

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
ESCOLA DE ENGENHARIA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MATERIAIS, MINAS E  
METALÚRGICA – PPGEM

ESTUDO DE TRANSDUTORES ELETROMAGNÉTICO-ACÚSTICOS PARA A  
INSPEÇÃO DE TERMINAÇÕES EM DUTOS RESISTENTES À CORROSÃO.

Allan Romário de Paula Dias

Tese de doutorado

Porto Alegre

2019

ALLAN ROMÁRIO DE PAULA DIAS

Estudo de transdutores eletromagnético-acústicos para a inspeção de terminações em dutos resistentes à corrosão.

Tese submetida ao Programa de Programa de Pós-graduação em Engenharia de Minas,  
Metalúrgica e Materiais

– PPGEM da Universidade Federal do Rio Grande do Sul como requisito parcial para à obtenção do título de Doutor em Engenharia de materiais.

Orientador: Prof. Dr. Thomas G. R. Clarke

Porto Alegre

2019

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Reitor: Carlos Alexandre Netto

Vice-Reitor: Rui Vicente Oppermann

ESCOLA DE ENGENHARIA

Diretor: Luiz Carlos Pinto Silva Filho

Vice-Diretora: Carla Schwengber ten Caten

Programa de Pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e Materiais

Coordenador: Carlos Pérez Bergmann

Vice-coordenador: Afonso Reguly

Dias, Allan Romário de Paula

Estudo de transdutores eletromagnético-acústicos para a inspeção de terminações em dutos resistentes à corrosão. / Allan Romário de Paula Dias. -- 2019. 122 f.

Orientador: Thomas Gabriel Rosauro Clarke.

Tese (Doutorado) -- Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Escola de Engenharia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, Porto Alegre, BR-RS, 2019.

1. Cladeados. 2. Dutos mecanicamente revestidos. 3. Transdutores eletromagnéticos acústicos (EMAT). 4. Ondas guiadas. 5. Simulação numérica. I. Clarke, Thomas Gabriel Rosauro, orient. II. Título.

ALLAN ROMÁRIO DE PAULA DIAS

ESTUDO DE TRANSDUTORES ELETROMAGNÉTICO-ACÚSTICOS PARA A  
INSPEÇÃO DE TERMINAÇÕES EM DUTOS RESISTENTES À CORROSÃO.

Esta tese de doutorado foi analisado e julgado adequado para a obtenção do título de doutor em Engenharia de Materiais e aprovado em sua forma final pelo Orientador e pela Banca Examinadora designada pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e Materiais (PPGE3M) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

---

Prof. Dr. Thomas G. R. Clarke

---

Prof. Dr. Afonso Reguly

BANCA EXAMINADORA

Dr. Giovani Dalpiaz – Petrobras \_\_\_\_\_

Dr. Lúcio de Abreu Correa – LAMEF/UFRGS \_\_\_\_\_

Dr. Ricardo Baiotto – LAMEF/UFRGS \_\_\_\_\_

## AGRADECIMENTOS

Gostaria de agradecer a todos que me cercaram dando apoio no decorrer dessa caminhada. Independentemente da natureza, fosse suporte técnico, fosse financeiro, ou emocional, todo ele foi essencial para que eu chegasse aqui.

Inicialmente agradeço a minha família, especialmente meus pais: Floriano Manetti Dias e Tânia Regina de Paula Dias pelo incentivo, ainda lá no começo de meu desenvolvimento educacional, por terem exigido e incentivado ao estudo, sempre deixando claro que esse seria o melhor caminho para alcançar-se uma vida digna. Nesse grupo, entra minha avó, irmãos e minha namorada Carina por terem estado comigo nesse período, ou mesmo em parte dele, e por mesmo sem saberem do conteúdo do trabalho, ou de uma possível importância tecnológica, sempre entenderam a importância pessoal e profissional que isso teria para mim.

Agradeço ao Conselho Nacional de Pesquisa e Desenvolvimento (CNPq) pelo financiamento de parte da pesquisa no The Welding Institute (TWI) no âmbito do programa Ciência sem fronteiras, o qual foi essencial para o desenvolvimento técnico da pesquisa. Junto a isso, agradeço à equipe do Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF) e ao grupo de ensaios não destrutivos (GEND) pelo suporte ao trabalho, sempre havendo alguém disponível para uma ajuda, ou para tirar alguma dúvida referente ao trabalho. A multidisciplinariedade da equipe permitiu que fosse possível ter uma visão pluralizada dos tópicos abordados, enriquecendo o conteúdo da pesquisa.

O desenvolvimento do trabalho não teria sido possível sem a participação dos dois pilares técnicos da pesquisa, a orientação do Prof. Thomas Clarke e a supervisão e colaboração do Dr. Channa Nageswaran. Ambos foram determinantes pela colaboração técnica e disponibilidade para a solução de quaisquer necessidades que surgissem pelo caminho.

## RESUMO

O aumento dos números referentes à produção de petróleo e seus derivados ao redor do mundo tem intensificado a construção de tubulações para o transporte de petróleo e seus derivados. Contudo, esses sistemas de transporte, usualmente fabricados em aço ao carbono, tem nos danos por corrosão um tópico de constante preocupação por parte dos operadores, exigindo que passem por manutenções periódicas, impactando no custo de sua operação. Visando reduzir a frequência de intervenções nas tubulações, o emprego de ligas resistentes à corrosão para revestir o interior de tubos de aço tem sido alavancado nesse cenário, o que trouxe consigo novos desafios no que tange as técnicas de fabricação, instalação e garantia da integridade estrutural dos componentes. Por conseguinte, esse fenômeno tem demandado o desenvolvimento de metodologias e construção de equipamentos para a inspeção por ensaios não destrutivos que atendam aos padrões definidos em códigos e normas de segurança. Para esse fim, ferramentas do tipo *Pipe Intervention Gadget* tem se destacado pela capacidade de cobrir longas distâncias de tubulações através do acesso interno em dutos. Nesse contexto, o desenvolvimento de transdutores acústicos eletromagnéticos, EMATs, tem surgido como alternativa para a geração de sinais ultrassônicos, explorando a habilidade desses dispositivos em gerar sinais ultrassônicos no componente sem a necessidade de contato físico entre transdutor e a superfície do componente. Esta pesquisa foca no emprego de EMATs para a geração de ondas guiadas de médio alcance visando a inspeção de juntas soldadas de dutos cladeados por colaminação e o ponto triplo em dutos mecanicamente revestidos. Para isso, o método de elementos finitos foi empregado como ferramenta a construção de modelos dos transdutores que auxiliaram na otimização do processo de geração de ondas e no estudo da propagação de ondas guiadas horizontalmente polarizadas em meios elásticos que formam esses dutos. Foram construídos corpos de prova representativos dos materiais estudados com defeitos artificialmente inseridos que foram inspecionados com protótipos de sensores construídos para a validação dos resultados encontrados nos modelos numéricos. Por fim, foi possível avaliar-se a técnica empregada no âmbito do trabalho, permitindo que fossem estimados limites de detecção de defeitos.

## ABSTRACT

*The current increase in production of oil and its derivatives worldwide has intensified pipeline construction for fluid transportation. These transport systems, which are usually built in carbon steel, are heavily prone to environmental damages such as corrosion making it a topic of serious concerns for pipeline operators. Because of this matter, the pipelines demand inspection and maintenance frequently, increasing the cost of operation. In this way, focusing on reducing the frequency of maintenance, many companies have substituted the conventional steel pipes for pipes internally protected by corrosion-resistant alloys (CRA), herein referred to as CRA-lined pipes and CRA-clad pipes. However, some challenges arose with this new technology in terms of safe installation and structural integrity management for the components. As a consequence, this phenomenon has led to the development of new methods and tools for non-destructive tests that could attend the standards established in international codes. For this purpose, in-line inspection tools like Pipe Intervention Gadgets have represented efficient options for flaw detection due to their ability to cover long distances traveling in the pipeline. Thus, in this context, the development of Electromagnetic Acoustic Transducers (EMAT) appears as an alternative as a non-contact tool for the generation of ultrasonic signals within the pipe wall. This research focuses on the guided waves generation on the CRA layer by EMATs for flaw detection on thick wall clad pipes and the triple point of mechanically lined pipes. For this, Finite Element Modelling helped to figure out the transduction and wave propagation phenomenon in the waveguides formed by each bilayer structure. For the study validation, test samples were produced to represent the conditions found during the inspection and the results confronted with those found in simulation. Finally, it was possible to evaluate the method making possible to estimate the detection limit for flaws in these samples.*

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 Tipificação das juntas soldadas utilizadas para a construção de tubulações com dutos protegidos com CRA. Em a) cladeados por colaminação, b) mecanicamente revestidos e em c) cladeados com junta selada.....	17
Figura 2 Corte exibindo sessões de tubos revestidos com CRA. a) tubo cladeado com liga de Ni 625 depositado pelo processo de soldagem GTAW e b) tubo mecanicamente revestido com liga de Ni laminado.....	21
Figura 3 Micrografia de EBSD de um aço carbono cladeado com 309/316.....	22
Figura 4 Região de transição de um aço carbono cladeado com aço austenítico por laminação.....	23
Figura 5 Representação do processo de instalação da camada de CRA sólida dentro do tubo de aço C-Mn.....	24
Figura 6 Representação de transdução de: a) EMAT de força de Lorentz e b) EMAT magnetostrictivo.....	26
Figura 7 Modelo de transformador para EMAT.....	29
Figura 8 Representação do modelo de transformador para EMAT adaptado ao transmissor.....	30
Figura 9 Modelo de transformador adaptado ao receptor.....	31
Figura 10 Representação da lei de Snell para o modo P e SV entre dois meios.....	34
Figura 11 Modos fundamentais de Lamb em uma chapa de superfícies livres a) S0 e b) A0.....	38
Figura 12 Curvas de dispersão para uma chapa de alumínio de 3,0 mm de espessura. Os modos simétricos são representados pelas linhas vermelhas, enquanto os modos assimétricos são pelas linhas azuis.....	38
Figura 13 Deslocamentos dos modos a) S0 e b) A0 com U1 sendo os deslocamentos longitudinais no plano, enquanto U2 são os deslocamentos transversais normais.....	39
Figura 14 Reflexão das ondas parciais durante a propagação do modo SH em uma guia de onda plana de superfícies livres.....	41
Figura 15 Propagação de onda SH através de um material bicamada.....	44
Figura 16 Excitação modal de acordo com a direção de deslocamento na fonte geradora.....	47
Figura 17 Influência da janela aplicada ao sinal senoidal no espectro de frequência do sinal.....	48
Figura 18 Representação de um arranjo linear de transdutores.....	49
Figura 19 Representação de um contato em linha.....	56
Figura 20 Representação da metodologia para simulação de contato.....	58



Figura 21 Metodologia empregada no desenvolvimento do trabalho. ....	59
Figura 22 Fluxograma representativo da metodologia de simulação por FEM. ....	60
Figura 23 Teste de convergência de malha para o modelo eletromagnético em termos de um fator multiplicativo da profundidade de pele para a liga UNS06625. ....	62
Figura 24 Distribuição dos pontos em redor do domínio para caracterização do feixe sônico simulado. ....	64
Figura 25 Geometria empregada na simulação da inspeção do duto cladeado. ....	65
Figura 26 Geometria construída para a simulação de um ponto triplo planificado.....	66
Figura 27 Aparato empregado para o estudo do transdutor. Em a) bancada de vibrometria 2D e b) Operação de um vibrômetro de bancada para a varredura linear de pontos.....	68
Figura 28 Geometria para simulação do ponto triplo em um duto mecanicamente revestido. ....	69
Figura 29 Foto CRA-LP-Placa com defeitos evidenciados por radiografia industrial.....	70
Figura 30 Macrografias dos defeitos usinados no ponto triplo. Sendo em a) corte transversal do corpo mostrando a localização do defeito e, b) 0,5 mm, c) 1.0 mm e d) 1,5 mm. ....	70
Figura 31 Representação dos defeitos inseridos na junta soldada de CRA-CP-Tubo.....	71
Figura 32 C-scan obtido por PAUT após a varredura total do contorno do cordão de solda no corpo de prova CRA-CP-Tubo com indicações dos defeitos inseridos. ....	72
Figura 33 Dependência do feixe sônico com o número de períodos do sensor, para arranjos periódicos. ....	75
Figura 34 Influência do espaçamento entre períodos do sensor no alargamento do feixe para um arranjo periódico com $N=6$ elementos. Com espaçamentos de: a) $1/4 \lambda$ b) $1/2 \lambda$ c) $1\lambda$ e d) $2\lambda$ . ....	75
Figura 35 Dependência do vetor indução magnética no material com a geometria da superfície dos empregados no PPM-EMAT. Em a) ímãs curvados, b) ímãs planos inclinados e em c) ímãs paralelos à linha de base. ....	76
Figura 36 Dependência do campo magnético na superfície da liga de Ni com a curvatura dos ímãs utilizados na fabricação do EMAT.....	76
Figura 37 Distribuição das grandezas físicas na região de transdução de um PPM-EMAT. Em a) vista isométrica e em b) detalhe das forças de Lorentz geradas na seção transversal do modelo. ....	77
Figura 38 Perfil de forças de Lorentz geradas pelo transdutor de ímãs periódicos.....	78
Figura 39 Dependência entre a amplitude das forças de Lorentz e a largura dos períodos de um PPM-EMAT. ....	79
Figura 40 Efeito do lift-off no circuito e frequência de ressonância de um EMAT com a) dependência de $Z$ e $L$ e, b) a ressonância do circuito.....	80

Figura 41 Variação da impedância do circuito com a natureza do componente metálico próximo. ....	80
Figura 42 Campo sônico simulado para o transdutor projetado obtido por FEM. ....	82
Figura 43 Protótipo do transdutor desenvolvido para a inspeção do duto colaminado. ....	82
Figura 44 Mapa do feixe sônico emitido pelo protótipo de EMAT. ....	83
Figura 45 Janela temporal dos modos gerados por PPM-EMAT para diferentes frequências em um duto bicamada de liga de Ni e aço C-Mn. Em a) 120 kHz, b) 145 kHz, c) 150 kHz, d) 155 kHz. ....	84
Figura 46 Espectro de emissão em 150 kHz sobre as curvas de dispersão de um tubo de aço cladeado com dimensões de $D= 254$ mm, $e= 22$ mm e $clad= 3,17$ mm. ....	85
Figura 47 Representação do histórico de propagação de ondas SH geradas pelo EMAT em um tubo cladeado. ....	86
Figura 48 A-scan coletado sob diferentes frequências para um defeito passante na camada de liga de Ni. ....	87
Figura 49 Dependência entre frequência e amplitude relativa do sinal refletido pelo defeito na liga de Ni. ....	88
Figura 50 Curvas de dispersão e espectro de frequência excitado na guia de onda. ....	89
Figura 51 Histórico de propagação do feixe sônico em uma placa simulando o ponto triplo de um duto mecanicamente revestido. ....	90
Figura 52 Seção transversal da guia de onda quando da interação com o ponto triplo para a) sem descontinuidade e b) com descontinuidade. ....	91
Figura 53 A-scans simulados para a detecção de defeitos no ponto triplo. ....	91
Figura 54 Sinal de UT medido em pulso-eco na espessura do material e curvas de atenuação. ....	92
Figura 55 Transformada espacial de Fourier obtida experimentalmente em um duto cladeado. ....	93
Figura 56 Duração do sinal gerado pela fonte Ritec RPR-4000 e dependência da largura de banda com o número de ciclos empregado. ....	94
Figura 57 A-scan de CRA-CP-Tubo isento de defeitos. ....	95
Figura 58 A-scan com indicações de defeitos superficiais em CRA-CP-Tubo. ....	96
Figura 59 A-scan com indicações de defeitos de raiz em CRA-CP-Tubo. ....	96
Figura 60 Envelope de Hilbert dos sinais coletados para os defeitos superficiais. Sendo em a) em escala linear e b) logaritmo. ....	97
Figura 61 Envelope de Hilbert dos sinais coletados para os defeitos de raiz. Sendo em a) em escala linear e b) logaritmo. ....	97

Figura 62 Variação da amplitude das indicações detectadas em CRA-CP-Tubo para a) profundidade do entalhe S e b) largura da inclusão dos defeitos R.....	98
Figura 63 A-scan coletado no corpo de prova CRA-ER-Tubo, para as diferentes condições de integridade do componente. ....	99
Figura 64 B-scan obtido pela varredura de CRA-LP-placa com frequência de 500kHz. ....	100
Figura 65 Envelope de sinais das indicações coletadas no corpo de prova CRA-LP-Placa. ....	101
Figura 66 Comparação entre resultados numéricos e experimentais para amplitudes de onda refletida no ponto triplo. ....	101
Figura 67 Radiografia da região do ponto triplo no corpo de prova CP-LP-Placa. ....	117
Figura 68 Detalhes de fabricação do corpo de prova CRA-CP-Tubo. ....	118
Figura 69 Varredura do tipo B-scan referente aos defeitos na superfície interna da solda do corpo de prova CP-CP-Tubo de modo que é mostrado em a) S1, b) S2 e c) S3.....	119
Figura 70 Varredura do tipo B-scan referente aos defeitos na raiz interna da solda do corpo de prova CP-CP-Tubo de modo que é mostrado em a) R1, b) R2 e c) R3.....	120
Figura 71 C-scan do defeito S4 mostrando o comprimento do defeito.....	121
Figura 72 B-scan do entalhe S4 evidenciando sua profundidade.....	121

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Resumo das principais características dos EMATs.....	25
Tabela 2 - Valores de referência para as propriedades tecnológicas dos materiais empregados no modelo numérico.....	61
Tabela 3 - Dimensionamento dos defeitos de raiz inseridos na solda da peça CRA-CP-Tubo.....	73
Tabela 4 - Dimensionamento dos defeitos superficiais confeccionados na solda da peça CRA-CP-Tubo. ....	73
Tabela 5 - Características finais do transdutor de EMAT projetado. ....	81

## LISTA DE SIGLAS E ABREVIACÕES

C-Mn	Aços microligados Carbono-Manganês
Ni	Níquel
Cr	Cromo
CRA	Liga Resistente à Corrosão ( <i>Corrosion Resistant Alloy</i> )
API	Instituto Americano de Petróleo ( <i>American Petroleum Institute</i> )
EMAT	Transdutor Eletromagnético Acústico ( <i>Electromagnetic Acoustic Transducer</i> )
END	Ensaio Não Destrutivo
FEM	Método dos Elementos Finitos ( <i>Finite Element Method</i> )
®	Marca registrada
S/R	Relação sinal-ruído do sinal
kton	1000 toneladas
MEV	Microscopia eletrônica de varredura
EBS	Difração por elétrons retroespalhados ( <i>Electron Backscattered Diffraction</i> )
$i, j, k$	Notação de vetores nas três direções principais
$\sigma$	Tensão mecânica
SH	Onda horizontalmente polarizada ( <i>Shear Horizontal</i> )
SV	Onda verticalmente Polarizada ( <i>Shear Vertical</i> )
P	Onda Compressiva ( <i>Pressure wave</i> )
HHT	Transformada de Hilbert-Huang
EMD	Decomposição Empírica modal
u, v, w	Componentes principais do vetor deslocamento
$\hat{a}_n$	Direção do vetor polarização
$F_L$	Força de Lorentz
$\vec{B}_n$	Vetor indução magnética com $n=\{x,y,z\}$
$\vec{H}_n$	Vetor Campo magnético alternado $n=\{x,y,z\}$
$\delta$	Profundidade de penetração do campo magnético ( <i>Skin-depth</i> )
$\mu$	Permeabilidade magnética, a menos que descrita como coeficiente de Lamé
PPM-EMAT	EMAT de ímãs periódicos.
$\lambda$	Comprimento de onda, a menos que descrita como coeficiente de Lamé
$\nu$	Coefficiente de Poisson
$C_n$	Capacitância $n=\{N\}$
$Z_n$	Impedância de um elemento de circuito $n=\{N\}$
$L_n$	Indutância $n=\{N\}$
$R_n$	Resistência elétrica

$V$	Velocidade
$V_m$	Velocidade média
$V_p$	Velocidade de fase
$V_g$	Velocidade de grupo
$V_L$	Velocidade da onda longitudinal
$k_i$	Número de onda com $i=t$ se componente transversal, $i=L$ se componente longitudinal
$E^*$	Rigidez do contato entre superfícies elásticas
$G^*$	Rigidez do contato Cisalhante entre superfícies elásticas
$K_n$	Constante de mola aplicada ao modelo numérico para a determinação da rigidez do contato normal
$K_t$	Constante de mola aplicada ao modelo numérico para a determinação da rigidez do contato tangencial
$ALID$	Borda de absorção com atenuação crescente – <i>Absortion Layer using Increasing Damping</i>
$f_c$	Frequência central em [Hz]
$ToF$	Tempo de voo de um sinal ( <i>Time of flight</i> )
$S_n$	Defeitos usinados na superfície interna do material. $n = \{1,2,3\}$ .
$R_n$	Defeitos inseridos na raiz de solda do material $n = \{1,2,3\}$ .
$Z$	Impedância elétrica [Ohm]

## SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO.....	16
1.1.	Motivação.....	18
1.2.	Objetivos.....	19
2.	REVISÃO LITERÁRIA.....	20
2.1.	Ligas Resistentes à Corrosão - dutos.....	20
2.1.1.	Aços Cladeados.....	21
2.1.2.	Dutos com CRA Mecanicamente aplicados – <i>CRA Lined Pipe</i> .....	23
2.2.	Transdutores Eletromagnético Acústicos (EMAT).....	25
2.2.1.	Princípio de funcionamento dos EMATs.....	26
2.3.	Propagação de ondas em sólidos elásticos.....	32
2.3.1.	Ondas superficiais.....	35
2.3.2.	Ondas de Lamb.....	37
2.3.3.	Ondas Horizontalmente polarizadas.....	40
2.4.	Simulação por Elementos Finitos.....	50
2.4.1.	Método dos Elementos Finitos Aplicados ao Eletromagnetismo.....	51
2.4.2.	Simulação de propagação de ondas elásticas em sólidos.....	52
3.	METODOLOGIA.....	59
3.1.	Simulação doS FenômenoS de Transdução e Acoplamento Magneto-mecânico.....	59
3.2.	Projeto de sensor assistido por MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS.....	63
3.3.	MODELO DA PROPAGAÇÃO DE ONDA EM MEIOS ELÁSTICOS BICAMADA... ..	64
3.4.	Validação experimental.....	66
3.4.1.	Validação Experimental do protótipo de sensor.....	67
4.	RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	74
4.1.	otimização de transdutores de ímãs periódicos – ppm-emat.....	74
4.2.	Inspeção de CRA-CP-Tubo.....	83
4.2.1.	Camada de Liga de Ni isotrópico com interface perfeitamente ligada.....	84
4.3.	Estudo numérico do ponto triplo.....	88
4.4.	Validação Experimental do modelo numérico.....	92
4.4.1.	Validação experimental da geração de ondas em um duto cladeado.....	92
4.4.2.	Inspeção de CRA-LP-Placa.....	99
5.	CONCLUSÃO.....	102
	SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS.....	104
	REFERÊNCIAS.....	105
	ANEXO I.....	113
	ANEXO II.....	118
	ANEXO III.....	119

## 1. INTRODUÇÃO

O emprego de tubulações para o transporte de fluídos derivados de petróleo representa a forma mais economicamente viável para esse fim em larga escala. Desde a construção do primeiro oleoduto nos EUA em 1862 (INSTITUTE, 2016), essas estruturas passaram por incomensuráveis avanços tecnológicos no que se refere a métodos de instalação e operação desses equipamentos que tornaram os oleodutos instalações mais seguras e eficientes. Um dos ramos de inovação empregados nesses componentes foi o desenvolvimento de ligas metálicas com propriedades específicas para suprir determinadas demandas. Isso permitiu que tubulações operassem sob as mais adversas condições ambientais, chegando no nível atual de permitir a extração de fluídos ricos em contaminantes corrosivos de poços a milhares de metros de coluna de água na exploração offshore.

A família de ligas baseada em aços ao carbono e carbono-manganês (C-Mn) constituem as opções mais tradicionalmente empregadas para a fabricação de dutos para transporte de hidrocarbonetos (CORDELL; VANZANT, 2003). Isso se deve ao baixo custo desse material aliado as suas ótimas propriedades mecânicas. Contudo, esses materiais são suscetíveis a danos ambientais e à ação de fluídos corrosivos, aumentando gradativamente o custo de manutenção dessas estruturas, fazendo com que fossem buscadas alternativas. Isso fez com que fosse despertado o interesse pelo uso de CRA alternativa para a fabricação de dutos rígidos que proporciona a redução do número de paradas para manutenção, reduzindo-se assim, o custo de operação das tubulações (GUO et al., 2014).

Produtos fabricados em ligas baseadas em Ni e Cr têm sido desenvolvidos com o propósito de suprir o carente desempenho dos aços ao carbono em ambientes corrosivos e são designadas industrialmente por sua definição em inglês “*Corrosion Resistant Alloys*” (CRA). Contudo, apesar do elevado desempenho em corrosão, esses materiais apresentam resistência mecânica inferior, associada a custo mais elevado que o aço tipicamente utilizado. Isso, por conseguinte, ocasiona no aumento da espessura em dutos, tornando o valor da liga no fator limitante para o emprego desses materiais para a produção desses equipamentos.

Com foco em viabilizar o emprego desses materiais em larga escala, fabricantes de dutos desenvolveram tubos bimetálicos em aço C-Mn revestidos internamente com CRA, fazendo uso do efeito compósito causado pela associação da propriedade de superfície do CRA com as propriedades mecânicas do aço C-Mn. Deste modo, a fabricação de tubos revestidos com essas ligas representou um sólido avanço para a tecnologia de dutos, representando economia considerável para as companhias de óleo e gás, pois permitiram a construção de linhas para transporte de fluidos menos suscetíveis à corrosão aliado à resistência mecânica do aço C-Mn.

Contudo, por se tratarem de componentes relativamente novos, os dutos revestidos com CRA ainda carecem de procedimentos de inspeção estabelecidos que permitam a detecção precoce de defeitos por ensaios não destrutivos (END) e atendam aos requisitos de códigos de segurança estabelecidos para esse setor. Essa necessidade tem feito com que diversos pesquisadores proponham metodologias para a

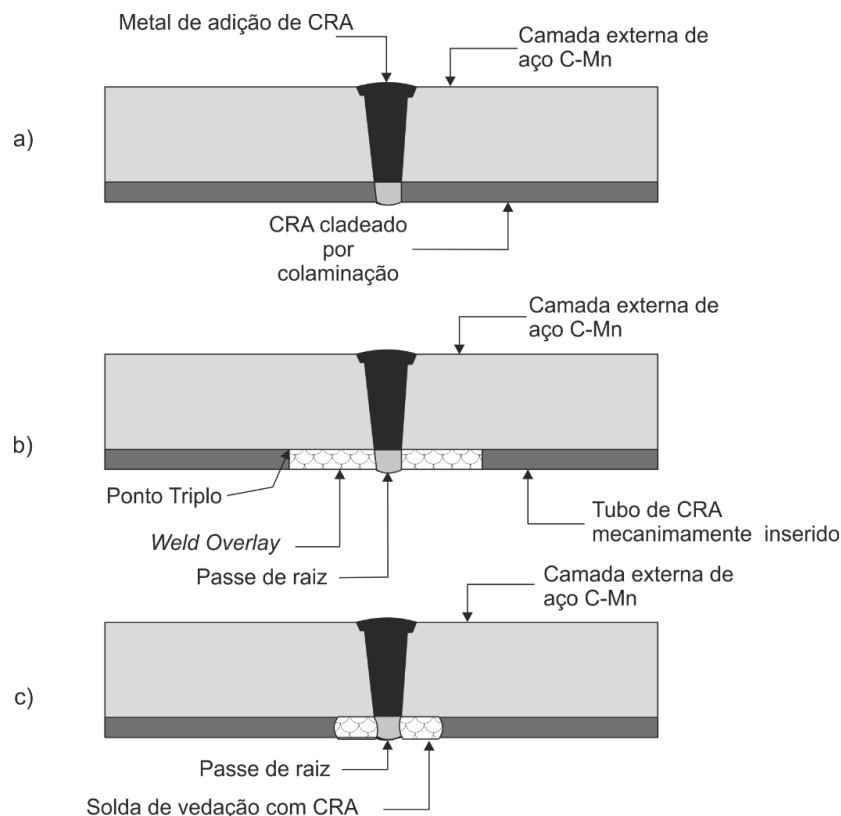


sua inspeção, como é o caso de (CAMERINI et al., 2018) e (BAIOTTO et al., 2018) recentemente publicados entre outros. Porém ainda não há um consenso acerca da eficácia das diferentes técnicas testadas

Dentre os inconvenientes enfrentados pela indústria quando do uso desses materiais, destaca-se na literatura, a sua suscetibilidade em falhar nas juntas soldadas por fadiga; seja, no caso dos dutos mecanicamente revestidos que tem, no chamado ponto triplo, um sítio preferencial para a nucleação de trincas de fadiga (JOHNSTON; NAGESWARAN; LONDON, 2016; TKACZYK; PÉPIN; DENNIEL, 2012); ou mesmo trincas internas de fabricação na junta soldada circunferencial (ALBAHLOUL, 2014).

É mostrada na Figura 1 uma representação das seções transversais das juntas soldadas circunferenciais executadas para união entre segmentos de dutos na construção das linhas com as principais características de cada uma de acordo com a forma e tipo de revestimento de CRA. Sendo mostrado na Figura 1a, a junta de um duto colaminado, contrastando com o ponto triplo de um tubo mecanicamente revestido, mostrado na Figura 1b, o qual é formado pela camada laminada de CRA, ligada à solda de vedação da junta; ambas sobre o metal base. Já na Figura 1c, a figura ilustra o emprego da solda de vedação em para a união de tubos cladeados por fusão.

Figura 1 Tipificação das juntas soldadas utilizadas para a construção de tubulações com dutos protegidos com CRA. Em a) cladeados por colaminação, b) mecanicamente revestidos e em c) cladeados com junta selada.



Fonte: (DNV-RP-F113, 2016)

Esta tese investigará o potencial do uso de *Transdutores Eletromagnético Acústicos* (EMAT) como ferramenta para inspeção da união de dutos revestidos contra a corrosão através da interrogação por defeitos situados na terminação de estruturas representativas desses materiais e da compreensão dos fenômenos de transdução e propagação de ondas guiadas de médio alcance em estruturas multicamadas representativas dessa região de interesse nos tubos.

Para isso, o trabalho será dividido em capítulos organizados de modo a facilitar a compreensão do leitor. Para isso, o texto terá início com a revisão literária das tecnologias associadas a dutos protegidos por CRA, seguida pelo estudo de Transdutores Eletromagnético Acústicos (EMAT) e do estudo dos fenômenos de propagação de ondas com foco em seu emprego como ferramenta de inspeção. No capítulo seguinte, o detalhamento da metodologia empregada viabilizará a compreensão dos resultados obtidos, mostrados no capítulo 4. Por fim, o capítulo final apresentará as conclusões alcançadas com base no estudo.

O resultado final dessa pesquisa fornecerá subsídios para a construção de procedimentos e ferramentas para inspeção por END de juntas soldadas em dutos revestidos com CRA. Isso permitirá o aumento da segurança da operação dessas tubulações com a redução do risco de vazamentos que culminem em paradas não planejadas, ou mesmo acidentes.

## 1.1. MOTIVAÇÃO

O dano por fadiga em dutos resistentes à corrosão corresponde a uma das principais formas de falha desses componentes em operação, trazendo a exigência por procedimentos adicionais a esses materiais, quando comparados a dutos convencionais de aço (ZUMPANO et al., 2012). Este tipo de dano é consequência, entre outras coisas, da ação de concentradores de tensão durante a fabricação e instalação da tubulação e potencializado pela ação de compostos corrosivos presentes no fluido transportado, afetando tanto dutos cladeados quanto aqueles mecanicamente revestidos (PALMER; KING, 2008).

Ao longo dos anos, tem-se aprendido que falhas em tubulações tem sido a causa de prejuízos de bilhões de dólares, fatalidades e danos ambientais irreparáveis com o vazamento de fluídos. Isso tudo, resultando na perda de confiança do mercado e degradação da imagem pública de petrolíferas (R. WINSTON REVIE, 2015; WANG et al., 2013).

O emprego de dutos revestidos com CRA encontra-se em franca expansão no cenário internacional (MARKET, 2018). No cenário nacional, contudo, ainda há pouca representatividade desses materiais, havendo registros de seu uso em instalações offshore na bacia de Santos (GOUVEIA et al., 2012), além de relatos do seu uso na bacia de campos, no campo de roncadour. Ainda há perspectiva de expansão de seu uso tendo em vista os recentes avanços desses materiais quanto à técnicas de instalação e tolerância ao dano por fadiga, que hoje já se iguala aos dutos flexíveis, tipicamente utilizados para a exploração nos poços em território nacional (OLIVEIRA; DE PAULA, 2018).

Visando contribuir com a garantia da integridade estrutural, diversas organizações tem desenvolvido códigos que sugerem metodologias para a inspeção por END desses componentes. Dentre esses documentos, é possível destacar aqueles que pautam o desenvolvimento desta pesquisa, fornecendo diretrizes para a seleção de materiais dos corpos de prova, especificações quanto aos tamanhos de defeito admissíveis e formas de análise dos defeitos:

- 1 – API 5LD: “*Specification for CRA Clad or Lined Steel Pipe*”;
- 2 – BS 7910:2015: “*Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures*”;
- 3 - DNVGL-RP-F108: “*Assessment of flaws in pipeline and riser girth welds*”;
- 4 – API 579-1/ASME FFS-1 *Fitness-for-service*.

Tendo em vista a multidisciplinaridade do tópico abordado nesta tese, as metodologias e conclusões delas obtidas fomentarão discussões, contribuindo para o aumento do conhecimento na área de integridade estrutural de dutos resistentes à corrosão. Como consequente, isso contribuirá para futuras aplicações tecnológicas para a indústria interessada nesse tópico.

