

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS ENVOLVIDOS NO PROCESSO DE UNIÃO POR  
INTERFERÊNCIA DE TUBOS POR CRAVAMENTO ELETROMAGNÉTICO

por

Martin Geier

Tese para obtenção do Título de  
Doutor em Engenharia

Porto Alegre, fevereiro de 2014

INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS ENVOLVIDOS NO PROCESSO DE UNIÃO POR  
INTERFERÊNCIA DE TUBOS POR CRAVAMENTO ELETROMAGNÉTICO

por

Martin Geier

Mestre em Engenharia

Tese submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do Título de

Doutor em Engenharia

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Rodrigo Rossi

Co-orientador: Prof. Dr. Roberto Petry Homrich

Aprovada por:

Prof. Dr. Pedro Alexandre Rodrigues Carvalho Rosa, IST / Universidade de Lisboa

Prof. Dr. Ály Ferreira Flores Filho, DELET / UFRGS

Prof. Dr. José Antonio Esmério Mazzaferro, DEMEC / UFRGS

Prof. Dr. Joyson Luiz Pacheco, DEMEC / UFRGS

Prof. Dr. Rogério José Marczak

Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 25 de Fevereiro de 2014

## **DEDICATÓRIA**

Aos meus Pais, pelo esforço e dedicação para minha formação profissional;

À minha esposa, pelo apoio afetivo e moral.

## **AGRADECIMENTOS**

À CAPES e ao Programa Ciência sem Fronteiras do CNPQ pela concessão de bolsas de doutorado no país e no exterior.

Aos Prof. Rodrigo Rossi e Prof. Roberto Homrich pela orientação neste trabalho.

Aos Prof. Paulo Martins, Prof. Pedro Rosa, Dr. Valentino Cristino, Miguel Maltez José, Sr. Carlos Farinha, Prof. Luís Alves, Profa. Beatriz, Dr. Carlos Silva, Gabriel Ribeiro, Ivo de Bragança, André Pereira, Pedro Martinho, Pedro Pereira, pela disponibilidade e apoio durante o estágio de doutorado no Instituto Superior Técnico de Lisboa.

À UFRGS e aos Prof. Joyson Pacheco, Prof. Flávio Lorini, Prof. Heraldo Amorim, Prof. André de Souza, Prof. Arnaldo Ruben, Prof. Telmo Strohaecker, Dr. Rafael Menezes e ao Dr. Alberto Brito pelo apoio e incentivo durante o doutorado.

Aos colegas Tiago, Gustavo, Guilherme e aos demais que, de certa maneira, auxiliaram com este trabalho.

Às amizades iniciadas em Lisboa, com Taimur Rabuske, Rafael Ferreira, e demais bolsistas de doutorado pelo apoio moral e pela companhia.

Ao Evandro Paese, Dr. Valentino Cristino, Miguel Maltez José e ao Prof. Pedro Rosa pela valiosa colaboração no alcance dos objetivos da tese durante o estágio de doutorado no Instituto Superior Técnico de Lisboa.

A todos os demais amigos que, de certa forma, auxiliaram com este trabalho.

À minha Família que, mesmo com a distância, sempre esteve presente.

## RESUMO

A união por conformação eletromagnética de perfis tubulares de alta condutividade elétrica é um processo inovador e limpo que pode substituir com sucesso os processos convencionais de união baseados na fixação mecânica por parafusos, rebites, soldagem e adesivos estruturais. Esta tecnologia funciona a temperatura ambiente, permite a união de materiais diferentes e oferece potencial para promover novas aplicações na montagem de estruturas leves. Neste trabalho busca-se compreender a união por interferência de tubos por cravamento eletromagnético em termos de seus principais parâmetros com o objetivo de identificar a influência na resistência global das uniões e estabelecer a faixa útil de condições operacionais do processo. Inicialmente são apresentados os fundamentos teóricos do processo de conformação eletromagnética e suas principais variantes operacionais, seguido de um resumo do estado atual do conhecimento da aplicação desta tecnologia na união de perfis tubulares no qual é verificado que os parâmetros mecânicos são a tensão residual no mandril, a área e forma da zona de união e o coeficiente de atrito entre os componentes. Entretanto, tais parâmetros estão relacionados de forma complexa com o processo de cravamento eletromagnético, a começar pela energia e a distribuição do pulso de pressão magnética gerados pela máquina e ferramenta que “disparam” o processo de conformação, a folga inicial entre componentes, o material dos componentes e, a geometria, forma e rugosidade do mandril. O estudo experimental foca a união por interferência de tubos de alumínio (AA6082-O) com mandris de aço (AISI 1045) e alumínio (AA6082 nos estados O e T6) investigando de forma gradual a influência de parâmetros do processo na resistência mecânica (à tração) deste tipo de uniões. Os resultados obtidos demonstram que a resistência mecânica da união e os modos de falha associados são diretamente relacionados com os parâmetros de processo e condições do mandril. Além disso, outras importantes contribuições são apresentadas em relação à instrumentação para medição de fluxo magnético e eficiência global do processo e para o desenvolvimento e aplicações industriais desta tecnologia.

Palavras chave: conformação eletromagnética, união de tubos, ajuste por interferência, medição de fluxo magnético, bobina exploratória.

## ABSTRACT

*Joining of tubular profiles with high electrical conductivity by electromagnetic forming (EMF) is an innovative and clean technology that can successfully replace conventional joining technologies based on mechanical fixing with fasteners, rivets, welding and structural adhesives. The technology works at room temperature, allows joining dissimilar materials and offers potential to foster new applications in the assembly of lightweight tubular frame structures. This work investigates the interference-fit joining of tubes by electromagnetic crimping in terms of its major parameters with the aim of identifying their influence on the overall strength of the joints and establishing the useful range of process operating conditions. Initially, the theoretical principles of EMF and its main operational process variants are presented, followed by a summary of the current state of the knowledge of its application in the joining of tubular profiles in which it is found that the mechanical parameters are the residual stress at the joint interface, the area and shape of the joint interface and the friction coefficient between the joining partners. However, these parameters are related in a very complex way with the electromagnetic crimping process parameters, starting with the charging energy and by the machine and tool which generates the distribution of the magnetic pressure pulse that “triggers” the forming process, the initial gap between joining partners, the mandrel properties such as material, geometry, shape and surface roughness. The experimental study focuses the interference-fit of aluminum tubes (AA6082-O) on mandrels made of different materials and metallurgical conditions (AISI 1045, AA6082-O and AA6082-T6) and, therefore, the process is analyzed by the gradual influence of other process parameters aiming to achieve high strength joints. Results show that the joint strength and the associated failure mechanisms are directly related to process parameters and mandrel conditions. In addition, other important contributions are presented regarding the instrumentation for measuring the magnetic flux and overall process efficiency and to the development and implementation of this technology in industrial processes.*

Keywords: Electromagnetic forming, Tube joining, Interference-fit, Magnetic flux measurement, Search coil.

# ÍNDICE

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
1.1	Objetivo .....	4
1.2	Justificativa.....	4
1.3	Limitações .....	5
1.4	Enfoque .....	5
1.5	Estrutura da tese .....	6
<b>2</b>	<b>HISTÓRICO DO PROCESSO.....</b>	<b>7</b>
2.1	O Grupo de Pesquisa em Conformação Eletromagnética da UFRGS .....	13
<b>3</b>	<b>O PROCESSO DE CONFORMAÇÃO ELETROMAGNÉTICA .....</b>	<b>15</b>
3.1	Princípios do Processo .....	18
3.2	Parâmetros do Processo.....	22
3.2.1	Balanco energético e eficiência do processo.....	25
3.2.2	Medição da frequência de descarga .....	29
3.2.3	A pressão magnética .....	30
3.2.4	Medição do fluxo magnético .....	33
3.3	Ferramentas para Conformação Magnética.....	37
3.3.1	Componentes da bobina ferramenta.....	38
3.3.2	Solicitações impostas à ferramenta para aplicações de compressão.....	40
3.3.3	Concentrador de campo para bobina de compressão .....	41
3.4	Análise do processo de compressão de tubos.....	46
3.4.1	Influência do pulso de pressão negligenciando o movimento da peça .....	47
3.4.2	A interação do pulso de pressão com o movimento da peça .....	51
3.5	Dificuldades para a análise do processo.....	55
3.6	União de componentes tubulares por compressão .....	58
3.6.1	Resistência mecânica das uniões.....	60
3.6.2	Uniões por interferência.....	61

3.6.3	Uniões por conformação .....	70
3.6.4	Uniões por solda por impacto .....	72
3.7	A liga de alumínio 6082 .....	73
<b>4</b>	<b>DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL .....</b>	<b>77</b>
4.1	Equipamentos e sistemas de medição .....	77
4.2	Corpos de provas .....	88
4.2.1	Tubos.....	88
4.2.2	Mandris .....	89
4.3	Uniões por interferência por cravamento eletromagnética .....	90
4.4	Metodologia de investigação.....	93
<b>5</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÃO.....</b>	<b>95</b>
5.1	Compressão livre de tubos com diferentes concentradores de campo .....	95
5.2	Determinação do fator de concentração dos concentradores de campo .....	99
5.2.1	Eficiência dos concentradores de campo .....	102
5.3	Avaliação da resistência mecânica das uniões por interferência.....	105
5.3.1	Folga radial inicial e material do mandril .....	108
5.3.2	Geometria do concentrador de campo .....	111
5.3.3	Estado metalúrgico do material do mandril .....	118
5.3.4	Rugosidade do mandril .....	119
<b>6</b>	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>122</b>
<b>7</b>	<b>SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....</b>	<b>125</b>
	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>127</b>



## LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1 – Variantes da conformação eletromagnética: compressão de tubo, expansão de tubo e estampagem [adaptado de Beerwald, C., 2005].	15
Figura 3.2 – Exemplos de peças obtidas pelas de operações conformação eletromagnética: (a) munições militar, (b) componente de míssil e (c) aplicação de coifas em juntas homocinéticas [www.elmaginc.com; www.magneform.com].	16
Figura 3.3 – Peças obtidas pela união por compressão magnética: (a) filtro de ar em alumínio e plástico, (b) cabos de plástico unidos com tubo alumínio, (c) vasos de pressão em alumínio e borracha e (d) perfis metálicos em alumínio e a respectiva bobina [www.poynting.de; www.pstproducts.com].	17
Figura 3.4 – Exemplos de aplicações híbridas: (a) Combinação de processos de estampagem tradicional e eletromagnético em painel automotivo [Gutierrez, 2011] e (b) conceito de extrusão a quente de perfis de alumínio com subsequente compressão eletromagnética e tratamento térmico [Jäger <i>et al.</i> , 2011].	18
Figura 3.5 – Circuito do sistema de conformação eletromagnético e exemplo qualitativo da evolução da corrente de descarga (adaptado de Psyk, 2011; Winkler, 1973).	19
Figura 3.6 – Direções das correntes, das linhas de campo magnético e da pressão durante (a) compressão eletromagnética, (b) expansão eletromagnética e (c) estampagem eletromagnética (adaptado de Psyk <i>et al.</i> , 2011).	22
Figura 3.7 – Exemplo do curso temporal da densidade de fluxo magnética B e da pressão magnética resultante na folga efetiva.	30
Figura 3.8 – Princípios da compressão eletromagnética (adaptado de Beerwald, 2005).	32
Figura 3.9 – Circuito elétrico do integrador passivo associado à bobina exploratória.	35
Figura 3.10 – Componentes de uma bobina ferramenta para compressão.	38
Figura 3.11 – Representações (a) da configuração e modo de operação de um concentrador de campo de uma fenda em uma bobina atuadora para operação de compressão	

eletromagnética [Dietz <i>et al.</i> , 1967a] e (b) respectivas direções da corrente [Dietz <i>et al.</i> , 1967b].....	40
Figura 3.12 – Princípio de operação de um concentrador de campo bipartido. ....	42
Figura 3.13 – Diferentes geometrias cilíndricas para concentradores de campo com as correspondentes vantagens e desvantagens (adaptado de Neubauer <i>et al.</i> , 1988).....	43
Figura 3.14 – Estrutura básica de uma configuração para compressão composta por bobina de múltiplos enrolamentos e concentrador de campo bipartido (adaptado de Beerwald, 2005).....	44
Figura 3.15 – Densidades de fluxo magnético em um concentrador de campo para compressão (adaptado de Dietz <i>et al.</i> , 1967b).....	45
Figura 3.16 – (a) Circuito equivalente para processos de conformação eletromagnética e (b) comportamento da corrente de descarga na bobina atuadora (adaptado de Kleiner <i>et al.</i> , 2005).....	48
Figura 3.17 – Em (a) sistema de medição online utilizado para determinação do comportamento da deformação em áreas significativas do tubo. Em (b) o exemplo do processo de compressão de tubos com diferentes tempos de pico para pressão máxima e da taxa de deformação [Kleiner <i>et al.</i> , 2005]. ....	52
Figura 3.18 –Influência do tempo de pico para pressão máxima nos efeitos de enrugamento (instabilidade) para a compressão livre de um tubo. [Kleiner <i>et al.</i> , 2005].....	53
Figura 3.19 – Influência da deformação do tubo no curso de pressão magnética da máquina Maxwell7000 em diferentes instantes de tempo e sob diferentes aspectos: a pressão $p_0$ criada pelo campo de bobina ideal (de comprimento infinito), a pressão $p$ com coeficiente de distribuição do campo magnético $k_p$ considerando a geometria do tubo constante (“contorno inicial”), e os resultados da análise numérica sequencial (considerando o movimento do tubo, “contorno variável”) [Beerwald, 2005]. ....	54
Figura 3.20 – Influência do movimento do tubo no curso de pressão para a máquina SMU1500 [Beerwald, C., 2005].....	55
Figura 3.21 – Instabilidade na processo de compressão eletromagnética de tubos [Min e Kim, D. , 1993; Demir <i>et al.</i> , 2010a].....	56

Figura 3.22 – Representação esquemática das uniões por interferência ( <i>force-fit</i> ) e por conformação e interferência ( <i>form-fit</i> ) e, curvas típicas para evolução da corrente de descarga e pressão magnética (adaptado de Hammers <i>et al.</i> , 2008).....	58
Figura 3.23 – Curva força x deslocamento típica para uniões por interferência (adaptado de Hammers <i>et al.</i> , 2008) .....	61
Figura 3.24 – O processo de união por interferência mecânica, desde o início da compressão até o relaxamento e expansão do mandril e a tensão residual de interferência $\sigma_r$ . .....	61
Figura 3.25 – (a) Influência do material do mandril na resistência em uniões por interferência com tubos de alumínio. Em (b), informações dos materiais utilizados para os mandris (adaptado de Barreiro <i>et al.</i> , 2006).....	62
Figura 3.26 – Influência do pulso de energia com a folga inicial entre os componentes na resistência da união e diagrama do ensaio para verificação da resistência mecânica da união entre componentes metálicos (adaptado de Barreiro <i>et al.</i> , 2006).....	63
Figura 3.27 – Superfície de mandris jateados por (a) esferas de vidro e (b) partículas de $Al_2O_3$ . Em (c) e (d), a influência da pressão do jato e do tipo de partículas na rugosidade superficial na resistência da união por interferência (adaptado de Hammers <i>et al.</i> , 2008 e Hammers <i>et al.</i> , 2010). .....	65
Figura 3.28 – Relação entre parâmetros de corte na preparação de mandris por fresamento e a rugosidade resultante na resistência de uniões por interferência (adaptado de Hammers <i>et al.</i> , 2008).....	66
Figura 3.29 – À esquerda, curvas de histerese de um teste com uma carga máxima de 8 kN para diferentes ciclos. À direita, o deslocamento relativo do tubo durante os testes para diferentes cargas máximas [Barreiro <i>et al.</i> , 2006].....	67
Figura 3.30 – Comparação entre os resultados obtidos por diferentes autores para a resistência mecânica de uniões por interferência com ligas de alumínio similares para folgas iniciais diferentes. ....	68
Figura 3.31 – Comparação entre os resultados obtidos por diferentes autores para a resistência mecânica de uniões por interferência com ligas de aço similares para folgas iniciais diferentes. ....	68
Figura 3.32 – Resultados para a resistência de uniões por interferência em tubos de alumínio em função da energia do pulso, do material do mandril e da folga inicial. A esquerda,	

energia do pulso (CE) de 1,1 kJ [Barreiro <i>et al.</i> , 2006] e a direita, energia do pulso (CE) de 1,5 kJ [Kleiner <i>et al.</i> , 2006].	69
Figura 3.33 – Tipos de uniões/juntas por conformação <i>form-fit</i> obtidas por compressão eletromagnética [Park <i>et al.</i> , 2005].	70
Figura 3.34 – Geometrias de sulcos para uniões <i>form-fit</i> [Weddeling <i>et al.</i> , 2011].	71
Figura 3.35 – Parâmetros geométricos para o projeto de sulcos retangulares [Park <i>et al.</i> , 2005].	71
Figura 3.36 – Verificação do perfil do tubo deformado em função da forma do sulco [Weddeling <i>et al.</i> , 2011].	72
Figura 3.37 – (a) Processo de solda por impulso magnético. (b) Principais parâmetros do processo (adaptado de Kojima <i>et al.</i> , 1989; Masumoto; Tamaki; Kojima, 1985).	73
Figura 3.38 – Superfície característica do comportamento mecânico do material AA6082 no estado O [Pereira, 2012].	75
Figura 3.39 – Superfície característica do comportamento mecânico do material AA6082 no estado T6 [Pereira, 2012].	76
Figura 4.1 – Vistas dos painéis frontal e traseiro (com a bobina ferramenta fixada) [“Manual SMU 1500/2000,” 2010].	79
Figura 4.2 – Bobina ferramenta SMU-K40-12/30 utilizada nos experimentos.	80
Figura 4.3 – Dimensões dos concentradores de uma fenda fabricados e utilizados na investigação (vista da seção transversal) e o comprimento interno $l_{i,CC}$ : (a) CC8, (b) CC12 e (c) CC16.	81
Figura 4.4 – Em (a): diagrama esquemático da bobina exploratória para realizar medições de fluxo magnético. Em (b): um protótipo de bobina parcialmente colapsada, para demonstrar como sua construção foi finalizada.	83
Figura 4.5 – Osciloscópio Agilent DSO1004A e configuração utilizada nos experimentos.	84
Figura 4.6 – Sonda diferencial HAMEG HZ 100 e principais dados técnicos [www.hameg.com].	84
Figura 4.7 – Máquina de ensaios de tração Speedy Tester LCH-20 e em detalhe o sistema de fixação por cunhas.	85
Figura 4.8 – Rugosímetro Surfcoorder SE1200 utilizado para verificação da rugosidade dos mandris.	86

Figura 4.9 – (a) difratômetro Seifert Charon XRD M e (b) união sendo submetida a análise de tensões residuais e FWHM.....	87
Figura 4.10 – Geometria dos tubos.....	88
Figura 4.11 – Determinação do limite de resistência à tração do tubo, utilizado para avaliar a resistência das uniões por interferência tubo-mandril por cravamento eletromagnético. 89	
Figura 4.12 – Geometria dos mandris e o diâmetro D, que determina a folga radial entre tubo e mandril (dimensões em mm). ....	90
Figura 4.13 – (a) Representação esquemática da configuração para a união de interferência entre tubo e mandril por cravamento eletromagnético (adaptado de Geier <i>et al.</i> , 2013) e (b) detalhe do posicionamento do conjunto.....	91
Figura 4.14 – Forma típica para a curva de descarga de corrente em uniões de interferência entre tubo e mandril por cravamento eletromagnético (1 kA/20 mV, isto é, 10 kA/div no gráfico do osciloscópio).....	92
Figura 4.15 – Posicionamento e fixação do conjunto tubo-mandril.....	93
Figura 5.1 – Tubos de alumínio AA6082-O comprimidos com os concentradores de campo (a) CC16, (b) CC12 e (c) CC8 para energias variando de 300 a 1500 J.....	96
Figura 5.2 – Influência da energia e carga e da fenda dos concentradores de campo na deformação tangencial de tubos de alumínio AA6082-O. ....	97
Figura 5.3 – Resultado dos experimentos de compressão livre de tubos para verificação dos diferentes concentradores de campo em função de parâmetros de processo energia de carga, concentrador de campo e estado metalúrgico do material do tubo.....	98
Figura 5.4 – Representação esquemática do conjunto tubo-concentrador de campo, com os pontos de medição $a_1$ e $a_2$ .....	99
Figura 5.5 – Caracterização do concentrador de campo CC8 ( $l_{i,CC}=8$ mm) sinais de tensão induzida na bobina exploratória: (a) no ponto $a_1$ (referente a $B_{CC,e}$ ) e (b) no ponto $a_2$ (referente a $B_{CC,i}$ ). Condições experimentais: $U_0=160$ J; Configurações do osciloscópio: canal 1 $\sim 100$ mV/div, canal 2 $\sim (350$ mV) $\times 20$ /div (sonda diferencial 1:20); Tempo $\sim 10\mu$ s/div.....	100
Figura 5.6 – Estimativa para a evolução da pressão, calculadas a partir das curvas de corrente, em função da energia de carga e dos respectivos coeficientes de concentração de pressão $c_p$ dos concentradores de campo CC8, CC12 CC16.....	102

Figura 5.7 – Delimitação do espaço efetivo pelo campo magnético atuante entre o tubo e o concentrador de campo.....	103
Figura 5.8– (a) Curvas força-deslocamento típicas, (b) os modos de falha observados no trabalho.....	106
Figura 5.9 – Exemplo de cavacos formadas pelo escorregamento das asperezas dos materiais em função do modo de falha e do par metálico tubo-mandril. Em (a) cavacos de alumínio aderidas ao mandril de aço AISI 1045. Em (b) cavacos diminutos [Geier <i>et al.</i> , 2013] em união tubo-mandril em AA6082-O e em (c) o caso extremo de formação de cavacos proeminentes em uniões entre componentes de alumínio AA6082-O.....	108
Figura 5.10 – Influência da folga inicial e da energia de carga na resistência mecânica de uniões tubo-mandril (linhas de tendência presentes no gráfico com propósito de meramente auxiliar na interpretação dos resultados). .....	109
Figura 5.11 – Uniões tubo-mandril AA6082-O – AISI 1045 (a) obtidas para a condição de parâmetros $U_0=1300$ J e CC16 ( $l_{i,CC}=16$ mm) em função da folga radial $a_0$ e (b) seus respectivos modos de falha.....	110
Figura 5.12 – Influência do material do mandril na resistência mecânica da união por interferência por conformação eletromagnética (linhas de tendência presentes no gráfico com propósito de meramente auxiliar na interpretação dos resultados).....	111
Figura 5.13 – Influência dos concentradores de campo e da folga radial em uniões tubo-mandril de alumínio AA6082-O para uma energia de carga de 1300 J (linhas de tendência presentes no gráfico com propósito de meramente auxiliar na interpretação dos resultados).....	112
Figura 5.14 – Detalhe da formação de cavaco durante o ensaio de tração da união tubo-mandril em AA6082-O obtida com o concentrador de campo CC8: (a) ranhuras axiais no mandril e adesão de cavaco. Em (b) vista superior mostrando cavacos de dimensões consideráveis na interface tubo-mandril e, em (c) mandril seccionado por corte a fio por eletroerosão evidenciando a deformação plástica do mandril e o processo decorrente de formação de cavaco. ....	113
Figura 5.15 – Distribuição de tensões residuais entre 15 e 20 $\mu$ m da superfície externa do tubo, ao longo da zona de união e em porções diametralmente opostas, 0 e 180° (parâmetros de análise na Tabela 4.3). .....	114

Figura 5.16 – Inspeção visual para verificação do mecanismo predominante em união que obtida com CC8 que resulta em modo de falha III ( $U_0=1300\text{J}$ , $a_0=1\text{ mm}$ ): união seccionada (a) antes do ensaio de tração e (b) após o ensaio de tração.....	116
Figura 5.17 – Inspeção visual do mandril da união obtida com CC8 que resulta em modo de falha III ( $U_0=1300\text{J}$ , $a_0=1\text{ mm}$ ) com evidências de deformação plástica do mandril e alterações superficiais devido ao impacto pelo tubo. ....	117
Figura 5.18 – Influência do estado metalúrgico do material do mandril (AA6082 nos estados O e T6) na resistência da união. Parâmetros de processo: $U_0=1300\text{ J}$ , CC8 (linhas de tendência presentes no gráfico com propósito de meramente auxiliar na interpretação dos resultados).....	118
Figura 5.19 – Influência da rugosidade na resistência da união por interferência de tubos de alumínio AA6082-O e mandril de aço AISI 1045.....	120
Figura 5.20 – Influência da rugosidade na resistência da união por interferência tubo-mandril AA6082-O. ....	121
Figura 7.1 – Sugestão de geometria dos corpos de prova para avaliação do processo de união por interferência de tubos por cravamento eletromagnético (ilustração de um tubo unido em dois mandris). ....	125

## LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Influência da pressão atuante pela redução da difusão do campo magnético.....	48
Tabela 3.2 – Influência na eficiência da transferência de energia para o pico de pressão do campo magnético entre a bobina e a peça .....	51
Tabela 3.3 – Relação de benefícios e limitações em função do mecanismo da união .....	59
Tabela 3.4 – Composição química (em %) da liga AA6082.....	74
Tabela 3.5 – Propriedades físicas da liga AA6082.....	74
Tabela 3.6 – Propriedades mecânicas à tração da liga AA6082.....	74
Tabela 4.1 – Informações técnicas SMU 1500LC.....	78
Tabela 4.2 – Informações geométricas dos materiais utilizados para a fabricação da bobina exploratória.....	82
Tabela 4.3 – Parâmetros para análise com a máquina Seifert Charon XRD M .....	87
Tabela 5.1 – Coeficientes de concentração de campo magnético $c_{B,CC}$ dos concentradores de campo. ....	101
Tabela 5.2 – Parâmetros de processo para o cálculo do volume efetivo.....	104
Tabela 5.3 – Eficiência dos concentradores de campo.....	105



## LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

AA6082-O	liga de alumínio 6082 homogeneizada
AA6082-T6	liga de alumínio 6082 temperada no estado T6
EMF	<i>Electromagnetic Forming</i>
CC	concentrador de campo
CC8	concentrador de campo com comprimento interno $l_{i,CC}= 8$ mm
CC12	concentrador de campo com comprimento interno $l_{i,CC}= 12$ mm
CC16	concentrador de campo com comprimento interno $l_{i,CC}= 16$ mm

## LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolo	Unidade	Significado
$a$	mm	folga entre tubo e bobina
$a_0$	mm	folga radial entre tubo e mandril
$a_1$	mm	folga entre a bobina e concentrador de campo
$a_2$	mm	folga entre o concentrador de campo e o tubo
$a_3$	mm	largura da fenda do concentrador de campo
$a_{efetiva}$	mm	folga efetiva entre tubo e bobina
$c_B$	-	fator de concentração de densidade de fluxo magnético
$c_p$	-	fator de concentração de pressão magnética
$d$	mm	diâmetro da união
$f_d$	Hz	frequência de descarga
$f_{sig}$	Hz	frequência significativa
$h_{CC}$	mm	profundidade do concentrador de campo
$k_B$	-	fator de distribuição da densidade de fluxo magnético
$k_p$	-	fator de distribuição da pressão magnética
$l$	mm	comprimento da união
$l_a$	mm	comprimento efetivo (axial) da bobina
$l_{e,CC}$	mm	comprimento exterior do concentrador de campo
$l_{i,CC}$	mm	comprimento interior do concentrador de campo
$n$	-	número de enrolamentos (voltas) da bobina
$n_{BE}$	-	número de enrolamentos (voltas) da bobina exploratória
$p$	MPa	pressão
$p_0$	MPa	pressão para o caso particular de um solenoide infinito
$p_{máx}$	MPa	valor de máximo para a pressão
$r_{e,CC}$	mm	raio externo do concentrador de campo
$r_{e,tubo}$	mm	raio externo do tubo
$r_{i,CC}$	mm	raio interno do concentrador de campo

$r_{i,\delta CC}$	mm	raio interno efetivo do concentrador de campo
$r_{i,\delta tubo}$	mm	raio interno efetivo do tubo
$s_0$	mm	espessura do tubo
$t$	s	tempo
$t_{m\acute{a}x}$	s	instante de tempo em que dada grandeza atinge o seu máximo
$v_{efetivo}$	mm <sup>3</sup>	volume compreendido pela folga efetiva entre peça e bobina
$w_a$	mm	largura do condutor da bobina
$w_{plástica}$	J	trabalho de deformação plástica
$A_{BE}$	m <sup>2</sup>	rea da bobina exploratória
$B$	T	densidade de fluxo magnético
$B_0$	T	densidade de fluxo magnético para um solenoide infinito
$B_{CC,e}$	T	densidade de fluxo magnético no exterior do concentrador de campo
$B_{CC,i}$	T	densidade de fluxo magnético no interior do concentrador de campo
$B_{dif}$	T	densidade de fluxo magnético que é difundida
$B_{folga}$	T	densidade de fluxo magnético na folga entre peça e ferramenta
$B_{m\acute{a}x}$	T	valor de máximo para densidade de fluxo magnético
$C$	F	capacitância da máquina de conformação eletromagnética
$C_{INT}$	F	capacitância para o circuito integrador
$F_r$	N/m <sup>3</sup>	componente de força de volume na direção radial
$F_{sep}$	N	força de separação
$F_{sulco}$	N	força resultante do sulco do mandril
$F_z$	N/m <sup>3</sup>	componente de força de volume na direção axial
$H$	A/m	intensidade de campo magnético
$I$	A	corrente elétrica
$I_e$	A	corrente elétrica equivalente
$I_0$	A	constante para a curva de corrente de descarga
$I_1$	A	corrente elétrica no circuito primário ou na bobina
$I_2$	A	corrente elétrica no circuito secundário ou na peça
$L$	H	indutância
$L_e$	H	indutância equivalente
$L_i$	H	indutância interna

$L_1$	H	indutância do circuito primário ou da bobina
$L_2$	H	indutância do circuito secundário ou da peça
$R$	Ohm	resistência elétrica
$R_e$	Ohm	resistência elétrica equivalente
$R_i$	Ohm	resistência elétrica interna
$R_z$	$\mu\text{m}$	rugosidade de profundidade média
$R_{INT}$	Ohm	resistência elétrica do circuito integrador
$R_1$	Ohm	resistência elétrica do circuito primário ou da bobina
$R_2$	Ohm	resistência elétrica do circuito secundário ou da peça
$U_{cinética}$	J	energia cinética
$U_{elástica}$	J	energia de deformação elástica
$U_{elétrica}$	J	energia elétrica
$U_{Joule}$	J	energia por efeito Joule
$U_{J1}$	J	energia por efeito Joule na bobina
$U_{J2}$	J	energia por efeito Joule na peça
$U_{magnética}$	J	energia magnética
$U_{mag}$	J	energia magnética no volume efetivo entre peça e ferramenta
$U_{mag1}$	J	parcela da energia magnética na bobina
$U_{mag2}$	J	parcela da energia magnética na peça
$U_{mag3}$	J	parcela da energia magnética no acoplamento magnético
$U_{mecânica}$	J	energia mecânica
$U_{plástica}$	J	energia de deformação plástica
$U_0$	J	energia de carga
$V_{ind}$	V	tensão induzida na bobina exploratória
$V_{máx}$	V	tensão máxima
$V_{INT}$	V	tensão induzida no circuito integrador
$V_0$	V	tensão de carga no capacitor
$\delta$	m	profundidade de pele
$\delta_{CC}$	m	profundidade de pele no concentrador de campo
$\delta_{tubo}$	m	profundidade de pele no tubo

$\varepsilon_{\theta\theta}$	-	deformação tangencial
$\dot{\varepsilon}^p$	-	deformação plástica
$\eta$	-	eficiência global do processo
$\eta_{mag}$	-	eficiência magnética do processo
$\kappa$	S	condutividade elétrica
$\kappa_{CC}$	S	condutividade elétrica do concentrador de campo
$\kappa_{tubo}$	S	condutividade elétrica do tubo
$\mu$	H/m	permeabilidade magnética
$\mu_r$	H/m	permeabilidade magnética relativa
$\mu_s$	-	coeficiente de atrito estático
$\mu_0$	H/m	permeabilidade magnética no vácuo
$\sigma$	MPa	tensão
$\sigma_r$	MPa	tensão radial residual no mandril
$\tau$	Np	constante de decaimento
$\Phi$	Tm <sup>2</sup>	fluxo magnético
$\omega_0$	rad/s	frequência angular

## 1 INTRODUÇÃO

Nas últimas décadas, tem-se evidenciado a crescente redução de peso em aplicações do setor de transportes como abordagem para diminuir o consumo de energia e a poluição do ar sem comprometimento da segurança e carga líquida de transporte. Até o presente momento, este compromisso tem sido atendido pela redução de peso mediante o emprego estruturas de perfis vazados com paredes finas e de materiais leves, sendo o alumínio e os materiais compósitos os mais utilizados. Desta maneira, há uma demanda por tecnologias de fabricação aptas a produzir uniões de alta resistência mecânica a serem usadas em aplicações industriais e de engenharia.

A união de componentes metálicos tubulares é atualmente realizada por parafusos, rebites, soldagem, adesivos estruturais ou cravamento mecânico em ferramentas punção-matriz instaladas em prensas. Embora estas tecnologias de união sejam muito distintas umas das outras, o seu universo de aplicabilidade está limitado por requisitos comuns de natureza estética, físico-química e mecânica.

Uniões efetuadas por parafusos e rebites levantam questões estéticas, problemas de corrosão relacionados com a dificuldade de garantir a estanqueidade das ligações e limitações com origem nos esforços máximos que podem ser suportados com segurança. Processos de soldagem por laser ou por mistura e fricção já estão bem estabelecidos, mas apresentam problemas análogos aos já mencionados acrescidos de dificuldades específicas relacionadas aos ciclos de aquecimento-arrefecimento e com a soldabilidade dos materiais, em particular a soldabilidade de materiais não similares. Os adesivos estruturais possibilitam unir diferentes tipos de materiais melhorando a estética, já que evitam rebites e cabeças de parafusos. Entretanto, adesivos exigem preparação cuidadosa das superfícies onde serão aplicados e podem sofrer diminuições significativas de desempenho ao longo do tempo e na presença de condições ambientais adversas. As uniões efetuadas por cravamento mecânico em ferramentas punção-matriz instaladas em prensas encontram-se igualmente limitadas pelas mesmas questões, contudo, as principais dificuldades associadas a este tipo de união resultam da utilização crescente de materiais de elevado limite elástico destinados a reduzir o peso total das estruturas e da falta de competitividade econômica quando apenas se pretende efetuar um

número reduzido de ligações tubulares em componentes com geometrias diversificadas [Alves, *et al.*, 2011].

O atual estado da arte do conhecimento científico e tecnológico permite ultrapassar as limitações associadas aos processos de união convencionais por meio de processos emergentes, dos quais se destacam os processos de deformação plástica a alta velocidade: a conformação por explosivos, a conformação eletro-hidráulica e a conformação eletromagnética. Estes processos utilizam a vantagem do aumento da deformabilidade do material a altas taxas de deformação [Balanethiram; Daehn, 1994; Seth; Vohnout; Daehn, 2005].

A união de componentes tubulares pela ação de ondas de pressão obtidas por explosivos levanta problemas de segurança e controlabilidade que são, até o momento, incompatíveis com a implementação em linha de produção. A conformação eletro-hidráulica não apresenta os problemas de segurança referidos anteriormente, mas o seu atual estado de desenvolvimento ainda é pouco compatível com a industrialização.

A união de componentes tubulares por conformação eletromagnética, ou cravamento eletromagnético, não se encontra limitada pelos problemas referidos anteriormente, pois utiliza forças de origem magnéticas (Laplace) para deformar materiais. A energia elétrica previamente armazenada em um banco de capacitores é rapidamente descarregada através de uma bobina, gerando uma “pressão magnética” que atua como um pulso causando a deformação do tubo metálico, principalmente devido à forças inerciais decorrentes da súbita aceleração da parede do tubo. A deformação resultante é estreitamente relacionada com o material do tubo e as propriedades eletromagnéticas do sistema.

De fato, o cravamento de tubos metálicos por compressão eletromagnética, por ser um processo de união a frio, é uma solução alternativa muito atraente em comparação aos processos tradicionais de soldagem, união por elementos mecânicos ou por adesivos estruturais [Kleiner *et al.*, 2003 e Kleiner *et al.*, 2006]. Porém, as principais limitações à utilização generalizada desta tecnologia resultam do fato da conformação eletromagnética estar pouco divulgada nos meios acadêmicos e industriais, necessitar de especialistas com competências interdisciplinares no domínio dos processos de fabricação, da alta não

linearidade do problema eletromagnético-mecânico e da eletrotécnica de altas correntes, além dos poucos equipamentos disponíveis no mercado ainda apresentarem elevado custo.

O projeto e a manufatura de uniões tipo tubo-mandril por cravamento eletromagnético necessitam a correta identificação dos respectivos parâmetros de projeto e processo, os quais são inter-relacionados. Sob o ponto de vista do projeto da união, os parâmetros principais que determinam a sua resistência mecânica são: a tensão residual no mandril após a compressão do tubo, a forma e área da união e o atrito existente entre estes componentes. Entretanto, tais parâmetros de projeto estão relacionados de forma muito complexa com demais parâmetros do processo de cravamento eletromagnético, a começar pela energia e distribuição do pulso de pressão magnética, a folga inicial entre os componentes a serem unidos, o material dos componentes e a rugosidade do componente interno.

Atualmente, a aplicação industrial dos processos de conformação eletromagnética, incluindo a compressão de tubos, ainda está restrita a peças de geometrias simples e de baixa responsabilidade, sendo mais empregada em operação de montagem. Porém, as necessidades do mercado tem impulsionado o desenvolvimento e a implementação em nível industrial desta tecnologia promissora. Esta tarefa não é nada trivial, requer tempo, recursos e pessoas qualificadas e com grande conhecimento de toda a cadeia produtiva.

Para a introdução do processo conformação eletromagnética na cadeia produtiva deve-se considerar o processo de união e as etapas anteriores e posteriores da produção. Por exemplo, peças prévias não-acabadas ou semi-acabadas podem ser utilizadas após sua manufatura como elementos de conexão, nós ou mandris, para a montagem de tubos em estruturas, eixos e árvores de transmissão. Neste caso, é necessário determinar como a rugosidade destes elementos influencia na qualidade das uniões para readaptar os parâmetros das etapas subsequente e sequente à união de maneira eficiente e que garantam a fabricação de produtos de alta qualidade [Hammers *et al.*, 2008].

A literatura dispõe de pouca informação sobre a influência da superfície e do material nas propriedades das uniões tipo tubo-mandril produzidas por compressão eletromagnética. Não obstante a insuficiência de informação sobre o tema, os resultados recentemente apresentados na literatura indicam que ainda não há um consenso sobre os parâmetros e suas influências na propriedade final das uniões do tipo tubo-mandril obtidas por compressão



eletromagnética. Acrescenta-se a isto, a carência de análises numéricas que correlacionem os parâmetros deste processo em específico com o pulso de pressão e a qualidade da união obtida.

A motivação desta proposta está associada às vantagens pertinentes desta tecnologia frente aos processos tradicionais de união de componentes tubulares (parafusos, rebites, soldagem e adesivos estruturais), mais especificamente na possibilidade de redução de peso em estruturas, agilidade e baixo custo de implementação. Existem alguns poucos grupos no mundo que estão procurando estabelecer princípios para o projeto mecânico e o processo de manufatura de união de tubos por cravamento eletromagnético visando a obtenção de produtos de maneira eficiente e com alto desempenho. No Brasil, não é de conhecimento do autor que outros grupos estejam pesquisando assuntos relacionados com este tema.

### 1.1 Objetivo

Estudo da inter-relação dos parâmetros relacionados no projeto e manufatura de união de componentes tubulares por cravamento eletromagnético, em especial as uniões tipo tubo-mandril, onde a condição de melhoria na resistência mecânica é o principal objetivo deste trabalho. Como resultados, é esperado colaborar com a identificação da influência de parâmetros do processo na resistência mecânica de uniões e estabelecer princípios para o projeto destas uniões.

### 1.2 Justificativa

Uma das tendências do século XXI é a conservação dos recursos naturais e a minimização da emissão de poluentes. No setor de transportes, uma maneira de se alcançar este objetivo se dá pela redução de peso de veículos, e conseqüente redução da razão entre combustível consumido e emissão de poluentes. Atualmente a redução de peso vem sendo atingida pelo emprego de materiais leves e/ou de alta relação resistência de escoamento e massa específica, de estruturas vazadas de geometrias complexas e otimização dos processos de produção através da redução do número de soldas ponto, parafusos e rebites, e o

desenvolvimento de novos processos [Wallentowitz *et al.*, 2003], como, por exemplo, a união de componentes tubulares por conformação eletromagnética.

Conforme já mencionado, a literatura ainda dispõe de pouca informação sobre a influência da superfície e do material nas propriedades das uniões tipo tubo-mandril produzidas por cravamento eletromagnético. Não obstante, resultados recentemente apresentados indicam que ainda não há um consenso sobre os parâmetros e suas influências na propriedade final das uniões do tipo tubo-mandril (veja a seção 3.6). Acrescenta-se a isto, a carência de análises numéricas que correlacionem os parâmetros deste processo em específico com o pulso de pressão e a qualidade da união obtida.

### 1.3 Limitações

O estudo limita sua abrangência ao projeto mecânico, planejamento do processo e fabricação de uniões por interferência por compressão eletromagnética, utilizando-se de máquina com pulso de energia máximo de 1,5 kJ e diferentes geometrias de concentradores de campo. Para os tubos será utilizada, a liga de alumínio AA6082 e para os mandris será utilizado, além da liga AA6082 nos estados O e T6, o aço AISI 1045. Os tubos apresentam diâmetro externo de 15 mm e espessura de 1 mm; já os mandris apresentam diâmetro variável entre 9 e 12,95 mm com rugosidade de profundidade média  $R_z$  compreendida na faixa de 0,5 à 28  $\mu\text{m}$ , a qual será gerada mediante diferentes estratégias de usinagem. A resistência das uniões será verificada mediante ensaios de tração.

### 1.4 Enfoque

Devido à grande complexidade, não linearidades, e interação dos parâmetros envolvidos no processo, a metodologia do trabalho consistirá na análise gradual destes parâmetros, iniciando pela caracterização de ferramentas (concentradores de campo), respectivos pulsos magnéticos, e então relacionando a influência destes parâmetros juntamente com o material e a rugosidade do mandril, e a folga inicial entre componentes com

a resistência a tração das uniões por interferência de tubos em mandris produzidas por cravamento eletromagnético.

### 1.5 Estrutura da tese

O texto da tese está assim apresentado. No Capítulo 2 é realizada uma revisão bibliográfica, estado da arte, focando principalmente os processos de conformação eletromagnética de tubos e chapas e o histórico do grupo de pesquisa em conformação eletromagnética na UFRGS. No Capítulo 3 são apresentados os princípios do processo de conformação eletromagnética e seus parâmetros significativos sob uma ótica qualitativa para a evidenciação dos parâmetros envolvidos para a variante do processo de compressão de tubos e sua aplicação para a fabricação de união de tubos em mandris maciços. Já no Capítulo 4 são apresentadas informações sobre o desenvolvimento experimental, os equipamentos e dispositivos utilizados, o material e geometria de ferramentas e dos corpos de prova e a metodologia empregada. No Capítulo 5, são apresentados e discutidos os resultados obtidos para a análise compreensiva dos parâmetros de influência na resistência mecânica de uniões por interferência por conformação eletromagnética. No capítulo 6 são apresentadas as conclusões e, por fim, no capítulo 7 as sugestões para trabalhos futuro.

## 2 HISTÓRICO DO PROCESSO

O objetivo desta seção é apresentar um breve histórico do processo de conformação eletromagnética, enfatizando a aplicação de compressão de tubos, em especial à análise do processo e o desenvolvimento e implementação de processos industriais. Como existem certas similaridades envolvidas nas variantes deste processo tecnológico, alguns trabalhos sobre estampagem e expansão eletromagnética são mencionados devido a sua importância para o desenvolvimento da técnica como um todo.

