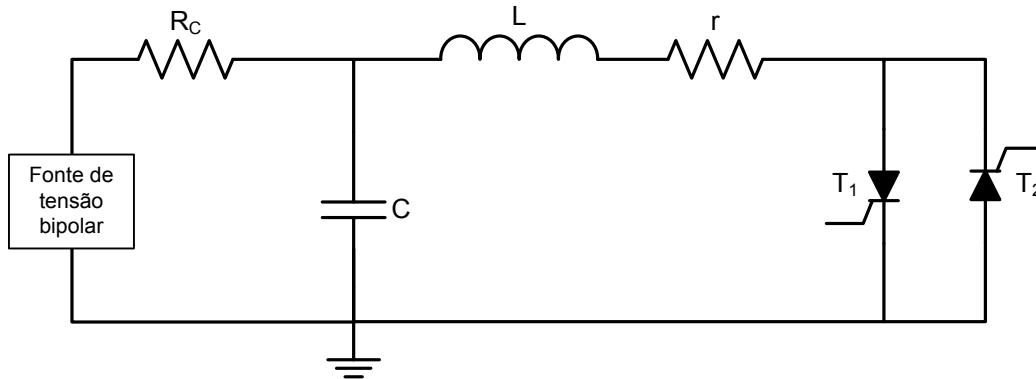


Figura 34 - Circuito de MEM comutado por dois tiristores em antiparalelo.

Com dois SCR em antiparalelo pode existir condução de corrente em ambos os sentidos, permitindo que seja feita uma recuperação de energia e que esta possa ser usada para realizar trabalho na próxima atuação.

A Figura 35 mostra a resposta do circuito da Figura 25 com o disparo dos SCR em tempos distintos sem que o banco de condensadores seja carregado entre atuações. O primeiro pico de corrente é provocado pela condução de T_1 e o segundo pico de corrente pela condução de T_2 .

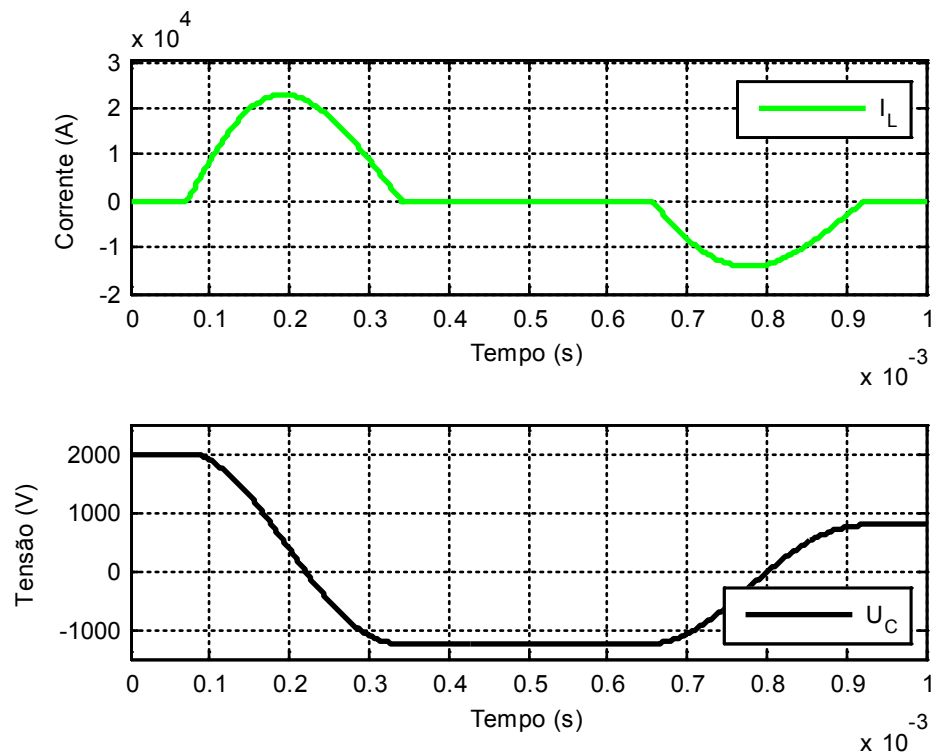


Figura 35 – Resposta da corrente no atuador (i_L) e da tensão no banco de condensadores (U_C) para um circuito de MEM comutado por dois SCR em antiparalelo, com uma tensão inicial de 2000V, $C=1,2\text{mF}$, $L=5\mu\text{H}$ e $r=20\text{m}\Omega$.

A equação que descreve o comportamento da corrente que percorre o atuador é a mesma que o circuito do ponto 2.2.1, no entanto o valor da constante A muda consoante o sinal e valor inicial da tensão,

$$i_a(t) = e^{-\alpha t} A \cos(\beta t + \theta) \quad (24)$$

Em que o valor da amplitude, A, é dado por,

$$A = -\frac{v_C(0^+)}{L\beta}.$$

Assim o valor de A é negativo para tensões positivas e positivo para tensões negativas no banco de condensadores.

A tensão do banco de condensadores é dada pela seguinte equação, que só é válida durante os momentos de condução dos SCR.

$$u_C(t) = Ri_A(t) + L \frac{di_A(t)}{dt} \quad (25)$$

Quando os SCR não são disparados a tensão no banco de condensadores é constante e está em regime permanente, exceto se a malha de carga for desinibida para fazer a carga dos mesmos, situação em que a tensão é dada pela equação (2).

Este circuito é o mais eficiente energeticamente dado ao fato de ser possível utilizar toda a energia recuperada para realizar trabalho na próxima atuação. A Tabela 5 mostra a energia necessária para voltar a carregar o banco de condensadores após a primeira atuação.

Circuito	Energia Inicial (J) E_i	Energia Final (J) E_f	Energia de recarga (J) $E_R=E_i-E_f$	E_R/E_i (%)
Circuito comutado por <i>spark gap</i>	2400	0	2400	100
Circuito comutado por SCR	2400	-893	3293	137
Circuito comutado por SCR e com malha de roda livre	2400	0	2400	100
Circuito comutado por dois SCR em antiparalelo	2400	-893	1507	63

Tabela 5 – Energia necessária para carregar o banco de condensadores após a primeira atuação

2.2.4 Circuito de MEM com duas malhas de atuação em paralelo

Devido às limitações dos semicondutores de potência é comum a utilização de vários dispositivos em paralelo, formando um pilha, para aumentar a corrente máxima que pode percorrer o circuito de descarga. Uma variação desta solução é a utilização de vários ramos compostos por um banco de condensadores e um SCR em paralelo, isolados entre si por resistências de carga de modo que cada SCR conduza apenas a energia associada a um banco de condensadores. Na Figura 36 está representado um circuito de MEM com dois ramos de descarga em paralelo.

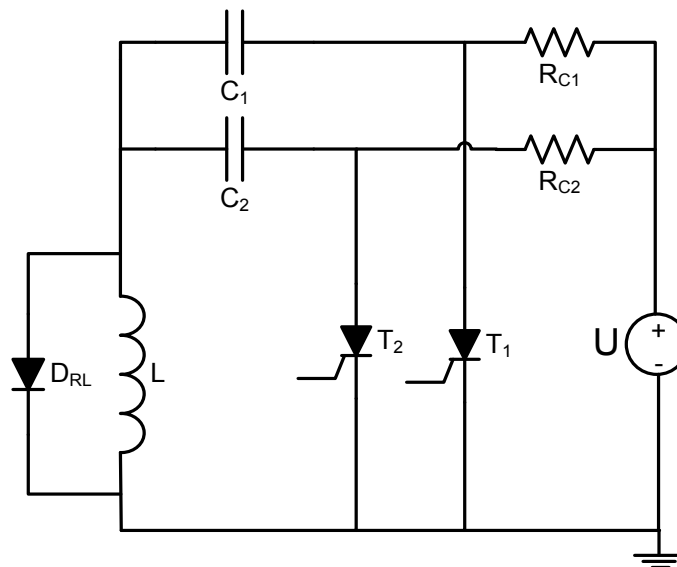


Figura 36 – Circuito de MEM com dois ramos de descarga em paralelo.

A função das resistências de carga é limitar a corrente de carga e simultaneamente isolar os bancos de capacitores entre si, fazendo com que cada SCR apenas conduza a energia associada ao seu banco de capacitores. A resposta típica deste circuito está representada na Figura 37.

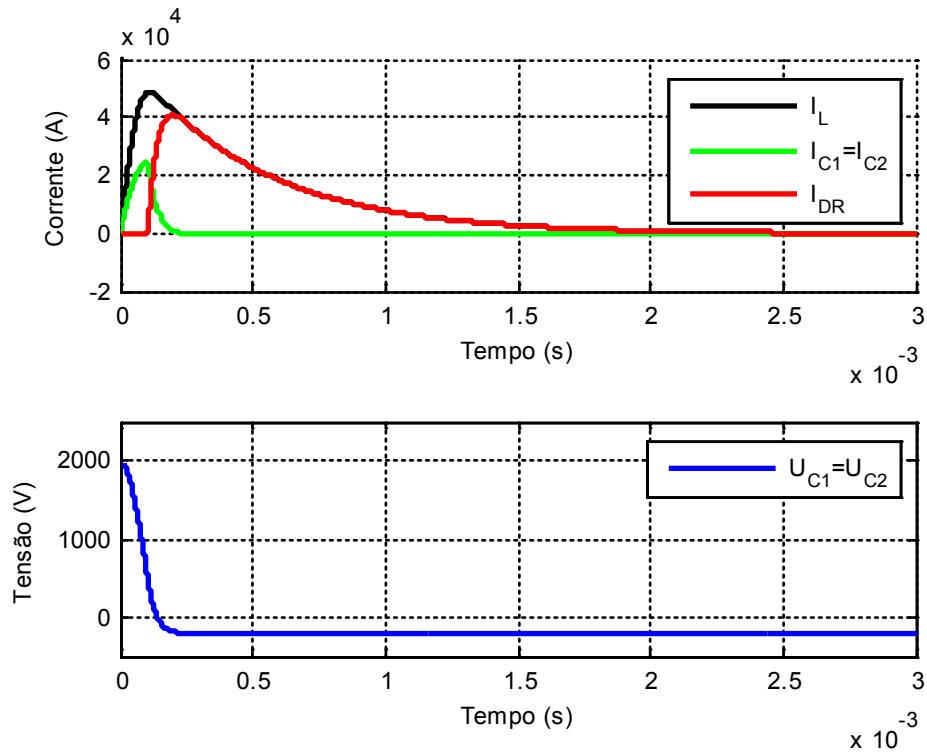


Figura 37 – Resposta típica de um circuito de MEM com dois ramos de descarga em paralelo. $U_0=2000V$, $C1=C2=1,11mF$, $L=2,4mH$, $R_{T1}=R_{T2}=20m\Omega$ e $R_{drl}=5m\Omega$.

A equação que descreve a resposta de tensão nos bancos de capacitores durante a sua descarga é a seguinte,

$$u_{C1}(t) = u_{C2}(t) = R \times i_A(t) + L \frac{di_A(t)}{dt} \quad (26)$$

Com,

$$i_A(t) = i_{T1}(t) + i_{T2}(t) + i_{Drl}(t) \quad (27)$$

Em que $i_1(t)$ e $i_2(t)$ são respetivamente a corrente na malha de atuação 1 e 2 e $i_{Drl}(t)$ é a corrente que percorre o diodo de roda livre.

A equação que descreve a resposta da corrente no atuador durante a sua subida é dada aproximadamente por,

$$i_a(t) = e^{-\alpha t} \times A \cos(\beta t + \theta) \quad (28)$$

Onde α , β e A dependem da associação em paralelo dos bancos de condensadores. Θ e A são determinados pelas condições iniciais do sistema.

A corrente que percorre cada malha de atuação depende da impedância de cada uma e é dada pela expressão do divisor de corrente,

$$i_{T1}(t) = \frac{Z_T}{Z_{m1}} i_a(t) \quad (29)$$

$$i_{T2}(t) = \frac{Z_T}{Z_{m2}} i_a(t) \quad (30)$$

Onde Z_T , Z_{m1} e Z_{m2} são respectivamente a impedância total e a impedância do ramo de descarga 1 e 2.

Durante a dissipação da energia no díodo de roda livre e no at uador a corrente da ultima é aproximadamente dada por,

$$i_A \cong i_{RL} = K e^{-\frac{R}{L}t} \quad (31)$$

Onde K é o valor da amplitude inicial da corrente no período de dissipação de energia em roda livre.

Em [30] foi utilizado um circuito muito semelhante, representado na Figura 38, no qual existem três ramos de descarga em paralelo, comutados por tiristores com díodos em antiparalelo.

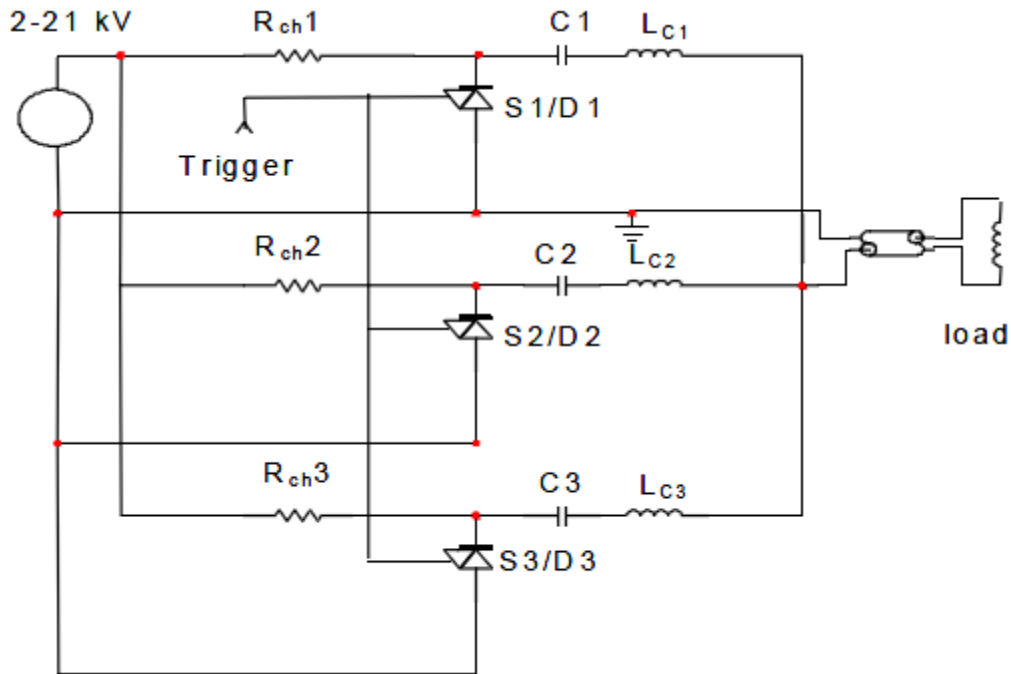


Figura 38 – Circuito de MEM com três ramos de descarga em paralelo [30].

A resposta obtida pelo autor deste circuito está representada na Figura 39.

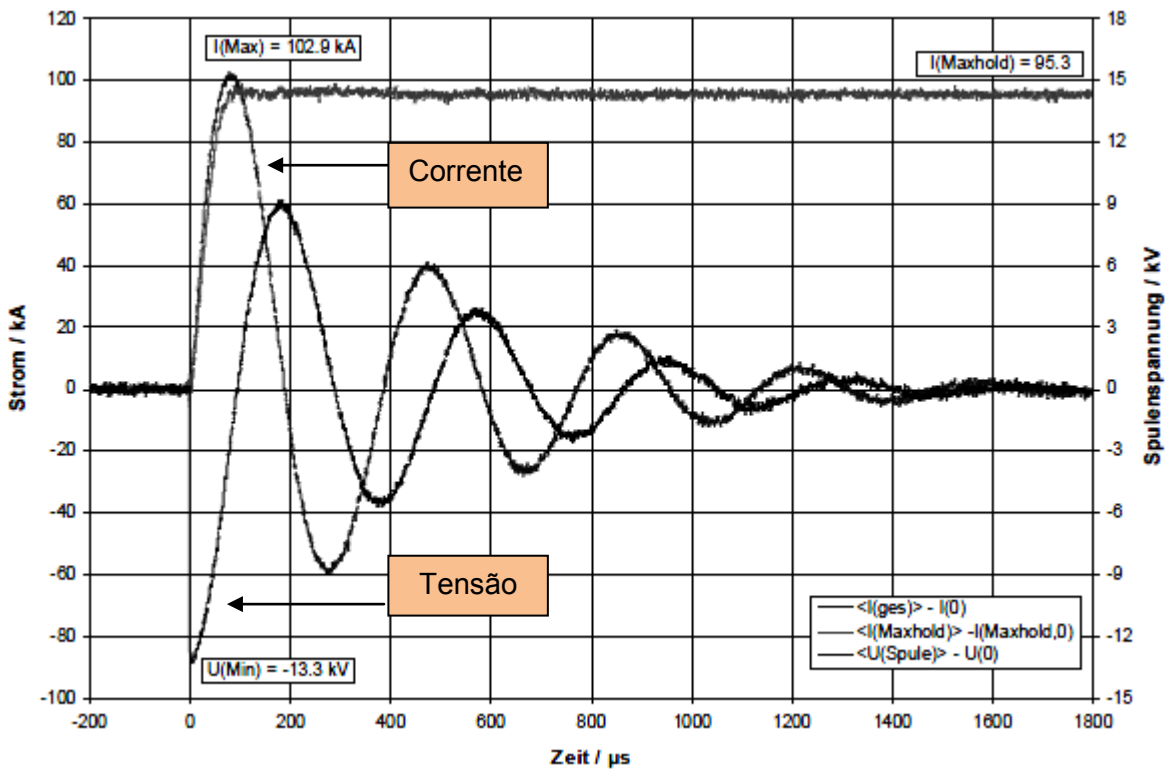


Figura 39 – Resposta da corrente (20kA/div) e tensão (3kV/div) no circuito de MEM da Figura 38 [30].

No próximo ponto são apresentados os principais fatores que influenciam a resposta dos circuitos de MEM.

2.3 Fatores que influenciam o desempenho do sistema de MEM

Na moldagem a alta velocidade existem fatores que influenciam o processo e que não podem ser ignoradas como a interferência do ar no momento da formação da peça ou a condutividade do material, fatores que nos métodos tradicionais são desprezáveis.

2.3.1 Escoamento do ar

Em sistemas que não utilizam vácuo a capacidade de escoamento de ar do molde é um parâmetro fundamental para a qualidade da peça produzida. Como as peças são projetadas a velocidades tipicamente acima dos 100m/s o ar contido entre a peça e o molde tem pouco tempo para escapar, sendo este comprimido quando o escoamento é insuficiente e dando origem a imperfeições nas peças. Este problema pode ser minimizado com a abertura de pequenos orifícios no molde, para permitir a saída de ar no momento da formação da peça, mas pode levar à marcação das peças pelos furos.



Figura 40 – Imperfeições na moldagem na peça do lado direito devido à presença de ar no molde durante a moldagem, quando comparada com a do lado esquerdo que foi formada em vácuo [2].

De acordo com a Figura 41, no momento em que se inicia a deformação da peça criam-se duas zonas com pressões distintas, a zona P1 onde a pressão é diminui e a zona P2 onde a pressão aumenta, e dependem principalmente da velocidade de moldagem e da capacidade de escoamento do ar. Esta diferença de pressões cria uma força que se opõe ao movimento inicial da peça, não permitindo a moldagem correta da peça se forem demasiado elevadas.

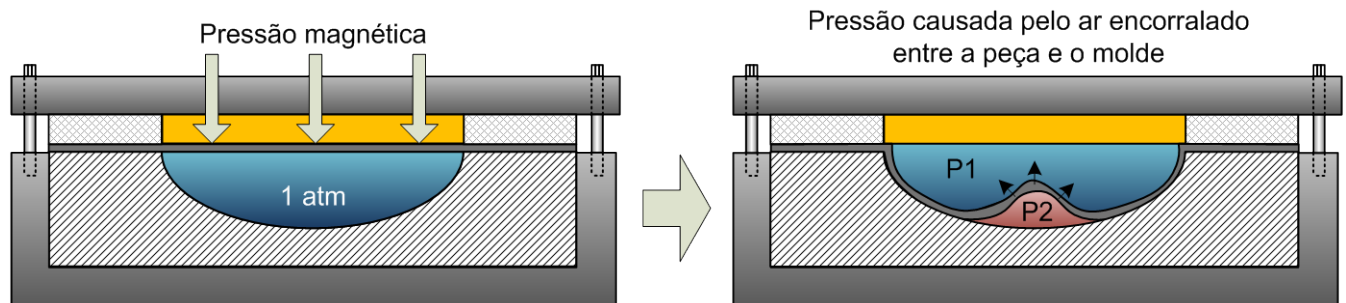


Figura 41 – Ilustração das pressões atmosféricas existentes em redor da peça antes (figura do lado esquerdo) e no momento da sua deformação (figura do lado direito). P1 é a pressão atmosférica entre a peça e o atuador e P2 entre a Peça e o molde.

Tipicamente a melhor solução é retirar o ar da zona a ser preenchida pela peça, criando um vácuo. Isto permite eliminar as imperfeições criadas pelo ar e minimizar o efeito de mola quando a peça embate contra o molde [2] [31][32].

2.3.2 Resistência do ar e intervalo entre a chapa e a matriz

O intervalo entre a chapa e a matriz é importante para a formação de texturas, pois permite que a peça adquira uma velocidade elevada antes de embater contra a matriz, deformando a peça uniformemente graças à sua inércia. Assim, um intervalo demasiadamente pequeno não permite que a peça adquira a velocidade requerida e um intervalo grande leva à perda de velocidade devido à resistência do ar e afastamento do atuador.

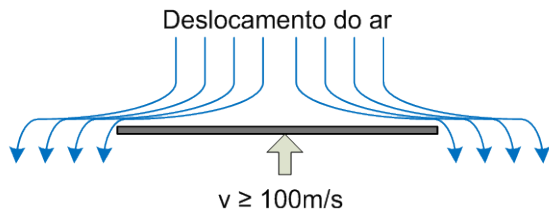


Figura 42 – Exemplo do caminho percorrido pelo ar ao projetar uma chapa a alta velocidade.

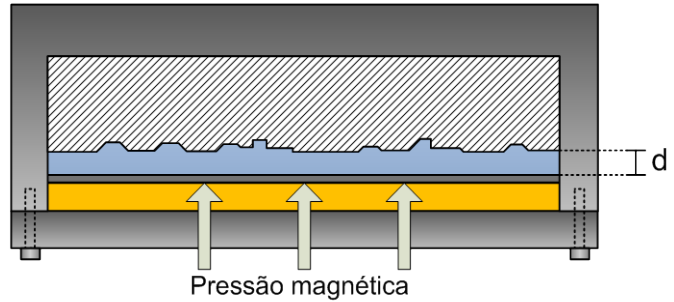


Figura 43 – Sistema de moldagem eletromagnética com um intervalo (d) entre a chapa metálica e o molde, para permitir a aceleração da peça

A resistência do ar não é desprezável num sistema de moldagem a alta velocidade, porque existe uma força de atrito dinâmica, contrária à força magnética aplicada, que varia com o quadrado da velocidade. Esta força de atrito dinâmica pode ser calculada a partir da equação (32) [33].

$$F_D = \frac{1}{2} \rho v^2 C_D A \quad (32)$$

Onde F_D é a força de atrito dinâmica (N), ρ é a densidade do fluido (Kg/m^3), v é a velocidade do objeto (m/s), C_D é um coeficiente de atrito (em unidades) e A é a área transversal do objeto (m^2).

Para uma chapa metálica quadrada o coeficiente de atrito é cerca de 1,28 [34][35].

Na tabela abaixo estão representados os valores da força de atrito dinâmico por cm^2 . Para os cálculos foram usados os seguintes parâmetros: $\rho=1,2928 \text{ kg/m}^3$, $C_D=1,28$ e $A=1\text{e}^{-4}$.

Força de Atrito Dinâmica F_d (N)	Densidade do Ar ρ (kg/m^3)	Velocidade v (m/s)	Coefficiente. de Atrito Dinâmico C_d	Área A (m^2)
0,21	1,2928	50	1,28	0,0001
0,83	1,2928	100	1,28	0,0001
3,31	1,2928	200	1,28	0,0001

Tabela 6 – Força de atrito dinâmico provocada por uma chapa metálica quadrada com 1cm^2 a deslocar-se pelo ar.

2.3.3 Espessura, condutividade do material

A corrente induzida na peça metálica a deformar é influenciada pela resistência do material. Esta resistência depende tanto da espessura como da condutividade elétrica do material através de uma relação inversa, ou seja, quanto maior a espessura ou condutividade menor será a resistência da peça.

Neste tipo de moldagens, materiais como o cobre e o alumínio são preferidos porque têm uma boa condutividade elétrica, boas propriedades para moldagem e um preço de mercado acessível.

Material	Resistividade ρ ($\Omega \cdot m$) a 20 °C	Condutividade σ (S/m) a 20 °C
Prata	1.59×10^{-8}	6.30×10^7
Cobre Puro	1.68×10^{-8}	5.96×10^7
Ouro	2.44×10^{-8}	4.10×10^7
Alumínio	2.82×10^{-8}	3.50×10^7
Tungstênio	5.60×10^{-8}	1.79×10^7
Zinco	5.90×10^{-8}	1.69×10^7
Nickel	6.99×10^{-8}	1.43×10^7
Lithium	9.28×10^{-8}	1.08×10^7

Tabela 7 – Resistividade e condutividade de vários materiais.

A técnica de MEM permite a moldagem de materiais de baixa condutividade com o ferro, aço e aço inoxidável através da utilização de uma peça de alta condutividade como guia, tipicamente chamado *driver*, no entanto o material usado com guia fica inutilizado após a moldagem, aumentando o desperdício da máquina.

2.3.4 Corrente máxima e taxa de variação

A amplitude da corrente e a sua taxa de variação são grandezas muito importantes na moldagem eletromagnética [1]. O valor da pressão magnética é proporcional ao quadrado do campo magnético (14) e este é proporcional à corrente (15), logo quanto maior a corrente maior é a pressão.

A tensão induzida na peça é proporcional à variação do fluxo (11) e este é proporcional à taxa de variação da corrente no atuador, logo a corrente induzida na peça é tanto maior quanto maior for a taxa de variação da corrente no atuador.

Para que se exerçam elevadas forças entre o atuador e a peça é necessário que o produto da corrente no atuador pela corrente induzida na peça seja elevado (17). Para isso é preciso que frequência de ressonância seja alta e a corrente de pico elevada.

2.3.5 Geometria da bobina

É fundamental que a pressão magnética criada pela bobina seja localizada e controlada, aplicando o campo magnético apenas onde é necessário e consumindo o mínimo de energia possível, para aumentar a eficiência do processo. A geometria da bobina afeta a sua indutância, que por sua vez afeta a taxa de variação da corrente. Uma bobina com muitas espiras cria um intenso campo magnético na sua proximidade, mas a sua indutância e resistência também aumentam, baixando a corrente de pico e a sua taxa de variação. Uma bobina com poucas espiras permite elevadas taxas de variação e correntes de pico mas produz um campo magnético mais fraco. Na construção de um atuador deve ser encontrado o número de espiras ideal para maximizar a pressão aplicada à peça a formar. Através das equações (10), (12), (14) e (15) é possível construir um pequeno gráfico, como o da Figura 44, que relaciona a pressão magnética com o número de espiras de um atuador.