## 1.2. OBJETIVOS

A realização deste trabalho visa o estudo da viabilidade do uso de transdutores EMAT para geração de ondas guiadas para inspeção das juntas de terminação de dutos resistentes à corrosão por acesso interno às tubulações de óleo e gás.

### Objetivos específicos

- Construir modelos de laboratório representativos dos defeitos tipicamente encontrados em dutos resistentes à corrosão; (i) mecanicamente revestidos (*mechanically lined pipes*) e (ii) cladeados (*metallurgically clad pipes*);
- Avaliar a viabilidade do emprego de EMATs para geração de ondas horizontalmente polarizadas para a inspeção de defeitos nesses componentes considerando as peculiaridades de cada um;
- Estudo para a compreensão da propagação de ondas SH nas guias de onda representadas pela construção de dutos revestidos com CRA;
- Projeto e construção de protótipos de transdutores EMAT para a geração do modo de ondas SH<sub>0</sub> em dutos de parede espessa.

## 2. REVISÃO LITERÁRIA

Visando contextualizar o leitor no âmbito deste trabalho e fornecer subsídios para sua compreensão, os parágrafos que seguem neste capítulo dedicam-se a apresentar os objetos de estudo e teorias relacionadas, existentes na literatura internacional. Esse tópico será seguido pelo estudo de transdutores eletromagnético acústicos e, por fim, o estudo de ondas guiadas para inspeção de componentes.

### 2.1. LIGAS RESISTENTES À CORROSÃO - DUTOS

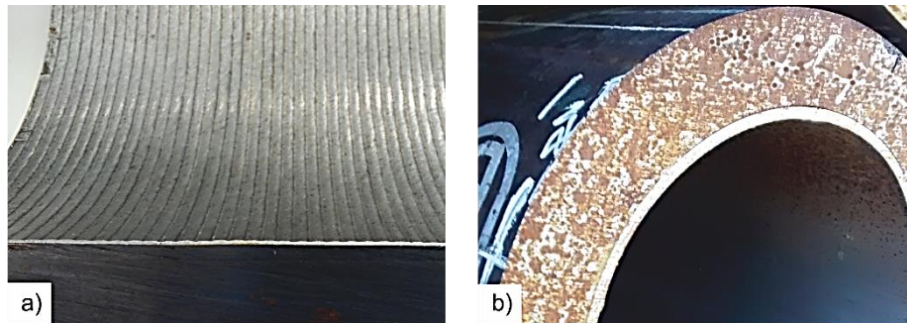
Com vista na adequação das propriedades de superfície de dutos de aço C-Mn para a viabilização do transporte de fluídos corrosivos, os dutos revestidos com CRA foram desenvolvidos, permitindo mitigar-se danos causados pela ação de H<sub>2</sub>S, CO<sub>2</sub>, cloreto e demais agentes corrosivos presentes no fluído transportado. Isso permitiu que a performance de tubulações em ambientes agressivos fosse otimizada sem que o desempenho mecânico fosse prejudicado e ainda minimizando-se o volume de CRA empregado (DENNIEL; TKACZYK; PEPIN, 2012).

A nomenclatura desses componentes segue a norma API 5DL que considera a natureza da interface entre os materiais para sua classificação. Nela, tubos cladeados (*Clad pipes*) são aqueles em que há ligação metalúrgica entre os metais. Já para aqueles cuja fixação do CRA é feita apenas por interferência, são ditos mecanicamente revestidos (*CRA lined pipes*) (DNV GL, 2017a).

Em virtude do alto custo e limitação técnica associados à construção de tubulações em tubos de CRA, a primeira alternativa encontrada pela indústria para a redução do custo desses equipamentos foi o cladeamento por fusão de ligas nobres nas superfícies dos dutos que estarão em contato com o fluído transportado. O emprego de uma fina camada de CRA representou uma considerável economia tanto de material quanto no transporte e instalação das tubulações, o que alavancou a pesquisa e desenvolvimento de diversas outras rotas para a aplicação da camada de CRA, como: cladeamento por colaminação, explosão, entre outros.

Mais tarde, os dutos revestidos mecanicamente com CRA surgiram como alternativa de menor custo para tubos cladeados e com desempenho similar, permitindo que a economia seja de até 40% quando comparado a tubos de CRA sólido (QIACHENG - STEEL PIPE GROUP, 2014). Para fins de visualização, cortes desses tubos são apresentados na Figura 2 tipificando as diferenças topológicas entre os cladeados por fusão, exemplificado na Figura 2a, e os mecanicamente revestidos, Figura 2b. A figura evidencia as duas características marcantes desses materiais. A formação ondulada deixada pelo deslocamento da tocha de fusão no caso dos cladeados e a ausência de ligação entre os materiais, evidenciada pelo espaço deixado entre materiais com o alívio das tensões residuais de instalação do CRA nos dutos revestidos mecanicamente.

Figura 2 Corte exibindo sessões de tubos revestidos com CRA. a) tubo cladeado com liga de Ni 625 depositado pelo processo de soldagem GTAW e b) tubo mecanicamente revestido com liga de Ni laminado.



Fonte: O autor

Na Figura 2a, a peça cladeada foi produzida por deposição de uma camada de liga UNS N06225 (Inconel 625®) com TIG, chamado em inglês de *weld overlay* e fica evidenciada a continuidade entre os materiais. Ainda, a camada de CRA é caracterizada por uma textura típica de cordões de solda aplicados lado a lado. Há casos especiais em que o revestimento cladeado é usinado e polido, fornecendo, com isso, uma superfície lisa. Já na Figura 2b é possível ver ambos limites dos materiais, havendo ainda a desconexão da borda do CRA devido ao alívio de tensões residuais na extremidade do tubo ocasionado pelo seccionamento do tubo.

A ausência de ligação metalúrgica na fabricação desses materiais permite que peças sejam confeccionadas com a mais variada combinação entre materiais, adequando o componente à aplicação.

Nos próximos parágrafos, as principais formas de aplicação de revestimento CRA empregados na fabricação de tubulações serão estudadas. Inicialmente, as principais formas de aplicação com ligação metalúrgica e culminando na instalação do CRA no estado sólido sem a formação de ligações metalúrgicas entre as partes.

### 2.1.1. Aços Cladeados

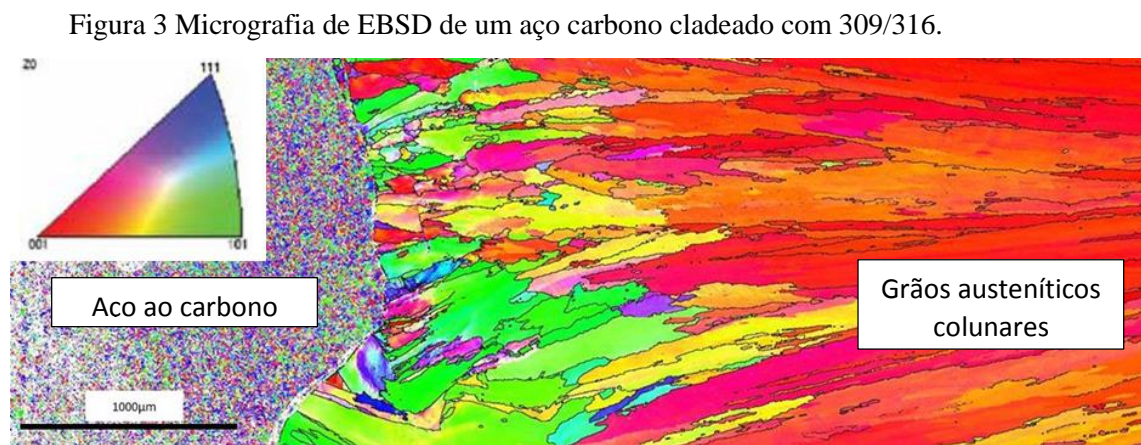
O crescente interesse da indústria em componentes revestidos com CRA permitiu a criação de uma grande variedade de processos para o cladeamento de CRA sobre aço ao carbono com vista a suprir as mais diferentes necessidades desse setor. Porém, com o intuito de limitar-se ao escopo desta pesquisa, serão estudados aqui, somente aqueles de maior importância para a fabricação de tubulações classificando-os de acordo com o processo de fabricação e representatividade industrial.

#### 2.1.1.1. Cladeamento por fusão – *Weld overlay*

A soldagem de ligas dissimilares com ligas austeníticas representa um grande desafio para a união desses materiais devido à variedade de reações que podem ocorrer na interface eles. Isso faz com

que o cladeamento, por sua vez, também apresente esses inconvenientes. Dentre os mais comuns, é possível destacar a delaminação das camadas: quando o material se descola do substrato; a trinca de solidificação e a formação de microestrutura deletéria (LIPPOLD; KOTECKI, 2005).

Um exemplo da macroestrutura formada na região coberta por solda com GTAW é aquela mostrada na parte a da Figura 3 que tem sua microestrutura obtida por análise de microscopia eletrônica de varredura (MEV) acoplada com Difração por elétrons retroespalhados (EBSD). Nessa figura é possível identificar as diferentes regiões por um mapa de cores construído de acordo com sua orientação cristalográfica.



Fonte: TWI.

As diferentes cores do mapa referem-se à orientação cristalográfica resultante do resfriamento do metal após a extinção da tocha de cladeamento. Os grãos, que solidificaram com estrutura colunar e orientados na direção 001, perderam a orientação preferencial. Deste modo, o material base fica evidenciado por grãos finos aleatoriamente orientados.

No que tange a inspeção por END utilizando-se métodos de ultrassom, a macroestrutura de fusão dificulta a inspeção de defeitos nesses materiais ocasionando em omissão de indicações, ou mesmo falsa indicação (BULAVINOV; KRÖNING; WALTE, 2007).

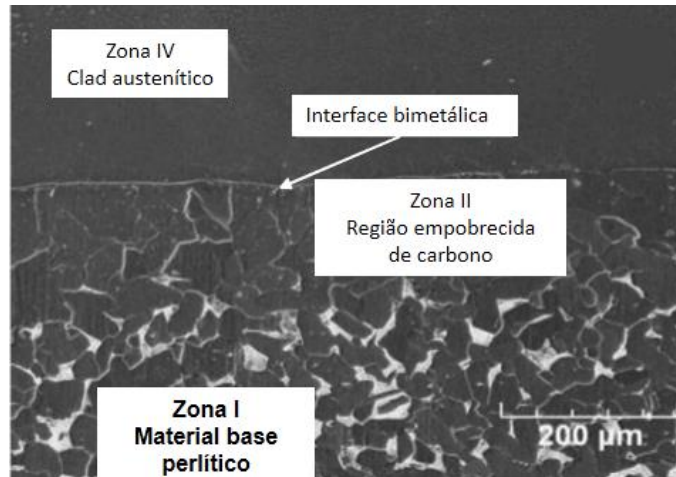
#### 2.1.1.2. Cladeamento por colaminação

O processo de cladeamento por colaminação é tipicamente obtido pela laminação a quente do material disposto em camadas, permitindo que a produção seja adequada à obtenção das propriedades desejadas e volume de produto demandado. A produção de cladeados por laminação a frio é possível também. Contudo, embora seja possível obter produtos colaminados a frio, a produção é limitada a pequenos componentes, de modo que a laminação a quente é responsável pela produção em larga escala. Esse processo de fabricação é comumente conhecido como “solda por laminação” (DAVIS, 1994).

Em síntese, a ligação entre as partes se dá por deformação plástica com a formação de uma camada intermetálica na interface entre metais. Aliado a isso, destaca-se um ganho adicional de

resistência mecânica para o CRA devido à ausência de recristalização do material. Nesse trabalho, os autores identificaram também a formação de 4 regiões distintas na microestrutura, vistas na seção transversal de um aço ao carbono colaminado com SAE 304. Para facilitar a compreensão disso, uma micrografia do trabalho está reproduzida na Figura 4 (DHIB et al., 2016). A chapa colaminada, é então enrolada e costurada longitudinalmente para dar forma ao tubo (BUTTING, 2015).

Figura 4 Região de transição de um aço carbono cladeado com aço austenítico por laminação.



Fonte: Adaptado de (DHIB et al., 2016)

#### 2.1.1.3. Cladeamento por explosão

A solda por explosão consiste na aplicação de cargas de explosivo entre os materiais a serem unidos e detoná-la progressivamente, fazendo com que a frente de ondas propague ao longo das chapas. Com isso, a energia liberada pela detonação faz com que as superfícies sejam limpas e, com a pressão, ocorra deformação plástica entre os materiais, levando-os à união (DAVIS, 1994). Entretanto, apesar do elevado calor gerado pela explosão, não há formação de ligações metalúrgicas, ou compostos na interface dos materiais.

Como consequência da pressão gerada pela explosão, é possível a formação de três tipos de morfologia interfacial; plana, ondulada ou fundida. Essas morfologias são dependentes de variáveis como de parâmetros calculáveis como a velocidade de impacto e ângulo de explosão (FINDIK, 2011).

#### 2.1.2. Dutos com CRA Mecanicamente aplicados – *CRA Lined Pipe*

Economicamente mais atrativos que seus equivalentes cladeados, os dutos mecanicamente revestidos com CRA têm despertado o interesse crescentemente, pois aliado ao custo inferior, eles apresentam tempos de produção inferiores de modo que permitem um menor tempo para entrega dos produtos. Tubos desse tipo são produzidos pela instalação do revestimento interno na forma de um tubo

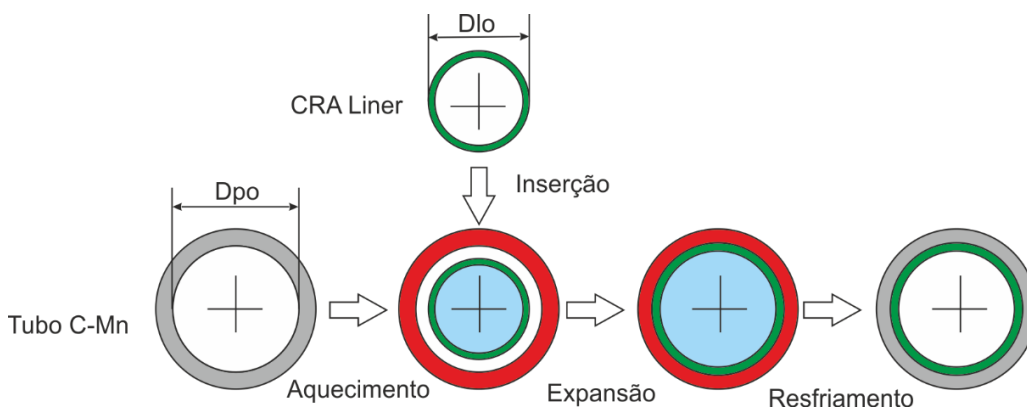


sólido concêntrico com o externo que, por ação de um mecanismo de tensões residuais, eles permanecem fixos um ao outro.

Tubos mecanicamente revestidos com CRA são comumente produzidos pela instalação da camada de CRA montada concentricamente com a peça de C-Mn de modo que o diâmetro interno da peça externa seja aproximadamente o mesmo diâmetro externo da peça interna. Após a montagem, as partes são aquecidas e o tubo de CRA é expandido hidrostáticamente até cruzar o limite elástico do material de modo que sejam inseridas deformações permanentes em sua estrutura que permitam ao material fixar-se por contato à parede interna do duto de C-Mn. Embora esse seja o procedimento básico para a fabricação, o processo tem alterações de acordo com as características de cada fabricante (BUTTING, 2015; FOCKE, 2007). Uma representação do mecanismo de fixação do tubo de CRA na superfície interna do tubo de C-Mn é apresentada na Figura 5. Nessa imagem, o processo é mostrado de forma simplificada, evidenciando, apenas, a sequência de operações que começam pelo aquecimento do tubo externo de C-Mn, passando pela expansão hidrostática da camada de CRA que precede a contração do tubo externo após o resfriamento (KONING et al., 2003).

Entretanto, em virtude da dificuldade em medir-se o gradiente de tensões presente no material há um limitado número de referências baseadas em evidência experimental na literatura. Isso resulta em inconsistência nos valores relatados por diferentes autores. Em síntese, a amplitude do estado de tensões residuais na interface entre os tubos de CRA e C-Mn fica entre  $0,6-0,8\sigma_e$  do CRA (FOCKE, 2007; YUAN; KYRIAKIDES, 2015).

Figura 5 Representação do processo de instalação da camada de CRA sólida dentro do tubo de aço C-Mn.



Fonte: (KONING et al., 2003)

O advento da técnica para instalação de dutos por enrolamento (*reel lay*) representou um avanço considerável para as técnicas de instalação de linhas com esses dutos, diversos segmentos de tubo são soldados enquanto a tubulação é enrolada em um carretel ainda antes do duto ser levado ao local de instalação offshore, onde será desenrolado e alinhado. Essa possibilidade permite que não haja qualquer operação de soldagem durante a instalação da tubulação, ficando elas restritas à sede da fábrica.



Entretanto, as operações de enrolamento e desenrolamento trazem consigo alguns inconvenientes que, por ventura, comprometam a vida em serviço da tubulação: como a possibilidade de ocorrência de enrugamento e ovalização do CRA devido à descontrolada tensão aplicada no enrolamento e pressão interna dos tubos. (FOCKE; NAKASUGI, 2004; FOCKE, 2007; LIU; KYRIAKIDES; DYAU, 2017a, 2017b; TKACZYK; PÉPIN; DENNIEL, 2012).

## 2.2. TRANSDUTORES ELETROMAGNÉTICO ACÚSTICOS (EMAT)

Desenvolvidos a partir da década de sessenta – com a primeira patente depositada em 1976 sob o número DE2657957 C2 (DONALD MALCON WILSON, 1976) – os EMATs passaram por longo período sem aplicação prática. Foi somente com o avanço tecnológico das fontes para geração e aquisição de sinal que seu emprego foi popularizado e, com isso, tornaram-se interessantes para a inspeção por END.

Desde então, uma variedade de métodos de inspeção tem sido criados a partir do emprego de EMATs, variando desde sistemas simples para medida de espessura manualmente operados, a até sistemas automáticos para inspeção por ondas guiadas de alta frequência (HIRAO; OGI, 2003). É possível destacar, também, a existência de outras tecnologias ainda em fase de desenvolvimento, como é o caso dos arranjos de sensores para geração de ondas guiadas de longo alcance (CONG; WU; QIAN, 2016), ou para o mapeamento de corrosão através da tomografia de ultrassom (SEHER et al., 2015). Há ainda aplicações de EMAT dedicadas à inspeção de componentes sob altas temperaturas (KOGIA et al., 2016). Esse crescente interesse se deve às características típicas dos EMATs que permitem preencher as lacunas deixadas por outras técnicas tipicamente empregadas para a inspeção por ensaios não destrutivos.

Com foco em facilitar a compreensão e destacar as principais características de EMATs, o quadro na Tabela 1 apresenta um resumo das vantagens e desvantagens da tecnologia.

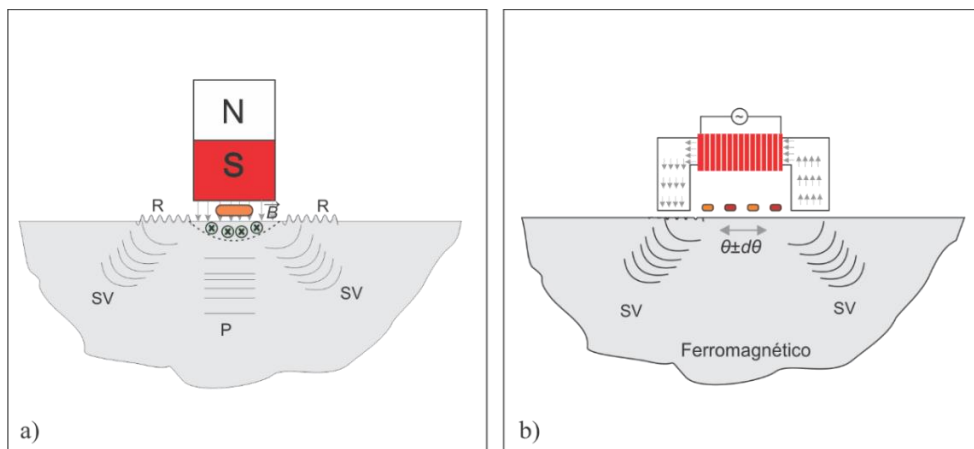
Tabela 1 - Resumo das principais características dos EMATs

<b>Vantagens</b>	<b>Desvantagens</b>
Inspeção sem contato ( <i>lift-off</i> ) sem exigência de preparação superficial prévia. Dispensa o uso de acoplante ou qualquer preparação especial da superfície. Grande variedade de modos gerados e, entre eles, o modo cisalhante horizontal (SH). Capacidade de operar em alta temperatura.	Baixa relação S/N exigindo a construção de circuitos condicionadores de sinal para otimização do sinal. Operação exclusiva em componentes condutores de eletricidade. Necessidade de eletrônica avançada para excitação, condicionamento e processamento de sinal.

### 2.2.1. Princípio de funcionamento dos EMATs

O funcionamento de transdutores EMAT se dá fundamentalmente pelo efeito do acoplamento magnetoacústico do campo magnético que ocorre pela interação com o material condutor quando posicionado nas vizinhanças de uma fonte de campo magnético dinâmico. Isso faz com que o condutor experimente forças eletromagnéticas e de Lorentz que, por sua vez, induzirão tensão mecânica na estrutura do material (HIRAO; OGI, 2003). A ilustração da Figura 6 ajuda a compreender o mecanismo de funcionamento de um EMAT, tanto de Força de Lorentz quanto magnetostrictivo.

Figura 6 Representação de transdução de: a) força de Lorentz e b) EMAT magnetostrictivo.



Fonte: O autor.

Consta na Figura 6a, a representação de um ímã permanente posicionado com as linhas de campo magnético ( $\vec{B}$ ) penetrando a superfície do material no qual correntes parasitas são geradas por um fio com corrente alternada passante ( $I_m e^{i\omega t}$ ) posicionado entre a peça e a fonte de campo magnético estático. A alternância de direção do campo magnético gerado pela corrente no fio induz correntes parasitas no material à profundidade máxima definida pela profundidade de pele característica do material ( $\delta$ ). A interação entre o campo estático do ímã com a corrente induzida no material gera forças de Lorentz ( $F_L$ ) que, por sua vez, farão o acoplamento mecânico com a estrutura do material, causando deslocamentos em sua estrutura ( $u, v, w$ ). Essa configuração de transdutor permite a indução de grande variedade de modos de vibração, possibilitando sua seleção de acordo com a necessidade através de ajustes de parâmetro de frequência e disposição relativa entre os vetores magnetização e direção da densidade de correntes parasitas ( $\vec{J}_i$ ).

Por outro lado, quando operando em um material ferromagnético, é possível realizar-se a transdução pelo mecanismo de magnetostrictão. Esse último, faz uso das deformações impostas a um material magnetostrictivo devido a ação de um campo magnético externo gerando deslocamentos pelo fenômeno conhecido como “efeito Villari-Joule” e mostrado na Figura 6b. (HIRAO; OGI, 2003).

Nas primeiras décadas do desenvolvimento de EMATs, enquanto o mecanismo de geração em materiais paramagnéticos era sabidamente por força de Lorentz, ainda não havia um consenso quanto a

geração em materiais ferromagnéticos. Somente em 2012, as influências da magnetostricção e força de Lorentz foram quantificadas na geração em materiais ferromagnéticos na ausência de camada de óxido, quando os pesquisadores observaram que a amplitude da onda gerada pela magnetostricção seria inferior àquela gerada por forças de Lorentz e concluíram que os modelos previamente estudados superestimavam a influência da magnetostricção devido a erros quanto à determinação das condições de contorno nos modelos eletromagnéticos. (RIBICHINI; NAGY; OGI, 2012). Nas sessões seguintes, os dois principais mecanismos de transdução e recepção de EMAT serão detalhados.

### 2.2.1.1. EMAT de Força de Lorentz

Forças de Lorentz representam o mecanismo de transdução mais empregado para a geração de ondas elásticas com EMAT. Esse mecanismo de transdução faz uso da relação de ortogonalidade entre o vetor densidade de corrente induzida no material e o campo magnético estático induzido pelo imã como mostrado na Equação (1). Com isso, parâmetros como a amplitude da onda dependerão unicamente da condutividade elétrica ( $\sigma$ ) do material. Fato que viabiliza a inspeção de componentes de diferentes materiais com um mesmo transdutor sem prejuízo ao desempenho.

De forma simplificada, a lei de Lorentz determina a força sobre uma carga elétrica através do produto vetorial entre a carga e sua velocidade – corrente elétrica – e o campo magnético no qual está imerso (HALLIDAY; RESNICK, 2013, cap. 28). Para fins de aplicação prática, os EMATs por força de Lorentz fazem uso da variação da lei da indução de Faraday que determina a força sobre um condutor finito, e que toma a forma da Equação (1) (HIRAO; OGI, 2003; THOMPSON, 1990a). Nessa equação, o vetor resultante da força de Lorentz ( $\vec{F}_L$ ) resulta do produto entre o vetor densidade de corrente ( $\vec{J}_l$ ) e o vetor indução magnética ( $\vec{B}$ ) ortogonal a ele.

$$\vec{F}_L = \vec{J}_l \times \vec{B} \quad (1)$$

### 2.2.1.2. Mecanismo de Geração

Quando uma bobina submetida à excitação elétrica harmônica é posicionada próxima a um material condutor, a corrente induzida no interior do condutor ficará confinada ao volume determinado pelas dimensões do condutor e pela profundidade de pele ( $\delta$ ) resultante da blindagem eletromagnética e definida na Equação (2) e dependente da resistividade elétrica do material ( $\rho$ ), das permeabilidades relativa e do vácuo,  $\mu_r$  e  $\mu_0$  respectivamente e da frequência  $f$ . Consequentemente, a força de Lorentz gerada será gerada dentro dessa região, com decaimento de amplitude proporcionais à inversa da raiz da condutividade elétrica do material ( $\sigma^{-1}$ ) e dimensões de força de corpo em  $N.m^3$ .

$$\delta = \sqrt[2]{\left(\frac{\rho}{\pi f \mu_r \mu_o}\right)} \quad (2)$$

Com isso, o acoplamento magnético se dá pela geração dos deslocamentos resultantes da ação de  $\vec{F}_L$  no sólido que resultarão na formação do feixe sônico. Nas seções subsequentes, serão detalhados os mecanismos de geração e recepção desses EMATs.

Em um sistema de coordenadas cartesianas, considerando-se o plano x-y no plano da, é possível estimar-se as forças e o acoplamento elastomecânico do EMAT representado na parte a da Figura 6. Nessa representação, a corrente elétrica  $I$  flui no eixo  $z$ , enquanto  $\vec{B}$  aponta no eixo  $y$ . Assim, a onda resultante propagará na direção  $\hat{x}$  polarizada em  $x$ . deste modo, a componente de  $F_L$  que formará o feixe sônico, dependerá de  $x$  e  $z$  e é definida de acordo com a Equação (3). Com  $n$  representando o número de períodos do EMAT.

$$F_L = \frac{nl(1+j)}{\delta} (B_{oy}\hat{a}_x - B_{ox}\hat{a}_y)e^{(1+j)y} \quad (3)$$

Por fim, a frente de ondas será obtida pela solução da equação da onda elastodinâmica da forma da Equação (4) e (5) para os deslocamentos na direção de  $y$  e  $x$  respectivamente, para o caso de um material perfeitamente elástico e isotrópico com densidade ( $\rho$ ) e os valores das constantes de Lamé ( $\mu$ ) e ( $\lambda$ ) iguais em todas direções. E negligenciou-se as influências das componentes de  $F_L$  fora do plano, já que na configuração estudada, não se verificam deslocamentos significativos em  $z$ .

$$\rho \frac{\partial^2 u_y}{\partial t^2} = (\lambda + 2\mu) \frac{\partial^2 u_y}{\partial y^2} + F_y \quad (4)$$

$$\rho \frac{\partial^2 u_x}{\partial t^2} = \mu \frac{\partial^2 u_x}{\partial z^2} + F_x \quad (5)$$

Como consequência da natureza da geração do feixe sônico, a amplitude da onda gerada será diretamente proporcional, tanto à amplitude de correntes parasitas geradas, quanto à do campo magnético estático (HIRAO; OGI, 2003; THOMPSON, 1990b).

### 2.2.1.3. Mecanismo de recepção

O mecanismo de recepção dos EMATs pode ser interpretado como sendo o recíproco à transmissão. Quando a onda elástica passa embaixo do transdutor, ela induzirá corrente elétrica na bobina, fazendo com que ocorra variação de tensão nos seus terminais. Esse fenômeno é ocasionado pelas transformações Equação (6) quando aplicada na Equação (7) para os materiais condutores em geral.

$$\frac{\partial u}{\partial t} \times B_o \quad (6)$$

$$J = \eta(E + \frac{\partial u}{\partial t} \times B_o) \quad (7)$$

Contudo, quando a geração de ondas ocorre em um material ferromagnético, essa perturbação do campo  $B_o$  distorcerá a condição estática do campo magnético devido a variações no volume dos

domínios magnéticos causadas pelos efeitos de contração e distração da onda durante a propagação. Isso leva, como consequência, a geração de um fenômeno piezomagnético, como mostrado na Equação (8) que mostra a dependência do tensor de permeabilidade magnética à deformação constante ( $\mu_{ij}^S$ ) com a variação do campo magnético no interior do material ( $H_{ij}$ ). O coeficiente piezomagnético ( $\check{e}_{ij}^{(MS)}$ ) se relaciona com a deformação aplicada (HIRAO; OGI, 2003).

$$B_i = \mu_0 \mu_{ij}^S H_j + \check{e}_{ij}^{(MS)} S_j \quad (8)$$

#### 2.2.1.4. Modelo de transformador e otimização de transmissores e receptores

##### EMAT

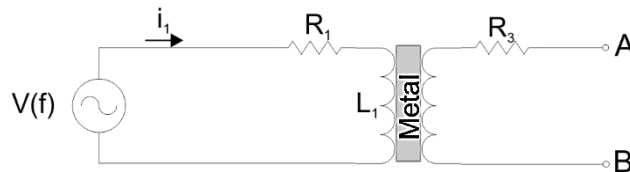
É bem conhecido que EMATs são dispositivos com precária relação de sinal ruído (S/R), fato que prejudicou sua popularização nos primeiros anos de seu desenvolvimento. Desde então, pesquisadores tem descrito o mecanismo de acoplamento eletromagnético entre o transdutor e a peça através de um modelo análogo a transformadores de tensão, no qual o primário e secundário representam o EMAT e a peça respectivamente, como representado na Figura 7 (ISLA et al., 2016; LE BIHAN, 2003; PLACKO; DUFOUR, 1992). Essa analogia dedica-se basicamente a facilitar a estimativa dos parâmetros de impedância (Z) dos transdutores durante o funcionamento.

De posse dessas informações, é possível estimar-se a taxa de conversão de energia em correntes parasitas entre o transmissor e a peça, ou mesmo durante a recepção do sinal e, com isso, otimizar-se os parâmetros com vista a maximizar o sinal. Isso pode ser feito de duas formas: seja através princípio de máxima transmissão de potência, seja pela máxima eficiência ( $\eta$ ) transmitida (ISLA, 2017).

Entretanto, o método de máxima transferência de potência é preferido para a otimização de transmissores uma vez que a relação S/R pode ser maximizada mais facilmente. Com os parâmetros do modelo obtidos através da Equação (9) que relaciona a tensão U, correntes I e as reatâncias indutivas de do primário.  $X_1$  e secundário,  $X_2$  e a indutância mútua  $X_M$ .

$$\begin{bmatrix} U_1 \\ U_2 \end{bmatrix} = j \begin{bmatrix} X_1 & X_M \\ X_M & X_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \end{bmatrix} \quad (9)$$

Figura 7 Modelo de transformador para EMAT.



Fonte: (GRAHAM; NEASHAM; SHARIF, 2009)

Dessa relação, segue que as reatâncias da carga definida pela Equação (10) e da peça, definida na Equação (11) com  $L_1$  e  $L_2$  representando as indutâncias de cada parte e  $\omega=2\pi f$ , são relacionadas pela

indução mútua obtida na Equação (12), com  $k$  representando o fator de acoplamento entre os circuitos e varia entre 0 e 1, sendo 1 quando não há qualquer afastamento entre os condutores.

$$X_1 = \omega L_1 \quad (10)$$

$$X_2 = \omega L_2 \quad (11)$$

$$X_M = k(X_1 X_2)^{1/2} \quad (12)$$

#### 2.2.1.5. Máxima Transferência de Potência

O teorema da máxima transferência de potência estabelece que, para a máxima potência seja transferida por uma fonte externa a uma carga, suas resistências devem ser iguais (PAUL, DK AND GARDNER, 1998). Em circuitos reativos, como o caso dos EMATs, essa igualdade é estabelecida através do *casamento de impedâncias* entre a fonte e a carga que garantirá a máxima conversão de energia em correntes parasitas. Deste modo, o princípio será estudado com foco no transmissor ( $T_x$ ) e no receptor isoladamente ( $R_x$ ).

De acordo com a relação entre reatâncias para o casamento de impedâncias, é necessário que os termos imaginários do denominador da equação sejam anulados, sendo assim  $jX_L = jX_{cap}$ . Resultando, assim, na razão  $2\pi f L = 1/(2\pi f C)$ . Entretanto, essa relação é satisfeita somente para condições de ressonância do circuito que demandará pela adição de uma capacitância determinada de acordo com a relação da Equação (13), onde  $f$  representa a frequência de trabalho para o qual o sistema fora projetado. Para o máximo aproveitamento da potência entregue pela fonte ao  $T_x$ , é necessário que a impedância da carga seja reduzida de modo a aproximar-se do valor nominal da fonte através da ligação da carga em série com um capacitor C que na Para o receptor, por outro lado, é requerido que a tensão induzida na bobina seja maximizada. Isso pode ser alcançado de duas formas, com o aumento do número de espiras da bobina  $N$  de acordo com a lei de indução de Faraday definida na Equação (16), e/ou um aumento da impedância de modo a maximizar-se a tensão (HALLIDAY; RESNICK, 2013; KRAUS; KEITH R., 1973).