Apesar da conformação eletromagnética já ser bem conhecida no início do século XX, esta tecnologia tem apresentado um desenvolvimento intermitente devido a diversas limitações técnicas as quais impossibilitaram sua aplicação em larga escala na indústria. Entre os anos 1920 até o início da década de 1950, limitações técnicas como a ausência de componentes de alto desempenho e de materiais requeridos para a construção de um sistema operacional impossibilitaram sua introdução na indústria, período pelo qual esta técnica foi posta de lado [Zittel, 2010; Motoasca, 2003].

Entre os anos 1950 e o início de 1960, o interesse é renovado, e os primeiros modelos rudimentares para análise do processo são desenvolvidos devido ao intenso desenvolvimento da engenharia aeronáutica. Em 1962, a primeira máquina comercial para conformação eletromagnética foi construída [Bruno, 1968] e, em 1964, a General Motors introduz sua primeira máquina de conformação eletromagnética para a fixação de coifas em juntas homocinéticas através da compressão de um anel metálico. Apesar de muito primitiva, esta máquina operou de forma confiável por muitos anos e serviu como base para o aprendizado dos engenheiros de manufatura e de projeto de máquinas, de maneira a melhorar o processo e o equipamento, tanto que em poucos anos um equipamento foi introduzido como uma das 28 estações de uma linha automatizada de produção [Zittel, 2010].

Após a introdução da conformação eletromagnética na indústria automotiva, muitos trabalhos sobre expansão de tubos foram desenvolvidos até o início dos anos 1970 visando melhorar a compreensão sobre o processo. Jansen, 1968, propõe uma análise fácil e simplificada do processo de expansão de tubos, a partir da analogia de circuitos elétricos. A quantidade de experimentos e suas informações decorrentes são muito valiosas para o

entendimento do processo, porém, o modelo proposto apresenta baixa correlação experimental devido às simplificações e aproximações utilizadas. Lal e Hillier, 1968, e Lal, 1972, contribuíram com vasta teoria e resultados experimentais, onde três fases do processo de conformação foram identificadas, cada qual com equações específicas e derivadas de considerações energéticas considerando os parâmetros transientes.

Em 1973, Winkler, publica em Berlim um livro com vasta informação teórica e experimental e, em 1977, Belyy *et al.*, publicam, na então União Soviética, um livro com informações teóricas dos processos de conformação eletromagnética, possibilidades tecnológicas e metodologias para projeto de processos. Este último, por ter sido escrito no oriente teve sua divulgação dificultada, o que foi possível após ser traduzido por Altynova e disponibilizado, em 1996, através do consórcio de pesquisa liderado pelo Prof. Glenn Dahlen, da Universidade de Ohio, Estados Unidos da América.

Até então, pouco foi desenvolvido em relação à compressão de tubos. O fato de este processo apresentar deformação não homogênea dificulta a sua análise. As primeiras propostas para análise do processo de compressão de tubos que se tem registro são creditadas a Al-hassani, 1974, e Bhattacharyya, 1975, os quais possibilitaram a previsão da forma deformada final do tubo por correlações geométricas, utilizando dados experimentais para relacionar o número de enrugamentos (ondulações). Jablonski e Winkler, 1978, apresentaram uma metodologia detalhada para a análise de problemas de compressão de tubos, investigando a influência de parâmetros como capacitância e propriedades geométricas do sistema bobina – tubo, deduzindo matematicamente três condições para um sistema adequado de compressão eletromagnética. Entretanto, devido à instabilidade verificada durante a deformação do tubo, a validade deste modelo fica restringida para pequenas deformações.

Também em 1978, King e Thorp, apresentaram um estudo sobre as variáveis do processo de expansão eletromagnética de tubos em alumínio, cobre e latão, relacionando de forma linear a deformação máxima atingida com a razão entre energia de descarga elétrica e espessura do tubo. Observaram que o modelo simplificado proposto por Lal, 1972, demonstrou-se válido apenas para certos materiais e em condições específicas, concluindo que a sensibilidade do material à taxa de deformação exerce grande importância no processo.

A partir de 1980, começam a surgir trabalhos voltados ao desenvolvimento de processos tecnológicos da expansão e compressão de tubos, onde os parâmetros do processo são investigados em função do produto e suas propriedades finais. Destacam-se a contribuição para o projeto de processos por Suzuki *et al.*, 1987, onde é verificada a influência da geometria do moldador de campo (*fieldshaper*) com a forma deformada final do tubo, e na proposta para análise do processo de conformação eletromagnética de chapas planas por Takatsu *et al.*, 1988, considerando influência da evolução da deformação plástica na difusão do campo magnético.

A década de 1990 representou novos avanços em relação à análise e aplicação industrial do processo. Murata e Suzuki, 1990, apresentam um novo método para expansão de extremidades de tubos por uma bobina cônica e, mediante grande quantidade de experimentos, as maneiras de controlar este processo. Hwang *et al.*, 1992 e Hwang *et al.*, 1993 abordam a união de tubos de cobre e alumínio com poliuretano, relacionando parâmetros de processo com a resistência mecânica das uniões realizadas por interferência (*force-fit*). Min e Kim, 1993, apresentam uma análise não acoplada através do método de elementos finitos para analisar o enrugamento da parede do tubo durante o processo de compressão eletromagnética, obtendo resultados, tanto numéricos quanto experimentais, qualitativamente condizentes com a literatura até então disponível [Al-hassani, 1974; Bhattacharyya, 1975 e Jablonski e Winkler, 1978].

Bendjima *et al.*, 1997, apresentam um modelo acoplado para a análise da expansão de tubos, onde as equações que governam o campo magnético transiente e a deformação inelástica são resolvidas simultaneamente pelos métodos de Runge-Kutta e de elementos finitos, respectivamente. Os resultados numéricos obtidos são comparados com resultados experimentais de literatura e demonstram boa correlação.

Em seguida, Fenton e Daehn, 1998, apresentam um código computacional de formulação euleriana-lagrangiana arbitrária, o qual resolve os problemas eletromagnético e mecânico de forma acoplada pelo método dos elementos finitos, e as análises numéricas relacionadas apresentam boa correlação com dados experimentais de literatura. Meriched *et al.*, 2000, apresentam um método numérico para a análise de conformação eletromagnética de

chapas planas, o qual envolve análise de circuitos. Novamente, apenas resultados numéricos são apresentados.

Entre os anos 2001 e 2004, diversas teses e dissertações sobre conformação eletromagnética começam a ser desenvolvidas e, como consequência, o assunto passa a ser mais divulgado em colóquios e conferências. Em 2003, Motoasca, apresenta uma modelagem analítica simples para a conformação eletromagnética de peças tubulares, tanto para operações de compressão e expansão. O modelo teórico acopla os problemas eletromagnético, plástico e térmico, os quais são analisados separadamente e suas interdependências são apresentadas. Apesar das dificuldades enfrentadas, os resultados numéricos apresentam boa correlação com os experimentos. Adicionalmente, novas ideias para a elaboração de um modelo mais complexo são sugeridas. As dificuldades apresentadas por Motoasca merecem especial atenção, pois são informações valiosas aos interessados na modelagem do processo.

Zhang, 2003, investigou as possibilidades de aplicação industrial do processo de união de tubos metálicos por conformação eletromagnética usando técnicas numéricas e experimentais. Os resultados experimentais demonstram a vantagem desta técnica em superar as limitações dos processos convencionais e pela redução de custos que pode proporcionar. Conclui, também, que apesar dos modelos numéricos utilizados fornecerem algumas informações úteis para o desenvolvimento de processos industriais, seria necessário maior desenvolvimento para se capturar a complexidade dos fenômenos envolvidos nos processos de conformação eletromagnética.

Hahn, 2004, apresenta o desenvolvimento da união de tubos por conformação eletromagnética a quente para ligas de alumínio AA6063 e AA5086 e a liga de magnésio AZ31. Diversos parâmetros são analisados em função da temperatura, sua influência na deformação do material, seu efeito nas propriedades mecânicas das uniões, passando também pelo desenvolvimento de ferramentas necessárias para o processo. Os resultados experimentais demonstram que o aquecimento do material permite aumentar sua formabilidade e, também, a resistência mecânica das uniões. Em complemento, é apresentada uma análise detalhada de custos para o processo proposto com relação aos processos convencionais, assim como recomendações para projeto do processo.

No ano de 2004 é realizada a conferência internacional de conformação a alta velocidade (ICHSF – International Conference on High Speed Forming), evento que abrange processos de conformação explosiva, eletrohidráulica e, principalmente, eletromagnética. Este conferência compreende os temas de aplicação industrial, modelagem e caracterização de materiais, ferramentas e equipamentos, entre outros. Desde então, este evento tem sido realizado bianualmente, e em 2014 chega a sua 6ª edição. Os anais podem ser acessados pelo repositório digital da biblioteca da Universidade de Dortmund [<https://eldorado.tu-dortmund.de/handle/2003/27022>].

A partir de 2005, são publicados diversos trabalhos sobre o tema, desde a análise de parâmetros do processo, propostas de formulações para modelagem e, o projeto de geometrias de mandris para uniões de tubos, entre outros. Kleiner *et al.*, 2005, analisa os parâmetros do processo correlacionando propriedades do material de trabalho, taxa de deformação e pressão magnética. Outros trabalhos também analisam a influência de parâmetros do processo através de análises por *softwares* de elementos finitos [Mamalis *et al.*, 2005; Yu *et al.*, 2005; Li, C *et al.*, 2005; Hai-Ping e Chun-Feng, 2007; Deng *et al.*, 2007; Zhong *et al.*, 2007]. A maioria destes trabalhos apresenta apenas resultados numéricos provenientes de *softwares* comerciais.

Em relação à modelagem do processo, observam-se os trabalhos de Svendsen e Chanda, 2005; Reese *et al.*, 2005; Kleiner; Brosius, 2006; Unger *et al.*, 2006; Thomas *et al.*, 2007; Silva *et al.*, 2008 e Unger *et al.*, 2008. Estes trabalhos apresentam desde novas propostas para formulação da modelagem dos fenômenos envolvidos no processo a novas maneiras para determinar e caracterizar o comportamento de materiais sujeitos a altas taxas de deformação. Já Demir *et al.*, 2010, concluem que para a correta previsão numérica de processos de compressão de tubos pelo método de elementos finitos, as imperfeições do tubo devem ser introduzidas no modelo, corroborando com Min e Kim, 1993.

Como alternativa ao uso de *softwares* comerciais e de modelos de grande complexidade para a análise do problema, Vivek *et al.*, 2011, apresentam metodologias para a instrumentação de processos de conformação eletromagnética e, um modelo matemático muito similar ao já apresentado e mencionado anteriormente em Lal e Hillier, 1968, Lal, 1972, e, Jablonski e Winkler, 1978, para a análise de compressão de tubos de aço. Nestes métodos, o tubo é considerado como uma lâmina de corrente, isto é, a corrente não varia ao



longo do sentido axial do tubo em função da proximidade da bobina condutora e, desta forma, o pulso de pressão gerado é uma onda quadrada. Além disso, a metodologia de cálculo não é apresentada de forma clara e os resultados numéricos não apresentam boa correlação aos experimentos relatados.

Observam-se, também, importantes contribuições para o desenvolvimento dos processos tecnológicos de união de tubos por conformação (*form-fit*) ou por interferência (*force-fit*). Park *et al.*, 2005 analisaram a influência de parâmetros geométricos na resistência mecânica de uniões *form-fit*, estabelecendo critérios para o projeto de uniões por compressão eletromagnética. Em Weddeling *et al.*, 2010, e Weddeling *et al.*, 2011, são apresentados princípios para o projeto de uniões *form-fit*, utilizando a liga de alumínio EN-AW 6060, e uma análise sobre a influência da dimensão e forma dos sulcos do mandril na resistência mecânica das uniões. Percebem, entre outras coisas, que a forma do sulco é o fator que exerce maior influência na resistência da união.

Kleiner *et al.*, 2006, verificaram a influência do material e geometria do mandril, e de parâmetros do processo como a energia do pulso eletromagnético, a velocidade de impacto do tubo e a folga inicial entre o tubo e o mandril na resistência mecânica das uniões *force-fit* e *form-fit*. Os materiais utilizados para o mandril foram o aço 9SMn28k (equivalente ao AISI 1045) e as liga de alumínio AA6060 e AA2007. Observaram que a resistência da união é dependente da energia do pulso, do material do mandril e da folga inicial entre o tubo e o mandril e concluem que a folga que apresenta a melhor resistência mecânica varia em função do par de materiais utilizado.

Continuando a análise, Barreiro *et al.*, 2006, verificam a influência do material do mandril e da energia do pulso na resistência de uniões *force-fit* submetidas a carregamentos *quasi*-estático e cíclico. Afirma, a partir dos resultados de Kleiner *et al.*, 2006, que uma união por interferência sem folga inicial entre o tubo e um mandril maciço não pode ser produzida, concluindo que a rigidez do mandril exerce grande influência na resistência mecânica e que os resultados para vida em fadiga e o limite de fadiga das uniões são superiores aos casos *quasi*-estáticos.

Prosseguindo com as investigações, Barreiro *et al.*, 2008, Hammers *et al.*, 2008, e Hammers *et al.*, 2010, verificaram que a textura e integridade superficial dos mandris também

apresentam influência significativa na resistência das uniões *force-fit*, e afirmam que isto também deve ser considerado para a implementação deste processo na cadeia produtiva. Entretanto, os experimentos relatados contemplam apenas liga de alumínio AA6060.

Alegrias, 2011, investigou a influência do material, seu estado metalúrgico e o pulso de energia em uniões *form-fit* e *force-fit* para tubos em alumínio AA6082 e mandris em aço BM 45K (similar ao AISI 1045), polímero ERLATON 6SA e AA6082. Apesar de ter utilizado materiais e máquina muito similares aos demais autores, utilizou diferente geometria dos corpos de prova, e uma bobina atuadora acoplada a um moldador de campo. Os resultados obtidos para avaliar a resistência mecânica das uniões *force-fit* com mandris em polímero apresentam boa correlação qualitativa com os apresentados por Hwang *et al.*, 1993. Entretanto, para as uniões *force-fit* entre tubos em AA6082 e mandris em AA6082 e BM 45K, os resultados para resistência mecânica da união diferem qualitativa e quantitativamente, obtendo uniões sem a existência prévia de folga entre tubo e mandril e, para esta condição, com resistência superior às obtidas com materiais similares e mesmo modelo de máquina de conformação eletromagnética utilizada por demais autores [Kleiner *et al.*, 2006; Barreiro *et al.*, 2006; Barreiro *et al.*, 2008; Hammers *et al.*, 2008 e Hammers *et al.*, 2010].

## 2.1 O Grupo de Pesquisa em Conformação Eletromagnética da UFRGS

A pesquisa sobre o tema teve início no ano de 2004, com os professores Joyson Pacheco (DEMEC) e Roberto Petry Homrich, na análise teórica de possibilidades de aplicação industrial e de engenharia do processo de conformação eletromagnética. Em 2009, os alunos de pós-graduação Evandro Paese (mestrado) e Martin Geier (doutorado) ingressam no grupo de pesquisa e começam o projeto e construção de um dispositivo laboratorial mediante doações de empresas e de recursos próprios, o qual tem possibilitado diversas publicações [Geier *et al.*, 2010; Paese *et al.*, 2010, 2011, 2014], a concessão de bolsa de doutorado e o estabelecimento de uma cooperação internacional com o Instituto Superior Técnico da Universidade de Lisboa (IST/UL).

Em novembro de 2011, foi possível o estabelecimento de uma cooperação internacional, quando o aluno foi contemplado pelo Edital 001/2011 *Missão científica de*

*curta duração no exterior para estudantes de Pós-Graduação da UFRGS*, oportunidade em que o aluno Martin Geier pode visitar, por um período de 10 dias, o instituto português e realizar alguns ensaios no Centro de Manufatura e Gestão Industrial (CMIM), o que resultou no convite para o desenvolvimento de parte de seu doutorado junto ao IST. Ainda, em 2011, o Prof. Rodrigo Rossi ingressa no grupo de pesquisa, para auxiliar com o tema da modelagem do processo de conformação eletromagnética (veja o anexo).

Com a concessão de bolsa de doutorado sanduíche CNPq, no âmbito do Programa Ciência sem Fronteiras (CsF), o aluno Martin Geier tem a oportunidade de realizar, entre agosto de 2012 e agosto de 2013, um estágio de doutorado no IST, onde realiza atividades de investigação da influência de parâmetros na resistência de uniões obtidas por cravamento eletromagnético, cooperação esta que gerou até o presente momento uma publicação [Geier *et al.*, 2013]. Subsequentemente, o aluno Evandro Paese também é contemplado por uma bolsa de doutorado sanduíche pelo CsF, realizando seu estágio de doutorado no exterior junto ao IST, de abril a novembro de 2013, para atividades de investigação relacionadas a modelagem do processo de estampagem eletromagnética, gerando também uma publicação [Paese *et al.*, 2014].

### 3 O PROCESSO DE CONFORMAÇÃO ELETROMAGNÉTICA

A conformação eletromagnética é uma tecnologia de conformação a alta velocidade que utiliza um campo magnético pulsado para aplicar forças em tubos ou chapas metálicas, feitos de material com alta condutividade elétrica como alumínio, cobre, magnésio e suas ligas.

Dependendo das geometrias e do arranjo da bobina e da peça a ser trabalhada, o processo pode ser utilizado para a estampagem de chapas e para expansão e compressão de tubos, Figura 3.1.

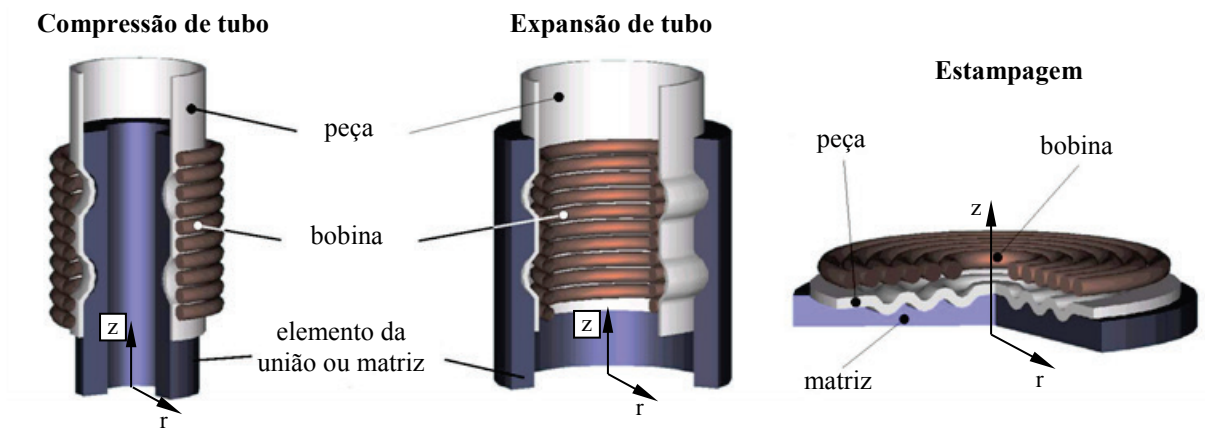


Figura 3.1 – Variantes da conformação eletromagnética: compressão de tubo, expansão de tubo e estampagem [adaptado de Beerwald, C., 2005].

As operações de compressão e expansão de tubos iniciaram com as indústrias militar e automotiva, e ainda representam as principais aplicações dos processos de conformação eletromagnética. A Figura 3.2 apresenta alguns exemplos de produtos obtidos por estes processos.

O processo apresenta vantagens consideráveis, começando pela boa repetitividade e a facilidade no ajuste de parâmetros de processo. Por ser uma tecnologia que opera a temperatura ambiente, não necessita contato com a peça de trabalho e evita-se o uso de lubrificantes e influências tribológicas, possibilitando a conformação de peças previamente revestidas. Ainda, a grande velocidade de deformação possibilita uma melhoria na

conformabilidade dos metais, melhor distribuição de tensões residuais e redução do efeito de retorno elástico [Balanethiram; Daehn, 1994; Seth; Vohnount; Daehn, 2005].



Figura 3.2 – Exemplos de peças obtidas pelas de operações conformação eletromagnética: (a) munições militar, (b) componente de míssil e (c) aplicação de coifas em juntas homocinéticas [www.elmaginc.com; www.magneform.com].

No caso de aplicações de união de tubos, a tecnologia oferece vantagens adicionais aos processos convencionais de união, das quais se destacam as seguintes:

- dependendo das configurações do processo de união, pode ocorrer solda por impacto (estado sólido), evitando-se zonas termicamente afetadas e fases intermetálicas localizadas em regiões dos tubos adjacentes às soldaduras;
- não necessita preparação complexa das superfícies;
- permite ligar materiais não similares, incluindo materiais não soldáveis e perfis ocas com seções transversais não necessariamente circulares;
- permite obter ligações estanques;
- proporciona ciclos de produção muito rápidos e elevados índices de repetitividade em linha de produção;
- não emite poluentes.

No entanto, o processo apresenta certas limitações práticas e econômicas:

- o processo é adequado a materiais com alta condutividade elétrica e baixa tensão de escoamento;
- apenas uma pequena parcela da energia é utilizada para a deformação plástica, resultando num processo com baixa eficiência;

- necessita de requisitos de segurança devido às elevadas correntes e tensões envolvidas no processo;
- o tempo de vida da ferramenta é reduzido devido às sucessivas cargas termo-mecânicas;
- dificuldade em realizar operações de estampagem profunda.

Atualmente, o grande interesse por este processo é devido à possibilidade de obter-se a união de materiais não similares, não se restringindo apenas entre materiais metálicos, mas também entre materiais metálicos com polímeros [Hwang *et al.*, 1993; Alegrias, 2011] e cerâmicos [Rajawt *et al.*, 2004]. A qualidade e a resistência deste tipo de uniões são tão satisfatórias quanto àquelas obtidas por processos de união convencionais. Além de diferentes de materiais, diferentes geometrias podem ser unidas, Figura 3.3.

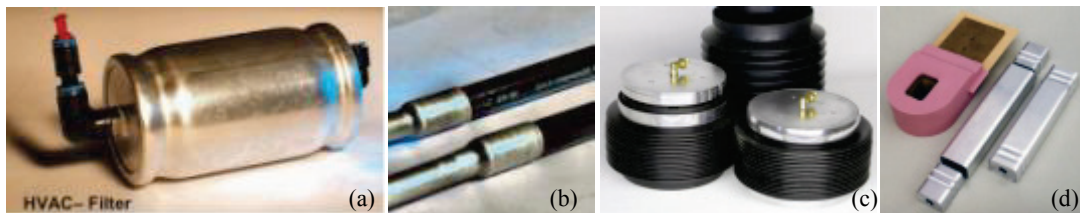


Figura 3.3 – Peças obtidas pela união por compressão magnética: (a) filtro de ar em alumínio e plástico, (b) cabos de plástico unidos com tubo alumínio, (c) vasos de pressão em alumínio e borracha e (d) perfis metálicos em alumínio e a respectiva bobina [www.poynting.de; www.pstproducts.com].

Outras aplicações como estampagem, calibração, operações de corte, união de componentes e, combinações de processos estão em crescente interesse. Como exemplo, pode-se citar o da indústria automotiva, a qual tem utilizado esta técnica na estampagem de componentes, complementando o processo de estampagem convencional e a proposta apresentada por Jäger *et al.*, 2011, para processamento termo-mecânico de perfis de alumínio com integração de compressão eletromagnética subsequente à extrusão a quente, Figura 3.4.

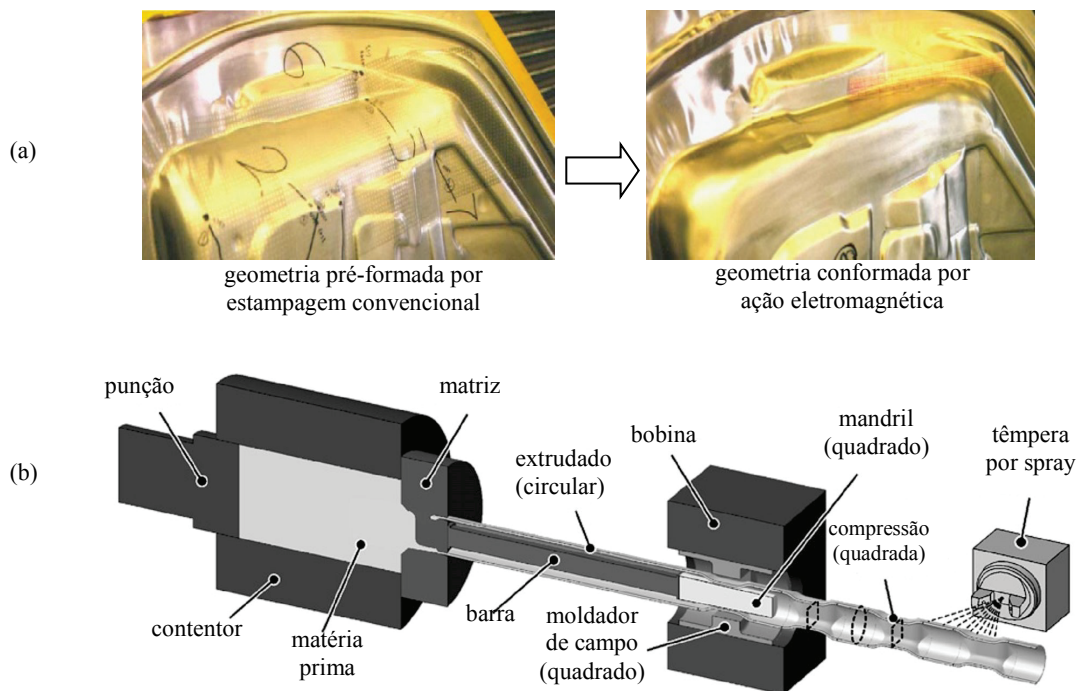


Figura 3.4 – Exemplos de aplicações híbridas: (a) Combinação de processos de estampagem tradicional e eletromagnético em painel automotivo [Gutierrez, 2011] e (b) conceito de extrusão a quente de perfis de alumínio com subsequente compressão eletromagnética e tratamento térmico [Jäger *et al.*, 2011].

### 3.1 Princípios do Processo

O processo é fundamentado nos princípios físicos da indução eletromagnética, com a ferramenta (bobina), a peça e a unidade de pulso caracterizando um transformador composto por uma fonte, um circuito RLC associado em série a outro circuito RL, Figura 3.5.

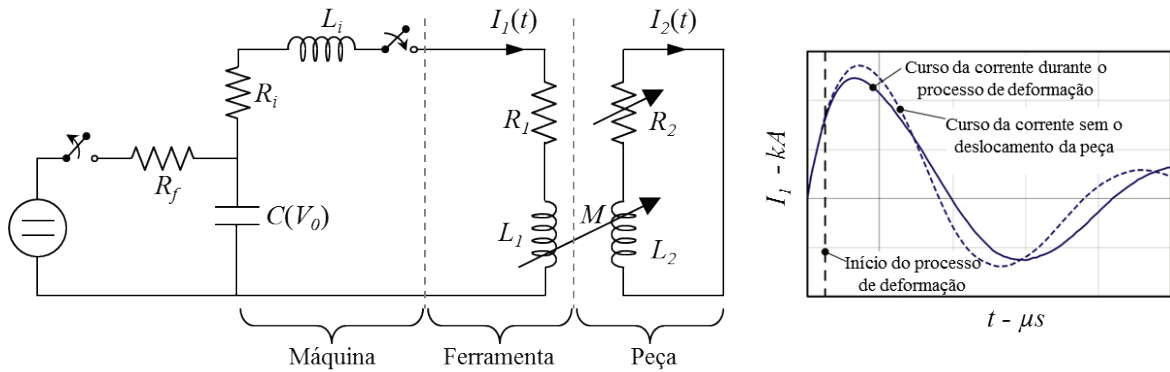


Figura 3.5 – Circuito do sistema de conformação eletromagnético e exemplo qualitativo da evolução da corrente de descarga (adaptado de Psyk, 2011; Winkler, 1973).

Sob este ponto de vista, o circuito oscilante de capacitância  $C$  para armazenamento de energia, com resistência interna  $R_i$  e indutância  $L_i$  é completado por uma ferramenta com resistência  $R_l$  e indutância  $L_l$ . A peça é descrita por sua resistência  $R_2$  e indutância  $L_2$  e o termo  $M$  representa a indutância mútua entre a ferramenta e a peça. O comportamento do sistema pode ser descrito pelas equações [Takatsu *et al.*, 1988]:

$$(L_1 + L_i) \frac{dI_1}{dt} + \frac{d}{dt}(MI_2) + (R_1 + R_i)I_1 + \frac{1}{C} \int I_1 dt = 0 \quad (3.1)$$

$$\frac{d}{dt}(L_2 I_2) + \frac{d}{dt}(MI_1) + R_2 I_2 = 0 \quad (3.2)$$

onde,  $I_1$  e  $I_2$  são a corrente da ferramenta (bobina atuadora) e a corrente equivalente na peça, respectivamente; e o termo  $\frac{1}{C} \int I_1 dt$  representa a queda de tensão no capacitor. As condições iniciais para as equações (3.1) e (3.2) são:

$$I_1 = 0, \quad (L_1) \frac{dI_1}{dt} = V_0 \quad e \quad I_2 = 0. \quad (3.3)$$



O termo  $V_0$  é a tensão inicial no capacitor. Os termos  $R_2$ ,  $MI_1$  e  $MI_2$  não são constantes, variando significativamente com o movimento da peça (afastamento da bobina atuadora) e, em menor intensidade, com a penetração do campo magnético na peça.

O processo de conformação eletromagnética inicia pela carga e descarga do capacitor ou banco de capacitores, resultando em uma corrente sinusoidal altamente amortecida  $I_1(t)$  na ferramenta, como mostrada na Figura 3.5. Esta corrente flui pela ferramenta produzindo um campo magnético transiente que induz correntes opostas na superfície da peça, representadas como a corrente equivalente  $I_2(t)$ .

Devido ao efeito pelicular (*skin effect*), estas correntes localizam-se concentradas nas superfícies da ferramenta e da peça, blindando a penetração da densidade de fluxo magnético  $\mathbf{B}$  [ $\text{Wb}/\text{m}^2=\text{T}$ ] e forçando a sua interação na estreita região compreendida entre a ferramenta e a peça. Como resultado, nesta região chamada de espaço efetivo ou folga efetiva, surgem forças de repulsão (Lei de Lenz) em cada elemento de volume da peça e da ferramenta.

Integrando estas forças ao longo da penetração máxima do campo magnético, obtêm-se a força por elemento de área na superfície da peça, a chamada pressão magnética, ou pressão de Maxwell. Se a pressão magnética provocar uma tensão que exceda a tensão de escoamento do material da peça, a conformação acontece. Para tanto, a ferramenta deve ser capaz de suportar as elevadas correntes e a pressão magnética resultante.

A profundidade de penetração da corrente dentro do material condutor, chamada de profundidade de pele  $\delta$  [m] (*skin depth*) depende principalmente da condutividade elétrica  $\kappa_p$  [ $\text{Sm}^{-1}$ ] da peça, da permeabilidade magnética  $\mu$  [H/m] da frequência de descarga  $f_d$  [Hz] do circuito elétrico:

$$\delta = \frac{1}{\sqrt{\pi f_d \kappa_p \mu}} \quad (3.4)$$

A permeabilidade magnética é resultado do produto entre a permeabilidade magnética relativa  $\mu_r$  e a permeabilidade magnética absoluta  $\mu_0$  (no vácuo):

$$\mu = \mu_r \mu_0 \quad (3.5)$$

e no caso dos materiais metálicos paramagnéticos, sua permeabilidade relativa é muito próximo da unidade e o valor da permeabilidade magnética absoluta pode ser aproximado por [Paul, 2010, e Hayt e Buck, 2012]:

$$\mu = \mu_r \mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \text{ H/m} \quad (3.6)$$

Como a corrente de descarga é uma oscilação sinusoidal amortecida, com a indutância mútua variando à medida que a peça se movimenta, existe um amplo espectro de diferentes frequências incluídas, o que dificulta a identificação de frequências que fazem parte significativa da oscilação. A determinação de parâmetros transientes, como a frequência e a pressão magnética, será apresentada em mais detalhes na seção 3.2.

Dependendo dos parâmetros do processo, áreas da peça de trabalho podem ser aceleradas até 300 m/s e taxas de deformação de até 3500 s<sup>-1</sup> podem ser atingidas [Oliveira *et al.*, 2005]. As diferentes direções de correntes, as linhas de campo magnético e a pressão magnética são ilustradas na Figura 3.6 para as variantes operacionais de compressão e expansão de tubos como também operações com chapas metálicas.

A operação de compressão de tubo é frequentemente complementada com um componente, o qual é posicionado entre a bobina ferramenta e a peça. Este componente atua em conjunto à bobina ferramenta e é referido como concentrador de campo (ou moldador de campo), sendo utilizado com o objetivo de alterar a distribuição campo magnético e intensificar a pressão magnética sobre uma região localizada na peça a ser trabalhada. Devido a sua importância neste trabalho, os fundamentos físicos do concentrador de campo, bem como sua discussão sobre as vantagens e desvantagens são apresentados na seção 3.3.3.

As operações de compressão e expansão de perfis tubulares por impulso magnético são as mais comuns, sendo utilizadas para aplicações de união (montagem) e calibração. A configuração para estas aplicações requer cuidados com relação à concentricidade entre a ferramenta e a peça a serem conformadas e, além disso, em alguns casos se faz necessária a fixação das peças, mediante dispositivos adicionais, antes da aplicação do pulso magnético

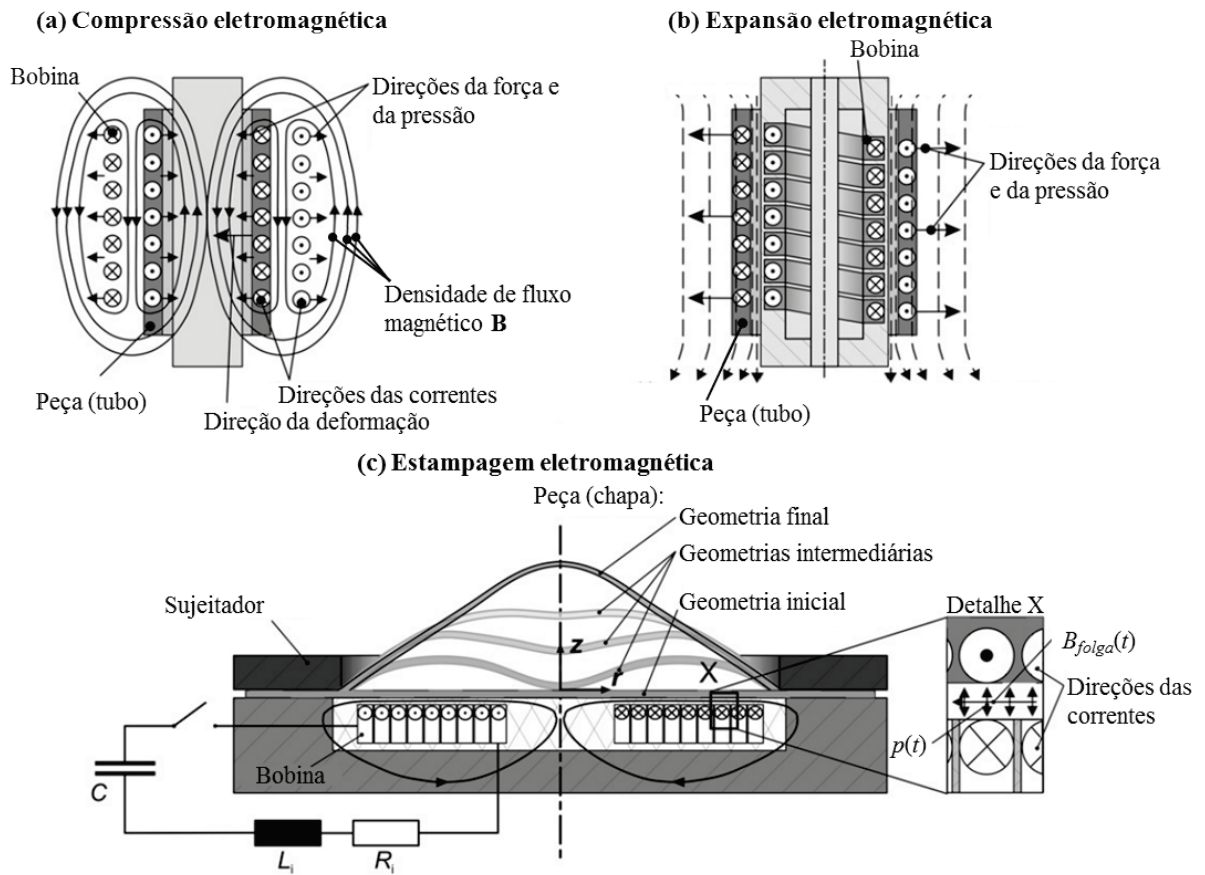


Figura 3.6 – Direções das correntes, das linhas de campo magnético e da pressão durante (a) compressão eletromagnética, (b) expansão eletromagnética e (c) estampagem eletromagnética (adaptado de Psyk *et al.*, 2011).

### 3.2 Parâmetros do Processo

Os parâmetros do processo de conformação eletromagnética são usualmente distinguidos em parâmetros da máquina, da bobina ferramenta, da peça de trabalho e do processo. Uma vez que os parâmetros do processo são muito inter relacionados, esta distinção auxilia na identificação e compreensão dos mesmos.

Os parâmetros da máquina referem à unidade de armazenamento do pulso de energia, a qual transfere energia ao processo e são:

- a voltagem de carga  $V_0$  aplicada nos capacitores;

- a capacitância  $C$  dos capacitores;
- a indutância interna  $L_i$  da unidade de armazenamento de energia;
- a resistência interna  $R_i$  da unidade de armazenamento de energia e;
- a potência da fonte de carga da unidade armazenadora.

Observando-se apenas o processo de conformação (deformação), estes parâmetros são de significado menor e apresentam interesse quando analisados em conjunto às condições e exigências do processo de produção. Geralmente, máquinas voltadas à produção industrial são equipadas com fontes de alta potência para garantir o ritmo de produtividade e permitem ao utilizador modificar o pulso de energia mediante a variação da voltagem de carga e da capacitância do banco de capacitores, adequando-se assim ao processo produtivo. Para o caso de máquinas compactas e/ou voltadas a atividades de investigação, é comum o uso de apenas um capacitor para a unidade de armazenamento de energia e, assim, o pulso de energia pode ser alterado somente pela variação da tensão (voltagem) de carga.

Os parâmetros da ferramenta compreendem a todos os parâmetros da bobina e, se utilizado, do concentrador de campo. Estes parâmetros devem ser considerados durante o projeto e a fabricação da ferramenta, os quais são determinados principalmente pelas necessidades do processo de conformação. Para o caso de bobina helicoidal para aplicação de compressão de tubos os parâmetros são:

- o diâmetro efetivo da bobina;
- o comprimento efetivo  $l_a$  da bobina;
- o número de voltas (enrolamentos)  $n$ ;
- a indutância  $L$  da bobina e;
- a resistência elétrica  $R$  da bobina.

Já os parâmetros do concentrador de campo são:

- o diâmetro externo do concentrador de campo;
- o comprimento externo do concentrador de campo;
- a profundidade do concentrador de campo;
- comprimento interno do concentrador de campo;

- o número de fendas presentes no concentrador de campo;
- a largura das fendas presentes no concentrador de campo;
- a indutância  $L$  do concentrador de campo e;
- a resistência elétrica  $R$  do concentrador de campo.

Os parâmetros da peça de trabalho, em acordo com a própria denominação, referem à peça a ser conformada e devem, na medida do possível, ser considerados para o projeto das ferramentas. Estes são:

- o diâmetro da peça;
- espessura da peça;
- o comprimento da zona a ser deformada;
- a condutividade elétrica do material da peça de trabalho e;
- propriedades mecânicas do material da peça em condições quase-estáticas (tensão de escoamento, ruptura e alongamento) e viscoplásticas (inércia, taxa de deformação etc).

Os parâmetros de processo são muito importantes para a análise do processo de conformação. Entretanto, estes não são controlados de forma direta na conformação eletromagnética, sendo resultado da inter-relação dos parâmetros de máquina, de ferramenta e da peça de trabalho. Enquanto os parâmetros de máquina e da peça de trabalho podem ser obtidos via consulta ao fabricante ou por simples inspeção, parâmetros da ferramenta como resistência e indutância e, principalmente, sua interação com os demais parâmetros de máquina e peça de trabalho são de difícil determinação.

Sob esta ótica, os parâmetros transientes, cujo conhecimento se faz necessário para compreensão do processo são:

- a energia de carga  $U_0$  nos capacitores determinada por
  - voltagem  $V_0$  aplicada no banco capacitivo;
  - capacitância  $C$  do banco capacitivo;
- a frequência  $f_d$  do pulso de corrente (corrente de descarga), determinada por
  - capacitância  $C$  do banco capacitivo;
  - indutância  $L$  total do sistema máquina-ferramenta-peça;

- o campo magnético no espaço compreendido entre a ferramenta e a peça, determinada através de
  - energia de carga  $U_0$ ;
  - indutância  $L$  total do sistema máquina-ferramenta-peça;
  - condutividade elétrica do material da peça de trabalho;
  - geometria da ferramenta;
- a taxa de deformação  $\dot{\epsilon}$  na peça, a qual é determinada
  - pela amplitude da pressão magnética  $p$ ;
  - pela frequência  $f_d$  do pulso de corrente;
  - condições de contorno geométricas da peça;
  - características da resistência mecânica do material.

### 3.2.1 Balanço energético e eficiência do processo

A energia inicialmente armazenada no capacitor representa a máxima energia disponível para o processo de conformação, mas devido a perdas resistivas e indutivas apenas uma parcela é utilizada para conformar a peça. A seguir, é apresentada a proposta de Winkler, 1973, para a análise do balanço energético envolvido no sistema, utilizando-se como referência o circuito da Figura 3.5.

No instante de tempo imediatamente anterior no qual a chave do circuito é acionada, isto é  $t < 0$  s, a energia  $U$  é armazenada no capacitor, conforme equação (3.7) No instante  $t = 0$  s, após a conclusão do processo de carga do capacitor, a energia de carga  $U_0$ , de natureza elétrica, disponível para o processo é:

$$U_0 = \frac{CV_0^2}{2}. \quad (3.7)$$

Com a descarga dos capacitores,  $t > 0$ , a energia inicialmente disponível é transferida conforme equação:

$$U_0 = U_{elétrica} + U_{magnética} + U_{Joule} + U_{mecânica}, \quad (3.8)$$

onde  $U_{elétrica}$  é a energia do campo elétrico,  $U_{magnética}$  é a energia do campo magnético,  $U_{Joule}$  é a energia por efeito Joule e  $U_{mecânica}$  é a energia mecânica.

A energia do campo elétrico é a energia que, após iniciado o processo de descarga ( $t > 0$ ), está armazenada no capacitor e é calculada pela tensão instantânea  $V_C$  no capacitor:

$$U_{elétrica} = \frac{CV_C^2(t)}{2}. \quad (3.9)$$

A energia do campo magnético corresponde, basicamente, à energia produzida pela ferramenta,  $U_{mag1}$ , pela peça,  $U_{mag2}$  e pelo acoplamento peça-ferramenta,  $U_{mag3}$ , Equações (3.10), (3.11) e (3.12):

$$U_{mag1} = \frac{L_1 I_1^2(t)}{2}. \quad (3.10)$$

$$U_{mag2} = \frac{L_2(t) I_1^2(t)}{2}, \quad (3.11)$$

$$U_{mag3} = I_1(t) I_2(t) M(t). \quad (3.12)$$

A perda energética por efeito Joule divide-se em uma fonte interna  $U_{J1}$  e uma fonte externa  $U_{J2}$ . A fonte interna corresponde à máquina e a ferramenta, enquanto a fonte externa corresponde à peça, e podem ser determinadas pelas equações:

$$U_{J1} = \int_0^{t_1} (R_i + R_1) I_1^2(t) dt, \quad (3.13)$$

$$U_{J2} = \int_0^{t_1} R_2(t) I_2^2(t) dt. \quad (3.14)$$

A perda interna de energia por efeito Joule resulta no aquecimento da máquina e, principalmente, da ferramenta. Se a operação envolvida envolve baixo tempo de ciclo de trabalho, deve-se considerar o uso de um sistema de refrigeração para a ferramenta, pois sucessivas descargas em pequeno intervalo de tempo podem elevar sua temperatura a um nível crítico. Já a perda externa de energia é devido ao aquecimento da peça, a qual tem sofre um aumento típico de temperatura entre 40 e 60 °C.