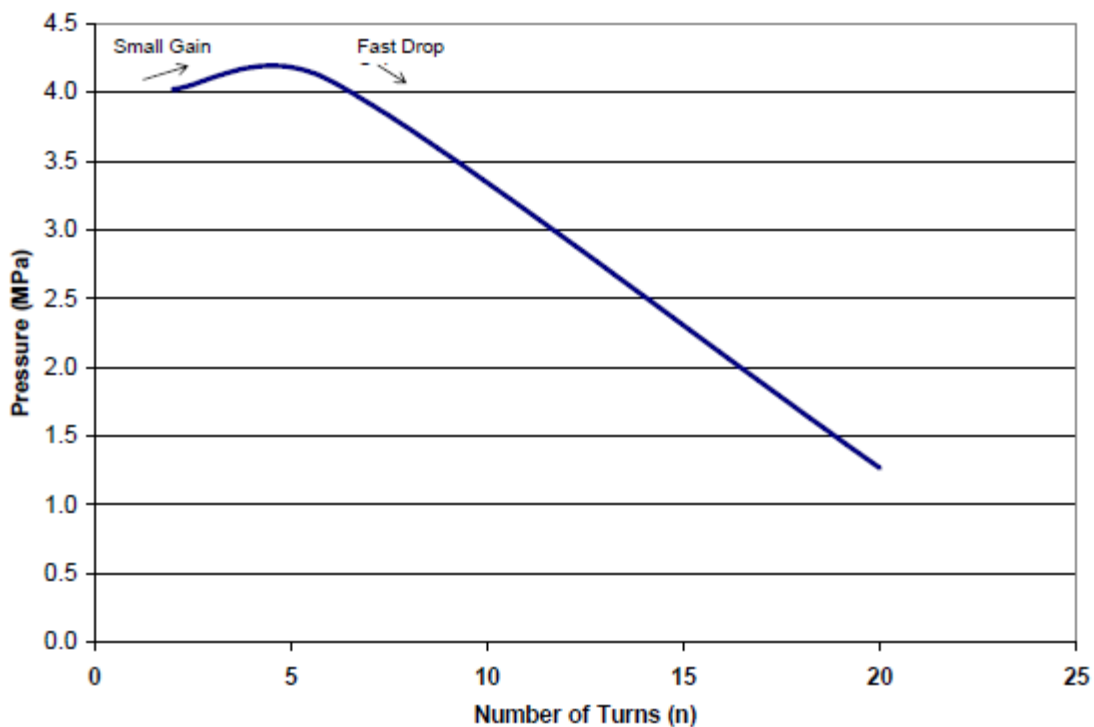


Figura 44 – Pressão magnética em função do número de espiras de um atuador com aproximadamente 11cm de diâmetro [2].

Dito isto, existe um número ótimo de espiras para cada bobina. Dependendo da aplicação, o campo magnético criado pelo atuador pode ser localizado ou distribuído uniformemente. A aplicação de um campo magnético localizado é mais comum para o corte de chapas metálicas, na expansão ou redução de tubos, em pequenas deformações e sistemas híbridos. Em todas estas operações a pressão magnética é aplicada apenas a uma parte da peça, mantendo o restante inalterado. As próximas figuras mostram atuadores realizados por outros autores.



Figura 45 – Atuador de uma espira para estampagem [8].



Figura 46 – Atuador de uma espira para o acabamento de cantos [9].

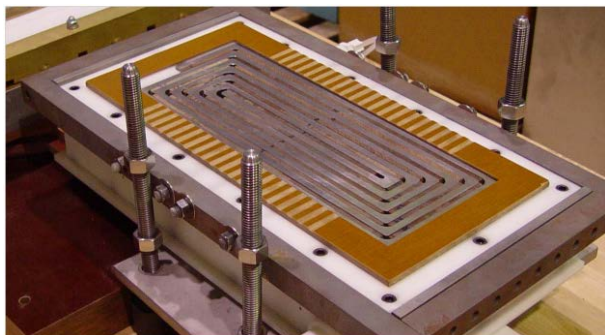


Figura 47 – Atuador plano para moldar chapas metálicas[36].



Figura 48 – Atuador de campo magnético uniforme de 11 espiras [2].



Figura 49 – Atuador plano para moldar chapas metálicas.[37]

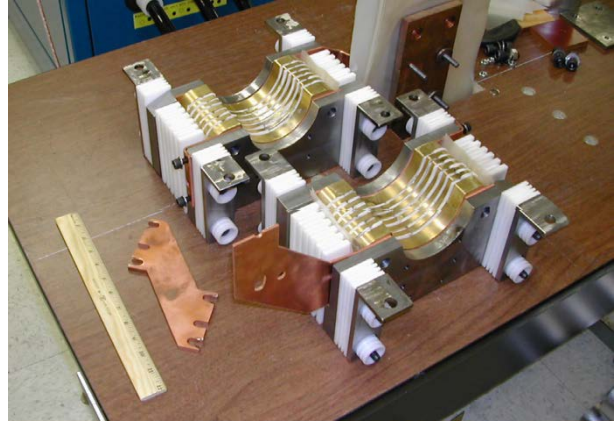


Figura 50 – Atuador composto por duas metades para a moldagem tubos metálicos [37].

A aplicação de um campo magnético distribuído uniformemente é necessário para a deformação de peças inteiras, como em chapas para pilhas de combustível (Figura 51) ou portas de automóveis, e para a estampagem de texturas (Figura 52) e hologramas, garantindo que a toda a peça é deformada nas mesmas condições, permitindo a criação de produtos com um elevado nível de detalhe e precisão.



Figura 51 – Chapa para uma pilha de combustível formada com 3 disparos [2].

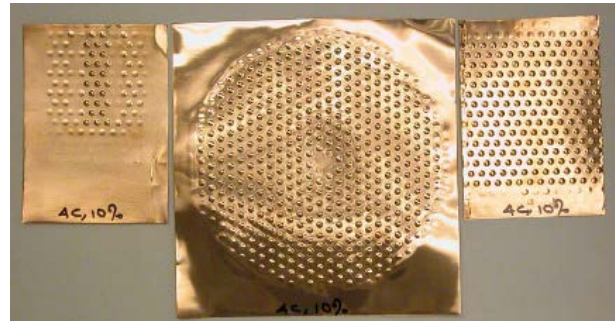


Figura 52 – Distribuição da pressão magnética com varias bobinas (da esquerda para a direita: bobina de 3 barras, bobina circular plana e bobina de pressão uniforme) [2].

Em algumas aplicações específicas é necessária uma bobina que crie pressões diferentes em zonas distintas. Na Figura 53 está representada uma bobine que cria duas regiões de pressão distintas, P1 e P2. Na zona P2 a pressão magnética é maior que na P1 porque as espiras estão mais próximas umas das outras, concentrando o campo magnético.

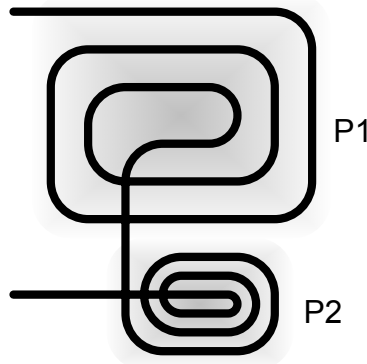


Figura 53 – Bobina que cria duas pressões distintas, a zona P1 onde a pressão magnética é mais baixa e a zona P2 onde é maior.

2.3.6 Resistência em CA de um condutor

Em corrente alternada, CA, existem dois fenômenos que afetam a resistência efetiva dos condutores. Estes fenômenos são o efeito pelicular e o efeito de proximidade, podendo ser calculados os fatores que influenciam cada um de modo a obter a resistência CA do condutor através da equação (33). A norma IEC 60287-1-1 apresenta mais informações sobre este assunto

$$R = R'(1 + y_s + y_p) \quad (33)$$

onde

R é a resistência elétrica do condutor à sua temperatura máxima de funcionamento (Ω/m);

R' é a resistência em CC condutor à sua temperatura máxima de funcionamento (Ω/m);

y_s é o fator de efeito pelicular;

y_p é o fator de efeito de proximidade.

2.3.6.1 Resistência em corrente contínua

A resistência em corrente contínua de um condutor por unidade de medida à sua temperatura máxima admissível θ é dada pela equação (34) [IEC 60287-1-1].

$$R' = R_0[1 + \alpha_{20}(\theta - 20)] \quad (34)$$

onde

R_0 é a resistência em CC do condutor a 20°C (Ω/m). Ver norma IEC 60228.

α_{20} é o coeficiente de temperatura por K a 20°C. Ver tabela 2 da norma IEC 60287-1-1.

θ é a temperatura máxima de funcionamento (°C). Este valor depende do tipo de isolamento do condutor.

2.3.6.2 O efeito pelicular

Em corrente alternada a densidade de corrente num condutor a uma profundidade δ da superfície, depende do efeito pelicular, e é dada pela equação (35) [38].

$$J = J_s e^{-\frac{d}{\delta}} \quad (35)$$

Onde J é a densidade de corrente a uma distância d da superfície do condutor, J_s é a densidade de corrente à superfície do condutor e δ é a profundidade pelicular.

δ representa a profundidade à qual a densidade de corrente cai para 1/e (cerca de 37%) da densidade de corrente à superfície.

O efeito pelicular está relacionado com a blindagem que o campo magnético produzido pela corrente que percorre o próprio condutor cria à passagem dessa corrente. A uma profundidade $d=4\delta$ a densidade de corrente, J, é cerca de 98% menor do que à superfície, de acordo com a Tabela 8.

d	J/J _s (%)
$d=1\cdot\delta$	36,8
$d=2\cdot\delta$	13,5
$d=3\cdot\delta$	5,0
$d=4\cdot\delta$	1,8
$d=5\cdot\delta$	0,7

Tabela 8 – Relação entre a densidade de corrente a uma profundidade d e à superfície

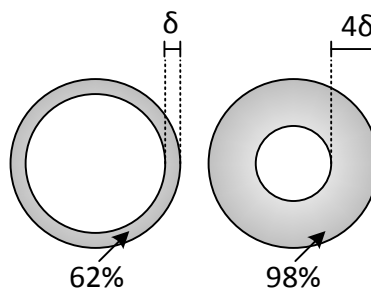


Figura 54 – Concentração do fluxo de corrente alterna num condutor para $d=\delta$ e $d=4\delta$

A expressão geral da profundidade pelicular é dada por [39]:

$$\delta = \frac{1}{\omega} \times \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{\mu \cdot \epsilon}{2} \times \sqrt{\left(1 + \left(\frac{1}{\rho \cdot \omega \cdot \epsilon}\right)^2}\right) - 1}\right)}} \quad (36)$$

Onde:

δ - profundidade pelicular (m)

ρ - resistividade do condutor ($\Omega \cdot m$)

ω - frequência angular da corrente (rad/s)

μ - permeabilidade magnética absoluta do condutor (H/m), $\mu = \mu_0 \cdot \mu_r$, com:

μ_0 - permeabilidade magnética em vazio, $\mu_0 = 4 \cdot \pi \cdot 10^{-7}$ (H/m)

μ_r - permeabilidade relativa do condutor

ϵ - permeabilidade elétrica do material (F/m)

Para casos particulares a equação (36) pode ser simplificada dependendo da resistividade do condutor elétrico [39]:

Para um bom condutor (caso típico), com $1/\rho \gg \omega \cdot \epsilon$, a expressão simplifica-se para:

$$\delta = \sqrt{\frac{2 \cdot \rho}{\omega \cdot \mu}} \quad (37)$$

Para um mau condutor, com $1/\rho \ll \omega \cdot \epsilon$, a expressão simplifica-se para:

$$\delta = 2 \cdot \rho \sqrt{\frac{\epsilon}{\mu}} \quad (38)$$

Este efeito cria um aumento da resistência efetiva do condutor e quanto maior a frequência da corrente (f) maior será esta resistência. O efeito pelicular pode ser minimizado usando condutores especialmente concebidos para atenuar este efeito, chamados de condutores de Litz. Para condutores de grande diâmetro são usados condutores tubulares para minimizar o custo e peso.

Na Tabela 9 foram calculadas algumas profundidades peliculares para o cobre e o alumínio para as frequências de 50Hz, 1kHz e 10kHz.

		δ (mm)	
Frequência (Hz)	Cobre	Alumínio	
50	9,23	11,95	
1000	2,06	2,67	
10000	0,65	0,85	

$\rho_{\text{Cobre}} (\Omega \cdot \text{m})$	1,68E-08
$\rho_{\text{Alumínio}} (\Omega \cdot \text{m})$	2,82E-08
$\mu_{\text{cobre}} (\text{H/m})$	1,25663E-06
$\mu_{\text{alumínio}} (\text{H/m})$	1,25667E-06

Tabela 9 – Profundidade delta do efeito pelicular para o cobre e alumínio a várias frequências

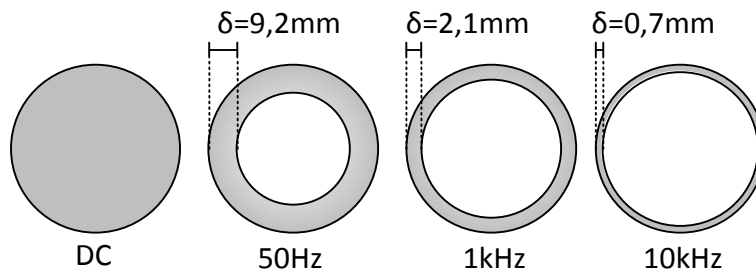


Figura 55 – Representação das profundidades peliculares num condutor de cobre cilíndrico para várias frequências.

A influência do efeito pelicular na resistência efetiva do condutor é dado pelo fator de efeito pelicular y_s (39) [IEC 60287-1-1].

$$y_s = \frac{x_s^4}{192 + 0,8 x_s^4} \quad (39)$$

Onde

$$x_s^2 = \frac{8\pi f}{R'} 10^{-7} k_s \quad (40)$$

f é a frequência da corrente.

Os valores de k_s são dados pela tabela 2 da norma IEC 60287-1-1.

A equação (39) apenas é válida para valores de x_s inferiores a 2,8.

A Figura 56 ilustra a influência da frequência no valor da resistência em CA através do fator de efeito pelicular y_s .

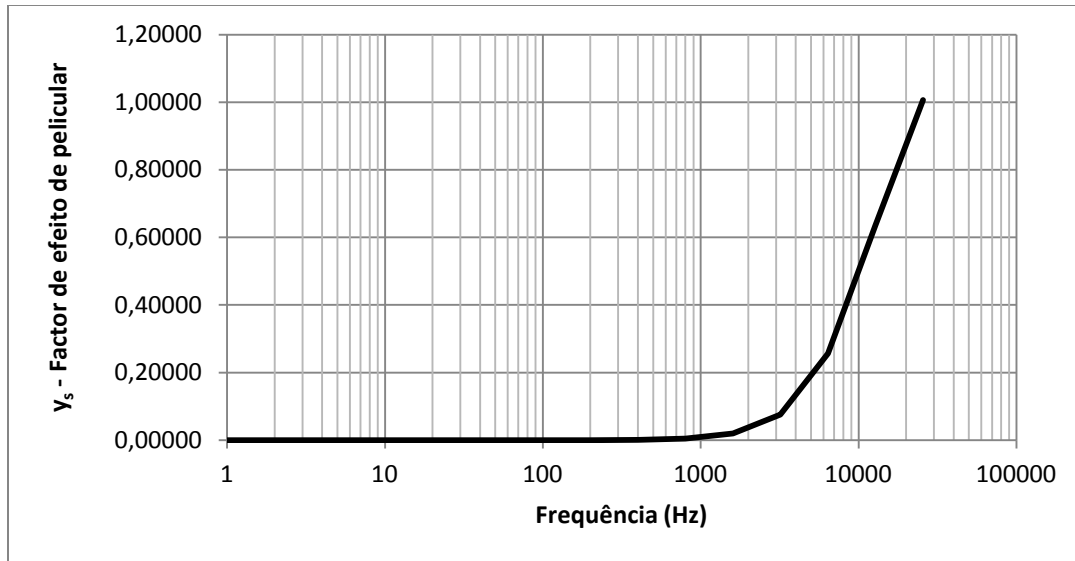


Figura 56 – Facto de efeito pelicular em ordem à frequência. Cálculos realizados para um condutor de cobre com 10mm².

2.3.6.3 Efeito de proximidade

Quando uma corrente alternada percorre um condutor isolado é produzido um campo magnético. Este campo magnético induz correntes de Eddy ou Foucault nos condutores adjacentes, alterando a distribuição da densidade de corrente que os percorre.

O efeito de proximidade está relacionado com a blindagem que o campo magnético produzido pela corrente que percorre um condutor vizinho cria à passagem da corrente noutro condutor.

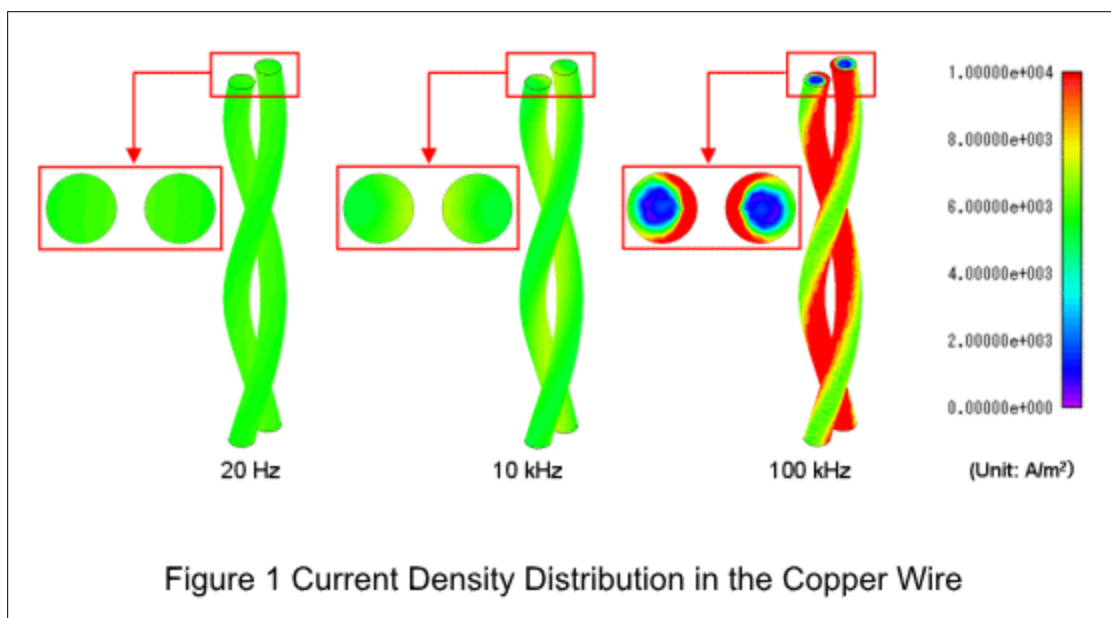


Figura 57 – Distribuição da densidade de corrente num cabo de pares trançado de cobre [40].

O efeito de proximidade pode aumentar significativamente a resistência efetiva à passagem de corrente alternada em condutores adjacentes quando comparado com a resistência em corrente contínua. Este efeito é amplificado com o aumento da frequência. A alta frequência a resistência em corrente alternada pode facilmente exceder dez vezes a resistência de corrente contínua.

A influência do efeito de proximidade na resistência efetiva do condutor é dada pelo fator de efeito de proximidade y_p (41) [IEC 60287-1-1].

$$y_p = \frac{x_p^4}{192 + 0,8 x_p^4} \left(\frac{d_c}{s}\right)^2 \cdot 2,9 \quad (41)$$

Onde

$$x_p^2 = \frac{8\pi f}{R'} \cdot 10^{-7} k_p \quad (42)$$

d_c é o diâmetro do condutor (mm), s é a distância entre os eixos dos condutores (mm);

Os valores de k_p são dados pela tabela 2 da norma IEC 60287-1-1.

A equação (39) (41) apenas é válida para valores de x_p inferiores a 2,8.

A Figura 58 ilustra a influência da frequência no valor da resistência em CA através do fator de efeito pelicular y_s .

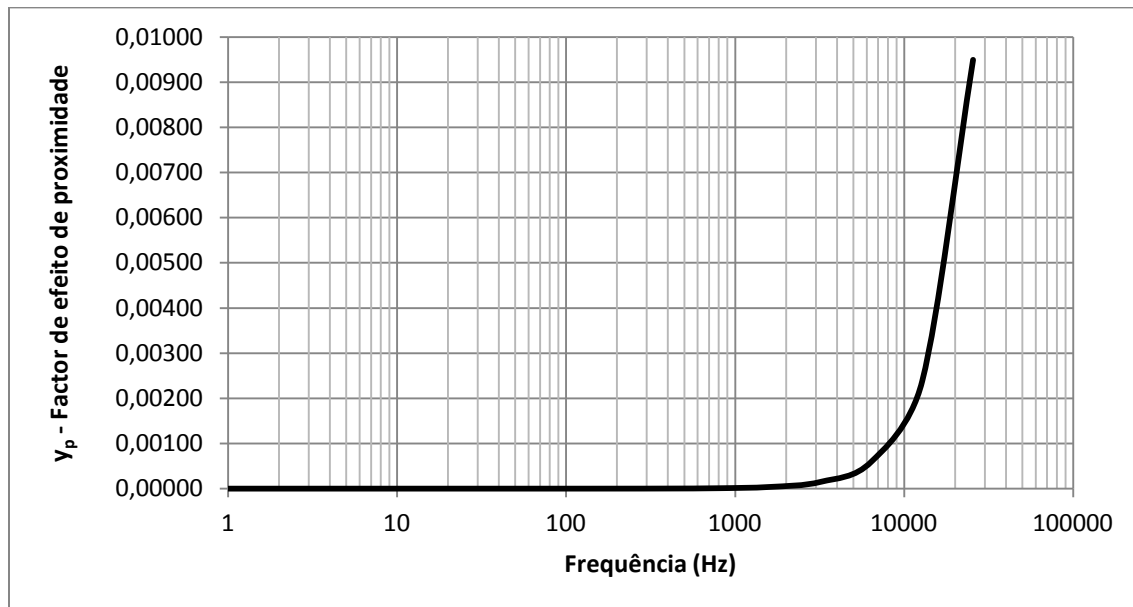


Figura 58 – Fator de proximidade em função da frequência. Cálculos realizados para condutor de cobre com 10mm^2 com um espaçamento de $0,1\text{mm}$ entre condutores.

Aplicando os fatores y_s e y_p à equação (33) obtém-se a resposta à frequência da Figura 59.

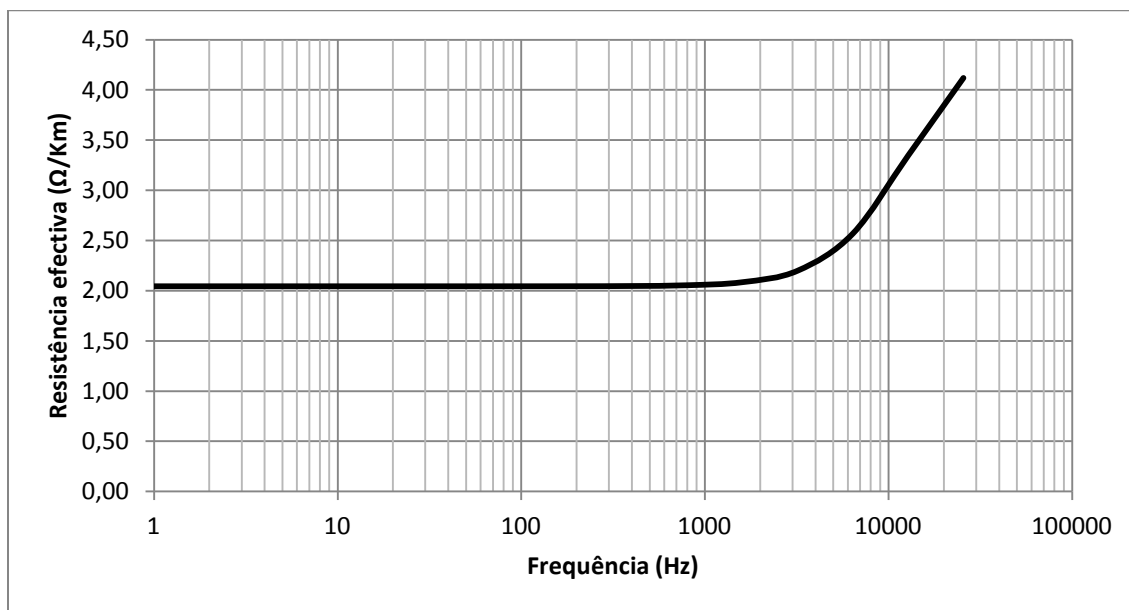


Figura 59 – Resistência efetiva em função da frequência para dois condutores de cobre de 10mm^2 distanciados $0,1\text{mm}$ entre si. A resistência duplica aos 15kHz quando comparado com a resistência em CC.

3 Circuito Proposto

Neste capítulo é apresentado um circuito eletrônico para moldagem eletromagnética com recuperação de energia, capaz de recuperar e armazenar parte da energia inicial no banco de condensadores restante após cada atuação na forma de uma tensão positiva, reduzindo a energia e o tempo necessário para carregar novamente os bancos de condensadores. Este sistema é muito vantajoso quando aplicado à produção em série ou em massa de algum produto, pois permite diminuir o tempo de produção das peças devido ao menor tempo de carga dos condensadores e simultaneamente aumentar a eficiência energética, sem que haja um aumento significativo na complexidade e custo da máquina.

3.1 Circuito de MEM com módulos em paralelo e com recuperação de energia

O circuito proposto (Figura 65) é constituído por dois módulos de potência em paralelo, cada um composto por um banco de condensadores, um tiristor capaz de conduzir 25kA de pico e uma malha de recuperação de energia permitindo o disparo individual ou simultâneo dos módulos. A tensão máxima do banco de condensadores é de 3kV. A adição de malhas de atuação e recuperação de energia ao circuito permite a obtenção de maiores correntes e taxas de variação no atuador, usando sempre o mesmo modelo de SCR. Aumentar estas grandezas permite que o sistema possa ser usado para um maior leque de aplicações, permitindo a deformação de peças de maiores dimensões e o incremento das pressões aplicadas.

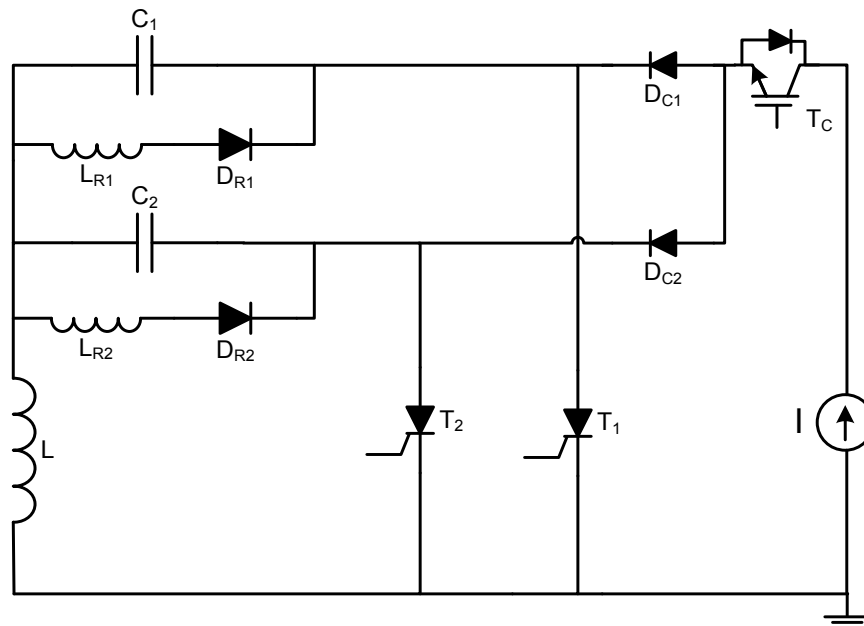


Figura 60 – Circuito de MEM comutado por um SCR e com recuperação de energia.