Figura 8 é representado por  $C_1$ . Aliado a isso, é necessário que a capacidade do canal seja maximizada através do uso de um fator de qualidade estreito que garantirá a geração do sinal em uma largura de banda limitada à  $\Delta f$  e é determinado pela Equação (14) determinada em termos do fator de qualidade  $Q$ , definido de acordo com a Equação (15) (GRAHAM; NEASHAM; SHARIF, 2009; ISLA et al., 2016).

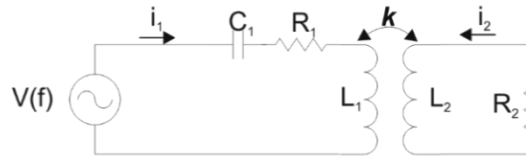
Na representação da Para o receptor, por outro lado, é requerido que a tensão induzida na bobina seja maximizada. Isso pode ser alcançado de duas formas, com o aumento do número de espiras da bobina  $N$  de acordo com a lei de indução de Faraday definida na Equação (16), e/ou um aumento da

impedância de modo a maximizar-se a tensão (HALLIDAY; RESNICK, 2013; KRAUS; KEITH R., 1973).

Figura 8, considera-se que além da bobina ( $L_1$ ), ainda tenha uma resistência ( $R_1$ ) intrínseca do sistema e capacitância ( $C_1$ ) que será detalhada nos próximos parágrafos. Já o secundário, definido pelo material da peça inspecionada, conta com sua indutância ( $L_2$ ) e resistência ao fluxo de corrente elétrica ( $R_2$ ) estimadas por suas propriedades físicas,  $\rho_c$  e  $\mu_c$ . Assim, essa representação será base para o estudo dos mecanismos de otimização de sensores apresentado nas próximas sessões.

Para o receptor, por outro lado, é requerido que a tensão induzida na bobina seja maximizada. Isso pode ser alcançado de duas formas, com o aumento do número de espiras da bobina  $N$  de acordo com a lei de indução de Faraday definida na Equação (16), e/ou um aumento da impedância de modo a maximizar-se a tensão (HALLIDAY; RESNICK, 2013; KRAUS; KEITH R., 1973).

Figura 8 Representação do modelo de transformador para EMAT adaptado ao transmissor.



Fonte: (ISLA, 2017)

$$C = \frac{1}{(2\pi f_0)^2 L_1} \quad (13)$$

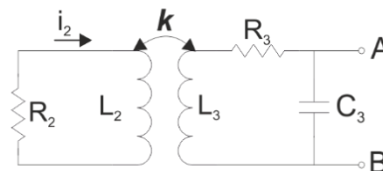
$$\Delta f = \frac{f_0}{Q} \quad (14)$$

$$Q = \frac{1}{R_1} \sqrt{\frac{L_1}{C_1}} \quad (15)$$

$$\varepsilon = -N \frac{d\Phi_B}{dt} \quad (16)$$

De modo análogo ao mencionado para os transmissores; para que se obtenha a máxima tensão induzida nas bobinas, é necessário que o receptor tenha alta impedância, exigindo assim, que  $C_1$ , desta vez, seja ligado em paralelo, como representado na Figura 9.

Figura 9 Modelo de transformador adaptado ao receptor.



Fonte: (ISLA, 2017)

#### 2.2.1.6. Máxima Eficiência

O conceito de máxima eficiência leva em conta a máxima potência dissipada como perdas em todas as cargas, cuja potência dissipada por correntes parasitas, descrita como  $P_2$  é definida pela Equação (17), e enquanto a potência perdida por efeito Joule no material da bobina, descrita por  $P_1$ , é definida pela Equação (18). Esse mecanismo de transmissão de energia tem sido largamente estudado para o desenvolvimento de sistemas para transferência de potência por acoplamento indutivo, como aqueles encontrados em carregadores de bateria *wireless* (DUARTE; FELIC, 2014) e sistemas de inspeção onde há limitação na disponibilidade de carga, como no caso daqueles operados por bateria (ISLA et al., 2016).

A máxima eficiência de um transdutor é obtida pela otimização da bobina com base no acoplamento indutivo entre bobinas e peça, e representado pelo rendimento obtido. Da relação entre potências dissipadas representada na definição de  $\eta$ , sabe-se que quanto maior a indutância de um indutor, melhor seu acoplamento de correntes parasitas ( $k$ ). Considerando o acoplamento magnético como função da impedância mútua ( $X_M$ ) e das impedâncias da bobina transmissora  $L_1$  e do condutor  $L_2$  como na Equação (19) e substituindo no cálculo das potências como na Equação (20).

$$P_2 = \frac{|I_2|^2 R_2}{2} \quad (17)$$

$$\eta = \frac{P_2}{P_2 + P_1} \quad (18)$$

$$k = \frac{X_M}{\sqrt{L_1 L_2}} \quad (19)$$

$$\frac{|I_1|^2}{|I_2|^2} = \left(\frac{R_2}{X_M}\right)^2 + \left(\frac{L_2}{X_M}\right)^2 \quad (20)$$

O emprego do conceito de máxima eficiência para o projeto de EMATs fornece informações importantes para o projeto de bobinas e da eletrônica desenvolvida para uma dada aplicação. Contudo, a presença de fontes de ruído da eletrônica de difícil controle, sobretudo na recepção, dificulta seu emprego (ISLA et al., 2016).

### 2.3. PROPAGAÇÃO DE ONDAS EM SÓLIDOS ELÁSTICOS

A propagação de ondas elásticas de ultrassom se dá pela vibração harmônica da estrutura de sólidos com frequências entre 20 kHz e algumas centenas de MHz. De forma sucinta, essas ondas são caracterizadas por sua polarização e distribuição de vetores deslocamento que determinarão os diversos modos de vibração encontrados. De maneira geral, a amplitude e direção dos deslocamentos para um dado modo é dependente da velocidade de propagação ( $V$ ), frequência ( $f$ ) e propriedades do material; densidade do meio ( $\rho$ ), módulo de Young ( $E$ ) e constante de Poisson ( $\nu$ ). Ainda, dependendo da relação entre comprimento de onda e espessura do meio, a onda poderá ser caracterizada como onda volumétrica; aquelas que propagam sem interação com contornos e que o meio pode ser considerado infinito, ou ondas guiadas; aquelas em que ocorre interação da onda com os contornos do meio devido



à proximidade entre a dimensão do comprimento de onda  $\lambda$  e da espessura do sólido, fazendo com que haja como uma guia de onda (N.CHEEKE, 2012).

A propagação de ondas em um sólido será diretamente dependente da direção de aplicação do esforço com relação à sua estrutura. De maneira simplificada, quando um carregamento harmônico com frequência  $f$  é aplicado no sentido longitudinal à uma dada dimensão da peça, há geração de campos de compressão e dilatação da estrutura do material de modo a propagar deslocamentos nessa direção. Então, isso propagará a chamada onda compressiva, também referida por onda Primária, ou P, em sismologia. Por outro lado, caso um esforço de igual magnitude e frequência seja aplicado transversalmente à direção da estrutura, haverá o cisalhamento do sólido, conduzindo a um de dois casos distintos, as ondas serem cisalhantes verticais (SV) quando elas são verticalmente, ou horizontalmente polarizadas (SH), dependendo das características do atuador, do referencial na peça e da relação entre velocidade da onda  $V$ , comprimento de onda no meio  $\lambda$  e  $f$ , atendendo a relação  $V = \lambda f$ : (i) caso  $f$  seja suficientemente grande para que  $\lambda < e$  (espessura), ocorrerá a propagação de uma onda superficial no material, chamada onda de Rayleigh que é caracterizada pela perturbação se dar em apenas um dos contornos do meio, sendo o outro contorno infinito, configurando um meio semi-infinito para a propagação da onda; (ii) quando  $f$  é reduzida de modo que  $\lambda \approx e$ , haverá a propagação de uma onda cisalhante, caso que configura um meio finito com superfícies livres. Detalhes desses fenômenos serão estudados nos próximos parágrafos.

De acordo a lei de Hooke, a reação elástica de um sólido sob atuação de força aplicada por um atuador se define por  $F = -kx$ ; considerando-a através da lei de Newton,  $F = m \frac{d^2x}{dt^2}$  e do princípio de conservação de volume, tem-se a solução para o deslocamento gerado pela perturbação, como representado pela Equação (21). Quando o sistema é submetido a uma oscilação harmônica, como um cosseno, a velocidade resultante será definida pela Equação (22). Isso permite inferir-se que  $x$  e  $V$  estão defasados por  $\pi/2$ , dado que são harmônicos, sendo a fase entre esses dois vetores representada por  $\phi_0$  que serão categorizadas em  $V_x$ ,  $V_y$  e  $V_z$  para casos tridimensionais.

$$f(x, t) = Ae^{-(i\omega t + ikx)} \quad (21)$$

$$V = V_m \cos(\omega_0 t + \phi_0) \quad (22)$$

A geração de uma onda no sólido ocorre pela excitação forçada da vibração por um atuador aplicando uma força harmônica senoidal  $f(x, t)$  submetida a um envelope Gaussiano que propagará os deslocamentos através do meio com velocidade  $V$  que será dependente das seguintes grandezas: orientação do tensor tensão ( $T_{xx}$ ,  $T_{yy}$  e  $T_{zz}$ ), responsáveis pela geração dos deslocamentos nas três direções principais, das constantes elásticas do meio e da frequência, sendo que  $T_{kk} = \frac{F_k}{A_k}$  ( $k = x, y, z$ ) que quando aplicado à Lei de Hooke resulta na equação da onda plana, descrita pela Equação (23) na qual  $\lambda$  e  $\mu$  são parâmetros de Lamé, enquanto  $f$  refere-se às forças de corpo que atuam junto ao movimento. (MÜLLER, 2007; N.CHEEKE, 2012).

$$\rho_0 \frac{\partial^2 \vec{u}}{\partial t^2} = (\lambda + \mu) \nabla \nabla \cdot \vec{u} + \mu \nabla^2 \vec{u} + \vec{f} \quad (23)$$

Disso, surge a relação entre campos de deslocamentos e os potenciais de deslocamento, aplicando-se a decomposição de Helmholtz: escalar potencial ( $\Phi$ ), ou *potencial de compressão* e vetor potencial ( $\vec{\Psi}$ ), *potencial de cisalhamento*, dada na Equação (24) (MÜLLER, 2007).

$$\vec{u} = \nabla \Phi + \nabla \times \vec{\Psi} \quad (24)$$

Quando uma unidade de volume infinitesimal é submetida a uma tensão, cada uma das partes da equação do deslocamento será afetada de maneira distinta de acordo com a direção de  $T_{kk}$ . No caso de  $\Phi$ : haverá variação volumétrica devido às reações de dilatação e/ou compressão, junto com algum cisalhamento. Já para o caso da componente de cisalhamento  $\nabla \times \vec{\Psi}$ : não ocorre qualquer variação volumétrica, somente deformação por cisalhamento e rotação.

De maneira resumida, ao realizar-se operações de diferenciação desses vetores, obtém-se um sistema de equação desacopladas com uma solução para cada componente em questão – cisalhante, e compressiva – que dará origem às ondas com velocidades distintas.

Com isso, considerando-se as constantes da matriz de rigidez do material ( $c_{ij}$ ), sendo  $c_{11}$  referente ao módulo de Young e conseqüentemente  $c_{11} = \lambda + 2\mu$ ; e  $c_{44} = \mu$  referente ao Poisson do material, chega-se à solução da Equação (25) que fornece a velocidade das ondas longitudinais (compressivas) e a Equação (26) às ondas cisalhantes (MÜLLER, 2007; N.CHEEKE, 2012).

$$V_L = \sqrt{\frac{c_{11}}{\rho}} \quad (25)$$

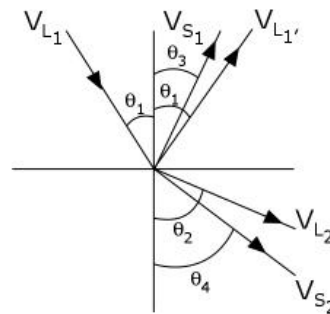
$$V_T = \sqrt{\frac{c_{44}}{\rho}} \quad (26)$$

Com a propagação em meio homogêneo, ondas compressivas e cisalhantes viajam desacopladas com a velocidade, independentemente de sua frequência. Contudo, quando há incidência em um meio finito, verifica-se a ocorrência de fenômenos de reflexão e refração que resultarão no desacoplamento das componentes P e S nos contornos, de maneira que ocorra conversão modal para que se atenda as condições de contornos. Isto é, ao incidir em um contorno livre, uma onda L converterá em SV e L. O mesmo ocorrerá para o caso da onda SV que incida em um contorno normal ao vetor de propagação: haverá conversão em SV e L. Esse comportamento é representado na

Figura 10 com os ângulos de incidência e refração representados por  $\theta_1$  para a onda L, com velocidade longitudinal no meio 1 que propaga com velocidade  $V_{L1}$  e  $\theta_2$  para a onda L no meio 2 com velocidade  $V_{L2}$ . Nessa figura, os ângulos  $\theta_3$  e  $\theta_4$  referem-se aos ângulos de incidência da onda cisalhante que viaja com velocidade  $V_{S1}$  e  $V_{S2}$  nos meios 1 e 2 respectivamente. Essa figura é a representação gráfica da Lei de Snell que determina a relação entre velocidades de cada modo e seus respectivos ângulos de incidência como descrito na Equação (27).

$$V_{L1} \sin \theta_1 = V_{L2} \sin \theta_2 \quad (27)$$

Figura 10 Representação da lei de Snell para o modo P e SV entre dois meios.



Fonte: <https://www.nde-ed.org/>

É importante salientar que há duas exceções a essa lei: (i) quando há incidência normal e, assim  $\theta = 0$ , na qual ocorrerá a reflexão total da onda sem qualquer conversão de modo; e (ii) quando a incidência é a cima do ângulo crítico e determinado pela relação das velocidades que causará a degradação da onda P junto à superfície, formando uma onda superficial.

No que tange aos ângulos de refração da onda, eles são intrinsicamente dependentes das propriedades do meio e, de acordo com sua natureza, uma infinidade de fenômenos de refração e reflexão de ondas podem ser verificados desde que certas condições sejam satisfeitas. Isto é, para o caso de uma onda que incida perpendicularmente à superfície, haverá reflexão e transmissão de energia também perpendicular à interface dos meios sem que ocorra a refração (N.CHEEKE, 2012). Por outro lado, a refração ocorrerá somente para casos de incidência oblíqua e o ângulo de refração.

Sejam dois meios de impedância acústica  $Z_1$  e  $Z_2$ , sendo  $Z = \rho V$  ou  $Z = \sqrt{\rho E}$ , e a relação entre coeficiente de transmissão  $T_p$  e de reflexão  $R_p$  sejam dados pelas Equações (28) e (29), que relacionam-se como  $R_p + I = T_p$ .

$$T_p = \frac{2Z_2}{Z_1 + Z_2} \quad (28)$$

$$R_p = \frac{Z_2 - Z_1}{Z_2 + Z_1} \quad (29)$$

O princípio físico dessa proporção entre energia refletida e transmitida entre dois meios permite conclui-se que para casos em que  $Z_1 = Z_2$ ,  $T_p$  e  $R_p$  serão nulos e será considerado apenas um meio de propagação, não havendo fenômenos de refração e reflexão. Contudo, quando  $Z_2 \ll Z_1$ ,  $R_p \approx -1$  e  $T_p \rightarrow 0$  e haverá uma condição de contorno livre sem refração entre os meios (AULD, 1973a; N.CHEEKE, 2012).

Essas relações são a fundação para o processo de geração dos modos de vibração de Lamb, Rayleigh e SH visto que a criação de modos de Lamb, ou SH configuram problemas de ressonância dando origem às curvas de dispersão. Assim, cabe mencionar mais uma diferença entre as ondas de Rayleigh e Lamb previamente abordadas: o comportamento dispersivo dessas últimas. Os modos

horizontalmente polarizados possuem suas componentes desacopladas do plano sagital, constituindo uma família de modos com propriedades distintas dos demais.

### 2.3.1. Ondas superficiais

As ondas superficiais possuem como principal característica sua limitação a dimensões da ordem de apenas um comprimento de onda de profundidade, chegando a 90% de atenuação em profundidades iguais a  $\lambda$  em um meio elástico com o contorno livre. Ondas dessa natureza propagam com as componentes longitudinal  $\Phi$  e cisalhante  $\bar{\Psi}$  completamente acopladas com deslocamentos somente nas direções de propagação e normal à superfície.

Descrivendo a onda de Rayleigh com seus potenciais  $\Phi$  e  $\bar{\Delta\Psi}$  para as componentes da onda volumétrica, a equação da onda correspondente será Equação (30) para a componente longitudinal e Equação (31) para a cisalhante, onde  $k_L$  e  $k_S$  são os respectivos números de onda e  $k_x$ , é a constante de propagação, de modo que  $k_L^2 < k_s^2 < k_x^2$  na solução da equação da onda.

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial z^2} + k_L^2 \phi = 0 \quad (30)$$

$$\frac{\partial^2 \psi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \psi}{\partial z^2} + k_c^2 \psi = 0 ; \text{ considerando } T_{zz} = 0 \text{ para } z = 0 \quad (31)$$

$$K_L = \sqrt{\frac{\rho}{\lambda + 2\mu}} \quad (32)$$

$$k_s = \sqrt{\frac{\mu}{\rho}} \quad (33)$$

Com o devido tratamento matemático para a determinação das amplitudes para cada componente, chega-se à equação para onda de Rayleigh dependente unicamente da velocidade de grupo. A raiz da equação de Rayleigh representa a velocidade da onda  $V_R$  e é apresentada na Equação (34) que resulta na velocidade relativa à onda cisalhante residente no intervalo  $0,87V_s < V_R < 0,95V_s$ , uma vez que o coeficiente de Poisson varia entre -1 e 0,5 (N.CHEEKE, 2012).

$$V_R = \frac{0,87 + 1,12\nu}{1 + \nu} \quad (34)$$

Há também as ondas interfaciais com as ondas de *Stoneley* que propagam na interface entre dois meios elásticos intimamente ligados. Essas ondas interfaciais viajam com velocidade inferior à menor velocidade da onda cisalhante e superior à velocidade da onda de Rayleigh para o material mais denso e sob condições específicas e algumas combinações específicas de materiais (AULD, 1973a; FLORES-MENDEZ et al., 2017; N.CHEEKE, 2012; ROSE, 2014a).

Assim como essas, há as ondas de *Love* que são geradas quando há propagação de uma onda com polarização horizontal como as ondas SH entre dois meios elásticos que, diferentemente das ondas

de Rayleigh, as ondas de Love apresentam comportamento dispersivo. As ondas de *Scholte*, por outro lado, ocorrem na interface entre um sólido e um líquido e viaja com velocidade superior à da onda compressiva no líquido (ROSE, 2014a).

O estudo das ondas de Stoneley, Scholte e Love como ferramentas de END ainda se encontra em um estágio incipiente, não possuindo ainda grande significância quando comparadas com as ondas de Rayleigh. Porém, apresentam maior interesse em campos como a geofísica, havendo apenas alguns relatos de aplicações na investigação de delaminações de estruturas multicamadas e defeitos como inclusões em ligas metálicas (GIURGIUTIU, 2016).

### 2.3.2. Ondas de Lamb

Em contraste com as ondas de Rayleigh, que propagam em um meio infinito, o meio de propagação das ondas de Lamb tem dimensões finitas e limitadas à espessura ( $e$ ). Isso faz com que para razões de propagação  $\lambda/e < 1$  e, a onda seja dispersiva, podendo haver infinitas soluções. Isto é, ela apresente velocidades de fase  $V_p$  e de grupo  $V_g$  diferentes entre si de modo que o pacote de onda apresente deformações durante a propagação. Com isso, a determinação correta de  $V_p$  e  $V_g$  torna-se essencial para o emprego tecnológico dos modos de Lamb através da construção das curvas de dispersão para uma dada guia de onda como aquelas apresentadas na Figura 11 para uma chapa de alumínio.

As curvas de dispersão são obtidas através da solução da Equação 22, aplicando-se as devidas condições de contorno construção de gráficos do tipo  $V_p \times fb$ , onde a frequência é representada em termos da espessura da guia de onda, ou mesmo para casos específicos onde as curvas são construídas para uma espessura em particular  $V_p \times f$ . Elas são determinadas através da obtenção da equação de dispersão que tem origem na Equação (35) que, após tratamento algébrico adequado, fornecerá as equações numéricas para a definição dos deslocamentos tangenciais e verticais, Equação (36) em  $x$  e  $z$ , respectivamente, considerando  $y$  fora do plano da página.

$$u_x = \frac{\partial \phi}{\partial x} + \frac{\partial \psi}{\partial z} \quad (35)$$

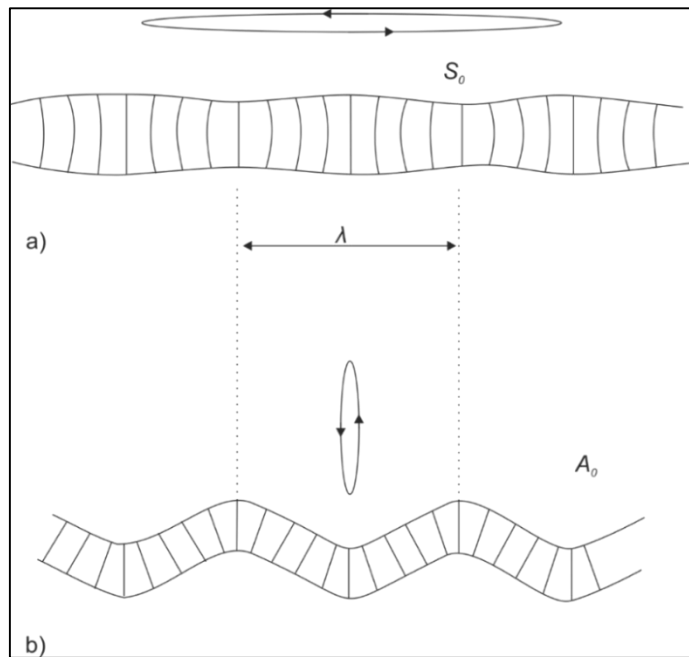
$$u_z = \frac{\partial \psi}{\partial z} - \frac{\partial \psi}{\partial x} \quad (36)$$

Dessas, é possível obter-se os tensores tensão para os esforços polarizados tangencialmente ( $T_{xz}$ ) e normal à guia de onda ( $T_{zz}$ ) para um determinado modo de propagação, caracterizando simétrico, ou assimétrico. Modos simétricos, são aqueles cujos deslocamentos possuem mesma direção com relação ao eixo central da espessura. Essa característica encontra-se representada na Figura 11 adaptada de (N.CHEEKE, 2012) e reproduzida aqui.

Conforme a frequência aumenta, surgem modos de alta ordem caracterizados por suas frequências de corte características, definidas por fenômenos de ressonância da guia de onda, como evidenciado nas curvas de dispersão para uma chapa de alumínio com 3.0 mm de espessura apresentadas na Figura 12 geradas com o auxílio do software Disperse®. Analiticamente, cada família de modos pode

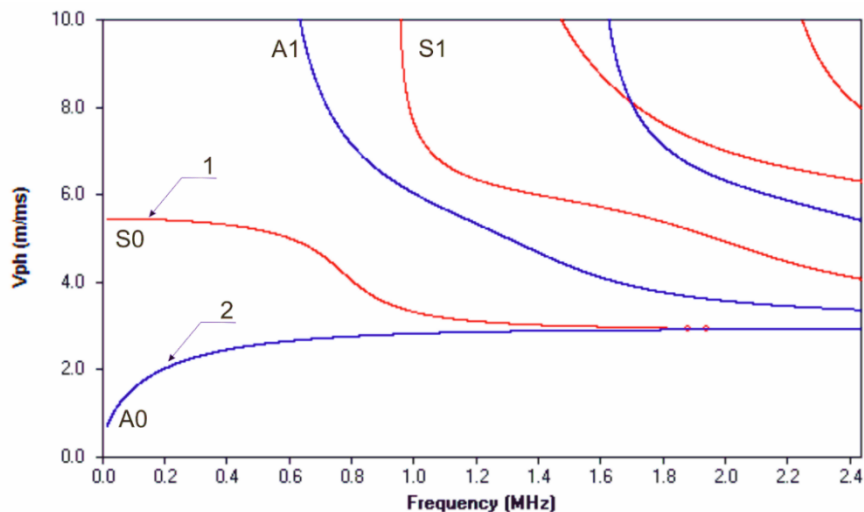
ser obtida com a solução da equação característica mostrada na Equação (37) resultante da solução do sistema de equações composto pela Equação (22) juntamente com as condições de tensão nula em  $\pm b/2$  ( $t = \sigma n = 0$  em  $\pm b/2$ ), na qual  $\omega$  representa a frequência angular ( $\omega = 2\pi f$ ),  $\beta$  ( $\beta = \omega/V_s$ ) é o número de onda na direção  $x$ , e  $\alpha$  representa um parâmetro de fase determinado pela relação de potenciais da onda e  $b$  representa a espessura da guia de onda. Outros dois termos bastante significativos nesse contexto são inseridos nessa equação:  $k_{tL}$  e  $k_{ts}$ ; esses parâmetros são chamados vetores de onda dos modos longitudinal, definido na Equação (38), e transversal que é definido pela Equação (39).

Figura 11 Modos fundamentais de Lamb em uma chapa de superfícies livres a) S0 e b) A0.



Fonte: N.CHEEKE, 2012

Figura 12 Curvas de dispersão para uma chapa de alumínio de 3,0 mm de espessura. Os modos simétricos são representados pelas linhas vermelhas, enquanto os modos assimétricos são pelas linhas azuis.



Fonte: O autor.

$$\frac{\omega^4}{V_s^4} = 4\beta^2 k_{tl}^2 k_{ts}^2 \left( 1 - \frac{k_{tl} \tan k_{tl} \frac{b}{2} + \alpha}{k_{ts} \tan k_{ts} \frac{b}{2} + \alpha} \right) \quad (37)$$

$$k_{tl}^2 = \frac{\omega^2}{V_L^2} - \beta^2 \quad (38)$$

$$k_{ts}^2 = \frac{\omega^2}{V_s^2} - \beta^2 \quad (39)$$

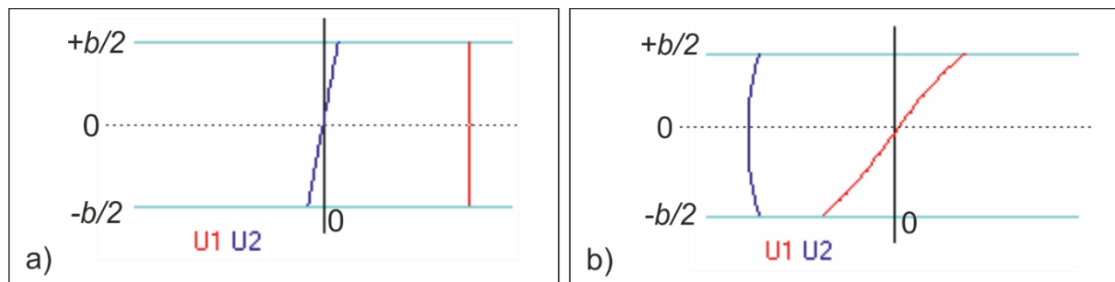
O emprego dessas relações permitirão distinguir-se quanto à simetria dos deslocamentos de um dado modo, seja para as frequências fundamentais quanto para as de ordem alta – em ressonância de ordens 1, 2 e assim por diante – através das diferenças de velocidade de fase entre essas famílias de modo quando  $\beta \rightarrow 0$ , sendo que a Equação (40) representará os modos simétricos, enquanto a Equação (41) representará a família dos assimétricos.

$$V_p = V_{PL} = 2V_s \left( 1 - \frac{V_s^2}{V_L^2} \right) \quad (40)$$

$$V_p = \frac{V_{PL}\beta b}{2\sqrt{3}} \quad (41)$$

Partindo-se dos modos vibracionais destacados nas curvas de dispersão apresentadas, cabe aqui uma menção ao seu formato de acordo com os deslocamentos coletados em pontos das curvas  $S_0$  e  $A_0$  e, com isso, esclarecer-se alguns pontos abordados nos últimos parágrafos. Ao estudar-se a proporção dos deslocamentos no plano e fora dele em pontos representados pelos números 1 e 2 respectivamente, obtém-se os perfis de deslocamentos apresentados na Figura 13.

Figura 13 Deslocamentos dos modos a)  $S_0$  e b)  $A_0$  com U1 sendo os deslocamentos longitudinais no plano, enquanto U2 são os deslocamentos transversais normais.



Fonte: O autor.

Nessa figura, as linhas horizontais limitam a guia de onda em  $-b/2$  e  $+b/2$  com  $b=3\text{mm}$ , e a linha vertical marcada por 0 representa o ponto a partir do qual os deslocamentos crescem para esquerda, ou direita. Os deslocamentos no ponto #1 do modo  $S_0$  da Figura 12 são destacados na Figura 13a, evidenciando a predominância de componentes de deslocamentos longitudinais (U1) com menos influência de deslocamentos fora do plano (U2), mostrando que o material experimenta contrações e

distensões praticamente em toda espessura da guia de onda para a propagação do modo S0 de modo que velocidade da onda longitudinal ( $V_L$ ) se torne a velocidade limitante para sua propagação. Já na Figura 13b, são mostrados os deslocamentos do modo destacado pelo ponto #2 na curva de dispersão no modo A0, mostra a predominância dos deslocamentos normais à propagação com pouca influência dos deslocamentos no plano. Isso ocorre porque para a propagação de modos dessa família é controlada por tensões predominantemente cisalhantes que fazem com que a superfície da guia de onda seja cisalhada e não estirada como no caso anterior (N.CHEEKE, 2012).

Além da velocidade de fase, a velocidade de grupo ( $V_g$ ) é de extrema importância para o emprego tecnológico de um dado modo em ondas guiadas. Essa grandeza representa a velocidade que o pacote de onda viaja pelo material, permitindo-se efetuar medidas físicas com o sinal detectado. Para a obtenção desse parâmetro, parte-se de valores de  $V_p$  calculados para a curva de dispersão através da relação de convergência de  $V_p$  dos modos A0 e S0 para  $V_R$ , ou no caso de outros modos de que convirjam para  $V_T$ . Disso, chega-se à relação determinada pela Equação (42) (ROSE, 2014a).

$$V_g = V_p^2 \left[ V_p - (fd) \frac{dV_L}{d(fb)} \right]^{-1} \quad (42)$$

O exemplo de uma chapa isotrópica com superfícies livres estudado até então representa o caso mais simples no estudo de ondas guiadas, e sua abordagem teve por objetivo facilitar a compreensão da fenomenologia envolvida na propagação e conversão de modos. Contudo, a complexidade desses fenômenos está intimamente ligada à natureza da guia de onda e do meio no qual ela está inserida. Esse é o caso do emprego de ondas guiadas em componentes submersos (ARJSTÉGUI, C., LOWE; CAWLEY, 2001; VOGELAAR; GOLOMBOK, 2017), ou enterrados (LEINOV; LOWE; CAWLEY, 2015); também quando a guia de onda encontra-se firmemente aderida ao meio, como foi o caso de (BEARD; LOWE; CAWLEY, 2003) no estudo da propagação de ondas em cabos de aço enterrados no qual os pesquisadores estimaram as curvas de dispersão para as guias de onda e também a perda de energia para o meio através de *Leaky waves* visando o emprego de ondas guiadas para a inspeção de equipamentos dessa natureza.

Além dos modos de Lamb estudados até aqui, a família de modos horizontalmente polarizados são de grande importância tecnológica e compõem a família de modos estudadas nesse trabalho. Por essa razão, os modos de vibração tangencialmente orientados serão abordados em detalhes a seguir.

### 2.3.3. Ondas Horizontalmente polarizadas

Diferentemente dos modos de Lamb e Rayleigh, que apresentam componentes compressivas e cisalhantes transversais, as ondas cisalhantes horizontalmente polarizadas apresentam apenas deslocamentos polarizados tangencialmente à superfície e desacoplados dos deslocamentos transversais



e longitudinais. Isso torna esse modo vibracional interessante do ponto de vista tecnológico visto que permite sua geração em macroestruturas texturizadas, como no caso de estruturas de grãos colunares como aquela na Figura 3, visto que a onda não sofrerá influência significativa nas alterações do módulo de elasticidade presente em cada orientação diferente da orientação dos deslocamentos (HUDGELL, 1994).

Quando geradas em uma superfície cilíndrica com simetria axial, as ondas SH passam a ser chamadas de ondas torcionais e sua representação simbólica passa a  $T(m,n)$  na qual  $m$  e  $n$  refere-se à ordem e simetria do modo.