O trabalho mecânico realizado no processo é proveniente da pressão magnética  $p$  resultante, a qual é convertida em energia mecânica  $U_{mecânica}$  para deformar a peça, equação:

$$U_{mecânica} = U_{cinética} + U_{elástica} + U_{plástica}, \quad (3.15)$$

onde  $U_{cinética}$  é a energia cinética de parte da peça que se desloca;  $U_{elástica}$  é a energia de deformação elástica, a qual é recuperada, e  $U_{plástica}$  é a energia de deformação plástica a qual resulta na deformação permanente da peça.

Usualmente, a parcela de energia de deformação elástica é desprezada e, desta maneira, a energia mecânica disponível é praticamente convertida em energias cinética e de deformação plástica [2005; Bühler e Bauer, 1968; Psyk *et al.*, 2007]:

$$U_{mecânica} \approx U_{cinética} + U_{plástica}. \quad (3.16)$$

A energia cinética pode ser determinada com o auxílio de câmeras de alta velocidade e técnicas de medição com uso de laser [Beerwald, 2005; Daehn *et al.*, 2008]. Já a energia de deformação plástica é calculada a partir do trabalho de conformação realizado na peça, a qual é obtida integrando-se o trabalho realizado (trabalho plástico dissipado) em cada elemento de volume da peça conformada:

$$U_{plástica} = \int w_{plástica} dv = \iint \sigma : \dot{\epsilon}^p dt dv. \quad (3.17)$$



Aqui  $w_{plástica}$  é o trabalho de deformação plástica,  $\sigma$  e  $\dot{\epsilon}^p$  são respectivamente as tensões e as deformações plásticas no elemento de volume.

A eficiência do processo de transferência de energia resulta da relação entre a energia mecânica gerada e energia de deformação plástica, assim como a energia de carga depende de exigências do processo (forma final da peça), da ferramenta utilizada e parâmetros elétricos da máquina. Com isto a eficiência global  $\eta$  do processo pode variar, dependendo da aplicação, entre 2 e 28% [Bauer, 1969; Risch, 2009; Winkler, 1973]:

$$\eta = \frac{U_{plástica}}{U_0}. \quad (3.18)$$

Apesar de aparentar uma simples razão energética, esta descrição para a eficiência do processo é muito difícil de ser obtida de forma direta, exigindo além dos parâmetros eletromagnéticos envolvidos no processo, o completo histórico de  $\sigma$  e  $\dot{\epsilon}^p$  em todo o ponto do volume da peça deformada, o que por sua vez depende de métodos de análise de tensões-deformações não triviais e da correta caracterização mecânica do material sujeito a altas velocidades de deformação. Além disso, entre os poucos materiais caracterizados a altas taxas de deformação, ainda não há registro de uma caracterização mecânica que reproduza as condições do processo de conformação eletromagnética, tal como a ação de correntes induzidas e sua influência nas propriedades mecânicas do material.

A fim de simplificar esta análise, neste trabalho é proposto que a eficiência do processo seja avaliada em função da energia disponibilizada pela bobina ferramenta no volume compreendido pela folga efetiva  $v_{efetivo}$  (a seção 5.2.1 apresenta informações sobre este volume efetivo para o escopo da tese). Para o caso de bobinas de compressão, esta energia  $U_{mag}$  é obtida através da componente axial da densidade de fluxo magnética na folga efetiva ( $B_{folga}$ ) e do volume da folga efetiva, Equação (3.19):

$$U_{mag} = \frac{1}{2} B_{folga}^2 v_{efetivo}. \quad (3.19).$$

Desta maneira, a eficiência gerada no processo passa a ser determinada pelo impulso magnético que é transmitido pela ferramenta à peça, isto é, a razão entre máxima energia disponibilizada pela ferramenta e a energia de carga do capacitor, Equação (3.20):

$$\eta_{mag} = \frac{U_{mag}}{U_0}. \quad (3.20)$$

Deste modo, a eficiência do processo é dada pelo acoplamento eletromagnético entre o sistema ferramenta e peça a ser conformada.

### 3.2.2 Medição da frequência de descarga

Como a corrente de descarga é uma oscilação sinusoidal amortecida, Figura 3.5, existe um grande espectro de diferentes frequências incluídas as quais dependem dos parâmetros do processo, como capacitância, resistências e indutâncias. Para simplificar a descrição, as frequências mais significativas da oscilação podem ser obtidas mediante análises de Fourier, conforme sugerido por Brosius, 2005, ou, alternativamente, uma frequência significativa  $f_{sig}$  pode ser calculada a partir do intervalo de tempo necessário para a corrente atingir o seu valor máximo  $I_{máx}$  (primeira meia onda) [Bühler; Bauer, 1968]:

$$f_{sig} = \frac{1}{4\Delta t_{máx}}. \quad (3.21)$$

A curva de corrente de descarga pode ser obtida diretamente de experimentos ou calculada a partir de modelos matemáticos (Paese *et al.*, 2011, 2014; Takatsu *et al.*, 1988). Entretanto, a corrente também pode ser aproximada conforme apresentado em detalhes por Correia *et al.*, 2008; Siddiqui *et al.*, 2008, 2009; Xu *et al.*, 2010, na forma da equação:

$$I(t) = I_0 e^{-\frac{t}{\tau}} \sin(\omega_0 t), \quad (3.22)$$

onde  $I_0$ ,  $\tau$  e  $\omega_0$  são constantes determinadas a partir de características da curva de corrente de descarga experimental e de parâmetros eletromagnéticos do sistema. Assim como a corrente de descarga, a densidade de fluxo magnético  $\mathbf{B}$  e a pressão magnética  $p$  também podem ser caracterizados de forma similar às apresentadas pelas equações (3.21) e (3.22). Para exemplificar melhor esta relação, na Figura 3.7 é apresentado um exemplo das evoluções temporais da densidade de fluxo magnético e a respectiva pressão magnética para o caso de compressão de tubos.

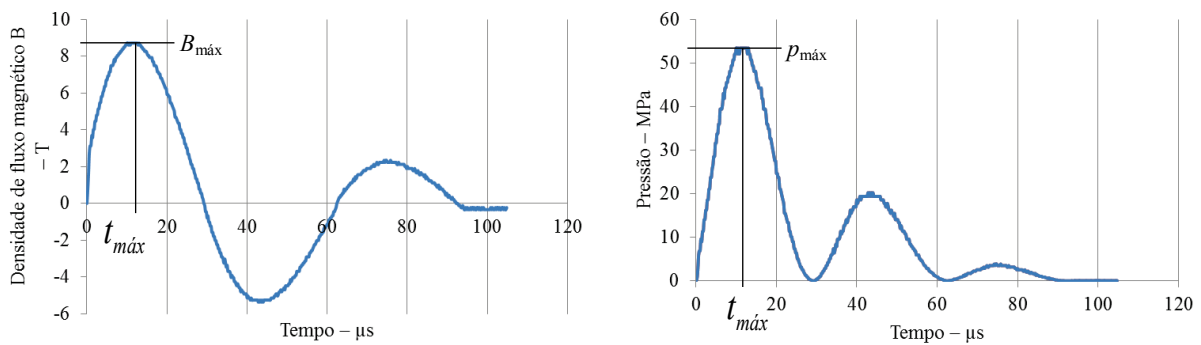


Figura 3.7 – Exemplo do curso temporal da densidade de fluxo magnética  $B$  e da pressão magnética resultante na folga efetiva.

### 3.2.3 A pressão magnética

A densidade de força  $[\text{N}/\text{m}^3]$  atuando em cada elemento de volume da peça pode ser determinada a partir da Lei de Lorentz, pela densidade de corrente  $\mathbf{J}$  e pela densidade de fluxo magnético  $\mathbf{B}$ , conforme apresentado pela equação:

$$\mathbf{F} = \mathbf{J} \times \mathbf{B}. \quad (3.23)$$

Uma vez que a intensidade magnética é relacionada com a distribuição de corrente e com a densidade de fluxo magnético, respectivamente por:

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J}, \quad (3.24)$$

$$\mathbf{B} = \mu \mathbf{H}, \quad (3.25)$$

após manipulações matemáticas e desconsiderando a componente da intensidade magnética que é ortogonal à direção da espessura da peça, isto é, a componente radial no caso de conformação de tubos e a componente  $z$  para o caso de estampagem de chapas, as densidades de forças radiais  $F_r$  atuando em uma peça tubular podem ser calculadas usando a equação:

$$F_r = -\frac{B_z}{\mu} \frac{\partial B_z}{\partial r} = -\frac{1}{2\mu} \frac{\partial (B_z^2)}{\partial r}. \quad (3.26)$$

De forma similar, as densidades de forças  $F_z$  atuando em peça plana (chapa) podem ser calculadas pela equação:

$$F_z = -\frac{B_r}{\mu} \frac{\partial B_r}{\partial z} = -\frac{1}{2\mu} \frac{\partial (B_r^2)}{\partial z}. \quad (3.27)$$

As forças de volume atuando na peça podem ser transformadas matematicamente em forças de superfície. Conforme Bühler e Bauer, 1968, a diferença de pressão entre dois pontos na espessura da peça podem ser determinadas integrando-se as forças atuantes ao longo da distância  $e$ , assim, a pressão média agindo em um componente tubular, Figura 3.8, pode ser calculada utilizando-se o raio interno  $r_i$  e o raio externo  $r_0$  como limites de integração:

$$p(r, z, t) = \int_{r_0}^{r_i} F_r(r, z, t) dr = \frac{1}{2\mu} \left( B_{\text{folga}}^2(r, z, t) - B_{\text{dif}}^2(r, z, t) \right). \quad (3.28).$$

De maneira similar, no caso de estampagem de chapas, os limites inferior e superior da chapa podem ser utilizados como limites de integração da quantidade  $F_z$ . Para ambos os casos, a pressão magnética depende somente na intensidade do campo magnético na folga

entre a ferramenta e a peça  $B_{\text{folga}}$  e do campo magnético que é difundido  $B_{\text{dif}}$ , isto é, a parcela do campo que atravessa a peça.

A intensidade magnética pode ser medida utilizando-se bobinas exploratórias as quais são posicionadas na folga entre a ferramenta e a peça e, na superfície oposta da peça. Estas bobinas exploratórias devem estar concentricamente posicionadas e orientadas ortogonalmente às linhas do campo magnético. Pela variação do campo magnético  $\mathbf{B}$  (fluxo magnético), uma tensão é induzida na bobina exploratória e, se sua área é conhecida, a integral desta tensão pode ser diretamente utilizada para calcular o campo magnético  $\mathbf{B}$ .

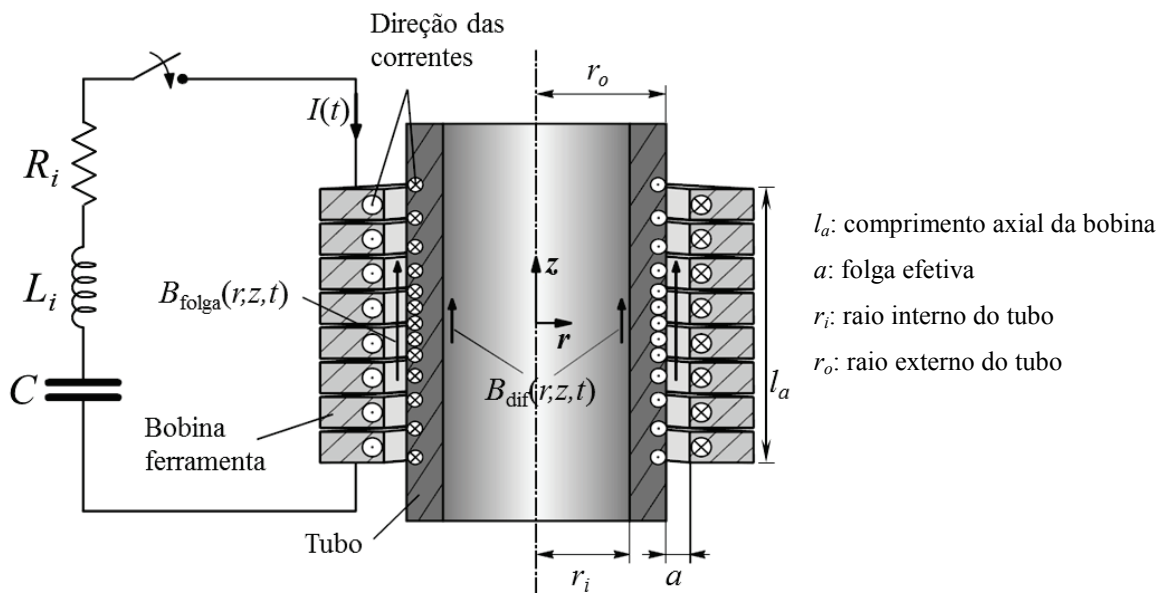


Figura 3.8 – Princípios da compressão eletromagnética (adaptado de Beerwald, 2005).

Se o efeito pelicular na parede do tubo é pequeno em comparação à espessura da peça, o campo magnético difundido é frequentemente negligenciado e o cálculo da pressão magnética é simplificado:

$$p(r, z, t) = \frac{1}{2\mu} B_{\text{folga}}^2(r, z, t). \quad (3.29).$$

No caso da compressão de tubos, esta simplificação é permitida, se a razão entre a profundidade de pele e o raio interno do tubo é menor que 0,2 e se a razão entre a espessura do tubo e a profundidade de pele for maior que 2 [Mühlbauer e von Finckenstein, 1967 *apud* Psyk *et al.*, 2011].

### 3.2.4 Medição do fluxo magnético

A medição do campo magnético na folga efetiva entre a ferramenta e a peça é de grande importância, pois permite correlacionar teoricamente a corrente de descarga medida com pressão magnética efetiva e, principalmente, estabelecer a distribuição local da pressão e fornecer uma estimativa da eficiência da ferramenta, e também, do processo. Informações sobre métodos para a medição do campo magnético e, conseqüentemente, a determinação da pressão magnética são apresentados em Bauer, 1967; Winkler, 1973 e Beerwald, 2005.

Conforme Beerwald, 2005, o campo magnético deve ser registrado localmente, na região delimitada pela folga efetiva entre a peça e a ferramenta e o sensor utilizado deve atender os seguintes requisitos:

- detectar valores analógicos do campo magnético  $\mathbf{B}(r,z,t)$  com alta taxa de aquisição, pelo menos 1 MHz;
- possibilitar a medição da distribuição espacial do campo magnético  $\mathbf{B}(r,z,t)$  como também,
- apresentar a menor dimensão possível para possibilitar sua utilização em espaços diminutos (de espessura inferior a 1 mm).

A medição do campo magnético pode ser feito com sensores Hall ou bobinas exploratórias (*search coils*). Sensores de efeito Hall podem ser fabricados no atual estado de desenvolvimento em tamanhos muito pequenos (como componentes SMD com dimensões 1,1 x 1,4 x 0,4 mm), mas seu uso não é possível, pois apresentam uma faixa de medição muito baixa (na ordem de  $10^{-3}$  T) e em baixa frequência de medição (na ordem de  $10^{-3}$  s). Já as bobinas exploratórias, além de permitirem fácil adaptação para serem posicionadas na restrita folga efetiva entre a peça e a ferramenta, possibilitam medições de elevadas faixa (na ordem

de  $10^1$  T) e frequência (na ordem de  $10^{-6}$  s). Devido ao exposto, para este trabalho foi construída uma bobina exploratória especialmente adaptada, suficientemente flexível e de espessura inferior a 0,5 mm (seção 0). De acordo com a lei da indução, uma tensão  $V_{ind}$  é induzida em uma bobina condutora de  $n$  espiras quando atravessada por um campo magnético variável, a qual é proporcional a taxa de variação do campo magnético em relação ao tempo:

$$V_{ind} = -n \frac{d\Phi}{dt}. \quad (3.30).$$

O fluxo magnético  $\Phi$  resulta da componente do campo magnético  $B$  perpendicular ao plano compreendido pela área  $A_{BE}$  da bobina exploratória de  $n_{BE}$  espiras e pode ser calculado por:

$$\Phi = A_{BE} B. \quad (3.31).$$

Desta forma, pelas equações (3.30) e (3.31) tem-se:

$$V_{ind} = -n_{BE} A_{BE} \frac{dB}{dt}. \quad (3.32)$$

Assim, é possível obter uma relação proporcional entre a derivada da tensão induzida com o campo magnético  $B$  presente no meio onde se encontra a bobina exploratória,

$$B = -\frac{1}{nA_{EB}} \int V_{ind} dt. \quad (3.33)$$

Observa-se que, para obter a leitura do campo magnético pela bobina exploratória, a tensão induzida  $V_{ind}$  deve ser integrada em relação ao tempo, o que pode ser realizado simultaneamente à medição, utilizando-se um dispositivo integrador entre a bobina exploratória e o osciloscópio (Figura 3.9) ou, posterior à medição, integrando-se este sinal por métodos numéricos ou de forma eletrônica (integrador de precisão). Geralmente a tensão

induzida é suficientemente alta para o uso de um integrador passivo, isto é, um simples circuito RC, o qual deve ser construído com elevada resistência elétrica  $R_{INT}$  (entre  $10^3$  e  $10^6 \Omega$ ) e baixa capacitância  $C_{INT}$  (entre  $10^{-8}$  e  $10^{-6}$  F) de maneira a apresentar valores de tensão aceitáveis para o osciloscópio e uma constante de tempo superior ao intervalo de tempo  $\Delta t_{\text{signal}}$  do sinal a ser medido:

$$\Delta t_{\text{signal}} \geq 10R_{INT}C_{INT}. \quad (3.34)$$

A máxima tensão induzida em uma bobina exposta a um campo magnético variável no tempo pode ser estimada, aplicando-se a lei da indução eletromagnética, mediante os valores esperados para a amplitude e frequência do campo magnético no qual a bobina é exposta:

$$V_{\text{máx}} = 2\pi fnA_{\text{EB}}B_{\text{máx}}. \quad (3.35)$$

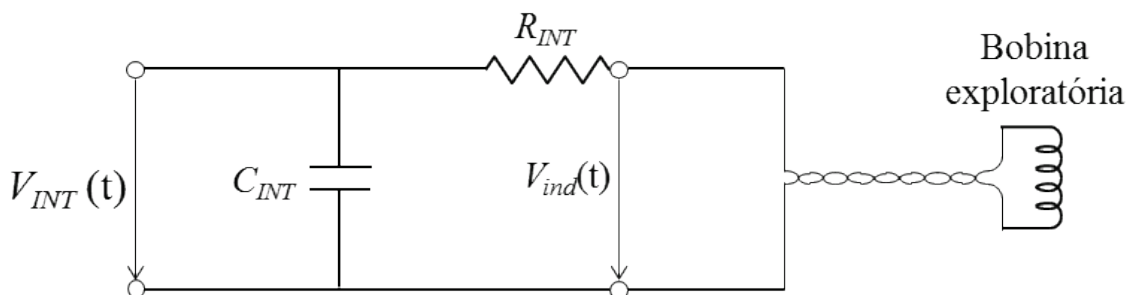


Figura 3.9 – Circuito elétrico do integrador passivo associado à bobina exploratória.

Como a duração do evento (pulso de pressão e deformação da peça) e os valores de campo magnético para este processo usualmente encontram-se, respectivamente nas faixas de 100 a 200  $\mu\text{s}$  e de 4 a 30 T, e sabendo que a frequência pode ser estimada pela análise da curva de corrente de descarga, o uso das Equações (3.34) e (3.35) possibilita auxiliar no projeto de bobinas exploratórias, bem como na configuração do osciloscópio para a aquisição do sinal.



Se o integrador passivo for empregado, o sinal de tensão  $V_{INT}$  do integrador é registrado pelo osciloscópio, Eq. (3.36), onde  $R_{INT}$  e  $C_{INT}$  são, respectivamente a resistência e a capacitância do circuito integrador da bobina exploratória:

$$V_{INT}(t) = -\frac{1}{R_{INT}C_{INT}} \int V_{ind}(t) dt. \quad (3.36).$$

Substituindo a Eq. (3.36) na (3.33), obtêm-se a densidade de fluxo magnético  $B$ :

$$B(t) = \frac{R_{INT}C_{INT}}{n_{BE}A_{BE}} V_{INT}(t). \quad (3.37).$$

O problema com a correta aplicação desta equação (3.37) consiste em conhecer exatamente o fluxo magnético alternado que atravessa a bobina exploratória e/ou a área  $A_{BE}$  da bobina exploratória. A medição da área de bobinas diminutas não pode ser realizada de forma adequada através de medições mecânicas e, por menor que seja o erro de medição, este será propagado no cálculo da pressão magnética, pela potenciação do campo magnético, Eq. (3.29).

A calibração experimental da bobina exploratória pode ser realizada com um fonte alternada de campo magnético de intensidade conhecida ou comparando medições para uma condição (posição e/ou intensidade de campo magnético) com uma bobina de área conhecida. Alternativamente, a calibração pode ser realizada indiretamente, mediante cálculos da distribuição de campo relativa do respectivo conjunto peça-ferramenta, conforme apresentado por Beerwald, 2005.

Cuidados adicionais devem ser tomados com a construção, devido às dimensões extremamente reduzidas, o manuseio é dificultado também na sua utilização. Ainda, é extremamente importante efetuar o cruzamento dos fios, os quais devem ter uma extensão mínima o suficiente para terem os terminais soldados, cada um, em cabos coaxiais. Deste

modo, evita-se o ruído proveniente da propagação do pulso magnético gerado pela bobina. Da mesma forma, é prudente posicionar o osciloscópio em uma dada distância segura da bobina.

### 3.3 Ferramentas para Conformação Magnética

A bobina é de fato a ferramenta responsável por converter a energia elétrica armazenada no capacitor em energia magnética e, assim como nos processos convencionais de conformação, necessita ser dimensionada de acordo com a operação específica de conformação. O número de voltas (espiras) e as condições de contorno geométricas determinam a amplitude e a respectiva energia do impulso magnético gerado.

De maneira análoga às três variantes do processo, Figura 3.1, as ferramentas podem ser distinguidas em:

- Bobinas para compressão,
- Bobinas para expansão e
- Bobinas planas.

Como o presente trabalho aborda a união de componentes tubulares por compressão eletromagnética, será dada ênfase para a bobina de compressão cilíndrica helicoidal. Bobinas planas e para expansão, assim como os respectivos processos de estampagem de chapas e de expansão de perfis, não serão abordadas, pois assim como para a sua construção, os processos de conformação apresentam características e comportamentos distintos.

### 3.3.1 Componentes da bobina ferramenta

Em princípio, são quatro os componentes da bobina ferramenta: a bobina, o barramento de conexão, o alojamento da bobina e, se necessário, um concentrador de campo, Figura 3.10.

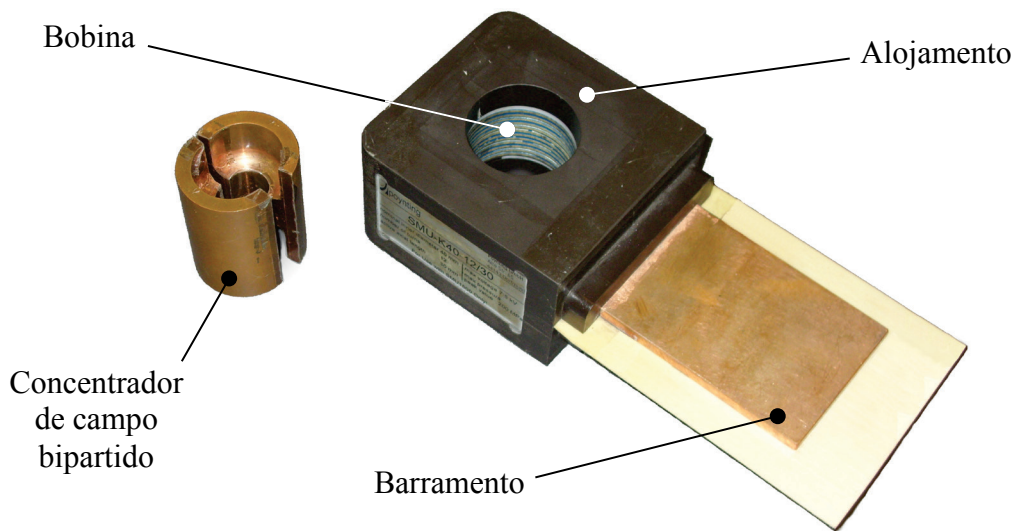


Figura 3.10 – Componentes de uma bobina ferramenta para compressão.

#### **Bobina**

Para a compressão de tubos, bobinas cilíndricas são geralmente utilizadas e sua geometria pode ser parametrizada por seu comprimento axial, o diâmetro do enrolamento e o passo (número de enrolamentos por unidade comprimento) da bobina, os quais são relacionados com a secção de uma única volta. O componente principal é a estrutura da bobina, o qual pode ser feito tanto a partir do enrolamento de fio de cobre propriamente isolado ou por uma estrutura de alta resistência mecânica fabricada a partir de uma peça sólida. Para esta última alternativa, os materiais mais indicados são o cobre eletrolítico e as ligas de cobre de alta resistência mecânica, como as ligas CuCrZr, BeCu ou CuNi. Geralmente, o espaço entre enrolamentos é feito em um torno ou fresa e a porção interior de material pode ser removida por eletro erosão por corte a fio. Independente do processo de

fabricação, o enrolamento da bobina deve ser apropriadamente reforçado de maneira a suportar as elevadas solicitações resultantes do impulso magnético.

### **Barramento**

O barramento é responsável pela conexão entre a bobina ferramenta e a unidade de pulso (máquina), devendo ser do mesmo material da bobina. Geralmente, as bobinas estão equipadas com conectores padronizados que facilitam sua rápida substituição na máquina.

### **Alojamento**

O alojamento contém todos os componentes da bobina ferramenta e tem as funções de mantê-los fixos entre si e isolados do meio externo. Deve ser feito em material isolante e não magnético para não influenciar o campo magnético pulsado e, assim, evitar interações indesejáveis com a bobina. Os plásticos termorrígidos tiveram seu benefício comprovado no passado, pois são oferecidos nas mais variadas formas e podem ser facilmente usinados.

### **Concentrador de campo**

Apesar de nem sempre ser necessário, o concentrador de campo é um componente muito importante para a bobina ferramenta. Esta ferramenta serve como ligação da indução entre a bobina e a peça, moldando e intensificando o campo magnético em uma região específica, Figura 3.11. Em casos axi-simétricos de conformação por impulso magnético, o concentrador de campo consiste em um componente cilíndrico que apresenta uma ou mais fendas (ranhuras) axiais e geralmente é fabricado a partir de um material com elevadas resistência mecânica e condutividade elétrica, como alumínio ou cobre (Puls-Plasmatechnik, 1990). Maiores informações sobre este componente são apresentadas na seção 3.3.3.

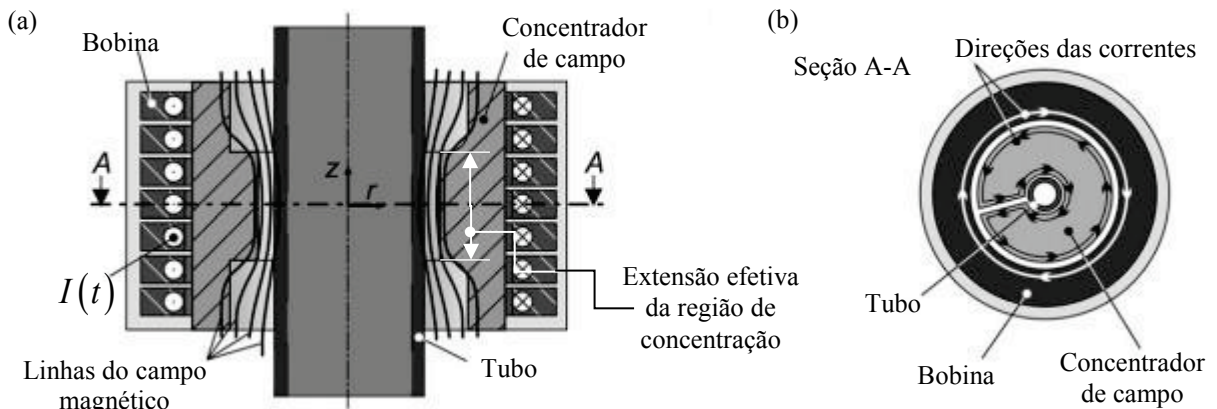


Figura 3.11 – Representações (a) da configuração e modo de operação de um concentrador de campo de uma fenda em uma bobina atuadora para operação de compressão eletromagnética [Dietz *et al.*, 1967a] e (b) respectivas direções da corrente [Dietz *et al.*, 1967b].

### 3.3.2 Solicitações impostas à ferramenta para aplicações de compressão

As elevadas solicitações mecânicas impostas na ferramenta pelo campo magnético pulsado tem sido um dos principais impedimentos para a exploração do potencial desta tecnologia na indústria. A grande quantidade de peças envolvida na produção seriada associada ao baixo ciclo de produção resulta na fadiga dos materiais e/ou fugas de corrente e, geralmente, a falha total da ferramenta, especialmente quando a tarefa de conformação demanda pressões magnéticas próximas do limite de falha da ferramenta (início do escoamento ou fadiga). Assim, para o êxito na integração deste processo no ambiente industrial, é crucial conhecer exatamente como as solicitações se desenvolvem na ferramenta de maneira a aplicar as devidas compensações [Winkler, 1973].

Os tipos de solicitações que podem ocorrer na bobina ferramenta podem ser distinguidos em tensões mecânicas e térmicas. A solicitação mecânica é dividida em cargas radiais, causada pela repulsão entre a bobina e a peça de trabalho, e cargas axiais que surgem devido às interações de cada um dos enrolamentos da bobina. Uma vez que as espiras da bobina geralmente não apresentam a capacidade de absorver estas cargas, é necessário que a bobina seja devidamente reforçada.

A solicitação térmica é resultado da perda de energia por efeito Joule, a qual acarreta o aquecimento da bobina. Este pode ser um fator crítico quando o intervalo entre as descargas de corrente for muito curto, pois a convecção pode não ser suficiente para arrefecer a ferramenta. Com o aquecimento da bobina, a mesma expande-se por dilatação térmica e surgem tensões internas entre a bobina e armadura de reforço. Dependendo da associação entre o tipo de material da armadura, a temperatura da bobina e a solicitação mecânica resultante do pulso magnético, a armadura pode romper, resultando na perda total da bobina ferramenta.

Para bobinas feitas a partir de fio de cobre fino e de baixa resistência mecânica, a rigidez e o isolamento elétrico deste fio podem ser obtidos com reforço de fibras de para-amida (kevlar) e resina epóxi. Apesar de este compósito apresentar elevada resistência (aproximadamente 2900 MPa) e propriedades isolantes e de absorção de impacto, uma de suas desvantagens reside na baixa condutividade térmica. Para o caso de produção seriada, o projeto da bobina reforçada com kevlar e resina epóxi deve considerar um sistema de arrefecimento em função da pressão desenvolvida, conforme sugerido por Beerwald; Beerwald; Henselek, 2004 e Beerwald, 2000. Quando são utilizados concentradores de campo em bobinas de compressão, o reforço na parte interna da bobina não é necessário e a quantidade de material de reforço a ser utilizado é reduzida e, assim, o processo de indução é melhorado, pois a distância entre os componentes (peça e ferramentas) é minimizada.

### 3.3.3 Concentrador de campo para bobina de compressão

Diversas tarefas de conformação requerem o uso de um concentrador de campo. Como simples exemplo, a Figura 3.12 ilustra o caso da compressão livre de um tubo. A geometria do tubo não possibilita o uso direto da bobina ferramenta disponível, uma vez que o processo exige uma folga mínima entre a peça e a bobina. As possíveis soluções para este caso são a construção de uma nova bobina adequada ou a construção de um concentrador de campo para orientar e intensificar a pressão magnética para uma região determinada. A última solução é a mais indicada, pois além de ser mais econômica, é mais rápida e fácil de ser implementada [Suzuki *et al.*, 1987; Yu *et al.*, 2005].

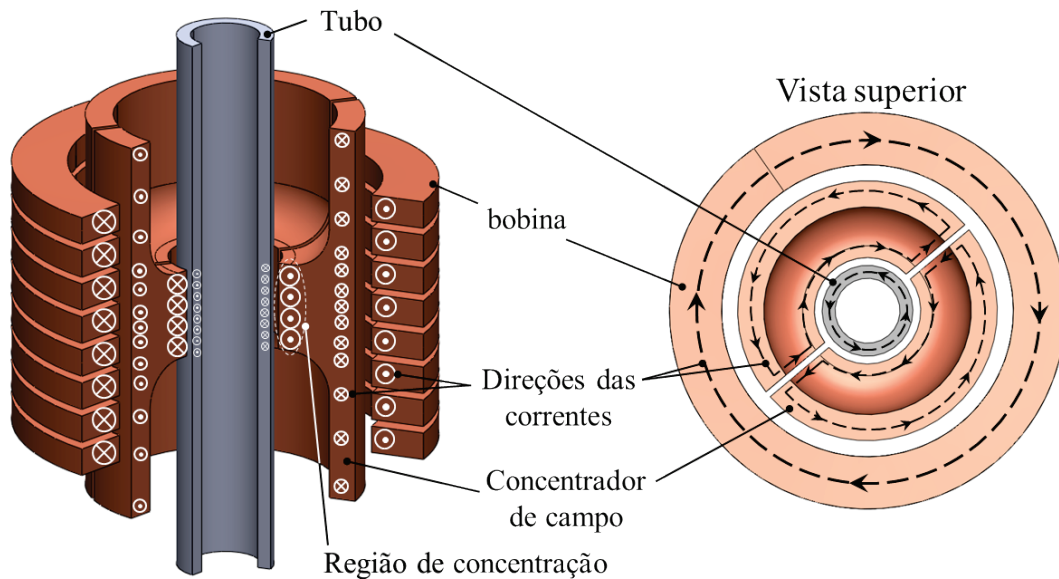


Figura 3.12 – Princípio de operação de um concentrador de campo bipartido.

Nesta variante do processo de compressão, o campo magnético gerado pelo pulso de corrente que flui pela bobina induz uma corrente no concentrador de campo. Devido ao efeito pelicular, na superfície externa do concentrador a corrente induzida flui na direção contrária a da bobina. Nas fendas, esta corrente induzida é direcionada para o centro do concentrador de campo, a chamada região de concentração, onde sua direção passa a ser a mesma que a da bobina.

Comparada com a superfície externa do concentrador de campo, a superfície de concentração é muito menor, o que resulta em maiores densidade de corrente e intensidade de campo magnético nesta região. Devido a este campo magnético, uma corrente é induzida na peça na região de concentração, a qual por sua vez blinda o campo magnético. Como a bobina, o concentrador de campo e a peça são materiais condutores sob a ação de um campo magnético, as forças atuarão em todos os componentes assim que as correntes estiverem fluindo, e iniciarão a deformação plástica da peça se a tensão resultante na peça atingir a tensão de escoamento do material [Psyk *et al.*, 2011].

Os principais critérios para fabricação de um concentrador de campo são similares aos que devem ser considerados para o projeto de uma bobina ferramenta, isto é, transferir de forma eficiente a energia para a peça e suportar as cargas térmicas e mecânicas. Conforme

Neubauer *et al.*, 1988, existe um compromisso entre estes dois critérios. Uma visão geral sobre as diferentes geometrias de concentradores de campo para a aplicação de compressão de tubos e suas vantagens e desvantagens são apresentadas na Figura 3.13.

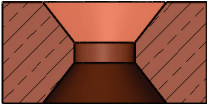
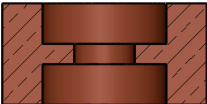
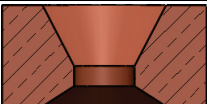
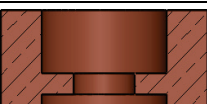
Geometria	Aplicação de compressão	Características
Formato cônico e simétrico		Alta resistência mecânica, mas baixa eficiência
Formato cilíndrico e simétrico		Alta eficiência, mas baixa resistência mecânica
Formato cônico e assimétrico		Similar aos concentradores de campo simétricos, porém mais suscetíveis à deformação devido à distribuição assimétrica das solicitações (cargas).
Formato cilíndrico e assimétrico		

Figura 3.13 – Diferentes geometrias cilíndricas para concentradores de campo com as correspondentes vantagens e desvantagens (adaptado de Neubauer *et al.*, 1988).

Visto que o presente trabalho será desenvolvido em torno de concentradores de campo cilíndricos e simétricos, maiores detalhes deste tipo de configuração para a aplicação de compressão de tubos são apresentados na Figura 3.14, onde além de outras informações, fica claro o motivo do aumento na carga indutiva no processo pelo acréscimo do concentrador de campo. Ocorre um aumento considerável das folgas entre os componentes do conjunto: a folga entre a bobina e o concentrador de campo ( $a_1$ ), entre o concentrador e a peça ( $a_2$ ) e, entre a(s) fenda(s) do concentrador ( $a_3$ ). É desejável que estas folgas sejam preenchidas por material isolante e que apresentem espessuras diminutas de maneira a atenuar as perdas indutivas. Porém, há novamente um compromisso entre espessura e as propriedades do material isolante que está sujeito a elevadas solicitações térmicas, mecânicas e elétricas. Revestimentos com polímeros como teflon® e demais plásticos de engenharia com boa rigidez dielétrica são usualmente utilizados.



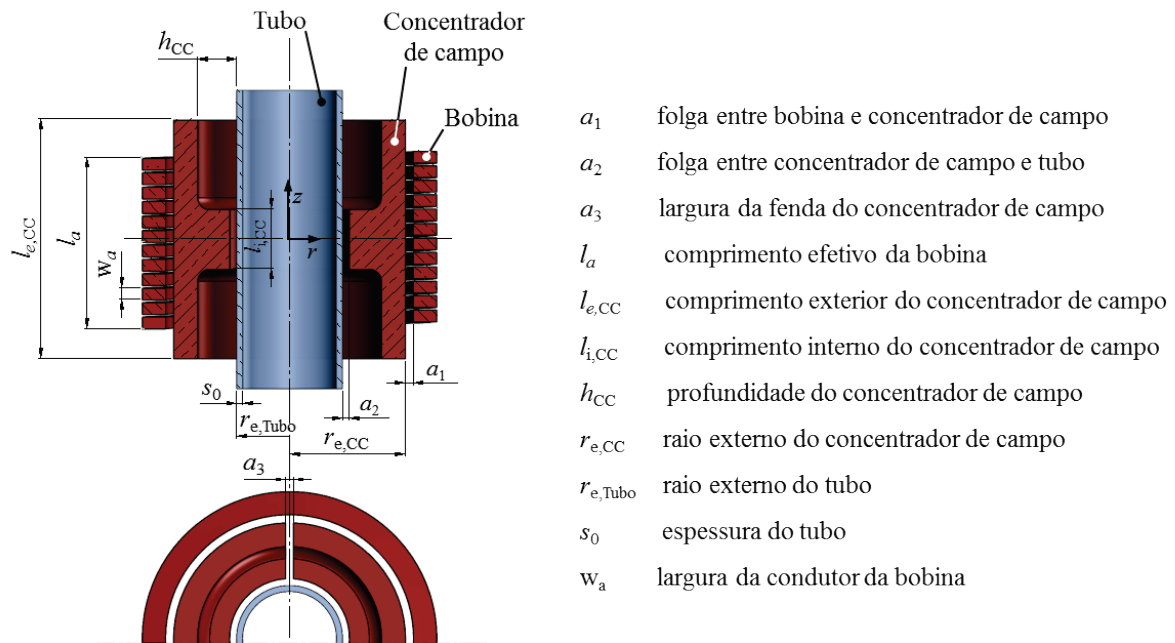


Figura 3.14 – Estrutura básica de uma configuração para compressão composta por bobina de múltiplos enrolamentos e concentrador de campo bipartido (adaptado de Beerwald, 2005).

Para aplicações de união por compressão eletromagnética é interessante salientar que a escolha da geometria do concentrador de campo não depende apenas da bobina ferramenta disponível, mas também da tarefa de conformação e da geometria dos componentes a serem unidos.

### A distribuição de pressão magnética com o uso de concentradores de campo

A determinação da pressão magnética com o uso de um concentrador de campo pode ser feita através de medições do campo magnético na região de concentração ou por estimativas a partir do balanço energético para campos alternados homogêneos e sem considerar o movimento da peça [Winkler, 1973]. Dietz *et al.*, 1967b, demonstra que mesmo com a atenuação do pulso da corrente de descarga e considerando as perdas através das(s) fenda(s), é possível relacionar a concentração de campo que pode ser atingida mediante a relação de aspecto (comprimentos externo  $l_{e,CC}$  e interno  $l_{i,CC}$  do concentrador de campo). Esta relação é apresentada na Figura 3.15 para um exemplo típico de compressão, relacionado à densidade de fluxo magnético ao longo das superfícies interna e externa do concentrador de

campo, sendo esta última, de mesma dimensão que a da bobina, mostrando claramente que concentrações de campo consideráveis podem ser obtidas.

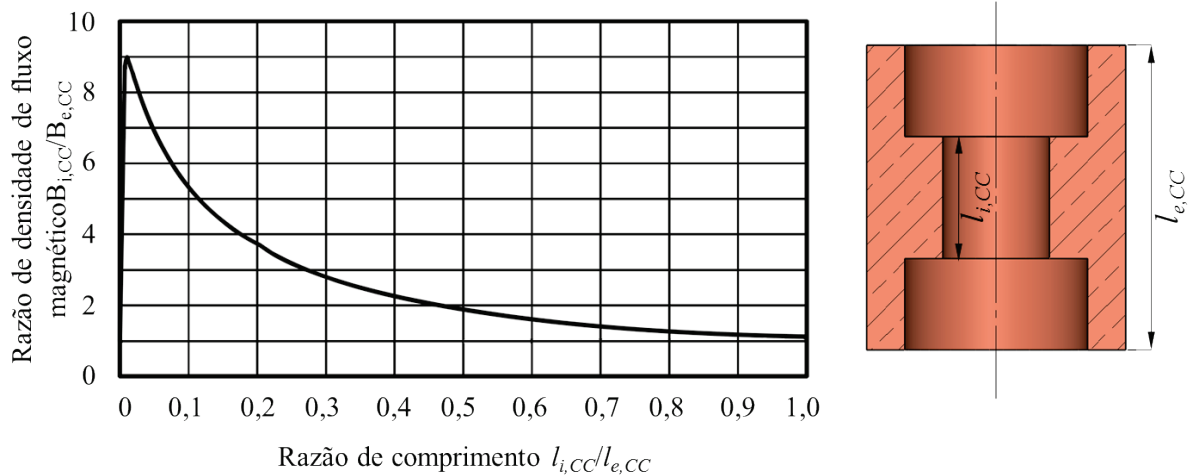


Figura 3.15 – Densidades de fluxo magnético em um concentrador de campo para compressão (adaptado de Dietz *et al.*, 1967b).

Dietz *et al.*, 1967b, também informa que comprimento total  $l_{e,CC}$  do concentrador de campo deve ser ajustado para o comprimento da bobina  $l_a$ . Se o concentrador de campo for mais curto que a bobina, ocorre uma distribuição não homogênea das cargas na bobina, o que resulta na redução da vida útil da bobina. Caso o concentrador de campo seja maior que a bobina, a transferência de energia tem sua eficiência reduzida. Além disso, a área de concentração não pode ser muito pequena, pois o campo magnético tende a difundir no concentrador de campo e, conseqüentemente, a pressão magnética não pode ser formada. O comprimento interno do concentrador não pode ser inferior a três vezes a profundidade de pele.