Este circuito pode ser dividido em três partes para facilitar a explicação do seu funcionamento:

- O circuito de carga do banco de condensadores – Composto pela fonte de corrente I , o IGBT de carga T_C e os díodos de carga D_{C1} e D_{C2} ;
- Os ramos de recuperação de energia – Cada um composto por um diodo e uma bobina de recuperação de energia (D_{R1} e L_{R1} , D_{R2} e L_{R2});
- Os circuitos de descarga – Cada um composto por um banco de condensadores, um tiristor e um atuador. Podem existir dois atuadores, um para cada circuito, ou apenas um que é comum aos dois circuitos.

A razão para existirem dois díodos de carga em vez de apenas um é que com dois é possível isolar os bancos de condensadores um do outro, ou seja, apesar de terem uma ligação comum no atuador eles não estão ligados em paralelo devido aos díodos de carga. Assim além de garantirem a proteção da fonte contra correntes negativas garantem também que os bancos de condensadores fiquem isolados entre si, ficando cada SCR apenas responsável pela comutação de um banco de condensadores e pela condução da energia associada ao mesmo.

Para manter os bancos de condensadores isolados são usadas duas malhas de recuperação de energia independentes, garantindo que não existem trocas de energia entre os bancos de condensadores. Como os sistemas de recuperação são independentes é possível que as bobinas de recuperação tenham valores de indutância diferentes entre si.

O isolamento dos bancos de condensadores permite também que cada malha de atuação tenha um atuador. Isto permite que possam ser formadas duas peças ao mesmo tempo ou que possam ser aplicadas diferentes pressões em posições distintas de uma peça sem que seja necessário existir apenas um atuador de geometria variável. Com dois atuadores distintos acoplados magneticamente é possível fazer um disparo simultâneo em que a força aplicada à peça é proporcional ao somatório dos campos magnéticos criado por cada um.

O funcionamento do circuito pode ser explicado em três períodos de tempo diferentes, o período de carga, o período de moldagem e o período de recuperação de energia.

O período de carga dos condensadores dá-se enquanto está a ser transferida energia da instalação elétrica a jusante para os bancos de condensadores, sendo o único período onde é necessário fornecer energia ao circuito de modo que se atinja a tensão inicial necessária nos bancos de condensadores. A carga é linear devida à corrente constante fornecida pela fonte e é feita através do atuador. Isto significa que se o atuador não estiver ligado ao circuito ou

estiver danificado e em circuito aberto os bancos de condensadores não carregam e a fonte dará um sinal de erro para alertar o utilizador.

Após a sua carga os bancos de condensadores estão prontos para descarregar a sua energia no atuador. Antes de dar o comando aos tirístores para comutarem é necessário inibir a fonte de corrente e abrir o circuito de carga para proteger a mesma. Ao comandar os SCR a comutarem inicia-se o período de moldagem no qual a energia é transferida rapidamente entre bancos de condensadores e o atuador (Figura 61) criando um pico de corrente na ordem das dezenas de milhares de Amperes. No final deste período a tensão nos bancos de condensadores é negativa e não pode ser utilizada para atuar novamente o sistema.

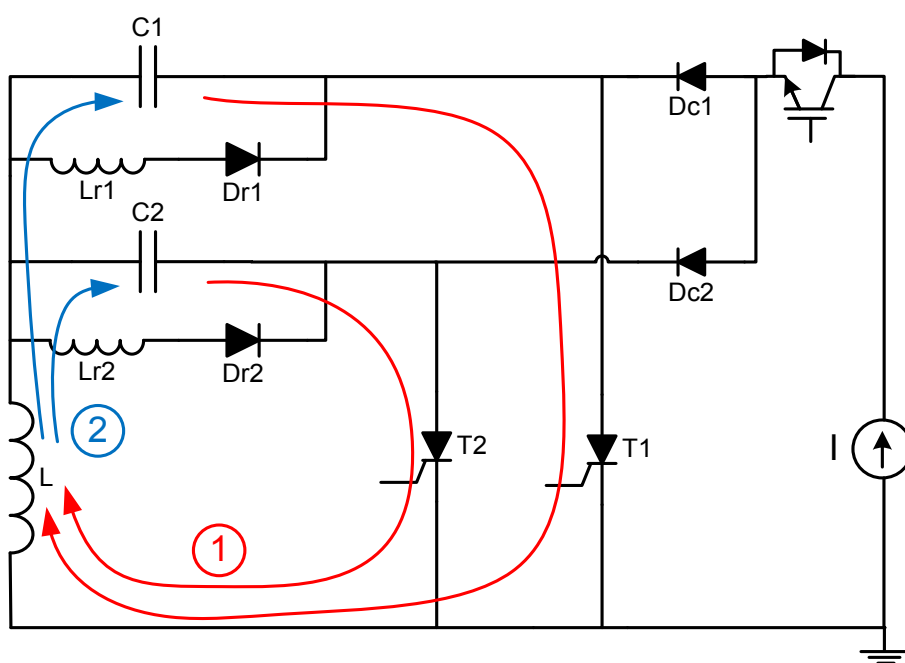


Figura 61 – Transferências de energia no circuito de MEM durante o período de moldagem.

Imediatamente após o período de moldagem inicia-se o período de recuperação de energia, no qual existem transferências de energia entre os bancos de condensadores e as bobinas de recuperação (Figura 62), de modo a converter a tensão negativa do banco de condensadores numa tensão positiva que pode ser utilizada para realizar trabalho na próxima atuação. Esta inversão de sinal tem perdas associadas à resistência da malha de recuperação que podem ser minimizadas com o aumento da indutância das bobinas de recuperação.

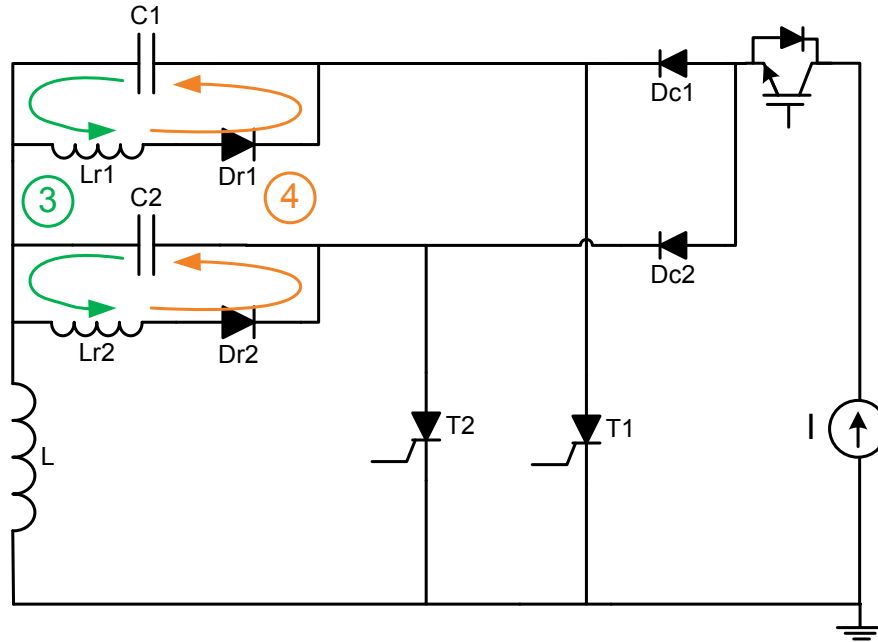


Figura 62 - Transferências de energia no circuito de MEM durante o período de recuperação de energia.

No final do período de recuperação de energia os condensadores estão parcialmente carregados com uma tensão positiva, permitindo que na próxima carga seja possível fornecer menos energia do que na primeira carga, onde a tensão inicial era nula, obtendo a mesma tensão de carga final.

A resposta do circuito é representada pela Figura 63 e os intervalos de tempo correspondentes a cada transferência de energia durante os períodos de moldagem e recuperação estão representados pelos números de 1 a 4.

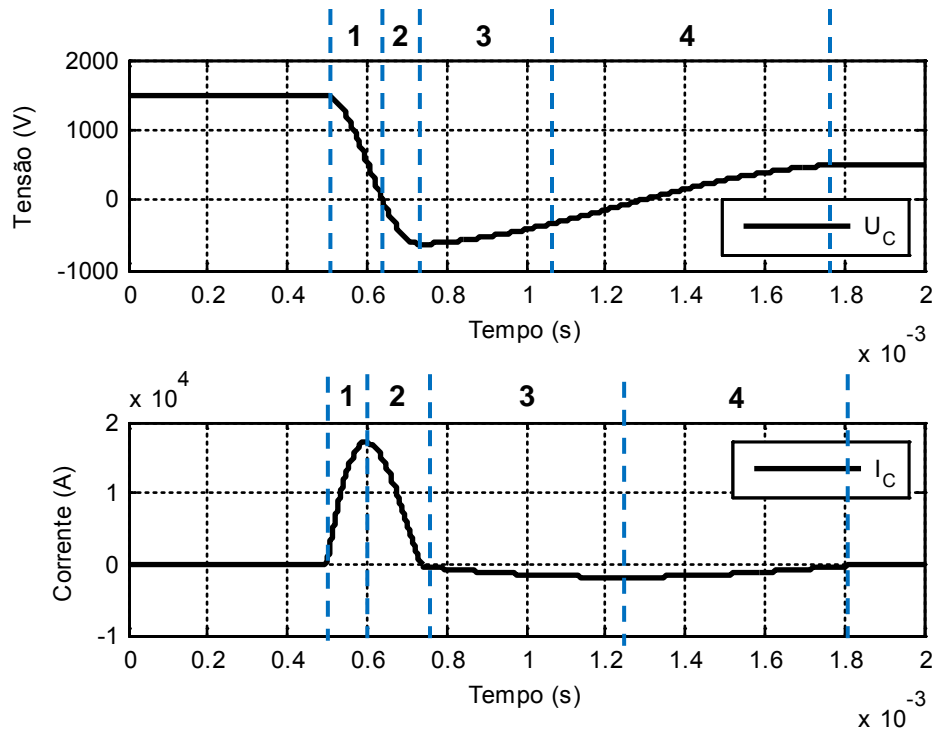


Figura 63 – Exemplo da resposta do circuito de MEM com recuperação de energia comutado por um SCR. U_C e I_C são respetivamente a tensão e a corrente no banco de condensadores. $U_0=1500V$, $C=1,2mF$, $L=3,5\mu H$.

Durante o período de recuperação considera-se que não é realizado trabalho devido à baixa taxa de variação da corrente e valor de pico devido à elevada indutância das bobinas de recuperação e que as perdas existentes neste período são inteiramente devido às perdas por efeito de Joule causadas pelas elevadas correntes que percorrem o circuito.

Os tempos de moldagem e recuperação de energia dependem dos parâmetros do sistema e são respetivamente a duração da alternância positiva e negativa da corrente no banco de condensadores.

O desenho deste circuito teve em conta vários aspetos importantes quanto à proteção de pessoas e equipamentos e eficiência energética, sendo estes explicados em pormenor nos próximos pontos.

3.2 Tempo de carga do banco de condensadores

No caso de uma PEM que produza uma grande quantidade de peças ou que esteja integrada numa máquina de produção em série torna-se necessário que esta tenha uma elevada taxa de produção. Os três fatores que mais influenciam esta taxa são o tempo de carga dos condensadores, que pode ser reduzido através da troca da fonte de tensão por uma fonte de corrente ou o aumento da potência de carga, o aquecimento por efeito Joule nos componentes, que pode ser controlado através de ventilação forçada ou sistemas de arrefecimento, e a recuperação de energia, que pode minimizar consideravelmente o tempo de carga dos condensadores.

A carga de um condensador através de uma fonte de tensão e uma resistência de carga não é linear porque a corrente diminui ao longo do tempo, de acordo com a equação (2), pois a tensão de carga é constante. Com uma fonte de corrente a carga dos condensadores já é linear porque a tensão de carga sobe de modo que seja fornecida sempre a mesma corrente aos condensadores, possibilitando assim cargas mais rápidas e com menos energia dissipada, porque não necessita de uma resistência de carga.

Na figura que se segue (Figura 64) estão representadas as respostas de tensão e corrente durante a carga de um banco de condensadores através de uma fonte de tensão e uma fonte de corrente, para valores iguais de corrente de pico.

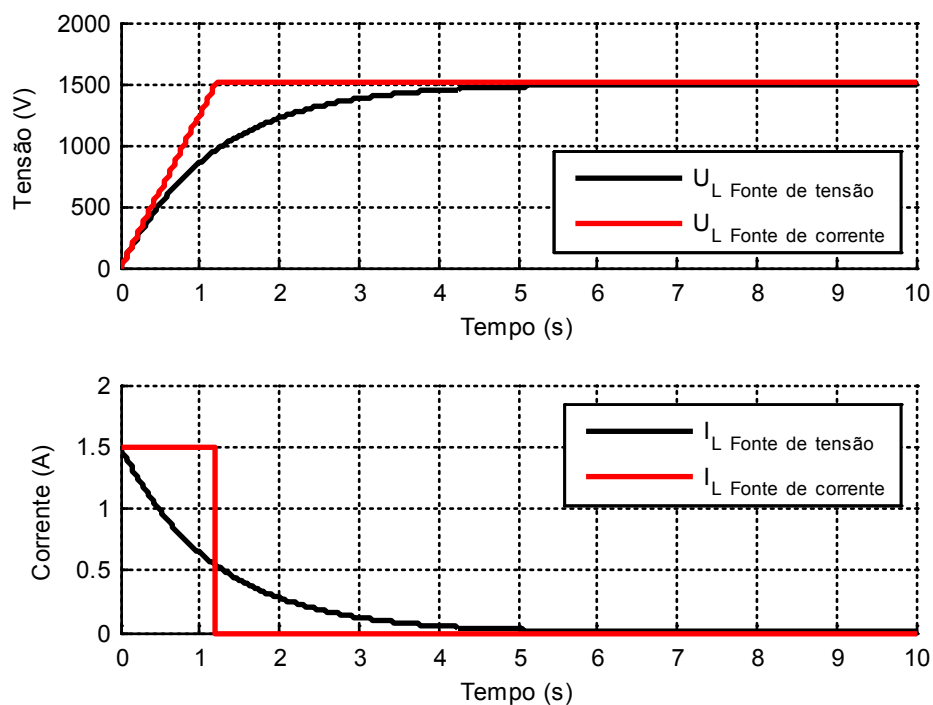


Figura 64 – Carga do banco de condensadores através de uma fonte de tensão (Curvas a preto) e uma fonte de corrente (Curvas a vermelho).

Devido à carga mais rápida do banco de condensadores e da redução da energia dissipada na malha de atuação é utilizada uma fonte de corrente em vez de uma fonte de tensão.

3.3 Proteção de pessoas e equipamentos

Devido à presença de alta tensão e correntes na ordem das dezenas de milhares de Amperes é necessário implementar algumas medidas de segurança de modo a proteger pessoas e equipamentos nas imediações da máquina. Nos próximos pontos são tratadas as principais medidas de segurança que possibilitam uma aplicação segura deste tipo de sistemas.

3.3.1 Isolamento do equipamento de comando

Como a corrente no circuito de potência pode atingir os 50kA no momento de atuação o potencial da massa pode elevar-se para além dos limites dos equipamentos de comando, devido à resistência elétrica da mesma. Mesmo que seja de apenas 1mΩ o potencial da massa pode elevar-se até 50V no momento da atuação. Assim todas as entradas e saídas dos

equipamentos de comando devem ser isoladas através de opto-acopladores, para permitirem a utilização de massas distintas entre os equipamentos de comando e de potência. Estes devem ser alimentados a partir de uma fonte de tensão isolada e ambos devem ter uma tensão de isolamento superior à tensão máxima do banco de condensadores. Assim garante-se que a tensão de isolamento máxima dos equipamentos de comando não é excedida, impedindo que se danifiquem. Na Figura 65 está representado um exemplo de um circuito para isolar os sinais de comando da parte de potência da máquina.

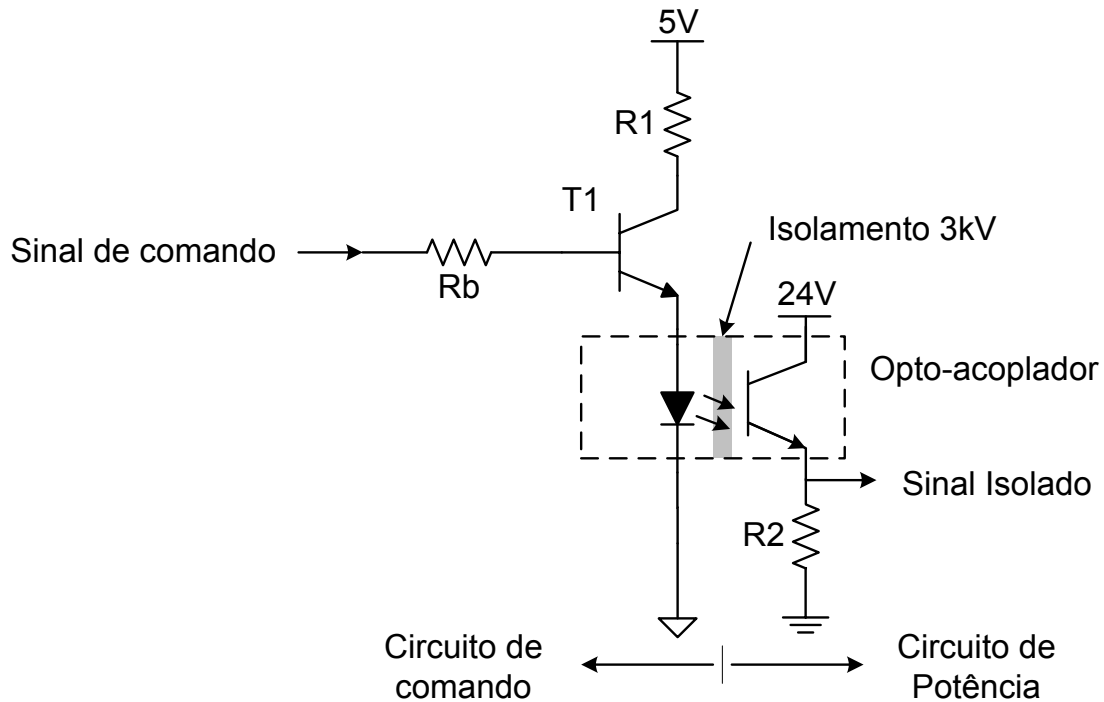


Figura 65 – Isolamento de um sinal de comando de saída através de um opto-acoplador.

Este circuito é usado em todas as entradas e saídas digitais do sistema, no entanto afeta o sinal de entrada de um atraso devido aos tempos de subida e descida do sinal à saída. A resposta típica de um opto-acoplador é semelhante à da Figura 66 representada em baixo.

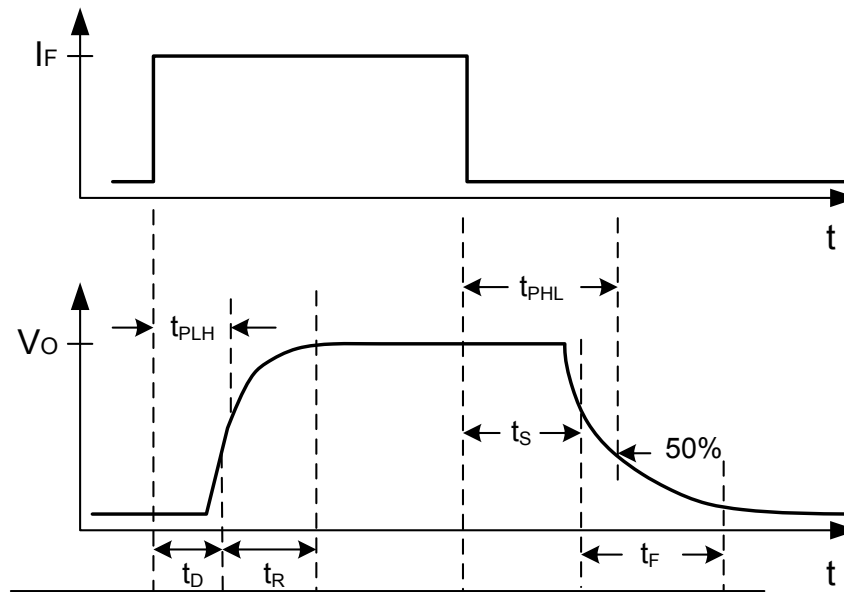


Figura 66 – Resposta do opto-acoplador a um impulso de corrente na entrada. As descrições das siglas e valores típicos encontram-se na Tabela 10.

Sigla	Descrição	Valores típicos
I_F	Corrente à entrada	20 mA
V_O	Tensão à saída	-
t_{PLH}	Tempo de propagação na subida	1,4 μ s
t_{PHL}	Tempo de propagação na descida	0,7 μ s
t_D	Tempo de atraso	0,8 μ s
t_R	Tempo de subida	1,9 μ s
t_S	Tempo de retenção	0,2 μ s
t_F	Tempo de descida	1,4 μ s

Tabela 10 – Valores típicos para os tempos do opto-acoplador ILQ1.

Devido aos tempos de atraso inseridos pelos opto-acopladores é necessário adicionar tempos de atraso no programa da FPGA que controla os restantes equipamentos de modo a garantir a precisão dos tempos fornecidos e evitar leituras erradas dos sinais.

3.3.2 Proteção da fonte de corrente

Tipicamente as fontes de corrente estão protegidas contra sobretensões positivas e negativas com dispositivos supressores de picos de tensão, ligados em paralelo com a saída de alta tensão. Para fonte unipolares os supressores entram à condução a uma tensão positiva maior que a tensão máxima da fonte e para uma pequena tensão negativa.

No período de recuperação de energia a tensão nos bancos de condensadores pode atingir valores de 3kV negativos, levando que os supressores da fonte de corrente entrem à condução e que se crie a corrente I_{D1} da Figura 67. A resistência R é de baixa potência (de cerca de 10W) e não está preparada para conduzir correntes de várias centenas de Amperes, durante a recuperação de energia do sistema, levando à sua destruição.

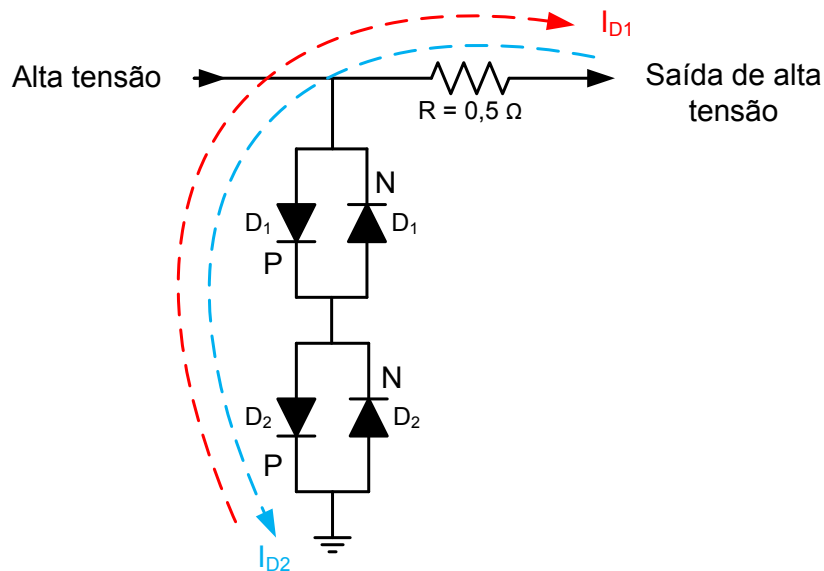


Figura 67 – Esquema da saída de alta tensão da fonte de corrente, onde I_{D1} e I_{D2} são respetivamente a corrente de defeito causada por uma tensão negativa e por uma positiva.

Para proteger a fonte de corrente contra estes picos de correntes, no momento da atuação do sistema e durante a recuperação de energia, é necessário que esta esteja desacoplada do circuito de potência durante as trocas de energia entre o banco de condensadores e atuador. Uma das formas de isolar a fonte é inserindo um dispositivo semiconductor de comutação em série com a mesma, permitindo a abertura ou fecho do circuito estaticamente sem a necessidade de usar relés ou contactores. O dispositivo escolhido foi um IGBT devido às suas velocidades de comutação.

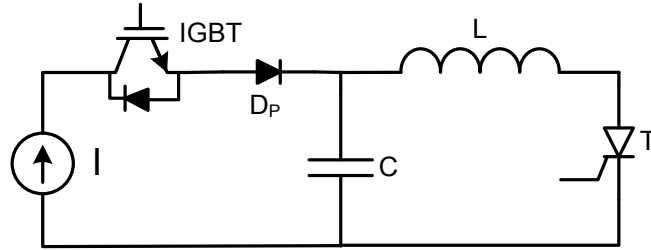


Figura 68 – Circuito de carga do banco de condensadores, comutado por um IGBT.

A adição de um IGBT em série com a fonte de corrente não protege a fonte contra correntes que se criam quando a tensão no banco de condensadores é maior que na fonte, devido ao diodo em antiparalelo com o IGBT. Para proteger a fonte nestas situações é inserido um diodo D_p em série com a mesma para bloquear essas correntes.

3.4 Circuito de comando

Para comandar o circuito de potência é proposto um circuito de comando composto por uma placa de desenvolvimento que contém uma FPGA, por um circuito de adaptação de sinais e pelos módulos de disparo dos SCR e de um IGBT. A FPGA contém o programa desenvolvido em LabVIEW™ que controla toda a máquina através dos seus periféricos de entrada e saída.

O circuito de comando proposto é capaz de ser comandado localmente através de uma interface na máquina e remotamente através de uma interface no computador para atuar o sistema de potência. Com o uso de uma FPGA é possível trocar informações, através de uma rede informática local com um computador ou localmente com outros equipamentos, fazer cálculos numéricos e processamento de sinais.

Os sinais de comando das entradas e saídas da FPGA devem ser isolados dos circuitos de potência para evitar que esta se danifique no caso de um defeito à terra, que pode elevar a tensão de modo comum acima dos limites dos equipamentos, ou um defeito de tensão. Para isso são usados circuitos com opto-acopladores para isolar e adaptar as tensões dos sinais de comando entre a FPGA e a interface local.

Na Figura 69 está representado o diagrama de blocos do circuito de comando.

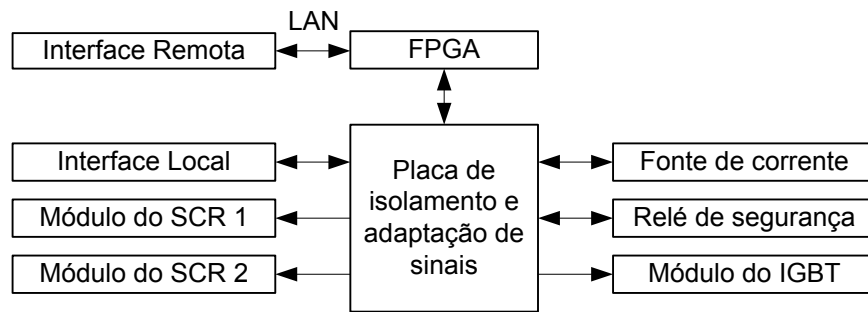


Figura 69 – Diagrama de blocos do circuito de comando da PEM

Este circuito de comando está preparado para comutar dois tiristores e inclui proteção de pessoas e equipamentos. A razão para existirem os sinais para o IGBT e relé de segurança são explicados no próximo capítulo (0).