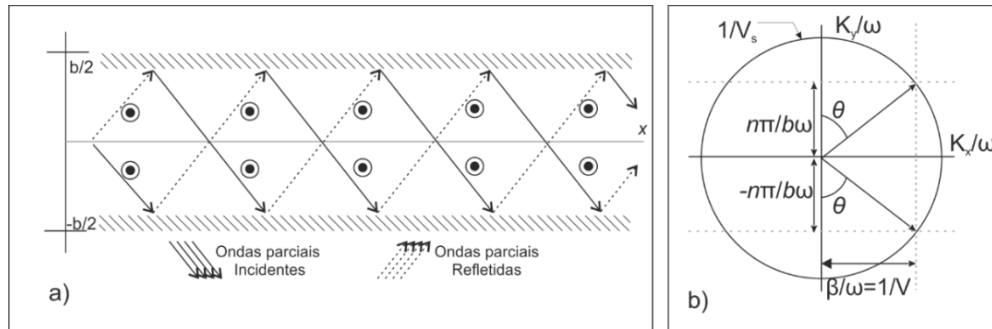
Contudo, embora o objeto de estudo neste trabalho seja dutos, não seria adequado tratar-se os modos como torcionais, mas sim  $SH_n$  em virtude de a geração da onda ser efetuada em apenas uma região da circunferência e, com isso, fazendo com que não haja qualquer simetria axial com a guia de onda durante a geração. Essa abordagem vai de encontro àquela estudada por (GAZIS, 1959) quando estudou a propagação de ondas guiadas em cilindros ocos e propôs a relação entre  $\lambda$  e dimensões do cilindro com o comportamento da onda. Ainda, essa nomenclatura foi posteriormente empregada por (HIRAO; OGI, 1999) e depois por (LUO; ZHAO; ROSE, 2005).

Utilizou-se da teoria de potenciais para definir-se as ondas de Lamb na seção anterior. De modo análogo, serão utilizados os conceitos de ondas parciais para o estudo de ondas SH. Esse método considera as diferentes componentes das soluções da onda plana separadamente de modo que ambas compartilhem um mesmo vetor propagação  $p$ , as chamadas *ondas parciais* (AULD, 1973b; N.CHEEKE, 2012; ROSE, 2014b).

A parte a da Figura 14a representa a propagação de uma onda SH em um meio com superfícies livres contido no plano da página. Nessa representação, o vetor  $p$  aponta na direção de  $x$ , enquanto as componentes do vetor deslocamento estão orientadas perpendicularmente à página. Com isso, os modos possíveis em uma guia de onda serão obtidos com a ressonância causada pelas sucessivas reflexões no interior da guia de onda e que ocorre a cada múltiplo de  $2\pi$  em cada volta entre  $+b/2$  e  $-b/2$ .

O sentido físico das afirmações anteriores pode ser melhor compreendido com o auxílio da Figura 14b. As setas que saem da origem do círculo representam as ondas parciais da parte a da figura. Considerando-se que cada onda parcial apresenta um número de onda  $k_x = \beta$  e que a onda parcial incidente do vetor onda é  $-(\frac{n\pi}{b})$  e para a onda refletida é  $+(\frac{n\pi}{b})$  ao plotar essas componentes do vetor onda no círculo que idealiza as curvas de lentidão para o modo é possível visualizar a dependência da amplitude dessas ondas parciais com a frequência  $\omega = 2\pi f$ .

Figura 14 Reflexão das ondas parciais durante a propagação do modo SH em uma guia de onda plana de superfícies livres.



Fonte: adaptado de (AULD, 1973a)

Ao aumentar-se a frequência, o ângulo de incidência das ondas parciais aumentará linearmente. Como consequência, em frequências muito altas, ocorrerá a propagação da onda parcial somente na direção de  $x$  sob a condição de que:  $\beta/\omega \approx 1/V_s$ . De forma análoga, reduzindo-se a frequência, o ângulo de incidência reduzirá e se tornará nula quando  $\frac{n\pi}{b\omega} = 1/V_s$ ; para  $V_s = \left(\frac{c_{44}}{\rho}\right)^{1/2}$  e neste ponto,  $\omega = \omega_{cn} \frac{n\pi}{b} V_{s0}$ . A frequência  $\omega_{cn}$  é a frequência de corte dos modos de ordem maior, similarmente àquelas para os modos de Lamb anteriormente estudados. Disso, surgem diferentes condições aplicadas à propagação de um modo SH:

$\omega < \omega_{cn}$ : desta relação, as ondas parciais não estão contidas na curva de lentidão para a guia de onda e, conseqüentemente,  $\beta$  passa a ser imaginário. Com isso, a onda não transportará mais energia ao longo da guia de onda e, conseqüentemente, não há propagação do modo.

$\omega > \omega_{cn}$ : Quando essa condição é atendida, ocorre o contrário da condição anterior; quando a frequência passa do limiar imposto por  $\omega_{cn}$  passa a haver transporte de energia e, conseqüentemente, o modo atende as condições de propagação.

A abordagem seguida para o estudo do comportamento das ondas SH em um meio isotrópico com superfícies livres pode ser seguida para casos em que ocorre a propagação em guias de onda multicamadas (AULD, 1973a; N.CHEEKE, 2012).

### 2.3.3.1. Ondas Horizontalmente polarizadas em meios com multicamadas

Ao planejar-se uma inspeção por ondas guiadas, comumente depara-se com estruturas compostas por mais de uma camada. Casos como esse, vão desde uma simples pintura sobre o material, ou mesmo composta por multicamadas anisotrópicas como àquelas formadas por materiais compósitos. Todas essas composições afetarão os fenômenos de propagação de ondas, fazendo com que seja necessário um estudo aprofundado dos fenômenos de propagação para que se estime a viabilidade da inspeção por ondas guiadas.

Os casos mais emblemáticos do emprego de ondas guiadas para a inspeção de estruturas multicamadas são a inspeção de compósitos multicamada (GAO, 2007a; PAGODINAS, 2002; PUTKIS;

DALTON; CROXFORD, 2014), inspeção de dutos revestidos com camadas viscoelásticas (MAZZOTTI et al., 2012; SIMONETTI, 2003), ou mesmo uma estrutura composta por duas camadas elásticas de diferentes espessuras (CASTAINGS, 2014; GALVAGNI; CAWLEY, 2011), como aquelas que são objetos de estudo neste trabalho.

A propagação de ondas guiadas em estruturas compostas por mais de uma camada elástica traz consigo fenômenos devidos à troca energética entre camadas que causarão a atenuação pela perda de energia da guia de onda para o meio, ou mesmo a criação de ondas interfaciais entre os materiais (SIMONETTI, 2003).

Em síntese, é possível dizer-se que quando uma onda propaga em um sólido composto por mais de uma camada, sendo que um dos meios com espessura muito maior que o comprimento de onda empregado, é possível assumir que um deles se comporte como um semiespaço com as propriedades do meio e que haverá propagação de ondas interfaciais entre eles. Ainda, caso uma das camadas seja mais espessa de modo que apresente dimensões incomparáveis às demais, as camadas mais finas se comportarão como guias de onda com a propagação se dando por elas e pela superfície da camada mais espessa (ROSE, 2014a).

Ondas SH em estruturas multicamadas propagam-se pela superposição de ondas volumétricas polarizadas paralelamente às superfícies da guia de onda. Para o caso específico de uma estrutura bicamada, mais simples entre as multicamadas; considera-se a existência de um par de ondas parciais por camada, como representado na Figura 15 (SIMONETTI, 2003). E para a solução de um problema dessa natureza, é necessário sobrepor-se as ondas parciais que ocorrem em cada camada, bem como os efeitos causados pelas sucessivas reflexões nas superfícies de cada uma das camadas.

A equação para essa guia de onda é construída pela imposição de continuidade de tensão  $\sigma_{ij}$  de acordo com a Equação (43) e deslocamentos entre as camadas na Equação (44), bem como com a condição de tensão zero nas superfícies livres dos meios. Junto disso, os tensores de tensões, representados pela Equação (45) são computados. Como resultado, obtém-se um sistema de equações com quatro amplitudes desconhecidas para as ondas volumétricas, considerando uma em cada superfície de acordo com a Equação (46) (LOWE, 1995; SIMONETTI; CAWLEY, 2004).

Nesse arranjo de equações,  $B$  representa uma constante complexa arbitrária, enquanto  $\mathbf{n}$  e  $\mathbf{b}$  são vetores unitários orientados perpendicularmente às componentes real e imaginária de  $k_s$ ; cabe salientar que a solução da equação de  $u_{ij}$  dependerá da orientação relativa entre esses dois vetores, podendo haver tantas quantas soluções forem possíveis em cada orientação relativa. Ainda, parte da matriz é determinada pelos tensores tensão obtidos em cada lado da interface.

$$\sigma_{ij} = \rho T_{ij} A \quad (43)$$

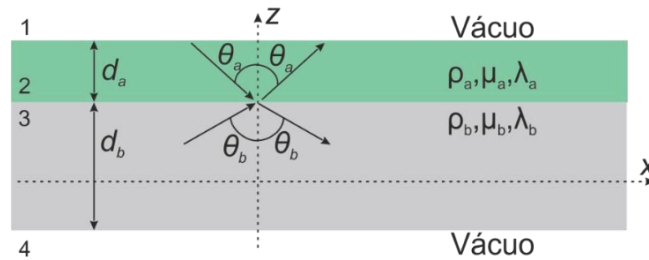
$$u_s^{SH} = B(\mathbf{n} \times \mathbf{b}) e^{-k_r \cdot \mathbf{n} \cdot \mathbf{x}} \quad (44)$$

$$T_{ij}A = (k_L^2 - 2k_S^2)\zeta_{ij}\varepsilon_0 + 2k_L^2\varepsilon_{ij} \quad (45)$$

$$\begin{bmatrix} T_{3,2 sup}^{SHa+} & T_{3,2 sup}^{SHa-} & 0 & 0 \\ u_{2 int}^{SHa+} & u_{2 int}^{SHa-} & -u_{2 int}^{SHb+} & -u_{2 int}^{SHb-} \\ \frac{\rho_a}{\rho_b} T_{3,2 int}^{SHa+} & \frac{\rho_a}{b} T_{3,2 int}^{SHa-} & -T_{3,2 int}^{SHb+} & -T_{3,2 int}^{SHb-} \\ 0 & 0 & T_{3,2 inf}^{SHb+} & T_{3,2 inf}^{SH-b} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A^{SHa+} \\ A^{SHa-} \\ A^{SHb+} \\ A^{SHb-} \end{bmatrix} = 0 \quad (46)$$

Nessa matriz, os sinais  $\pm$  indicam o sentido do cálculo da onda parcial, se é incidência direta, ou refletida. Uma vez que os deslocamentos são horizontalmente polarizados, isso garante que o vetor tensão seja paralela ao eixo horizontal e constante na direção perpendicular. A primeira e a última linha da matriz fornecem a condição livre de tensões nos contornos exteriores da guia de onda. Já as linhas interiores, fornecerão a continuidade de deslocamentos nas camadas interiores (SIMONETTI; CAWLEY, 2004).

Figura 15 Propagação de onda SH através de um material bicamada.



Fonte: adaptado de (SIMONETTI, 2003)

Como resultado da combinação empregada, obtém-se a velocidade de fase para a guia de onda de acordo com a Equação (47); na qual  $\xi$  é a projeção de  $k_x$  ao longo da interface e não varia com a onda parcial.

$$V_p = \frac{\omega}{Re\{\xi\}} \quad (47)$$

Em síntese, a interface entre sólidos significa que as componentes de tensão são contínuas enquanto os deslocamentos não, dependendo da qualidade da interface entre os sólidos em termos de fator de mola. Para valores nulos na interface, significa superfícies livres, enquanto valores infinitos na interface fazem com que ocorra a anulação dos deslocamentos na superfície. Entre essas condições extremas, valores finitos na interface fornecerão dados sobre a qualidade da união entre os sólidos elásticos quando da ocorrência de contato imperfeito (KUMARI, 2014).

#### 2.3.4. Fenômenos de Atenuação

O fenômeno de atenuação da guia de onda é percebido pelo decaimento da amplitude da onda durante sua propagação. Uma onda propagando em um sólido elástico em contato com um meio sólido, ou líquido, sofre atenuação de sua energia por perdas energéticas para o meio. Essa redução de amplitude do sinal pode ocorrer pela ação de diversos mecanismos, seja pelo vazamento energético da guia de onda para a vizinhança, como ocorre na presença de materiais viscoelásticos (SIMONETTI, 2003), seja pela irradiação da frente de onda durante a propagação, ou sua interação com heterogeneidades presentes na estrutura do material (NAZARCHUK; SKALSKIYI; SERHIYENKO, 2017).

Quando uma frente de onda esférica, ou cilíndrica propaga de modo que o crescimento da frente de onda cresça com o afastamento da fonte, é esperado que haja uma redução da amplitude do seu sinal, uma vez que o balanço energético da perturbação é constante. Esse fenômeno é nomeado como atenuação geométrica e é descrito pela Equação (48), onde  $r$  é o raio da frente de ondas,  $V$  é a velocidade de propagação da onda, com  $g$  representando a variação da força aplicada no tempo e  $g'$  a sua derivada temporal.

$$u(t, r) = -\frac{1}{4\pi V^2} \frac{1}{r^2} g\left(t - \frac{r}{V_p}\right) + \frac{1}{rV_p} g'\left(t - \frac{r}{V_p}\right) \quad (48)$$

Essa relação é aplicável tanto para ondas compressivas quanto para ondas cisalhantes. Já para ondas superficiais, o decaimento de amplitude é da ordem de  $1/\sqrt{r}$ . Essa redução da atenuação faz das ondas de Rayleigh, potenciais candidatas para a aplicação em END (NAZARCHUK; SKALSKIYI; SERHIYENKO, 2017).

No que tange a atenuação por dissipação energética, surge o chamado fator de atenuação  $\alpha_v$  – devido a mecanismos de dissipação inerentes a estrutura do meio de propagação, pode-se destacar a ocorrência de histerese mecânica e do fenômeno termoelástico que é descrito pela Equação (49) com  $\eta$  representando a viscosidade dinâmica do meio.

$$\alpha_v = \frac{\eta \omega^2}{2V^2 \rho} \quad (49)$$

Dessa equação, é possível inferir a relação crescente entre a atenuação e a frequência. Essa dependência é típica de materiais viscosos, como borrachas (AULD, 1973b). Contudo, essa afirmação nem sempre é verdadeira. Para faixas de frequências que sejam compostas pela componente compressiva, ocorre um desvio dessa tendência chegando a casos em que, para placas altamente atenuativas, a tendência assintótica da propagação para a velocidade da onda compressiva, sugerindo o emprego de modos compressivos para a inspeção de componentes fabricados em materiais atenuativos (CHAN; CAWLEY, 1998).

Em estruturas reais, todos mecanismos podem ocorrer simultaneamente, tornando difícil a quantificação de cada um isoladamente resultando na chamada atenuação estrutural. Isso faz com que

seja interessante a medida da atenuação através das características de propagação da onda obtidas pela Equação (50) que fornecerá a atenuação em nepers. Contudo, é mais usual sua representação em Decibel (dB) através da relação representada pela Equação (51), na qual  $A_0$  e  $A_1$  representam as amplitudes inicial e a do ponto de interesse do sinal. A conversão de nepers obedece a proporção empírica de  $\alpha_{dB}=8,7\alpha$  (HUDGELL, 1994; NAZARCHUK; SKALSKIY; SERHIYENKO, 2017).

$$u = Ue^{-\alpha x_1} e^{i(kx - \omega t)} \quad (50)$$

$$\alpha_{dB} = 20 \log_{10} \left( \frac{A_1}{A_0} \right) \quad (51)$$

Além dos fatores responsáveis pela atenuação da guia de onda já mencionados, é possível destacar outros de interesse direto em END, como a topografia da guia de onda que afeta a velocidade da onda de Rayleigh e também seu espalhamento (AULD, 1973a). Ou ainda, o espalhamento de ondas SH causado por regiões densamente trincadas (MURAI, 2007).

### 2.3.5. Emprego de Ondas Guiadas como ferramentas de inspeção

O sucesso na seleção modal para a inspeção dependerá diretamente dos parâmetros de geração e da reação esperada de um dado modo vibracional à presença de um defeito. Para colaborar com essa compreensão, será feita uma revisão desses fenômenos nos parágrafos que segue, enfatizando-se os aspectos mais influentes nessa aplicação.

#### 2.3.5.1. Influência da fonte geradora

No que tange à geração de sinal para aplicações em END, há grande variedade de mecanismos possíveis para a geração de ultrassom. Essas vibrações podem ser geradas tanto por fontes virtualmente pontuais compostas por um único cristal piezoelétrico acoplado à superfícies a arranjos complexos de atuadores dedicados à geração de sinais, como no caso de transdutores *phased array*.

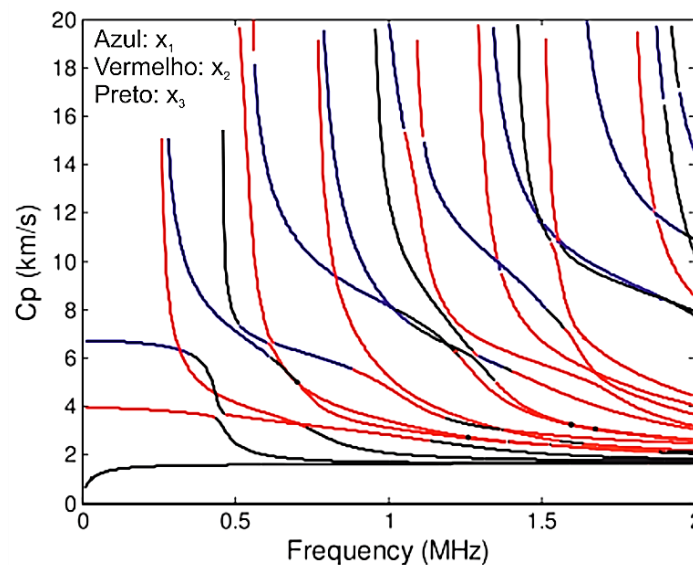
A geração de ondas guiadas fundamenta-se pela relação intrínseca entre dois atributos, a excitabilidade modal e o espectro de frequência da fonte em uma excitação harmônica. O primeiro se deve à relação entre velocidade de fase gerada em relação à orientação do esforço aplicado pelo atuador. Já o segundo, está relacionado ao número de onda ( $k$ ), obtido determinado pela transformada de Fourier do sinal gerado, que está intimamente ligado aos parâmetros geométricos do transdutor.

Para que ocorra a geração e propagação modal é necessário que seja atendida a igualdade do espectro de Fourier da fonte e guia de onda de modo a garantir que ambos números de onda da fonte  $k_f$  e da guia de onda  $k_i$  ( $i=x,y,z$ ) sejam igualados. Essas condições, no entanto, são garantidas pelas relações entre forma do sinal transiente empregado,  $f$ ,  $\lambda$  e dimensões do transdutor (ROSE, 2014a). A relação

entre a direção dos deslocamentos da fonte e a excitação modal é representada na Figura 16 publicada por (GAO, 2007b).

Para a construção desta figura, o autor estimou as regiões preferenciais de excitação conforme a direção do carregamento para uma chapa de compósito de fibra de carbono visando o emprego de ondas guiadas para SHM (HUIDONG GAO, ROSE, 2007).

Figura 16 Excitação modal de acordo com a direção de deslocamento na fonte geradora.



Fonte: (HUIDONG GAO, ROSE, 2007).

Para aplicações em END, a excitação de ondas guiadas é feita através do emprego de uma fonte transiente com uma forma de onda característica centrada em uma frequência  $f$  de modo que seja possível cortar as componentes de frequência indesejada. Comercialmente, equipamentos utilizam fontes com sinal na forma de pulsos que excitam todo o espectro da banda em redor de  $f$ ; ou onda quadrada que resultará em uma onda senoidal truncada nos limites da janela, ou uma senóide com uma janela (*toneburst*), sendo essa última a ideal, pois minimiza a presença de lóbulos laterais no espectro de Fourier que causariam a geração de modos espúrios (HUIDONG GAO, ROSE, 2007; ROSE, 2014a).

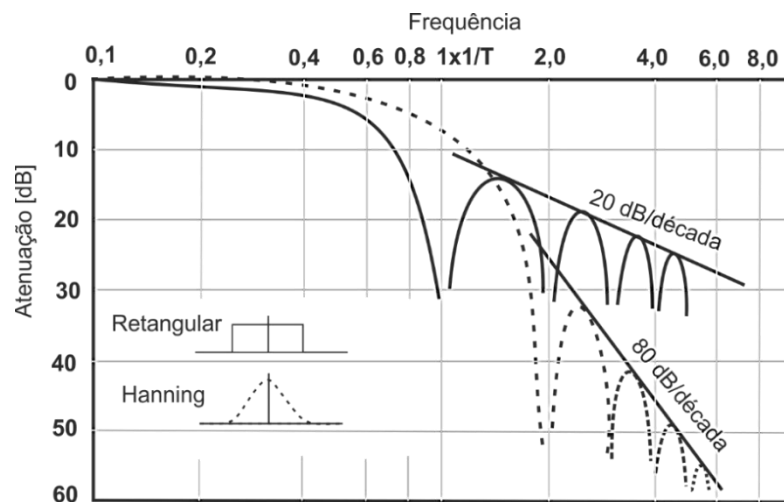
Outro parâmetro determinante na qualidade da geração da onda é a forma do transdutor: seja ele do tipo arranjo periódico linear, composto por linhas de força paralelas e igualmente espaçadas, seja periódico radial, composto por anéis concêntricos também igualmente espaçados; sendo que ambos exibem relação entre  $k_f$  e o espaçamento entre períodos, de modo que a melhor região a ser excitada é aquela em que o espaçamento entre períodos iguala ao período central do sinal.

A despeito da grande variedade desses arranjos, nesta seção será abordado apenas os parâmetros influentes na geração por transdutores compostos por arranjos periódicos de atuadores excitados com uma fonte transiente com frequência finita que englobe a frequência de corte do modo de interesse e, com isso, cumprindo o requisito da excitabilidade modal da guia de onda.

Transdutores comerciais são usualmente excitados pela aplicação de uma tensão senoidal cortada por uma janela temporal que determinará a duração do sinal e as proporções de suas componentes em cada instante do pulso. Como consequência disso, ocorrerá a formação de componentes de frequência diferentes da frequência central ao longo de uma banda de frequências, resultando em um envelope de sinal finito e composto por componentes com valores de  $k$  adicionais além do  $k_f$  inicialmente estipulado no ajuste do sistema.

Esse fenômeno fica evidente ao analisar-se as respostas em frequência de sinais janelados com as janelas retangular e *Hanning*, tipicamente utilizadas para a excitação de transdutores, como apresentado na parte a da Figura 17. É possível identificar as diferenças na atenuação das componentes laterais ao centro da frequência entre os dois tipos de enjanelamento. A relação entre a atenuação dos lóbulos laterais do sinal com envelopamento *Hanning* quando comparado ao retangular representa ganhos superiores à perda de amplitude relativa entre esses dois.

Figura 17 Influência da janela aplicada ao sinal senoidal no espectro de frequência do sinal.



Fonte: adaptado de (RANDALL, 2000)

Esses casos representam as situações extremas da representação anterior. Dentre essas duas funções, a janela do tipo *Hanning* reduz a formação de componentes espúrias em até 80 dB, contra 20 dB da outra. Contudo, a dificuldade e o custo de construir-se pulsadores com eletrônica capaz de gerar uma forma de onda do tipo *Hanning* em alta tensão inviabiliza sua fabricação fazendo com que a maior parte dos *pulse-receivers* com potência suficientemente alta para EMATs encontrados comercialmente utilize sinais senoidais truncados com a utilização de uma janela retangular.

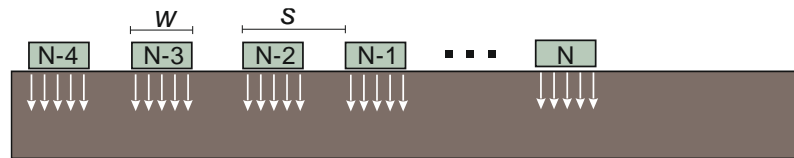
Além da aplicação de uma forma de onda adequada, parâmetros construtivos do transdutor serão determinantes para a qualidade da onda propagada, uma vez que um transdutor real raramente responderá como uma fonte ideal analiticamente modelada. Deste modo, a influência desses parâmetros será estudada nas seções que segue com foco no estudo de fontes periódicas como as tipicamente encontradas em EMATs como os empregados nesse trabalho.



O emprego de transdutores compostos por um arranjo periódico de atuadores permite a seleção dos números de onda através da soma vetorial das componentes de interesse. Isso permite a seleção satisfatória da frequência central, minimizando-se a influência de harmônicas geradas durante a transdução. Os períodos de um transdutor podem ser pensados como linhas de carregamento paralelas com a carga defasada em  $\pi$  rad, de modo que o projeto de um arranjo periódico deve levar em conta o tipo de distribuição do carregamento, a largura do carregamento, seu espaçamento e o número de carregamentos por transdutor.

Tomando por base a representação de um arranjo periódico linear da Figura 18 no qual os períodos estão orientados saindo da página com carregamentos verticais, admite-se que o esforço aplicado por cada um dos  $N$  elementos de largura  $w$  é uniforme abaixo de cada elemento e espaçados por  $s$ .

Figura 18 Representação de um arranjo linear de transdutores



Fonte: (GAO, 2007b)

A avaliação dos parâmetros de um sensor periódico linear é abordada por diferentes óticas na literatura. Dentre essas, uma sugere o emprego da técnica da transformada de Fourier bidimensional do espectro de cada arranjo de  $w$ ,  $s$  e  $N$  com base nas curvas de dispersão para a guia de onda. Essa abordagem permite uma boa visualização com base do seu desempenho diretamente sobre a guia de onda. Neste trabalho, essa abordagem será empregada apenas ao fim do projeto do sensor; de modo que, até lá, o estudo se dará visando a otimização de cada parâmetro individualmente (ROSE, 2014b).

De modo simplificado, os autores destacam a relação direta entre o número de atuadores do arranjo e a resolução do feixe sônico de modo que um único transdutor emitiria um feixe sônico com ângulo de abertura próxima a  $180^\circ$ . A seleção do número de períodos necessários para uma aplicação em específico, pode levar em conta tanto o efeito de colimação do feixe sônico através da inserção de um maior número de períodos, quanto a estimativa da quantia com vista a ter-se pontos de mínima no espectro para a anulação de um possível modo indesejado (BORIGO, 2011; GAO, 2007a; ROSE, 2014a).

Outros parâmetros construtivos da fonte geradora que exerce forte influência na qualidade do feixe sônico, são a separação entre elementos e a largura de cada um. Referências indicam que há um máximo de performance do arranjo quando  $S=\lambda$  e  $w= 1/2\lambda$ . A largura do transdutor exerce influência determinante na qualidade do feixe oblíquo, condição essencial para a seleção modal em ondas guiadas (HUIDONG GAO, ROSE, 2007; ROSE, 2014a). Esse parâmetro atua sinergicamente com a seleção da frequência e ângulo de incidência.

### 2.3.6. Interação com defeitos

A interação entre artefatos e modos de ondas guiadas causará o espalhamento e a consequente reflexão de parte da energia incidente proporcionalmente as dimensões do artefato, respeitando a proporção energética definida pelo vetor de Poynting quando da incidência em uma frente plana através da relação entre as energias e campos incidente e refletido, dando origem ao fluxo de potência para cada uma das componentes (YE; JIANG; LIN, 2017).

Para o caso da reflexão de um modo axissimétrico de uma onda elástica interagindo com um defeito, também, axissimétrico, apenas os modos existentes naquela frequência de interesse contribuirão para o sinal refletido. Entretanto, quando um modo torcional T(0,1) interage com um defeito assimétrico: parte da energia retorna na forma de onda refletida T(0,1) e parte converterá para modos flexurais F(m,n). A natureza dos modos convertidos dependerá da faixa de frequência em que o modo incidente foi gerado (DEMMA et al., 2003, 2004). Esse comportamento propicia a construção de modelos analíticos para a estimativa das dimensões de defeitos com base no seu coeficiente de reflexão (CR) definido pela Equação (52) na qual  $\alpha$  representa a razão entre a menor e a maior espessura da guia de onda no local do defeito ( $\alpha=t_2/t_1$ ). Para a obtenção do coeficiente de transmissão (CT), que proverá informações sobre a amplitude transmitida, basta determinar o recíproco dessa equação, através da Equação (53) (DEMMA; CAWLEY; LOWE, 2003).

$$CR = \frac{1-\alpha}{1+\alpha} \quad (52)$$

$$CT = \frac{2}{1+\alpha} \quad (53)$$

As equações acima levam em conta apenas as amplitudes incidentes, refletidas e transmitidas e, todavia, esses valores não são representativos dos modos devido a mudanças na guia de onda. Para empregar a correta separação modal, é necessário obter a normalização das potencias relativas. Neste caso, a potência normalizada de CT pode ser obtida por  $\sqrt{\alpha}$  em (52) e por  $1/\sqrt{\alpha}$  na Equação (53).

É possível identificar uma relação adimensional entre as dimensões do defeito, comprimento de onda e espessura da parede. O uso de correlações entre essas variáveis permite a estimativa da capacidade de resolução de defeitos por um método de inspeção baseado em ondas guiadas (DEMMA et al., 2004).

Contudo, cabem algumas reflexões acerca das Equações (52) e (53): (i) as relações são válidas para casos em que o defeito reflete a remoção de material da guia de onda, uma perda de espessura local como um degrau, ou entalhe, ou até a extrapolação para o caso de uma trinca.

Para casos em que haja um aumento da espessura, como um depósito de produto com propriedades elásticas similares à guia de onda a relação deve ser invertida devido á relação de inversão

de fase do sinal. (ii) Essas relações, como mostradas, são válidas apenas para frequências em que apenas um modo está presente.

## 2.4. SIMULAÇÃO POR ELEMENTOS FINITOS

O uso de ferramentas de elementos finitos (FEM) tem sido largamente empregado no estudo de fenômenos de eletromagnetismo, e problemas de propagação de ondas em sólidos (DROZDZ, 2008) e prestado um imprescindível auxílio no desenvolvimento de novos métodos e técnicas de inspeção por ensaios não destrutivos. Isso se deve a capacidade dessas ferramentas computacionais em resolver problemas complexos através da discretização dos elementos em domínios finitos. Essa técnica surgiu como alternativa para a solução de problemas com complexidade cada vez maior que seriam inviáveis analiticamente.

As complicações em gerar-se o feixe sônico com um EMAT em dutos dessa liga de níquel se dão pela baixa condutividade elétrica desse material, o que dificulta a geração de correntes parasitas em seu interior, diminuindo assim a amplitude das forças de Lorentz. Concomitante a isso, a técnica de FEM foi empregada para determinar-se as condições de contorno do problema de propagação de onda em uma guia de onda com dada impedância  $Z_1$  em contato com outro meio de impedância  $Z_2$ , sendo que  $Z_1 \approx Z_2$ .

Iniciando pelas relações constitutivas entre equações determinantes dos fenômenos eletromagnéticos envolvidos no mecanismo de transdução dos EMATs e o acoplamento entre as equações de Maxwell e a equação da onda. Já em um segundo momento, serão estudadas as técnicas empregadas para a simulação da guia de onda e para a quantificação do efeito da camada de aço externa durante a propagação de onda na camada de liga de Ni 06625.

### 2.4.1. Método dos Elementos Finitos Aplicados ao Eletromagnetismo

Para a construção de modelos de elementos finitos do fenômeno de transdução de EMATs, faz-se necessário a resolução das equações tanto da magnetostática para ímãs permanentes, quanto às da magnetodinâmica para a obtenção dos campos dinâmicos que gerarão o campo de correntes parasitas abaixo da bobina.

Como consequência, diversas metodologias de simulação para EMATs tem sido propostas na literatura. Dentre elas, é possível destacar-se as metodologias empregadas por (RIBICHINI, 2011) que fez uso da troca de domínios entre frequência e tempo para a quantificação das vibrações geradas pelo transdutor, a metodologia proposta por (ASHIGWUIKE et al., 2015) que sugere a construção de um modelo transiente fracamente acoplado. Nesse contexto, surge o trabalho de (WANG et al., 2012) que quantificou as forças de um MC- EMAT e o trabalho de (XIE et al., 2016) que empregou FEM e FDTD

para a otimização de transdutores EMAT. Isso demonstra a existência de diferentes metodologias que levam ao mesmo fim, cabendo ao engenheiro decidir a mais conveniente à sua aplicação.

A distribuição das linhas de campo magnético estático do ímã foram determinadas com base nas equações do vetor magnético escalar potencial  $\varphi$ , levando em conta sua razão no infinito determinada por que pode ser definido como na Equação (54) e usando a relação constitutiva da densidade de fluxo magnético e campo magnético constante na Equação (55) que permitirá a estimativa da indução magnética imposta pelo ímã ( $B$ ) através da relação constitutiva da Equação (56) que, por fim, descreverá  $\varphi$  de acordo com a Equação (57).

$$\nabla \times H = 0 \quad (54)$$

$$H = -\nabla\varphi \quad (55)$$

$$B = \mu_0(H + M) \quad (56)$$

$$-\varphi \cdot (\mu_0\nabla\varphi - \mu_0M) = 0 \quad (57)$$

Por outro lado, a componente dinâmica do campo magnético, responsável pela geração de correntes parasitas pela tensão aplicada na bobina, foi determinada pela da lei de Faraday para campos magnéticos dinâmicos. Isso se deu através da determinação do gradiente do campo com a densidade de corrente induzida definidas pela solução das Equações (58) (59) e (60).

Com isso, os parâmetros  $B$  e  $J_e$  calculados determinarão a força de Lorentz gerada na superfície do material e são aplicados em forma de uma força de corpo para a propagação de onda no sólido, como na Equação (61) e funcionará como impulso para a propagação e onda no sólido.

$$\nabla \times H = J \quad (58)$$

$$B = \nabla \times A \quad (59)$$

$$J = \sigma E + j\omega D + J_e \quad (60)$$

$$\text{Sendo: } E = -j\omega A$$

$$\sum F = B_{sx} \times J_{ex} + B_{sy} \times J_{ey} + B_{sz} \times J_{ez} \quad (61)$$

#### 2.4.2. Simulação de propagação de ondas elásticas em sólidos

A criação e popularização dos pacotes para FEM tem facilitado em muito a simulação de guias de onda para aplicações tecnológicas. Serão vistas nos próximos parágrafos, a determinação dos parâmetros de intervalo de tempo e definições de malha para o cálculo da propagação da onda e, em seguida, as definições empregadas para a descrição das guias de onda para as duas condições estudadas.