Entretanto, além da relação entre os comprimentos interno e externo do concentrador de campo, a forma da extensão de concentração e a profundidade  $h_{CC}$  do concentrador de campo também influenciam a intensificação do campo magnético. Análises 2D pelo método dos elementos finitos realizadas por Beerwald, 2005, demonstram que, quando comparado com a aplicação direta de uma bobina ferramenta, a utilização de um concentrador de campo com geometria cilíndrica na área de concentração leva a uma distribuição mais homogênea do

campo magnético e, conseqüentemente, da pressão magnética, onde a influência dos enrolamentos individuais da bobina não podem mais ser identificados. A razão para esta distribuição mais homogênea está na distância entre a peça e o concentrador de campo, porém isto não é válido para as áreas próximas às fendas do concentrador de campo. Devido a esta descontinuidade geométrica, ocorre uma redução local do campo e das forças magnéticas a qual tende a ser mais significativa quanto maior for a largura da fenda. Também é informado que uma distribuição de campo e força magnéticas podem ser ajustada em função do perfil da região de concentração e que isto pode ser explorado para fabricar peças com diferentes contornos e influenciar os caminhos de deformação plástica.

Beerwald, C. *et al.*, 2001 descreve o efeito de concentração do campo magnético  $c_{B,CC}$  como a relação da intensidade do campo magnético  $B_{CC,i}$  entre folga da peça e o concentrador e a intensidade magnética  $B_{CC,e}$  entre o concentrador e a bobina para, em cada caso, o instante de tempo  $t_{máx}$  em que o campo magnético atinge seu valor máximo no centro axial do conjunto bobina – concentrador de campo (Figura 3.14):

$$c_{B,CC} = \frac{B_{CC,i}(t_{máx}, z = 0)}{B_{CC,e}(t_{máx}, z = 0)}, \quad (3.38)$$

$$c_{P,CC} = c_{B,CC}^2. \quad (3.39)$$

A intensidade do campo  $B_{CC,i}$  determina a pressão magnética que atua sobre a peça, conforme a equação (3.28) onde o quadrado da concentração do campo magnético  $c_{B,CC}$  descreve a concentração da pressão magnética  $c_{P,CC}$  é o coeficiente de concentração da pressão magnética. (maiores detalhes na seção 3.4).

### 3.4 Análise do processo de compressão de tubos

Conforme apresentado na seção 3.2, as cargas atuantes dependem de parâmetros da máquina, da ferramenta (bobina e concentrador de campo) e da peça de trabalho. Os

parâmetros da máquina são a capacitância  $C$ , indutância interna  $L_i$ , resistência interna  $R_i$ , complementados pela frequência de descarga  $f_d$  e a energia armazenada  $U$ . Pelas ferramentas, os parâmetros são o material da bobina, sua geometria, indutância  $L_a$ , e propriedades do concentrador de campo e da matriz ou mandril. Da peça de trabalho, os parâmetros são a geometria e o material com sua condutividade elétrica e propriedades mecânicas, as quais são dependentes da deformação, ou ainda da taxa de deformação. Além disto, as cargas atuantes também dependem de parâmetros da peça e da folga entre a bobina e a peça. Assim, a variação destas propriedades devido ao movimento, deslocamento de corpo rígido e deformação, da peça afeta a pressão magnética. Para a compressão de tubos, a significância da interação destes parâmetros é dependente do curso da pressão magnética (frequência da corrente de descarga) [Psyk *et al.*, 2011].

Uma maneira para facilitar a análise do processo e, conseqüentemente, a identificação de parâmetros consiste na realização de experimentos restringindo a evolução do movimento, e a sua resultante influência no campo magnético. Uma análise deste tipo foi realizada por Kleiner, *et al.*, 2005 e é apresentada a seguir.

#### 3.4.1 Influência do pulso de pressão negligenciando o movimento da peça

Conforme a Equação (3.28), a eficiência do processo é maximizada se o campo magnético for completamente blindado, isto é, se o campo magnético não difundir pelo tubo, e se a energia armazenada nos capacitores for transferida de maneira mais eficiente possível para o curso e distribuição de pressão do campo magnético na folga entre a bobina e o tubo. Ao considerar o material a ser conformado como rígido, os componentes do sistema representam um circuito ressonante equivalente incluindo a energia armazenada com uma capacitância  $C$ , uma chave de descarga, os barramentos e o elemento composto pela bobina e o tubo, representados pela resistência e indutância equivalentes  $R_e$  e  $L_e$ , respectivamente, Figura 3.16.

Ao se desconsiderar a interação entre o movimento do tubo e o campo magnético (indutância constante), o cálculo do formato do pulso do campo magnético torna-se um problema linear, podendo ser analisado no domínio da frequência utilizando-se a

transformada de Fourier da corrente de descarga medida ou calculada. Através desta análise harmônica, Kleiner *et al.*, 2005, verificaram que uma adaptação das propriedades geométricas e elétricas da peça de trabalho com a frequência da descarga pode melhorar a eficiência do processo pela minimização do campo magnético difundido, como apresentado na Tabela 3.1.

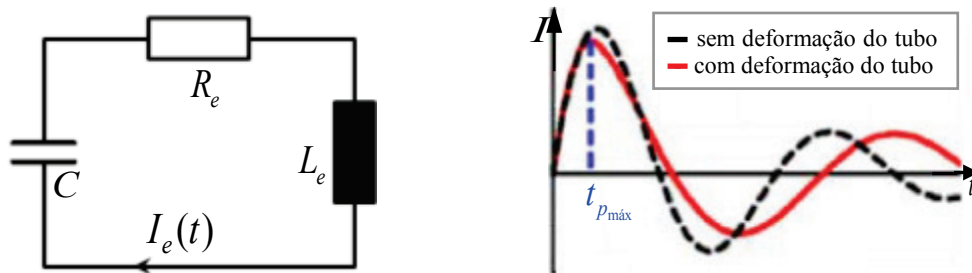


Figura 3.16 – (a) Circuito equivalente para processos de conformação eletromagnética e (b) comportamento da corrente de descarga na bobina atuadora (adaptado de Kleiner *et al.*, 2005).

Tabela 3.1 – Influência da pressão atuante pela redução da difusão do campo magnético

Parâmetro	Influência
Condutividade elétrica	Maior a condutividade elétrica da peça, melhor é a blindagem do campo magnético e maior a é pressão magnética
Espessura da peça	Quanto maior a espessura da peça, mais lenta é a difusão do campo magnético
Frequência da corrente de descarga	Uma alta frequência pode balancear a baixa condutividade ou espessura muito pequena

Fonte: Kleiner *et al.*, 2005.

A identificação destes parâmetros de processo e o modo como influenciam a eficiência da transferência da energia armazenada para o pico máximo de pressão pelo campo magnético entre a bobina e a peça está relacionado com os parâmetros do circuito equivalente (Figura 3.16). A maximização da eficiência requer uma unidade de pulso com baixa indutância para efetuar uma elevada corrente através da bobina atuadora. Adicionalmente, o número de voltas  $n$  bem como o comprimento axial efetivo  $l_a$  (altura da bobina) são parâmetros significativos

para a intensidade do campo, influenciando em uma combinação ótima entre os parâmetros  $R_e$  e  $L_e$ . Contudo que a deformação da peça seja impedida, a energia armazenada é proporcional ao campo e pico máximo de pressão e, assim, torna-se possível a determinação das propriedades da bobina que correspondam com a melhor eficiência do processo [Beerwald, C. *et al.*, 2004].

Beerwald, C., 2005, propôs calcular a distribuição axial da intensidade de campo magnético para uma configuração de bobina atuadora para compressão, Figura 3.8, tratando a bobina como um solenoide infinito, onde o campo magnético  $B_0$  dentro deste solenoide é uniforme e pode ser obtido a partir de uma simples relação entre o número de voltas da bobina  $n$ , a corrente da bobina  $I(t)$ , e comprimento axial efetivo da bobina  $l_a$ :

$$B_0(t) = \frac{nI(t)}{l_a}. \quad (3.40)$$

Mediante análise de correlações experimentais, o campo magnético na folga entre tubo e bobina pode ser determinado através de  $B_0$  e por um fator de distribuição do campo magnético  $k_B$  da seguinte forma:

$$B_{\text{folga}}(t) = B_0 k_B(z), \quad (3.41)$$

$$k_B(z) = \frac{1}{\pi} \left( \arctan \frac{2z + l_a}{a_{ef}} - \arctan \frac{2z - l_a}{a_{ef}} \right). \quad (3.42)$$

Como o campo magnético apresenta uma relação quadrática com a pressão magnética, é possível determinar um fator de distribuição de pressão  $k_p$ :

$$k_p(z) = [k_B(z)]^2 \quad (3.43)$$

O coeficiente de distribuição depende da distância efetiva  $a_{ef}$  entre a bobina e o tubo, o qual é composto pelo espaço de ar  $a$  (folga) acrescido da média das espessuras de pele do tubo  $\delta_{tubo}$  e da bobina  $\delta_{bobina}$  é dado por

$$a_{ef} = a + \frac{1}{2}(\delta_{tubo} + \delta_{bobina}) \quad (3.44)$$

e, dessa forma, a distribuição de pressão magnética ao longo da superfície externa do tubo pode ser calculada por:

$$p(z,t) = \frac{1}{2\mu} B_0^2(t) k_p(z). \quad (3.45)$$

A corrente  $I(t)$  na bobina, Eq. (3.40), pode ser obtida por medição ou através aproximações analíticas pela análise do circuito composto pela unidade de pulso, a bobina e respectivas indutâncias e resistências. Todos estes parâmetros apresentam influências específicas no circuito equivalente do sistema de conformação eletromagnética. A Tabela 3.2 apresenta a relação destes com a intensidade do campo magnético. Para o caso da aplicação de um concentrador de campo em operações de compressão de tubo, o fator de distribuição de pressão  $k_p$  deve ser substituído pelo coeficiente do fator de concentração de pressão  $c_{p,CC}$ . Assim, substituindo a Eq. (3.39) na Eq. (3.41), a pressão magnética pode então ser calculada conforme apresentado por Beerwald, C. *et al.*, 2001:

$$p(z,t) = \frac{1}{2\mu} B_0^2(t) c_{p,CC}. \quad (3.46)$$

É importante mencionar que os argumentos listados na Tabela 3.1 e Tabela 3.2 são válidos para todas as variantes do processo de conformação eletromagnética. A partir destes argumentos, Kleiner *et al.*, 2005, afirmam que a primeira etapa para projeto do processo consiste na determinação de propriedades e geometria ótimas das ferramentas (bobina e concentrador de campo), ambas dependentes da tarefa de conformação e do gerador de pulso.

Tabela 3.2 – Influência na eficiência da transferência de energia para o pico de pressão do campo magnético entre a bobina e a peça

Parâmetro	Influência
Densidade de enrolamento da bobina atuadora $n/l_a$	Para cada unidade geradora de pulso e cada tarefa de conformação existe uma relação $n/l_a$ específica. A amplitude de pressão magnética está relacionada com uma frequência específica.
Folga entre a peça e a bobina atuadora $a$	Quanto menor a folga, menor é a indutância e maior é o acoplamento eletromagnético: o campo e a pressão aumentam.
Condutividade elétrica $\kappa$	Alta condutividade elétrica resulta em baixa indutância e altos picos de campo e pressão.

Fonte: Kleiner *et al.*, 2005.

### 3.4.2 A interação do pulso de pressão com o movimento da peça

Fazendo-se uma análise pelo ponto de vista do parâmetro ferramenta, uma bobina com propriedades consideradas ótimas para uma dada unidade de pulso pode resultar em diferentes distribuições de pressão ao longo do tempo. Os elementos que descrevem o pulso de pressão são o pico máximo de pressão  $p_{máx}$ , o instante em que ocorre tal pico  $t_{máx}$  (primeiro quarto de onda) e a duração do primeiro pulso  $\Delta t_p$  (primeira metade de onda). Em princípio, a mesma redução de diâmetro pode ser atingida por um alto e curto pulso de pressão, bem como por um pulso de pressão de menor amplitude e maior tempo de duração. A Figura 3.17 demonstra um exemplo no qual aproximadamente a mesma deformação tangencial  $\varepsilon_t$  foi alcançada pela mesma ferramenta, mas com diferentes unidades geradoras de pulso. Os tempos de pico de pressão são diferentes e é possível observar que um menor tempo de pico resulta em uma maior aceleração e, conseqüentemente, velocidade de deformação tangencial  $\Delta r$  [mm/ $\mu$ s] do tubo. Nos processos de compressão, a deformação é completada durante  $\Delta t_p$ .

Pela Figura 3.17(b) observa-se que o pulso de pressão mais curto está bem adaptado para a duração do processo de conformação de maneira que a energia aplicada é muito menor



que para o caso do pulso de maior duração. Além da eficiência do processo, o resultado final nas propriedades do tubo também são critérios para o curso de pressão desejado.

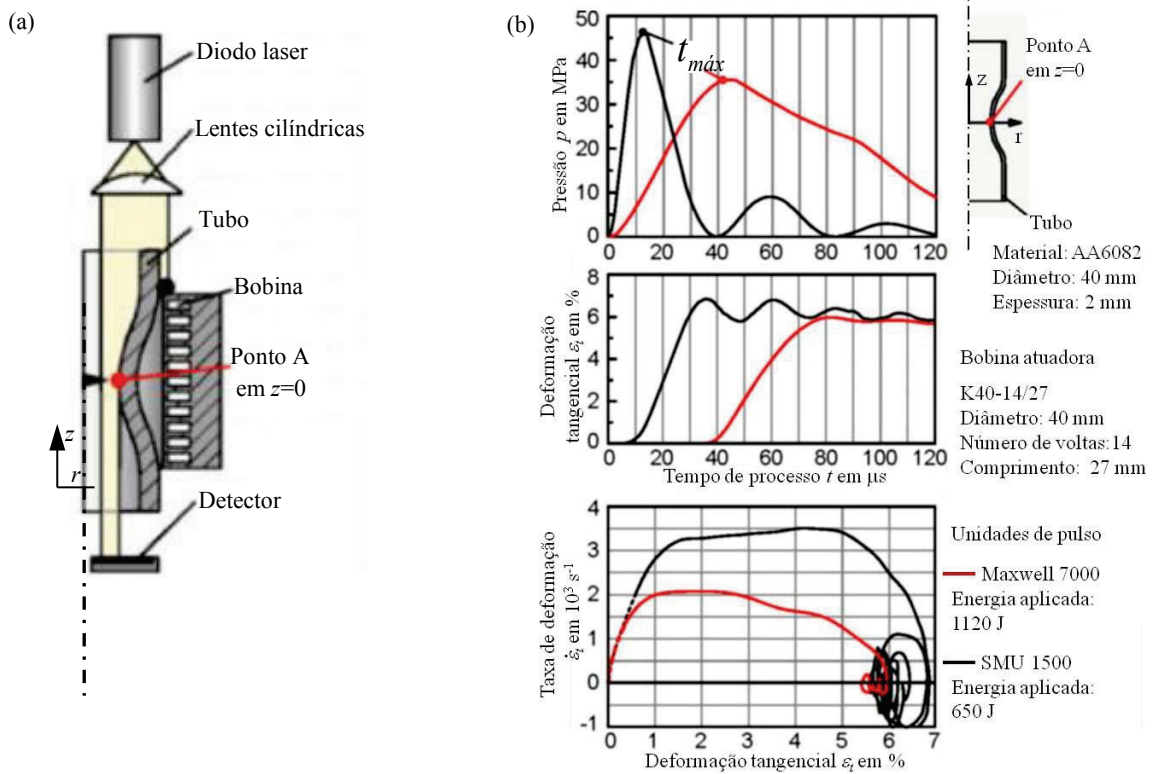


Figura 3.17 – Em (a) sistema de medição online utilizado para determinação do comportamento da deformação em áreas significativas do tubo. Em (b) o exemplo do processo de compressão de tubos com diferentes tempos de pico para pressão máxima e da taxa de deformação [Kleiner *et al.*, 2005].

A Figura 3.18 apresenta a influência do tempo de pico para a pressão máxima em função dos efeitos de enrugamento (instabilidade plástica) para a compressão livre de tubos, onde é possível observar que para uma deformação tangencial definida, uma alta taxa de deformação, causada por um curto pulso de pressão, resulta em uma melhor cilindridade (diâmetro médio  $\bar{\varnothing}_m$ ), enquanto que o efeito de encruamento permanece inalterado [Kleiner *et al.*, 2005]. Porém, em Psyk, 2010, é demonstrado que para pulsos de pressão mais rápidos,

i.e., com  $t_{m\acute{a}x} \leq 15 \mu\text{s}$ , nenhuma melhoria significativa adicional é obtida para a cilindricidade dos tubos.

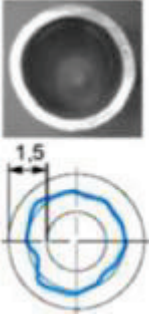
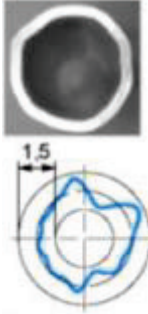
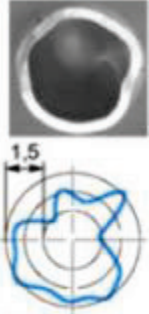
Gerador de pulso Maxwell com diferentes capacitores	Bobina de compressão K40-10/60	Tubo em AA5745 $\varnothing=40 \text{ mm}, S_0=2 \text{ mm}$
Energia aplicada: aproximadamente 4,8 kJ		
Capacitância: 180 $\mu\text{F}$ $p_{m\acute{a}x} = 125 \text{ MPa}$ $\Delta t_{p_{m\acute{a}x}} = 13,5 \mu\text{s}$	Capacitância: 900 $\mu\text{F}$ $p_{m\acute{a}x} = 83 \text{ MPa}$ $\Delta t_{p_{m\acute{a}x}} = 25 \mu\text{s}$	Capacitância 1800 $\mu\text{F}$ $p_{m\acute{a}x} = 70 \text{ MPa}$ $\Delta t_{p_{m\acute{a}x}} = 30 \mu\text{s}$
		
$\varnothing_m = 26,00 \pm 0,26 \text{ mm}$	$\varnothing_m = 26,39 \pm 0,54 \text{ mm}$	$\varnothing_m = 25,95 \pm 0,86 \text{ mm}$

Figura 3.18 –Influência do tempo de pico para pressão máxima nos efeitos de enrugamento (instabilidade) para a compressão livre de um tubo. [Kleiner *et al.*, 2005].

Além da influência da corrente induzida e do pulso de pressão na deformação do tubo, existe ainda a retroatividade da evolução da deformação do tubo no pulso de pressão. Isto implica que negligenciar o movimento da peça pode levar a uma superestimação da pressão magnética. No instante inicial do processo, o valor máximo para a pressão está localizado na metade da bobina (ponto A, Figura 3.17) e conseqüentemente este é o local que resulta o maior deslocamento. Devido a isto, a folga máxima entre a bobina e a peça ocorre na área central da bobina e por sua vez, a pressão diminui mais rapidamente nesta região. Assim, durante o processo de deformação, o ponto máximo para pressão se desloca do centro para os extremos da bobina. Beerwald, 2005, realizou uma análise detalhada deste efeito para duas máquinas distintas, utilizando simulação numérica pelo método dos elementos finitos e com acoplamento sequencial dos problemas eletromagnético e plástico, onde os resultados são apresentados na Figura 3.19 e na Figura 3.20.

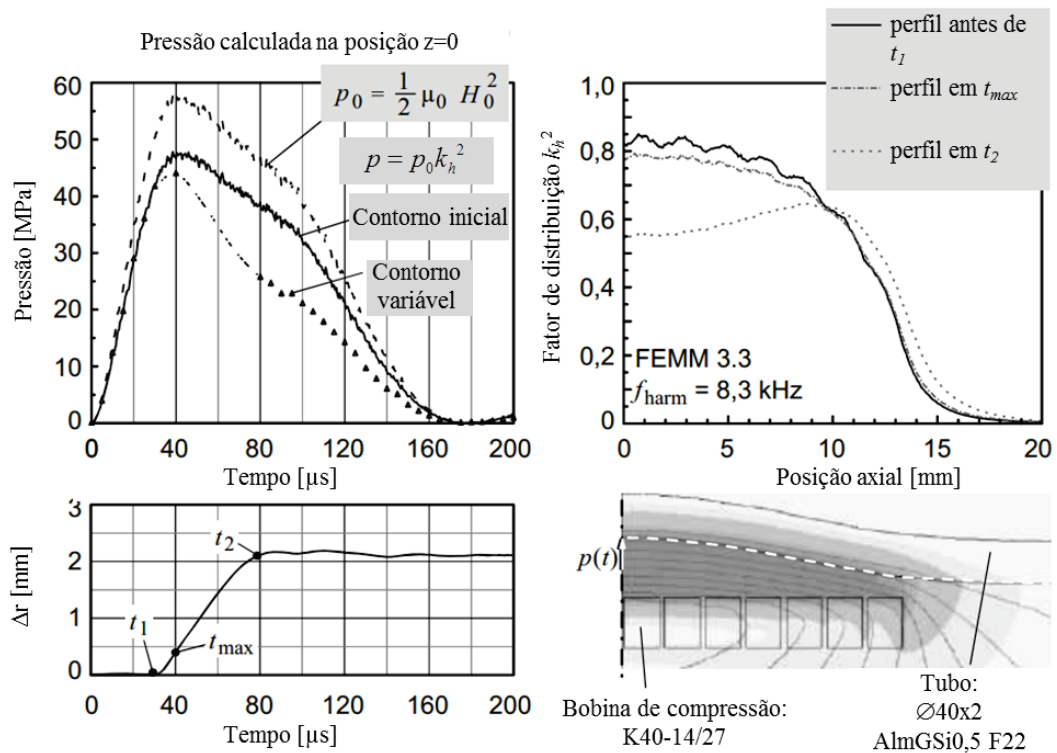


Figura 3.19 – Influência da deformação do tubo no curso de pressão magnética da máquina Maxwell7000 em diferentes instantes de tempo e sob diferentes aspectos: a pressão  $p_0$  criada pelo campo de bobina ideal (de comprimento infinito), a pressão  $p$  com coeficiente de distribuição do campo magnético  $k_p$  considerando a geometria do tubo constante (“contorno inicial”), e os resultados da análise numérica sequencial (considerando o movimento do tubo, “contorno variável”) [Beerwald, 2005].

Pela análise da Figura 3.19 e Figura 3.20, observa-se que máquinas que geram pulsos de corrente com alta frequência, como o caso da máquina SMU1500, são mais eficientes na transmissão da pressão eletromagnética. Além disso, devido à alta frequência do pulso de corrente, a influência do movimento do tubo no curso de pressão é mínima (curvas “contorno inicial” e “contorno variável” nos gráficos Pressão *versus* Tempo), permitindo o uso das simplificações apresentadas (Equações 3.41 – 3.47) em abordagens para análise numérica do problema, como por exemplo, tratar o problema de forma desacoplada. Tais simplificações são necessárias, devido a complexa interação dos problemas eletromagnético e mecânico.

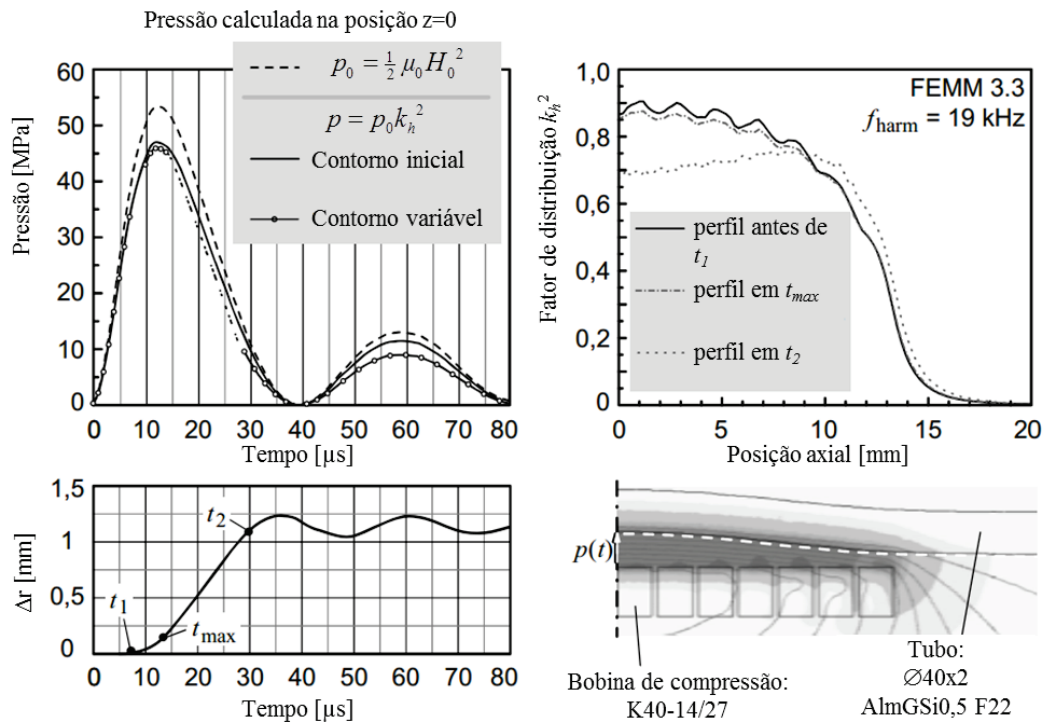


Figura 3.20 – Influência do movimento do tubo no curso de pressão para a máquina SMU1500 em diferentes instantes de tempo e sob diferentes aspectos: a pressão  $p_0$  criada pelo campo de bobina ideal (de comprimento infinito), a pressão  $p$  com coeficiente de distribuição do campo magnético  $k_p$  considerando a geometria do tubo constante (“contorno inicial”), e os resultados da análise numérica sequencial (considerando o movimento do tubo, “contorno variável”) [Beerwald, 2005].

### 3.5 Dificuldades para a análise do processo

A grande dificuldade para a análise do processo de conformação eletromagnética está no complexo acoplamento entre os problemas eletromagnético e mecânico. A solução do problema eletromagnético fornece as forças repulsivas entre as distribuições de corrente na bobina e a induzida na peça (tubo). Entretanto, o campo e, conseqüentemente as forças, são dependentes da configuração espacial bobina-peça, a qual varia ao longo do processo de conformação, que por sua vez é dependente do comportamento do material. Por sua vez, o

comportamento do material depende da sua caracterização a altas taxas de deformação (Figura 3.17), isto é, incluindo os efeitos viscoplásticos. Ainda, do ponto de vista magneto-mecânico o problema é completamente transiente. O pulso eletromagnético é convertido em pressão eletromagnética que atua como condição de contorno do problema mecânico que por sua vez submete o componente, parede do tubo, a uma súbita aceleração sendo o processo de conformação subsequente governando pelas forças inerciais envolvidas. Não obstante, ao ser comprimido o tubo pode ainda desenvolver instabilidades. A Figura 3.21 mostra os efeitos da instabilidade plástica para o caso de tubos sujeitos à compressão radial. Entretanto, para uma boa previsão dos problemas de instabilidade plástica, como o enrugamento, torna-se necessário considerar as imperfeições radiais iniciais do tubo [Min e Kim, D. , 1993; Demir *et al.*, 2010] o que dificulta ainda mais a o entendimento do processo e o desenvolvimento de procedimentos numéricos acoplados. Poder-se-ia ainda explicitar a problemática da propagação de ondas mecânicas, da captura do contato oriundo das uniões produzidas ou mesmo dos fenômenos metalúrgicos envolvidos neste processo.

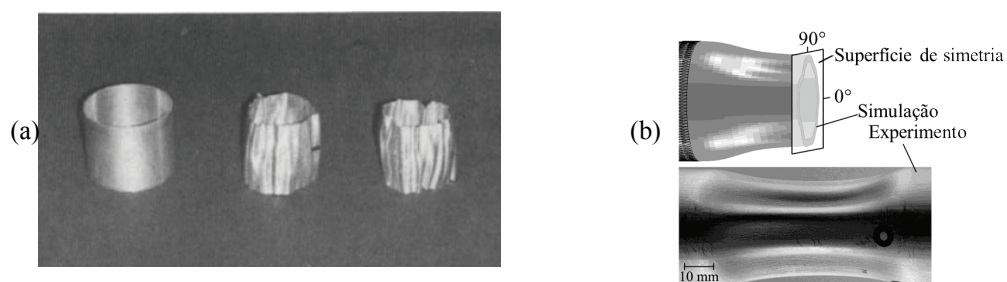


Figura 3.21 – Instabilidade na processo de compressão eletromagnética de tubos [Min e Kim, D. , 1993; Demir *et al.*, 2010a].

Mesmo quando tratados de forma desacoplada ambos os problemas magnético-mecânico são altamente não lineares e de difícil previsibilidade. Em ambos os casos, modelos analíticos ou mesmo numéricos devem ser vistos com cautela, pois sua aplicação pode resultar em desvios quando comparados com os experimentos. Neste contexto, a análise e correlação dos parâmetros do processo baseada em análises experimentais guiadas por modelos simplificados analítico-numéricos é uma alternativa para o entendimento deste processo.

No caso dos processos de união por interferência por conformação eletromagnética, a tensão residual na zona da união tem um papel muito importante e, sua correta determinação ainda não é possível, pois os métodos disponíveis, como difração por raios X e difração de nêutrons apresentam limitações que impedem a determinação da tensão radial no tubo, uma vez que possibilitam a leitura de tensão em uma profundidade de décimos de  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície metálica. Além disso, o tamanho de grãos e a existência de variação na textura do material (decorrente dos caminhos de deformação) prejudicam ou mesmo inviabilizam a leitura de tensões residuais [Fitzpatrick *et al.*, 2005].

### 3.6 União de componentes tubulares por compressão

Um componente tubular pode ser comprimido, cravado, eletromagneticamente a um componente interno (Figura 3.22), o qual pode ser um tubo ou mandril, e dependendo da geometria deste componente interno e do pulso de energia aplicado, as uniões resultantes podem ser classificadas em função do mecanismo dominante da união [Psyk *et al.*, 2011]:

- i. Uniões por interferência (*force-fit* ou *interference-fit joints*): são baseadas na interferência elasto-plástica entre os componentes envolvidos.
- ii. Uniões por conformação e interferência (*form-fit joints*): a presença de sulcos no componente interno, contra o qual o componente externo é deformado, causando uma ancoragem mecânica entre os componentes;
- iii. Uniões soldadas por impacto (*impact welded joints*): em dadas condições específicas, o impacto do componente externo ao componente interno promove uma união de nível microestrutural.

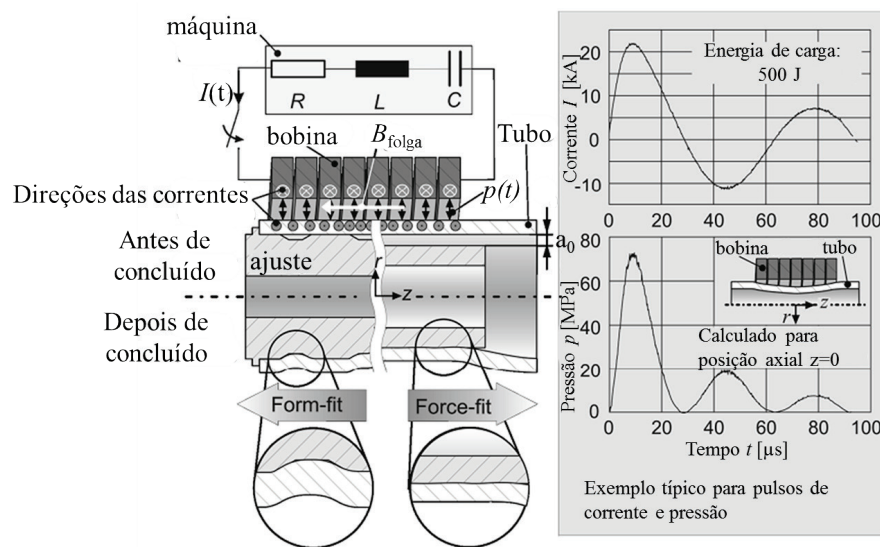


Figura 3.22 – Representação esquemática das uniões por interferência (*force-fit*) e por conformação e interferência (*form-fit*) e, curvas típicas para evolução da corrente de descarga e pressão magnética (adaptado de Hammers *et al.*, 2008).

Para perfis tubulares, em geral todos os três mecanismos e qualquer combinação possível entre eles pode ser obtida/utilizada. O critério para a escolha da união a ser utilizada deve considerar a aplicação principal do componente e os materiais envolvidos. Enquanto as uniões soldadas por impacto possibilitam diferentes combinações de materiais metálicos, os demais mecanismos de união permitem ainda unir componentes de diferentes combinações de materiais metálicos e não metálicos [Psyk *et al.*, 2011]. A Tabela 3.3 apresenta de forma resumida a relação de benefícios e limitações em função do mecanismo de uniões resultantes por conformação eletromagnética.

Tabela 3.3 – Relação de benefícios e limitações em função do mecanismo da união

	Mecanismo da União		
	Interferência	Conformação	Solda por impacto
Benefícios	<ul style="list-style-type: none"> <li>– Aplicável para uniões entre materiais metálicos e não metálicos;</li> <li>– Requer menor deformação;</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>– Aplicável entre materiais metálicos e não metálicos;</li> <li>– Obtenção de uniões de alta resistência com áreas relativamente pequenas.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>– Ligação metálica a frio;</li> <li>– Uniões de alta resistência mecânica;</li> <li>– Conexões estanques.</li> </ul>
Limitações	<ul style="list-style-type: none"> <li>– Resistência da união é sensível à limpeza das peças;</li> <li>– Uniões de alta resistência podem necessitar grandes áreas;</li> <li>– Conexões estanques requerem maior esforço de projeto.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>– Resistência da união é sensível à limpeza das peças;</li> <li>– Conexões estanques requerem maior esforço de projeto.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>– Aplicação limitada a uniões metálicas;</li> <li>– Requer alta energia.</li> </ul>

Fonte: [Psyk, 2013].



### 3.6.1 Resistência mecânica das uniões

A avaliação da resistência mecânica à tração das uniões produzidas por conformação eletromagnética não é restrita apenas à máxima força obtida, pois dependendo da aplicação, também podem ser de interesse o modo de falha e a curva força-deslocamento. Com relação aos modos de falha, Weddeling *et al.*, 2011, observou em uniões por conformação (*force-fit*) que a falha pode ocorrer por um desprendimento (deslocamento relativo) entre os componentes ou pela ruptura de um dos componentes da união. No que diz respeito às curvas força-deslocamento, relata que a falha pela ruptura de um componente é a que ocorre de forma mais repentina.

Já em relação às curvas força-deslocamento, Bühler e von Finckenstein, 1968 *apud* Psyk *et al.*, 2011, afirma que em relação a aplicações práticas a força para qual ocorre o primeiro movimento relativo entre os componentes da união é o critério mais relevante para a avaliação da resistência da união. Entretanto, devido a efeitos de fretagem durante a aplicação da carga a diferença entre a força de ocorrência do primeiro movimento relativo e a máxima força suportada pode ser considerável. Como relatado por Kleiner *et al.*, 2006, este emperramento (*seizing*) pode ser significativo com relação à segurança, uma vez que a inicialização da falha pode previamente ser identificada e medidas podem ser tomadas antes de ocorrer a falha definitiva.

A Figura 3.23 apresenta uma curva força-deslocamento proveniente de ensaio de tração uniaxial de uma união tubo-mandril. Nos primeiros instantes do teste, a força aumenta para então, subitamente, diminuir. Após esta variação da força, o tubo inicia um escorregamento intermitente (*seizing effect*) em relação ao componente interno, removendo pequenas quantidades de material deste último, aumentando os efeitos de ancoragem entre os componentes e, assim, a máxima força suportada. Finalmente, força diminui quando os componentes se desprendem ou quando ocorre a ruptura de um dos componentes, geralmente do tubo. Desse modo, a falha definitiva da união não ocorre de forma abrupta, pois é possível detectar o efeito de escorregamento/emperramento do tubo mediante simples inspeção visual.

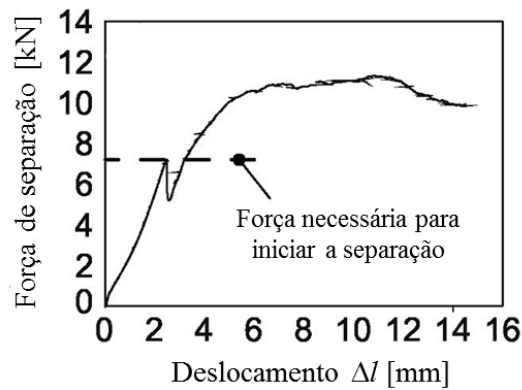


Figura 3.23 – Curva força x deslocamento típica para uniões por interferência (adaptado de Hammers *et al.*, 2008)

### 3.6.2 Uniões por interferência

O mecanismo de interferência tem seu início com a deformação plástica (compressão) do componente externo (tubo), que ao entrar em contato com componente interno, força este último a deformar-se majoritariamente de forma elástica. Depois de completado o processo de compressão (cravamento) e com a subsequente diminuição de carga, o componente interno tende a retornar à sua forma original, porém é restringido pelo componente externo deformado plasticamente. Como resultado, surge uma tensão residual de interferência  $\sigma_r$  entre os componentes da união, Figura 3.24.

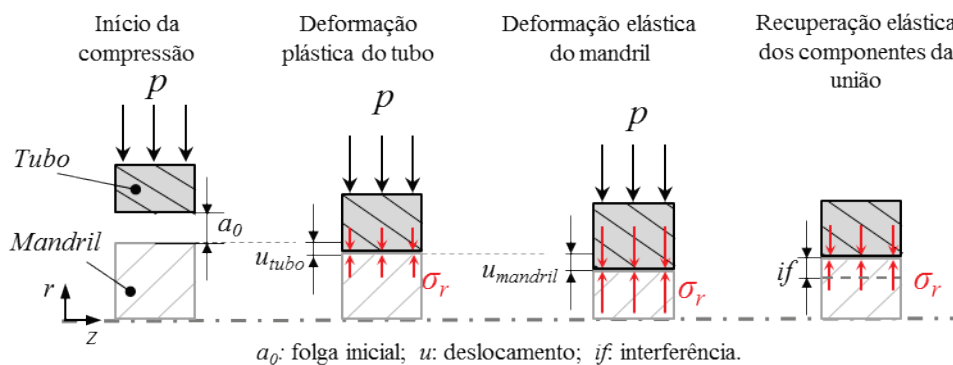


Figura 3.24 – O processo de união por interferência mecânica, desde o início da compressão até o relaxamento e expansão do mandril e a tensão residual de interferência  $\sigma_r$ .

Uniões por interferência produzidas por conformação eletromagnética dependem significativamente da área de contato, do coeficiente de atrito e da tensão de residual de interferência ao longo da interface de contato entre o tubo e o mandril. Os primeiros parâmetros influenciam diretamente a resistência mecânica da união, enquanto o último produz uma influência indireta via propriedades do material como tensão de escoamento, módulo de elasticidade e rigidez geométrica dos componentes a serem unidos, Figura 3.25.

A tensão residual na interface de contato é dependente da velocidade de impacto e massa do tubo a ser comprimido, os quais são dependentes da energia de carga  $U_0$  e da folga inicial  $a_0$  entre o tubo e o mandril. Marré *et al.*, 2004, considera esta folga (*gap*) inicial crucial em relação ao desempenho geral das uniões e conclui que sem um valor adequado de folga inicial não é possível a obtenção de uniões com resistência significativa.

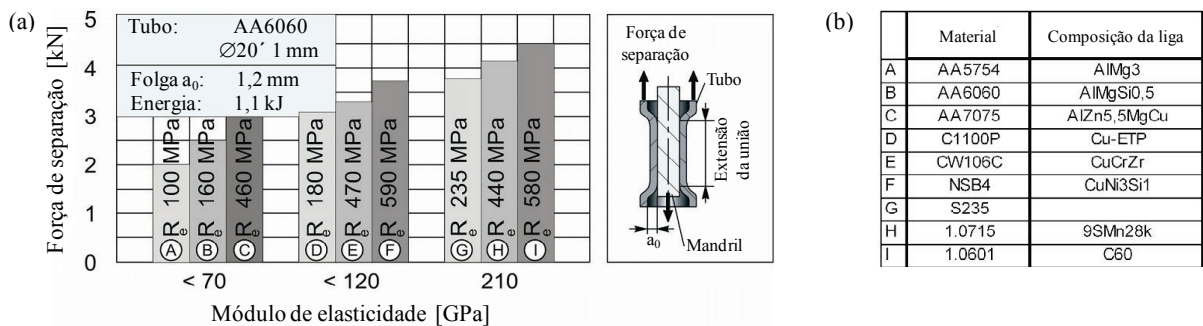


Figura 3.25 – (a) Influência do material do mandril na resistência em uniões por interferência com tubos de alumínio. Em (b), informações dos materiais utilizados para os mandris (adaptado de Barreiro *et al.*, 2006).

Como o aumento da energia no capacitor resulta em uma alta velocidade de constrição do tubo e como a folga inicial representa a distância disponível para o tubo ser submetido à aceleração e desaceleração, é necessário balancear a razão entre o pulso de energia e a folga inicial de maneira que a velocidade de impacto do tubo atinja o máximo valor possível. Isto assegura a produção de uniões de alta resistência e com desempenho que é geralmente superior ao do próprio tubo, Figura 3.26. Entretanto, esta influência da folga inicial tem sido válida para a união entre componentes metálicos. Conforme relatado por Hwang *et al.*, 1992,

no caso da união entre tubos e mandris de poliuretano, menores valores de folga inicial resultaram em uniões mais resistentes.

Um pulso de energia muito alto e rápido acelera rapidamente a parede do tubo, o que implica em alta energia cinética no momento do impacto, resultando em maior força de compressão imposta ao componente interno e, conseqüentemente, maior será a resistência mecânica da união (Barreiro *et al.*, 2008). A amplitude e intensidade do pulso de energia podem ser alteradas não somente com o nível de energia no capacitor, mas também pelas propriedades elétricas do sistema máquina-ferramenta, por exemplo, com o uso de bobinas de baixa indutância e/ou o uso de concentradores de campo (Beerwald, 2005; Kleiner; Beerwald; Homberg, 2005).

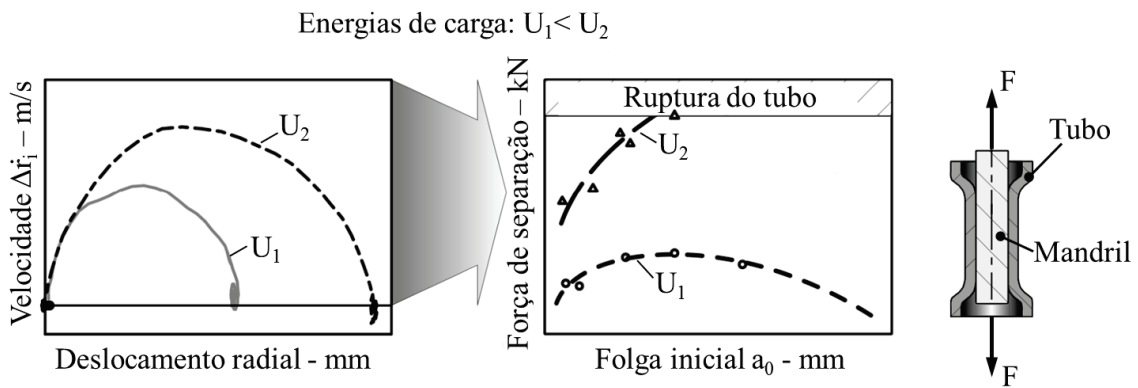


Figura 3.26 – Influência do pulso de energia com a folga inicial entre os componentes na resistência da união e diagrama do ensaio para verificação da resistência mecânica da união entre componentes metálicos (adaptado de Barreiro *et al.*, 2006).