Para controlar a fonte de corrente apenas é necessária uma tensão analógica, que programa o valor final da tensão de carga do banco de condensadores, e um sinal de inibição, para desativar a fonte. Na supervisão da fonte podem ser lidos vários sinais de erro que, através da FPGA ou do relé segurança, podem desativar o sistema.

De modo a proteger a fonte de corrente durante a atuação e recuperação do sistema é necessário que exista um atraso entre os sinais de comando com uma duração superior ao tempo de comutação dos dispositivos e que seja respeitada uma sequência de comutação. Os sinais de comando que devem respeitar estas condições são:

- O sinal de inibição da fonte – É o sinal que inibe a fonte, não permitindo que a mesma forneça energia ao sistema enquanto este tem o estado lógico “1”;
- O sinal de comando do IGBT – É o sinal responsável pela abertura do circuito de carga durante a atuação e recuperação do sistema. Este sinal está negado logo o IGBT encontra-se aberto quando o estado lógico do sinal é “0”;
- O sinal de comando dos SCR – É o sinal de comando dos módulos de disparo dos SCR, dado na forma de um único impulso, com a duração necessária para que o SCR entre à condução e se mantenha a conduzir até a corrente que o atravessa se anular.

Para atuar o sistema é necessário, em primeiro lugar, inibir a fonte de corrente e depois abrir o circuito de carga, ficando o circuito pronto para ser atuado através do sinal de comando dos SCR.

Após a atuação do sistema apenas é possível iniciar a carga dos condensadores após o sistema entrar em regime permanente, ou seja, passado o tempo de moldagem e o tempo de recuperação, fechando o circuito com o sinal do IGBT e desinibindo o sinal da fonte (por esta ordem).

A Figura 70 mostra um exemplo dos sinais de comando ao longo do tempo.

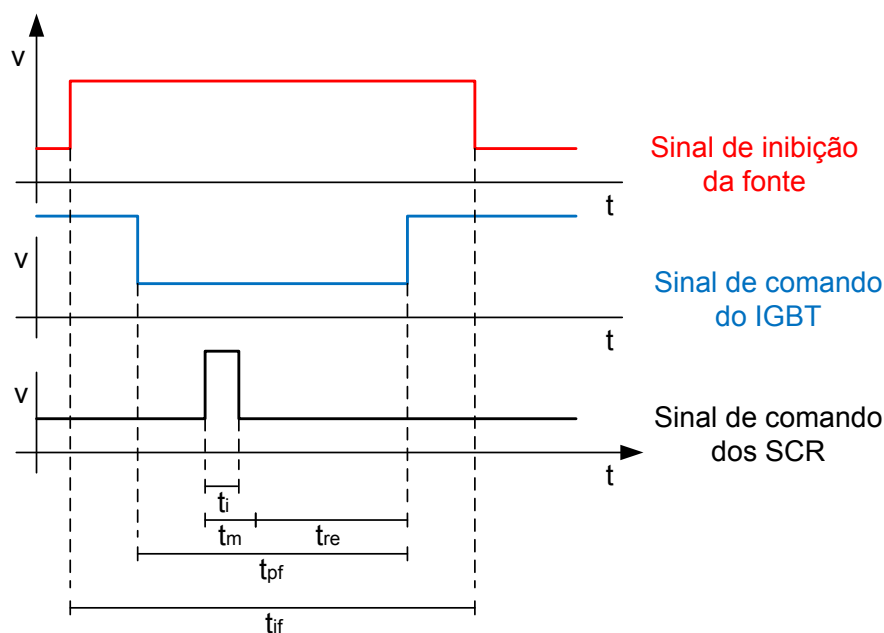


Figura 70 – Diagrama temporal dos sinais de comando. t_i , t_m , t_{re} , t_{pf} e t_{if} são respectivamente o tempo de impulso, o tempo de moldagem, o tempo de recuperação de energia, o tempo de proteção da fonte e o tempo de inibição da fonte.

3.5 Aspectos importantes a ter em conta

Devido ao elevado valor de uma vida humana a proteção de pessoas é um aspeto que deve ser estudado e implementado na construção de qualquer equipamento, seja ou não de alta tensão. A maior parte dos equipamentos disponíveis no mercado estão apenas protegidos contra contatos diretos com a tensão, através da inserção do equipamento no interior de um invólucro fechado, ficando a proteção contra contatos indiretos à responsabilidade da instalação elétrica. Os contatos indiretos ocorrem em situações de defeitos onde objetos que em situação normal não estão em tensão mas que durante o defeito estão, podendo ser perigoso para as pessoas caso as devidas precauções não sejam tomadas.

3.5.1.1 Contatos diretos

A proteção contra contatos diretos é feita através de uma estrutura metálica fechada onde se encontra toda a eletrónica do circuito exceto o atuador. A estrutura é ligada diretamente ao condutor de proteção da instalação elétrica para evitar o aparecimento de diferenças de potencial na mesma. O circuito da Figura 69 foi desenhado de modo que o atuador se mantenha ao potencial da terra durante o máximo tempo possível porque é o único componente do circuito que está fisicamente fora da estrutura metálica fechada e onde há perigo de eletrocussão.

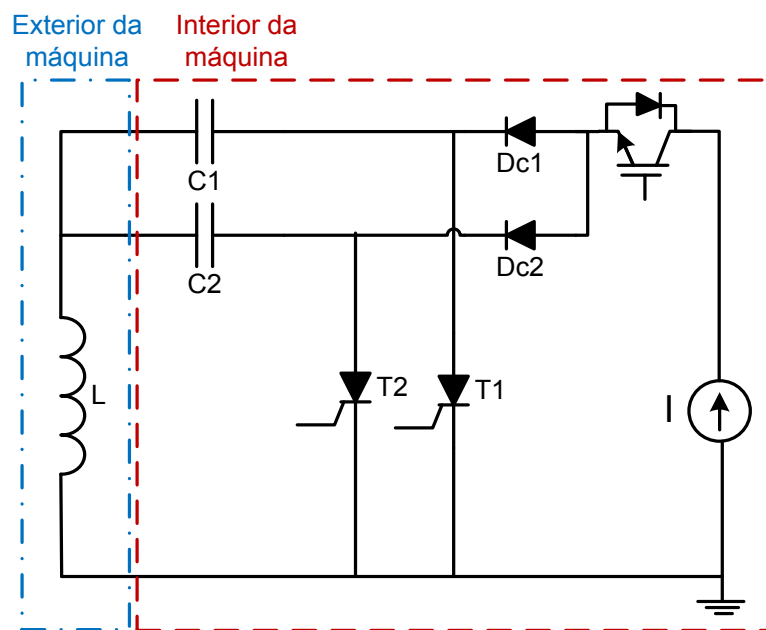


Figura 71 – Circuito de MEM com recuperação de energia individual para cada banco de condensadores e com o atuador ligado diretamente à terra.

Com esta configuração o atuador apenas está em tensão durante a atuação do sistema, situação que dura menos de 1ms.

Para alertar os utilizadores da máquina e quem se encontre na sua proximidade deve existir sinalização de perigo bem legível e à vista de todos (Figura 72).



Figura 72 - Sinalização de perigo de eletrocussão

3.5.1.2 Tensão de contato

No caso de existir um defeito à terra como o da Figura 74 no momento em que uma pessoa está em contato com a estrutura metálica da máquina ou se o circuito for atuado com alguém em contato com o atuador, percorrerá uma corrente pelo corpo do indivíduo que depende maioritariamente da sua resistência elétrica e tensão de contato da estrutura (máximo 3kV). Qualquer uma destas situações dura menos de 1ms desde que exista uma ligação ao condutor de proteção da instalação elétrica no caso de um defeito e um atuador de baixa indutância no caso do contato com o mesmo. De acordo com a norma IEEE 80 uma pessoa de 50kg é capaz de suportar uma tensão superior a 3kV durante 10ms, logo não é posta em perigo em qualquer uma das situações mencionadas acima.

Para garantir a proteção de pessoas a máquina deve possuir o símbolo de terra funcional (Figura 73), que significa que a ligação à terra é essencial ao bom funcionamento da mesma.

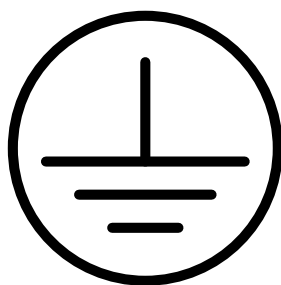


Figura 73 – Símbolo elétrico da terra funcional

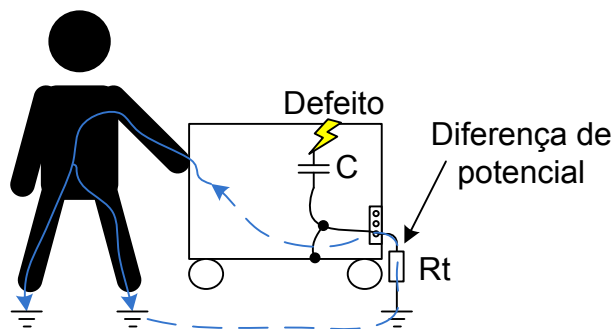


Figura 74 – Trajeto da corrente que percorre o corpo humano causada pela tensão de contato no momento de um defeito à terra.

3.5.1.3 Proteções mecânicas e elétricas

Num ambiente industrial, em que a máquina é usada por um operário, instruído ou não, esta deve estar protegida contra contatos diretos no caso de haver uma tentativa de acesso ao seu interior, onde existem altas tensões, através de pormenores de construção (p. ex. não permitindo a abertura das suas tampas pelo exterior da máquina ou com o auxílio de cadeados ou trancas que apenas podem ser abertas com uma chave específica) e através de um sistema de deteção de abertura da porta e tampas (p. ex. usando um micro-interruptor para controlar um dispositivo que descarregue rapidamente toda a energia armazenada no interior da máquina e ao mesmo tempo cortando a alimentação à mesma).

3.5.2 Rede de energia elétrica a montante

Para proteger a rede elétrica a montante e a fonte de alta tensão a última é desacoplada do circuito de potência da PEM momentos antes do disparo, através do sinal de inibição da fonte, e re-acoplada após o disparo e quando o sistema já está em regime permanente. Assim é possível garantir que mesmo no caso de um defeito não existirão correntes a escoar pela rede elétrica a montante da máquina, protegendo todos os equipamentos dependentes da mesma.

4 Modelização e simulações

Para facilitar a compreensão do circuito proposto foram construídos modelos de circuito mais simples. Partindo do circuito mais elementar e ir aumentando a sua complexidade até chegar ao circuito proposto ajuda a compreender a função de cada modificação feita ao circuito básico e a forma que a mesma interage com o restante circuito. Todos os modelos foram desenvolvidos no *Matlab® R2009b* e *Simulink* da *The MathWorks™*.

4.1 Circuito de MEM elementar

O circuito de moldagem eletromagnética elementar (Figura 75), comutado com um SCR de potência é muito simples mas é o ponto de partida para os restantes circuitos de potência deste capítulo, tornando-se importante conhecer a resposta das grandezas do mesmo para possibilitar sua comparação com circuitos mais complexos.

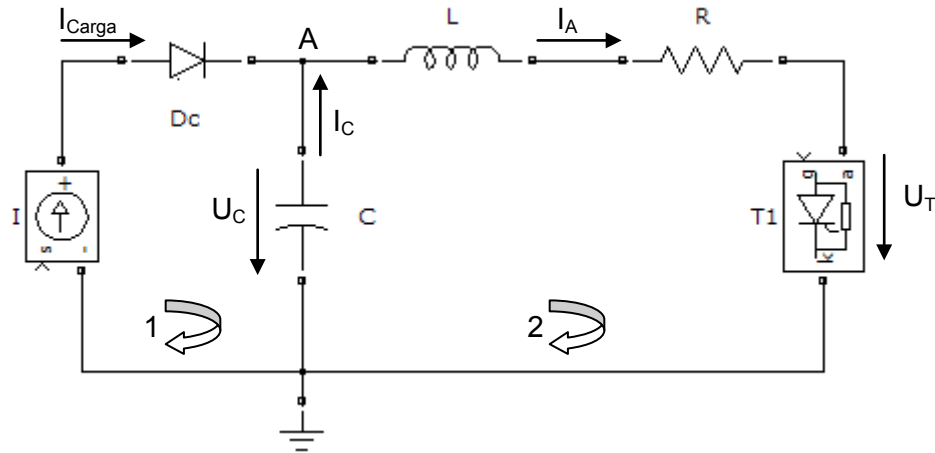


Figura 75 – Circuito de MEM simples.

O circuito elementar é composto por uma fonte de corrente (I), um diodo de carga (D_c), um banco de condensadores (C), um atuador (L), uma resistência (R) e um tiristor (T_1). O diodo D_c tem a função de bloquear as correntes inversas na fonte e a resistência R simula a resistência dos cabos, contatos e componentes. O modelo matemático do circuito é obtido através do conjunto de equações que descrevem o comportamento dos componentes ao longo do tempo, no qual existem dois períodos distintos, o período de carga do banco de condensadores, de t_0 a t_c , e o período de descarga, de t_c a t_{RP} . No primeiro período o banco de condensadores é carregado e o tiristor T_1 está ao corte, logo $I_A=0$. Assim no nó A temos

$$\underline{t_0 \rightarrow t_c} \quad i_{carga}(t) = i_c(t) \quad (43)$$

onde i_{CARGA} e i_c são respetivamente a corrente fornecida pela fonte e a corrente do banco de condensadores.

Como a corrente fornecida pela fonte de alimentação durante o período de carga é constante o integral da mesma não é complexo e o resultado é uma carga linear dos bancos de condensadores.

$$\underline{t_0 \rightarrow t_c} \quad v_c(t) = \frac{q(t)}{C} = \frac{1}{C} \int_{t_{RP}}^{t_0} i_{carga}(t) dt + u_c(t_0) = \frac{1}{2C} i_{carga} t + u_c(t_0) \quad (44)$$

Onde $q(t)$, C , $u_c(t_0)$ são respetivamente a carga e a capacidade e a tensão inicial dos bancos de condensadores.

Durante o período de descarga a corrente no banco de condensadores é a mesma que percorre o atuador,

$$\underline{t_C \rightarrow t_{RP}} \quad i_C(t) = i_A(t) \quad (45)$$

onde i_A é a corrente que percorre o atuador.

A equação da malha 2 durante o mesmo período é dada por,

$$\underline{t_C \rightarrow t_{RP}} \quad u_C(t) = R i_A(t) + L \frac{di_A(t)}{dt} + u_T(t) \quad (46)$$

onde u_C , R , L e u_T são respetivamente a tensão no banco de condensadores, a resistência do sistema, a indutância do sistema e a queda de tensão no tiristor, podendo a última ser desprezada.

No momento da descarga a tensão do banco de condensadores é dada pela seguinte expressão

$$\underline{t_C \rightarrow t_{RP}} \quad u_C(t) = \frac{q(t)}{C} = \frac{1}{C} \int_{t_{RP}}^{t_C} i_A(t) dt + u_C(t_0) \quad (47)$$

$$\Leftrightarrow u_C(t) = \frac{1}{C} \int_{t_{RP}}^{t_C} e^{-\alpha t} \times A \cos(\beta t + \theta) dt + u_C(t_0) \quad (48)$$

$$\Leftrightarrow u_C(t) = \frac{1}{C} \left[\frac{1}{\alpha^2 + \beta^2} \times e^{-\alpha t} (\beta \times \sin(\beta t + \theta) - \alpha \times \cos(\beta t + \theta)) \right]_{t_{RP}}^{t_C} + u_C(t_0) \quad (49)$$

As formas de onda obtidas a partir do circuito da Figura 75 correspondem às respostas para um sistema sub-amortecido apenas durante a primeira alternância positiva da corrente, devido às características de corte do tiristor, e estão representadas na Figura 76.

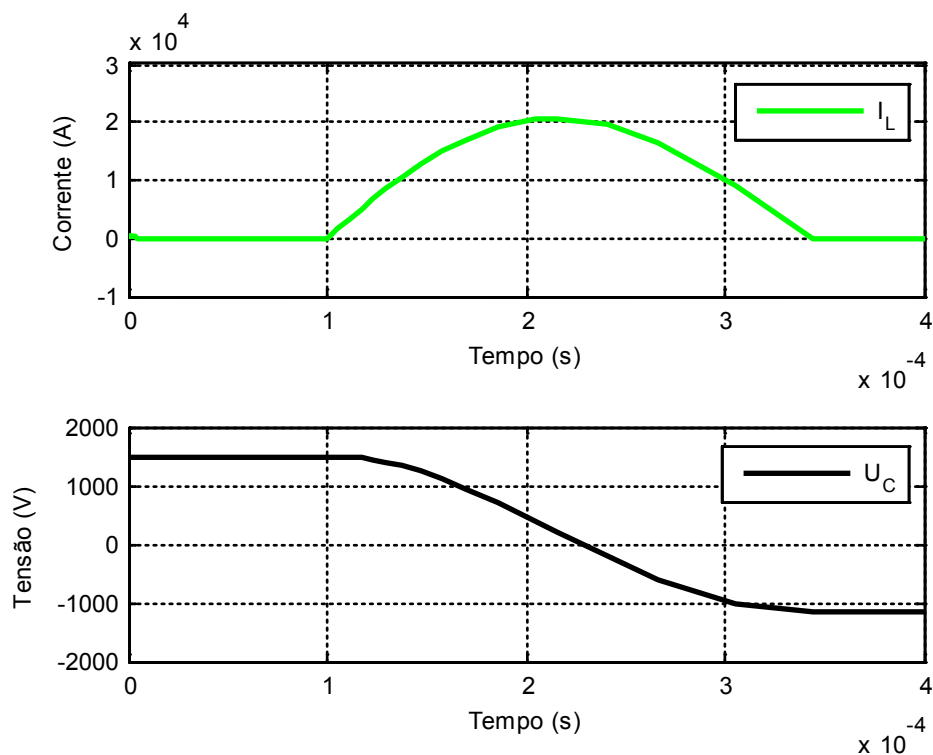


Figura 76 – Resposta do circuito de MEM elementar para uma tensão inicial $U_0=1500V$, $C=1,2mF$ e $L=5\mu H$. A curva I_L representa a corrente no atuador e a curva U_C é a tensão no banco de condensadores.

A corrente de pico obtida foi de 20kA com taxas de variação semelhantes na subida e descida da corrente, com o sistema carregado com uma tensão inicial de 1500V e sem acoplamento magnético entre o atuador e a cabeça metálica. Após a atuação do sistema, já em regime permanente, a tensão no banco de condensadores é negativa, o que prejudica a próxima carga dos condensadores porque é necessário gastar mais energia para voltar a carregar até ao valor inicial. Para solucionar este problema é inserido um diodo em roda livre com a bobina para dissipar esta energia, tal como representado pela Figura 77.

Quando a tensão no banco de condensadores se inverte surge uma corrente na malha de carga durante o período de descarga. Esta corrente pode atingir valores acima dos admissíveis pela fonte e levar à sua destruição. Esta situação deve ser evitada ao inibir a fonte durante a descarga do circuito.

4.2 Circuito de MEM com díodo de roda livre

No próximo circuito (Figura 77) a tensão negativa é limitada por um díodo de roda livre Drl, onde é dissipada a energia acumulada no atuador.

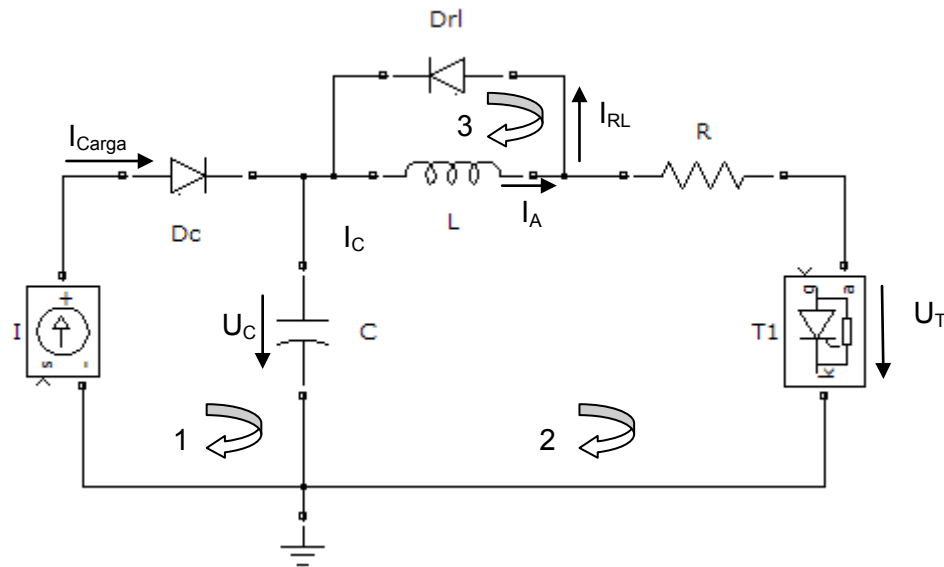


Figura 77 - Circuito de MEM com uma malha de roda livre

Para obter o modelo matemático deste circuito este tem que ser analisado em três períodos diferentes, o período de carga, o período de descarga e o período de dissipação. Nos períodos de carga e de descarga as equações que descrevem o comportamento do sistema são iguais ao circuito anterior (Ponto 4.1), no entanto o último dá-se durante um intervalo de tempo diferente, t_c a t_{RL} . O período de dissipação é dado entre t_{RL} e t_{RP} , durante o qual toda a energia contida no atuador é dissipada na forma de calor neste e no díodo de roda livre.

O instante t_{RL} é dado no momento em que a tensão no atuador se inverte e o díodo de roda livre entra à condução. A equação que descreve a forma de onda da corrente da bobina entre t_{RL} e o regime permanente t_{RP} é dada por,

$$t_{RL} \rightarrow t_{RP} \quad i_A = i_{RL} + i_{T1} \quad (50)$$

onde i_{RL} é a corrente que percorre o díodo de roda livre e i_{T1} é a corrente que percorre o tiristor.

Durante este período a corrente do atuador é igual ao somatório da corrente que percorre o díodo de roda livre e o tiristor porque existem dois caminhos fechados. Como a resistência da

malha de roda livre é muito baixa quase toda a energia contida na bobina é dissipada nesta malha em vez de ser transferida para o banco de condensadores. Assim a equação da corrente que percorre o atuador neste período pode ser aproximada à seguinte expressão

$$\underline{t_{RL} \rightarrow t_{RP}} \quad i_A \cong i_{RL} = K e^{-\frac{R}{L} \times t} \quad (51)$$

onde K é o valor da corrente inicial neste período e equivale à corrente máxima do período de atuação.

A tensão do atuador neste período dá-se pela seguinte expressão

$$\underline{t_{RL} \rightarrow t_{RP}} \quad u_L = -u_{Drl} = -(u_D + R_{on} i_{RL}) \quad (52)$$

onde V_{RL} é a tensão entre ânodo e cátodo do diodo, u_D é queda de tensão mínima do diodo e R_{on} é a resistência à condução.

A tensão do banco de condensadores em regime permanente é menor que duas dezenas de Volts e pode ser desprezada face aos 1500V iniciais.

$$\underline{t_{RL} \rightarrow t_{RP}} \quad u_C \cong 0 V \quad (53)$$

A resposta do circuito está representada na figura abaixo (Figura 78Figura 68).

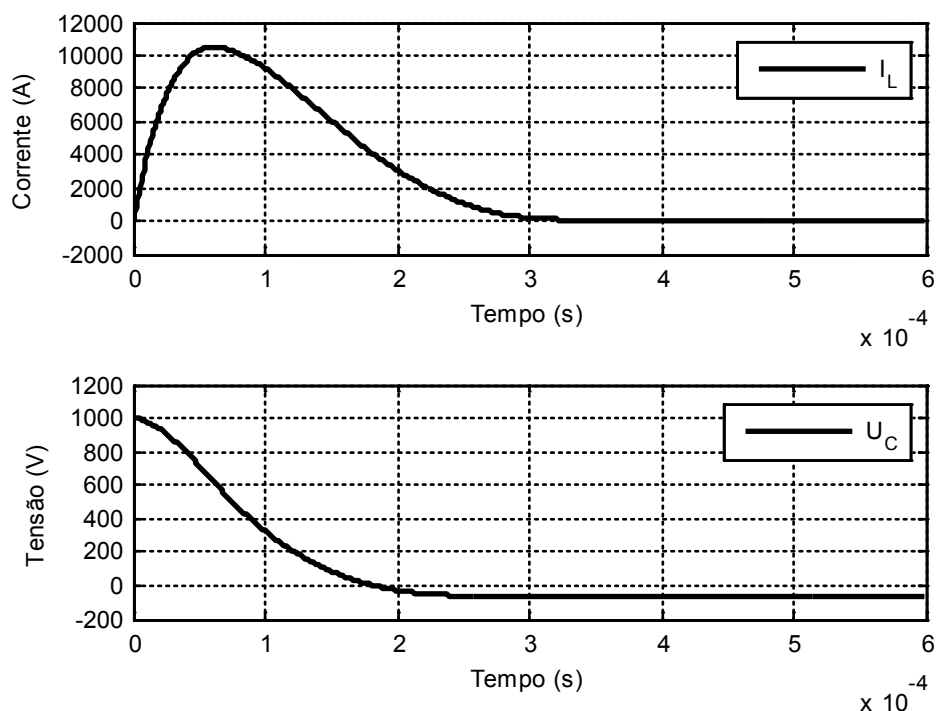


Figura 78 - Resposta do circuito para uma tensão inicial $U_0=1500V$, $C=1,2mF$, $L=2.4\mu H$, $r=20m\Omega$ e com diodo de roda livre, $R_{on}=8m\Omega$. A curva I_L representa a corrente no atuador e a curva U_C é a tensão no banco de condensadores.

Com a adição do diodo o tempo de descida da corrente subiu cerca de 6 vezes e a tensão em regime permanente reduziu-se para cerca de 60V negativos. Esta tensão não é nula porque a corrente divide-se pela malha do diodo de roda livre e pela malha do tiristor e para reduzir esta tensão é necessário baixar a resistência na malha de roda livre para minimizar a corrente que passa pelo SCR.

4.3 Circuito de MEM com recuperação de energia

Uma das principais vantagens do circuito de MEM comutado com um SCR é a possibilidade de recuperar a maior parte da energia de volta para o banco de condensadores após o disparo, reduzindo os custos energéticos e o tempo da próxima carga como já foi referido. O modelo do circuito com recuperação de energia está representado na Figura 79. A partir deste ponto não será representada a malha de carga dos bancos de condensadores, dado o esquema e as equações serem iguais para todos os circuitos.