A resolução de problemas para a propagação de ondas por elementos finitos pode ser realizada através da solução da matriz do modelo de maneira explícita, na qual a matriz de elementos é concentra

todos parâmetros do modelo, um *lumped element*, de modo que a inversão dos elementos da diagonal principal de maneira simplificada. Com isso, o cálculo das reações para um dado momento são feitos da mesma forma que para o momento seguinte ( $t_1=t_2=\dots=t_n$ ) (CARLOS A. FELIPPA, 2005). Com isso, O problema pode ser abordado por rotas distintas: através de sua solução pela inversa da transformada de Fourier do sinal obtido no domínio frequência, ou transiente.

No primeiro caso, a perturbação da guia de onda é feita através da aplicação de uma carga harmônica e a perturbação é calculada através da inversão da matriz de rigidez do material com o sinal obtido no domínio frequência. Como consequência, para a reconstrução do sinal temporal da propagação da onda, são necessárias duas operações obrigatórias: uso de bordas de absorção, visto que são calculados os deslocamentos totais no sólido, sendo impossível a diferenciação entre incidências direta e refletida da onda. Isso cria a necessidade da segunda operação; a execução de um passo adicional para a reconstrução do sinal temporal da propagação de onda com o cálculo da transformada inversa de Fourier. Esse procedimento costuma ser mais dispendioso que o método explícito em virtude da necessidade de inversão da matriz de rigidez (COMSOL MULTIPHYSICS, 2013; DROZDZ, 2008).

Por outro lado, a simulação da propagação de onda no domínio tempo se dá pela construção do sinal da onda através do uso de um operador de diferença central e do uso de elementos da matriz de massa calculados em cada passo de tempo  $t + \Delta t$  para cada iteração  $i$ . O procedimento é dito explícito porque o processo avança usando valores conhecidos do passo anterior para a estimativa do próximo (DROZDZ, 2008).

O sucesso na implementação de um modelo transiente demanda pela discretização do domínio tempo implementação correta do intervalo entre cada iteração  $\Delta t$ . Para tanto, faz-se necessário a criação de um valor crítico para esse intervalo de modo que a simulação seja estável no intervalo de tempo total  $t$ . Assim, faz-se necessário a criação de uma condição limite para o intervalo de tempo máximo empregado: o intervalo crítico de tempo  $\Delta t_{cr}$  que deve levar em conta a máxima frequência da banda excitada e define-se pela desigualdade da Equação (62), onde  $\omega_{max}$  representa a máxima frequência excitada pelo envelope.

$$\Delta t \leq \Delta t_{cr} = \frac{2}{\omega_{max}} \quad (62)$$

Contudo, essa relação não é suficiente para que as pequenas deformações causadas pela tensão gerada pela onda sejam computadas corretamente. É aceitável que o máximo intervalo de tempo seja, além de menor que  $\Delta t_{cr}$ , também seja suficientemente pequeno para discretizar o menor comprimento de onda gerado no material como descrito na Equação (63) com  $L$  representando o comprimento dos elementos da malha. Essa condição é conhecida como condição *CFL* (*Courant-Friedrichs-Lewy*) e essas grandezas se correlacionam de acordo com a Equação (64) (BATHE, 2014; DROZDZ, 2008).

$$\Delta t \leq \Delta t_{cr} = \frac{u\Delta t}{\Delta L} \quad (63)$$

$$\Delta t = CFL\Delta t_{cr} = \frac{\Delta L}{c_p} \quad (64)$$

Por definição, o número CFL é a medida de quanta informação ( $u$ ) atravessa uma célula do grid computacional ( $\Delta L$ ) em um dado intervalo de tempo ( $\Delta t$ ), de modo que essa condição seja o máximo número que um integrador temporal pode utilizar no cálculo. Caso CFL seja maior que um, isso significará que um integrador temporal não terá tempo para interpretar o significado físico dos parâmetros que estão sendo calculados. A consequência direta disso é a desestabilização da solução, resultando no aumento do erro do modelo (BATHE, 2014).

É importante salientar que a condição CFL é diretamente dependente do grau dos polinômios empregados para a interpolação dos elementos e de sua natureza (BATHE, 2014). Além disso, também é necessário estabelecer-se as condições de contorno que descrevam a guia de onda a ser analisada.

Neste trabalho, há duas condições básicas para o estudo de propagação de onda em sólidos. De modo que o primeiro consiste no cálculo de modos cisalhantes horizontalmente polarizados propagando através de um meio elástico em contato mecânico com outro.

No segundo caso, por outro lado, quando a guia de onda é composta por materiais intimamente ligados; ocorre que os nós da malha são compartilhados nas interfaces, fazendo com que ocorra a transferência dos campos de tensão entre materiais de modo que os deslocamentos sejam calculados com base nas propriedades mecânicas do material seguinte.

Quando as camadas componentes da guia de onda encontram-se em contato imperfeito, como no caso de dutos mecanicamente revestidos com CRA, o processo de discretização das camadas demanda por uma metodologia de simulação especial para que a influência dessa imperfeição seja computada. Dentre as metodologias relatadas na literatura para o cálculo de estruturas dessa natureza, é possível destacar-se três procedimentos distintos: *(i)* descrever-se as 2 camadas como um par em contato, *(ii)* Método dos diagramas de memória (MMD) e *(iii)* Sistema de molas tangenciais e atenuações. Consequentemente, cada um possui seus prós e contras, fazendo com que seja necessário escolher-se uma metodologia a ser seguida de acordo com a necessidade.

Para a descrição de um par em contato, considera-se que os nós sejam independentes para cada contorno da geometria em contato. Com isso, o sistema construirá um mapa de fonte e destino para o cálculo das variáveis envolvidas no problema, como a distância entre as superfícies, atrito relativo, rigidez da interface.

Um dos contornos deverá servir de fonte para a transferência da tensão e campos na interface, enquanto o outro será o par de destino. Isso exigirá que a malha a ser construída no destino tenha, pelo menos, duas vezes mais nós para cálculo do que aquela empregada na fonte. A consequência direta dessa operação é o aumento abrupto do número de graus de liberdade do modelo numérico que resultará em ineficiência computacional (FISCHER-CRIPPS, 2006).

Outro parâmetro que dificultará o emprego de pares, é o fato de que modelos com pares de contato são dedicados à simulação estática. Para seu emprego em modelos transientes, o algoritmo de resolução de equações do sistema subdividirá os passos de tempo em intervalos ainda menores de modo que  $\Delta \rightarrow 0$  e o sinal de propagação da onda seja computado como um número de passos estáticos. É

relatado na literatura, a necessidade de um parâmetro de malha para a superfície de destino equivalente a 16 elementos por  $\lambda$  (HALE, 1999). Isso, por conseguinte, agravará ainda mais na redução da eficiência computacional do modelo (COMSOL MULTIPHYSICS, 2013).

O método dos diagramas de memória foi estudado para a avaliação do efeito do estado plano de tensões de uma trinca no feixe sônico de ultrassom durante a inspeção (ALESHIN et al., 2018; DELRUE; ALESHIN, 2017). Por fim, a terceira metodologia refere-se ao modo mais simples e computacionalmente mais eficiente para o cálculo de contato. Fazendo uso da Lei de Hertz para a mecânica de contato, é possível estimar-se as reações para corpos em contato através do uso de geometrias simples.

A lei de Hertz correlaciona a distribuição de pressões entre dois sólidos em contato através da relação entre geometrias simples, calculando os campos de tensão para determinadas condições de contorno que fornecerão as bases para o tratamento matemático do problema da mecânica de contato:

- (i) A distância entre os corpos deve ser zero na região de contato e maior que zero fora dela;
- (ii) Os deslocamentos e tensões devem satisfazer as equações diferenciais de equilíbrio dos corpos elásticos e o campo de tensões deve decair com a distância do contato;
- (iii) Os corpos estão isentos de fricção;
- (iv) Na superfície dos corpos, a componente da pressão apontando para fora do corpo deve ser nula, enquanto a componente que aponta para os respectivos interiores deve ser igual e com sinais opostos;
- (v) A integral dentro da distribuição de pressão no círculo de contato com respeito a área desse círculo fornecerá a força agindo entre os corpos.

Hertz formulou tais técnicas visando explicar a interação de indentadores com superfícies em testes de dureza como aqueles utilizados hoje em engenharia. Então, com base nas assertivas supracitadas, Hertz formulou suas equações para situações em que a área de contato possa ser representada por ponto, linha no caso 2D e elipse para 3D, círculo, cone ou plano (FISCHER-CRIPPS, 2006).

O uso da teoria de contato de Hertz no estudo de propagação de ondas mecânicas em meios bimateriais com ligação imperfeita iniciou por (DELSANTO; SCALERANDI, 1998) ao sugerir o cálculo através de sistemas massa mola atenuados em uma interface plana. Mais tarde, foi utilizado com sucesso para a determinação das curvas de dispersão em guias de onda composta por tubos apoiados em suportes empregando o método SAFE, representando-o como uma linha de contato (GALVAGNI; CAWLEY, 2011). Por fim, mais recentemente, foi utilizado como base para a validação da metodologia MMD mencionada anteriormente (DELRUE; ALESHIN, 2017) de modo que ainda haja outras pesquisas representativas desse tópico na literatura sugerida.

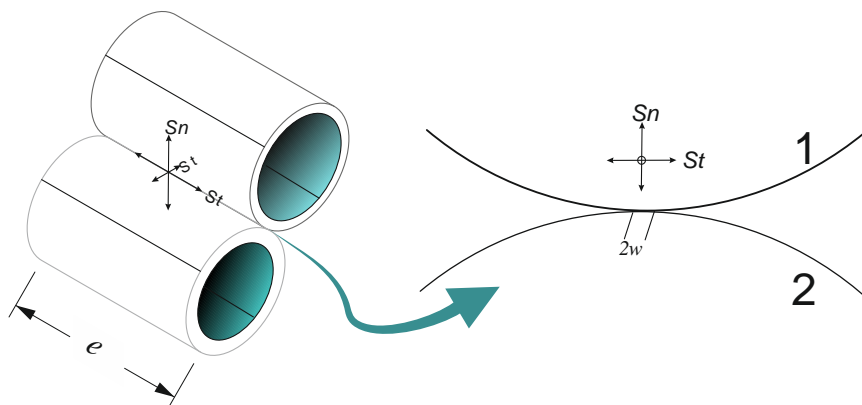
Neste trabalho, fez-se uso da representação do contato entre superfícies análogo aquele empregado em (DELSANTO; SCALERANDI, 1998; GALVAGNI; CAWLEY, 2011). Assim, de acordo com a teoria, o contato em linha ocorre quando dois cilindros de mesmo raio e infinitamente longos estão longitudinalmente apoiados.

#### 2.4.2.1. Interferência entre superfícies em contato

A determinação do contato entre camadas do duto leva em consideração o somatório de todas as linhas tangenciais do contato entre a superfície interna do tubo de aço ao carbono e a externa da camada de CRA. Assim, estimando-se a tensão normal total gerada pela interação entre as partes que permitirá a representação do contato como uma relação entre duas componentes representativas da rigidez do contato: uma rigidez normal ( $S_n$ ), dependente do módulo de elasticidade da interface ( $E^*$ ); e outra tangencial ( $S_t$ ), dependente do módulo cisalhante da interface ( $G$ ). Como representado na Figura 19. Para a análise de problemas de contato em que  $e \gg w$ , a aproximação dos cálculos pela análise bidimensional é satisfatoriamente representativa. Para a determinação desses parâmetros de rigidez, considera-se uma linha de contato com largura constante  $2w$  e comprimento  $e$ , na qual  $w$  é definido pelo Equação (65).

A largura do contato entre as superfícies  $w$  dependerá da pressão aplicada no contato  $P$ , da relação entre raios  $R^*$  das partes, definida pela relação da Equação (66), e do módulo de elasticidade da interface  $E^*$ , definido pela Equação (67) na qual  $E_1$ ,  $E_2$ ,  $\nu_1$  e  $\nu_2$  representam os módulos de elasticidade e de Poisson de cada um dos corpos (GALVAGNI; CAWLEY, 2011).

Figura 19 Representação de um contato em linha.



Fonte: O Autor.

$$w = \sqrt{\frac{2PR^*}{\pi E^*}} \quad (65)$$



$$\frac{1}{R^*} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \quad (66)$$

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \quad (67)$$

De posse dos parâmetros da interface, é possível calcular  $S_n$  e  $S_t$  considerando a Equação (68) que fará uso dos parâmetros  $d_1^*$  e  $d_2^*$  determinados pelas Equações (69) e (70) respectivamente que representam as distâncias relativas entre o ponto calculado e o centro do contato (GALVAGNI; CAWLEY, 2011; HALE, 1999). Contudo, a teoria de Hertz não prevê as tensões cisalhantes na interface, estando restrita apenas à sua componente normal. Isso faz com que seja necessário utilizar-se da expansão dessa teoria.

$$S_n = \frac{\pi e}{\frac{1-\nu_1^2}{E_1}d_1^* + \frac{1-\nu_2^2}{E_2}d_2^* - \frac{1}{E^*}} \quad (68)$$

$$d_1^* = 2 \ln \left( \frac{8R_1}{w} \right) - 1 \quad (69)$$

$$d_2^* = 2 \ln \left( \frac{8R_2}{w} \right) - 1 \quad (70)$$

A pressão normal entre dois corpos em contato tem um perfil semi-elipsoidal que possui o máximo no centro entre os raios da elipse e valores nulos nas extremidades. Com isso, é razoável esperar que o mesmo perfil exista para uma superfície de tração se os dois corpos deslizarem um sobre o outro. A tração, neste caso, se deve à pressão normal aplicada ao coeficiente de atrito entre os materiais que compõem os cilindros e terá máximos nas bordas do contato e será nula no centro. Conforme a tensão normal é reduzida em direção às bordas do contato, a força tangencial é aumentada até que ocorrerá o deslizamento. Deste modo, os parâmetros de restrição tangenciais devem operar abaixo do ponto em que ocorra o deslizamento entre as superfícies que é definido por  $T = \mu P$  com  $\mu$  se referindo ao coeficiente de atrito entre superfícies (HALE, 1999; SHERIF, 1991).

Essas afirmações trazem consigo diversas aplicações na estática e dinâmica e faz com que seja conveniente descrever o *módulo cisalhante de contato* ( $G^*$ ) representado pela Equação (71), na qual  $G_1$  e  $G_2$  representam os módulos cisalhantes dos materiais envolvidos no contato (HALE, 1999; SHERIF; KOSSA, 1991).

$$\frac{1}{G^*} = \frac{2-\nu_1}{G_1} + \frac{2-\nu_2}{G_2} \quad (71)$$

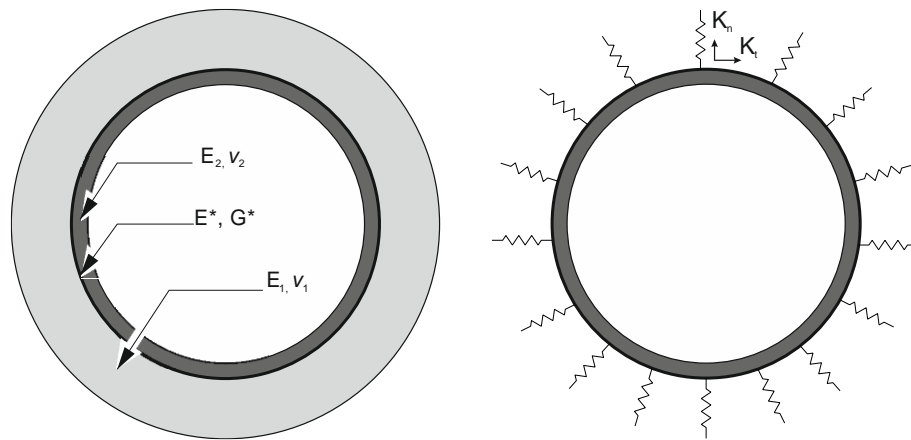
O deslocamento tangencial entre pontos distantes é válido quando não há transição no perfil de tração. Isso acontece se o contato possui condição de tração inicialmente zero e que cresça monotonicamente. Disso, é possível a obtenção da condição de rigidez tangencial  $S_t$  definida pela

Equação (72) para o modelo de molas em que  $\Delta x$  representa o espaçamento entre molas (POPOV; HESS, 2017).

$$S_t = G^* \Delta x \quad (72)$$

Por fim, para a representação do contato através da ação de molas, as componentes de rigidez normal e tangencial são adicionadas como as constantes de uma mola para todo o contorno do contato, como representado na Figura 20.

Figura 20 Representação da metodologia para simulação de contato.



Fonte: o autor

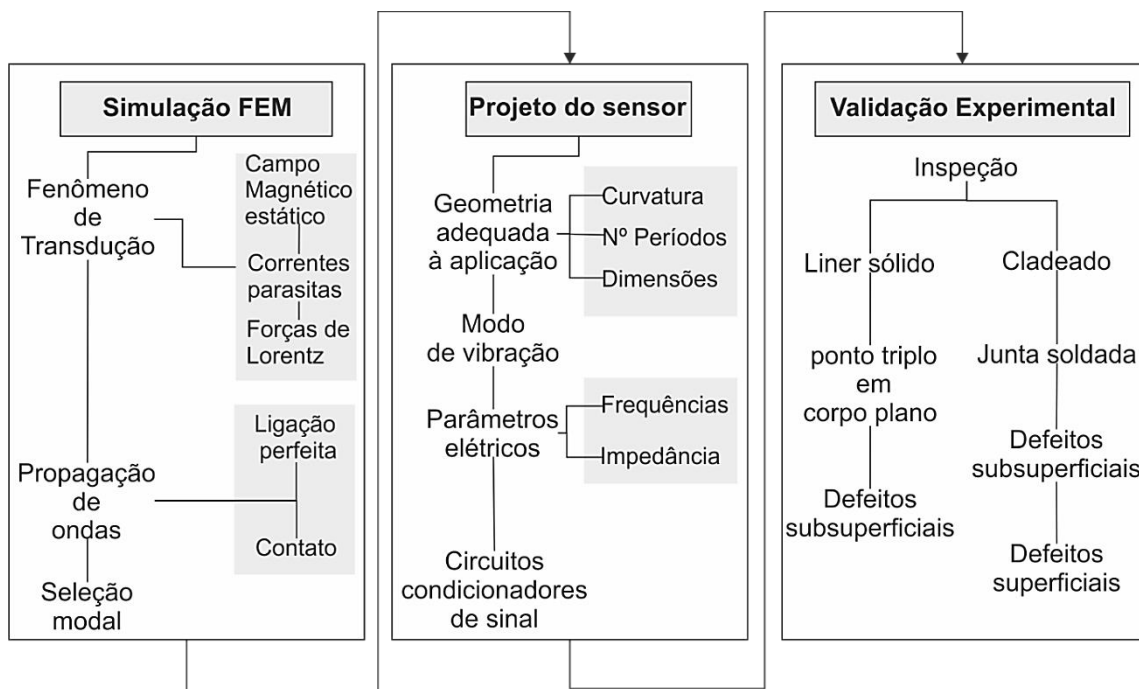
### 3. METODOLOGIA

Para o desenvolvimento dessa pesquisa, o problema foi dividido em três casos distintos e tratados independentemente. Isso se deve, sobretudo, as diferenças entre condições de contorno empregadas na análise de cada um dos problemas.

O emprego de F.E.M. auxiliou no planejamento da inspeção, fornecendo informações a respeito da dinâmica de propagação de ondas e sua interação com defeitos nos sólidos. Tendo em vista a confirmação das observações feitas através desses modelos numéricos, construiu-se corpos de prova representativos das condições de emprego da técnica estudada. Através da detecção de descontinuidades artificialmente criadas no material, é possível estimar-se a eficiência de transdutores EMAT para a detecção de defeitos nas regiões de interesse em cada um.

Para facilitar a compreensão da metodologia empregada neste trabalho, o diagrama de blocos mostrado na Figura 21 resume o estudo destacando as três grandes áreas: (i) análise por elementos finitos, (ii) projeto de sensores e a (iii) validação experimental. Assim, cada uma dessas etapas será detalhada nos próximos subtítulos deste capítulo, conforme ocorra sua abordagem.

Figura 21 Metodologia empregada no desenvolvimento do trabalho.



Fonte: O autor

#### 3.1. SIMULAÇÃO DOS FENÔMENOS DE TRANSDUÇÃO E ACOPLAMENTO MAGNETO-MECÂNICO

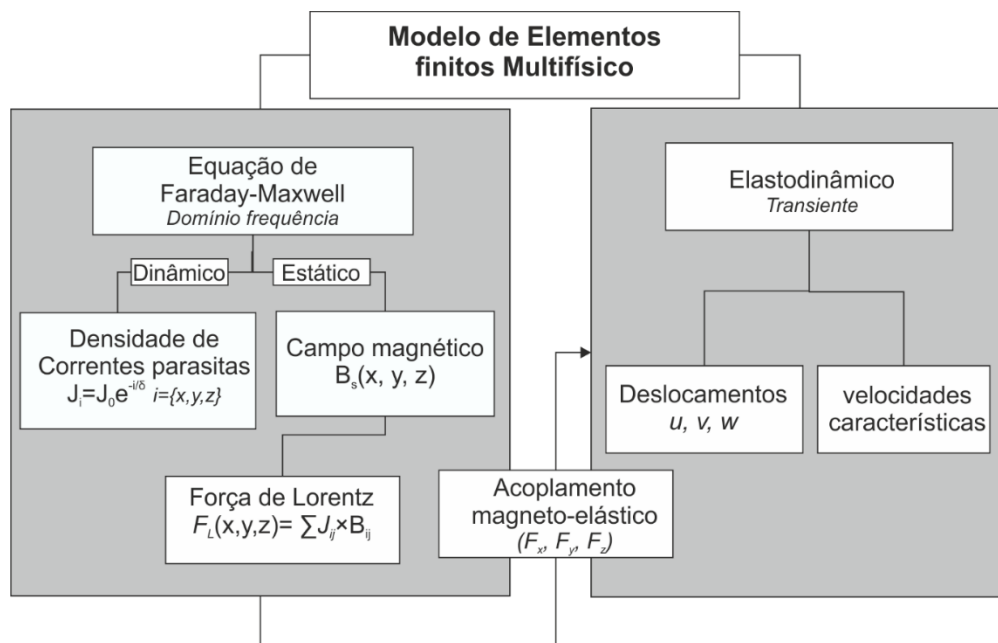
Nos próximos parágrafos, a metodologia de simulação empregada para o estudo dos fenômenos associados à geração e propagação de onda nos sólidos investigados nessa tese será abordada. Iniciando-

se pela descrição dos modelos eletromagnéticos de transdução e chegando à simulação de propagação de ondas para cada um dos casos.

Para a construção dos modelos de F.E.M, foi empregado um pacote comercial de simulação numérica, *Comsol Multiphysics*® que permite a resolução das equações de campo magnético e de propagação de onda nos sólidos através do acoplamento multifísico, característica marcante do produto.

Foi construído um modelo tridimensional de transdutores de EMAT sobre uma placa representativa da liga UNS 06625 com as propriedades físicas do material empregado no revestimento de CRA dos dutos para gerar as forças de Lorentz que, posteriormente, serão responsáveis pela geração de ondas elásticas no material do duto como reação do material através do a esse estímulo. Assim, o procedimento empregado na simulação é apresentado de forma resumida no diagrama de blocos da Figura 22 e com os valores para as propriedades de interesse apresentados na Tabela 2 e detalhado nos parágrafos que segue.

Figura 22 Fluxograma representativo da metodologia de simulação por FEM.



Fonte: o autor.

Para o cálculo da componente estática do modelo, a qual forneceria a componente  $\vec{B}_s(x, y, z)$  no cálculo das forças de Lorentz, ímãs de NdFeB foram simulados através da definição da equação para o vetor magnético potencial ( $V_m$ ) obtido como consequência direta da lei de Gauss que, na ausência de correntes, pode ser reduzido diretamente para  $H = -\nabla V_m$ .

Tendo sido resolvida a parte eletromagnética do modelo, o acoplamento das soluções com as equações da mecânica estrutural, dedicada ao estudo da propagação de ondas nos sólidos, é feito através da aplicação de uma força de corpo com forma de onda senoidal confinada em um volume do sólido limitado pelas dimensões laterais do transdutor e com profundidade definida por  $\delta$ , na a frequência de

operação do transdutor. Esse procedimento é chamado de acoplamento multifísico externo e apresenta como vantagem a minimização dos graus de liberdade calculados pelo processador, o que se converte em maior eficiência computacional que permitirá a construção de modelos numéricos de dimensões maiores.

Tabela 2 - Valores de referência para as propriedades tecnológicas dos materiais empregados no modelo numérico.

	<b>Propriedade</b>	<b>Símbolo</b>	<b>UNS 06625 laminado</b>	<b>UNS 06625 clad</b>	<b>Aço C-Mn</b>	<b>NdFeB</b>
<b>Eletromagnético</b>	Permeabilidade relativa	$\mu_r$	1	-	150	1
	Resistividade elétrica [Ω.m]	$\rho_e$	$1,3 \times 10^{-6}$	-	$1,6 \times 10^{-7}$	$1,0 \times 10^{-5}$
	Remanescência [T]	Br	0	-	0	1,0
<b>Elastodinâmico</b>	Módulo de Young [GPa]	E	205	C11=264, C12=127, C33= 235 C44=0,87	200	-
	Módulo Cisalhante [GPa]	G	81	-	78	-
	Poisson	$\nu$	0,31	-	0,28	-
	Densidade [kg/m <sup>3</sup> ]	$\rho$	$8,4 \times 10^3$	$8,44 \times 10^3$	$7,8 \times 10^3$	-
	Rigidez Normal do contato [GPa]	E*	-	-	111	-
	Rigidez Cisalhante do contato [GPa]	G*	-	-	23,3	-

O dimensionamento dos elementos da malha representa um critério determinante para a obtenção de resultados representativos em modelos de elementos finitos, de modo a garantir a independência entre malha e valores calculados (SINGERESU S. RAO, 2018). Dada a notória diferença de complexidade numérica entre as equações resolvidas no modelo eletromagnético e no mecânico, dois critérios de seleção para o tamanho de elementos precisaram ser estabelecidos.

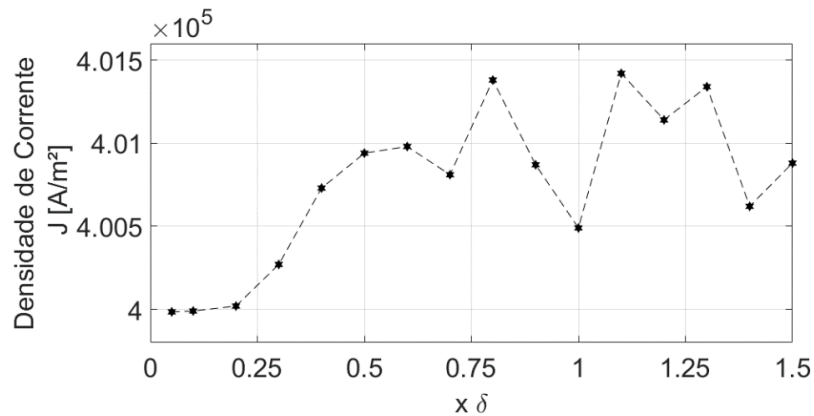
Para a garantia da confiabilidade de modelos de FEM, a seleção da malha – tipos de elementos da malha, grau do polinômio interpolador e suas dimensões – deve ser feita de modo a garantir que os resultados calculados sejam independentes da natureza da forma como foi feita a discretização dos domínios. Para tanto, o emprego de um teste de convergência de malha garantirá a representatividade dos fenômenos a ser calculado.

Inicialmente, para o modelo eletromagnético, foi realizado um teste de convergência de malha em que se parametrizou o tamanho máximo de elementos em termos de  $\delta$  de modo em que não fossem

verificadas mais variações no valor obtido para uma dada grandeza de interesse. A obtenção dos resultados na segunda parte da simulação, no entanto, demanda por outras condições de malha. Para isso, foi empregada a metodologia estudada por (DROZDZ, 2008) que faz uso do critério de CFL correlacionando o tamanho mínimo de elementos com a velocidade.

Contudo, a simulação de fenômenos eletromagnéticos demanda por dimensões de elementos menores que  $\delta$  para que a condição de independência da malha seja atendida. O teste de convergência de malha mostrado na Figura 23 evidencia o comportamento da densidade de corrente em um ponto abaixo do EMAT para diferentes tamanhos de elemento em termos da  $\delta$ .

Figura 23 Teste de convergência de malha para o modelo eletromagnético em termos de um fator multiplicativo da profundidade de pele para a liga UNS06625.



Fonte: O autor

O teste de convergência para elementos tetraédricos mostrou que o parâmetro da densidade de corrente deixa de ser dependente da malha quando para cálculos que envolvam ao menos 4 elementos por  $\delta$ , como visto para o valor de  $0,2 \times \delta$  com elementos quadráticos. Essa estimativa vai ao encontro daquilo encontrado na literatura para a validação do teste de malha por cálculos analíticos (RIBICHINI, 2011).

Aliado a isso, a natureza dos fenômenos calculados no modelo demanda pelo emprego de elementos de segunda ordem na malha para minimização do erro. Elementos quadráticos trazem consigo um aumento exponencial do número de graus de liberdade do modelo, aumentando o custo computacional.

Por razão análoga, a simulação da propagação de ondas elásticas, permitiu o emprego de elementos lineares para a economia de recursos computacionais, permitindo a construção de modelos mais complexos.

Aliado a isso, as condições de convergência amplamente estudadas na literatura, ajudaram a determinar os parâmetros de malha e incrementos de tempo ( $\Delta t$ ) necessários para que o resultado da simulação não seja comprometido (DROZDZ, 2008; RAJAGOPAL et al., 2012; ROSE, 2014a). Para tanto, estabeleceu-se que a malha deveria ser composta por 8 – 10 nós por comprimento de onda e o  $\Delta t$

deve ser tal que seja menor, ou igual à razão entre o menor tamanho de elemento e a velocidade da onda compressiva.

Por fim, foram construídas geometrias de domínio adequadas à abordagem realizada para cada um dos problemas estudados. Assim, os procedimentos empregados na simulação numérica serão descritos em detalhes a seguir.

### 3.2. PROJETO DE SENSOR ASSISTIDO POR MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS.

O correto projeto de transdutores demanda por decisões tomadas, considerando-se o máximo de variáveis envolvidas na sua operação de geração e recepção; sejam elas variáveis intrínsecas, ou extrínsecas. Entende-se por variáveis intrínsecas aquelas determinadas pelo fabricante do equipamento disponível; tais como: impedâncias de entrada e saída do pulsador, sua potência nominal e forma do sinal entregue, ou mesmo as propriedades de cabos e conexões empregados. Por outro lado, variáveis extrínsecas são aquelas impostas pelas condições de operação do transdutor. Por exemplo, as condições do meio e do componente a ser inspecionado. Dentre essas, é possível mencionar: as propriedades elétricas e magnéticas do material, afastamento necessário da superfície do componente sob avaliação, o *lift-off*; há ainda a geometria do componente que poderá influenciar na orientação das linhas de campo magnético e, com isso, alterar resultados, ou mesmo fornecer indicações espúrias.

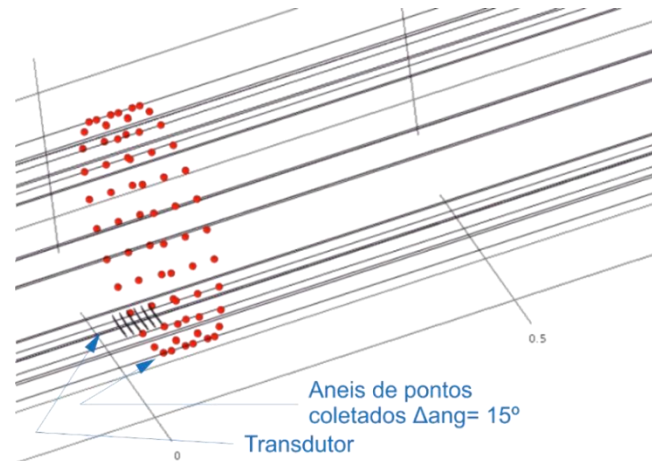
Para tanto, o projeto de transdutores empregados neste trabalho tem início com o uso de metodologias de *beamforming* para a otimização do feixe sônico através da parametrização de variáveis referentes ao número de períodos, espaçamento entre eles e seu dimensionamento. Mais adiante, a avaliação dos efeitos das diferenças de acoplamento entre a superfície dos elementos dos períodos e a superfície interna do corpo de prova ajudou a estimar o impacto desse parâmetro no funcionamento do sistema e a estimar a influência de concessões feitas no projeto em nome da capacidade de fabricação do dispositivo.

A análise por F.E.M. do transdutor construído permite que as variáveis, até então estabelecidas como condição de contorno do projeto de transdutor, sejam avaliadas de maneira dedicada a um PPM-EMAT e, com isso, os limites de projeto sejam estabelecidos. A simulação numérica permitirá avaliar, também, os limites técnicos da fabricação de um transdutor dessa natureza em virtude do aumento do tamanho dos elementos quando em busca da geração de modos com comprimento de onda cada vez maiores. Por fim, as forças geradas nessa etapa, fornecerão o perfil de forças a ser empregado na construção dos modelos para o estudo numérico da propagação de ondas na guia de onda.

De posse dos deslocamentos gerados no sólido, será possível o mapeamento numérico das componentes do feixe sônico na região do transdutor, decompostas nas três direções principais do feixe. Para tanto, os deslocamentos foram calculados em pontos circunferencialmente distribuídos em redor do sólido separados de 15°, coletados a cada 30 mm, como mostrado na Figura 24. Deste modo, é

possível a caracterização espacial de todas as componentes do feixe sônico, isolando-se as componentes para cada direção no sólido.

Figura 24 Distribuição dos pontos em redor do domínio para caracterização do feixe sônico simulado.