A resistência de uniões por interferência é verificada por ensaios de tração (*pull-out tests*). A força de separação  $F_{sep}$  é dependente da tensão de interferência, do coeficiente de atrito, da área de contato e do encruamento e pode ser escrita de forma simplificada como:

$$F_{sep} = -\pi dl\sigma_r\mu_s \quad (3.47)$$

onde  $F_{sep}$  é força de separação [N],  $d$  é o diâmetro do componente interno [mm],  $l$  é a extensão da união [mm],  $\sigma_r$  é a tensão radial residual [MPa] (considerada homogênea ao longo da parede) e  $\mu_s$  é o coeficiente de atrito estático. Entretanto, é muito difícil estabelecer uma relação matemática entre a resistência da união e as já mencionadas variáveis envolvidas no processo. No caso do atrito, por exemplo, apesar do fato que o coeficiente de atrito pode ser determinado por ensaios tribológicos, pequenas contribuições de fenômenos como defeitos geométricos e de adesão local ao nível das asperezas podem contribuir para o aumento da resistência da união. Além disso, observações ao nível microscópico mostram que a área de contato real entre os componentes unidos por compressão eletromagnética está muito distante do ideal. De fato, apenas algumas zonas entram em contato ao longo de toda a extensão da união e a folga residual também não é constante ao longo da circunferência (Schulze; Barreiro; Löhe, 2006).

Outra variável a ser considerada é a rugosidade dos componentes. Usualmente, o mandril tem a sua superfície tratada devido à facilidade de acesso. Entretanto, apenas a avaliação quantitativa da rugosidade não pode ser relacionada com a resistência mecânica da união. A morfologia da superfície também apresenta influência, e dependendo do caso, pode ser mais ou menos influente. A Figura 3.27 apresenta resultados para a resistência mecânica de uniões por interferência do tipo tubo-mandril, no qual a morfologia da superfície do mandril foi alterada por processos de jateamento (*shot-peening*) com partículas de vidro e de alumina, onde para pressões superiores a 1 bar foram atingidos valores similares de rugosidade  $R_z$ , porém resultados distintos para a resistência da união [Hammers *et al.*, 2010 Hammers *et al.*, 2008].

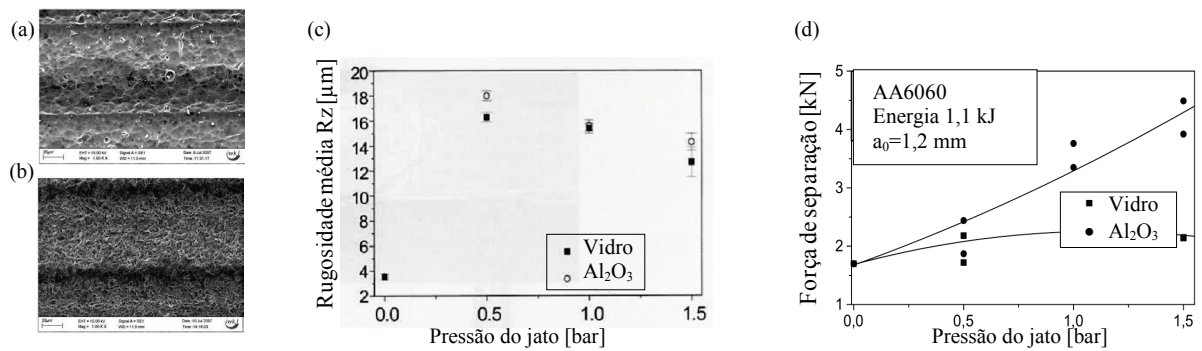


Figura 3.27 – Superfície de mandris jateados por (a) esferas de vidro e (b) partículas de Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. Em (c) e (d), a influência da pressão do jato e do tipo de partículas na rugosidade superficial na resistência da união por interferência (adaptado de Hammers *et al.*, 2008 e Hammers *et al.*, 2010).

Já a Figura 3.28 apresenta resultados para análise análoga, porém a rugosidade é variada mediante diferentes estratégias de usinagem na preparação dos mandris [Hammers *et al.*, 2008]. Os resultados demonstram que apenas a rugosidade como parâmetro qualitativo não é suficiente para ser relacionada com a resistência mecânica da união, sendo que a forma e ondulação da superfície são mais decisivas neste aspecto. Isto fica evidente observando-se a rugosidade entre o caso dos mandris M1 e M2, que foram produzidos com diferentes parâmetros de corte, resultando em valores de rugosidade  $R_z$  muito similares, mas comportamento muito distinto para a resistência mecânica da união.

Além das variáveis mencionadas, devem ser tomados cuidados na preparação dos componentes com a limpeza adequada e precisão no posicionamento coaxial para garantir uma produção isenta de falhas (Eguia *et al.*, 2004; Homberg *et al.*, 2004). Partículas na superfície dos componentes implicam na redução da zona de contato ao longo da extensão da união, no aumento da folga residual e na alteração do coeficiente de atrito entre os componentes. A falha no posicionamento coaxial implica os mesmos inconvenientes, porém devido à distribuição irregular de folga inicial entre os componentes a qual resulta em diferentes velocidades de impacto e, conseqüentemente, em uma baixa e mal distribuída tensão de interferência entre os componentes.

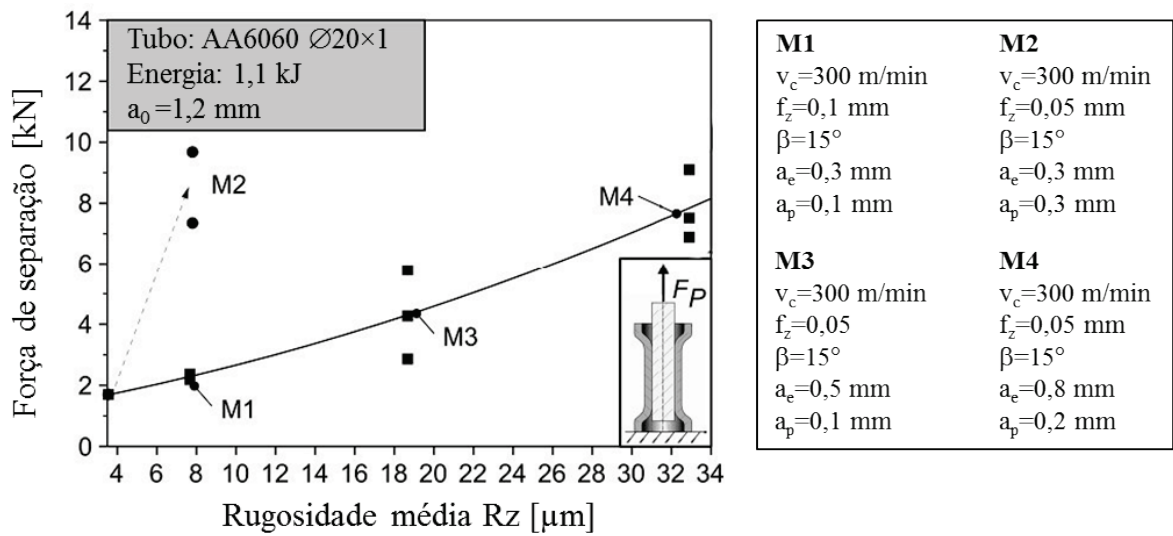


Figura 3.28 – Relação entre parâmetros de corte na preparação de mandris por fresamento e a rugosidade resultante na resistência de uniões por interferência (adaptado de Hammers *et al.*, 2008).

Ainda, a natureza da solicitação também influencia a resistência das uniões por interferência, conforme verificado por Barreiro *et al.*, 2006, a aplicação de um carregamento cíclico resulta no aumento da resistência da união. No início do ensaio de carregamento cíclico, a taxa de deslocamento relativo tubo-mandril é muito elevada e depois tende a ser muito pequena e contínua até a ocorrência de falha no teste. Concluem que tal comportamento de endurecimento da união seja devido ao atrito o qual, pelo decorrente incremento de temperatura, induz uma solda por difusão que minimiza o deslocamento do tubo (Figura 3.29).

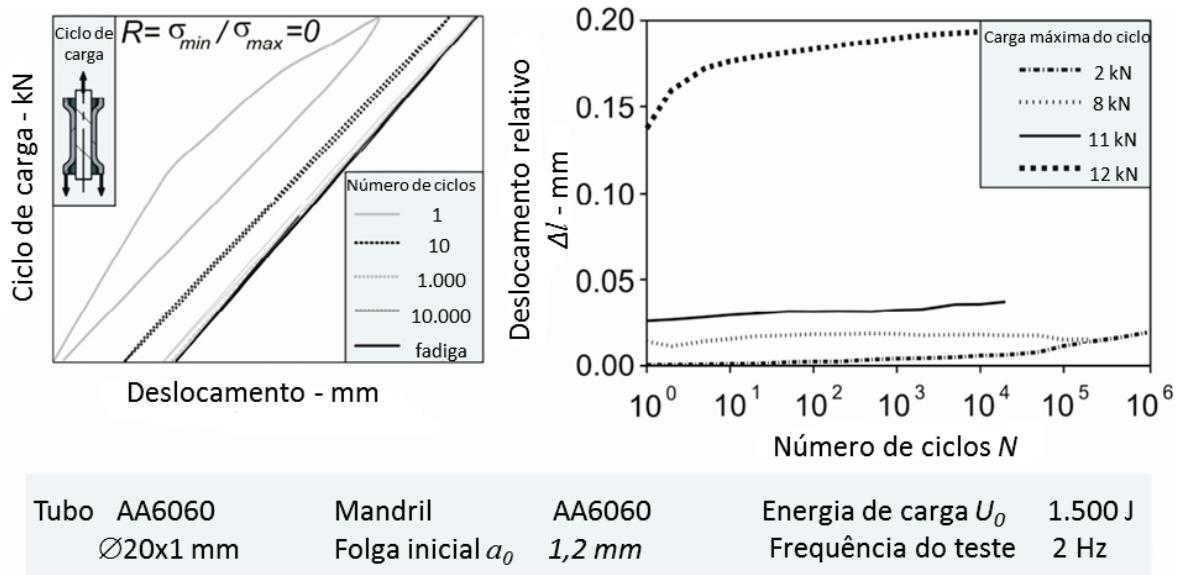


Figura 3.29 – À esquerda, curvas de histerese de um teste com uma carga máxima de 8 kN para diferentes ciclos. À direita, o deslocamento relativo do tubo durante os testes para diferentes cargas máximas [Barreiro *et al.*, 2006].

Porém, em relação à influência da folga inicial, Alegrias, 2011, obteve uniões *force-fit* entre tubos de alumínio AA6082 e mandris em AA6082 e em aço BM 45K, com uma folga inicial muito justa, menor que 0,1 mm, as quais apresentaram resistência de separação muito próxima às obtidas por Barreiro *et al.*, 2006 e Kleiner *et al.*, 2006, contrariando a afirmação de que uma união do tipo tubo-mandril sem a prévia existência de uma folga não permite a fabricação deste tipo de componente. Outra informação importante é que estes trabalhos tem em comum o mesmo modelo de máquina de conformação eletromagnética (SMU1500LC) e os materiais utilizados são muito similares. A Figura 3.30 apresenta gráficos para o ensaio de resistência mecânica das uniões obtidas por Alegrias, 2011, e Barreiro *et al.*, 2006, onde o tubo o mandril utilizam ligas de alumínio muito similares e folgas distintas. Pela Figura 3.30, observa-se que os resultados obtidos para a magnitude da força de separação por Alegrias, 2011, são muito próximos e que, o deslocamento antes da ruptura é praticamente duas vezes superior aos verificados por Barreiro *et al.*, 2006. Entretanto, a folga inicial  $a_0$  é muito diferente, assim como o deslocamento máximo registrado.



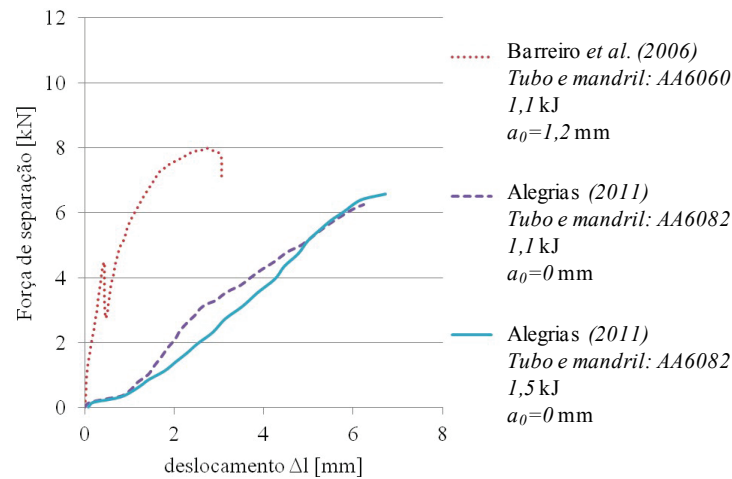


Figura 3.30 – Comparação entre os resultados obtidos por diferentes autores para a resistência mecânica de uniões por interferência com ligas de alumínio similares para folgas iniciais diferentes.

Com relação à união por interferência entre tubos de alumínio e mandris de aço, a magnitude da força de separação verificada por Alegrias, 2011, é quase 3 vezes menor que a registrada por Barreiro *et al.*, 2006, porém a separação dos componentes tende a ocorrer para grandes valores de deslocamento, Figura 3.31.

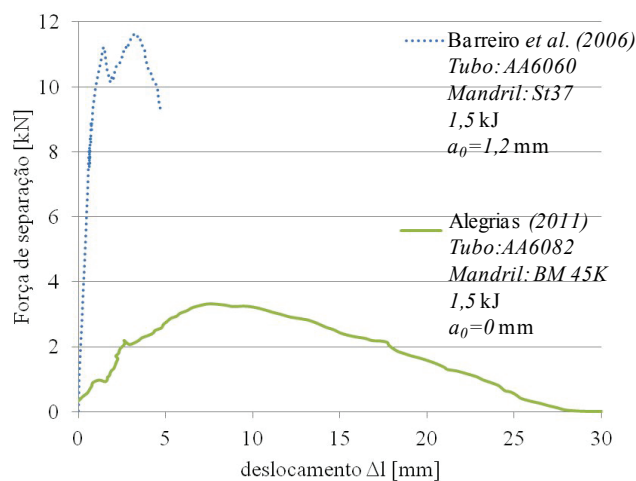


Figura 3.31 – Comparação entre os resultados obtidos por diferentes autores para a resistência mecânica de uniões por interferência com ligas de aço similares para folgas iniciais diferentes.

Já a Figura 3.32, apresenta os valores limites para a resistência de diferentes uniões por interferência em função da energia do pulso, do material do mandril e da folga inicial entre os componentes. Analisando-se a relação entre material do mandril e pulso de pressão, é possível observar que a influência da folga varia entre um mesmo material, sendo mais visível para o caso das ligas de alumínio AA6060 e AA2007.

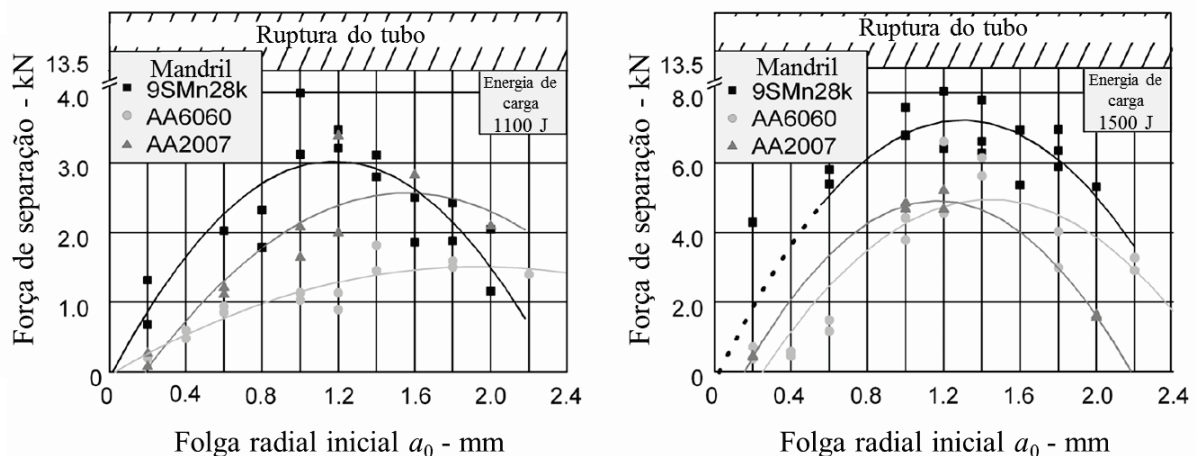


Figura 3.32 – Resultados para a resistência de uniões por interferência em tubos de alumínio em função da energia do pulso, do material do mandril e da folga inicial. A esquerda, energia do pulso (CE) de 1,1 kJ [Barreiro *et al.*, 2006] e a direita, energia do pulso (CE) de 1,5 kJ [Kleiner *et al.*, 2006].

Os diferentes resultados obtidos por Barreiro *et al.*, 2006; Kleiner *et al.*, 2006 e Alegrias, 2011 demonstram que ainda não existe um consenso sobre a influência dos parâmetros do processo de conformação eletromagnética na compressão de tubos. Infelizmente, há falta de detalhamento sobre a preparação dos corpos de prova e condições para a realização das uniões e respectivos dos ensaios para verificação da resistência mecânica.

### 3.6.3 Uniões por conformação

As uniões por conformação (*form-fit joints*) são caracterizadas pela presença de sulcos no mandril visando aumentar a resistência da união para uma dada aplicação, Figura 3.33. Esta estratégia aumenta a resistência em uma direção em detrimento de outra direção ortogonal. Quando a solicitação imposta à união for predominante axial (tração), são introduzidos sulcos tangenciais ao mandril. Já quando a solicitação for predominante tangencial (torque), os sulcos são axiais.

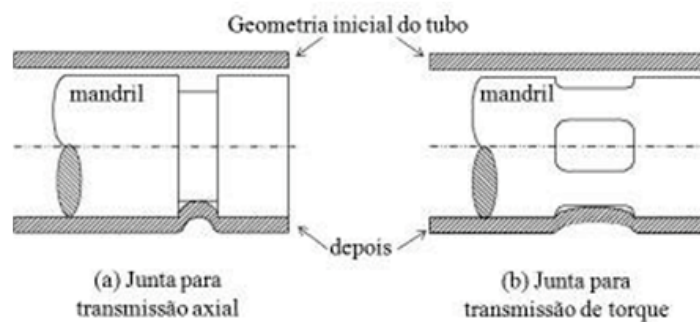


Figura 3.33 – Tipos de uniões/juntas por conformação *form-fit* obtidas por compressão eletromagnética [Park *et al.*, 2005].

O princípio do mecanismo deste tipo união é similar às uniões por interferência, porém existe uma deformação plástica do tubo sobre as ranhuras do mandril. Esta deformação acrescenta resistência à união além dos mecanismos de atrito e tensão residual. Segundo Park *et al.*, 2005, a força da união pode ser aproximada por meio de:

$$F_{sep} = -(\pi dl \mu \sigma_r + F_{sulco}) \quad (3.48)$$

A resistência oferecida pelo sulco ( $F_{sulco}$ ) é dependente, basicamente, de sua geometria. As principais geometrias investigadas na literatura são: triangulares, circulares e retangulares tais como representadas na Figura 3.34.

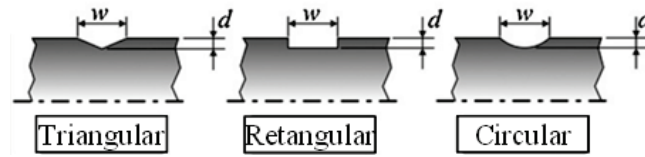


Figura 3.34 – Geometrias de sulcos para uniões *form-fit* [Weddeling *et al.*, 2011].

Conforme Park *et al.*, 2005, a resistência mecânica gerada pelo sulco retangular depende fortemente de três fatores, os quais determinam sua geometria: profundidade, largura e raios de canto, Figura 3.35. Sulcos profundos, largos e com pequenos raios de canto tendem a aumentar a resistência da união. Entretanto, aumentando muito a profundidade ou a largura, ou ambos simultaneamente, a resistência da união tende a diminuir. Isto ocorre devido ao elevado grau de cisalhamento (pela profundidade e raio de canto) e subsequente enrugamento (pelo excesso da largura) do tubo nas bordas adjacentes do sulco.

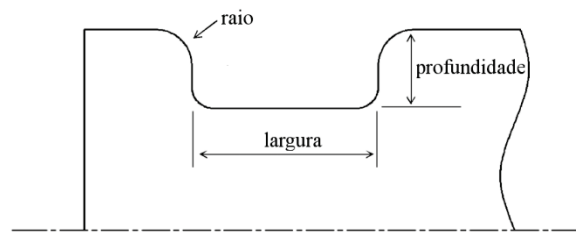


Figura 3.35 – Parâmetros geométricos para o projeto de sulcos retangulares [Park *et al.*, 2005].

De acordo com Weddeling *et al.*, 2011, as uniões com sulcos triangulares apresentam menor resistência, pois resultam em baixo grau de deformação no vértice do sulco (Figura 3.36). Os sulcos circulares apresentam grau de deformação na borda do sulco ligeiramente superior em relação aos sulcos triangulares, e desta maneira, maior resistência. Mas a geometria retangular resulta em maior grau de deformação do tubo no vértice do sulco, permitindo melhor fixação do conjunto, e conseqüentemente, melhor resistência mecânica entre as demais geometrias para o sulco.

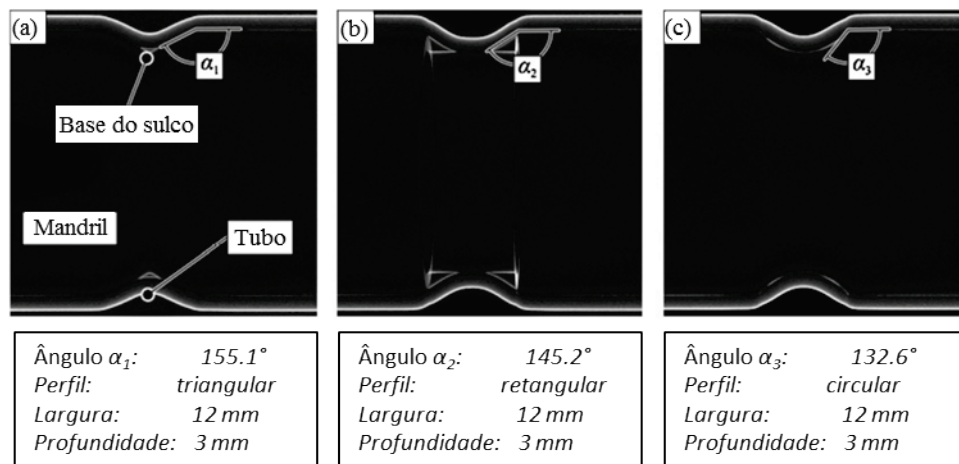


Figura 3.36 – Verificação do perfil do tubo deformado em função da forma do sulco [Weddeling *et al.*, 2011].

A grande dificuldade envolvida neste tipo de união reside em projetar o sulco de maneira que resista às solicitações previstas e gerar o pulso de pressão eletromagnética adequado ao material do tubo de forma a garantir o correto preenchimento do sulco. Com relação ao projeto do sulco, informações adicionais podem ser obtidas em Park *et al.*, 2005, onde com o auxílio de análises numéricas foi determinada uma configuração geométrica dita como “ótima”. Já em relação à pressão eletromagnética adequada para o correto preenchimento dos sulcos, em Weddeling *et al.*, 2011, é apresentada uma metodologia que combina modelos analíticos e dados experimentais para determinação da pressão. Estas propostas podem ser questionadas, pois são fundamentadas em muitas simplificações, entre as quais, o fato de tratar o material como idealmente elástico-plástico e processo de conformação como deformação plana.

#### 3.6.4 Uniões por solda por impacto

A solda por impacto ocorre quando a relação entre o pulso de pressão e aceleração resultante do tubo é tal que a velocidade de impacto seja suficientemente alta a ponto de promover a união em nível microestrutural. Sendo um processo de soldagem em estado sólido

não existem zonas termicamente afetadas e as decorrentes fases intermetálicas responsáveis pela fragilização da união são praticamente reduzidas.

Os principais parâmetros do processo são: a velocidade radial do tubo  $v_r$ , o ângulo de incidência ou impacto  $\varphi$  e a velocidade no instante da colisão  $v_c$  [Kojima *et al.*, 1989; Masumoto; Tamaki; Kojima, 1985]. Todos estes parâmetros estão relacionados com a pressão magnética, a folga inicial entre os componentes a serem unidos, a geometria da união e os materiais envolvidos, Figura 3.37.

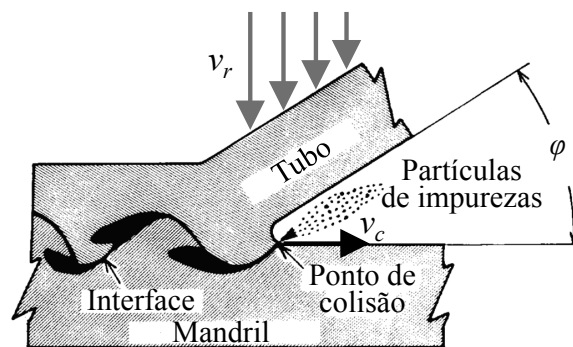


Figura 3.37 – (a) Processo de solda por impulso magnético. (b) Principais parâmetros do processo (adaptado de Kojima *et al.*, 1989; Masumoto; Tamaki; Kojima, 1985).

### 3.7 A liga de alumínio 6082

A liga AA6082 compreende as ligas alumínio-silício-magnésio (série 6000) e apresenta resistência mecânica mediana e excelente resistência à corrosão. Nesta liga, o teor de silício é superior ao do magnésio, e o nível de resistência mecânica é atingido pelo composto  $Mg_2Si$  e Si e, a resistência à fratura frágil pode ser melhorada com a adição de Cr e Mn [Barralis; Maeder, 2010]. A composição química e as principais propriedades mecânicas e físicas são apresentadas, respectivamente, nas Tabelas 3.4 – 6.

A forma de placas para aplicações de usinagem é a apresentação mais comum. A extrusão de perfis complexos e de espessura fina é prejudicada, pois o acabamento da superfície extrudada é inferior em relação às demais ligas da série 6000. Nos estados de têmpera T6 e T651 esta liga apresenta boa usinabilidade, gerando cavacos contínuos e em

espiral [Aalco Metals Ltd, [S.d.]]. O estado O apresenta micro dureza Vickers 50 HV0,5 e o estado T6 130 HV0,5.

Tabela 3.4 – Composição química (em %) da liga AA6082

Mn	Fe	Mg	Si	Cu	Zn	Ti	Cr	Outros	Al
0,4–1,0	≥0,5	0,6–1,2	0,7–1,3	≥0,1	≥0,2	≥0,1	≥0,25	≥0,15	95,2–98,3

Fonte: Aalco Metals Ltd, [S.d.].

Tabela 3.5 – Propriedades físicas da liga AA6082

Propriedade	Valor
Densidade	2700 kg/m <sup>3</sup>
Ponto de fusão	555 °C
Coefficiente de expansão térmica	24×10 <sup>-6</sup> /K
Módulo de elasticidade	70 GPa
Condutividade térmica	180 W/m·K
Condutividade elétrica	26,31×10 <sup>6</sup> S

Fonte: [Aalco Metals Ltd, [S.d.]].

Tabela 3.6 – Propriedades mecânicas à tração da liga AA6082

	O	T6
Carga de ruptura	215 MPa	387 MPa
Limite elástico	127 MPa	310 MPa
Elongação na ruptura	17%	13 %

Fonte: Pereira, 2012.

Para o trabalho a frio, as ligas da série 6000 devem ser amaciadas de maneira a aumentar sua conformabilidade. No caso do encruamento, os tratamentos térmicos são o de restauração (a 200–300 °C, durante 1 a 8 horas) e a recristalização (300–400 °C, durante 0,5 a

3 horas). No caso da têmpera estrutural, o tratamento   o recozido de precipita o, que consiste em um aquecimento bastante prolongado a uma temperatura entre a temperatura de revenido e a temperatura de dissolu o de um produto temperado e envelhecido ou revendido [Barralis; Maeder, 2010].

No presente trabalho, a liga de alumínio 6082 foi adquirida no estado de têmpera T6, junto   empresa Lanema. O comportamento deste material   altas taxas de deforma o foi caracterizado por [Pereira, 2012], nos estados designados por O (aquecido ao forno a 415  C por 3h e resfriado ao ar) e T6 (tratado pelo fornecedor Lanema), onde são apresentadas superfícies características que possibilitam observar de forma simples a evolu o da tensão e a influência da taxa de deforma o no comportamento mecânico do material, Figura 3.38 e Figura 3.39. Pereira, 2012, conclui, dentro das condi es analisadas, que a liga AA6082 nos estados O e T6 sofre pouca influência pela taxa de deforma o para pequenos valores de deforma o, o que torna este material muito interessante para atividades de investiga o de processos de deforma o plástica onde se pretende negligenciar o parâmetro taxa de deforma o, como   o caso do presente estudo.

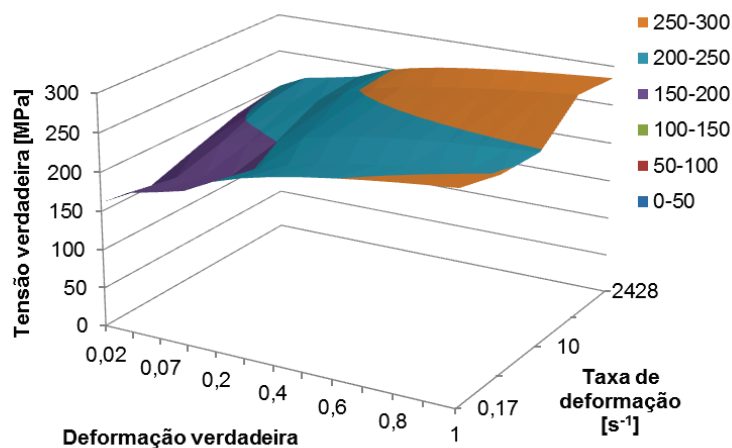


Figura 3.38 – Superfície característica do comportamento mecânico do material AA6082 no estado O [Pereira, 2012].



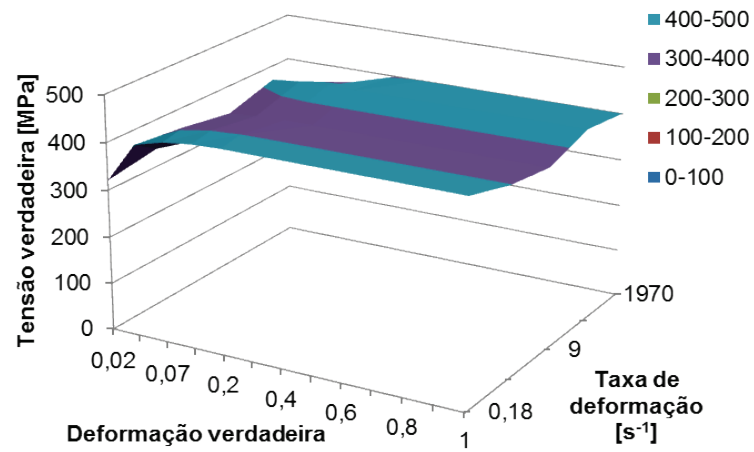


Figura 3.39 – Superfície característica do comportamento mecânico do material AA6082 no estado T6 [Pereira, 2012].

## 4 DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL

Esta seção apresenta informações sobre o equipamento, os materiais utilizados e informações pertinentes aos procedimentos efetuados durante as atividades de investigação realizadas no IST, via bolsa de doutorado sanduíche CNPq, no âmbito do Programa Ciência sem Fronteiras (CsF). Com a finalidade de investigar a união de tubos de alumínio na liga AA6082-O com mandris de diferentes materiais, foi decidido pela utilização de mandris de alumínio AA6082-O como referência e mandris adicionais foram fabricados em aço AISI 1045 e AA6082-T6. O material dos tubos e utilizados para compressão eletromagnética foi a liga de alumínio AA6082 nos estados O e T6 e, de maneira a garantir o controle dimensional, os tubos foram usinados a partir de barras no estado temperado e posteriormente aplicados ao tratamento de homogeneização a 415 °C por 3h, conforme procedimentos apresentados em Pereira, 2012.

### 4.1 Equipamentos e sistemas de medição

#### **Máquina para conformação eletromagnética**

Os experimentos de conformação eletromagnética foram realizados na máquina SMU 1500LC, fabricado pela empresa Poynting GmbH, disponibilizado pelo Instituto Superior Técnico de Lisboa. A máquina é composta por módulos de potência e de controle e, a área de trabalho onde a bobina ferramenta é fixada. O módulo de potência possui um painel de controle para o ajuste da energia de carga e uma saída do tipo BNC para ligação a um osciloscópio que permite a aquisição da curva de corrente de descarga (sensibilidade do sensor de 20mV/kA). Maiores informação são apresentadas na Figura 4.1 e na Tabela 4.1.

Como as máquinas de conformação eletromagnética transferem altas quantidades de energia em poucos  $\mu$ s, o operador lida com elevadas tensão e corrente. Portanto, instalações de segurança são necessárias para proteger o operador, bem como o sistema. Porém, mesmo garantido o correto isolamento entre componentes da máquina e o operador, deve-se alertar usuários de marca-passo para que se mantenham distantes da máquina durante a sua operação,

pois o pulso de campo magnético gerado é muito intenso e pode alterar o funcionamento deste e demais tipo de dispositivos eletrônicos.

Tabela 4.1 – Informações técnicas SMU 1500LC

Energia máxima de descarga	Nominal 1500 J
Capacitância	60 $\mu$ F
Tensão de carga	7,1 kV
Máxima corrente de descarga permitida	Aproximadamente 80 kA
Frequência de curto circuito	Aproximadamente 60 kHz
Forma da descarga	60% da tensão (reversa) de carga
Taxa de carga	0,6 kJ/s
Retardo do interruptor para descarga	< 1 s
Ajuste da energia de carga	Em incrementos de 20 J
Interruptor de alta corrente	<i>Spark gap</i>
Dimensões (L×H×P)	444 mm × 400 mm × 800 mm
Peso	Aproximadamente 80 kg

Fonte: “Manual SMU 1500/2000,” 2010

Para permitir a operação da máquina por parte deste tipo de operadores, existe um acessório opcional para acionamento remoto da máquina, o qual permite ao operador realizar a operação em segurança e simultaneamente observar o processo em diferentes perspectivas. Demais informações sobre características do equipamento, bem como instruções de operação e de segurança são obtidas mediante consulta direta ao manual elaborado pelo fabricante [“Manual SMU 1500/2000,” 2010].

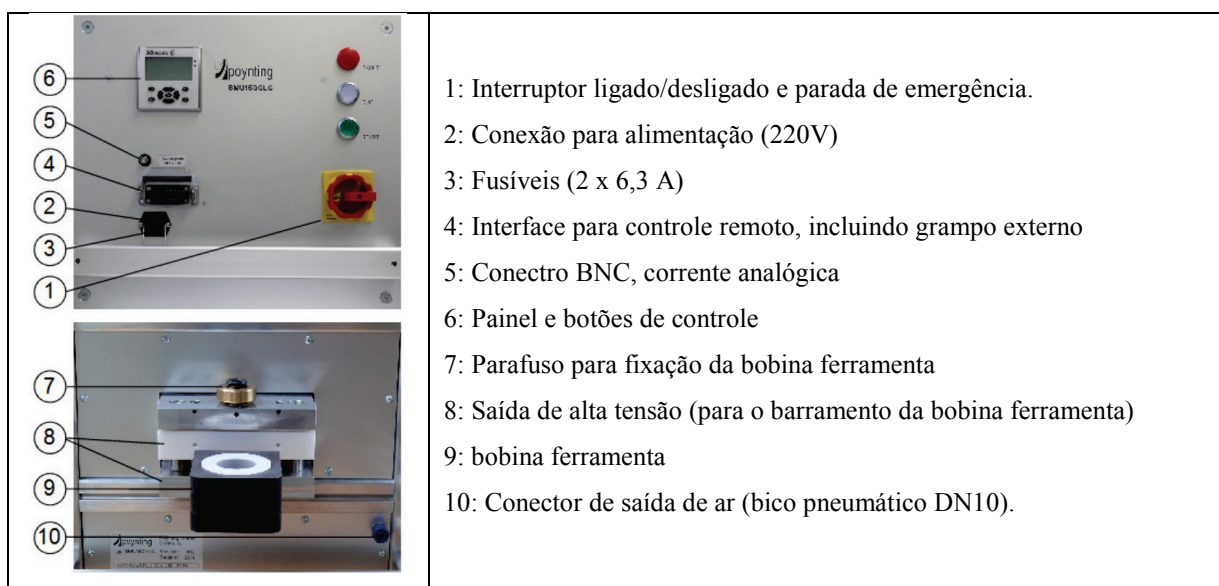


Figura 4.1 – Vistas dos painéis frontal e traseiro (com a bobina ferramenta fixada) [“Manual SMU 1500/2000,” 2010].

### Bobina ferramenta

Todos os experimentos de união de tubos por conformação eletromagnética foram realizados com a bobina ferramenta da empresa Poynting GmbH, designada por SMU-K40-12/30. A designação “K” significa que esta ferramenta é para aplicações de compressão; “40” é referência ao seu diâmetro nominal para operação; “12” corresponde ao número  $n$  de espiras e “/30” corresponde ao comprimento efetivo  $l_a$  da bobina ferramenta).

Conforme especificações do fabricante, esta bobina ferramenta deve operar com uma tensão máxima de 7,5 kV e um pico máximo de pressão de 200 MPa. O diâmetro interno verdadeiro da bobina é cerca de 41,8 mm, com um passo aproximado de 1,25 mm. Para evitar a fuga de corrente entre as espiras da bobina e destas com a peça de trabalho, ou com o concentrador de campo, um tubo de diâmetro externo de 41,8 mm e espessura de 0,5 mm, feito em material isolante é inserido na bobina para garantir o isolamento necessário. A Figura 4.2 apresenta a bobina ferramenta SMU-K40-12/30 sem o tubo isolante, onde é possível observar parcialmente o enrolamento da bobina (a título de informação, o item 9 no painel traseiro da máquina, Figura 4.1, apresenta a bobina com o referido tubo isolante).

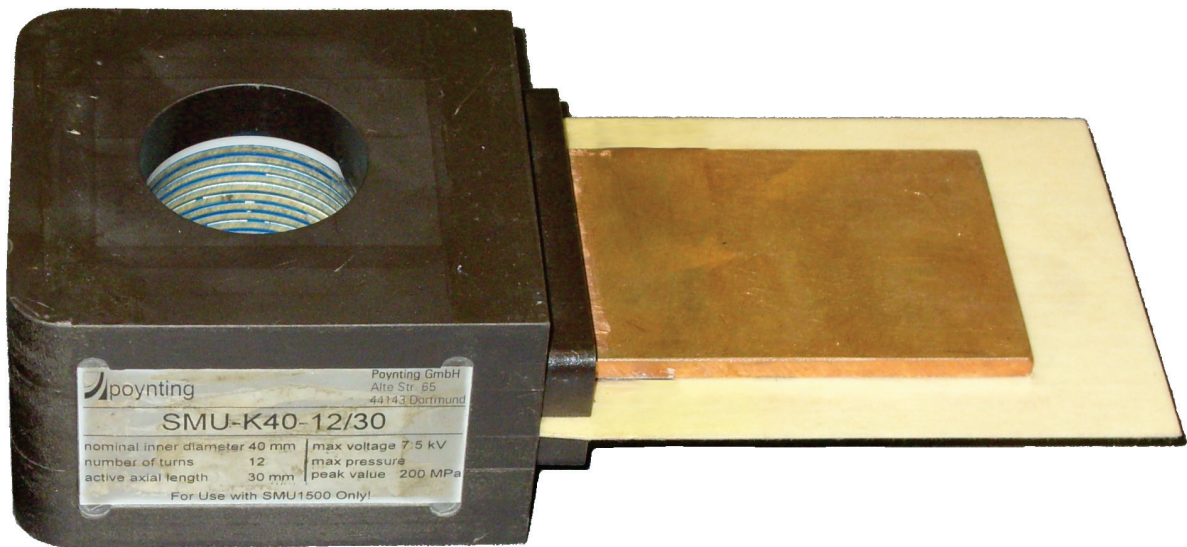


Figura 4.2 – Bobina ferramenta SMU-K40-12/30 utilizada nos experimentos.

### Concentradores de campo

De maneira a verificar a influência do pulso de pressão, foram fabricados e utilizados concentradores de campo com 3 valores distintos para o comprimento interno  $l_{i,CC}$ : 8, 12 e 16 mm (conforme a Figura 3.14, seção 3.3.3). Os concentradores de campo foram fabricados em cobre eletrolítico, pelo processo de torneamento e, em uma etapa final, uma fenda axial de 0,36 mm foi efetuada por eletroerosão por corte a fio. A Figura 4.3 apresenta a seção transversal dos concentradores de campo utilizados.

Além do concentrador de campo ser um parâmetro de processo, no presente estudo é também um parâmetro de projeto da união, visto que a sua interação com demais parâmetros como energia de carga, o par de materiais envolvidos e a folga inicial, determinam a deformação resultante e, desta maneira, a extensão da união por interferência. Por exemplo, para um dado concentrador de campo e um par de material e uma dada folga inicial, com o incremento da energia de carga, o tubo tende a atingir uma redução máxima do diâmetro e, com isso, a área de contato entre o tubo e o mandril também é maximizada.

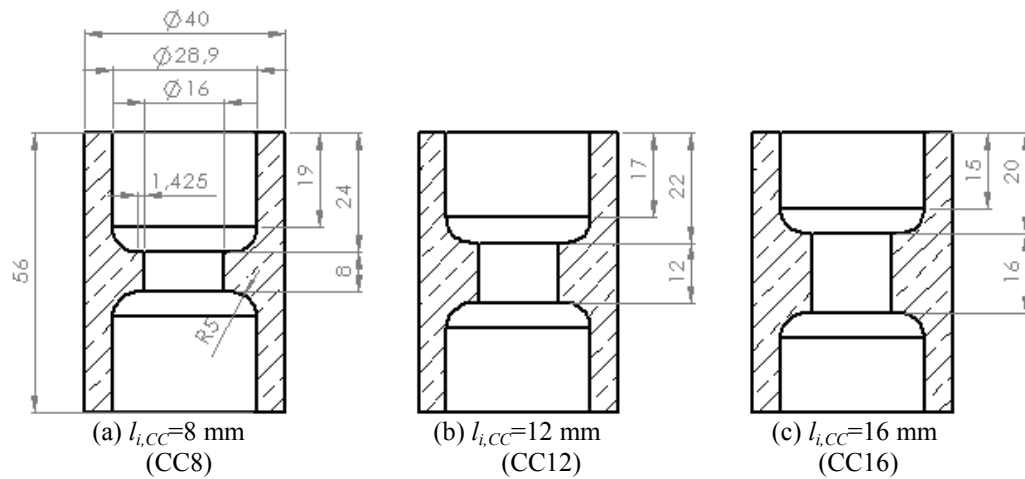


Figura 4.3 – Dimensões dos concentradores de uma fenda fabricados e utilizados na investigação (vista da seção transversal) e o comprimento interno  $l_{i,CC}$ : (a) CC8, (b) CC12 e (c) CC16.

### Bobina exploratória

O princípio para fabricação da bobina exploratória foi através do enrolamento de um fino fio de cobre em um cilindro de diâmetro conhecido, previamente revestido com uma fina folha de material isolante, também de espessura conhecida. Depois de enrolar e fixar o fio a, agora, bobina é removida do cilindro e, então, colapsada de maneira que sua área interna se aproxime muito a de um retângulo, com um dos lados igual a 2 vezes a espessura da folha de material isolante e, o outro lado muito próximo a metade do perímetro de referência (diâmetro do cilindro de diâmetro conhecido, acrescido da espessura da folha de material isolante). Como os materiais utilizados são flexíveis (fio de cobre, folha de material isolante), esta bobina exploratória pode ser facilmente posicionada e fixada em superfícies cilíndricas, como as superfícies da bobina ferramenta, do concentrador de campo e do tubo, conforme a componente do campo magnético que se deseja medir.