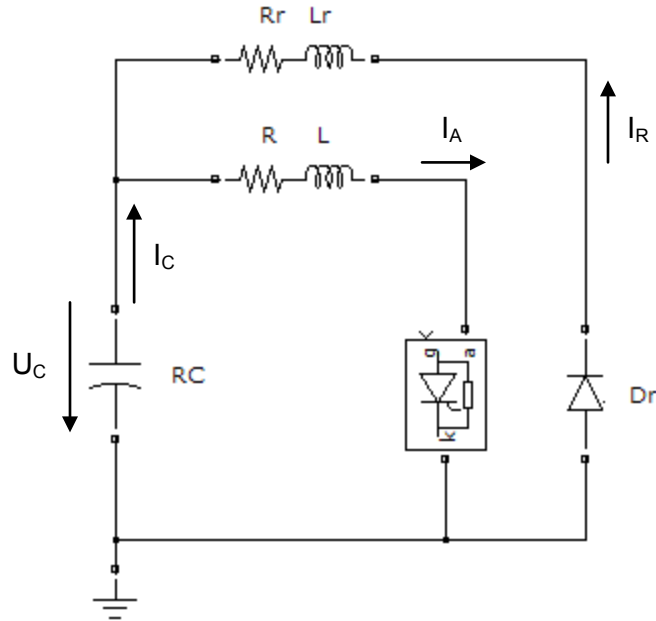


Figura 79 – Circuito de MEM com recuperação de energia

As equações que descrevem este circuito ao longo do tempo podem ser divididas em três períodos diferentes, o primeiro onde a corrente circula apenas atuador (de t_C a T_1), o segundo onde a corrente percorre o atuador e a malha auxiliar (de T_1 a T_R) e o terceiro onde a corrente apenas percorre a malha auxiliar (de T_R a T_{RP}).

O primeiro período tem uma duração de metade da alternância positiva da corrente, sendo a corrente descrita pela equação característica de um circuito RLC série em regime subamortecido (Tabela 1).

No segundo período a corrente no atuador decresce e a corrente na malha auxiliar cresce devido à inversão do sinal da tensão no banco de condensadores.

No terceiro período a corrente no atuador é nula e a corrente que percorre a malha auxiliar é descrita pela mesma equação que a do atuador, mas com parâmetros diferentes, nomeadamente de coeficiente de auto indutância e resistência.

A equação que descreve a corrente que percorre o banco de condensadores é a seguinte

$$i_C(t) = i_A(t)|_{t_R}^{t_C} - i_R(t)|_{t_{RP}}^{t_1} \quad (54)$$

$$= e^{-\alpha_1 t} A_1 \cos(\beta_1 t + \theta_1)|_{t_R}^{t_C} - e^{-\alpha_2 t} A_2 \cos(\beta_2 t + \theta_2)|_{t_{RP}}^{t_1}$$

onde t_R é o instante em que a corrente do atuador se anula e

$$\alpha_1 = \frac{R}{2L} \quad (55)$$

$$\alpha_2 = \frac{R_{aux}}{2L_{aux}} \quad (56)$$

em que R e L são respectivamente a resistência e o coeficiente de auto-indutância da malha principal e R_{aux} e L_{aux} são respectivamente a resistência e o coeficiente de auto-indutância da malha auxiliar.

A equação que descreve a resposta da tensão no banco de condensadores é a seguinte

$$u_C(t) = \frac{q(t)}{C} = \frac{1}{C} \int_{t_{RP}}^{t_0} i_C(t) dt + u_C(t_0) \quad (57)$$

$$= \frac{1}{C} \int_{t_R}^{t_C} e^{-\alpha_1 t} A_1 \cos(\beta_1 t + \theta_1) dt - \frac{1}{C} \int_{t_R}^{t_C} e^{-\alpha_2 t} A_2 \cos(\beta_2 t + \theta_2) dt + u_C(t_0)$$

A resposta do circuito está representada na Figura 80, onde existe um pico de corrente positivo que corresponde à corrente que percorre o atuador, e um pico negativo que corresponde à corrente que percorre a bobina de recuperação de energia.

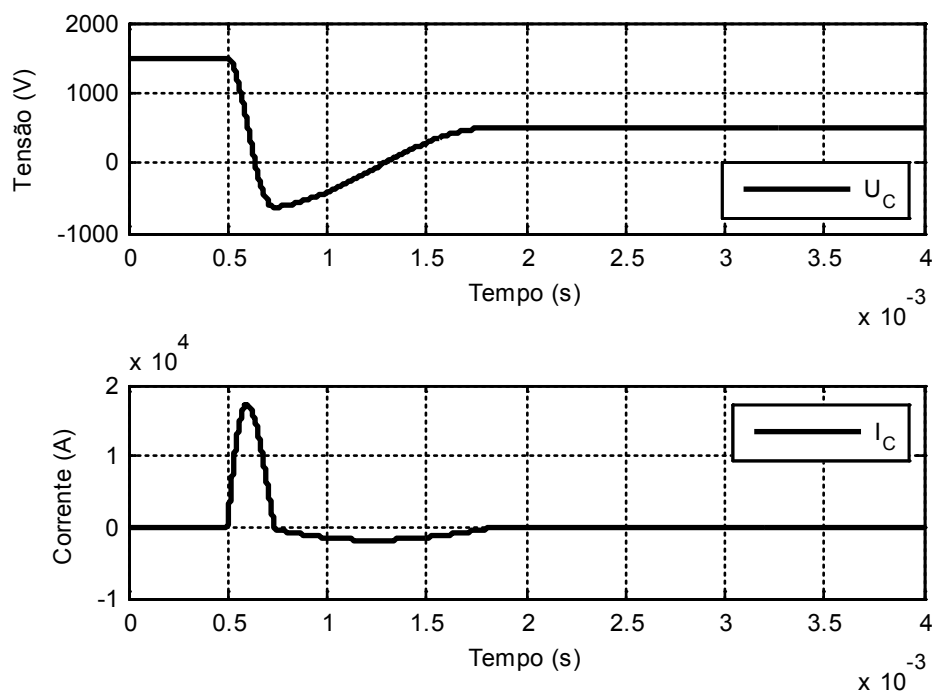


Figura 80 – Resposta do circuito de MEM com recuperação de energia. U_C é a tensão no banco de condensadores e I_C é a corrente. $U_0=1500V$, $C=1,2mF$, $L=3,5\mu H$, $R=20m\Omega$, $R_r=42m\Omega$ e $L_r=120\mu H$.

4.3.1 Variação da indutância da bobina de recuperação

O aumento do coeficiente de auto-indutância da bobina de recuperação de energia permite a recuperação de mais energia devido às menores perdas por efeito de Joule, dado serem proporcionais ao quadrado da corrente. Esta afirmação só é válida se a resistência elétrica da bobina se manter igual ao aumentar a sua indutância, que é possível aumentando a seção do condutor que compõe a bobina.

A Figura 81 representa a resposta do sistema para diferentes valores de indutância da bobina de recuperação de energia.

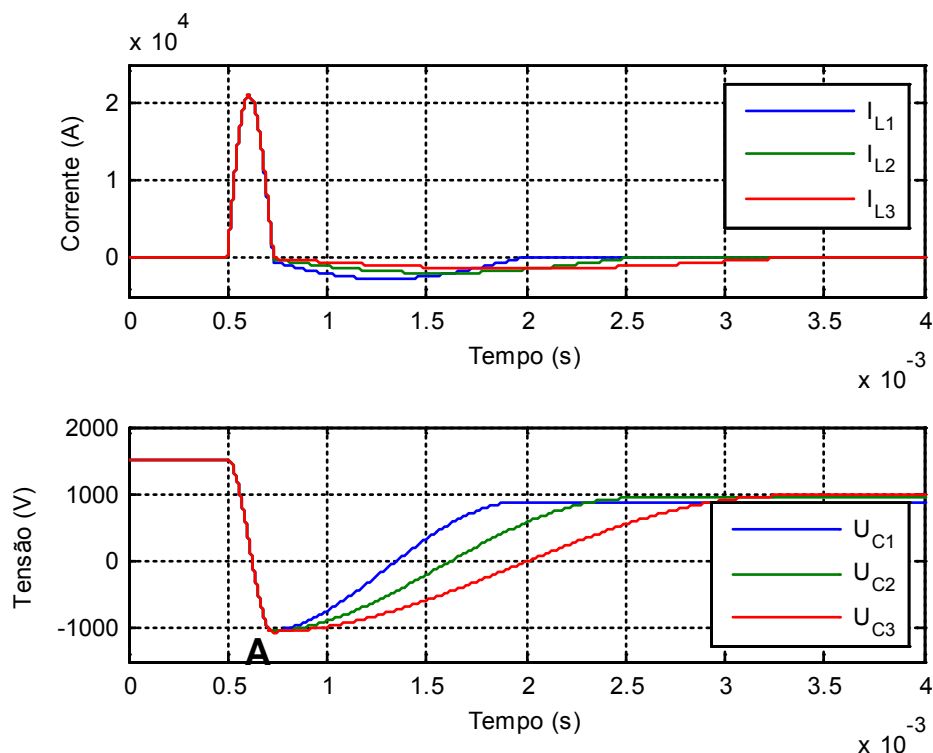


Figura 81 – Resposta do circuito de MEM com recuperação de energia para vários valores do coeficiente de auto-indutância da bobina de recuperação de energia. Em cima estão representadas as respostas da corrente que percorre o atuador e em baixo a tensão do banco de condensadores. Os índices 1, 2 e 3 correspondem aos valores de indutância L_1 , $L_2=2xL_1$ e $L_3=2xL_2$.

Analisando as respostas obtidas é possível calcular a percentagem de energia recuperada relativamente à energia inicial e à energia no ponto A, no qual a tensão é mínima. A Tabela 11 mostra a percentagem de energia recuperada para cada situação.

Curva	Tensão inicial (V)	Tensão de pico negativa (V) (Ponto A)	Tensão em regime permanente (V)	Energia final/Energia Inicial (%)	Energia final/Energia Ponto A (%)
— U_{C1}	1500	1067	881	34,5	68,2
— U_{C2}	1500	1067	933	38,7	76,5
— U_{C3}	1500	1067	970	41,8	82,6

Tabela 11 – Energias recuperadas após a atuação do sistema para diferentes valores de indutância da bobina de recuperação de energia.

Estes resultados indicam que o aumento da indutância da bobina de recuperação de energia para quatro vezes o seu valor inicial permite a recuperação de mais 14,4% de energia.

4.4 Circuitos de MEM em paralelo

A colocação de ramos em paralelo, compostos por um banco de condensadores e um SCR permite aumentar a corrente de pico que percorre o atuador, sem que seja necessário substituir os componentes existentes para suportarem correntes mais elevadas. Assim é possível continuar a usar os SCR de 25kA e os mesmos bancos de condensadores, apenas adicionando mais ramos até se obter a energia desejada. Na Figura 82 está representado o circuito de MEM com dois ramos em paralelo.

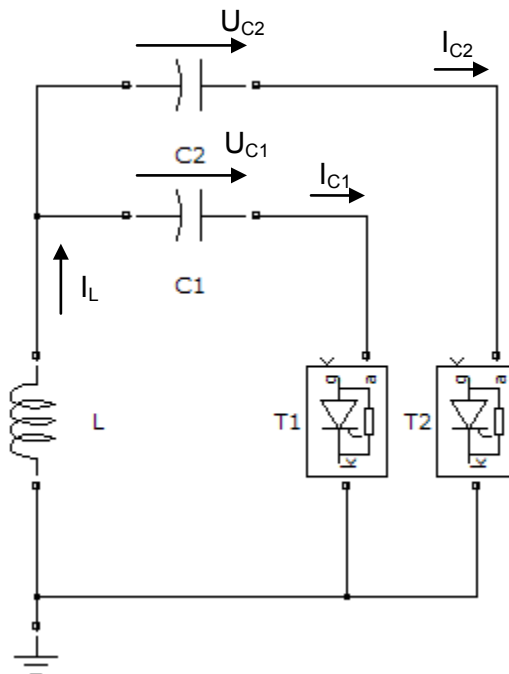


Figura 82 – Circuito de MEM com dois sistemas em paralelo

Usando apenas um atuador, os dois ramos têm funcionar simultaneamente porque caso apenas um tiristor seja comandado para atuar o outro entrará à condução devida à elevada taxa de variação da tensão aos seus terminais. Por isso este circuito pode ser visto como apenas um circuito RLC em que a capacidade é $C=C_1+C_2$, e a equação da corrente no atuador é igual à do ponto 4.1 mas com um diferente valor de capacidade. A corrente que percorre cada banco de condensadores é dada por $i_A/2$

$$t_C \rightarrow t_{RP} \quad i_A(t) = e^{-\alpha t} A \cos(\beta t + \theta) \quad (58)$$

Onde α , A e β adquirem valores de acordo com a nova capacidade e resistência do circuito.

$$\underline{t_C \rightarrow t_{RP}} \quad i_{C1}(t) = i_{C2}(t) = \frac{e^{-\alpha t} A \cos(\beta t + \theta)}{2} \quad (59)$$

$$u_{C1}(t) = u_{C2}(t)$$

$$\underline{t_C \rightarrow t_{RP}} \quad = \frac{1}{C} \left[\frac{1}{\alpha^2 + \beta^2} e^{-\alpha t} (\beta \sin(\beta t + \theta) - \alpha \cos(\beta t + \theta)) \right]_{t_{RP}}^{t_C} + u_C(t_0) \quad (60)$$

A Figura 83 mostra as respostas das tensões e correntes do circuito.

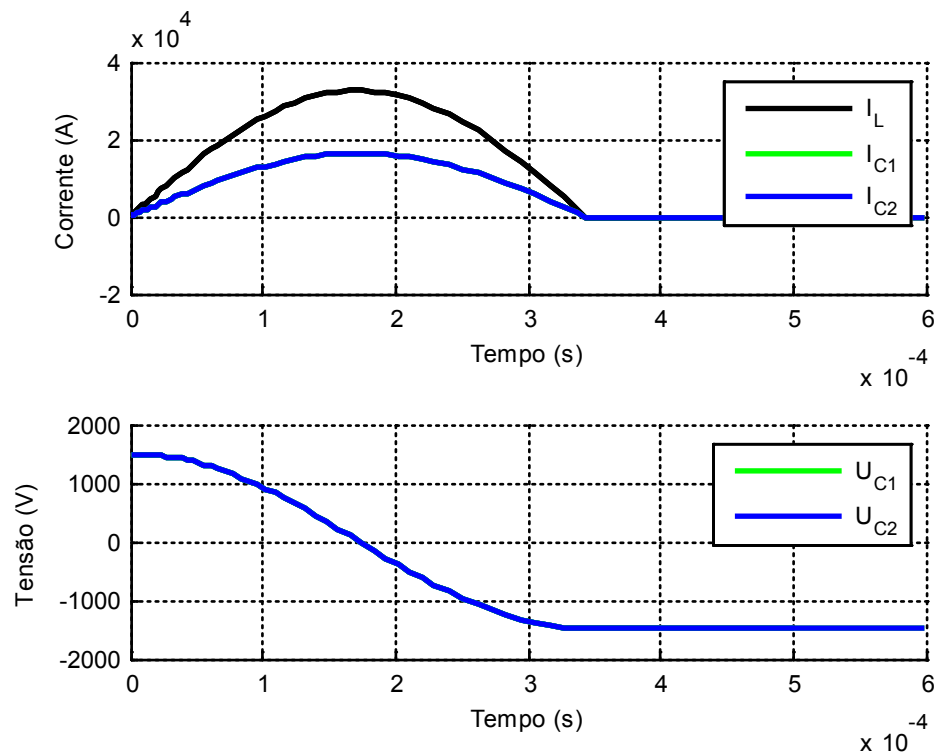


Figura 83 - Resposta do circuito de MEM em paralelo para $C1=C2=1,2\text{mF}$, $L=5\mu\text{H}$, $RT1=RT2=1\text{m}\Omega$. As respostas das correntes I_{C1} e I_{C2} são iguais e estão sobrepostas, tal como as das tensões U_{C1} e U_{C2} .

4.5 Circuito de MEM com malhas de atuação em paralelo e recuperação de energia

O modelo do circuito elétrico de MEM com malhas de atuação em paralelo e com recuperação de energia está representado na Figura 84.

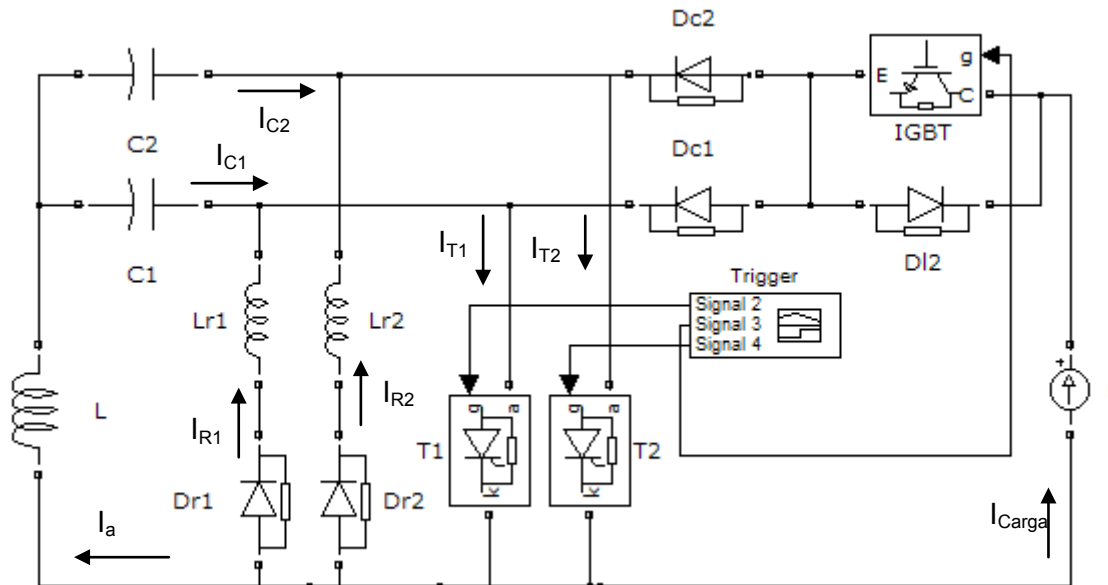


Figura 84 – Modelo do circuito de MEM com duas malhas de atuação em paralelo com recuperação de energia.

Para incluir as perdas associadas ao circuito por efeito de Joule os modelos dos tiristores e diodos têm uma resistência elétrica associada.

A construção de um modelo exato de um sistema de MEM é muito complexa e exige que sejam tidos em conta vários fenômenos como a variação da indutância mútua entre o atuador e a peça metálica a deformar de acordo com a distância entre os mesmos, o efeito pelicular e de proximidade, as resistências e indutâncias parasitas das cablagens, contactos e componentes e a resposta dinâmica dos semicondutores de potência. Todos estes fenômenos têm uma pequena influência na resposta do circuito, no entanto podem ser desprezados para a obtenção uma resposta simulada aproximada.

As equações que descrevem o comportamento aproximado do sistema são semelhantes às do circuito de MEM com recuperação de energia do ponto 4.3. A equação da corrente no atuador é dada pela seguinte equação e existe apenas durante o período de descarga.

$$i_A(t) = e^{-\alpha t} A \cos(\beta t + \theta) \quad (61)$$

Onde α , β , A e θ dependem do valor da capacidade equivalente dos dois bancos de condensadores em paralelo.

A corrente em cada banco de condensadores é dada pela soma de uma parte da corrente no atuador, devido à divisão da corrente pelos dois bancos, com a corrente da malha de recuperação associada ao mesmo, sendo esta negativa.

$$i_{Ci}(t) = \frac{Z_T}{Z_{Ci}} i_a(t) \Big|_{t_{Ri}}^{t_{Ci}} - i_{Ri}(t) \Big|_{t_{RP}}^{t_i} \quad (62)$$

Em que i corresponde ao índice do banco de condensadores e i_{Ri} é dado por,

$$i_{Ri}(t) = e^{-\alpha_i t} A_i \cos(\beta_i t + \theta_i) \quad (63)$$

A tensão em cada banco de condensadores é dada pelo integral da sua corrente da seguinte forma,

$$\begin{aligned} u_{Ci}(t) &= \frac{1}{C} \int_{t_{RP}}^{t_0} i_{Ci}(t) dt + u_{Ci}(t_0) \\ &= \frac{1}{C} \int_{t_{Ri}}^{t_{Ci}} \frac{Z_T}{Z_{Ci}} e^{-\alpha t} A \cos(\beta t + \theta) dt + \frac{1}{C} \int_{t_{RPi}}^{t_i} e^{-\alpha_i t} A_i \cos(\beta_i t + \theta_i) dt + u_C(t_0) \end{aligned} \quad (64)$$

4.5.1 Dimensionamento do circuito de potência

O circuito proposto foi pensado para apresentar uma corrente de aproximadamente 50kA, considerando um atuador com um coeficiente de auto-indutância de cerca de 5 μ H (valor estimado para as bobinas usadas) e com dois bancos de condensadores em paralelo. Estes devem suportar uma tensão nominal de 3kV. A resistência estimada para a malha de atuação é de 10m Ω , devido à resistência dos cabos e das conexões.

4.5.1.1 Capacidade do banco de condensadores

Para determinar a capacidade dos dois bancos de condensadores para que o valor máxima da corrente no atuador seja de 50kA quando em paralelo é necessário determinar as condições iniciais do sistema e o instante em que o valor da corrente é máximo.

A equação que descreve a resposta da corrente na malha de atuação é dada por,

$$i(t) = e^{-\alpha t} \times A \cos(\beta t + \theta) \quad (65)$$

E o valor máximo da corrente é dado no instante em que a derivada da corrente se anula. A partir da equação (66) determina-se esse instante.

$$\frac{di(t_{im\acute{a}x})}{dt} = 0 \quad (66)$$

$$\Leftrightarrow t_{im\acute{a}x} = -\frac{\tan^{-1}\left(\frac{\alpha}{\beta}\right) - \theta}{\beta} \quad (67)$$

Os valores de A e θ são calculados usando as condições iniciais do sistema e dados por,

$$A = -\frac{v_C(0^+)}{L\beta} \quad (68)$$

$$\theta = \frac{k \times \pi}{2}, \text{ com } k \in \mathbb{Z}^{0+} \quad (69)$$

Resolvendo o seguinte sistema de três equações a três incógnitas,

$$\begin{cases} A = -\frac{v_C(0^+)}{L\beta} \\ t_{im\acute{a}x} = -\frac{\tan^{-1}\left(\frac{\alpha}{\beta}\right) - \theta}{\beta} \\ i(t_{im\acute{a}x}) = e^{-\alpha t_{im\acute{a}x}} \times A \cos(\beta t_{im\acute{a}x} + \theta) \end{cases} \quad (70)$$

Obtém-se o valor da capacidade e o instante para qual a corrente é máxima,

$$C \cong 1,85 \text{ mF}$$

$$t_{im\acute{a}x} \cong 142 \mu s$$

A capacidade calculada é o somatório das capacidades dos dois bancos de condensadores, tendo cada um metade da capacidade total. Considerando o uso de seis condensadores por cada banco de condensadores obtêm-se o valor da capacidade de cada condensador,

$$C_1 = C_2 = \dots = C_{12} = \frac{C}{12} = \frac{1,85 \times 10^{-3}}{12} \cong 154 \mu F \quad (71)$$

Tendo o valor de capacidade calculado e fazendo um pequeno sobredimensionamento, o valor de capacidade escolhido para cada condensador foi de 185 μ F, perfazendo um total de 2,22mF com dois bancos de condensadores de 6x185 μ F em paralelo. Para uma capacidade total de 2,22mF prevê-se uma corrente máxima no atuador de aproximadamente 53,9kA.

A energia máxima que pode ser armazenada com esta capacidade é calculada no próximo ponto (4.5.1.2).

4.5.1.2 Energia máxima armazenada

A energia armazenada num banco de condensadores é dada pela equação (72)

$$E = \frac{1}{2} CU^2 \quad (72)$$

Logo a energia máxima que pode ser armazenada nos bancos de condensadores da máquina proposta é de,

$$E = \frac{1}{2} \times 12 \times 185 \times 10^{-6} \times 3 \times 10^3 = 9990J \quad (73)$$

Quanto mais energia é transferida para a peça a moldar melhor será o processo de moldagem, porque maior será a pressão aplicada e eficiência da máquina, porque mais energia é usada para realizar trabalho.

4.5.1.3 Taxa de variação máxima da corrente

Os SCR escolhidos (5STP 28L4200) estão individualmente limitados a uma taxa de variação máxima da corrente de 1000A/μs, acima do qual os dispositivos podem danificar-se devido à condução localizada em vez de uniformizada ao longo de toda a sua superfície. Isto significa que no atuador podemos ter uma corrente com um di/dt máximo de 2kA/μs, ou seja, é possível atingir os 50kA em apenas 25μs.

Para um atuador com uma indutância de 5μH e um banco de condensadores com uma capacidade total de 2,2mF a frequência de ressonância do sistema pode ser calculada pela equação (75),

$$\omega_0 = \frac{1}{\sqrt{LC}} = \frac{1}{\sqrt{5 \times 10^{-6} \times 2,2 \times 10^{-3}}} \cong 9492 \text{ rad/s} \quad (74)$$

$$f_0 = \frac{\omega_0}{2\pi} = \frac{9491}{2\pi} \cong 1511 \text{ Hz} \quad (75)$$

Com um período de,

$$T = \frac{1}{f_0} = \frac{1}{1511} = 662 \mu\text{s} \quad (76)$$

E uma taxa de variação média é dada por (77),

$$\frac{di}{dt_{\text{méd}}} = \frac{i_{\text{máx}}}{T} = \frac{50000}{\frac{662 \times 10^{-6}}{4}} = 300 \frac{\text{A}}{\mu\text{s}} \quad (77)$$

O instante em que a taxa de variação é máxima (79) é dado quando a segunda derivada da corrente se anula (78),

$$\frac{d^2 i(t)}{dt^2} = 0 \quad (78)$$

$$\Leftrightarrow t_{\left(\frac{di}{dt}_{\text{máx}}\right)} = \frac{k\pi}{\beta}, \text{ com } k \in \mathbb{Z}^0 \quad (79)$$

Substituindo o valor de t na equação da derivada da corrente (80) obtém-se a taxa de variação máxima da corrente dado por (81),

$$\frac{di(t)}{dt} = A \times e^{-\alpha t} [\alpha \cos(\beta t + \theta) - \beta \times \sin(\beta t + \theta)] \quad (80)$$

$$\Leftrightarrow \frac{di\left(t_{\left(\frac{di}{dt}\right)_{\text{máx}}}\right)}{dt} = 600 \text{ A}/\mu\text{s} \quad (81)$$

A taxa de variação máxima da corrente é de 600A/μs, estando bem dentro dos limites impostos pela associação em paralelo dos tirístores (2000A/μs).

Repetindo o cálculo para apenas um banco de condensadores e um SRC obtém-se,

$$\frac{di\left(t_{\left(\frac{di}{dt}\right)_{\text{máx}}}\right)}{dt} = -44620 \times 1 \times \left[\cos\left(\cos\left(\frac{\pi}{2}\right)\right) - 13447 \times \sin\left(\frac{\pi}{2}\right) \right] \quad (82)$$

$$\Leftrightarrow \frac{di\left(t_{\left(\frac{di}{dt}\right)_{\text{máx}}}\right)}{dt} = 600 \text{ A}/\mu\text{s} \quad (83)$$

Apesar do valor da capacidade ter sido reduzido para metade o valor obtido para a taxa de variação máxima da corrente que percorre o atuador mantém-se igual, no entanto a taxa de variação no SCR é o dobro do caso anterior porque neste caso a corrente percorre apenas um dispositivo em vez de se repartir igualmente por dois.

Com $\theta = \pi/2$ a taxa de variação máxima da corrente depende apenas da tensão inicial e do valor da indutância do circuito não dependendo da capacidade do banco de condensadores.

$$\frac{di\left(t_{\left(\frac{di}{dt}\right)_{\text{máx}}}\right)}{dt} = \frac{v_c(0^+)}{L} \times \sin\left(\frac{\pi}{2}\right) \quad (84)$$

4.5.1.4 Indutância mínima do sistema em paralelo

O valor máximo da taxa de variação da corrente dos tirístores define qual é a indutância mínima do sistema para que não sejam ultrapassados os limites dos dispositivos. A taxa de variação máxima para o sistema em paralelo é de 2000A/μs.