Fonte: o autor.

A segunda etapa de avaliação do projeto por elementos finitos se dá pelo estudo da frequência espacial dos modos vibracionais gerados pelo dispositivo. Esse procedimento se dá pela construção do espectro de frequências obtidos com a transformada de Fourier em duas dimensões (FFT2d). Sobrepondo-se esse parâmetro com as curvas de dispersão da guia de onda, é possível estimar-se os modos gerados pelo dispositivo em trabalho. De modo a esclarecer melhor esse procedimento, ele será detalhado nas próximas sessões deste capítulo.

### 3.3. MODELO DA PROPAGAÇÃO DE ONDA EM MEIOS ELÁSTICOS BICAMADA

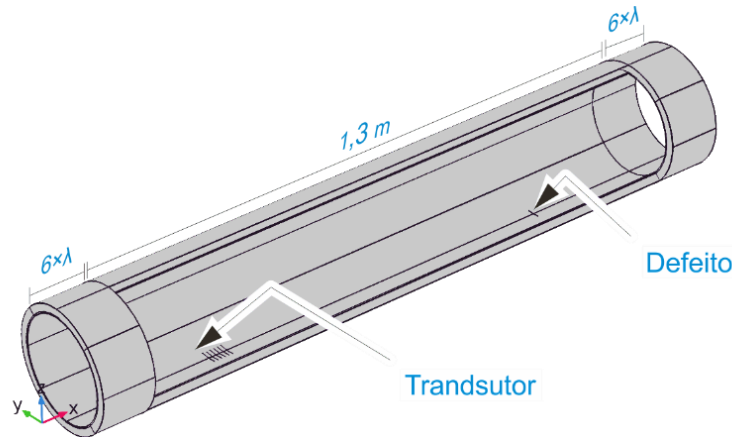
Embora abordados sob a mesma ótica, os problemas estudados nessa pesquisa exigem o emprego de metodologias para simulação numérica distintas em virtude do grau de interação entre os materiais de base e CRA. No primeiro, há dois materiais intimamente ligados, configurando interfaces perfeitas entre eles. Isso faz com que não haja tensão de uma camada para outra. Já no segundo caso, representativo da região do ponto triplo de dutos mecanicamente revestido, no qual dois meios elásticos estão em contato são unidos por um material transversalmente isotrópico, de modo que o ponto de interesse para o estudo situa-se na fronteira entre os meios.

O primeiro caso estudado avalia o uso da técnica de ondas SH de médio alcance para a inspeção de defeitos em solda de dutos cladeados por colaminação. Para tanto, foi construída a geometria como mostrado na Figura 25 para a simulação dos fenômenos de propagação de ondas e avaliação de sua interação com defeitos. O estudo de dutos cladeados considera uma geometria cilíndrica oca composta



por duas camadas concêntricas de material elástico intimamente ligados. A camada mais interior tem propriedades descritas como as da liga de Ni 625 como descritas na Tabela 2 e a camada externa, mais espessa, definidas como aço ao carbono com propriedades apresentadas na mesma tabela.

Figura 25 Geometria empregada na simulação da inspeção do duto cladeado.



Fonte: O autor.

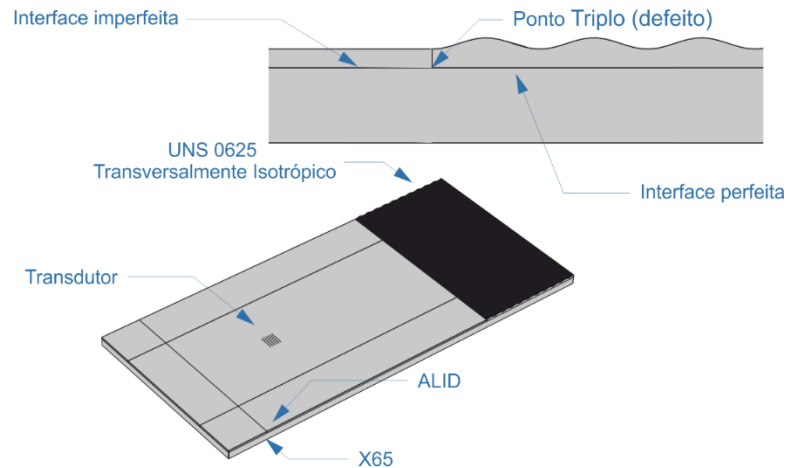
As regiões definidas como  $6 \times \lambda$  referem-se as bordas de absorção de onda com atenuação crescente, referidas por sua sigla ALID (*Absorbing layer using increasing damping*) (DROZDZ, 2008) empregadas com o intuito de viabilizar o uso de domínios menores para a simulação de modo a otimizar a capacidade computacional do sistema durante a simulação.

A definição de modelos de tal forma para ambos os casos permitirá estimar-se a resolução da técnica de ondas guiadas para o dado fim para um range de frequências passíveis de geração com um PPM-EMAT.

Para o estudo do comportamento de ondas SH em uma estrutura representativa da região do ponto triplo de um duto mecanicamente revestido, construiu-se uma geometria para simulação por F.E.M que aproximasse a condição real da melhor forma possível de modo que, como representado na Figura 26 que destaca também o ponto triplo entre os metais, ela foi constituída por três materiais com propriedades distintas e com condições de interface entre domínios que permitissem a avaliação das regiões do duto laminado e da região cladeada, utilizada na prática para selar a junta soldada. Por fim, a região do ponto triplo, indicada na figura, será o sítio para inserção de discontinuidades no modelo. Por fim, as partes da geometria, foram atribuídas as propriedades elásticas da liga de Ni 625 (UNS 06625) e do aço carbono apresentadas na Tabela 2.

As propriedades do aço ao carbono foram atribuídas à parte inferior da geometria, enquanto na parte superior da geometria, foram atribuídas as constantes elásticas da liga de Ni 625. Entretanto, a região descrita como liga de Ni foi dividida em duas regiões distintas e unidas pelo ponto triplo.

Figura 26 Geometria construída para a simulação de um ponto triplo planificado.



Fonte: o autor.

A primeira, representativa de um material laminado isotrópico e mostrada no lado esquerdo da figura, forma um contato com a camada de aço ao carbono descrito pela interface imperfeita entre os domínios. A abordagem do problema dessa forma permite a simplificação através de um problema de contato de Hertz do tipo plano-plano, no qual a rigidez do contato é definida pela relação entre os módulos de elasticidade do material como descrito na Equação (67) e simplificado no problema como a solução em um sistema massa-mola. No que tange à rigidez de cisalhamento, o sistema foi simplificado como sendo livre para deslizar. Isso se deve à ordem de magnitude dos deslocamentos tangenciais que permite que a interação de contato nessa direção seja desprezada em benefício da convergência do modelo e da redução de seus graus de liberdade.

A segunda região dos domínios, por outro lado, é formada por uma camada de liga de Ni transversalmente isotrópica com topografia ondulada típica de uma camada cladeada por fusão. Diferentemente da anterior, essa camada encontra-se intimamente ligada ao aço permitindo que as tensões sejam transferidas livremente entre os materiais dos domínios.

Por fim, as forças de Lorentz geradas no modelo eletromagnético serão aplicadas na região definida como transdutor na figura, funcionando como atuadores para a geração da perturbação. Com os domínios definidos de tal forma, é possível a simulação da geração e propagação de ondas guiadas geradas por PPM-EMAT. E com isso, o estudo da viabilidade de aplicação da técnica para o dado fim.

### 3.4. VALIDAÇÃO EXPERIMENTAL

A verificação experimental dos princípios estudados numericamente demanda pela construção de corpos de prova adequados para a representação de condições similares àsquelas encontradas em campo. Deste modo, foram construídos blocos que simulem as condições reais dos materiais encontrados comercialmente e nomeados como:

1 – **CRA-CP-Tubo:** corpo de prova que simula a solda de um segmento de duto revestido com liga de Ni por colaminação com uma solda na extremidade.

2 – **CRA-ER-Tubo:** Corpo de prova em forma de segmento de duto revestido com liga de Ni por colaminação sem emenda e com 6 m de comprimento sem solda.

3 – **CRA-LP-Placa:** corpo de prova que visa simular a região do ponto triplo de um duto revestido mecanicamente.

Dessa forma, a avaliação da técnica de ondas guiadas de alta frequência para a interrogação do ponto triplo em dutos mecanicamente revestidos através do uso do corpo de prova CRA-LP-Placa, enquanto os dois restantes serão dedicados à avaliação da técnica para dutos cladeados. Nas sessões abaixo, a construção e caracterização de cada um deles será detalhada, iniciando-se pelo procedimento empregado para a validação do sensor, seguindo pelos corpos de prova - CRA-LP-Placa e CRA-CP-Tubo.

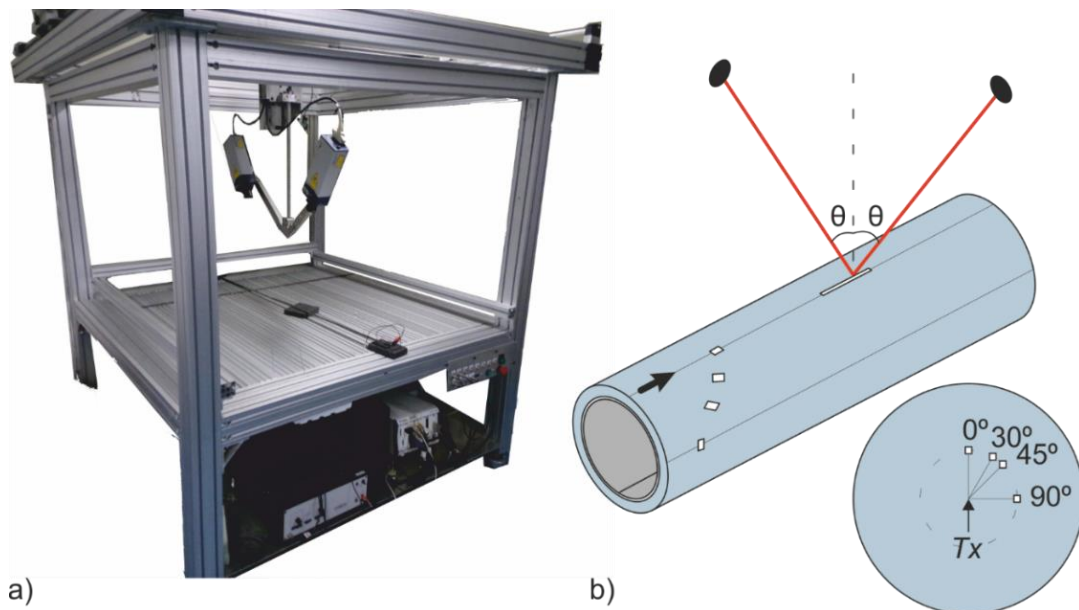
#### 3.4.1. Validação Experimental do protótipo de sensor

A validação experimental do protótipo construído utilizou um vibrômetro de bancada bidimensional equipado com interferômetros de efeito Doppler, projetado e construído nas dependências do LAMEF para o estudo de vibrações acústicas e mostrado na Figura 27a. Nessa figura, é possível identificar os interferômetros posicionados formando um ângulo conhecido para medida sobre a amostra de modo a detectar deslocamentos longitudinais, ou transversais.

Para medidas de deslocamentos horizontalmente polarizados, no entanto, os dispositivos devem estar rotacionados de  $90^\circ$  em relação ao eixo de propagação da onda. Essa configuração é representada pela Figura 27b que mostra o procedimento empregado para a medida dos deslocamentos no material com o equipamento quando da caracterização do feixe sônico do transdutor e também da varredura longitudinal na superfície de um tubo cladeado. Junto disso, no detalhe dessa figura, constam a disposição dos pontos escolhidos para o mapeamento do campo feixe sônico em relação ao transmissor representado pela seta.

A caracterização do feixe sônico contou com o auxílio de um tubo de aço ao carbono sem costura de  $6^{1/4}$ ", sendo  $1/4$ " de espessura (158,65 mm de diâmetro com 6,25 mm). Para a seleção dos pontos de medida, conservou-se a distância circunferencial entre eles. Essa configuração permite conservar variáveis de atenuação do feixe de modo que as amplitudes medidas sejam dependentes unicamente da variação angular. Na outra parte da figura, há os pontos escolhidos para a medida do modo gerado pelo transdutor através da medida dos números de onda com o método da FFT2d.

Figura 27 Aparato empregado para o estudo do transdutor. Em a) bancada de vibrometria 2D e b) Operação de um vibrômetro de bancada para a varredura linear de pontos.



Fonte: o autor.

Os lasers dispostos sob um ângulo  $\theta$  permitem que os deslocamentos no plano e fora dele sejam quantificados em um dado ponto. Com essa informação, a caracterização dos modos gerados por um transdutor para uma dada geometria conhecida é viabilizada, bem como a caracterização dos modos gerados por uma fonte conhecida em uma geometria desconhecida.

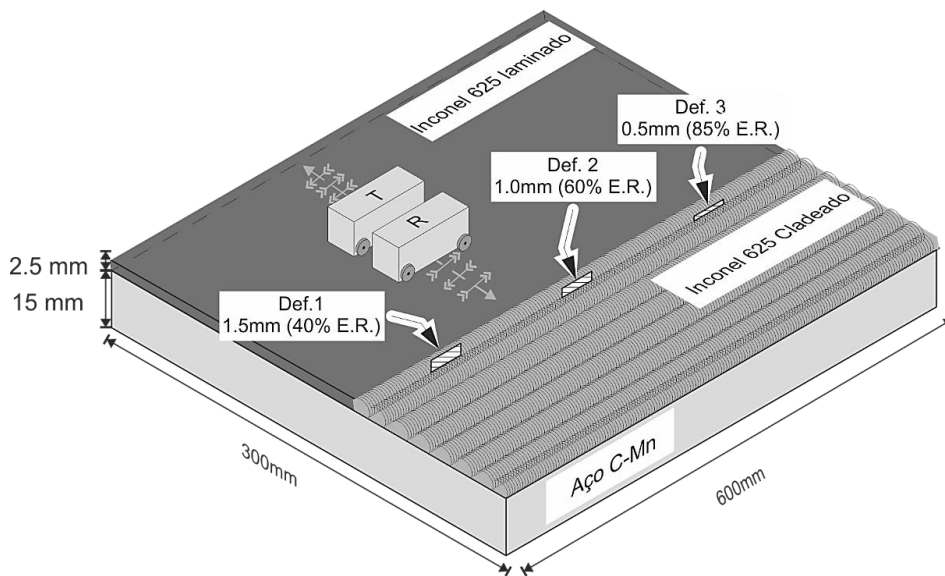
#### 3.4.1.1. Avaliação experimental do ponto triplo em dutos revestidos mecanicamente – CRA-LP-Placa

Para a avaliação da viabilidade do emprego de EMAT para a inspeção do ponto triplo em dutos sem ligação metalúrgica, sugere-se a construção de um corpo de prova que represente a planificação de um duto de modo a formar uma placa composta por duas camadas, como mostrado na representação do corpo de prova CRA-LP-Placa, representado na Figura 28, de modo a minimizar o número de variáveis envolvidas no processo de inspeção por ondas guiadas.

O corpo CRA-LP-Placa foi construído pela montagem de uma chapa da liga UNS N 06225 (referida também como Liga de Ni 625), a qual representará o revestimento de CRA; sobre outra de aço X65, representativa do tubo externo. Para representar-se a região cladeada do ponto triplo, parte da superfície dessa placa deve ser revestida com a liga de Ni 625 por deposição com TIG. Na representação é também mostrada a configuração de transdutores operando em tandem, como empregado para a inspeção da interface entre os materiais. Essa configuração entre sensores será utilizada, também, para o estudo dos dutos cladeados, como complemento à avaliação de defeitos abertos à superfície.

Para a fabricação dos defeitos, considerou-se as recomendações da norma BS-7910:2013 (THE BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2015) e do procedimento DNV GL-RP-F108 (DNV GL, 2017b) para a avaliação de defeitos em dutos. Esses guias recomendam que defeitos internos sejam avaliados considerando sua criticidade como sendo o dobro daqueles abertos na superfície. Deste modo, optou-se pela inserção de defeitos internos junto à interface dos metais com diferentes profundidades, como indicado pelas setas na figura.

Figura 28 Geometria para simulação do ponto triplo em um duto mecanicamente revestido.



Fonte: o autor.

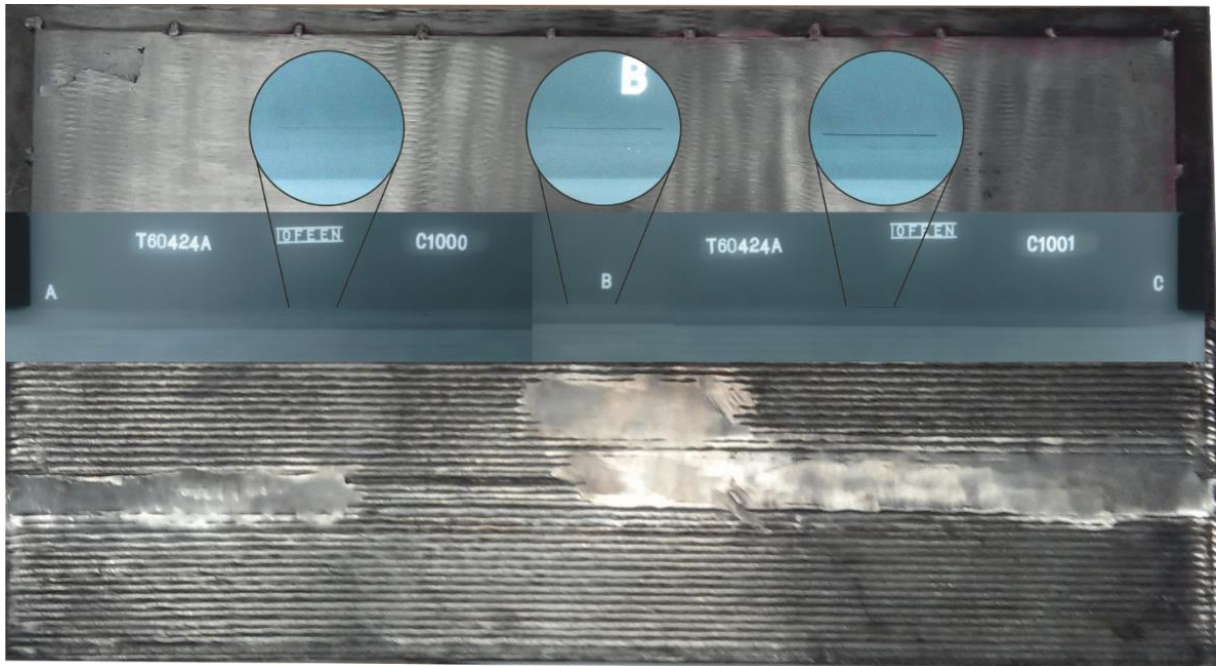
Os defeitos no corpo de prova foram fabricados pela execução de entalhes de eletroerosão por descarga (*EDM*). Eles foram, então, cobertos com o material CRA por um novo passe de TIG com baixa energia de soldagem. O resultado desse procedimento é mostrado na Figura 29 com a sobreposição da fotografia da vista superior de CRA-LP-Placa sobreposta com uma radiografia do ponto triplo. Após a dissecação deste corpo de prova, foi possível observar-se a localização e dimensões dos entalhes através das macrografias da sessão transversal do ponto triplo mostradas na Figura 30.

Os defeitos inseridos artificialmente no material visaram reproduzir os defeitos em fadiga por ressonância previamente observados na literatura no ponto triplo (JOHNSTON; NAGESWARAN; LONDON, 2016). Porém, as macrografias apresentadas na Figura 30 mostram que nem todos os defeitos foram inseridos na região cladeada, ligeiramente a frente da interface. Alguns, no entanto, ficaram parcialmente inseridos na camada de liga 625 laminada.

O desalinhamento entre interface e defeitos fabricados terá como consequência a distorção da forma de onda, podendo mascarar as indicações, levando à redução da resolução da técnica.

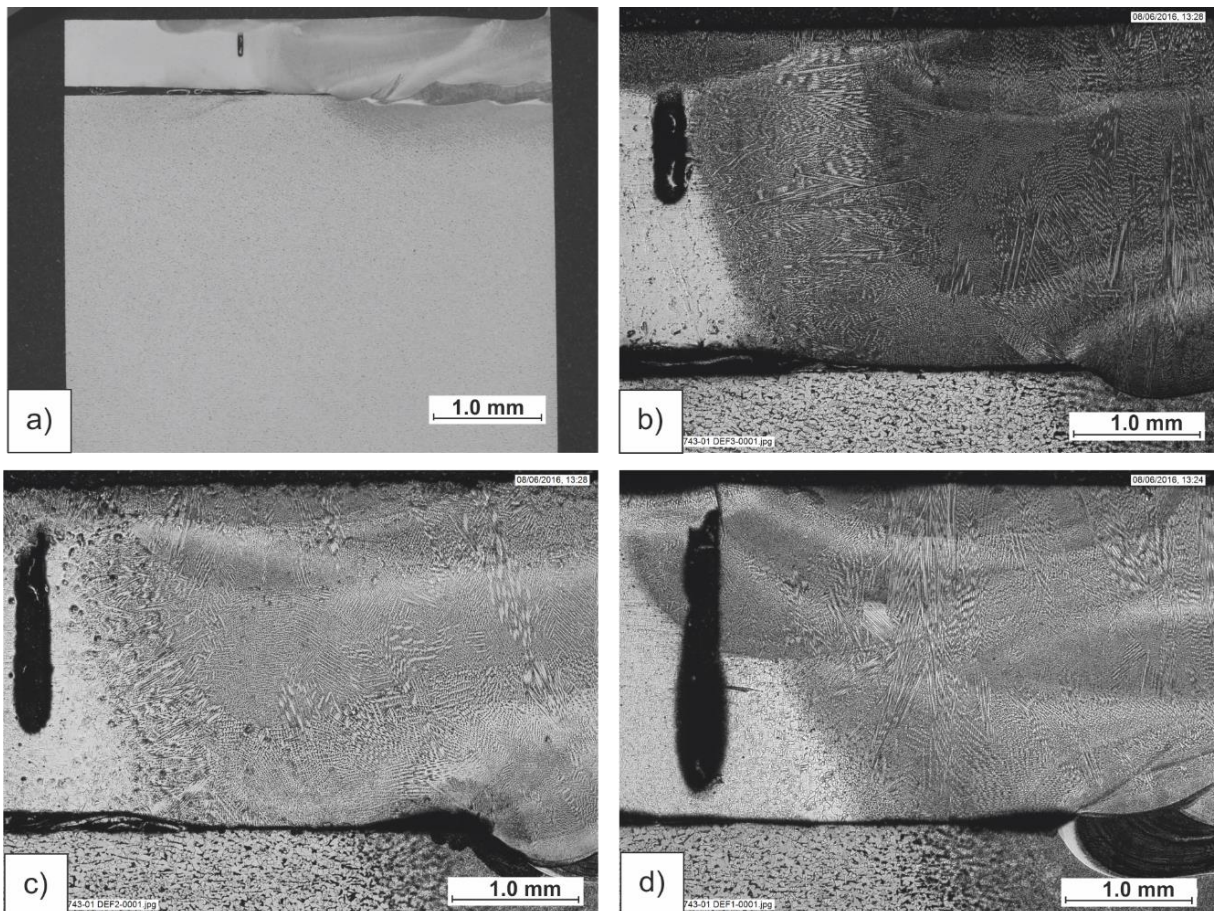


Figura 29 Foto CRA-LP-Placa com defeitos evidenciados por radiografia industrial.



Fonte: o autor.

Figura 30 Macrografias dos defeitos usinados no ponto triplo. Sendo em a) corte transversal do corpo mostrando a localização do defeito e, b) 0,5 mm, c) 1.0 mm e d) 1,5 mm.



Fonte: o autor.

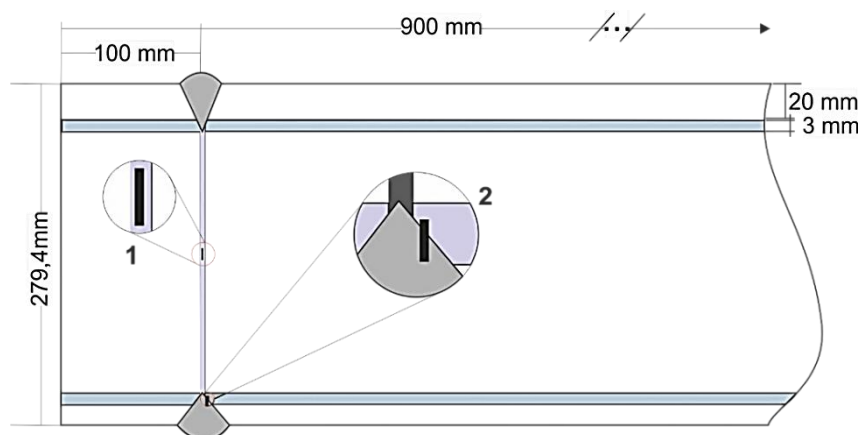
Por fim, com o auxílio de um equipamento de inspeção comercial para geração e detecção de ondas por EMAT (*Temate powerbox H*®) fornecido pela empresa Innerspec®, foi possível a inspeção por ondas guiadas SH na superfície do corpo de prova CRA-LP-Placa. Para tanto, a geração e detecção foi feita com transmissor (T) e receptor (R) montados em configuração tandem como na representação mostrada na Figura 28.

#### 3.4.1.2. Corpo de prova para simulação de um duto colaminado - CRA-CP-Tubo

Para o estudo em componentes colaminados partiu-se de segmentos de duto revestidos com CRA por colaminação de 10” e dimensões como apresentadas na Figura 31, os quais foram soldados de acordo com o recomendado pela DNV-RP-F113 - com uma junta duplo V com 3 mm de nariz na camada de CRA e utilizado consumível da liga de Ni 625. Feito isso, foram inseridas descontinuidades na solda para que simulassem a presença de defeitos de dois tipos: (i) defeitos de solda internos, juntos ao passe de raiz e (ii) defeitos abertos na superfície de CRA usinados com o auxílio de uma retífica manual equipada com disco de corte. Os parâmetros de controle entre os defeitos foram as dimensões de cada tipo; sendo a profundidade, para aqueles abertos na superfície do clad; e o comprimento, para os internos na solda. Maiores detalhes sobre a fabricação desse componente podem ser encontrados no Anexo III.

Após a execução dos testes nos corpos de prova, é necessário que o corpo de prova CRA-CP-Tubo seja inspecionado por uma técnica de inspeção convencionalmente empregada para esse propósito, como a inspeção por ultrassom avançado, *phased array* (PUAT).

Figura 31 Representação dos defeitos inseridos na junta soldada de CRA-CP-Tubo.



Fonte: o autor.

Para isso, foi utilizado o equipamento MultiX++29 fornecido pela M2M®, equipado com um transdutor linear com 16 canais que, conectado a um *encoder* de roda, permitiu gravar o registro da varredura de toda circunferência da solda, possibilitando a localização de todos os artefatos inseridos no

corpo de prova. O uso dessa ferramenta propiciou a apresentação das indicações dos defeitos na forma de gráficos B-scan e C-scan, permitindo sua caracterização e dimensionamento.

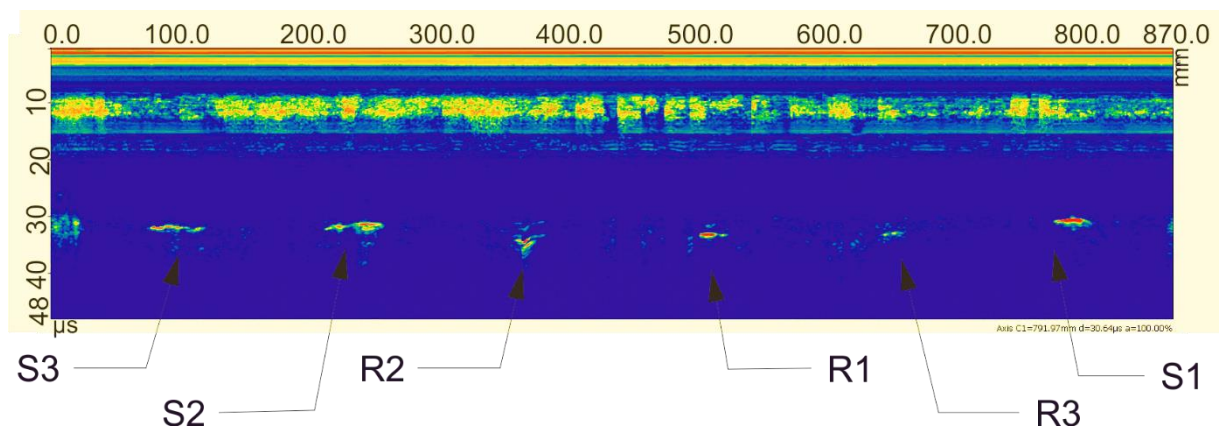
É importante salientar que, ao contrário dos defeitos superficiais, passíveis de identificação por inspeção visual, aqueles internos na raiz da solda são escondidos pela camada de material depositada sobre eles e o conhecimento de sua correta localização é necessária para o estudo.

Assim, a imagem obtida é apresentada na Figura 32 e permite ter-se uma ideia da distribuição das falhas em redor do duto. A figura mostra uma planificação da superfície da peça inspecionada a partir da costura longitudinal do tubo com as indicações dos defeitos de raiz (R1, R2 e R3) e os defeitos abertos na superfície interna do tubo (S1, S2 e S3).

A imagem de C-scan gerada por PAUT fornece as indicações dos defeitos para tempos em torno de 30  $\mu$ s e espaçadas de 150 mm aproximadamente.

Pequenas diferenças no tempo de voo entre as indicações se deve as diferenças de profundidade entre os defeitos de raiz e os defeitos superficiais, de modo que os defeitos do tipo S são localizados ligeiramente antes que os do tipo R, pois são detectados com meio pulso (*half-skip*), com reflexão direta do sinal incidente. Os defeitos R, por outro lado, são detectados com pulso completo (*full-skip*), com a reflexão indireta do feixe sônico, após o sinal ter sido refletido na superfície inferior do material e então atingir o refletor. Nessa figura, há ainda a indicação do sinal incidente da superfície do duto após ter passado pela sapata

Figura 32 C-scan obtido por PAUT após a varredura total do contorno do cordão de solda no corpo de prova CRA-CP-Tubo com indicações dos defeitos inseridos.



Fonte: o autor.

Para o dimensionamento correto das discontinuidades inseridas no componente, gerou-se uma varredura do tipo B-scans para cada um e que são reproduzidos no Anexo III deste trabalho para verificação do leitor. Deste modo, as leituras das dimensões longitudinais e radiais dos defeitos são divididos em duas tabelas; Tabela 3 para os defeitos de raiz na solda e Tabela 3 para os defeitos da superfície interna do tubo.



Todavia, o fato de estarem embebidos no meio do material e a possibilidade de os insertos de W terem sido parcialmente fundidos, devido à energia de soldagem excessiva, inviabilizou o dimensionamento de sua espessura, fazendo com que a única informação a cerca deles seja o comprimento de cada um. Outro fator limitante para a medida da profundidade desses defeitos se deve à forma cilíndrica dos insertos, o que dificulta o seu dimensionamento com UT, embora saiba-se que a espessura nominal dos insertos antes da soldagem era de 2,00 mm, o que estabelece um limite superior para a espessura do defeito. Prevendo tal fato, uma vez que eles foram criados pela inserção de elementos estranhos à solda, empregou-se insertos com dimensões longitudinais distintas para facilitar sua identificação.

Tabela 3 - Dimensionamento dos defeitos de raiz inseridos na solda da peça CRA-CP-Tubo.

Nomenclatura	Comprimento do defeito [mm]	Profundidade máxima do defeito [mm]
R1	21	-
R2	22,4	-
R3	13,4	-

Com respeito ao defeito R2, a inspeção por PAUT mostrou a presença de dois refletores próximos, esse fenômeno fica evidente na Figura 70b no Anexo II. Acredita-se que isso se deva à formação de trinca causada pela redução da energia de soldagem naquela região para evitar-se a fusão do inserto de W, utilizado para inserção do defeito, que causou a falta de fusão do metal da raiz da solda.

Quanto da aplicação da técnica em um duto cladeado em escala real, corpo de prova CRA-ER-Tubo, nomeou-se o entalhe usinado como S4 na Tabela 4 e sua inspeção por PAUT também encontra-se apresentada no Anexo III.

Tabela 4 - Dimensionamento dos defeitos superficiais confeccionados na solda da peça CRA-CP-Tubo.

Nomenclatura	Comprimento do defeito [mm]	Profundidade máxima do defeito [mm]
S1	22,1	6,6
S2	22,8	3,5
S3	20,0	1,6
S4	60,0	5,0

Em virtude da forma de inserção dos entalhes na superfície interna dos tubos, com uma retífica de mão equipada com um disco de corte, a topografia do entalhe assume a forma da ferramenta de corte, resultando em um entalhe semicircular. Como consequência disso, há flutuações nos valores de profundidade medidos de modo que as indicações não são homogêneas, sobretudo nos valores lidos nas extremidades de cada entalhe. Assim, para estabelecer-se uma dimensão de profundidade dos entalhes, assumiu-se essa dimensão como sendo as profundidades máximas deles.

## 4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

O presente capítulo foi dividido em dois grandes tópicos que se referem aos resultados da simulação por elementos finitos e resultados da validação experimental desses resultados. Para isso, cada um deles foi dividido em seções que contemplam as três áreas estudadas nessa pesquisa, destacadas no início do trabalho.

A primeira parte deste capítulo abordará a validação numérica do projeto de transdutor EMAT para a inspeção de dutos revestidos com CRA seguida pelo estudo da viabilidade do emprego desse sensor para a inspeção de dutos cladeados. Por fim, será avaliado a inspeção do ponto triplo de dutos mecanicamente revestidos através da simulação de propagação de ondas geradas em um sólido elástico.