Assim, uma bobina exploratória foi fabricada a partir de fio AWG 38 esmaltado, o qual foi cuidadosamente enrolado por quatro vezes ( $n_{BE}=4$ ) em cilindro revestido com papel vegetal. Em seguida, o enrolamento foi revestido por uma camada de fita adesiva para garantir a “rigidez” e isolamento do enrolamento, Figura 4.4. A espessura do papel vegetal,

bem como do fio de cobre foi medida com um micrômetro digital Mitutoyo. Demais informações são apresentadas na Tabela 4.2.

Tabela 4.2 – Informações geométricas dos materiais utilizados para a fabricação da bobina exploratória.

Material	Espessura / diâmetro
Papel vegetal	$0,056 \times 10^{-3}$ m
Fio de cobre AWG 38	$0,114 \times 10^{-3}$ m
Fita adesiva	$0,043 \times 10^{-3}$ m

Como diâmetro do cilindro revestido com a folha de papel vegetal totaliza  $11,2 \times 10^{-3}$  m, o perímetro efetivo da bobina exploratória será  $(11,2\pi \times 10^{-3})$  metros e, a espessura ( $2 \times 0,056 \times 10^{-3}$ ) metros, e desta maneira, a área  $A_{BE}$  da bobina exploratória pode ser aproximada, desconsiderando-se a distorção do fio, por:

$$A_{BE} = \frac{11,2\pi \times 10^{-3}}{2} (2 \times 0,056 \times 10^{-3}) \cong 1,970407 \times 10^{-6} \text{ m}^2 \quad (4.1).$$

Uma vez sabida a área  $A_{BE}$  (Eq. (4.1)) e o número de enrolamentos da bobina exploratória ( $n_{BE}=4$ ), a Eq. (3.33) para o campo magnético (ortogonal ao plano da bobina exploratória) pode ser reescrita como segue:

$$B = -\frac{1}{n_{BE} A_{EB}} \int V_{\text{ind}} dt = -1,268773405 \times 10^5 \int V_{\text{ind}} dt \quad (4.2).$$

Para as medições de fluxo magnético a bobina exploratória é fixada com auxílio de fita adesiva nas superfícies de interesse, de forma que o seu enrolamento é orientado perpendicularmente à componente da densidade de fluxo magnético que se deseja medir. No caso do presente trabalho, a bobina é posicionada no centro axial das superfícies externa e interna dos concentradores de campo, de maneira a determinar o fator de concentração de

pressão  $c_p$  (conforme descrito na seção 3.3.3). Complementarmente, a deformação do tubo foi restringida pela introdução de um inserto feito em nylon. É válido informar que para a correta determinação de  $c_p$ , as medições devem ser realizadas com a peça (tubo) posicionada no centro do concentrador de campo.

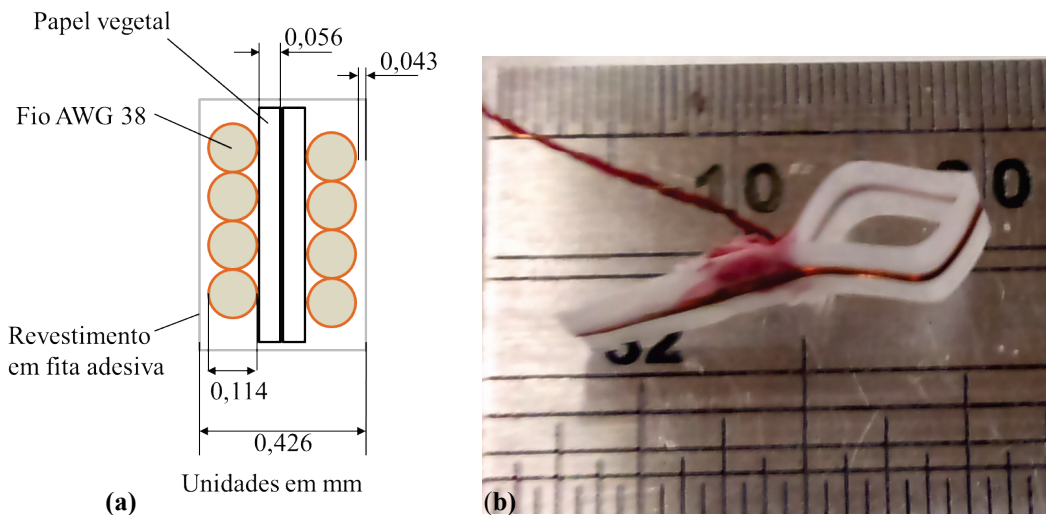


Figura 4.4 – Em (a): diagrama esquemático da bobina exploratória para realizar medições de fluxo magnético. Em (b): um protótipo de bobina parcialmente colapsada, para demonstrar como sua construção foi finalizada.

## Osciloscópio

Para a aquisição da corrente de descarga, bem como da tensão induzida nas medições com a bobina exploratória foi utilizado um osciloscópio Agilent DSO1004A (largura de banda de 60 MHz, 4 canais, taxa de amostragem de 1 GSa/s por canal e memória de 10 kpts por canal). A Figura 4.5 apresenta uma foto do referido osciloscópio e informações típicas para sua configuração para a aquisição de sinais nos processos de união de tubos por conformação eletromagnética realizados no presente estudo.



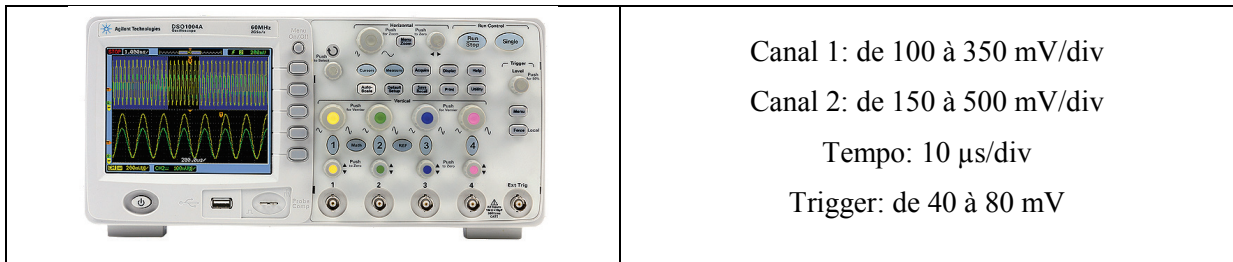


Figura 4.5 – Osciloscópio Agilent DSO1004A e configuração utilizada nos experimentos.

### Sonda diferencial

As medições de fluxo magnético exigiram o uso de uma sonda diferencial HAMEG, modelo HZ 100 (20:1 / 200:1), conectada entre os terminais da bobina exploratória e o osciloscópio. A ausência deste dispositivo impossibilitava a aquisição simultânea da corrente de descarga e da tensão induzida na bobina exploratória. Uma explicação para isso pode estar no fato dos canais do osciloscópio estarem ligados em um terra comum. A Figura 4.6 apresenta algumas informações sobre a referida sonda.

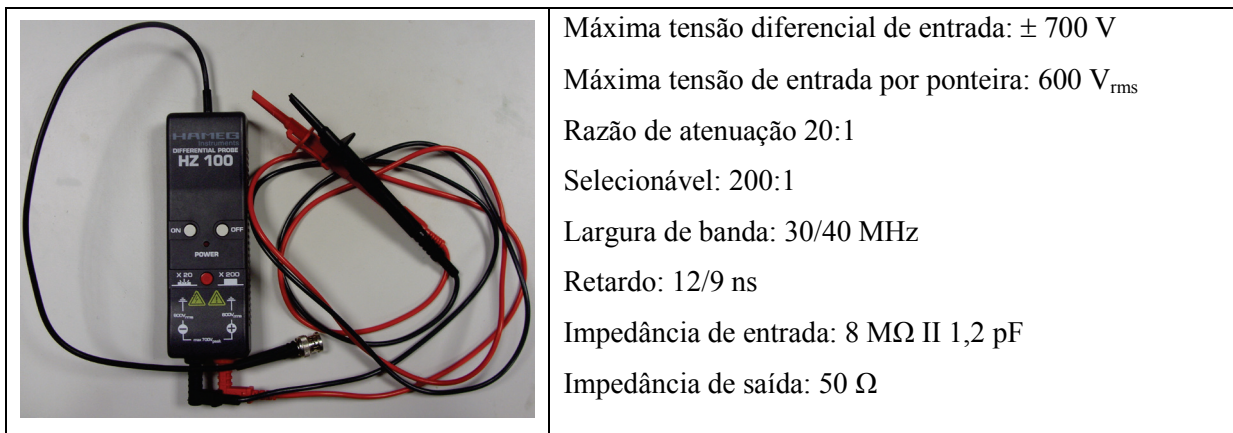


Figura 4.6 – Sonda diferencial HAMEG HZ 100 e principais dados técnicos

[[www.hameg.com](http://www.hameg.com)].

### Forno

Os tratamentos de suavização dos tubos e mandris de alumínio AA6082 foram realizados em um forno Hoersal, presente no Laboratório do Setor de Tecnologia Mecânica

do IST. As peças foram normalizadas à temperatura de 415 °C por 3 horas, e depois resfriadas à temperatura ambiente.

### **Máquina para avaliação da resistência das uniões por interferência**

A resistência das uniões foi verificada em termos da força de separação dos elementos da união através de ensaios de tração (*pull-out tests*) realizados em uma máquina de ensaios de tração Speedy Tester LCH-20, com capacidade de 100 kN, Figura 4.7. Os ensaios foram realizados a uma velocidade constante de 0,5 mm/s e as grandezas medidas foram a força e o deslocamento (via sensor óptico), total do tubo.



Figura 4.7 – À esquerda a máquina de ensaios de tração Speedy Tester LCH-20 e , à direita, detalhe o sistema de fixação por cunhas.

### **Tornos para fabricação dos corpos de prova**

Foram utilizados os tornos CNC CTX 400 Gildemeister e o torno Schaublin 135, ambos do Laboratório do Setor de Tecnologia Mecânica do IST. O CNC foi utilizado para fabricação dos mandris e para a primeira etapa da fabricação dos tubos (cilindros com terminação roscada). Estes últimos foram então furados no torno Schaublin 135 com sistema de fixação por pinça.

### Rugosímetro

O acabamento superficial dos mandris foi verificado com o rugosímetro Surfcoorder SE1200, disponível no Setor de Tecnologia Mecânica do IST, Figura 4.8, composto por sistema digital de medição, configurado para a norma ISO97. Foram realizadas três leituras em diferentes seções do mandril e o valor médio destas leituras foi considerado para os parâmetros de rugosidade  $R_a$  e  $R_z$ .



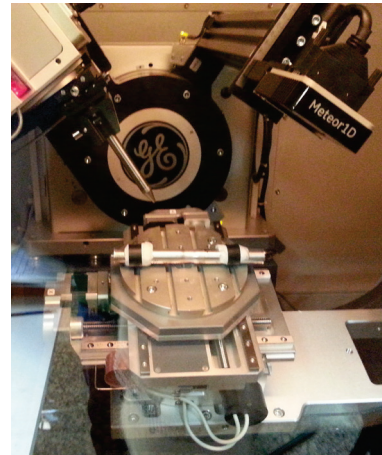
Figura 4.8 – Rugosímetro Surfcoorder SE1200 utilizado para verificação da rugosidade dos mandris.

### Máquina de ensaios de difração por raios X

As análises de difração por raios-X foram realizadas pelo difratômetro Seifert Charon XRD M, fabricado pela General Electric e disponibilizado pelo Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF) da UFRGS. Os parâmetros de análise (vide Tabela 4.3) foram coletados pelo *software* Rayflex® e analisados através do *software* Analyze®, ambos da General Electric, Figura 4.9.



(a)



(b)

Figura 4.9 – (a) difratômetro Seifert Charon XRD M e (b) união sendo submetida a análise de tensões residuais e FWHM.

Tabela 4.3 – Parâmetros para análise com a máquina Seifert Charon XRD M

V	30 kV
A	50 mA
Faixa	$2\sigma=100 - 115^\circ$
Passo	$0,05^\circ$
Tempo	10 s
Ângulos Chi	$-45^\circ$ a $+45^\circ$ (11 ângulos)
Tubo	Cr

Além das tensões residuais analisadas em profundidade de  $15 \mu\text{m}$  abaixo da superfície do tubo correspondente à extensão da união, também foi verificado o parâmetro FWHM, pois contém informações importantes relacionadas à densidade de discordâncias. Tipicamente, o FWHM aumenta com o aumento de tensões residuais, refino de grão e deformação plástica no material (Balart *et al.*, 2004; Noyan; Cohen, 1987; Poggie; Wert, 1991; Roy *et al.*, 2013).

## 4.2 Corpos de provas

De forma a garantir o controle dimensional e as condições experimentais, os tubos e mandris utilizados na presente investigação foram fabricados a partir de barra por processos de torneamento e furação. A seguir são apresentadas mais informações sobre os tubos e mandris.

### Tubos

Os tubos foram fabricados a partir de barras cilíndricas de AA6082-T6, por torneamento na CNC Gildemeister e posterior operação de furação no torno Schaublin 135, com sistema de fixação por pinças para minimizar problemas de excentricidade e a decorrente variação de espessura na parede dos tubos. Devido a limitações e dificuldades com a fixação destas peças para a realização de ensaios de tração, os tubos foram produzidos a partir de cilindros de 90 mm de comprimento e 15 mm de diâmetro e com rosca externa de 24 mm de extensão em uma das extremidades, e realizado um furo cego de 40 mm de profundidade na outra extremidade deste cilindro no torno Schaublin 135, resultando em uma seção maciça com 50 mm de comprimento, Figura 4.10.

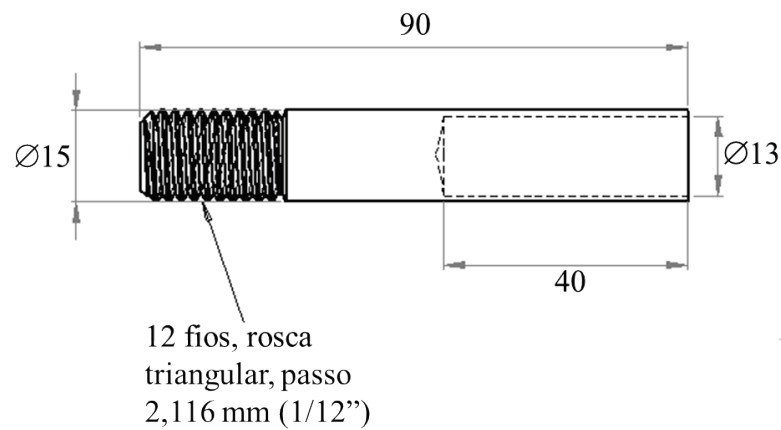


Figura 4.10 – Geometria dos tubos.

A resistência da união foi avaliada em termos da resistência do elemento mais fraco, neste caso o tubo. Após uma sequência de ensaios de tração de tubos de 90 mm de comprimento na máquina Speedy Tester LCH-20, o limite de resistência a tração do tubo variou entre 6,15 (ensaios de tração do tubo) e 7,05 kN (valor máximo registrado para a resistência da união por interferência), sendo esta a faixa considerada para a máxima resistência mecânica a ser alcançada, Figura 4.11. Para a realização dos ensaios de tração de tubos, foi necessário introduzir insertos nas extremidades mesmos, de forma a garantir a fixação dos mesmos a medida que são tracionados.

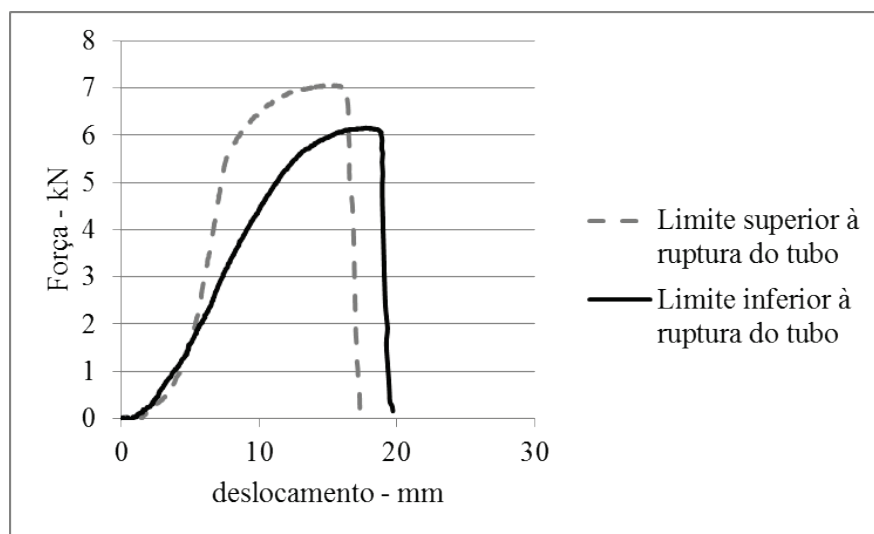


Figura 4.11 – Determinação do limite de resistência à tração do tubo, utilizado para avaliar a resistência das uniões por interferência tubo-mandril por cravamento eletromagnético.

### Mandris

Os mandris foram fabricados no torno CNC e, de forma a garantir que desvios de forma, no caso a cilindridade, exercesse influência na resistência das uniões, os mandris foram torneados com uma conicidade negativa de  $0,01^\circ$ , o que implicava em uma diferença de 0,01 mm entre a base e o extremo do mandril (cota de 30 mm na Figura 4.12). Outro cuidado tomado foi com a adição de um chanfro no extremo do mandril, para amenizar a fragilização do da união, por parte do tubo, durante os ensaios de tração. A folga radial  $a_0$  entre tubo e mandril foi determinada mediante variação da cota D ( $a_0=(15-D)/2$ ).

A superfície dos mandris foi modificada através da seleção de parâmetros de torneamento, mais especificamente com a alteração do avanço, o qual compreendeu a gama de 0,05 mm/rev. e 0,30 mm/rev., produzindo acabamentos entre 2 e 28  $\mu\text{m}$  para o parâmetro de rugosidade  $R_z$  (ISO97). Na Tabela 4.4 são apresentados o módulo de elasticidade e a resistência ao escoamento dos materiais utilizados.

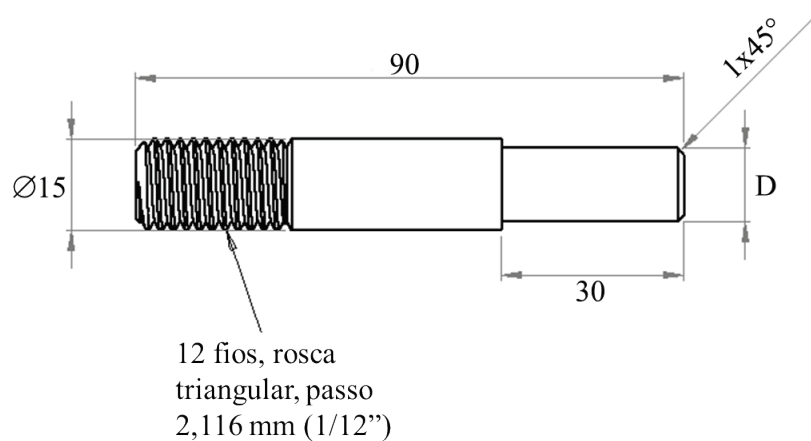


Figura 4.12 – Geometria dos mandris e o diâmetro D, que determina a folga radial entre tubo e mandril (dimensões em mm).

Tabela 4.4 – Valores típicos de tensão de escoamento e módulo de elasticidade diferentes materiais dos mandris.

Material	Módulo de elasticidade	Tensão de escoamento
AA6082-O*	70 GPa	127 Mpa
AA6082-T6*	70 GPa	310 MPa
AISI 1045**	205 GPa	560 MPa (laminado a frio)

Fonte: \*Pereira, 2012;\*\*Barralis; Maeder, 2010.

### 4.3 Uniões por interferência por cravamento eletromagnética

O processo de cravamento eletromagnético foi realizado na máquina SMU1500LC, com uma bobina SMU K40-12/30, ambos fabricados pela empresa Poynting GmbH e diferentes concentradores de campo de uma fenda, CC8 ( $l_{i,CC}=8$  mm), CC12 ( $l_{i,CC}=12$  mm) e CC16 ( $l_{i,CC}=16$  mm), os quais foram fabricados para o presente trabalho. A Figura 4.13 apresenta a

informações detalhadas sobre configuração do processo de cravamento e na Figura 4.14 a forma típica da curva de corrente de descarga para o processo, onde é possível observar uma descontinuidade do sinal de corrente quando este é revertido. Tal comportamento é atribuído ao tipo de chave utilizada pela máquina (*spark-gap*).

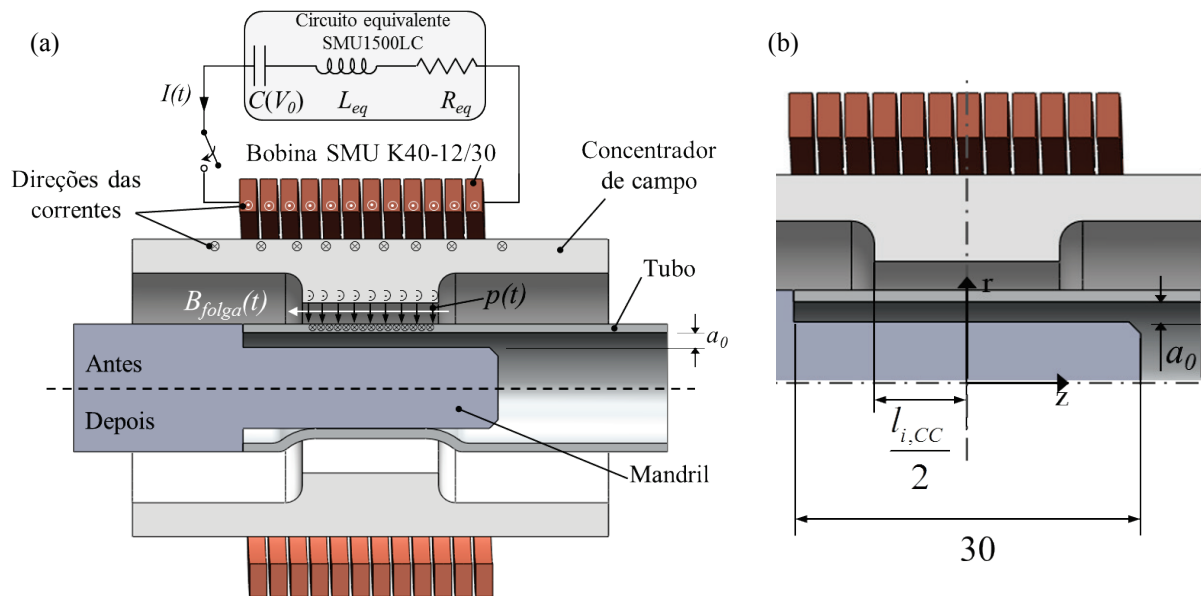


Figura 4.13 – (a) Representação esquemática da configuração para a união de interferência entre tubo e mandril por cravamento eletromagnético (adaptado de Geier *et al.*, 2013) e (b) detalhe do posicionamento do conjunto.



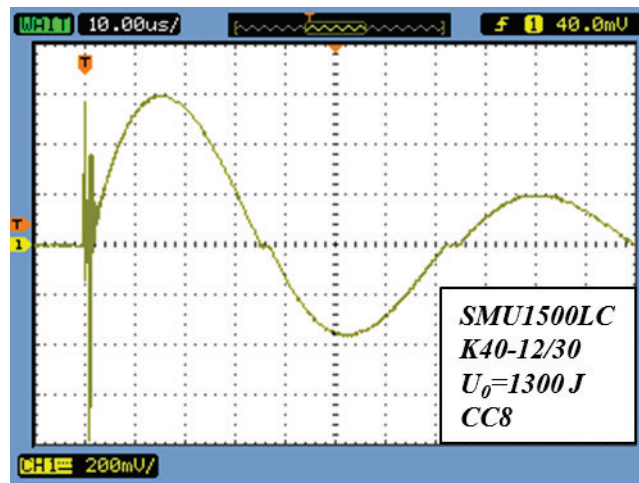


Figura 4.14 – Forma típica para a curva de descarga de corrente em uniões de interferência entre tubo e mandril por cravamento eletromagnético (1 kA/20 mV, isto é, 10 kA/div no gráfico do osciloscópio).

Antes de efetuar a união, os componentes foram cuidadosamente limpos com lenços umedecidos em álcool e, posteriormente, com jato de ar comprimido. Em seguida, o tubo e o mandril são encaixados e o conjunto é posicionado na vertical, com o tubo para cima, dentro do concentrador de campo, o qual apresentou sua fenda axial sempre orientada para o lado da máquina. A concentricidade do conjunto tubo-mandril em relação ao concentrador de campo é garantida com o auxílio suporte de fixação, o qual é ajustado mediante um fuso, Figura 4.15

Durante as operações de cravamento, o sinal de corrente foi constantemente registrado e monitorado pelo osciloscópio, visando garantir a repetitividade das condições experimentais e, dessa forma, evitar erros de interpretação na avaliação da resistência mecânica das uniões.

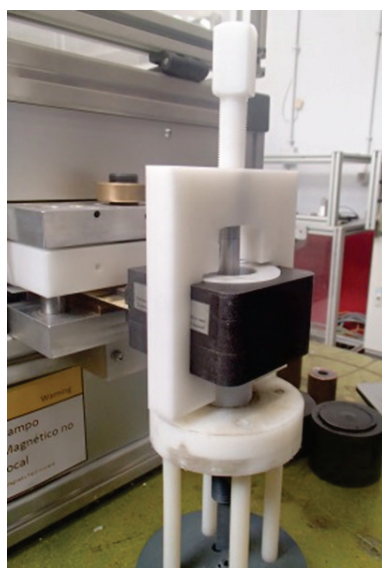


Figura 4.15 – Posicionamento e fixação do conjunto tubo-mandril.

#### 4.4 Metodologia de investigação

Devido à grande complexidade, não linearidades, e interação dos parâmetros envolvidos no processo, a metodologia do trabalho consistirá na análise gradual dos parâmetros. Inicia-se pela caracterização de ferramentas (concentradores de campo), respectivos pulsos magnéticos, e então a influência destes parâmetros é relacionada juntamente com a folga inicial, o material do mandril e, finalmente, a rugosidade do mandril na resistência à tração das uniões por interferência de tubos em mandris produzidas por cravamento eletromagnético.

Primeiramente, é apresentada a avaliação utilizada para verificação da resistência das uniões fabricadas por cravamento eletromagnético, apresentando os resultados típicos que foram obtidos, os modos de falha das uniões e uma discussão dos prováveis mecanismos envolvidos durante a solicitação das uniões.

Em seguida, foram realizadas compressões livres de tubos de alumínio nos estados O e T6 para verificação da capacidade do processo e caracterização dos concentradores de campo e da magnitude da deformação resultante. Subsequentemente, a caracterização das

ferramentas foi realizada mediante medições de fluxo magnético para determinação do fator de concentração, uma estimativa do pulso de pressão produzido e o rendimento das mesmas.

Em um terceiro momento, foi realizada a avaliação dos parâmetros de influência na resistência mecânica de uniões de tubos em mandris maciços por cravamento eletromagnético, começando com uniões de tubos em alumínio AA6082-O em mandris de aço AISI 1045 ( $R_z=12,172\pm 1,093 \mu\text{m}$ ) e alumínio AA6082-O ( $R_z=2,272\pm 0,162 \mu\text{m}$ ) onde os parâmetros analisados foram a energia de carga e a folga radial. Por se tratar de experimentos exploratórios, alguns parâmetros investigados tiveram seus respectivos níveis ajustados e sucessivas análises complementares foram realizadas para auxiliar na compreensão do processo e dos respectivos parâmetros de influência na resistência das uniões.

Em um quarto momento, foi analisada a influência da geometria de concentradores de campo e da folga radial na resistência mecânica de uniões tubo-mandril de alumínio AA6082-O (rugosidade dos mandris de  $R_z=2,272\pm 0,162 \mu\text{m}$ ), onde foi possível identificar os parâmetros de processo que resultaram em uma união com resistência igual ao elemento mais fraco da união, neste caso, o tubo. Dando sequência à investigação, estes parâmetros foram então aplicados em uma análise complementar, onde apenas o estado metalúrgico do mandril foi alterado, contemplando o estado temperado (mandris em AA6082-T6 e  $R_z=2,272\pm 0,162 \mu\text{m}$ ).

A última etapa consistiu na análise da influência da rugosidade do mandril na resistência mecânica das uniões. Para tanto, foram selecionadas condições de folga radial, para uniões de tubos de alumínio AA6082-0 e mandris de aço AISI 1045 e, entre tubos e mandris de alumínio AA6082-O, que resultaram em uniões com resistência próximas aos obtidos para a melhor condição de folga radial registrada. Nesta etapa, os parâmetros concentrador de campo, energia de carga e folga radial foram mantidos constantes; já os parâmetros material do mandril e a rugosidade  $R_z$ , entre 2 e 28  $\mu\text{m}$ , do mandril foram variados para verificar a possibilidade de se aumentar a resistência mecânica da união mediante alteração do acabamento superficial dos mandris.

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Esta seção utiliza os equipamentos e metodologias de ensaio descritas na seção 4 para proceder ao estudo da:

- i. Compressão de tubos por conformação eletromagnética;
- ii. Determinação dos fatores de concentração dos concentradores de campo;
- iii. Análise experimental do processo de uniões por interferência de tubos por cravamento eletromagnético;

A primeira parte da análise permitiu identificar a influência de principais parâmetros de processo (a energia de carga, a geometria do concentrador de campo e o material do tubo) e como estes influenciam na deformação do tubo.

Na segunda parte, a energia de carga é relacionada com a pressão magnética gerada pelos diferentes concentradores de campo. Mediante medições de fluxo magnético com o protótipo de bobina exploratória e de expressões matemáticas, são quantificados o pulso de pressão e a respectiva eficiência magnética dos concentradores de campo.

A terceira e última parte aborda a análise da influência de parâmetros do processo na resistência de uniões de tubos por interferência. Estes resultados demonstraram que a resistência mecânica da união e os modos de falha associados são diretamente relacionados com os parâmetros de processo e condições do mandril.

### 5.1 Compressão livre de tubos com diferentes concentradores de campo

Os experimentos de compressão livre de tubos de alumínio AA6082, nos estados O e T6, com o uso de concentradores de campo de diferentes geometrias forneceram conhecimento da capacidade do processo, bem como da influência de seus parâmetros, como energia de carga, geometria do concentrador de campo e do estado metalúrgico do material. O primeiro aspecto a ser salientado é que, dado uma posição  $z$  na zona de concentração do concentrador de campo, a deformação tangencial dos tubos apresenta uma maior distorção na porção do tubo que fora alinhada à fenda do concentrador de campo (região esta com grande variação do campo magnético). A Figura 5.1 apresenta os tubos, em AA6082-O, comprimidos

com os concentrador de campo, onde é possível verificar em maiores detalhes a amplitude e extensão da deformação tangencial.

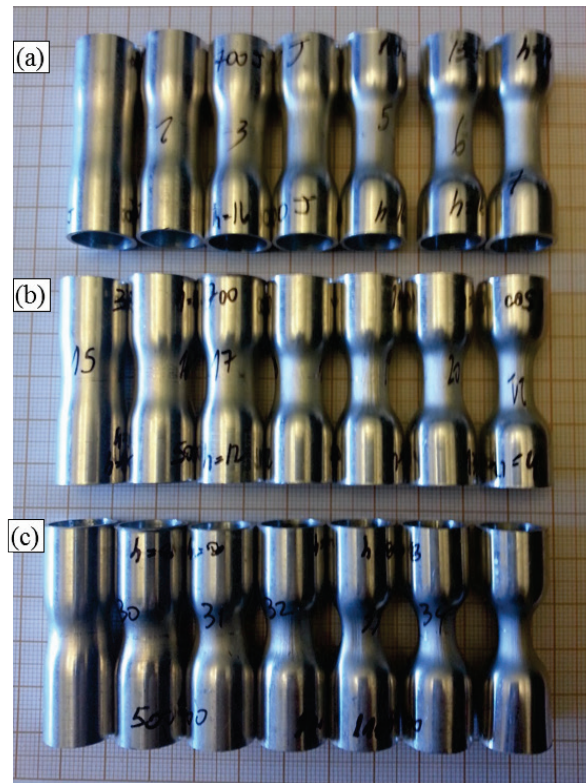


Figura 5.1 – Tubos de alumínio AA6082-O comprimidos com os concentradores de campo (a) CC16, (b) CC12 e (c) CC8 para energias variando de 300 a 1500 J.

Na Figura 5.2 é apresentado um quadro comparativo da assimetria da deformação tangencial dos tubos (AA6082-O) em função dos concentradores de campo e de alguns valores de energia de carga. É possível observar que esta assimetria aumenta proporcionalmente com energia de carga e, inversamente com o comprimento interno da zona de concentração ( $l_{i,CC}$ ). Esta assimetria é causada principalmente pelo nível de deformação [Min e Kim, D. , 1993] e pela introdução do concentrador de campo que, devido a fenda, gera uma pressão eletromagnética não homogênea. Variações geométricas e microestruturais do material do tubo também podem contribuir para o aparecimento de tal efeito [Demir *et al.*, 2010a]

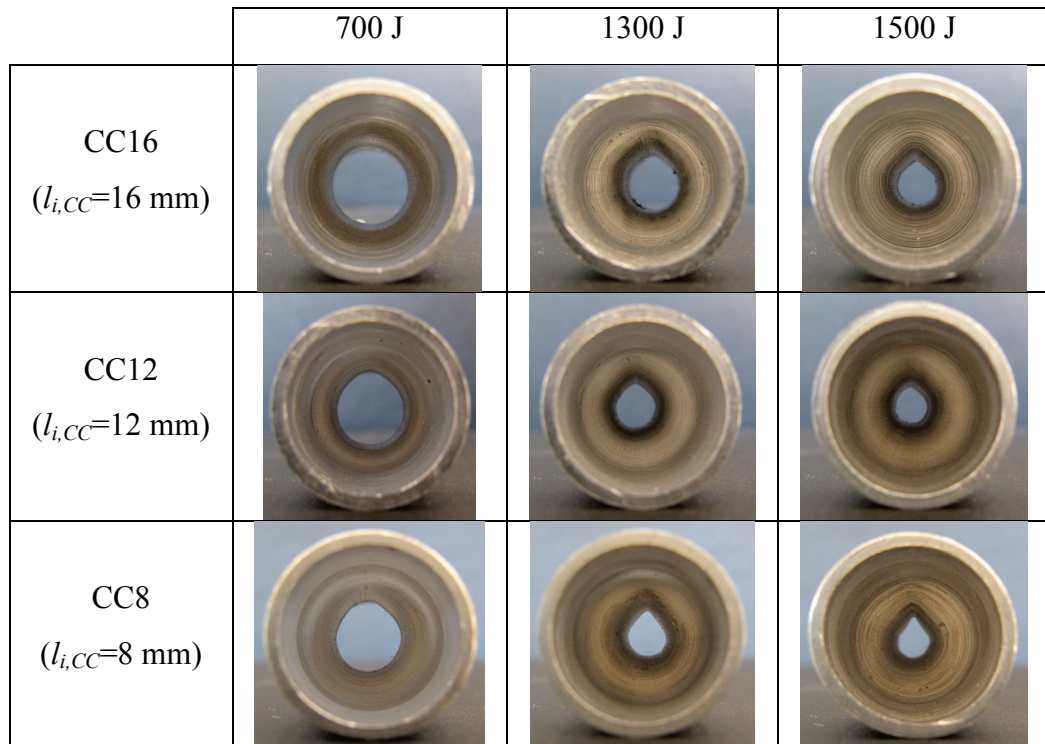


Figura 5.2 – Influência da energia e carga e da fenda dos concentradores de campo na deformação tangencial de tubos de alumínio AA6082-O.

Na Figura 5.3 é apresentada a relação de redução do diâmetro externo do tubo (média dos valores máximo e mínimo) com a energia de carga para a compressão livre de tubos. O gráfico deformação tangencial *versus* energia de carga indica que a variação da deformação tangencial dos tubos apresenta uma relação proporcional e linear ao aumento da energia de carga e, inversamente proporcional com o comprimento interno dos concentradores de campo, isto é, quanto menor o comprimento interno  $l_{i,CC}$ , maior a variação da deformação tangencial. Em relação ao estado metalúrgico, os tubos em AA6082-O foram os que apresentaram maior deformação. A deformação tangencial  $\varepsilon_{\theta\theta}$  é calculada por

$$\varepsilon_{\theta\theta} = \ln \left( \frac{r_{inicial}}{r_{final}} \right), \quad (5.1)$$

na qual para um ponto  $z$  fixo,  $r_{\text{inicial}}$  e  $r_{\text{final}}$  são respectivamente os raios externo antes e depois da deformação.

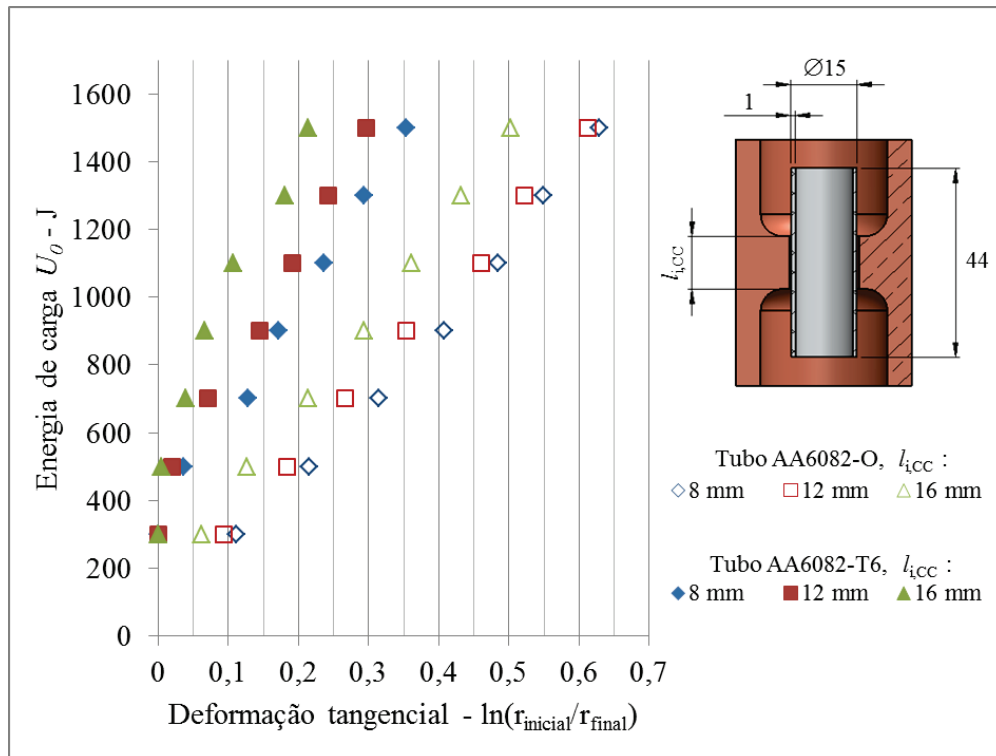


Figura 5.3 – Resultado dos experimentos de compressão livre de tubos para verificação dos diferentes concentradores de campo em função de parâmetros de processo energia de carga, concentrador de campo e estado metalúrgico do material do tubo.

A análise apresentada na Figura 5.3 é útil para informar qual a deformação máxima que pode ser obtida para as condições de processo. Especialmente no caso de união de tubos, possibilita ao engenheiro ter uma noção da amplitude da folga inicial entre tubo e mandril que podem ser consideradas para o projeto de uniões de tubos por compressão eletromagnética.

## 5.2 Determinação do fator de concentração dos concentradores de campo

O fator de concentração do campo magnético  $c_{B,CC}$  é razão da intensidade do campo magnético  $B_{CC,i}$  entre folga da peça e o concentrador e a intensidade magnética  $B_{CC,e}$  entre o concentrador e a bobina para, em cada caso, no instante de tempo  $t_{máx}$  em que o campo magnético atinge seu valor máximo no centro axial do conjunto bobina – concentrador de campo, pontos  $a_1$  e  $a_2$ , respectivamente. De forma a garantir as condições experimentais, as medições foram realizadas desconsiderando-se a deformação plástica do tubo, o qual foi reforçado por um inserto de nylon, Figura 5.4.

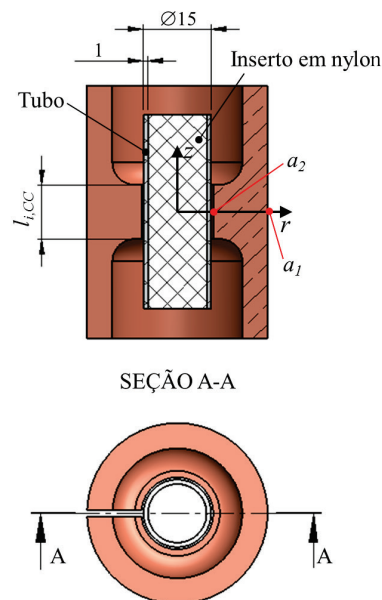


Figura 5.4 – Representação esquemática do conjunto tubo-concentrador de campo, com os pontos de medição  $a_1$  e  $a_2$ .

As intensidades magnéticas  $B_{CC,i}$  e  $B_{CC,e}$  foram determinadas através da respectiva medição do sinal de tensão induzida na bobina exploratória (fluxo magnético), o qual foi integrado numericamente no software Matlab®, com a função *trapz*. Para tanto, o ruído inicial presente nas medições foi removido e o limite superior da integração correspondeu ao



instante de máximo,  $t_{máx}$ , da intensidade magnética, isto é, o instante em que ocorre o pico da corrente de descarga.

A Figura 5.5 apresenta exemplos para os sinais de tensão induzida adquiridos pelo osciloscópio para o concentrador de campo CC8 ( $l_{i,CC}=8$  mm), para uma energia de carga  $U_0=160$  J. A primeira vista, observa-se que a tensão induzida é defasada de  $\pi/2$  radianos em relação à corrente de descarga e que há uma diferença na amplitude entre os sinais de tensão induzida nos pontos  $a_1$  e  $a_2$ , conforme esperado fisicamente. Além disso, há novamente uma perturbação no sinal de corrente (canal 1), no instante em que a corrente de descarga na bobina é revertida e, que tal perturbação é refletida no fluxo magnético (tensão induzida no canal 2). A origem para esta perturbação nos sinais não foi possível de ser definida, podendo ser atribuída a questões construtivas da máquina SMU1500LC (chave de descarga tipo *spark gap*, posição de sensores de aquisição do sinal de corrente de descarga etc).