Resolvendo o seguinte sistema de equações é possível determinar qual é a indutância mínima do sistema.

$$\begin{cases} \alpha = \frac{R}{2L} \\ \omega_0 = \frac{1}{\sqrt{LC}} \\ \beta = \sqrt{\omega_0^2 - \alpha^2} \\ \frac{di(t)}{dt} = A \times e^{-\alpha t} [\alpha \cos(\beta t + \theta) - \beta \times \sin(\beta t + \theta)] \end{cases} \quad (85)$$

A indutância mínima calculada para uma capacidade de 2,2mF foi de,

$$L_{\min} = 1,5 \mu H. \quad (86)$$

4.5.2 Resposta típica

A Figura 85 representa a resposta simulada em condições normais do circuito de MEM com duas malhas de descarga em paralelo. Considera-se situação como típica quando as capacidades dos bancos de condensadores, o coeficiente de auto-indutância das bobinas de recuperação de energia e os instantes em que os tirístores são atuados iguais.

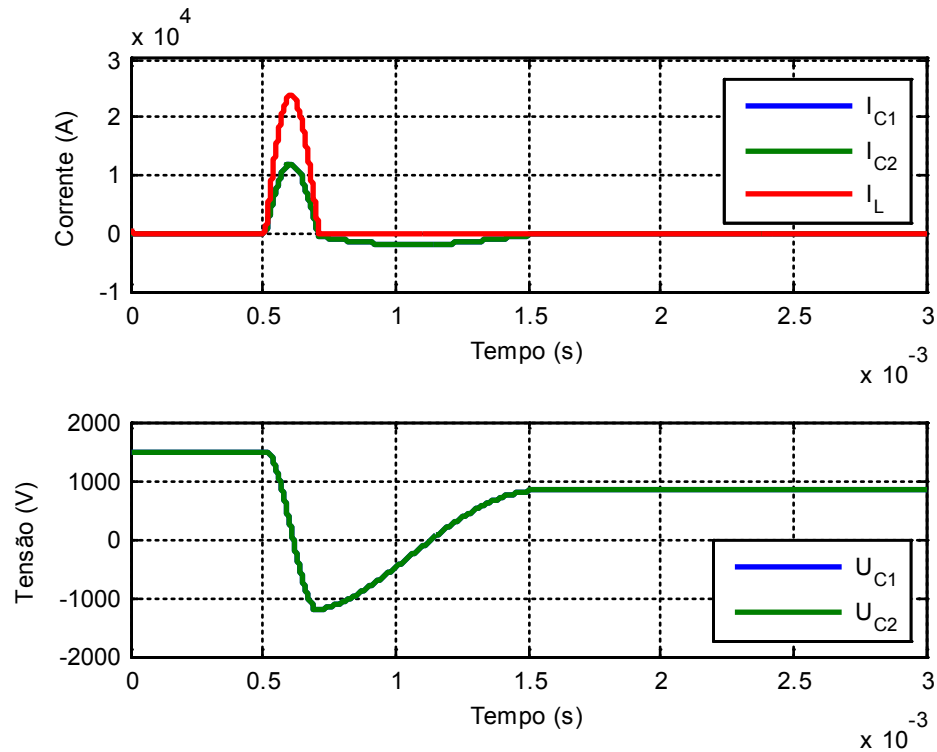


Figura 85 – Resposta do circuito de MEM em paralelo com recuperação de energia considerando os mesmos parâmetros para as duas malhas de descarga. $C_1=C_2=555\mu\text{F}$, $L=3,7\mu\text{H}$, $R_1=R_2=13\text{m}\Omega$, $L_{r1}=L_{r2}=150\mu\text{H}$ e $R_{r1}=R_{r2}=13\text{m}\Omega$.

A corrente de pico obtida para cada banco de condensadores foi de 12kA e para o atuador foi 24kA. A tensão inicial foi de 1500V e após a atuação passou para 850V, recuperando 32% da energia inicial.

4.5.3 Resposta para uma diferença de 10% entre bancos de condensadores

Devido às tolerâncias dos condensadores existe a possibilidade de que as capacidades nos bancos de condensadores sejam diferentes. Estas tolerâncias são dadas pelos fabricantes e o sistema elétrico deve ser capaz de tolerar tais variações de capacidades. A Figura 86 mostra a resposta das grandezas do circuito para uma diferença de 10% entre capacidades dos bancos de condensadores.

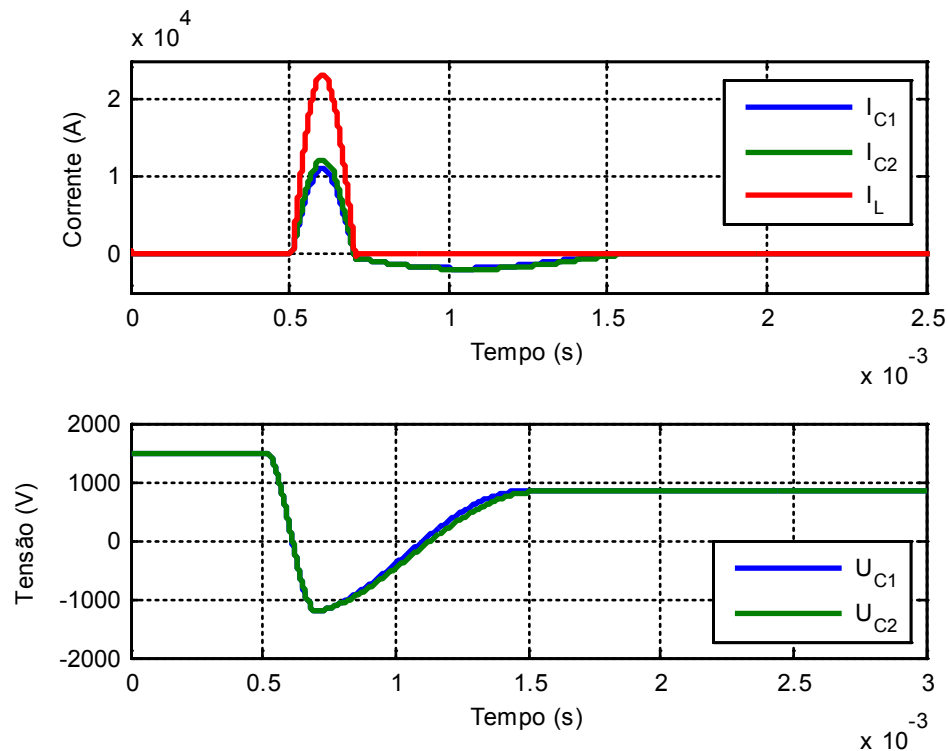


Figura 86 – Resposta do circuito de MEM em paralelo com recuperação de energia com uma diferença de 10% entre as capacidades dos bancos de condensadores. $C_1=555\mu\text{F}$, $C_2=500\mu\text{F}$, $L=3,7\mu\text{H}$, $R_1=R_2=13\text{m}\Omega$, $L_{r1}=L_{r2}=150\mu\text{H}$ e $R_{r1}=R_{r2}=13\text{m}\Omega$.

As correntes de pico obtidas foram de 12kA para o banco de condensadores de 555 μF e 11kA para o de 500 μF e a corrente de pico no atuador foi de 23kA. A tensão inicial foi de 1500V e após a atuação passou para 857V em C_1 e 837 em C_2 , recuperando 33% e 31% da energia inicial, respetivamente. Através desta simulação o circuito mostra ser capaz de suportar uma variação de capacidade de 10% entre os bancos de condensadores sem influenciar significativamente a corrente de pico e a energia recuperada, permitindo que sejam utilizados condensadores com uma tolerância elevada, que tipicamente são mais baratos, podendo reduzir o custo de produção da máquina.

4.5.4 Resposta para uma diferença de 10% entre bobina de recuperação de energia

Dadas as recuperações de energia de cada banco de condensadores ser individual pode haver diferenças de indutância entre as bobinas de recuperação, que podem provocar diferenças de tensão entre os bancos. A Figura 87 representa as respostas das grandezas do circuito para uma diferença de 10% entre bobinas de recuperação.

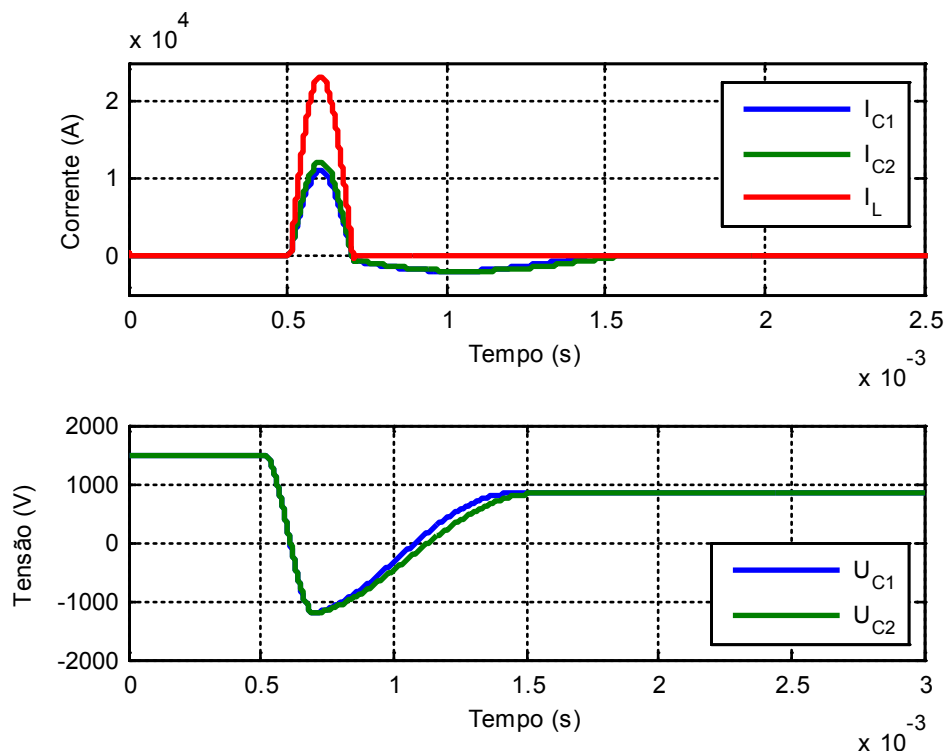


Figura 87 – Resposta do circuito de MEM em paralelo com recuperação de energia com uma diferença de 10% entre as indutâncias das bobinas de recuperação de energia. $C_1 = C_2 = 555 \mu\text{F}$, $L = 3,7 \mu\text{H}$, $R_1 = R_2 = 13 \text{m}\Omega$, $L_{r1} = 150 \mu\text{H}$, $L_{r2} = 135 \mu\text{H}$ e $R_{r1} = R_{r2} = 13 \text{m}\Omega$.

As correntes de pico obtidas foram de 12kA para C2 e 11kA para C1 e a corrente de pico no atuador foi de 23kA. A tensão inicial foi de 1500V e após a atuação passou para 840V em C_1 e 835 em C_2 , recuperando cerca de 31% da energia inicial em ambos os casos. Através desta simulação o circuito mostra ser capaz de suportar uma variação de indutância de 10% entre as bobinas de recuperação de energia sem influenciar significativamente a corrente de pico e a energia recuperada, permitindo que sejam utilizadas bobinas de recuperação de energia com uma tolerância elevada, que tipicamente são mais baratos, podendo mais uma vez reduzir o custo de produção da máquina.

4.5.5 Resposta para um curto-circuito numa das bobinas de recuperação de energia

Durante o período de desenvolvimento é necessário ter em conta situações particulares que podem acontecer a qualquer momento durante o funcionamento da máquina. Uma destas situações é uma das bobinas de recuperação ficar em curto-circuito. A Figura 88 mostra a resposta das grandezas do circuito para esta situação.

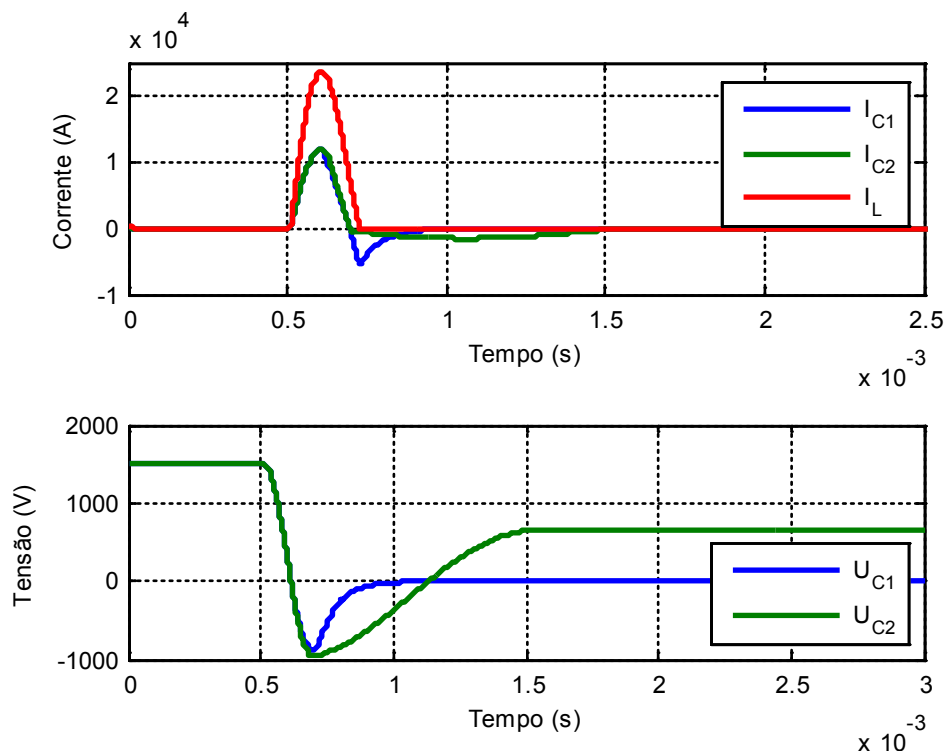


Figura 88 – Resposta do circuito de MEM em paralelo com recuperação de energia com uma bobina de recuperação de energia em curto-circuito. $C_1=C_2=555\mu\text{F}$, $L=3,7\mu\text{H}$, $R_1=R_2=13\text{m}\Omega$, $L_{r1}=150\mu\text{H}$, $L_{r2}=0\text{H}$ e $R_{r1}=R_{r2}=13\text{m}\Omega$.

A corrente de pico obtida para cada banco de condensadores foi de 12kA e para o atuador foi 24kA. A tensão inicial foi de 1500V e após a atuação passou para 660V em C2, recuperando 19% da energia inicial, enquanto que em C2 não houve energia recuperada. Esta simulação mostra que apesar de um dos ramos de recuperação de energia estar em curto-circuito anda é possível recuperar energia nos restantes ramos, no entanto a energia recuperada é menor que no caso típico. Isto é devido ao período em que todos os ramos do circuito estão à condução, levando que haja trocas de energia entre eles. A partir do momento em que a corrente troca de sinal os ramos de recuperação ficam isolados entre si e podem ter tensões diferentes.

4.5.6 Resposta para um circuito aberto numa das malhas de recuperação de energia

Outra situação particular é uma das malhas de recuperação de energia ficar em circuito aberto, levando que a tensão entre bancos de condensadores suba, no pior caso para o dobro da tensão recuperada por um banco. A Figura 89 mostra a resposta das grandezas do circuito nesta situação.

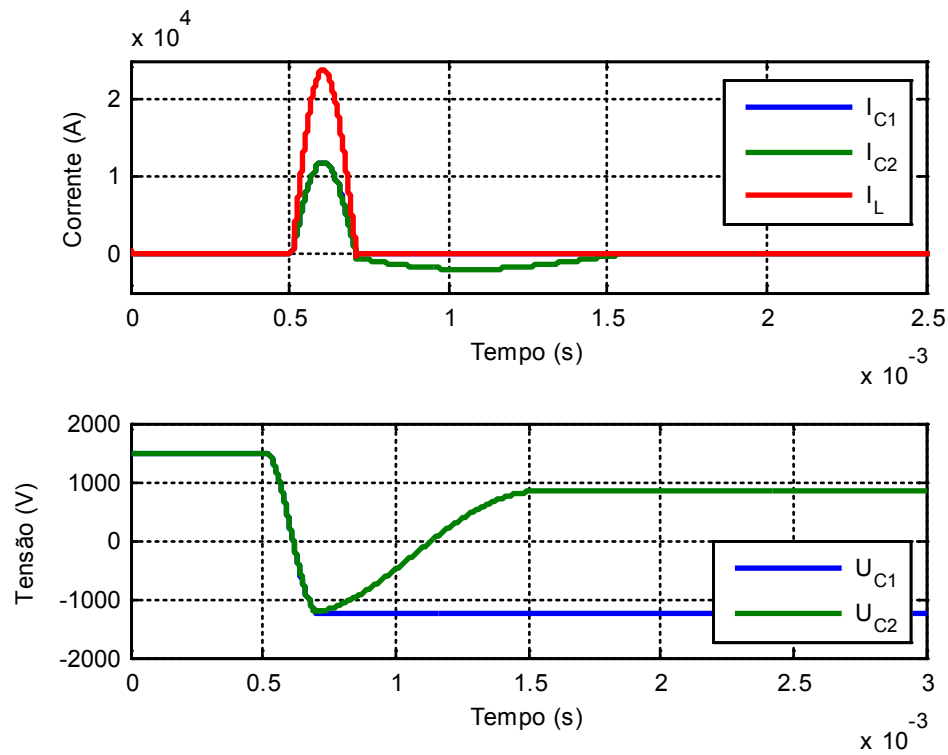


Figura 89 – Resposta do circuito de MEM em paralelo com recuperação de energia com um ramo de recuperação de energia em circuito aberto. $C_1=C_2=555\mu\text{F}$, $L=3,7\mu\text{H}$, $R_1=R_2=13\text{m}\Omega$, $L_{r1}=L_{r2}=150\mu\text{H}$ e $R_{r1}=R_{r2}=13\text{m}\Omega$.

A corrente de pico obtida para cada banco de condensadores foi de 12kA e para o atuador foi 24kA. A tensão inicial foi de 1500V e após a atuação passou para 840V em C2 e -1230V em C1, recuperando 31% da energia inicial em C2, enquanto que nem C2 a energia recuperada é negativa e cerca de 67% da energia inicial. Esta simulação mostra que é possível recuperar energia num dos ramos estando o outro em aberto. Esta situação é desvantajosa para este circuito porque a energia final de C1 não pode ser utilizada para realizar trabalho, implicando um maior gasto de energia para voltar a carregar o banco para um valor positivo. Neste caso em regime perante existe uma tensão diferencial entre bancos de condensadores superior à

tensão inicial podendo causar um defeito em equipamentos que meçam esta tensão caso não estejam dimensionados para tal.

5 Resultados experimentais

Neste capítulo são apresentados os resultados experimentais mais significativos dos circuitos simulados no capítulo anterior e são comparados com os resultados teóricos e de simulação. As comparações das respostas simuladas com as obtidas na prática determinam se os modelos utilizados são validos e onde podem ser melhorados, mesmo considerando que não se teve em conta o efeito da chapa metálica no atuador.

A Figura 90 mostra as respostas para o circuito o circuito elementar com díodo em roda livre (Figura 77).

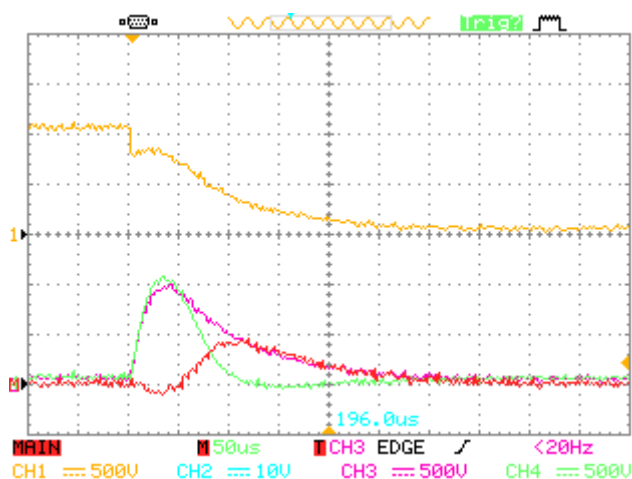


Figura 90 – Resposta do circuito de MEM com díodo de roda livre. CH1 e CH4 são respetivamente as respostas da tensão e corrente no banco de condensadores, CH3 é a resposta corrente no atuador e “M” é a resposta da corrente calculada no díodo de roda livre. A escala da tensão é 500V/div e as correntes é de 5kA/div.

Este resultado experimental mostra que a corrente no atuador tem um tempo de subida de cerca de $30\mu\text{s}$, atingindo um valor máximo de 11kA para uma tensão inicial de 1kV, e um tempo de descida de $260\mu\text{s}$ e que esta é dada pela soma da corrente no banco de condensadores e a corrente no díodo de roda livre. O resultado experimental da tensão e corrente do circuito com o díodo em roda livre apresenta um andamento de acordo com a simulação da Figura 78.

Na Figura 91 estão representadas as respostas da tensão no banco de condensadores (CH1), a corrente no banco de condensadores (CH4) e a corrente no atuador (CH3) para o circuito da Figura 79, que é o circuito proposto neste trabalho, com dois ramos em paralelo e recuperação de energia.

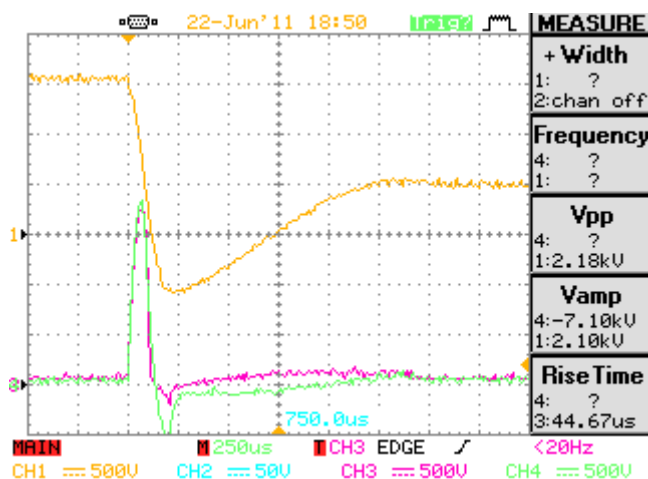


Figura 91 – Resposta do circuito de MEM com recuperação de energia. Com uma tensão inicial de 1500V foi obtida uma corrente de pico no atuador de 17kA com um tempo de subida de cerca de 60 μ s. A tensão no banco de condensadores estabilizou em 500V em regime permanente, uma recuperação de 11% em relação à energia inicial. A escala da tensão é 500V/div e das correntes é de 5kA/div.

Neste ensaio foi recuperada cerca de 11% da energia inicial no banco de condensadores. A largura de impulso esperada para a corrente do atuador era de 250 μ s (em vez dos 120 μ s obtidos) com uma corrente de pico de 17kA de acordo com a simulação da Figura 80. Esta diferença está relacionada com a saturação da sonda de corrente, que é de 1 A.s. O pico de corrente medido atingiu 17kA em cerca de 60 μ s e o seu produto é 1,02As, ultrapassando o limite do equipamento de medida. Quando atingido este limite a leitura tende para zero e a forma de onda é cortada, tornando inválidas as leituras da corrente de pico e da largura de impulso.

Uma solução para este problema pode ser a repartição da corrente por vários cabos em paralelo, fazendo a medida da corrente em apenas um deles, de modo a baixar o valor do produto da corrente pelo tempo para não saturar a sonda. Para que as medidas realizadas pela sonda sejam precisas é necessário que a corrente se divida igualmente pelos cabos em paralelo, situação em que a corrente no atuador é dada pelo produto da corrente medida pelo número de cabos em paralelo.

Na Figura 91 estão representadas as respostas da tensão e corrente no banco de condensadores (M e CH4, respetivamente) para o circuito da Figura 84. Para não permitir a

saturação da sonda de corrente esta foi colocada num dos bancos de condensadores, onde a corrente é metade da corrente no atuador durante o período de descarga.

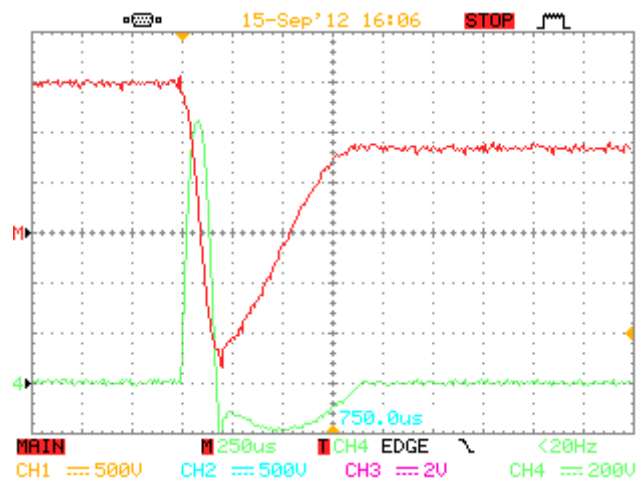


Figura 92 - Resposta do circuito de MEM com dois ramos de descarga em paralelo e com recuperação de energia. Com uma tensão inicial de 1500V foi obtida uma corrente de pico num dos bancos de condensadores de 10,5kA. A tensão no banco de condensadores estabilizou nos 850V em regime permanente, uma recuperação de 32% em relação à energia inicial. A escala da tensão é 500V/div e da corrente é de 2kA/div.

Considerando que a corrente no atuador é igual ao dobro da corrente num dos bancos de condensadores durante o período de descarga obteve-se, neste ensaio, uma corrente de pico de cerca de 21kA ($2 \times 10,5\text{kA}$) no atuador, resultado semelhante ao da Figura 85.

Durante os ensaios do circuito proposto foram-se formando e cortando várias chapas metálicas com diferentes energias e atuadores. Os resultados mais importantes são apresentados abaixo enquanto que os restantes são apresentados no Anexo 2. Os atuadores construídos e usados na obtenção dos resultados experimentais estão listados no Anexo 1.

A Figura 93 mostra um corte limpo realizado numa chapa de Al de 0,8mm de espessura com apenas 17kA de corrente de pico. Os dois ensaios foram realizados com o circuito nas mesmas condições no entanto a peça da esquerda estava desalinhada com o atuador, mostrando a importância do alinhamento da chapa e da ferramenta com o mesmo. Os resultados da Figura 94 mostram ser possível cortar um círculo de chapa de 0,8mm de espessura com apenas 1,5kV com uma energia de apenas 1350J. A tentativa de cortar a mesma chapa com apenas 1015J mostrou que a energia aplicada foi insuficiente.

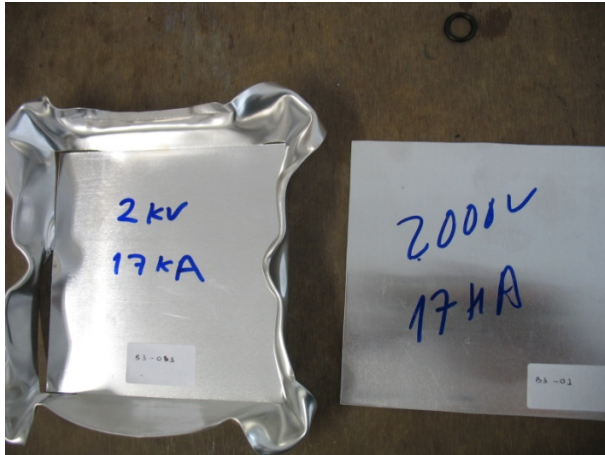


Figura 93 – Chapas de Al de 0,8mm de espessura cortadas usando o atuador nº 3 com uma corrente de pico de 17kA, 2400J.