O segundo tópico, apresentará os resultados obtidos pela validação *in-situ* do protótipo no corpo de prova CRA-CP-Tubo e CRA-ER-Tubo. Isso mostrará a capacidade do emprego do protótipo para a inspeção de defeitos de duas naturezas, tanto defeitos internos quanto superficiais na solda do duto através da comparação entre os sinais para defeitos de dimensões diferentes.

### 4.1. OTIMIZAÇÃO DE TRANSDUTORES DE IMÃS PERIÓDICOS ATRAVÉS DE FEM– PPM-EMAT

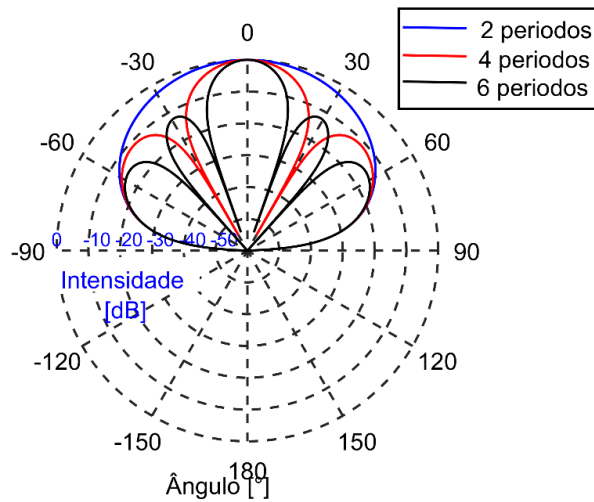
A Figura 33 mostra a dependência do feixe sônico com o número de períodos de um arranjo linear de transdutores composto por 2, 4, 6 e 8 períodos, obtido através do cálculo analítico do princípio de Huygens. Dessa análise, é possível verificar o aumento da direcionalidade do feixe sônico com o número de períodos através da aniquilação de componentes do feixe evidenciadas pelo surgimento de pontos de mínimo dentro do feixe. Esses pontos ocorrem devido à interferência destrutiva entre as componentes vetoriais do arranjo linear do transdutor.

A Figura 34 mostra o dependência das componentes laterais do feixe com o espaçamento entre períodos de um transdutor periódico de seis períodos em termos do comprimento de onda gerado. Para espaçamentos diferentes de  $\lambda/2$ , há forte incidência de componentes a  $90^\circ$  da linha longitudinal do sensor. Para gerações com esse espaçamento, no entanto, a componente longitudinal é atenuada devido à defasagem das componentes do deslocamento que resultam na sua aniquilação.

Entretanto, essa abordagem não considera a influência dos vetores campo magnético que podem alterar as proporções relativas entre as componentes do feixe, visto que apenas contempla a influência dos parâmetros magnéticos do transdutor, considerando-o como sendo gerado por elementos pontuais com magnitudes iguais.

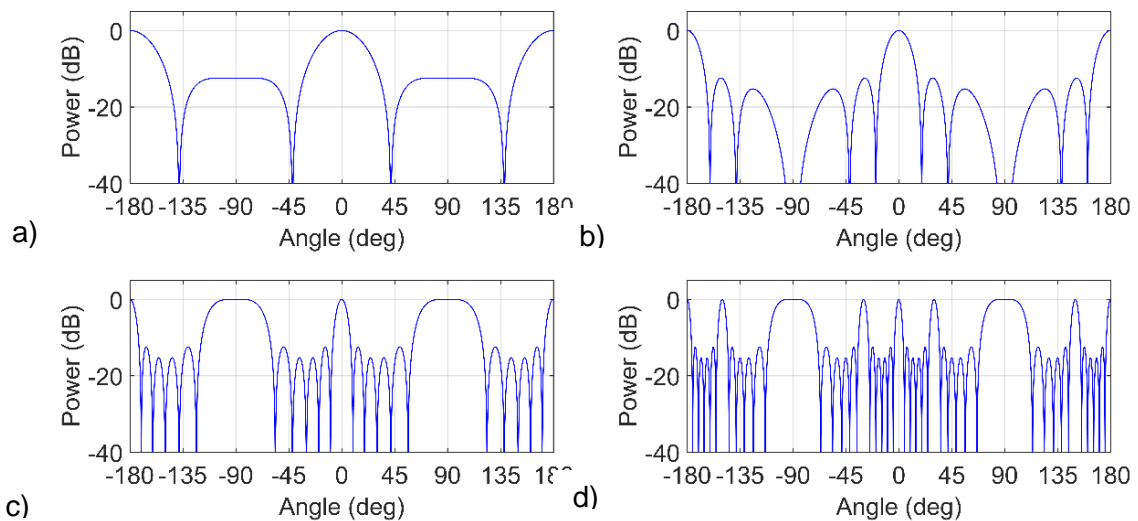
Consoante a isso, o aumento do número de períodos de um transdutor resulta no aumento da resolução modal do feixe sônico emitido, atuando analogamente ao aumento do número de ciclos do sinal empregado (ROSE, 2014a).

Figura 33 Dependência do feixe sônico com o número de períodos do sensor, para arranjos periódicos.



Fonte: O autor.

Figura 34 Influência do espaçamento entre períodos do sensor no alargamento do feixe para um arranjo periódico com  $N=6$  elementos. Com espaçamentos de: a)  $1/4 \lambda$  b)  $1/2 \lambda$  c)  $1\lambda$  e d)  $2\lambda$ .



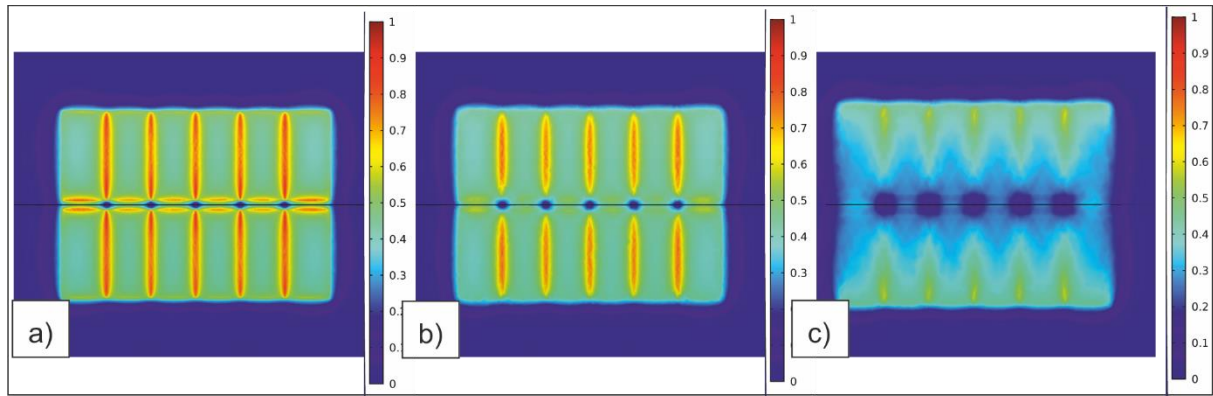
Fonte: O autor.

Assim, o estudo da influência da topologia desses elementos foi realizado considerando ímãs planos e paralelos à linha de base, ímãs planos e com inclinação que acompanhe a circunferência do tubo e, por fim ímãs curvados que acompanhem a curvatura do tubo.

Uma avaliação qualitativa desses dados é apresentada na Figura 35 que facilita à compreensão dos valores encontrados quantitativamente na análise da Figura 36 e, de modo que a análise qualitativa, representada pelo mapa de cores, mostra que o grau de concordância entre superfícies do tubo e ímãs exerce influência na distribuição do campo magnético na região do transdutor. O nível de concordância entre superfícies dos ímãs e do duto influencia fortemente a distribuição do campo magnético do transdutor. Isso se deve à equidade de distância entre pontos da área coberta por cada ímã. Ímãs com

superfície curva apresentam maior homogeneidade do campo magnético no interior do material. Todavia essa propriedade se perde conforme se diminui a concordância entre essas superfícies.

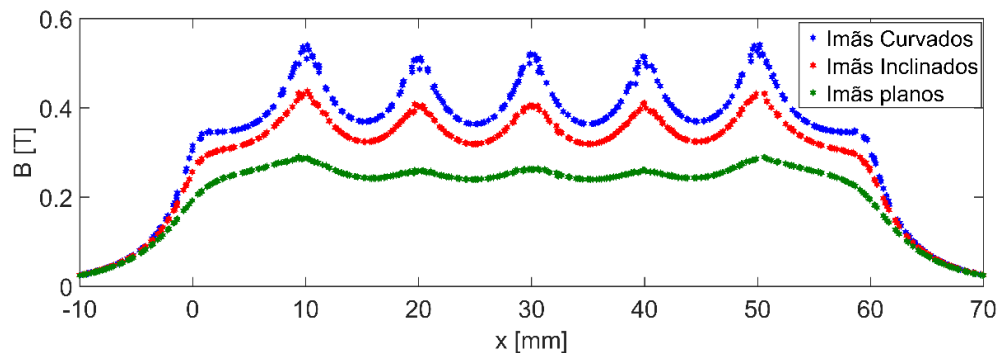
Figura 35 Dependência do vetor indução magnética no material com a geometria da superfície dos empregados no PPM-EMAT. Em a) ímãs curvados, b) ímãs planos inclinados e em c) ímãs paralelos à linha de base.



Fonte: o autor.

A avaliação quantitativa dessa variável mostrada na Figura 36 torna explícita a magnitude da perda de indução magnética com a redução da concordância entre superfícies. Ímãs curvados, perfeitamente acoplados à curvatura interna do duto, apresentam maior indução magnética. Essa característica se perde parcialmente quando ímãs planos e inclinados são empregados, mantendo, contudo, o perfil de indução magnética no material. Isso refletirá na capacidade do transdutor em gerar perturbações com a distribuição de vetores desejada.

Figura 36 Dependência do campo magnético na superfície da liga de Ni com a curvatura dos ímãs utilizados na fabricação do EMAT.



Fonte: O autor

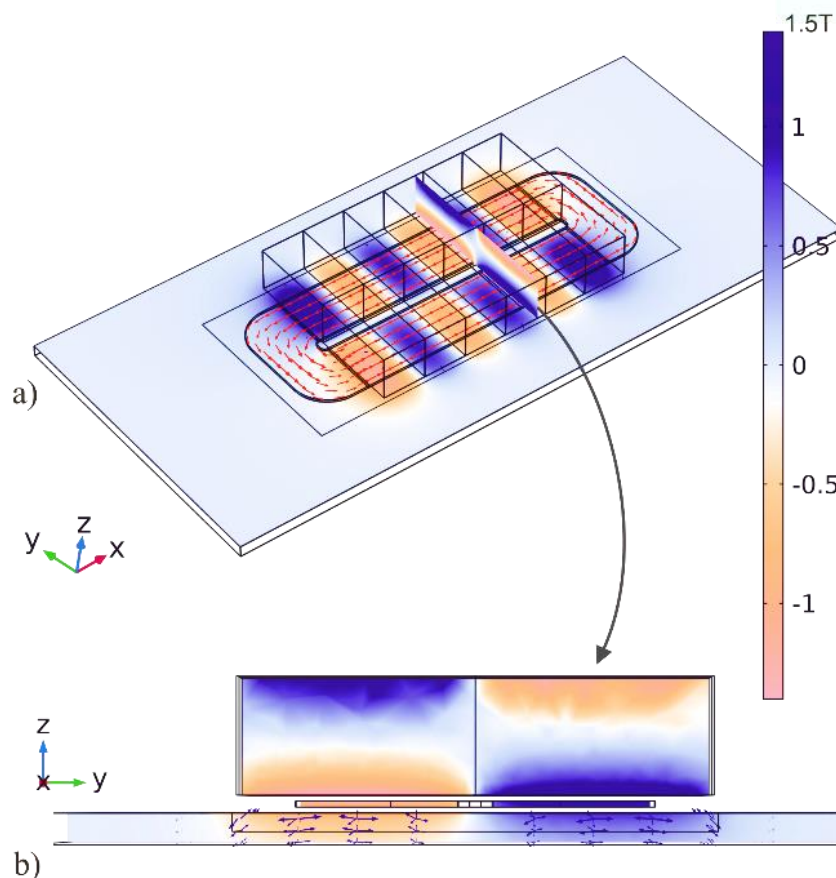
O caso mais extremo; ímãs planos paralelos à linha de base, representado na Figura 35c, mostra que não só a amplitude da indução magnética é perdida, como também a distribuição das linhas no

interior do material. Isso, por sua vez, impossibilita o uso dessa configuração na fabricação de EMATs para essa função, deixando em aberto as duas outras possíveis configurações.

Da avaliação dessas figuras, fica evidente a superioridade do emprego de ímãs curvos para a fabricação do sensor, uma vez que tanto o perfil quanto a magnitude do campo são superiores as demais. Contudo, a indisponibilidade comercial desses produtos no mercado interno faz com que seja necessária sua importação de mercados produtores, como a China, o que dificultaria o cumprimento de prazos previamente estabelecidos e adicionaria uma variável extraordinária ao projeto. Então, o emprego de ímãs planos e inclinados paralelamente à linha tangente do tubo foi considerado o mais viável para fabricação do protótipo empregado neste trabalho.

A Figura 37 mostra a distribuição dos parâmetros magnéticos em um PPM-EMAT com  $\lambda=22,0$  mm em vista isométrica e na seção transversal do transdutor em operação sobre uma chapa de liga de Ni 625. O mapa de cores mostra a magnitude e polaridade do vetor campo magnético ( $\vec{B}$ ) nos ímãs e superfície do material. As setas vermelhas indicam o sentido da corrente elétrica na bobina e, na parte b, é possível ver a distribuição de forças de Lorentz no interior do condutor, indicada pelas setas lilás.

Figura 37 Distribuição das grandezas físicas na região de transdução de um PPM-EMAT. Em a) vista isométrica e em b) detalhe das forças de Lorentz geradas na seção transversal do modelo.

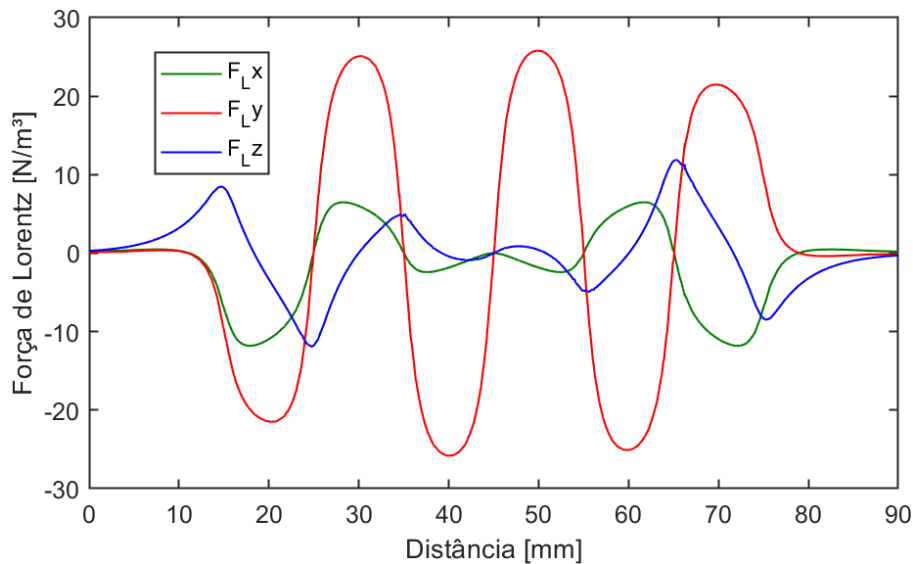


Fonte: O autor.

Nessa figura, é possível identificar a queda de amplitude com a profundidade no interior do material. Como mencionado, essa queda obedece à lei exponencial da blindagem eletromagnética no interior de um condutor, ficando distribuída na forma de uma força de corpo limitada à profundidade de pele do material. Disso, é possível a estimativa do perfil de forças abaixo do transdutor, coletado ao longo de uma linha orientada longitudinalmente ao transdutor e decomposto em vetores na direção  $x$  (direção de propagação),  $y$  (direção de polarização da onda) e  $z$ , como mostrado na Figura 38.

Do modelo gerado, foi possível estimar-se uma condição limite para a fabricação de PPM-EMATs para a geração de ondas de baixa frequência, que demandam pelo emprego de ímãs de maior largura. Com o aumento da largura dos períodos, há perda da proporcionalidade entre forças de Lorentz devido ao aumento da componente normal do campo magnético, causando a degeneração do feixe sônico que passa a gerar modos com polarização longitudinal e normal em maior proporção.

Figura 38 Perfil de forças de Lorentz geradas pelo transdutor de ímãs periódicos.



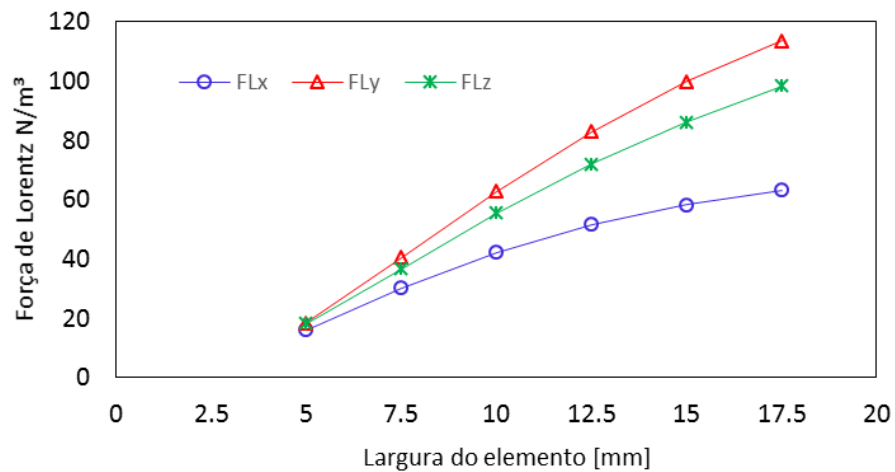
Fonte: O autor

Através do estudo paramétrico das variáveis do transdutor, é possível avaliar-se a influência da largura do ímã no perfil de forças de Lorentz a ser gerado para um transdutor de 6 elementos, conservando-se a relação  $\lambda = 2 \times D$ , onde  $D$  é o espaçamento entre os centros dos períodos. É mostrado na Figura 39 a relação entre a largura dos elementos e as amplitudes resultantes das componentes de força estimadas para um PPM-EMAT, no qual é possível observar-se o aumento significativo da componente normal da força conforme a largura do período cresce.

Essa observação corrobora com observações na literatura referentes estudo da influência das dimensões de transdutores em arranjo lineares, ou circulares. O autor destaca que o aumento da largura dos elementos insere componentes deletérias no espectro de ondas, levando à deterioração do feixe sônico através da geração de harmônicas ao lado da componente principal do feixe. Estima-se como um ideal que a relação largura/espaçamento seja de até 0,5 para que essas componentes sejam minimizadas

(BORIGO, 2011; ROSE, 2014a). No caso de um EMAT no qual os períodos são ímãs posicionados lado a lado, conservar essa relação é difícil, pois o ímã apresenta largura finita e torna-se importante o emprego de espaçadores entre os ímãs para que essa razão seja conservada.

Figura 39 Dependência entre a amplitude das forças de Lorentz e a largura dos períodos de um PPM-EMAT.



Fonte: o autor.

Até então, somente parâmetros geométricos e estáticos do campo magnético haviam sido considerados para a adequação do EMAT à necessidade proposta. Então, em um segundo momento, as propriedades elétricas do transdutor são estudadas e otimizadas, permitindo avaliar-se o impacto das propriedades elétricas das bobinas utilizadas como transmissora e receptora. Aliado a isso, o conhecimento da influência de variáveis de operação nessas propriedades elétricas, permite projetar-se circuitos condicionadores de sinal que permitam a compensação dessas condições de uso do EMAT

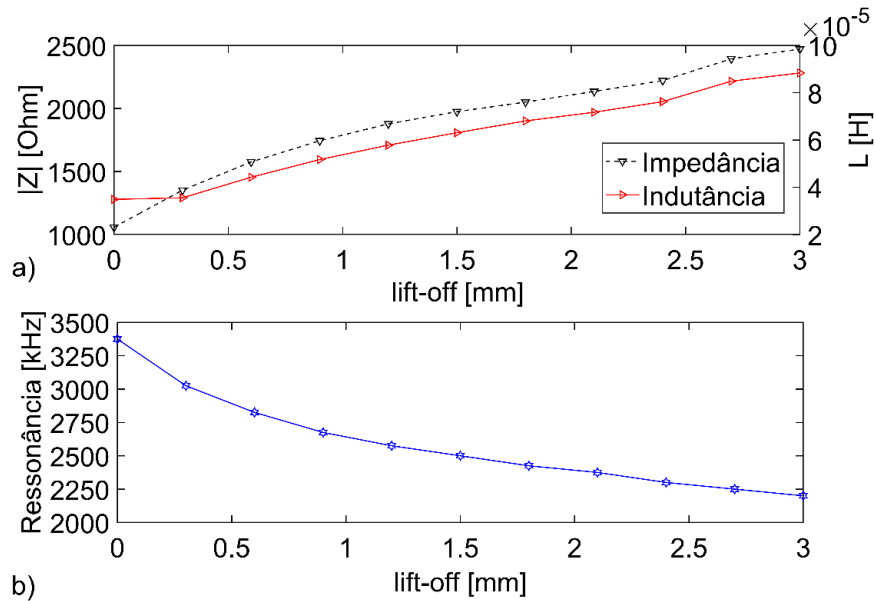
O primeiro parâmetro elétrico avaliado no projeto corresponde à dependência da impedância elétrica da carga ( $Z$ ) no circuito formado por EMAT, cabos e peça. A análise da impedância da carga determinará a estratégia empregada para a maximização do sinal transmitida pelo EMAT Tx e recebido no EMAT Rx. Então, com o auxílio de um analisador de impedância com faixa de 20 Hz – 5 MHz, avaliou-se a resposta em impedância do circuito para a influência da natureza do metal de trabalho e *lift-off* da amostra.

A passagem de corrente alternada pela bobina do transdutor em presença de um material condutor faz com que correntes parasitas sejam induzidas no material que interagem com a indutância da bobina através do coeficiente indutância mútua, causando perturbações na impedância do circuito (JOW et al., 2007). Esse parâmetro foi medido e apresentado na Figura 40, a qual ilustra a concordância entre valores de  $L$  e  $Z$  com o *lift-off* e o comportamento inverso com a frequência de ressonância do material.

Porém, o afastamento entre transdutor e material de teste não descreve as variáveis envolvidas no processo de transdução por EMAT em sua totalidade. A natureza do material também impacta

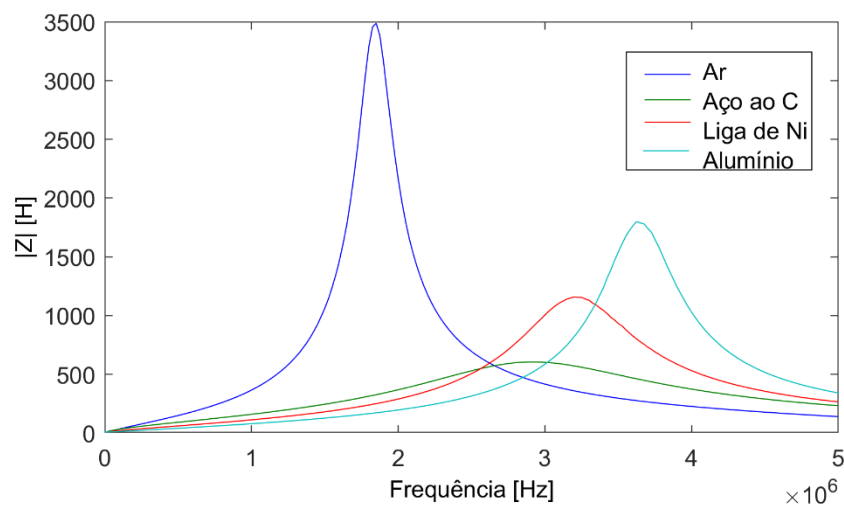
consideravelmente o desempenho do transdutor. A Figura 41 mostra a influência da natureza do componente em avaliação nas variáveis elétricas do transdutor. Ela mostra que tanto a ressonância quanto o módulo da impedância são afetados pela condutividade e permeabilidade relativa do material e que esses parâmetros afetam as características do circuito de maneira concorrente.

Figura 40 Efeito do lift-off no circuito e frequência de ressonância de um EMAT com a) dependência de Z e L e, b) a ressonância do circuito.



Fonte: o autor

Figura 41 Variação da impedância do circuito com a natureza do componente metálico próximo.



Fonte: o autor.

Além das variáveis do circuito abordadas até o presente momento, a resistência da bobina também exerce influência considerável no desempenho do EMAT, especialmente em se tratando do



transmissor. O aumento da resistência do transmissor (Tx) resulta na dissipação de parte da corrente como calor no condutor da bobina.

Assim, a construção dos transdutores empregados neste trabalho considerou as informações mostradas neste capítulo e adaptou-as a disponibilidade de consumíveis no mercado nacional, resultando em um protótipo com dimensões resumidas na Tabela 5.

A diferença no número de voltas entre Tx e Rx verificada na tabela se dá devido à necessidade de minimizar-se a impedância da bobina em Tx, em contraste com o aumento desse parâmetro, como desejável em Rx. O aumento excessivo de Z em Tx causará o retorno de energia para a fonte, o que resultará na degeneração do sinal enviado pela fonte de tensão, tanto pela distorção da onda, quanto na redução da amplitude da corrente aplicada no transmissor.

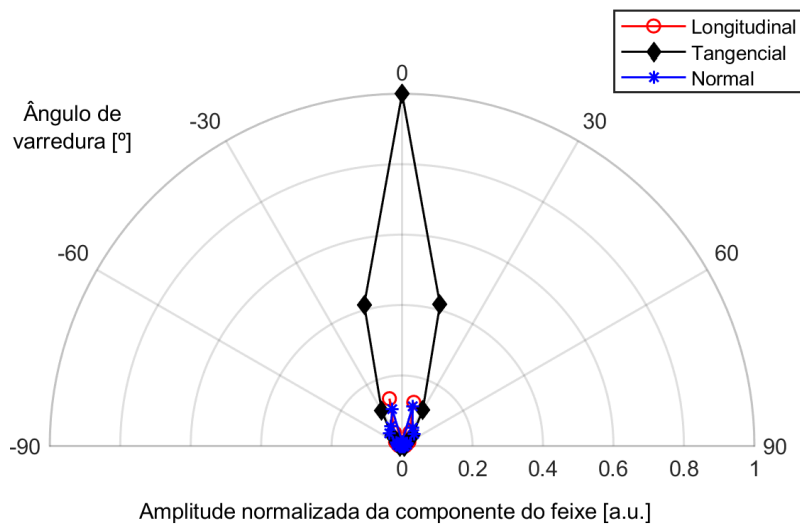
O feixe sônico do transdutor desenvolvido foi estudado por F.E.M. com base nas dimensões especificadas nessa tabela, permitindo a quantificação de suas componentes principais e proporções relativas entre elas. Isso foi alcançado através da coleta das amplitudes de cada componente em pontos equidistantes na circunferência do duto, como mostrado no mapa polar da Figura 42.

Tabela 5 - Características finais do transdutor de EMAT projetado.

Característica	Dimensão
Nº de períodos	6
Largura do período	10 [mm]
Comprimento	25 [mm]
Largura do transdutor	60 [mm]
Comprimento	150 [mm]
Imãs	NdFeB
Nº de voltas Tx	36
Nº voltas Rx	80
Espaçamento entre trilhas Tx e Rx	0,2 mm
Largura de trilha em Tx	0,4 mm
Largura de trilha em Tx	0,2 mm

Por fim, os protótipos de PPM-EMAT para essa aplicação foram construídos com base nas dimensões mostradas na Tabela 5, resultando no dispositivo mostrado na Figura 43. Para isso, optou-se pela confecção de bobinas através da remoção controlada de material em substrato de 0,2 mm de FR4 com o auxílio de uma prototipadora de circuito impresso que garantiria a homogeneidade na preparação das trilhas, de modo que a ligação entre transdutores e fonte foi feita por cabo coaxial ligados a conectores BNC de 50  $\Omega$ . Porém, uma vez que as dimensões do transdutor limitariam o número de voltas (N) de Rx, optou-se pelo empilhamento de duas bobinas idênticas ligadas em série de modo a duplicar o N final do dispositivo.

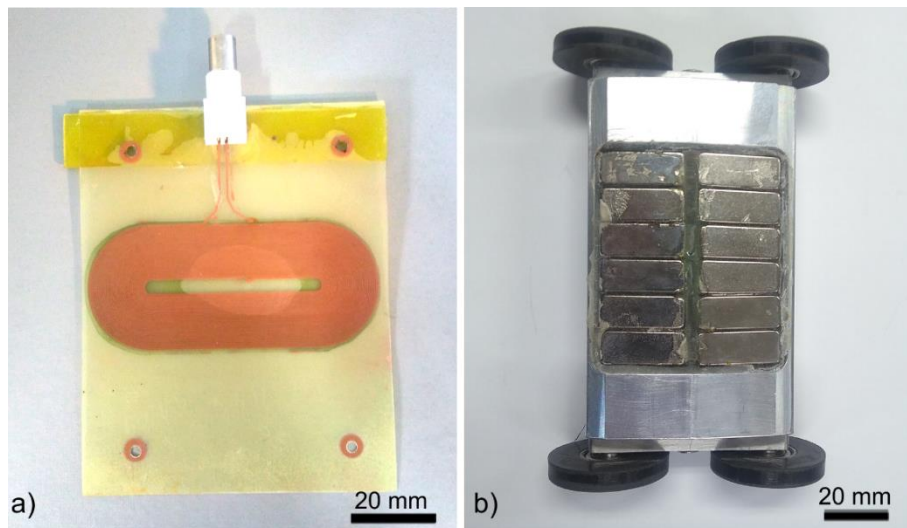
Figura 42 Campo sônico simulado para o transdutor projetado obtido por FEM.



Fonte: o autor.

As características elétricas do transdutor e casadores de impedância construídos considerou as impedâncias de entrada e saída da fonte empregada para a geração do sinal, que neste caso ambas são  $50 \Omega$ .

Figura 43 Protótipo do transdutor desenvolvido para a inspeção do duto colaminado.



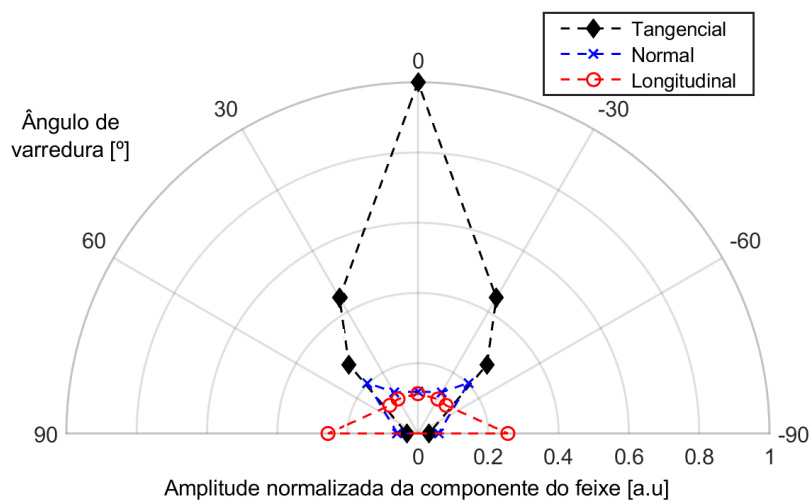
Fonte: o autor.

Com os protótipos em mãos, foi possível mapear as componentes de velocidade geradas pelo transdutor em uma superfície cilíndrica com o procedimento descrito no capítulo anterior de modo a viabilizar a construção da Figura 44, permitindo sua comparação com o resultado numérico mostrado na Figura 42. Essa figura mostra a proporção relativa entre as componentes normal, longitudinal e tangencial do feixe sônico para diferentes ângulos em torno do transdutor.

A distribuição angular do feixe sônico gerado mostrou-o como sendo composto majoritariamente por deslocamentos tangenciais orientados na direção longitudinal ao transdutor. Esse

comportamento já havia sido previsto na literatura quando do estudo do o emprego de PPM-EMAT para a geração de onda volumétrica, variando-se a direção de propagação do feixe no material (HILL; DIXON, 2014). O feixe também mostrou-se formado por componentes longitudinal e normal com amplitude inferior da ordem de -20 dB e -14 dB para a componente longitudinal. Esse resultado mostrou-se satisfatório, pois minimizaria a interação dessas componentes com Rx ao propagar modos indesejáveis. Contudo, o espaço mensurável restrito na superfície do tubo inviabilizou a coleta de um número maior de pontos, causando a perda de resolução da medida, impedindo que maiores detalhes fossem extraídos.

Figura 44 Mapa do feixe sônico emitido pelo protótipo de EMAT medidos experimentalmente.



Fonte: o autor

A geração de componentes do modo longitudinal na direção transversal ao eixo do duto se deve à direção de atuação da linha de força do transdutor. Para a geração dos modos SH, com deslocamentos tangenciais, a força empregada pelo atuador para geração da onda é orientada circunferencialmente na superfície cilíndrica da guia de onda. Esse comportamento já havia sido descrito na literatura referida sobre o estudo da influência da fonte geradora ao abordar a dependência do espectro de velocidades de fase gerados pelo transdutor com suas dimensões, no qual o autor determina numericamente a proporção inversa entre a dimensão longitudinal e a geração de componentes transversais, definindo as situações limites um transdutor pontual como sendo o pior caso e um transdutor infinito como o melhor (ROSE, 2014a).