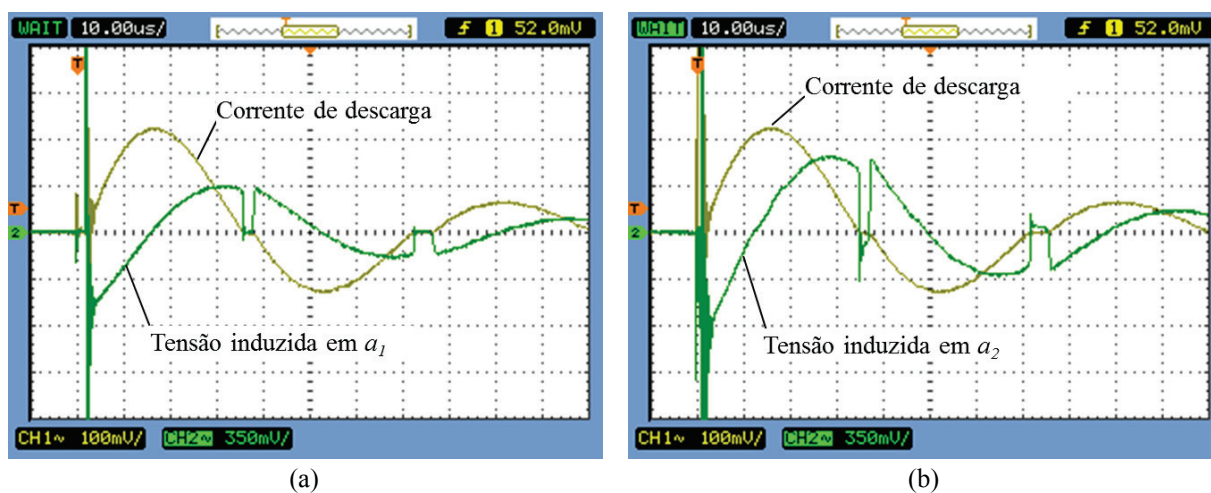


Figura 5.5 – Caracterização do concentrador de campo CC8 ( $l_{i,CC}=8$  mm) sinais de tensão induzida na bobina exploratória: (a) no ponto  $a_1$  (referente a  $B_{CC,e}$ ) e (b) no ponto  $a_2$  (referente a  $B_{CC,i}$ ). Condições experimentais:  $U_0=160$  J; Configurações do osciloscópio: canal 1  $\sim 100\text{mV/div}$ , canal 2  $\sim (350\text{ mV})\times 20/\text{div}$  (sonda diferencial 1:20); Tempo  $\sim 10\mu\text{s/div}$ .

Os coeficientes de concentração de campo magnético  $c_{B,CC}$ , utilizados na máquina SMU1500LC com a bobina SMU K40-12/30 foram calculados para uma energia de 160 J, mediante uso das Equações (3.33), (3.38),(3.39) e (4.2), sendo apresentados na Tabela 5.1

Tabela 5.1 – Coeficientes de concentração de campo magnético  $c_{B,CC}$  dos concentradores de campo.

CC16 ( $l_{i,CC}= 16$ mm)	CC12 ( $l_{i,CC}= 12$ mm)	CC8 ( $l_{i,CC}= 8$ mm)
$c_{B,CC}=1,329$	$c_{B,CC}=1,439$	$c_{B,CC}=1,700$

Através destes coeficientes de concentração de campo magnético e das curvas de corrente de descarga adquiridas nos experimentos, com a Equação (3.46) é possível estimar a pressão magnética transmitida pelo concentrador de campo em função da energia de carga. Na Figura 5.6, é apresentada uma comparação da pressão magnética transmitida pelos diferentes concentradores de campo magnético para a compressão livre de tubos de alumínio AA6082-O, onde é possível verificar uma tendência linear da pressão magnética com a energia de carga e, principalmente, o notável desempenho do concentrador de campo CC8 ( $l_{i,CC}= 8$  mm).

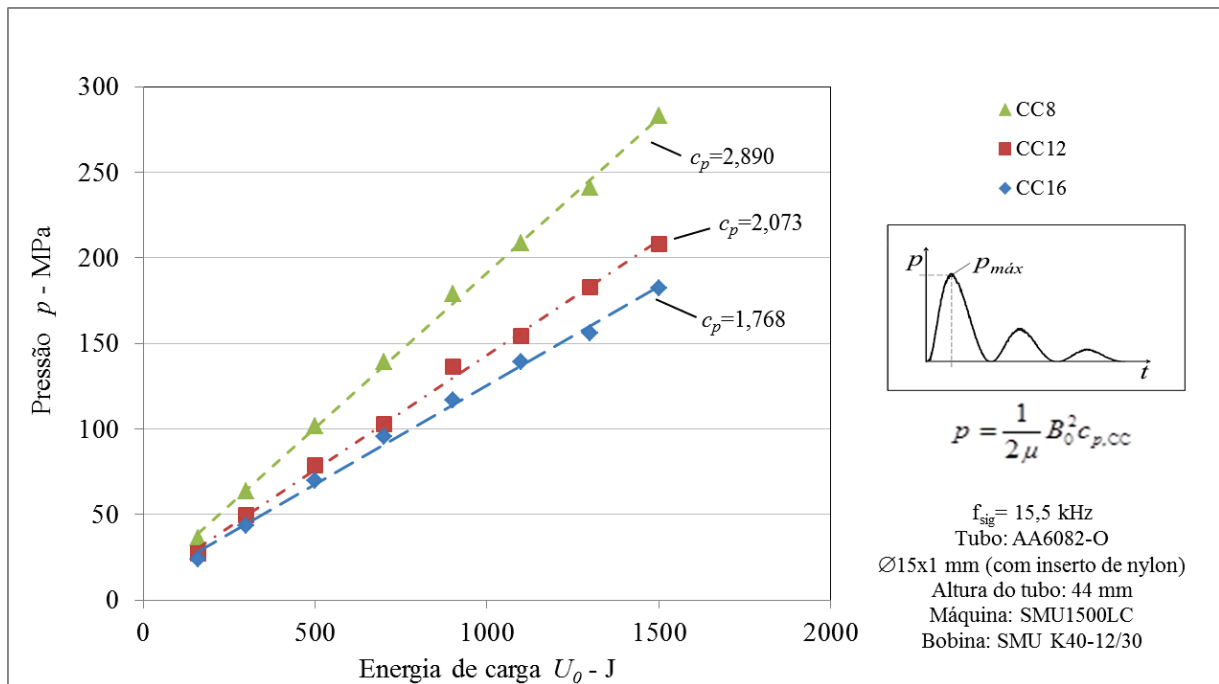


Figura 5.6 – Estimativa para a evolução da pressão, calculadas a partir das curvas de corrente, em função da energia de carga e dos respectivos coeficientes de concentração de pressão  $c_p$  dos concentradores de campo CC8, CC12 CC16.

### 5.2.1 Eficiência dos concentradores de campo

A eficiência do processo de compressão com concentradores de campo foi relacionada com a máxima energia transferida pelo concentrador de campo, isto é, a energia presente na folga efetiva entre a peça e o concentrador de campo, Equações (3.19) e (3.20), e a expressão para o cálculo da pressão magnética, Equação (3.29). Por estas equações, nota-se que é possível estabelecer uma relação entre energia e pressão na folga efetiva, como segue:

$$p = \frac{U_{mag}}{v_{efetivo}} = \frac{1}{2\mu_0} [B_{folga}(t)]^2 \quad (5.2)$$

A pressão magnética na folga efetiva pode ser estimada mediante a curva de corrente de descarga experimental pela Equação (3.46) e a eficiência do processo pode ser analisada pela razão da máxima energia magnética disponibilizada pela ferramenta, nesse caso o concentrador de campo, para o pulso de pressão e a energia de carga do capacitor.

O volume efetivo  $v_{efetivo}$  entre a peça e o concentrador é determinado a partir de suas relações geométricas e, principalmente, pelo efeito pelicular. Esta região compreende em um anel de altura  $l_{i,CC}$ , com espessura equivalente ao espaço entre as superfícies da peça e do concentrador de campo, acrescido pelas respectivas profundidades de pele, Figura 5.7.

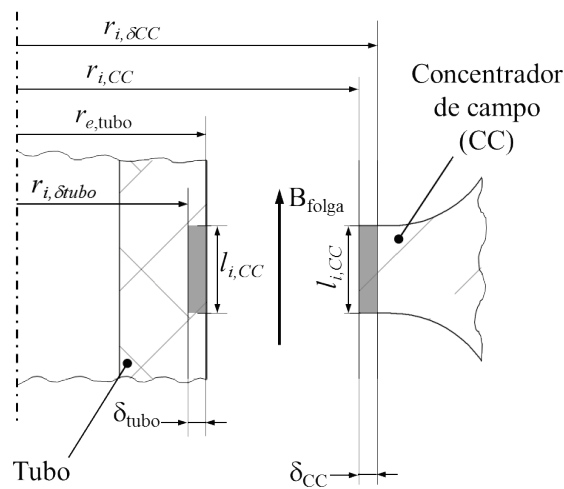


Figura 5.7 – Delimitação do espaço efetivo pelo campo magnético atuante entre o tubo e o concentrador de campo.

Assim, o raios interno ( $r_{i,\delta CC}$ ) e externo ( $r_{i,\delta tubo}$ ) do anel que compreende o volume efetivo são respectivamente determinados por:

$$r_{i,\delta CC} = r_{i,CC} + \delta_{CC} \quad (5.3)$$

$$r_{i,\delta tubo} = r_{e,tubo} - \delta_{tubo} \quad (5.4)$$

e desta forma o volume efetivo pode ser calculado por:

$$v_{efetivo} = l_{i,CC} \cdot \pi \cdot \left[ (r_{i,\delta CC})^2 - (r_{i,\delta tubo})^2 \right] \quad (5.5)$$

A profundidade de pele, calculada a partir de dados experimentais para o tempo do primeiro pico ( $f_{sig}=15,5$  kHz) para a tensão induzida no interior do concentrador de campo e através das Equações (3.4) e (3.21), foi estabelecida como um valor médio de  $\delta_{CC}=0,1657$  mm para todos os concentradores de campo. Além disso, o campo magnético  $\mathbf{B}$  é considerado constante ao longo de  $l_{i,CC}$ . Estas simplificações são válidas pois as razões geométricas entre a profundidade de pele e o tubo satisfazem as condições propostas por Mühlbauer e von Finckenstein, 1967 *apud* Psyk *et al.*, 2011, vide seção 3.2.3.

Assim, mediante as Equações (5.2), (5.3), (5.4) e (5.5) e, os dados experimentais de medição de fluxo, a eficiência dos diferentes concentradores de campo foi determinada desconsiderando a deformação do tubo, o que implica em um melhor acoplamento eletromagnético. Em outras palavras, isto significa que os valores calculados para a eficiência do processo são a máxima energia disponibilizada pelo concentrador de campo para o processo de conformação e não a energia que é de fato transferida à peça. Na Tabela 5.2 são relacionados os parâmetros para o cálculo do volume efetivo ( $v_{efetivo}$ ) dos concentradores de campo em função dos parâmetros de processo.

Tabela 5.2 – Parâmetros de processo para o cálculo do volume efetivo.

$U_0$	160 J		
$l_{i,CC}$	$8 \times 10^{-3}$ m	$12 \times 10^{-3}$ m	$16 \times 10^{-3}$ m
$I(t_{máx})$	11,2 kA	11,4 kA	11,6 kA
$p$	36,44465 MPa	27,09159 MPa	23,92870 MPa
$f_{sig}$	15,5 kHz		
$\kappa_{CC}$	$59,6 \times 10^{+6}$ S		
$\delta_{CC}$	$1,65728 \times 10^{-3}$ m		
$r_{i,CC}$	$8 \times 10^{-3}$ m		
$r_{e,tubo}$	$7,5 \times 10^{-3}$ m		
$r_{i,\delta CC}$	$8,165728 \times 10^{-3}$ m		
$r_{i,\delta tubo}$	$7,334272 \times 10^{-3}$ m		
$v_{efetivo}$	$3,238999 \times 10^{-7}$ m <sup>3</sup>	$4,858498 \times 10^{-7}$ m <sup>3</sup>	$6,477998 \times 10^{-7}$ m <sup>3</sup>

Com os dados da Tabela 5.2 e as Equações (3.20), (3.46) e (5.2), a eficiência dos concentradores pode ser estimada, as quais são apresentadas na Tabela 5.3. Os valores encontrados para a eficiência do processo situam-se entre 7 e 10%, estando de acordo com a literatura [Bauer, 1969; Hahn, 2004; Risch, 2009; Winkler, 1973].

Tabela 5.3 – Eficiência dos concentradores de campo.

CC8 ( $l_{i,CC}=8\times 10^{-3}$ m)	CC12 ( $l_{i,CC}=12\times 10^{-3}$ m)	CC16 ( $l_{i,CC}=16\times 10^{-3}$ m)
$\eta_{\text{mag}}=7,38\%$	$\eta_{\text{mag}}=8,23\%$	$\eta_{\text{mag}}=9,69\%$

### 5.3 Avaliação da resistência mecânica das uniões por interferência

A resistência mecânica da união de componentes tubulares por conformação eletromagnética foi avaliada através de ensaios de tração uniaxial. O ensaio de tração uniaxial permite identificar a *assinatura* de força da união com o afastamento das amarras da máquina de ensaios. Deste modo, e para garantir que os diversos ensaios são comparáveis entre si, o posicionamento do corpo de prova e a distância inicial de fixação (entre amarras) permaneceram inalterados durante todos os ensaios.

A Figura 5.8 apresenta os resultados típicos dos ensaios destrutivos de tração uniaxial, onde os corpos de prova são carregados até ocorrer a sua ruptura. A Figura 5.8(a) apresenta a evolução da força com o deslocamento das amarras para três situações típicas onde a falha ocorre: (i) por escorregamento do tubo sobre o mandril até à separação, (ii) por escorregamento seguido de fratura do tubo, e (iii) pela fratura do tubo com ausência aparente de escorregamento. Estes três modos de falha são de agora em diante classificados por modo de falha do tipo I, II e III, respectivamente.

O modo de falha do tipo I é o resultado de uma baixa resistência mecânica da interface tubo-mandril, em geral resultante de uma pressão de interferência insuficiente para evitar o escorregamento. O escorregamento ocorre com uma força de tração constante até que as asperezas do material mais duro (mandril em aço) provocam a formação de pequenos cavacos do material mais macio (alumínio) promovendo não só a ancoragem das superfícies (efeito de fretagem), mas também um aumento artificial da pressão de interferência (veja a Figura 5.9).

O aumento da força de atrito entre o tubo e o mandril promove o aumento da força de separação até atingir um valor máximo, concordando com informações da literatura [Barreiro; *et al.*, 2006; Schulze *et al.*, 2006]. Pelo contrário, à medida que o tubo escorrega sobre o mandril, a área na interface de contato sofre uma redução que se torna preponderante, e conseqüentemente, permite a redução da força de tração necessária para a separação dos componentes.

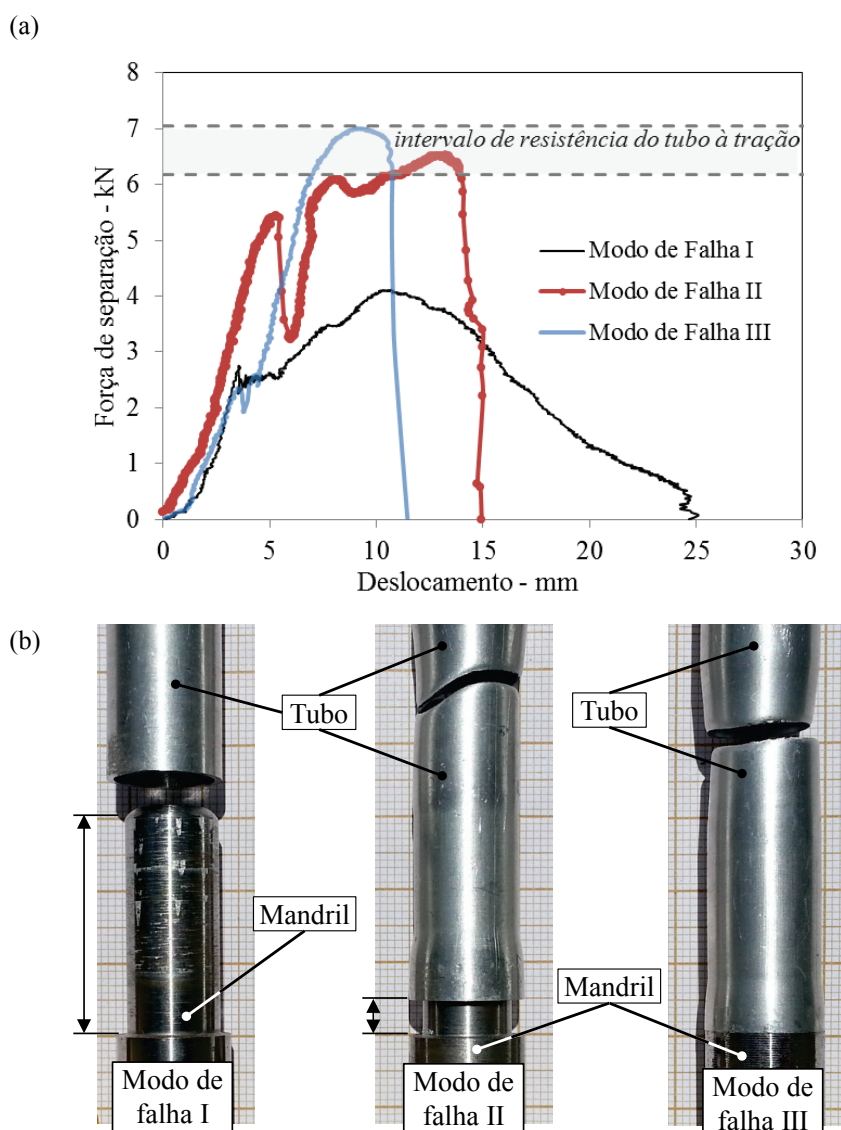


Figura 5.8– (a) Curvas força-deslocamento típicas, (b) os modos de falha observados no trabalho.

No modo de falha do tipo III o tubo está perfeitamente fixo no mandril, de forma que o deslocamento ocorre pela deformação do elemento mais fraco da união. Em geral, esse elemento é o tubo metálico de maneira que a assinatura do teste será muito similar à de um ensaio de tração uniaxial de um corpo de prova tubular.

O modo de falha do tipo II é semelhante ao tipo I, com a diferença de que o acréscimo pela força resultante da ancoragem das asperezas é suficientemente elevada para sobrepor-se à redução de área e permitir atingir a força de ruptura do tubo em condições de tração uniaxial. Esta maneira de classificar as uniões auxilia bastante, pois se deixa de lado a questão do perfil de curvas força-deslocamento e o instante do escorregamento para classificar as uniões frente ao modo de falha e ao valor máximo de força registrado no ensaio. Além disso, durante os ensaios, foi observado que o sistema de fixação dos corpos de prova não garantia boa “rigidez”, onde o acomodamento das cunhas durante o ensaio acabava por refletir no deslocamento e, desta maneira, no perfil da curva força-deslocamento.

Na Figura 5.9 são apresentados exemplos de cavacos decorrentes do escorregamento relativo entre tubo e mandril. Para as uniões de tubos de alumínio AA6082-O com mandris de aço AISI 1045, Figura 5.9(a), foi observado para os cavacos de maior dimensão uma tendência de se apresentarem dispersamente aderidas ao longo da superfície do mandril; já os cavacos menores apresentaram uma distribuição em forma de bandas tangenciais à superfície do mandril, nos sulcos provenientes do processo de torneamento a qual os mandris foram expostos. Para o caso de uniões entre tubo e mandril de alumínio, Figura 5.9(b) e (c), os cavacos apresentaram, em geral, uma distribuição distinta e é possível verificar a redução da área na interface de contato decorrente da formação de cavacos.



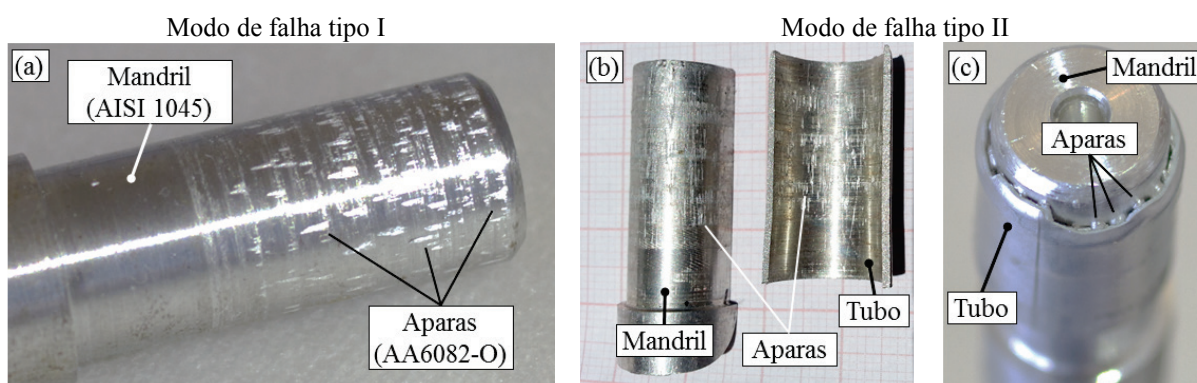


Figura 5.9 – Exemplo de cavacos formadas pelo escorregamento das asperezas dos materiais em função do modo de falha e do par metálico tubo-mandril. Em (a) cavacos de alumínio aderidas ao mandril de aço AISI 1045. Em (b) cavacos diminutos [Geier *et al.*, 2013] em união tubo-mandril em AA6082-O e em (c) o caso extremo de formação de cavacos proeminentes em uniões entre componentes de alumínio AA6082-O.

### 5.3.1 Folga radial inicial e material do mandril

A evolução da força de separação em função da folga inicial ( $a_0$ ) para uniões de tubo de alumínio AA6082-O e mandris de aço AISI 1045 é apresentada na Figura 5.10. Para esta análise, mandris foram torneados mantendo-se o avanço em 0,2 mm/rev, gerando superfícies com parâmetro de rugosidade  $R_z=12,172\pm 1,093 \mu\text{m}$ . Pela análise do gráfico, a força de separação aumenta seguindo uma tendência aproximada a da forma parabólica até um dado valor de folga inicial  $a_0$  (folga ideal), onde atinge um valor de força máxima. Como a folga inicial representa a distância disponível para a parede do tubo acelerar e desacelerar, a utilização de valores inferiores ou superiores ao da folga considerada como ideal resulta em perda de resistência mecânica da ligação, o que é evidenciado pelos resultados obtidos. Porém, observa-se que o valor da folga ideal aumenta proporcionalmente com a energia de carga ( $U_0$ ), de modo que, para cada valor de energia existirá um só valor, ou intervalo, de folga ideal, conforme mencionado na literatura [Barreiro *et al.*, 2008].

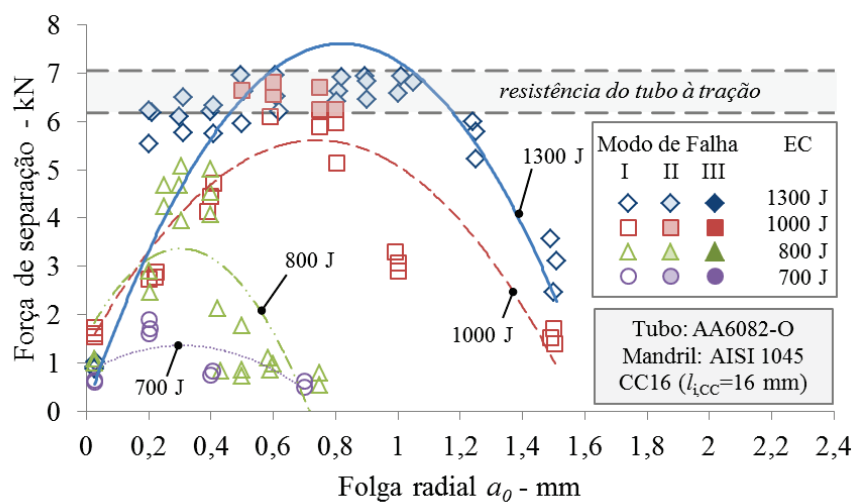


Figura 5.10 – Influência da folga inicial e da energia de carga na resistência mecânica de uniões tubo-mandril (linhas de tendência presentes no gráfico com propósito de meramente auxiliar na interpretação dos resultados).

Na Figura 5.11 são apresentadas algumas uniões entre tubos de alumínio AA6082-O e mandris de aço AISI 1045, produzidas para a condição  $U_{\theta}=1300$  J e CC16 ( $l_{i,CC}=16$  mm) em função da folga radial, onde é possível verificar que os deslocamentos relativos observados, em sua grande maioria, são inferiores a 8 mm.

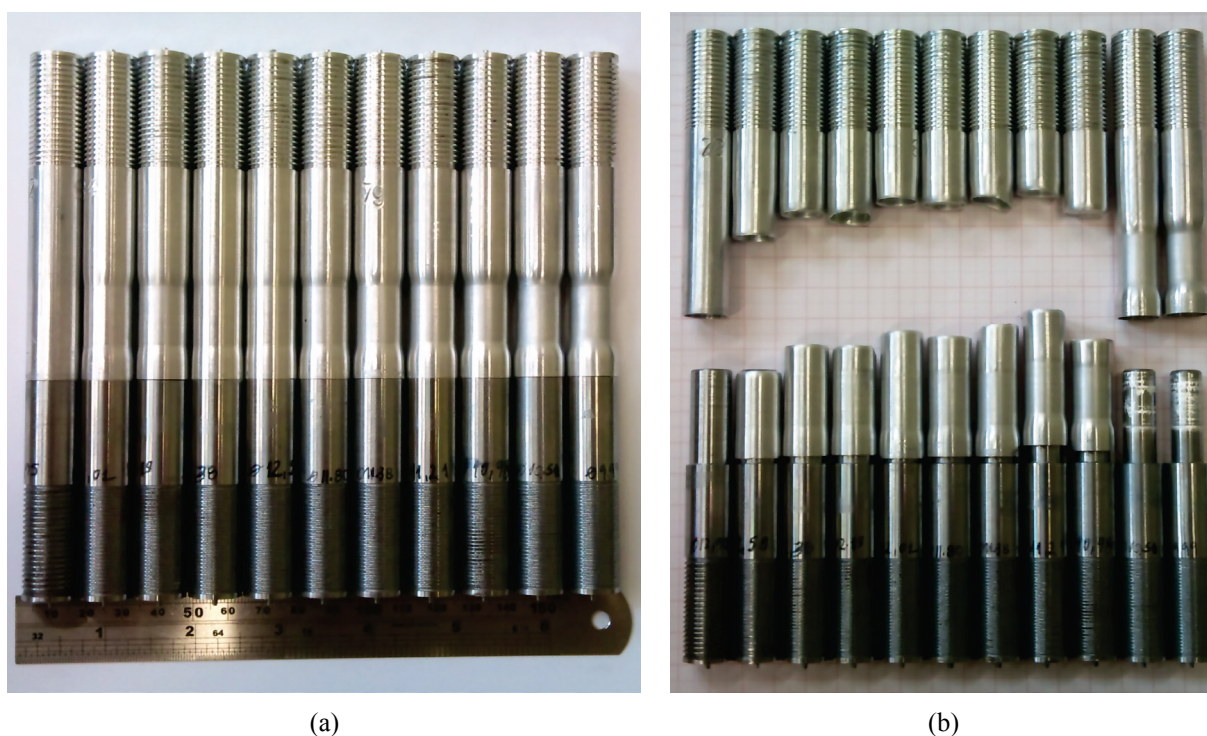


Figura 5.11 – Uniões tubo-mandril AA6082-O – AISI 1045 (a) obtidas para a condição de parâmetros  $U_0=1300$  J e CC16 ( $l_{i,CC}=16$  mm) em função da folga radial  $a_0$  e (b) seus respectivos modos de falha.

A Figura 5.12 apresenta a influência do material do mandril com a folga inicial na resistência da união, mostrando, também, que para o caso do mandril em alumínio AA6082-O, mesmo para folgas muito reduzidas (aproximadamente nulas), não só o cravamento entre materiais similares é possível como o valor da sua resistência é igualmente elevada e proporcional ao valor da energia de carga (tendência linear com a folga inicial) contrariamente a outras publicações da especialidade [Marré *et al.*, 2004; Barreiro *et al.* 2006].

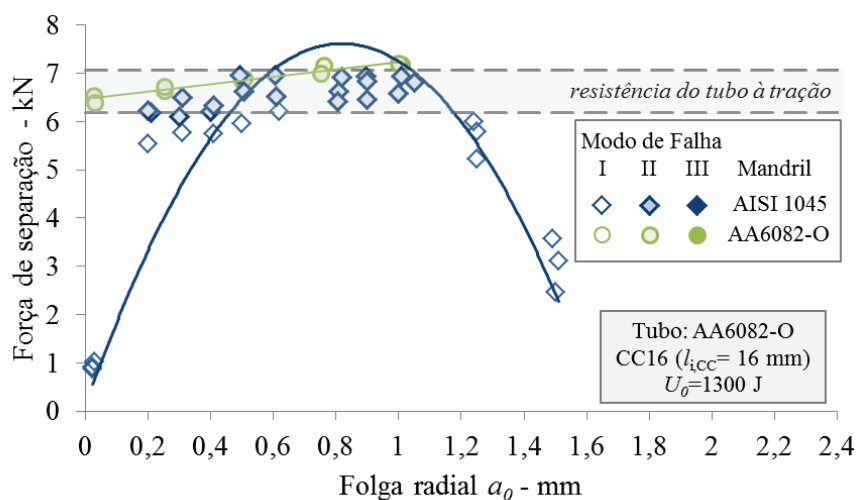


Figura 5.12 – Influência do material do mandril na resistência mecânica da união por interferência por conformação eletromagnética (linhas de tendência presentes no gráfico com propósito de meramente auxiliar na interpretação dos resultados).

A comparação entre os resultados da Figura 5.10 e da Figura 5.12 permite evidenciar a diferença da utilização de mandris em AISI 1045 e em AA6082-O para os parâmetros utilizados (energia de carga e concentrador de campo), evidenciando a influência do módulo de elasticidade do mandril na resistência da união. Enquanto para os mandris em AISI 1045 todos os modos de falha foram do tipo I e II, já para os mandris em AA6082-O foram observados apenas modos de falha do tipo II. Para complementar esta análise, foram realizados experimentos com diferentes concentradores de campo para uniões em alumínio AA6082-O, as quais são apresentadas e discutidas na próxima seção.

### 5.3.2 Geometria do concentrador de campo

Na Figura 5.13 são apresentados os resultados para a resistência de uniões em AA6082-O em função dos concentradores de campo. Neste caso, durante o torneamento dos mandris, o avanço manteve-se constante em 0,05 mm/rev., gerando superfícies com parâmetro de rugosidade  $R_z=2,274\pm 162$   $\mu\text{m}$ . De fato, quando o tubo e o mandril são em materiais

similares observa-se que a ligação é mais efetiva. Para as uniões efetuadas com o concentrador de campo CC12 ( $l_{i,CC}=12$  mm) e CC16 ( $l_{i,CC}=16$  mm) e independentemente da folga inicial ( $a_0$ ) todas estas uniões atingiram a resistência mecânica do tubo (modo de falha II). Para o concentrador de campo CC8 ( $l_{i,CC}=8$  mm) foram observados comportamentos distintos, em função da folga radial. Para baixos valores de folga, as uniões produzidas por este concentrador resultaram em modo de falha II com deslocamentos relativos muito superiores as uniões de mesmo modo de falha obtidas pelos demais concentradores de campo. Já para a situação da folga dita ideal, foi alcançando o máximo de rigidez (modo de falha III para folgas radiais 0,8 e 1,0 mm). Isto pode ser atribuído ao concentrador de campo e a folga radial que, para um mesmo valor de energia, são os parâmetros mais determinantes na área de contato estabelecida na união. Em outras palavras, quanto menor a folga, maior deve ser a extensão ( $l_{i,CC}$ ) de concentração do concentrador de campo os concentradores.

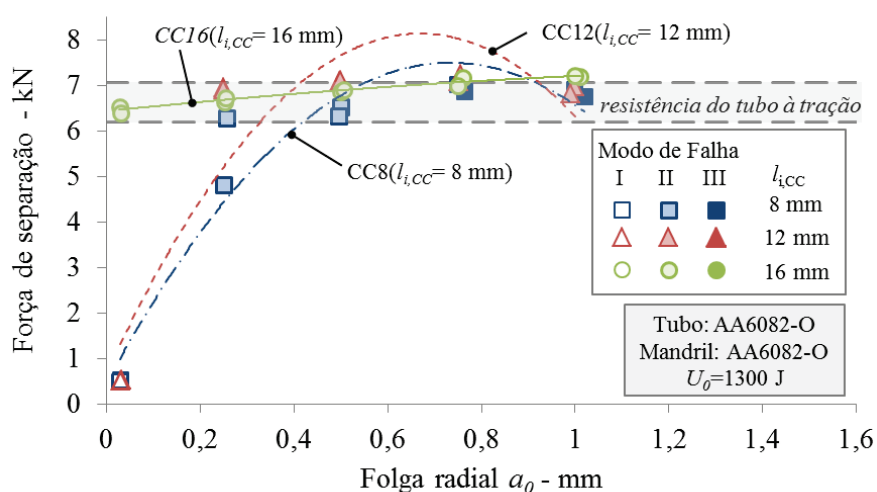


Figura 5.13 – Influência dos concentradores de campo e da folga radial em uniões tubo-mandril de alumínio AA6082-O para uma energia de carga de 1300 J (linhas de tendência presentes no gráfico com propósito de meramente auxiliar na interpretação dos resultados).

Outra observação importante na Figura 5.13 é feita no resultado obtido para o concentrador de campo CC8 para a folga radial  $a_0=0,25$  mm, onde há ocorrência do modo de falha II resultando um valor de força inferior ao da resistência do tubo. Este é o caso da união

apresentado na Figura 5.14 a seguir, e que pode ser justificado devido à formação de cavacos de tamanho significativo a ponto de fragilizar o tubo, seja pela remoção de material da parede do tubo e/ou decorrente de esforços exercidos na parede do tubo nas demais direções além da de tração e, também, diminuir a área de contato. Este é o tipo de situação que deve ser evitada para no caso de aplicações de alta responsabilidade e, portanto, merece atenção para trabalhos futuros.

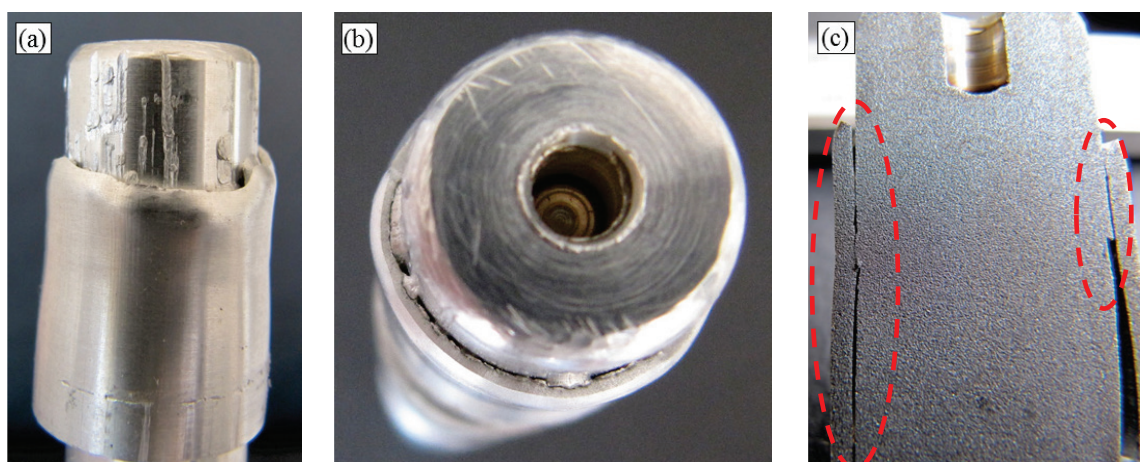


Figura 5.14 – Detalhe da formação de cavaco durante o ensaio de tração da união tubo-mandril em AA6082-O obtida com o concentrador de campo CC8: (a) ranhuras axiais no mandril e adesão de cavaco. Em (b) vista superior mostrando cavacos de dimensões consideráveis na interface tubo-mandril e, em (c) mandril seccionado por corte a fio por eletroerosão evidenciando a deformação plástica do mandril e o processo decorrente de formação de cavaco.

A formação de cavaco durante o ensaio de tração uniaxial pode estar relacionada a desvios de forma do mandril em escalas macrométricas, sulcos provenientes do processo de torneamento e, também, com a distribuição da tensão de interferência resultante, principalmente se esta última apresentar variações ao longo da interface tubo-mandril. Para verificar esta questão da distribuição de tensões, uma união tubo-mandril em AA6082-O foi reproduzida com os parâmetros de processo tais que resultem em um modo de falha III, isto é  $U_0=1300\text{J}$ ,  $a_0=1\text{ mm}$  e CC8 (vide gráfico da Figura 5.13) e, então o perfil de tensões residuais

na superfície externa da união foi analisada pelo método de difração de raios-X, em posições diametralmente opostas ( $0^\circ$  e  $180^\circ$ ), o qual é apresentado na Figura 5.15. Devido às condições superficiais da união decorrentes da deformação plástica, a análise para a posição a  $0^\circ$  foi realizada ao longo de 17,64 mm, com incrementos de 0,86 mm, e para a posição a  $180^\circ$  em 21 mm, com incrementos de 1 mm, uma vez que a técnica de difração é sensível ao acabamento superficial e orientação da textura do material.

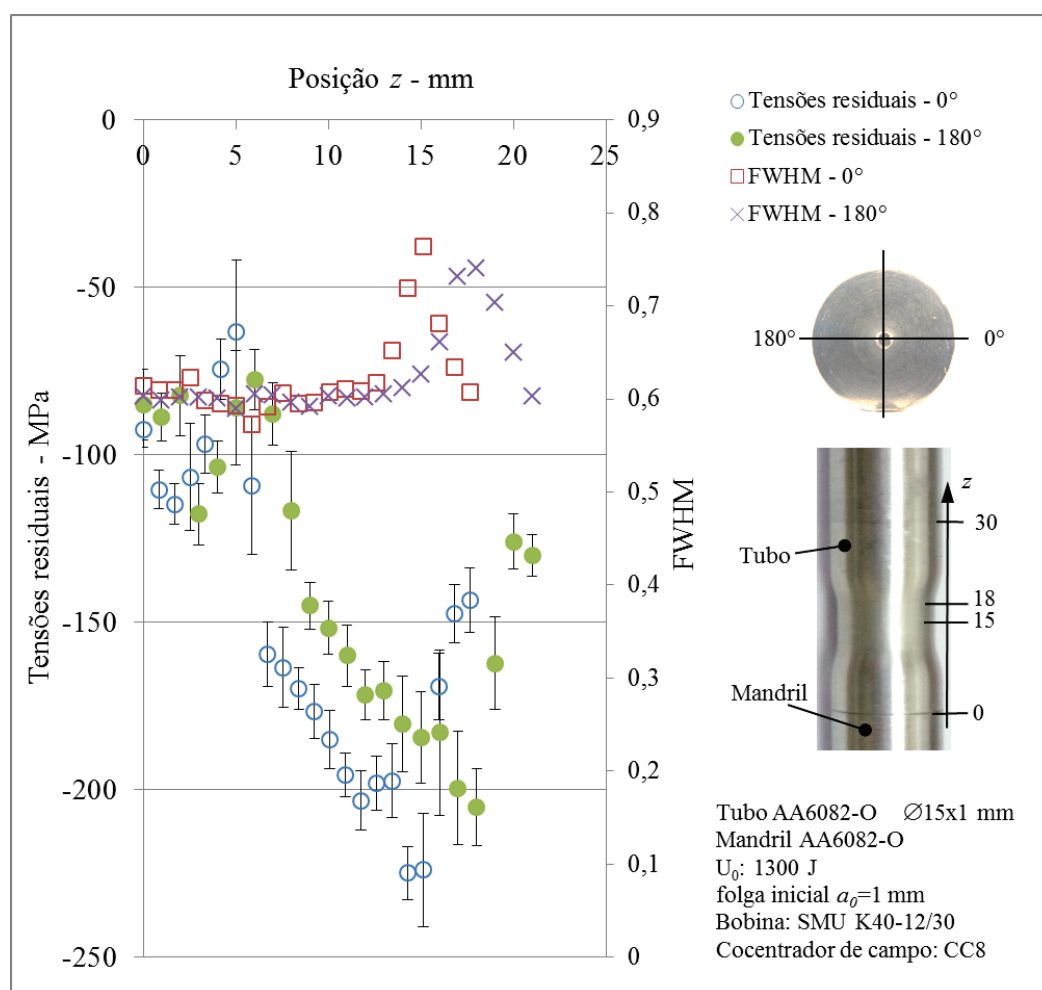


Figura 5.15 – Distribuição de tensões residuais entre 15 e 20  $\mu\text{m}$  da superfície externa do tubo, ao longo da zona de união e em porções diametralmente opostas,  $0^\circ$  e  $180^\circ$  (parâmetros de análise na Tabela 4.3).

Os resultados da Figura 5.15 indicam que o perfil de distribuição de tensões na superfície do tubo correspondente à zona união não é homogênea, variando no sentido axial e tangencial ao longo da zona da união, sendo reforçada pelos valores de FWHM, os quais variam proporcionalmente com a tensão residual e com a deformação radial do tubo. Esta variação de tensões corrobora com os resultados de compressão livre, evidenciando que a deformação do tubo não ocorre de forma homogênea.

Ainda em relação as uniões que resultaram no modo de falha III, salienta-se que estas foram produzidas com o concentrador de campo CC8 que apresenta a menor eficiência magnética e que gera a menor extensão ( $l$ ) na interface da união e, conseqüentemente, área de contato, o que contraria demais publicações sobre o tema [Beerwald, 2005; Neubauer *et al.*, 1988; Winkler, 1973]. Uma explicação para tal ocorrência pode ser creditada ao elevado pulso de pressão gerado por esta ferramenta e no comportamento viscoplástico do alumínio AA6082-O quando sujeito a altas taxas de deformação, o qual pode sofrer certo amaciamento, isto é, redução na tensão de escoamento. A evolução da resistência da união (força de separação) com a folga radial indica que esta ferramenta produz uma aceleração da parede do tubo diferenciada em relação às demais ferramentas, sugerindo que o comportamento viscoplástico do material tenha grande participação neste resultado. Buscando esclarecer esta questão e identificar o mecanismo predominante na união por esta condição particular, amostras foram seccionadas em instantes anteriores e posteriores ao ensaio de tração para inspeção visual, as quais são apresentadas na Figura 5.16.



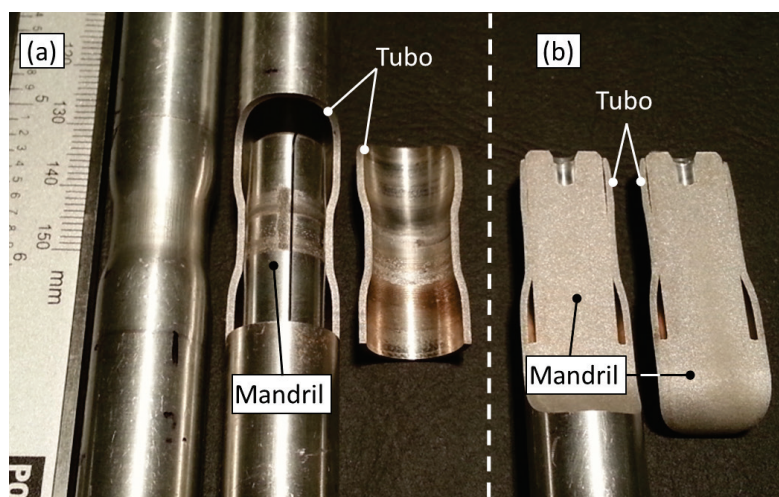


Figura 5.16 – Inspeção visual para verificação do mecanismo predominante em união que obtida com CC8 que resulta em modo de falha III ( $U_0=1300\text{J}$ ,  $a_0=1\text{ mm}$ ): união seccionada (a) antes do ensaio de tração e (b) após o ensaio de tração.

Pela Figura 5.16 observam-se dois aspectos importantes em relação ao tubo e o mecanismo presente para esta união. Antes do ensaio de tração o seccionamento demonstra que não há ocorrência de solda por impacto, uma vez que o tubo separa-se do mandril. Já, após o ensaio de tração, verifica-se que ambas as partes do tubo permaneceram fortemente aderidas ao mandril, indicando que durante a solicitação axial imposta pelo teste de tração no tubo as deformações deste, e possivelmente combinadas à do mandril, exercem um aumento da interferência na interface da união. Outro aspecto importante a salientar na Figura 5.16(a) é a indicação de pontos de impacto no mandril pela parede do tubo não ocorre de forma homogênea, sendo possível identificar duas bandas tangencias, em correspondência aos limites de  $l_{i,CC}$  de CC8 e, uma marca de impacto na direção axial, sendo esta última muito próxima do corte efetuado. Uma inspeção em maiores detalhes ao mandril antes do ensaio de tração é apresentada na Figura 5.17.