Figura 94 – Chapas de Al de 0,8mm de espessura cortadas com duas energias diferentes usando o atuador nº 2, 1350J na da esquerda e 1015J na da direita.

Na Figura 95 apresenta-se um corte limpo de uma forma que combina uma circunferência com ângulos retos numa chapa de 0,5mm de espessura. Na figura do lado a chapa metálica foi moldada e cortada com apenas um impulso de 2400J.

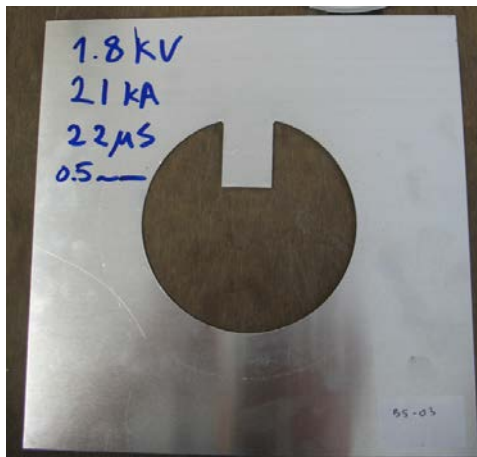


Figura 95 – Corte limpo realizado pelo atuador nº 5 numa chapa de Al de 0,5mm de espessura com um impulso de 1945J.

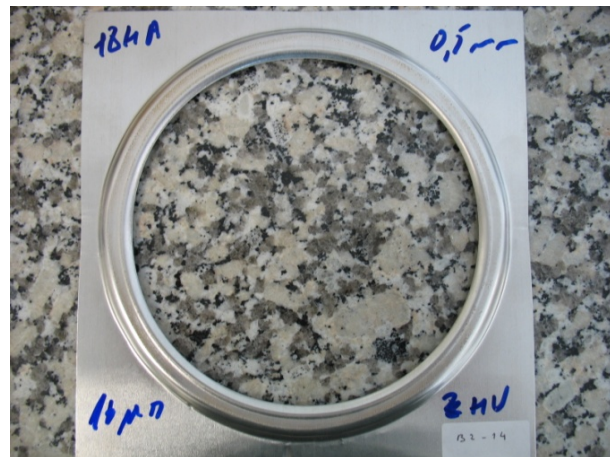


Figura 96 – Chapa de Al com 0,5mm de espessura cortada e moldada simultaneamente pelo atuador nº 2 com um impulso de 2400J.

Na Figura 97 uma chapa de Al de 0,8mm de espessura foi moldada com sucesso com uma energia de 2400J. Na Figura 98 foram realizados dois ensaios sobre uma forma de Al previamente moldada através de um processo pneumático com o objetivo de alisar sua aba. Na forma da esquerda foi aplicada uma força no punção e na forma da direita foi aplicada na matriz, usando a mesma energia inicial e os resultados mostram que a aplicação da força na

última dá origem a melhores resultados. Isto deve-se ao facto da matriz ter uma área maior para a aplicação de uma força magnética, logo com a mesma energia mais força pode ser aplicada.



Figura 97 – Chapa de Al com 0,8mm de espessura moldada pelo atuador nº2 a 2400J.



Figura 98 – Alisamento das abas de uma forma pré-moldada com a aplicação da força no punção (esquerda) e na matriz (direita) usando o atuador nº9 com uma energia de 1015J.

A Figura 99 mostra uma peça tubular de Al com 2mm de espessura deformada a 2400J e a Figura 100 mostra outra com 1,4mm de espessura deformada a 4400J. Ambas as peças cederam sobre a pressão exercida pelos atuadores e comprovam o circuito proposto é capaz de realizar a crimpagem de tubos.



Figura 99 – Tubo de Al com 2mm de espessura e 50mm de diâmetro deformado pelo atuador nº 10 com um impulso de 2400J.



Figura 100 – Tubo de Al com 1,4mm de espessura e 19mm de diâmetro deformado pelo atuador nº 13 de 8 espiras com um impulso de 4400J. a) Vista superior, b) vista lateral

5.1 Variação da indutância mútua entre o atuador e a peça a deformar

Para determinar a variação da indutância no sistema devido ao acoplamento magnético entre o atuador e a peça metálica a formar foram realizados dois ensaios, um sem peça Figura 101 e outro com peça Figura 102.

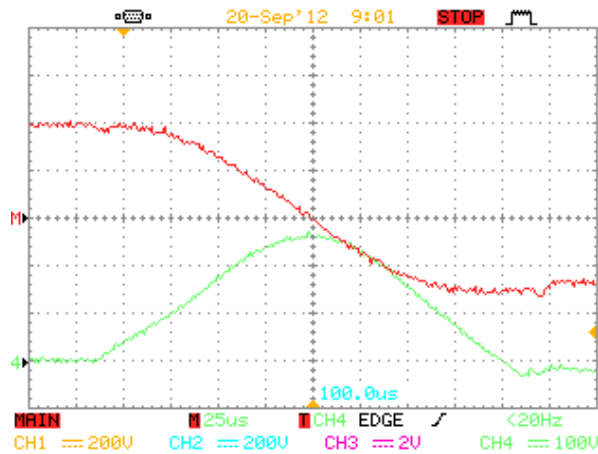


Figura 101 – Resposta de um sistema de MEM com dois ramos de descarga em paralelo, sem acoplamento magnético. O sinal (M) está a 200V/div e o CH4 a 1kA/div.

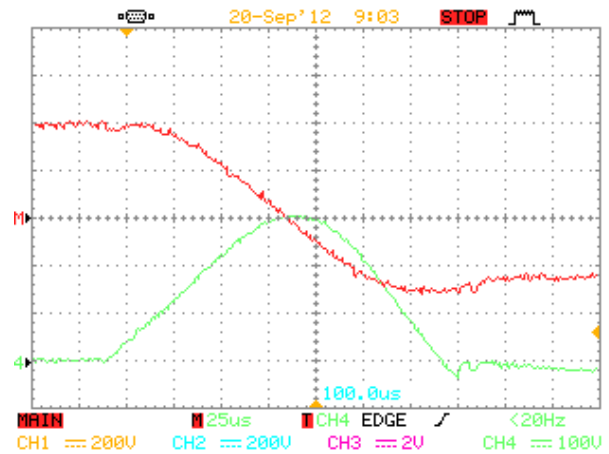


Figura 102 - Resposta de um sistema de MEM com dois ramos de descarga em paralelo, com acoplamento magnético. O sinal (M) está a 200V/div e o CH4 a 1kA/div.

O cálculo da variação da indutância no atuador feito através da comparação dos períodos das duas correntes obtidas mostra que esta incrementa cerca de 35% quando não existe uma peça metálica acoplada magneticamente ao atuador.

5.2 Força atrativa

Para demonstrar a presença de elevadas forças atrativas entre o atuador e uma chapa metálica, mesmo quando distanciados de 1mm entre si, foi realizada a seguinte experiência.

Por cima do atuador foi colocada uma rede metálica de baixa condutividade elétrica para distanciar a chapa metálica, colocada por cima da rede, e simultaneamente servir de molde. Por cima da chapa foi colocada uma peça maciça, lisa e sem qualquer textura, para manter a chapa fixada durante a sua repulsão. Com esta configuração a chapa metálica apenas pode deformar-se por força atrativa visto que só se pode deslocar no sentido do atuador. A Figura 103 mostra o resultado experimental e a chapa metálica usada.



Figura 103 – Uso de força atrativa para moldar uma chapa de Al distanciada de 1mm do atuador devido à presença de uma rede entre os dois. Impulso de 1350J.

5.3 Circuito de Comando

Tal como referido no ponto 3.4 é necessário que existam tempos mortos entre os sinais de comando que controlam o circuito de potência. A Figura 104 mostra uma imagem dos sinais de comando obtida experimentalmente.

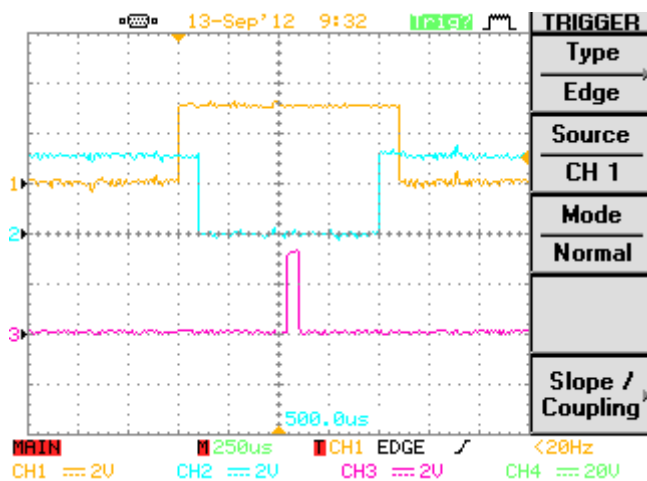


Figura 104 – Sinais de comando à saída da FPGA. O sinal representado no CH1 é o sinal de inibição da fonte, o CH2 é o sinal de comando do IGBT da malha de carga e o sinal do CH3 é o impulso de comutação dos SCR. Todos os sinais estão a 2V/div e a escala de tempo é 250µs/div.

O IGBT é colocado ao corte 100 μ s após o sinal de inibição da fonte de corrente e à condução 100 μ s antes de voltar a ativar a fonte. O primeiro tempo permite que a fonte seja desligada antes do circuito de carga ficar em aberto e o segundo tempo permite que o circuito de carga volte a fechar antes de ativar a fonte. Estes tempos têm em conta os tempos de comutação dos opto acopladores que isolam os sinais antes de chegarem aos circuitos de potência. O impulso de comando dos SCR está aproximadamente situado a meio dos sinais de inibição e do IGBT com 440 μ s de tempo morto após a comutação do sinal do IGBT, 60 μ s de duração e 400 μ s até a nova comutação do sinal do IGBT.

Os sinais da Figura 104 são configurados no interface Homem-Máquina desenvolvida no LabView representado na Figura 105. O programa permite o controlo do número e duração dos impulsos para o comando dos SCR, os tempos mortos do sinal de inibição da fonte e do sinal de comando do IGBT do ramo de carga, tal como a tensão de carga.

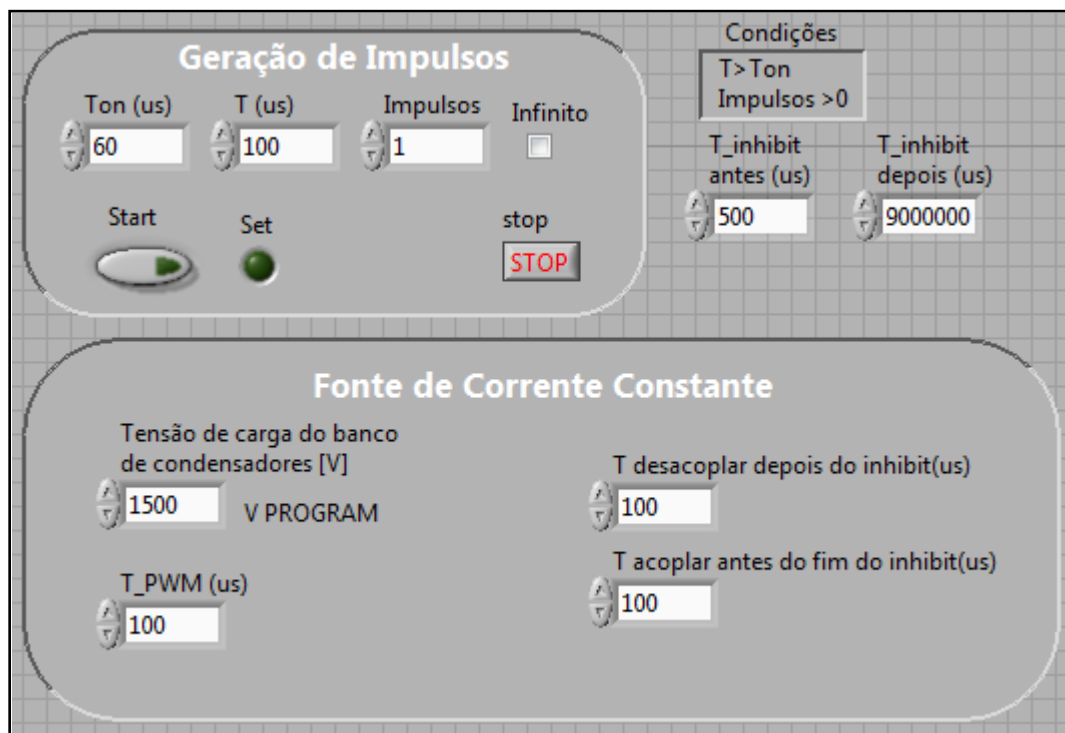


Figura 105 – Interface Homem-Máquina para a configuração de parâmetros dos sinais de comando.

A programação gráfica que permite o ajuste destes parâmetros e o comando do circuito de potência está representada no Anexo 3.

A Figura 106 mostra a disposição de algumas das placas que compõem o circuito de comando da PEM.

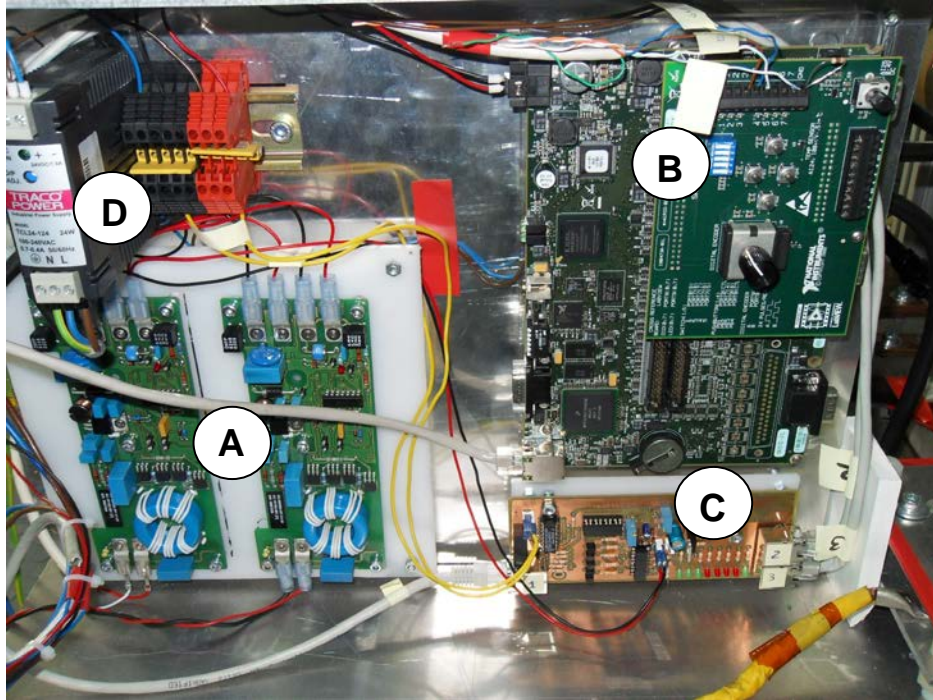


Figura 106 – Circuito de comando composto pelas placas de disparo dos tiristores (A), a placa de avaliação que contém uma FPGA (B), a placa de isolamento e adaptação de sinais (C) e uma fonte de alimentação (D).

A Figura 107 mostra o circuito de disparo do IGBT de carga.

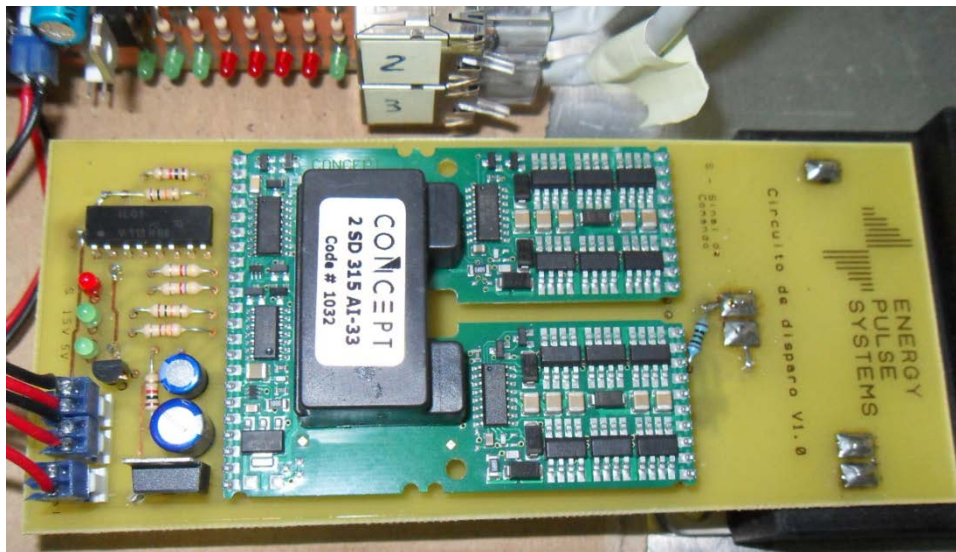


Figura 107 – Circuito de comando do IGBT de carga

5.4 Custo Energético

Para uma tarifa de baixa tensão especial tarifada num período horário e para médias utilizações, de acordo com o tarifário em vigor desde janeiro 2012, Diretiva ERSE n.º 07/2011, cada impulso de 60kJ emitido pela PEM custa em média 0,00032€, ou seja, 3,2€ por cada dez mil peças feitas. Considerando o tarifário de média tensão para utilizações prolongadas (melhor caso) o custo para moldar dez mil peças baixa para cerca de 2,3€. Estes custos referem-se apenas ao consumo energético da PEM e se for utilizado um sistema com recuperação de energia este custo pode ser reduzido, no melhor caso, em 35%.

5.5 Implementações de segurança e aspetos tidos em conta na construção da máquina

Para melhorar a segurança da máquina foram implementadas algumas medidas preventivas. Uma dessas medidas foi a ligação da estrutura metálica da máquina ao barramento de terra do quadro elétrico principal da instalação através de um condutor de 35mm², para minimizar a tensão de contato durante um defeito à terra e reduzir o tempo de descarga dos bancos de condensadores.

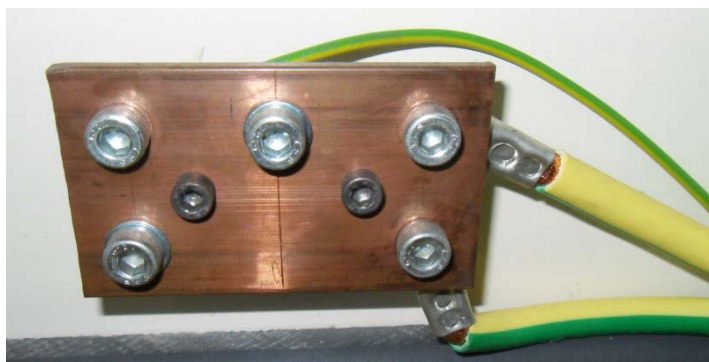


Figura 108 – Barramento de terra onde é feita a ligação do condutor de proteção que liga à estrutura da PEM através de um condutor de 35mm².

Devido às elevadas correntes que percorrem os condutores do circuito de potência durante a descarga dos bancos de condensadores sobre o atuador as cablagens devem estar afastadas o máximo possível dos circuitos de comando e da estrutura metálica para minimizar interferências e vibrações causadas por tensões induzidas.

A descarga de emergência dos bancos de condensadores e os disparos intempestivos são descritos em pormenor nos próximos pontos.

5.5.1 Descarga dos condensadores em caso de emergência

Para melhorar a segurança da máquina foi instalada uma malha de dissipação de energia para cada banco de condensadores, composta por um relé de alta tensão e uma resistência de potência de $1k\Omega$ (Figura 109) e comutada por um interruptor de emergência (Figura 110). Os relés são normalmente fechados e em caso de abertura do circuito ou falha de alimentação estes entram à condução, fechando o circuito de dissipação de energia e dissipando a energia existente nos bancos de condensadores.



Figura 109 – Circuitos de descarga dos bancos de condensadores compostos por dois conjuntos de um relé e uma resistência em série. Cada conjunto descarrega a energia de um banco de condensadores.



Figura 110 – Aparelhagem de comando local. Da esquerda para a direita, o interruptor de habilitação/inibição da fonte de alta tensão, o interruptor de corte da alimentação e o interruptor de corte de emergência.

O tempo de descarga dos bancos de condensadores em situação de emergência depende da energia contida nos mesmos e do valor da resistência que vai dissipar a sua energia. A Figura 111 mostra a resposta da tensão e da corrente nos bancos de condensadores para a sua tensão nominal.

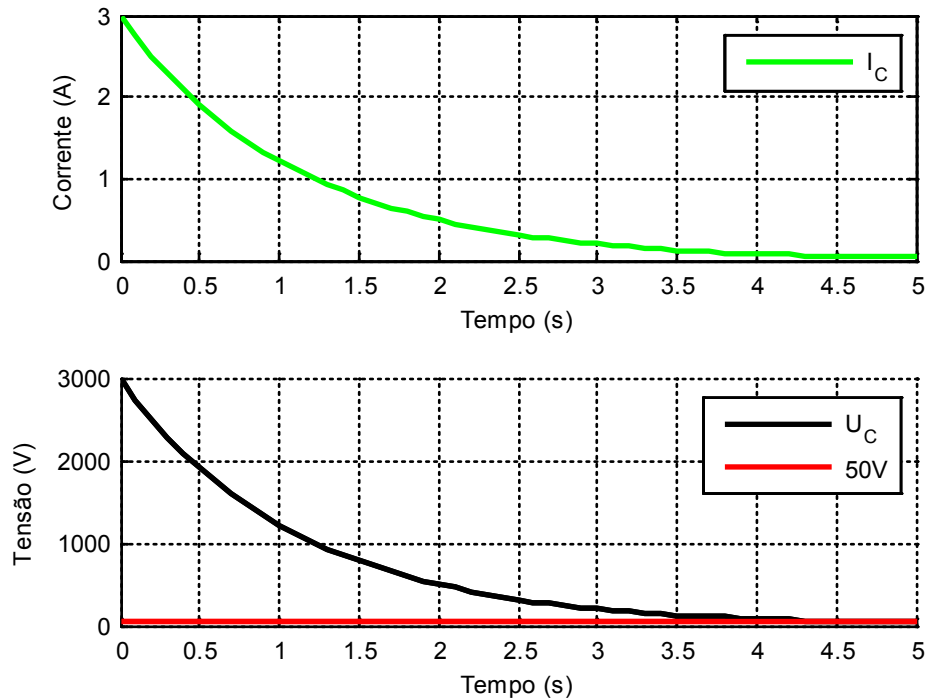


Figura 111 – Resposta da corrente e tensão no banco de condensadores ($C=1,11\text{mF}$, $V_0=3000\text{V}$) durante o acionamento da malha de dissipação de energia. A linha vermelha representa os 50V, tensão abaixo do qual já não existe perigo de eletrocussão em condições pouco húmidas.

O tempo de descida da tensão para valores aceitáveis (50V) demora cerca de 4,5s. Este valor depende da capacidade do banco de condensadores, da sua tensão inicial e da resistência de descarga. Para obter tempos de descarga mais baixos o valor das resistências pode ser diminuído, no entanto é necessário garantir que são capazes de dissipar a energia na forma de calor sem se destruírem.

A equação que descreve o comportamento da tensão nos bancos de condensadores durante a sua descarga é a seguinte.

$$u_c(t) = V_0 \left(1 - e^{-\frac{t}{RC}} \right) \quad (87)$$

Onde V_0 e C são respetivamente a tensão inicial e a capacidade do banco de condensadores e R é a resistência de descarga.

5.5.2 Situações de defeito

Durante a fase de ensaios ocorreram vários defeitos que são importantes de referir e compreender. Um dos defeitos foi a quebra do condutor que compõe as espiras de um atuador no local de cravagem do terminal (Figura 112). Esta situação ocorre quando o terminal é mal cravado, criando uma zona de elevada resistência de contato quando o aperto é insuficiente ou enfraquecendo o condutor quando o aperto é demasiado, esmagando ou até cortando o condutor.

Ocorreu também uma situação de defeito à terra em que 20kA escoaram pela estrutura metálica ligada a um condutor de proteção. O defeito deu-se por falha do isolamento do atuador, situação em que toda a estrutura metálica fica em tensão. O condutor de proteção estava ligado à estrutura mas apresentava uma elevada resistência de contato devido ao tratamento superficial da estrutura de alumínio, tornando-a isolante à superfície. A passagem da elevada corrente por este ponto deu origem a um arco elétrico cujo resultado está na Figura 113.



Figura 112 – Quebra do condutor de cobre aos terminais de um atuador devido à má cravagem dos mesmos.

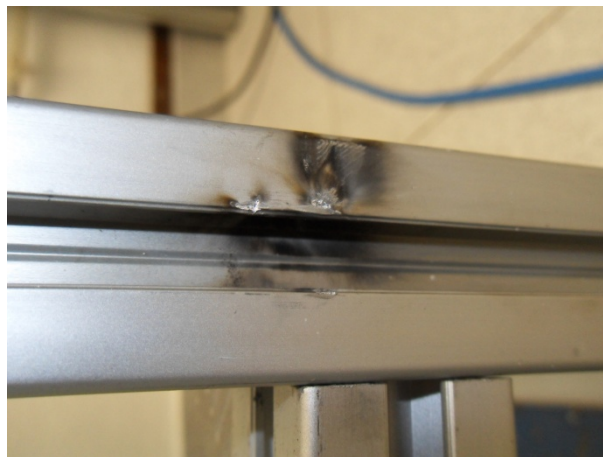


Figura 113 – Ponto de contato da estrutura metálica que suporta o atuador com o condutor de proteção da instalação elétrica após um defeito à terra de cerca de 20kA.

Outra situação de defeito foi um arco elétrico entre espiras de uma bobina construída com condutor multifilamento. Durante a sua construção um dos filamentos de uma das espiras ficou mal posicionado e encontrava-se muito próxima da espira adjacente. O resultado de um a atuação a 2000V que levou à destruição do atuador é mostrado na Figura 114.



Figura 114 – Curto-circuito entre espiras causado por um filamento mal colocado numa das espiras da bobina.

5.5.3 Cabo de transporte de energia

Para minimizar o efeito pelicular nos cabos de transporte de energia dos bancos de condensadores para o atuador e para permitir alguma flexibilidade no manuseamento do mesmo foram utilizados cabos multifilares flexíveis de 185mm^2 . A Figura 115 mostra em pormenor a quantidade de filamentos de cobre existentes no cabo utilizado.

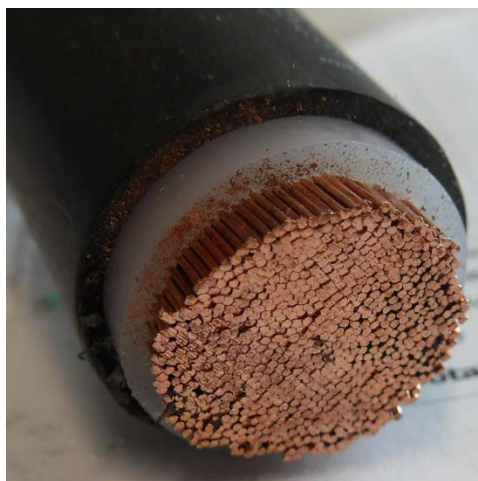


Figura 115 – Cabo multifilar flexível de cobre com 185mm^2 de seção.

6 Conclusões e futuros desenvolvimentos

Neste trabalho estudou-se a técnica de deformação mecânica por aplicação de pressão de origem magnética.

Foi construído com sucesso um circuito de MEM com duas malhas de descarga em paralelo, que armazena até 10 kJ de energia e pode gerar impulsos de corrente até 50 kA para uma tensão aplicada de 30 00 V. Este circuito, permite recuperar até 32% da energia inicial armazenada nos bancos de condensadores, mostrando claramente as suas vantagens energéticas face aos circuitos tipicamente utilizados na indústria. Juntamente com a melhoria de eficiência energética, o circuito proposto permite uma carga mais rápida dos bancos de condensadores devido à energia recuperada, o que significa que o tempo de produção pode ser reduzido também até 32%, assim como permite a redução da potência da fonte de alimentação primária.

Os circuitos de simulação construídos em Matlab/Simulink foram validados porque mostram resultados semelhantes aos práticos, permitindo realizar simulações de situações específicas ou defeito para prever o comportamento do circuito sem que exista o perigo de danificar o equipamento. Através das simulações concluiu-se que o circuito permite que existam variações de capacidade entre os bancos de condensadores e variações de indutância entre as bobinas de recuperação de energia, o que pode ser visto como uma vantagem porque tipicamente componentes com maiores tolerâncias dos seus parâmetros têm um custo mais reduzido.

Os resultados práticos mostram ser possível realizar um corte de uma peça de Al com 0,8mm de espessura e 50mm de diâmetro com apenas 13% da energia máxima do circuito e deformar um tubo de Al com 2mm de espessura usando um atuador solenoidal. Os resultados mostram também que uma má escolha dos aparelhos de medida, neste caso das sondas de corrente devido ao seu limite de 1As, pode levar à obtenção de dados inválidos.

Relativamente à proteção de pessoas a configuração do circuito proposto, em que um dos terminais do atuador está permanentemente ligado à massa, mostra ser mais segura porque o atuador, que é o único componente externo à máquina, apenas fica em tensão durante um pequeno período de tempo (menor que 1ms).

No futuro prevê-se a melhoria do programa de comando com a adição da apresentação das formas de onda medidas, do acesso remoto pela Internet e sinalização de erros e também a adaptação da mesma para que possa ser incorporada numa linha de produção industrial automatizada de peças de alumínio.

A melhoria dos circuitos de simulação, através da adição da variação da indutância vista no atuador durante o período de moldagem e da resposta dinâmica específica dos semicondutores de potência utilizados, para que seja tida em conta a variação da queda de tensão aos seus terminais devida à corrente que os atravessam e também a corrente de recuperação inversa dos mesmos é um objetivo para o futuro para a obtenção de simulações mais precisas.

Bibliografia

- [1] D. Glenn S., "High Velocity Metal Forming," em *ASM Handbook*, vol. 14B, Department of Materials Science and Engineering, The Ohio State University, 2006, pp. 405-418.
- [2] M. Manish Kamal, "A Uniform Pressure Electromagnetic Actuator For Forming Flat Sheets," Ohio, The Ohio State University, 2005, pp. 61,100,135,158,181,185.
- [3] I. V. Belyy, S. M. Fertik e L. T. Khimenko, *Electromagnetic Metal Forming Handbook*, Ohio: Material Science and Engineering Dept., Ohio State University, 1996.
- [4] M. Jianhui Shang, "Electromagnetically Assisted Sheet Metal Stamping," 2006.
- [5] J. Imbert, M. Worswick e P. L'eplattenier, "Effects of Force Distribution and Rebound on Electromagnetically Formed Sheet Metal," *4th International Conference on High Speed Forming*, pp. 169-180, 2010.
- [6] D. Glenn S., "Opportunities in High-Velocity Forming of Sheet Metal," *Metalforming magazine*, 1997.
- [7] R. Schäfer, P. Pasquale e S. Kallee, "Industrial Application of the Electromagnetic Pulse Technology," Alzenau, Germany, 2009.
- [8] D. Glenn S., "Agile Sheet Metal Forming: Basic Concepts and the Role of Electromagnetic Metal Forming," p. 4, 2007.
- [9] B. Scott Michael Golowin, *Path Actuators for Magnetic Pulse Assisted Forming and Punchless Electro-Magnetic Shearing*, Ohio: The Ohio State University, 2008, pp. 13-30, 59.
- [10] V. Taran, V. Vovk, V. Sabelkin e A. Vovk, "Explosive Forming of Metal Blanks," 2006.
- [11] G. Victor e M. Niculae, "Explosive Forming – Economical Technology For Aerospace Structures," Bucharest, Romania, 2010.
- [12] J. Varis e H. Martikka, "Prototyping of 3D sheet metal parts using electro hydraulic forming," *Mechanika*, n.º Nr.3(53), 2005.
- [13] W. Homberg, C. Beerwald e A. Pröbsting, "Investigation of the Electrohydraulic Forming

Process with respect to the Design of Sharp Edged Contours,” *4th International Conference on High Speed Forming*, 2010.

- [14] M. Loeffler, H.A. Wieland, J. Neumann e C. Dreesen, “Electrical Wire Explosions as a Basis for Alternative Blasting Techniques?,” *International Conference on Pulsed Power Applications*, n.º E.16, 27-29 March 2001.
- [15] NASA, “The Electromagnetic Hammer,” *NASA*, n.º SP-5034, 1965.
- [16] P. B. Zieve, “Low Voltage Electromagnetic Riveter - AD86-680,” 1986.
- [17] J. Hartmann, “Development of the Handheld Low Voltage Electromagnetic Riveter,” Bellevue, WA, 1990.
- [18] P. Zieve, L. Durack, B. Huffer e T. Brown, “Advanced EMR Technology,” 2007.
- [19] S. Kallee, R. Schäfer e P. Pasquale, “Automotive Applications of Electromagnetic Pulse Technology (EMPT),” Alzenau, Germany, 2010.
- [20] G. Zittel, “A Historical Review Of High Speed Metal Forming,” *4th International Conference on High Speed Forming*, pp. 14-15, 2010.
- [21] P. Young-Bae, K. Heon-Young e O. Soo-Ik, “Design of axial/torque joint made by electromagnetic forming,” em *Thin-Walled Structures* 43, 2005, p. 826–844.
- [22] S. D. Glenn, J. V. Vincent e D. Subrangshu, “Hyperplastic Forming: Process Potential and Factores Affecting Formability,” Department of Materials Science and Engineering, The Ohio State University, Columbus, Ohio, Columbus, 2006.
- [23] V. J. Vohnout, A hybrid Quasi-static/Dynamic Process for Forming Large Sheet Metal Parts From Aluminum Alloys, Columbus, Ohio: PhD Dissertation, the Ohio State University, 1998.
- [24] B. José Miguel Segundo Imbert, “Increased Formability and tbe Effects of the ToolSheet Interaction in Electromagnetic Forming of Aluminum Alloy Sheet,” Waterloo, Ontario, Canada, 2005.
- [25] E. Paese, M. Geier, J. L. Pacheco, R. P. Homrich e J. C. S. Ortiz, “Mathematical Modeling of an Electromagnetic Forming System with Flat Spiral Coils as Actuator,” *4th International*

Conference on High Speed Forming, 2010.

- [26] D. Jianghua, L. Chufeng, Z. Zhiheng, T. Fang e Y. Haiping, "Numerical simulation of magnetic flux and force in electromagnetic forming with attractive force," *Journal of Materials Processing Technology*, 2007.
- [27] D. Oliveira, "Electromagnetic Forming of Aluminum Alloy Sheet: Experiment and Model," Waterloo, Ontario, Canada, 2002.
- [28] M. Francis C., "Magneto-solid Mechanics," John Wiley & Sons, Inc., 1984.
- [29] M.T.Pereira, T.Jorge, H. Canacsinh e L. M. Redondo, "Magnetic Forming and Cutting of Thin Al Sheets," *18th IEEE International Pulsed Power Conference*, pp. 426-430, 19 – 23 June 2011.
- [30] W. Hartmanni, M. Romheld and A. Donner, "A 100 kJ Pulse Unit for Electromagnetic Forming of Large Area Sheet Metals," *Power Modulator Symposium, 2006*, pp. 577-581, 14-18 May 2006.
- [31] American Trim, "High Velocity Metal Forming (HVMF)," American Trim, 2012. [Online]. Available: <http://www.amtrim.com/hvmf.asp>.
- [32] B. Kristin E., "Factores Effecting Electromagnetic Flat Sheet Forming Using The Uniform Pressure Coil," The Ohio State University, Ohio, 2008.
- [33] NASA, "The Drag Equation," NASA, 2010. [Online]. Available: <http://www.grc.nasa.gov/WWW/k-12/airplane/drageq.html>.
- [34] NASA, "Shape Effects on Drag," NASA, 2010. [Online]. Available: <http://www.grc.nasa.gov/WWW/k-12/airplane/shaped.html>.
- [35] K. Gemba, "Shape Effects on Drag," Department of Aerospace Engineering, California State University, Long Beach, California, 2007.
- [36] S. Golovashchenko, N. Bessonov e R. Davies, "Design and Testing of Coils for Pulsed Electromagnetic Forming," *2nd International Conference on High Speed Forming*, 2006.
- [37] S. Golovashchenko, "Electromagnetic Forming and Joining for Automotive Applications,"

2nd International Conference on High Speed Forming, 2006.

[38] Douglas Brooks, "Skin Effect," 2009.

[39] E. Jordan, *Electromagnetic Waves and Radiating Systems*, Prentice Hall, 1968, p. 130.

[40] Jmag-international.com, "Analysis of Impedance-Frequency Characteristics of a Cable," 2011. [Online]. Available: http://jmag-international.com/catalog/70_Cable_ImpedanceFrequencyCharacteristics.html.

A. Anexos

Anexo 1 – Atuadores

Atuador nº 2

Número de espiras	5
Diâmetro Exterior	18cm
Material da base	Nylon
Material do adesivo	Resina acrílica
Seção das espiras	$2 \times 2,5 \text{mm}^2$
Tipo de condutor	Cobre unifilar
Indutância	$6,7 \mu\text{H}$
Observações	O adesivo acrílico não é capaz suporta as forças verticais exercidas pelas espiras.



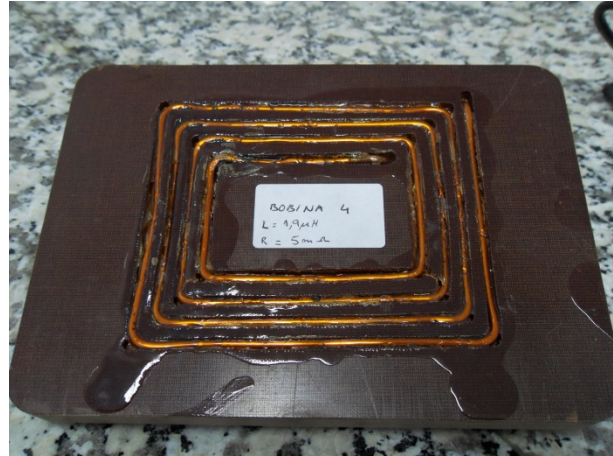
Atuador nº 3

Número de espiras	5
Diâmetro Exterior	19x19cm
Material da base	Nylon
Material do adesivo	Resina acrílica
Seção das espiras	$2 \times 2,5 \text{mm}^2$
Tipo de condutor	Cobre unifilar
Indutância	$10,6 \mu\text{H}$
Observações	O adesivo acrílico não é capaz suporta as forças verticais exercidas pelas espiras.



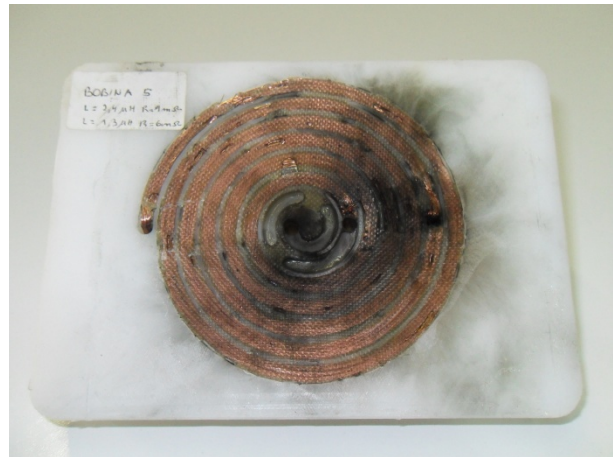
Atuador nº 4

Número de espiras	4
Diâmetro Exterior	10x8cm
Material da base	Celoron
Material do adesivo	Insulating varnish
Seção das espiras	1x6mm ²
Tipo de condutor	Cobre unifilar
Indutância	1,9µH
Observações	O material da base mostra-se incapaz de suportar as forças laterais entre espiras.



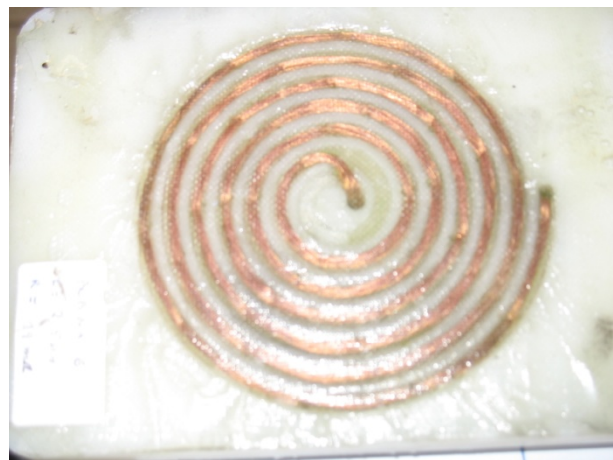
Atuador nº 5

Número de espiras	3,5+1,5
Diâmetro Exterior	10cm
Material da base	Nylon
Material do adesivo	Fibra de vidro + Epoxy
Seção das espiras	3x2,5mm ²
Tipo de condutor	Cobre multiifilar
Indutância	2,4µH + 1,1µH
Observações	O condutor quebrou na dobra a 90°, inutilizando o atuador.



Atuador nº 6

Número de espiras	3+2
Diâmetro Exterior	10cm
Material da base	Nylon
Material do adesivo	Fibra de vidro + Epoxy
Seção das espiras	3x1,5mm ²
Tipo de condutor	Cobre multifilar
Indutância	1,3µH + 1,1µH
Observações	O condutor quebrou na dobra a 90°, inutilizando o atuador.



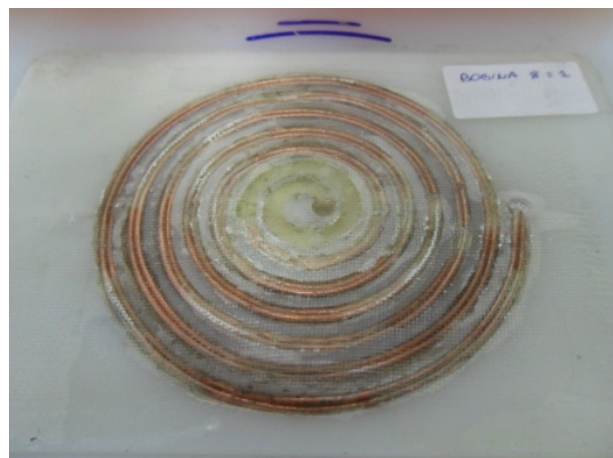
Atuador nº 7

Número de espiras	4
Diâmetro Exterior	10cm
Material da base	Baquelite
Material do adesivo	Insulating Varnish
Seção das espiras	1,5mm ²
Tipo de condutor	Cobre multifilar entrançado e estanhado
Observações	Apresenta uma elevada capacidade parasita.



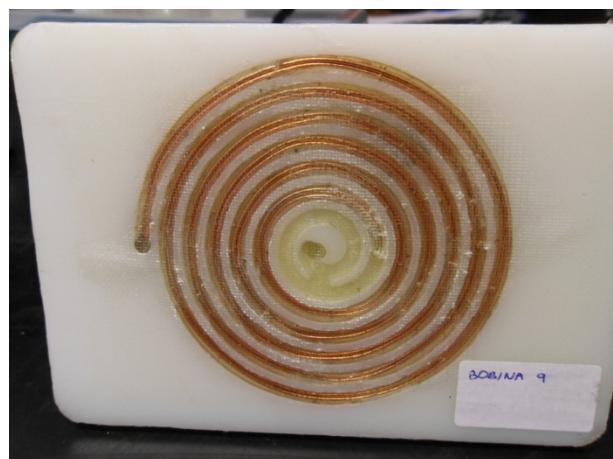
Atuador nº 8

Número de espiras	5
Diâmetro Exterior	10cm
Material da base	Nylon
Material do adesivo	Fibra de vidro + Epoxy
Seção das espiras	2x2,5mm ²
Tipo de condutor	Cobre unifilar
Indutância	3,7μH
Observações	Suporta correntes até 35kA sem mostrar sinais de fadiga.



Atuador nº 9

Número de espiras	5
Diâmetro Exterior	10cm
Material da base	Nylon
Material do adesivo	Fibra de vidro + Epoxy
Seção das espiras	2x1,5mm ²
Tipo de condutor	Cobre multifilar
Indutância	4 μH
Observações	Suporta correntes até 35kA sem apresentar sinais de fadiga.



Atuador nº 10

Número de espiras	7
Diâmetro Interior	50cm
Material de suporte	PVC
Material do adesivo	Fibra de vidro + Epoxy
Seção das espiras	1x6mm ²
Tipo de condutor	Cobre unifilar
Indutância	4,7 µH
Observações	A estrutura de suporte mostrou ser incapaz de conter as forças criadas no atuador.



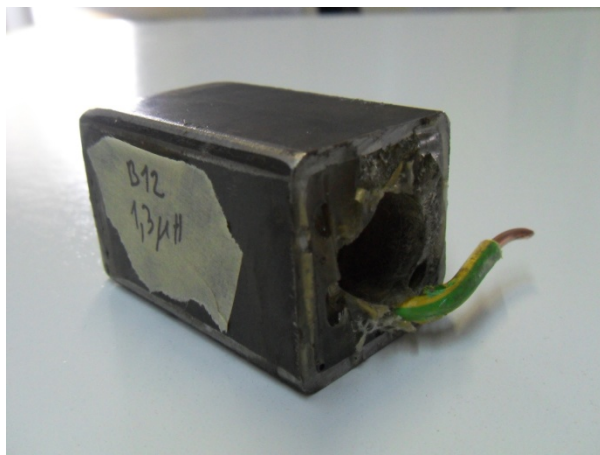
Atuador nº 11

Número de espiras	8+8
Diâmetro Interior	50cm
Material de suporte	Braçadeira metálica
Material do adesivo	Fibra de vidro + Epoxy
Seção das espiras	1x2,5mm ²
Tipo de condutor	Cobre unifilar
Indutância	5 µH +5µH
Observações	Bobina com dois conjuntos de 8 espiras. A insuficiência de adesivo no interior da bobina levou à destruição dos enrolamentos devido às forças no seu interior.



Atuador nº 12

Número de espiras	6
Diâmetro Interior	19cm
Material de suporte	Estrutura metálica
Material do adesivo	Fibra de vidro + Epoxy
Seção das espiras	$1 \times 6 \text{mm}^2$
Tipo de condutor	Cobre unifilar
Indutância	$1,3 \mu\text{H}$
Observações	A insuficiência de adesivo no interior da bobina levou à destruição dos enrolamentos devido às forças no seu interior.

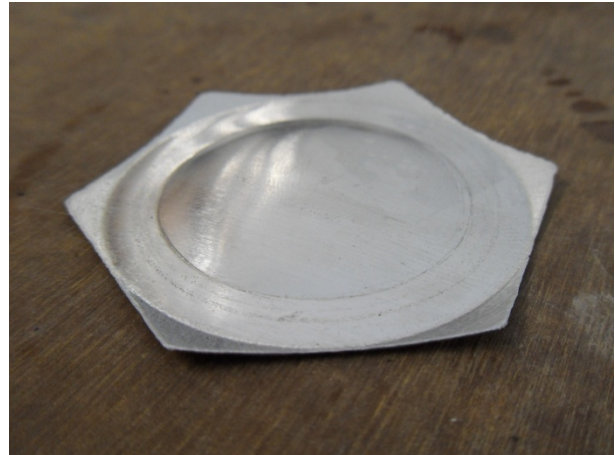


Atuador nº 13

Número de espiras	4 e 8
Diâmetro Interior	19cm
Material de suporte	Estrutura metálica
Material do adesivo	Uretano
Seção das espiras	$1 \times 6 \text{mm}^2$
Tipo de condutor	Cobre multifilar
Indutância	$1,1 \mu\text{H}$ e $1,8 \mu\text{H}$
Observações	Mostram ser capazes de suportar correntes até 35kA sem mostrar sinais de fadiga.



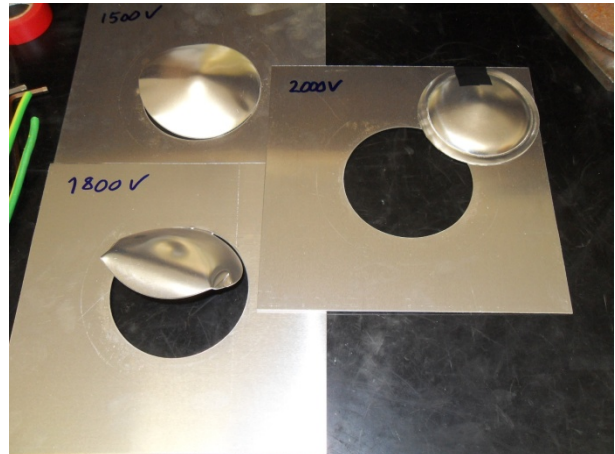
Anexo 2 – Outros resultados experimentais



Chapa de 0,8mm de espessura corta e moldada simultaneamente usando o atuador nº 8 e uma energia de 1945J.



Tentativa de cortar quatro círculos em simultâneo numa chapa de Al de 0,8mm com o atuador nº 8 e uma energia de 2400J.



Resultado da utilização de várias energias, 1350J, 1945J e 2400 J para cortar uma circunferência em chapa de Al de 0,8mm de espessura.



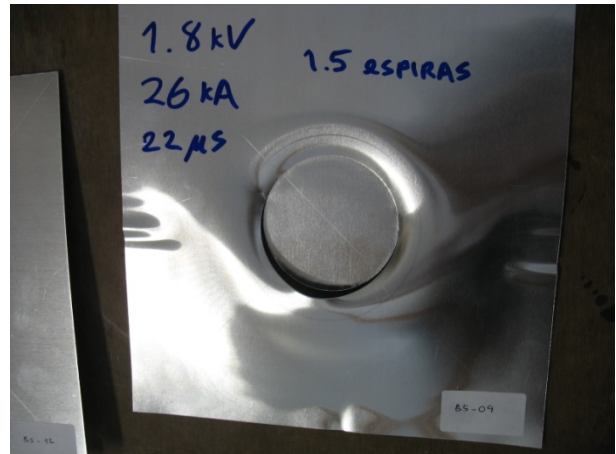
Tentativa de corte simultâneo de uma circunferência e uma peça hexagonal numa chapa de 0,8mm de espessura usando o atuador nº 5 com 5 espiras com 1945J.



Corte de uma chapa de 0,5mm de espessura usando a bobina nº5 com 5 espiras com 1945J.



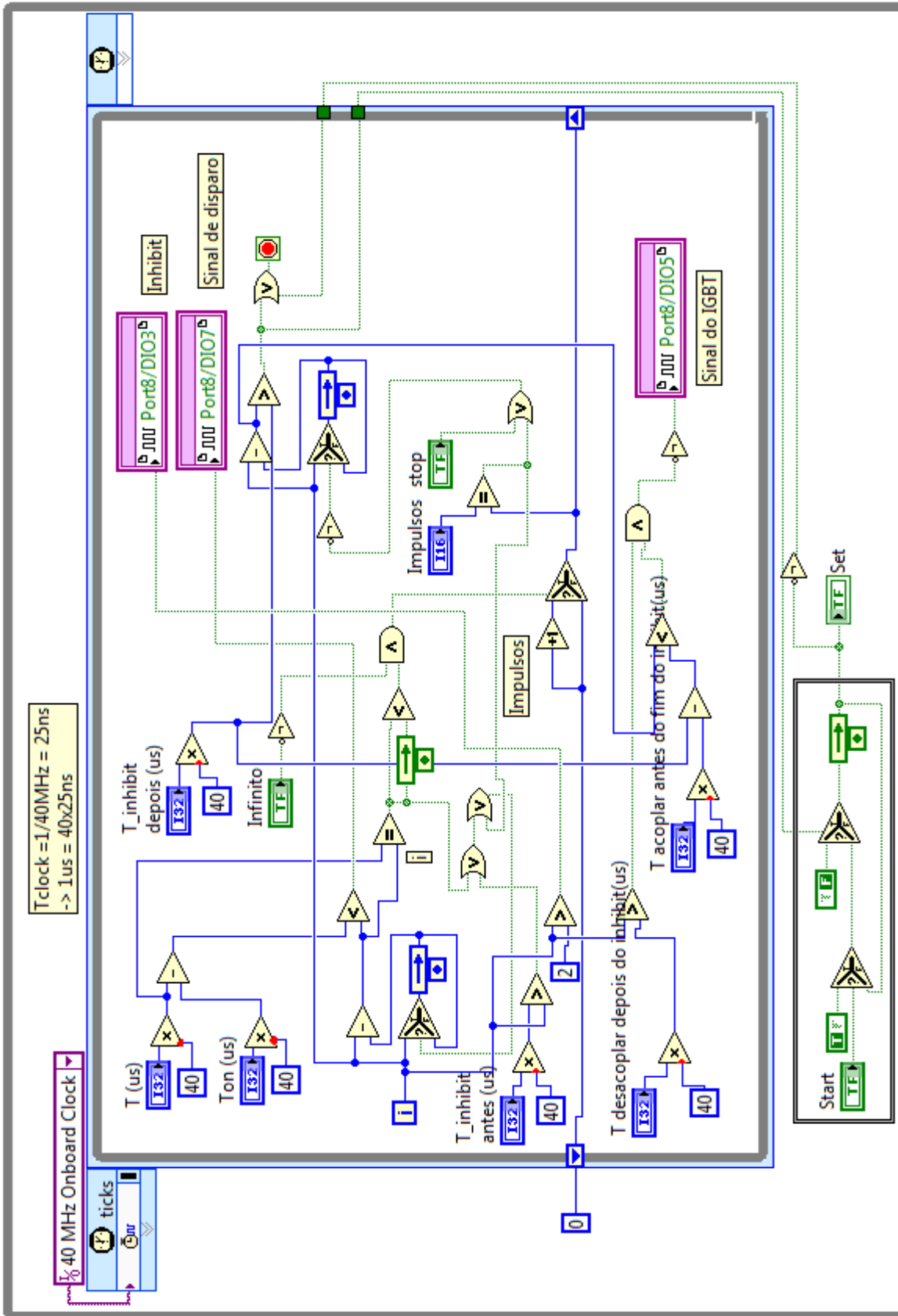
Corte de uma chapa de 0,5mm de espessura usando a bobina nº5 com 5 espiras com 1945J.



Tentativa de corte de uma chapa de 0,5mm de espessura usando a bobina nº5 com apenas 1,5 espiras com 1945J.

Anexo 3 - Programação gráfica da interface Homem-Máquina

Programação gráfica da interface Homem-Máquina (Parte 1)



Programação gráfica do interface Homem-Máquina (Parte 2)