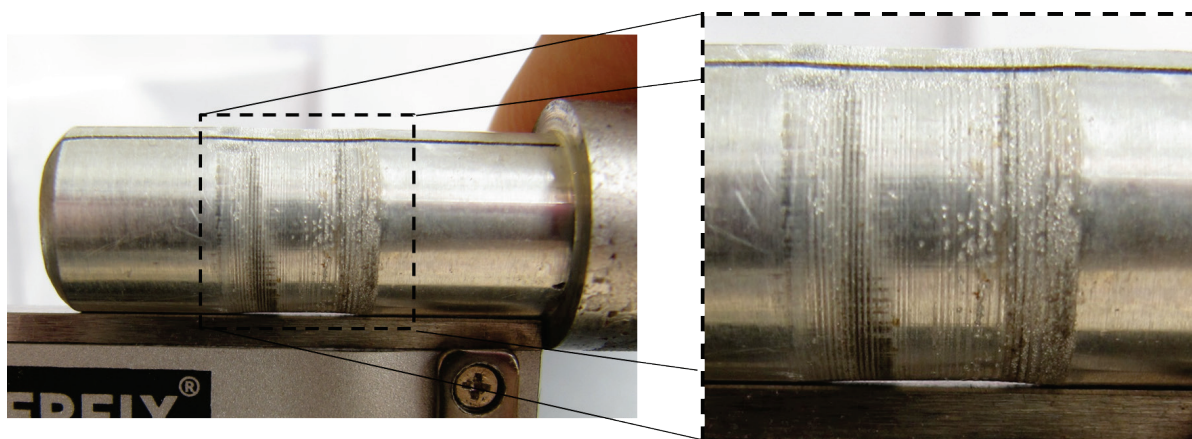


Figura 5.17 – Inspeção visual do mandril da união obtida com CC8 que resulta em modo de falha III ( $U_0=1300J$ ,  $a_0=1$  mm) com evidências de deformação plástica do mandril e alterações superficiais devido ao impacto pelo tubo.

Pela Figura 5.17 fica evidente a contribuição do mecanismo de ancoragem na resistência da referida união, onde é possível verificar que mandril sofre deformação plástica e, além disso, que as ranhuras da superfície interna do tubo (provenientes do processo de furação) foram impressão na superfície do mandril, configurando uma união com mecanismos de interferência e conformação. Este é um caso muito interessante, pois mostra que para uma mesma energia de carga e a escolha adequada do concentrador de campo e da folga radial, é possível a obtenção de uniões de alta resistência e de pequena área de ligação. Ainda, este resultado vai de acordo com a metodologia utilizada para a determinação dos fatores de concentração e os cálculos para a estimativa de pressão dos respectivos concentradores (vide seção 5.2). Entretanto, ainda são necessários alguns esclarecimentos para compreender como uma ferramenta de menor eficiência e que configura uma união com menor extensão apresenta desempenho superior às ferramentas de maior eficiência.

Para complementar a presente investigação, foi decidida a verificação da influência do estado metalúrgico do material do mandril e, para tanto, o concentrador de campo de melhor desempenho até o presente momento (CC8) foi utilizado para unir mandris de alumínio AA6082-O e 6082-T6. Os resultados desta análise são apresentados na próxima seção.

### 5.3.3 Estado metalúrgico do material do mandril

Na Figura 5.16 são apresentados os resultados para a influência do estado metalúrgico do material no mandril em função da folga radial  $a_0$ . Para tanto, foram mantidos constantes os parâmetros do processo energia de carga  $U_0=1300$  J e o concentrador de campo CC8 e o estado do material do mandril variou entre homogeneizado (AA6082-O) e temperado (AA6082-T6), com a folga radial variando de 0,025 mm a até 1 mm.

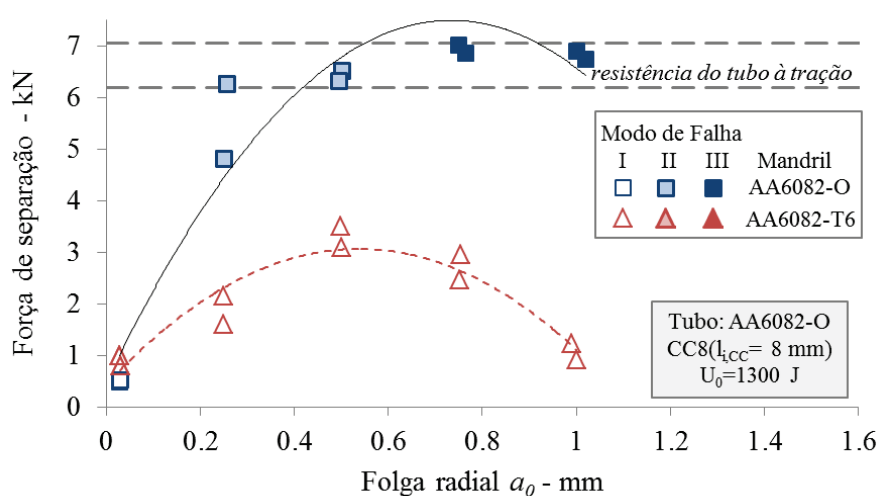


Figura 5.18 – Influência do estado metalúrgico do material do mandril (AA6082 nos estados O e T6) na resistência da união. Parâmetros de processo:  $U_0=1300$  J, CC8 (linhas de tendência presentes no gráfico com propósito de meramente auxiliar na interpretação dos resultados).

Os resultados apresentados na Figura 5.18 demonstram que, dentro das condições de investigação, propriedades o estado metalúrgico do material, assim como o módulo de elasticidade (veja a Figura 5.12), também apresenta influência na resistência das uniões.

### 5.3.4 Rugosidade do mandril

De maneira a identificar a influência da rugosidade dos mandris na resistência das uniões, propõe-se verificar a possibilidade de melhoria na resistência mecânica das uniões, mediante a alteração da rugosidade dos mandris. Para tanto, foram selecionadas condições de parâmetros de processo cuja folga radial seja próxima ao intervalo de folga ótima, isto é, intervalo para a folga que resulte em uniões de alta resistência, de preferencialmente com modo de falha tipo I ou II, e verificadas isoladamente mediante alteração da rugosidade superficial do mandril. Assim, para o caso de uniões entre tubos de alumínio AA6082-O e mandris de aço (seção 5.3.1), foi selecionada a condição de parâmetros  $U_0=1300$  J, CC16,  $a_0=0,4$  mm (Figura 5.10) e, para uniões tubo-mandril em alumínio AA6082-O (seção 5.3.2) com as condições de parâmetros  $U_0=1300$  J, CC16,  $a_0=0,5$  mm (Figura 5.13) onde a rugosidade dos mandris variou de 2 à 28  $\mu\text{m}$ . A rugosidade dos mandris foi gerada mediante diferentes estratégias de usinagem, variando o avanço entre 0,05 mm/rev. e 0,30mm/rev.

A Figura 5.17(b) apresenta os resultados da análise da influência do parâmetro de rugosidade  $R_z$  na resistência de uniões entre tubos de alumínio AA6082-O e mandris de aço AISI 1045 para as condições de processo  $U_0=1300$  J, CC16,  $a_0=0,4$  mm. Observa-se claramente que para valores de  $R_z \leq 13$   $\mu\text{m}$  a resistência das uniões apresentam valor inferior a 4 kN e o modo de falha das mesmas é do tipo II. Já para valores de  $R_z \geq 13$   $\mu\text{m}$ , a resistência das uniões é igual a do tubo e o modo de falha predominante é do tipo II. E, finalmente, para os mandris com rugosidade  $20 \leq R_z \leq 22$  a resistência mecânica da união continua igual à do tubo, porém o modo de falha registrado é do tipo III, o mais desejável, pois não apresenta deslocamento relativo entre tubo mandril. A Figura 5.19(b) mostra a superfície do mandril que resultou no modo de falha III, seccionado antes do ensaio de tração, onde é possível verificar no detalhe a adesão de alumínio nos sulcos provenientes do processo de torneamento. Em geral, estes resultados indicam que, para uma dada folga, a resistência da união pode ser incrementada mediante modificação da rugosidade do mandril, sendo mais uma contribuição para a implementação desta tecnologia na cadeia produtiva.

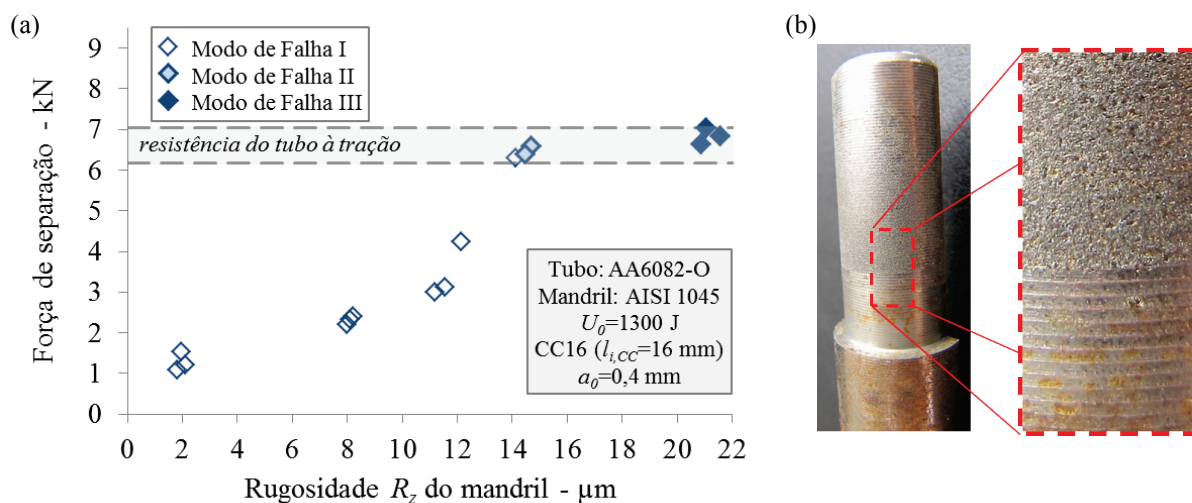


Figura 5.19 – Em (a) a influência da rugosidade na resistência da união por interferência de tubos de alumínio AA6082-O e mandril de aço AISI 1045. Em (b) detalhe da superfície do mandril que resultou no modo de falha III na transição entre o estado original e a zona de interface da união.

Já a Figura 5.20 apresenta os resultados da análise da influência do parâmetro de rugosidade  $R_z$  na resistência de uniões entre tubos-mandril de alumínio AA6082-O para as condições de processo  $U_0=1300$  J, CC16,  $a_0=0,5$  mm. A primeira vista, para estas condições de análise, observa-se que a rugosidade não apresentou influência significativa na resistência mecânica e no modo de falha das uniões, o que pode ser justificado pela escolha inadequada para a folga radial. Para melhor verificar esta questão, seria interessante ampliar esta análise com diferentes concentradores de campo e outros valores de folga radial.

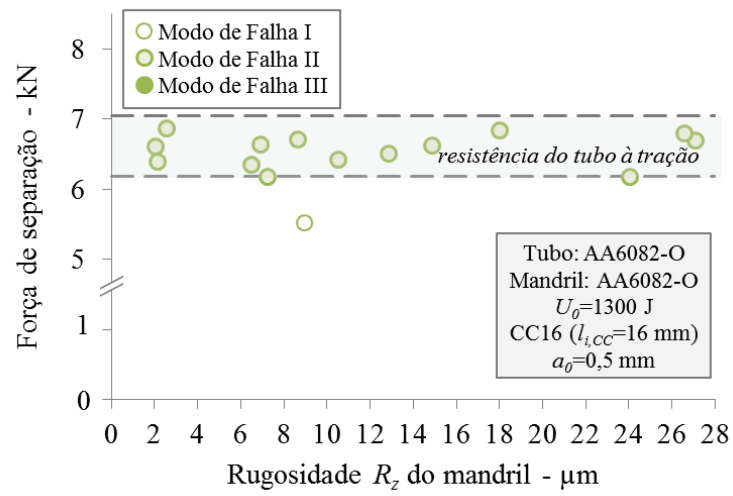


Figura 5.20 – Influência da rugosidade na resistência da união por interferência tubo-mandril AA6082-O.

## 6 CONCLUSÕES

No presente trabalho foi investigada a resistência mecânica de uniões por interferência de tubos em mandris produzidas por cravamento eletromagnético. Ênfase foi colocada na influência de parâmetros de processo relacionados com o pulso de pressão, o qual está relacionado com a energia de carga e geometria do concentrador de campo, a folga radial entre tubo e mandril antes do cravamento, bem como o material, estado metalúrgico e acabamento superficial dos mandris. As principais contribuições apresentadas residem: (i) na influência das condições do mandril, da folga radial e da geometria do concentrador de campo; (ii) na construção de protótipo de bobina exploratória para medições de fluxo magnético; (iii) caracterização dos concentradores de campo e, (iv) em princípios para o projeto de uniões por interferência de tubos em mandris produzidas por cravamento eletromagnético.

Os testes de uniões por cravamento eletromagnético foram realizados com tubos de alumínio AA6082-O e mandris em aço AISI 1045 e alumínio AA6082 nos estados O e T6. De uma forma geral, os resultados dos ensaios de tração demonstraram que a avaliação da resistência das uniões não deve ser unicamente baseada na força de separação, mas também no deslocamento relativo entre o tubo e mandril, tendo sido identificados três modos de falha para as uniões: o modo de falha I (ocorrência do desprendimento entre os componentes), o modo de falha II (ruptura do tubo com deslocamento relativo entre tubo e mandril com) e o modo de falha III (ruptura do tubo sem deslocamento relativo). Em relação a este deslocamento, os testes de tração demonstraram que um efeito de ancoragem pode auxiliar com a segurança, pois medidas de segurança podem ser tomadas antes de ocorrer a falha definitiva.

De acordo com a literatura, a interface da união entre tubo e mandril deveria ser ideal. Porém, as observações realizadas por inspeção visual em uniões que resultaram modos de falha I e II demonstraram que o tubo e o mandril permanecem em contato em apenas alguns pontos (asperezas) ou pequenas regiões da zona da união. Em complemento, foi observada uma variação na distribuição de tensões residuais em uma união que resulta em modo de falha III, notando que isto pode ser resultado da distribuição irregular do campo magnético

conforme demonstrado em experimentos de compressão livre de tubos, bem como desvios de forma e/ou posicionamento dos componentes e da possibilidade da deformação não ocorrer de forma homogênea.

Sobre a resistência mecânica da união, foi observado que esta pode ser aumentada com um aumento da velocidade de impacto da parede do tubo no mandril, utilizando-se uma energia elevada, um intervalo de folga radial específico e uma dada geometria de concentrador de campo. O aumento da velocidade de impacto leva a uma maior compressão, suposta aqui como predominantemente elástica, do mandril, resultando em uma tensão radial residual maior.

Em relação à influência do material do mandril na resistência mecânica das uniões, os resultados obtidos indicam que, entre os materiais analisados, o material de menor módulo de elasticidade resultou em valores superiores de força de separação, mesmo para folga diminutas, contrariando aos relatos da literatura em [Marré *et al.*, 2004;], e onde modos de falha II foram verificados para uniões tubo-mandril em alumínio AA6082-O. Já em relação ao estado metalúrgico do material, observou-se o mandril em material endurecido foi o que apresentou pior desempenho na resistência mecânica das uniões o que, novamente contraria os relatos de literatura [Barreiro *et al.* 2006].

O uso dos concentradores de campo mostrou que a distribuição e amplitude do pulso de pressão na parede do tubo influenciam a resistência das uniões. O concentrador de campo com menor comprimento interno CC8 produziu as únicas uniões que resultaram em modo de falha III (máxima resistência e rigidez), mesmo sendo este o concentrador que resulta em menor área de união e na menor eficiência eletromagnética, o pulso de pressão gerado é entre 31 e 54% superior aos demais concentradores de campo. Uma inspeção nestas uniões mostrou que o concentrador de campo produz uma pressão capaz de deformar plasticamente o mandril e produzindo assim, uma união com a combinação de mecanismos de interferência elasto-plástica (*force-fit*) e ancoragem mecânica (*form-fit*).

Com relação à rugosidade dos mandris, foi observado que para uma dada folga radial e valor de energia de carga, um aumento da rugosidade exerce influências distintas em função do material do mandril. No caso de uniões de tubos me mandris de aço AISI 1045, o aumento da rugosidade promoveu um aumento não apenas na máxima força suportada pela união,



como também na sua rigidez, com esta passando do modo de falha I para III, o que pôde ser verificado pela ocorrência de ancoragem entre asperezas do tubo e do mandril. Porém, o mesmo não foi observado para uniões tubo-mandril em alumínio AA6082-O, e a provável razão deva estar na escolha inadequada da folga radial associada ao valor de energia de carga utilizado.

Por fim, a construção de um protótipo de bobina exploratória para medições de fluxo magnético possibilitou a caracterização dos concentradores de campo em termos das respectivas pressões geradas e eficiências magnéticas. Esta caracterização dos concentradores de campo permitiu uma maior compreensão dos parâmetros e como os mesmos influenciam o processo. Ainda, os resultados evidenciam que a abordagem empregada neste trabalho pode servir como princípios para o projeto e desenvolvimento de uniões por interferência de tubos em mandris produzidas por cravamento eletromagnético.

## 7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Como sugestão para trabalhos futuros, recomenda-se primeiramente a continuação da investigação ampliando os níveis dos parâmetros de processo, como energia de carga, geometria de concentradores de campo, materiais dos componentes da união principalmente para o caso do material do tubo, seria muito interessante verificar a possibilidade de uniões entre materiais dissimilares e entre materiais similares, porém endurecidos, como por exemplo o caso analisado da união entre tubo-mandril em alumínio AA6082-T6 e uniões entre materiais dissimilares, como tubos em AA6082-T6 e mandris em fibra de carbono e, também estender a investigação para união de diferentes geometrias de perfis ocós (quadrados, retangulares).

Em relação à verificação da resistência das uniões, seria interessante repensar a geometria dos corpos de prova. Uma proposta de geometria para a verificação das uniões é apresentada na Figura 7.1, a qual consiste de um tubo em que suas extremidades são unidas, mantendo-se constantes os parâmetros de processo, em mandris mesmas características e com as extremidades arredondadas. Assim, espera-se com um único ensaio de tração obter uma maior quantidade de informações para avaliar a influência de parâmetros de processo na resistência das uniões.

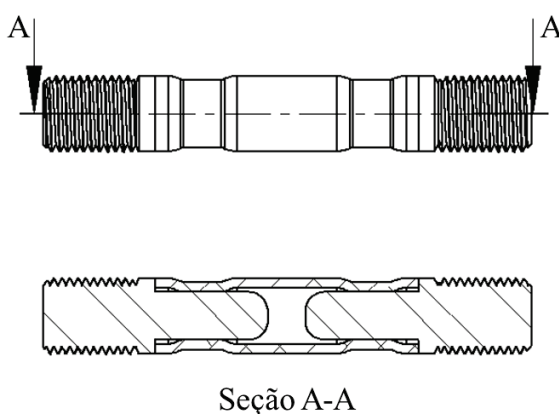


Figura 7.1 – Sugestão de geometria dos corpos de prova para avaliação do processo de união por interferência de tubos por cravamento eletromagnético (ilustração de um tubo unido em dois mandris).

Ainda em relação à verificação da resistência das uniões, seria recomendado o uso de extensômetros do tipo *clip gauge* para determinar de forma mais segura a força na qual a ocorre o primeiro deslocamento relativo entre tubo e mandril. Também seria interessante complementar esta avaliação com análises metalúrgicas, principalmente na zona da união.

Outra sugestão seria no âmbito da instrumentação do processo, seria a construção de bobinas exploratórias com dimensões diminutas, inferiores a 2 mm de largura e 0,5 mm de espessura para mapear a distribuição de campo magnético e, conseqüentemente, pressão magnética de concentradores de campo. Adicionalmente, seria muito interessante desenvolver e/ou implementar ensaios para a caracterização de materiais a altas taxas de deformação e sensores óticos para maneira a auxiliar na compreensão da transmissão da pressão magnética, a dinâmica do processo de deformação plástica e a eficiência do processo. A correta determinação da eficiência do processo pode auxiliar na tomada de decisões para determinar quando e em que condições utilizar a tecnologia de conformação eletromagnética como uma alternativa aos processos convencionais para produzir peças com propriedades similares como no caso das fabricadas por outros processos de manufatura.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AALCO METALS LTD. **Technical Information - Aluminium Alloy**. Disponível em: <[http://www.aalco.co.uk/datasheets/Aalco-Metals-Ltd\\_Aluminium-Alloy\\_6082-T6~T651\\_148.pdf.ashx](http://www.aalco.co.uk/datasheets/Aalco-Metals-Ltd_Aluminium-Alloy_6082-T6~T651_148.pdf.ashx)>.

ALEGRIAS, J. M. F. **Processo de Enformação Electromagnética de Componentes Tubulares**. [s.l.] Instituto Superior Técnico de Lisboa, 2011.

AL-HASSANI, S. T. S. The plastic buckling of thin-walled tubes subject to magnetomotive forces. **ARCHIVE: Journal of Mechanical Engineering Science 1959-1982 (vols 1-23)**, v. 16, n. 2, p. 59–70, 1 abr. 1974.

ALVES, M.; DIAS, E. J.; MARTINS, P. A. F. Joining sheet panels to thin-walled tubular profiles by tube end forming. **Journal of Cleaner Production**, v. 19, n. 6-7, p. 712–719, abr. 2011.

BALANETHIRAM, V. S.; DAEHN, G. S. Hyperplasticity: increased forming limits at high workpiece velocity. **Scripta Metallurgica et Materialia**, v. 30, p. 515–520, 1994.

BALART, M. J. et al. The onset of tensile residual stresses in grinding of hardened steels. **Materials Science and Engineering: A**, v. 367, n. 1-2, p. 132–142, fev. 2004.

BARRALIS, J.; MAEDER, G. **Prontuário de metalurgia - elaboração, estruturas-propriedades e normalização**. 2a. Edição ed. Lisboa: Fundação Calouste Gulbenkian, 2010. p. 226

BARREIRO, P. et al. **Strength of Tubular Joints Made by Electromagnetic Compression at Quasistatic and Cyclic Loading** (M. Kleiner, Ed.)Proceedings of the 2th International Conference on High Speed Forming. **Anais...Institut für Umformtechnik - Technische Universität Dortmund**, 2006a

BARREIRO, P. et al. **Strength of Tubular Joints Made by Electromagnetic Compression at Quasi-static and Cyclic Loading** (M. Kleiner, Ed.)Proceedings of the 2th International Conference on High Speed Forming. **Anais...Institut für Umformtechnik - Technische Universität Dortmund**, 2006b

BARREIRO, P.; SCHULZE, V.; LÖHE, D. Influence of Process Parameters on Structure and Mechanical Properties of Joints Produced by Electromagnetic Forming and Friction Stir Welding. **Advanced Materials Research**, v. 43, p. 47–56, 2008.

BAUER, D. **Ein neuartiges Messverfahren zur Bestimmung der Kräfte, Arbeiten, Formänderungen, Formänderungsgeschwindigkeiten und Formänderungsfes-**

**tigkeiten beim Aufweiten zylindrischer Werkstücke durch schnellveränderliche magnetische Felder.** [s.l.] Technische Hochschule Hannover, 1967.

BAUER, D. Zur Physik der Metallumformung mit schnellveränderlichen Magnetfeldern. **ETZ-A**, v. 90, n. 11, p. 268–271, 1969.

BEERWALD, C. et al. **Aspekte der Prozessführung beim Kalibrieren mittels elektromagnetischer Umformung** Kolloquium Elektromagnetische Umformung. **Anais...** Institut für Umformtechnik - Technische Universität Dortmund, 2001

BEERWALD, C. **Grundlagen der Prozessauslegung und -gestaltung bei der elektromagnetischen Umformung.** Aachen: Shaker Verlag, 2005.

BEERWALD, C.; BEERWALD, M.; HENSELEK, A. **Design and Adaptation of EMF Equipment – From Direct Acting Multi-turn Coils to Separable Tool Coils for Electromagnetic Tube Compression** (M. Kleiner, Ed.) Proceedings of the 1st International Conference on High Speed Forming. **Anais...** Institut für Umformtechnik - Technische Universität Dortmund, 2004. Disposition: <http://hdl.handle.net/2003/27029>

BEERWALD, H. **Contribution to the generation of pulsed magnetic fields up to 25 T for industrial applications especially electromagnetic metal forming systems** Proceedings of the 7th International Conference on Optimization of Electrical and Electronic Equipment (OPTIM 2000) - Vol. 1. **Anais...** Braşov: Universitatea Transilvania / Facultatea de Electrotehnica, 2000

BELYY, L. V.; FERTIK, S. M.; KHIMENKO, L. T. **Electromagnetic Metal Forming Handbook.** A TRANSLAT ed. Columbus, Ohio: Department of Materials Science and Engineering - Ohio State University, 1977. p. 168

BENDJIMA, B.; SRAIRI, K.; FÉLIACH, M. A Coupling Model for Analysing Dynamical Behaviours of an Electromagnetic Forming System. **IEEE Transactions on Magnetics**, v. 33, n. 2, p. -, 1997.

BHATTACHARYYA, B. **Compression of Thin - Walled Tubes by Electromagnetic Impulse.** [s.l.] University of Waterloo, 1975.

BROSIUS, A. **Verfahren zur Ermittlung dehnratenabhängiger Fließkurven mittels elektromagnetischer Rohrumformung und iterativer Finite-Element-Analysen.** [s.l.] Technische Universität Dortmund, 2005.

BRUNO, E. J. **High-velocity forming of metals.** Dearborn, Michigan: [s.n.].

BÜHLER, H.; BAUER, D. Ein Beitrag zur Magnetumformung rohrförmiger Werkstücke. **Werkstatt und Betrieb**, v. 110, n. 9, p. 513–516, 1968.

BÜHLER, H.; VON FINCKENSTEIN, E. Fügen durch Magnetumformung - Lösekräfte von Sickenverbindungen aus Stahl. **Werkstatt und Betrieb**, v. 101, n. 11, p. 671–676, 1968.

CORREIA, J. P. M. P. M. et al. A simple model to simulate electromagnetic sheet free bulging process. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 50, n. 10-11, p. 1466–1475, out. 2008.

DAEHN, G. S. et al. **Coupling experiment and simulation in electromagnetic forming using photon doppler velocimetry** Proceedings of the 3rd International Conference on High Speed Forming—ICHSF 2008. **Anais...**2008 Disponível em: <<https://eldorado.tu-dortmund.de/handle/2003/27105>>

DEMIR, O. K.; PSYK, V.; TEKKAYA, A. E. **Simulation of Wrinkle Formation in Free Electromagnetic Tube Compression** 4th International Conference on High Speed Forming. **Anais...** Columbus, Ohio: Institut für Umformtechnik - Technische Universität Dortmund, 2010a

DEMIR, O. K.; PSYK, V.; TEKKAYA, A. E. Simulation of tube wrinkling in electromagnetic compression. **Production Engineering**, v. 4, n. 4, p. 421–426, 24 jun. 2010b.

DENG, J. et al. Numerical simulation of magnetic flux and force in electromagnetic forming with attractive force. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 184, p. 190–194, 2007.

DIETZ, H.; LIPPMAN, H. J.; SCHENK, H. Theorie des Magneform-Verfahrens: Erreichbarer Druck. **Elektronische Zeitschrift**, v. ETZ-A 88, n. 9, p. 217–222, 1967a.

DIETZ, H.; LIPPMAN, H. J.; SCHENK, H. Theorie des Magneform-Verfahrens: Abgestufter Feldkonzentrator. **Elektronische Zeitschrift**, v. ETZ-A 88, n. 19, p. 475–480, 1967b.

EGUIA, I.; DAEHN, G. S.; ZHANG, P. **Improved Crimp-Joining of Aluminum Tubes onto Mandrels with Undulating Surfaces** 2th International Conference on High Speed Forming. **Anais...** Institut für Umformtechnik - Technische Universität Dortmund, 2004

**Elmag**. Disponível em: <[www.elmaginc.com](http://www.elmaginc.com)>.

FENTON, G. K.; DAEHN, G. S. Modeling of electromagnetically formed sheet metal. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 75, n. 1-3, p. 6–16, 1998.

FITZPATRICK, M. E. et al. **Determination of Residual Stresses by X-ray Diffraction - Issue 2**. Teddington, Middlesex, United Kingdom, TW11 0LW: National Physical Laboratory, 2005. p. 77

GEIER, M. et al. **Proposal for a Test Bench for Electromagnetic Forming of Thin Metal Sheets** (E. A. Tekkaya, G. S. Daehn, Eds.) Proceedings of the 4th International Conference on

High Speed Forming. **Anais...**Institut für Umformtechnik - Technische Universität Dortmund, 2010Disponível em: <<http://hdl.handle.net/2003/27178>>. Acesso em: 14 dez. 2011

GEIER, M. et al. Interference-Fit Joining of Aluminium Tubes by Electromagnetic Forming. **Advanced Materials Research**, v. 853, p. 488–493, dez. 2013.

GUTIERREZ, M. **Material characterisation for accurate simulation of new sheet metal forming processes**1st AUTOSIM TECHNOLOGY WORKSHOP. **Anais...**Barcelona: 2011Disponível em: <[http://www.nafems.org/downloads/AUTOSIM\\_Meetings/Barcelona\\_Spain\\_January\\_2006/autosim\\_barcelona06\\_gutierrez.pdf](http://www.nafems.org/downloads/AUTOSIM_Meetings/Barcelona_Spain_January_2006/autosim_barcelona06_gutierrez.pdf)>

HAHN, R. **Werkzeuge zum impuls magnetischen Warmfügen von Profilen aus Aluminium- und Magnesiumlegierungen**. [s.l.] Technischen Universität Berlin, 2004.

HAI-PING, Y.; CHUN-FENG, L. Effects of coil length on tube compression in electromagnetic forming. **Trans. Nonferrous Met. Soc. China**, v. 17, p. 1270–1275, 2007.

**Hameg**. Disponível em: <[www.hameg.com](http://www.hameg.com)>.

HAMMERS, T. et al. **Influence of Mandrel's Surface on the Mechanical Properties of Joints Produced by Electromagnetic Compression** (M. Kleiner, E. A. Tekkaya, Eds.)Proceedings of the 3th International Conference on High Speed Forming. **Anais...**Dortmund, Germany: 2008Disponível em: <<http://hdl.handle.net/2003/27085>>

HAMMERS, T. et al. Influence of Mandrel's Surface and Material on the Mechanical Properties of Joints Produced by Electromagnetic Compression. **Steel Research International**, v. 80, n. 5, p. 366–375, 2010.

HAYT, W. H. J.; BUCK, J. A. **Engineering Electrodynamics**. 8th. ed. New York: McGraw-Hill, 2012. p. 573

HOMBERG, W.; MARRÉ, M.; KLEINER, M. Umformtechnisches Fügen leichter Tragwerkstrukturen. **Aluminium, International Journal for Industrie. Research and Application**, v. 80, n. 12, p. 1396–1399, 2004.

<https://eldorado.tu-dortmund.de/handle/2003/27022>. Disponível em: <<https://eldorado.tu-dortmund.de/handle/2003/27022>>.

HWANG, W. S. et al. Electromagnetic Joining of Aluminum Tubes on Polyurethane Cores. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 34, p. 341–348, 1992.

HWANG, W. S. et al. Joining of copper tube to polyurethane tube by electromagnetic pulse forming. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 37, p. 83–93, 1993.

- JABLONSKI, J.; WINKLER, R. Analysis of the electromagnetic forming process. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 20, n. 5, p. 315–325, 1978.
- JÄGER, A.; RISCH, D.; TEKKAYA, A. E. Thermo-mechanical processing of aluminum profiles by integrated electromagnetic compression subsequent to hot extrusion. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 211, n. 5, p. 936–943, maio 2011.
- JANSEN, H. Some Measurements of the Expansion of a Metallic Cylinder with Electromagnetic Pules. **IEEE Transactions on Industry and General Applications**, v. IGA-4, n. 4, p. 428–440, jul. 1968.
- KING, R. J.; THORP, J. M. A Study of Process Variables in the Electromagnetic Bulging of Tubes. **Int. J. Engng Sci.**, v. 16, p. 365–378, 1978.
- KLEINER, M. et al. **Investigation of Force-Fit Joints Produced by Electromagnetic Tube Compression** Annals of the German Academic Society for Production Engineering, WGP. **Anais...2006**
- KLEINER, M.; BEERWALD, C.; HOMBERG, W. **Analysis of Process Parameters and Forming Mechanisms within the Electromagnetic Forming Process** CIRP Annals - Manufacturing Technology. **Anais...Else, 2005**
- KLEINER, M.; BROSIUS, A. **Determination of Flow Curves at High Strain Rates using the Electromagnetic Forming Process and an Iterative Finite Element Simulation Scheme** CIRP Annals - Manufacturing Technology. **Anais...Elsevier, 2006**
- KLEINER, M.; CHATTI, S.; KLAUS, A. Metal forming techniques for lightweight construction. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 177, p. 2–7, 2006.
- KLEINER, M.; GEIGER, M.; KLAUS, A. **Manufacturing of Lightweight Components by Metal Forming** CIRP Annals - Manufacturing Technology. **Anais...Elsevier, 2003**
- KOJIMA, M. et al. Flow stress, Collision Velocity and Collision Acceleration in Electromagnetic Welding : Study on Electromagnetic Welding (In Japanese). **Japan Welding Society**, v. 7, n. 1, p. 75–81, 1989.
- LAL, G. K. Electromagnetic Metal Forming. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. IA-8, n. 4, p. 425–429, jul. 1972.
- LAL, G. K.; HILLIER, M. J. The electro-dynamics of electromagnetic forming. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 10, n. 6, p. 491–500, jun. 1968.
- LI, C. et al. The effect of tube length on magnetic pressure in tube electromagnetic bulging. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 166, p. 381–386, 2005.



**Magneform.** Disponível em: <www.magneform.com>.

MAMALIS, A. G. et al. Physical principles of electromagnetic forming process: a constitutive finite element model. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 161, p. 294–299, 2005.

**Manual SMU 1500/2000.** Dortmund, Germany Poynting GmbH, , 2010.

MARRÉ, M. et al. **Einfluss der Geschwindigkeit beim kraftschlüssigen Fügen rohrförmiger Werkstücke durch elektromagnetische Kompression** Proceedings of the 11. Paderborner Fügesymposium, Mechanisches Fügen und Kleben. **Anais...**Paderborn: 2004

MASUMOTO, I.; TAMAKI, K.; KOJIMA, M. Electromagnetic Welding of Aluminum Tube to Aluminum or Dissimilar Metal Core. **Transactions of the Japan Welding Society**, v. 16, n. 14-20, 1985.

MERICHEDE, A.; FÉLIACHI, M.; MOHELLEBI, H. Electromagnetic Forming of Thin Metal Sheets. **IEEE Transactions on Magnetics**, v. 36, n. 4, p. 1808–1811, 2000.

MIN, D.; KIM, D. A Finite-Element Analysis of the Electromagnetic Tube-Compression Process. **Science**, v. 38, p. 29–40, 1993.

MOTOASCA, T. E. **Electrodynamics in Deformable Solids for Electromagnetic Forming.** [s.l.] Technische Universiteit Delft, 2003.

MÜHLBAUER, A.; VON FINCKENSTEIN, E. Magnetumformung rohrförmiger Werkstücke. **Bänder Bleche Rohre**, v. 8, n. 2, p. 86–92, 1967.

MURATA, M.; SUZUKI, H. Profile control in tube flaring by electromagnetic forming. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 22, n. 1, p. 75–90, jun. 1990.

NEUBAUER, A.; STROPPE, H.; WOLF, H. **Hochgeschwindigkeitstechnologie der Metallbearbeitung.** Berlin: VEB Verlag Technik, 1988. p. 252

NOYAN, I. C.; COHEN, J. B. **Residual stress – measurement by diffraction and interpretation.** New York: Springer-Verlag, 1987. p. 276

OLIVEIRA, D. A. et al. Electromagnetic forming of aluminum alloy sheet: Free-form and cavity fill experiments and model. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 170, p. 350–362, 2005.

PAESE, E. et al. **Mathematical Modeling of an Electromagnetic Forming System with Flat Spiral Coils as Actuator** (E. A. Tekkaya, G. L. Daehn, Eds.)4th International Conference on High Speed Forming. **Anais...**Ohio: Institut für Umformtechnik - Technische

Universität Dortmund, 2010 Disponível em: <<https://eldorado.tu-dortmund.de/handle/2003/27182>>

PAESE, E. et al. Simplified Mathematical Modeling for an Electromagnetic Forming System with Flat Spiral Coil as Actuator. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, v. 33, n. 3, p. 324–331, set. 2011.

PAESE, E. et al. An Analysis of Electromagnetic Sheet Metal Forming Process. **Applied Mechanics and Materials**, 2014.

PARK, Y.-B.; KIM, H.-Y.; OH, S.-I. Design of axial/torque joint made by electromagnetic forming. **Thin-Walled Structures**, v. 43, p. 826–844, 2005.

PAUL, C. R. **Inductance Loop and Partial**. [s.l.] Wiley, 2010. p. 379

PEREIRA, P. J. L. D. **Estudo do processo de deformação electromagnética de perfis tubulares**. [s.l.] Instituto Superior Técnico de Lisboa, 2012.

POGGIE, R. A.; WERT, J. J. The influence of surface finish and strain hardening on near-surface residual stress and the friction and wear behavior of A2, D2 and CPM-10V tool steels. **Wear**, v. 149, n. 1-2, p. 209–220, set. 1991.

**Poynting**. Disponível em: <[www.poynting.de](http://www.poynting.de)>.

**PSTproducts**. Disponível em: <[www.pstproducts.com](http://www.pstproducts.com)>.

PSYK, V. et al. Integration of electromagnetic calibration into a deep drawing process of an industrial demonstrator part. **Key Engineering Materials**, v. 344, p. 435–442, 2007.

PSYK, V. **Prozesskette Krümmen - Elektromagnetisch Komprimieren - Innenhochdruckumformen für Rohre und profilförmige Bauteile**. [s.l.: s.n.]. p. 188

PSYK, V. **Electromagnetic Forming**. Disponível em: <[http://www.scitopics.com/Electromagnetic\\_Forming.html](http://www.scitopics.com/Electromagnetic_Forming.html)>.

PSYK, V. et al. Electromagnetic forming—A review. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 211, n. 5, p. 787–829, maio 2011.

PSYK, V. **Electromagnetic Forming (EMF) Technologies - Historical Development and Current Trends** 2nd International Conference for Industrialized Magnetic Pulse Welding & Forming. **Anais...**Munich: 2013

PULS-PLASMATECHNIK. **Schnelle Magnetische Umformung** Dortmund, Germany Puls-Plasmatechnik GmbH, , 1990.

RAJAWT, R. K. et al. **ELECTROMAGNETIC FORMING - A TECHNIQUE WITH POTENTIAL APPLICATIONS IN ACCELERATORS** Proceedings of APAC. **Anais...**2004

REESE, S. et al. On a new finite element technology for electromagnetic metal forming processes. **Archive of Applied Mechanics**, v. 74, n. 11-12, p. 834–845, 18 jul. 2005.

RISCH, D. **Energietransfer und Analyse der Einflussparameter bei der formgebundenen elektromagnetischen Blechumformung**. [s.l.] Technische Universität Dortmund, 2009.

ROY, V. et al. Assessment of Plastic Deformation Upon Grinding Using X-Ray Diffraction Profiles. **International Journal of Engineering Research**, v. 2, n. 2, p. 119–124, 2013.

SCHULZE, V.; BARREIRO, P.; LÖHE, D. Investigation of the Influence of Process Parameters on the Structure and the Mechanical Properties of Joints Produced by electromagnetic Compression. **Advanced Materials Reseach**, v. 10, p. 79–88, 2006.

SETH, M.; VOHNOUNT, V. J.; DAEHN, G. S. Formability of steel sheet in high velocity impact. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 168, p. 390–400, 2005.

SIDDIQUI, M. A. et al. A numerical model to simulate electromagnetic sheet metal forming process. **International Journal of Material Forming**, v. 1, n. 1, p. 1387–1390, 2008.

SIDDIQUI, M. A. et al. Electromagnetic forming process: estimation of magnetic pressure in tube expansion and numerical simulation. **International Journal of Material Forming**, v. 2, n. 1, p. 649–652, 2009.

SILVA, C. M. A.; ROSA, P. A. R.; MARTINS, P. A. F. **Electromagnetic Compressive Split Hopkinson** 3th International Conference on High Speed Forming. **Anais...**2008

SUZUKI, H.; MURATA, M.; NEGISHI, H. The effect of a field shaper in electromagnetic tube bulging. **Journal of Mechanical Working Technology**, v. 15, p. 229–240, 1987.

SVENDSEN, B.; CHANDA, T. Continuum thermodynamic formulation of models for electromagnetic thermoelastic solids with application in electromagnetic metal forming. **Continuum Mechanics and Thermodynamics**, v. 17, n. 1, p. 1–16, 2005.

TAKATSU, N. et al. High-Speed Forming of Metal Sheets by Electromagnetic Force. **The Japan Society of Mechanical Engineers**, v. 31, n. Series III, N. 1, p. 142–148, 1988.

THOMAS, J. D. et al. Forming limits for electromagnetically expanded aluminum alloy tubes: Theory and experiment. **Acta Materialia**, v. 55, p. 2863–2873, 2007.

UNGER, J. et al. Multifield modeling of electromagnetic metal forming processes. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 177, p. 270–273, 2006.

UNGER, J. et al. Inverse error propagation and model identification for coupled dynamic problems with application to electromagnetic metal forming. **International Journal of Solids and Structures**, v. 45, p. 442–459, 2008.

VIVEK, A.; KIM, K.-H.; DAEHN, G. S. Simulation and instrumentation of electromagnetic compression of steel tubes. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 211, n. 5, p. 840–850, 1 maio 2011.

WALLENTOWITZ, H.; LEYERS, J.; PAAR, T. **Materials for Future Automotive Body Structures**. [s.l: s.n.]. Disponível em: <[http://www.touchgroupplc.com/pdf/11/auto031\\_r\\_wallentowitz.pdf](http://www.touchgroupplc.com/pdf/11/auto031_r_wallentowitz.pdf)>.

WEDDELING, C. et al. **Development of design principles for form-fit joints in lightweight frame structures** 4th International Conference on High Speed Forming. **Anais...** 2010 Disponível em: <<http://hdl.handle.net/2003/27190>>

WEDDELING, C. et al. Influence of groove characteristics on strength of form-fit joints. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 211, n. 5, p. 925–935, maio 2011.

WINKLER, R. **Hochgeschwindigkeitsbearbeitung Grundlagen und Technische Anwendung elektrisch erzeugter Schockwellen und Impulsmagnetfedern**. Berlin: VEB Verlag Technik, 1973.

XU, D. et al. Calculation of electromagnetic force in electromagnetic forming process of metal sheet. **Journal of Applied Physics**, v. 107, n. 12, p. 124907, 2010.

YU, H. et al. Effect of field shaper on magnetic pressure in electromagnetic forming. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 168, p. 245–249, 2005.

ZHANG, P. **Joining Enabled by High Velocity Forming**. [s.l.] OHIO State University, 2003.

ZHONG, L. et al. Effect of tube size on electromagnetic tube bulging. **Trans. Nonferrous Met. Soc. China**, v. 17, n. 4, p. 705–710, ago. 2007.

ZITTEL, G. **A Historical Review of High Speed Metal Forming** (G. S. Daehn et al., Eds.) 4th International Conference on High Speed Forming. **Anais...** Columbus, Ohio: Institut für Umformtechnik - Technische Universität Dortmund, 2010