#### 4.2. INSPEÇÃO DE CRA-CP-TUBO

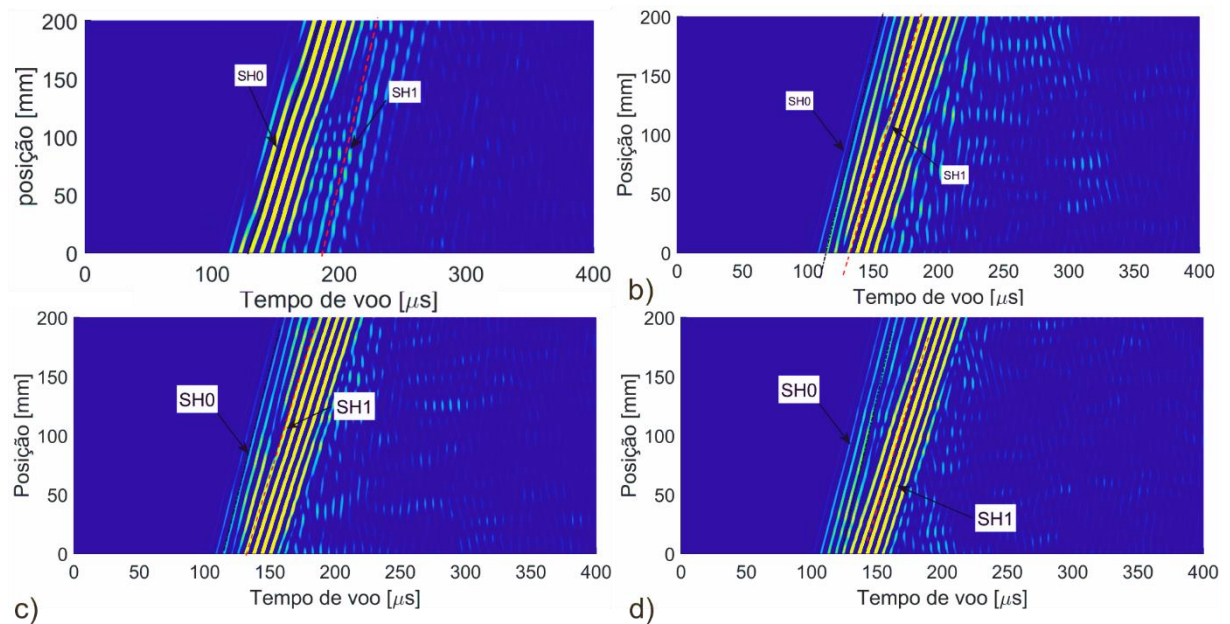
A abordagem empregada na avaliação do problema estudado nos parágrafos será novamente empregada para a avaliação da viabilidade do objetivo proposto na pesquisa, novamente iniciando pela avaliação das curvas de dispersão para os modos SH. Nesse caso para uma guia de onda com as

dimensões mostradas na Figura 25 e descrita no 3.3. Os achados descritos nesse capítulo fornecerão subsídios para a construção de uma metodologia para a inspeção de dutos colaminados futuramente.

#### 4.2.1. Camada de Liga de Ni isotrópico com interface perfeitamente ligada

O estudo da viabilidade do emprego de EMATs para a inspeção de dutos colaminados se deu pelo estudo da propagação de ondas geradas por um transdutor periódico acoplado na superfície interna do duto. Essa avaliação foi feita considerando a geração em diferentes frequências, todas dentro de uma faixa na qual seja viável a adequação de sensores EMAT. A Figura 45 mostra a propagação do pacote de ondas calculados por 200 mm linearmente para as frequências centrais de: a) 120 kHz, b) 145 kHz, c) 150 kHz e d) 155 kHz. Esses dados foram obtidos via simulação por FEM e sob janelamento toneburst. A figura mostra o comportamento do pacote de ondas gerado pelo transdutor ao longo de uma linha de 200 mm, representada no eixo das ordenadas em função do tempo, no eixo das abcissas.

Figura 45 Janela temporal dos modos gerados por PPM-EMAT para diferentes frequências em um duto bicamada de liga de Ni e aço C-Mn. Em a) 120 kHz, b) 145 kHz, c) 150 kHz, d) 155 kHz.



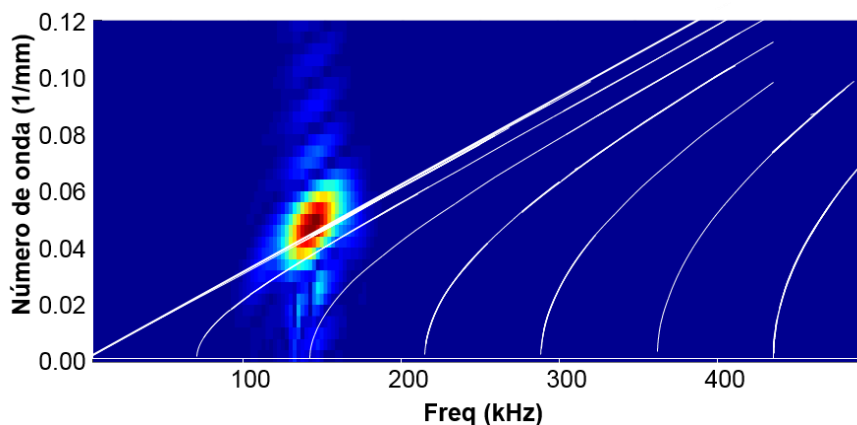
Fonte: o autor.

Essa figura permite observar os modos gerados nessas faixas de frequência através da comparação das  $V_g$  de cada um, evidenciadas pela diferença de inclinação em cada pacote nas figuras. Quanto maior a velocidade do modo, maior é a inclinação do pacote. Então, ela ilustra a presença dos modos e sua separação de acordo com a propagação na superfície do duto. Isso permite observar a presença majoritária do modo SH0 na frequência mais baixa, parte a da figura. Porém, a intensidade do pacote com vibrações de ordem 1 aumenta consideravelmente nas demais frequências.

Com base nessa análise, foi possível construir-se o espectro de geração através da FFT-2D para a frequência de ressonância do PPM-EMAT construído para essa aplicação e sobreposto as curvas de dispersão do material obtidas com o software Disperse®, como mostrado na Figura 46. A transformada espacial indicou a geração conjunta dos modos de alta ordem, além do modo fundamental SH0. Esse fenômeno é comumente encontrado quando a excitação ocorre em regimes de alta frequência-espessura ( $2hf$ ) como este.

Os parâmetros selecionados para a determinação do espectro espacial mostrado deveriam permitir a discretização correta de  $k$  para todo o espectro de frequência trabalhado. Então, uma vez que  $\lambda$  e  $f$  são conhecidos, os pontos foram coletados em intervalos de 1,0 mm por uma distância total que cobrisse o equivalente ao comprimento da região ativa do transdutor, cerca de  $6 \times \lambda$ , representando uma linha de aproximadamente ~140 mm com a frequência de aquisição de 1.5 MHz, considerada alta o suficiente para representar todas as componentes geradas.

Figura 46 Espectro de emissão em 150 kHz sobre as curvas de dispersão de um tubo de aço cladeado com dimensões de  $D= 254$  mm,  $e= 22$  mm e  $clad= 3,17$  mm.

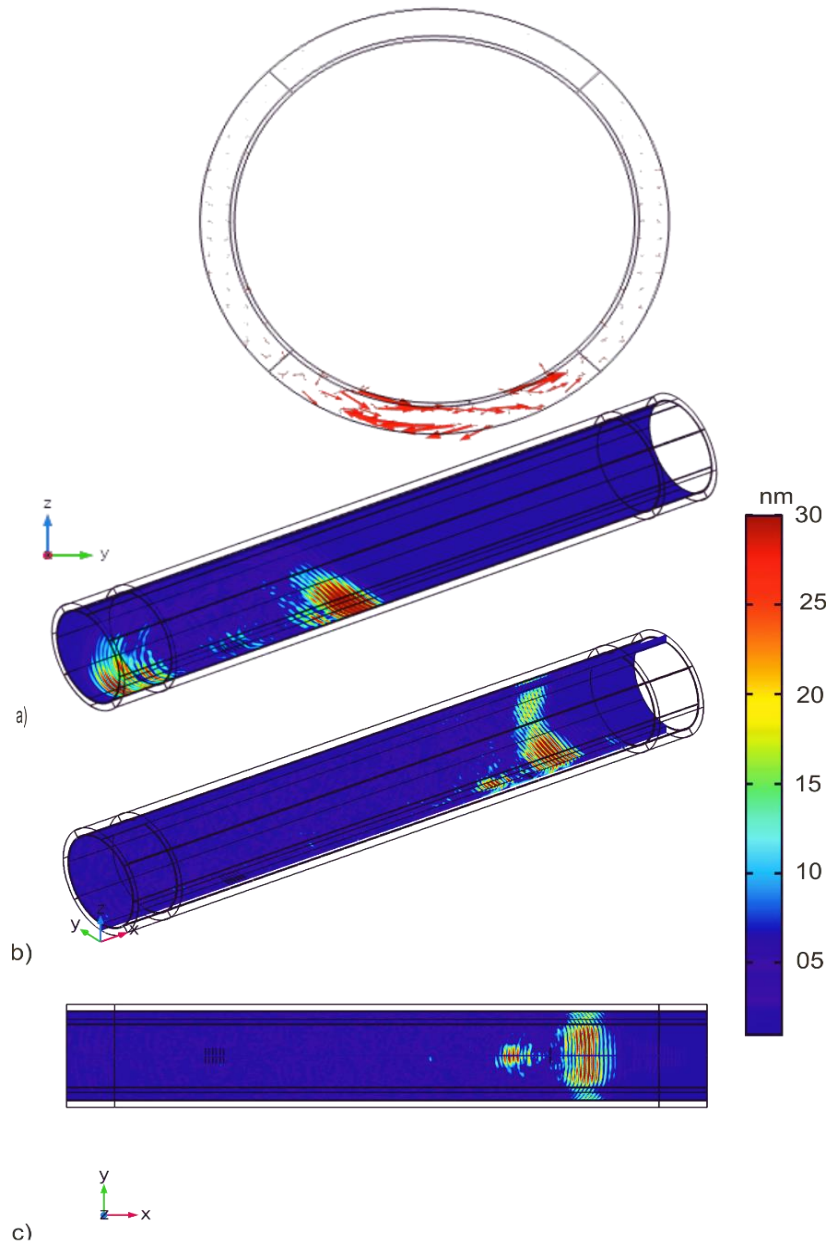


Fonte: O autor.

A presença de componentes do modo SH1 na inspeção é relatada como sendo um fator que afeta a performance da técnica de diferentes formas, dependendo da simetria dos defeitos e o modo gerado. Esse fenômeno foi reportado em um estudo sobre a interação de modos SH com diferentes geometrias de defeitos em regimes de alta e baixa frequência-espessura ( $2hf$ ). Nesse trabalho, os autores verificaram que o modo fundamental interage com quaisquer defeitos, não importando sua condição de simetria em relação à espessura da guia de onda. Já para regimes de alta  $2h \times f$ , foi encontrado que modos SH1 interagem exclusivamente com defeitos assimétricos, enquanto SH2 interagirão com os simétricos (PAU; ACHILLOPOULOU, 2017). Fenômeno similar já havia sido destacado por Demma, A *et al.*, 2003, para os modos axissimétricos dessa mesma família anos antes (DEMMA *et al.*, 2003). Todavia, a presença de um modo dispersivo no pacote de ondas resultará na perda da coerência energética do feixe devido a separação de suas componentes conforme a velocidade de cada componente de frequência dos modos.

Para a seleção da frequência de inspeção, empregou-se modelos de F.E.M. nos quais a interação modal com o tipo de defeito foi avaliada através da variação da frequência central de excitação do transdutor para defeitos assimétricos na superfície interna do domínio, como ilustrado na Figura 47.

Figura 47 Representação do histórico de propagação de ondas SH geradas pelo EMAT em um tubo cladeado.



Fonte: o autor

A dinâmica da propagação das ondas são mostradas nessa figura, ilustrando a distribuição da magnitude dos deslocamentos na seção transversal do domínio na Figura 47a, para um momento anterior ao encontro com a descontinuidade inserida no material. Já na Figura 47b, consta a representação ortográfica dos domínios com a onda. Um corte longitudinal do domínio simulado é mostrado nessa

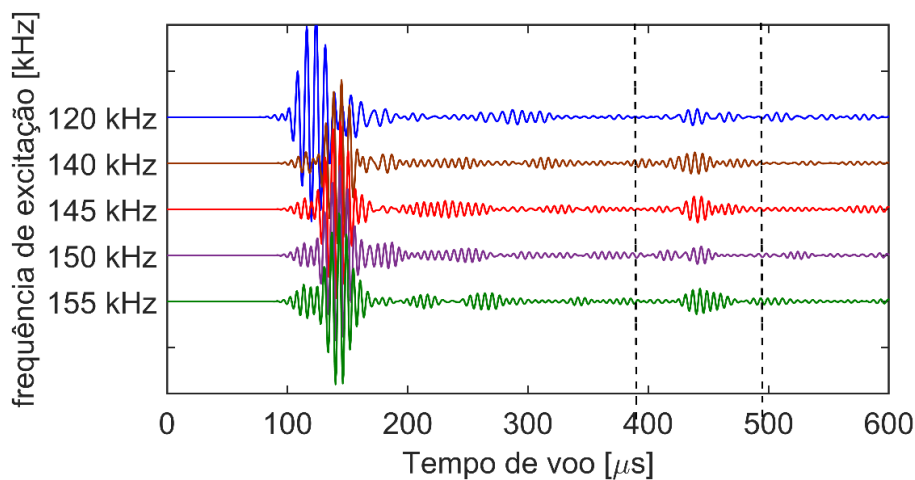
figura centrado no transdutor EMAT simulado. Com isso, é possível observar a decomposição do feixe sônico conforme se afasta da fonte devido à homogeneização das tensões no sólido e à separação das componentes modais de acordo com cada ângulo de propagação. Por fim na Figura 47c, é possível visualizar a interação do pacote com uma descontinuidade presente na superfície interna do sólido, evidenciado pela reflexão de parte da energia da onda naquela região.

Nos A-scans coletados para essa geometria entre as frequências de 120 a 155 kHz mostrados na Figura 48, é possível identificar a passagem da onda por transmissão direta em Rx, em torno de 150  $\mu\text{s}$ , de modo que a proporção modal entre SH0/SH1 diminui conforme a frequência é aumentada de 120 kHz, esse fator é evidenciado pela mudança no tempo de voo do pacote principal de onda. Nessa faixa de frequência, a velocidade de grupo desses modos é muito próxima, tendendo para a velocidade de SH0 com o aumento de frequência. O mesmo fenômeno ocorre quando o espectro de frequência do pacote cruza a frequência limite do modo SH2, acima de 150 kHz.

Entretanto, a distribuição dos deslocamentos na seção transversal da guia de onda varia consideravelmente com a frequência, fazendo com que o coeficiente de reflexão da onda para uma superfície livre também varie (AULD, 1973a). A consequência direta disso é a variação da amplitude do sinal refletido pelo defeito na região destacada pelas linhas pontilhadas na figura (400 – 500  $\mu\text{s}$ ). Essa relação fica evidente quando da avaliação da dependência da amplitude da reflexão do defeito com a frequência na faixa estudada, como mostrado na

Figura 49.

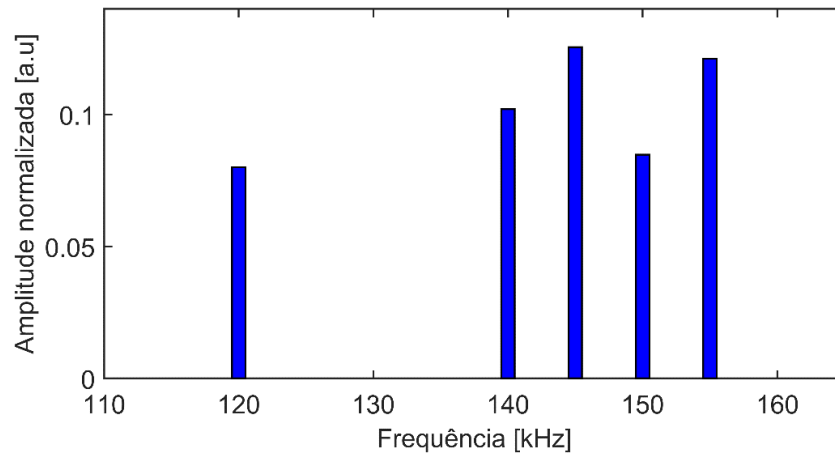
Figura 48 A-scan coletado sob diferentes frequências para um defeito passante na camada de liga de Ni.



Fonte: o autor.



Figura 49 Dependência entre frequência e amplitude relativa do sinal refletido pelo defeito na liga de Ni.



Fonte: o autor.

Acredita-se que a resposta ao defeito em frequências na faixa de 145 kHz se deva a maior componente do modo SH1 no sinal refletido. Contudo, a opção de maior frequência, 155 kHz, faz com que o pacote da onda seja demasiadamente dispersivo, comprometendo o alcance da onda.

### 4.3. ESTUDO NUMÉRICO DO PONTO TRIPLO

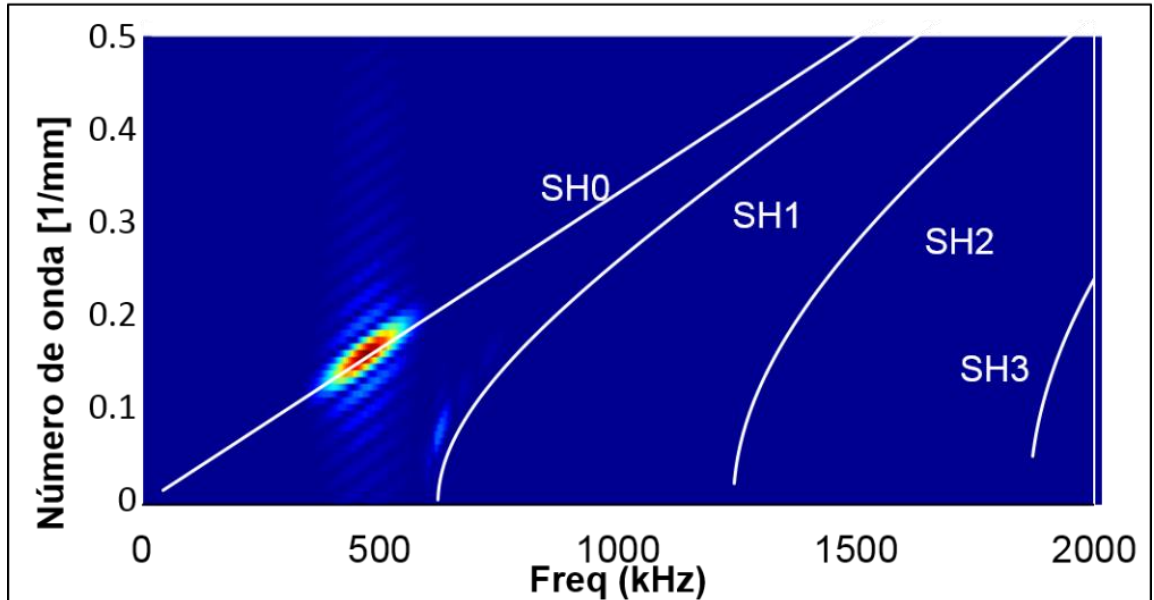
Partindo do estudo das curvas geradas a partir do software Disperse®, é possível o planejamento da inspeção a inspeção da estrutura com base na seleção modal para a aplicação. Para tanto, a seleção modal se dá de acordo com os fundamentos relatados na seção 2.4.2.1 para os modos da família SH.

Assim, chegou-se a um transdutor PPM-EMAT que gerasse ondas com  $k=0,15$  [1/mm] com  $f_c=500$  kHz do qual foi obtido o espectro de frequência espacial obtido pelo método da FFT-2D mostrado na Figura 50 sobreposto às curvas de dispersão obtidas. Tal análise permite inferir os modos de vibração efetivamente gerados pelo transdutor.

Da comparação da FFT-2D, verificou-se que a geração de ondas através de um PPM EMAT com  $\lambda=1/4''$  (6,35 mm) garante a geração do modo SH0 com pequena fração do modo SH1. Essa figura foi gerada considerando-se uma resolução espacial de 5 pontos por  $\lambda$  coletados ao longo de uma linha por 100 mm.



Figura 50 Curvas de dispersão e espectro de frequência excitado na guia de onda.



Fonte: O autor.

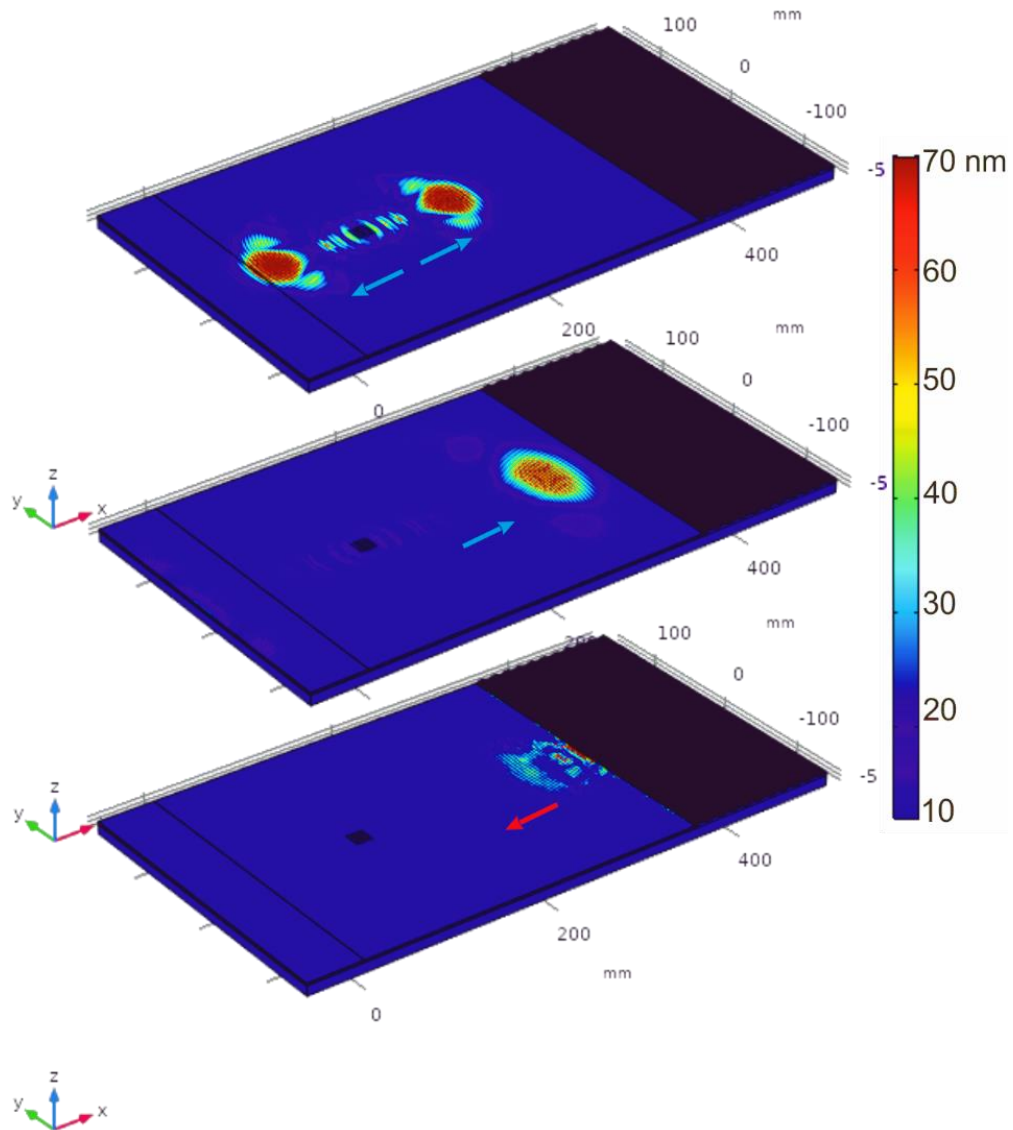
Essas condições corroboram com o que foi encontrado no modelo transiente construído para uma placa como aquela descrita na seção 3.3 com três momentos da propagação e mostrado na Figura 51.

Na parte superior da imagem representa um  $t = t_0$  e mostra o início do processo de transdução. Já em  $t_1$ , no centro, é representando o pacote de onda propagando na camada superior de liga de Ni, na qual fica claro a presença dos lóbulos laterais previstos nos, tanto no estudo analítico mostrado na Figura 33, quanto na simulação por F.E.M. Por fim, a parte inferior da figura trata do momento após a interação do feixe sônico com o defeito.

As respectivas direções da onda são indicadas por setas em azul que marcam o sentido em direção à camada cladeada quanto a reflexão do defeito. Há ainda um sinal residual da onda refletida na borda oposta à região de interesse do modelo. Esse sinal se deve à ineficiência da borda de absorção empregada nos contornos do modelo em atenuar todo o sinal. Isso, porém, não influencia o resultado final obtido para este caso.

A Figura 52 apresenta um corte transversal do modelo da Figura 51 detalhando a interação das ondas SH com o ponto triplo para duas condições de integridade estrutural dessa região. Na Figura 52a, há um ponto triplo contínuo de maneira que o pacote de ondas interagirá somente com a diferença de impedância acústica devido a solda, enquanto na Figura 52b, o pacote de ondas interage tanto com uma descontinuidade na interface entre os três materiais, simulando um defeito.

Figura 51 Histórico de propagação do feixe sônico em uma placa simulando o ponto triplo de um duto mecanicamente revestido.

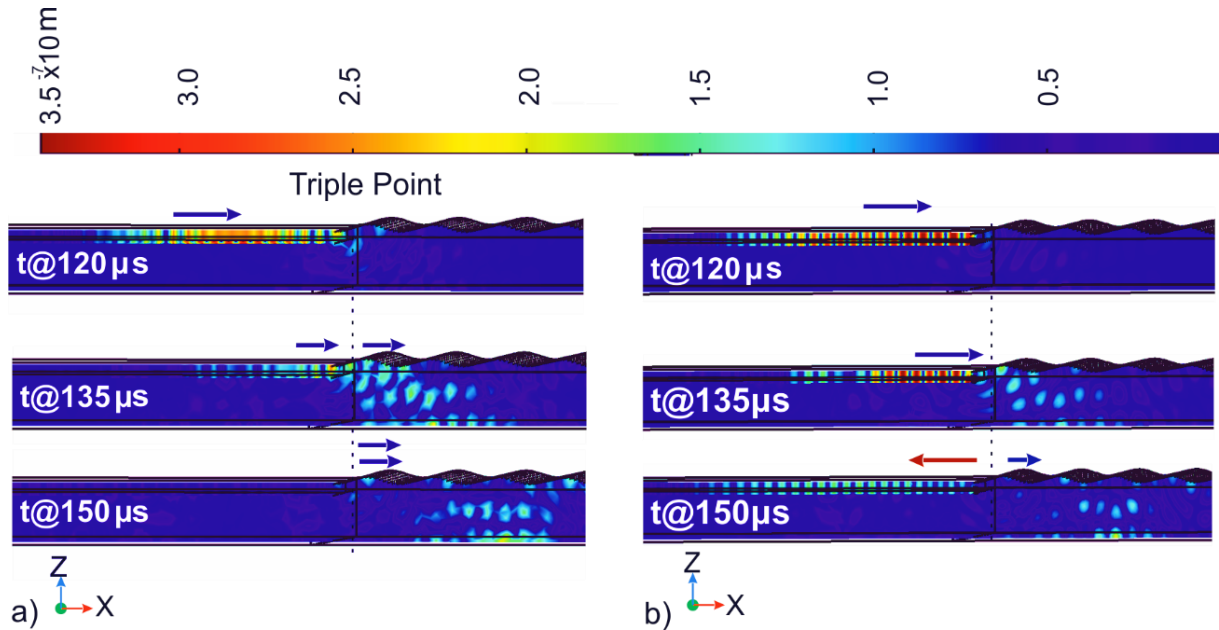


Fonte: o autor.

Partindo-se da esquerda, verifica-se que o pacote de propagação permanece confinado na camada superior da guia de onda por toda a extensão do domínio. Tão logo ocorra a interação com a interface entre os três materiais, ocorre a transferência de quase a totalidade dos campos de tensão para toda a espessura dos domínios, gerando o vazamento de energia tanto para a camada descrita como liga de Ni transversalmente isotrópico quanto para o aço ao carbono. Todavia, mesmo nessa condição, ocorre a reflexão de uma pequena fração da energia devido à diferença de impedâncias acústicas entre os materiais. Como consequência disso e do aumento abrupto da espessura da guia de onda, ocorre a dispersão total da energia do feixe devido a distribuição dos tensores tensão.

Quando o pacote de ondas interage com a interface com descontinuidade na geometria da direita, por outro lado, ocorre a reflexão de parte do sinal e transferência do restante, proporcionalmente ao percentual de espessura restante.

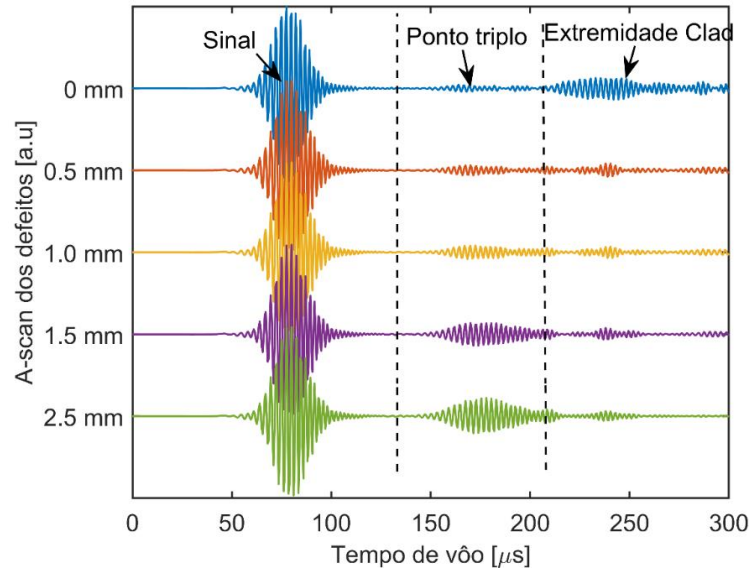
Figura 52 Seção transversal da guia de onda quando da interação com o ponto triplo para a) sem descontinuidade e b) com descontinuidade.



Fonte: O autor.

Nos A-scans mostrados na Figura 53, identifica-se o pacote principal da onda cruzando pelo receptor na faixa de tempos de voo (ToF) entre 50 e 100  $\mu\text{s}$ . Ao incidir na fronteira entre os materiais, para ToF entre 150 – 200  $\mu\text{s}$ , ocorre a partição energética do feixe devido a reflexão da energia. Essa partição é aumentada conforme aumenta a profundidade da descontinuidade entre os materiais, aproximando-se da condição de reflexão em superfície livre.

Figura 53 A-scans simulados para a detecção de defeitos no ponto triplo.



Fonte: o autor

#### 4.4. VALIDAÇÃO EXPERIMENTAL DO MODELO NUMÉRICO

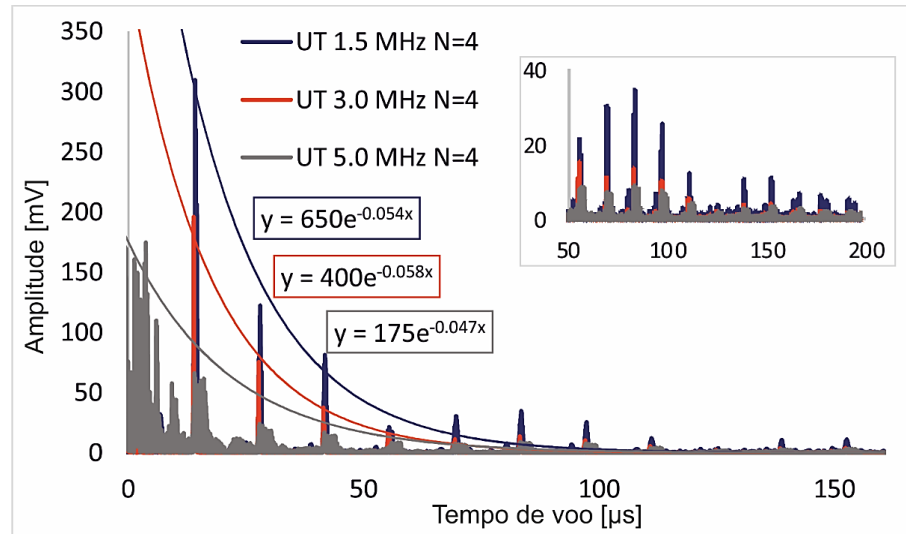
Para a validação experimental desta etapa do trabalho, foi empregado o corpo de prova CRA-LP-Placa, no qual foram geradas ondas guiadas SH com o auxílio de um sistema de inspeção comercial *Temate PowerBox-H* fornecido pela empresa Innerspec®. Para tanto, o equipamento foi conectado a um par de sensores de ímãs periódicos que permitisse a geração de ondas com o espectro de emissão como simulado na Figura 50, com  $\lambda=6,35$  mm na camada de liga de Ni laminado. Deste modo, a seguir, serão apresentados os resultados obtidos da inspeção do corpo de prova mencionado anteriormente.

##### 4.4.1. Validação experimental da geração de ondas em um duto cladeado

A validação experimental dos resultados para dutos colaminados tem início com a caracterização da atenuação e velocidade do modo SH0 no interior do material. Para tanto, um transdutor EMAT de campo normal e onda cisalhante radialmente polarizada foi empregado para a medida da espessura. A Figura 54 apresenta o ecograma obtido para a inspeção em frequências entre 1.5 e 5 MHz, juntamente com as curvas de atenuação obtidas para o material.

Com base nas indicações da figura, estima-se que a velocidade global da onda cisalhante horizontal no duto seja de aproximadamente 3200 m/s com atenuação crescente conforme a frequência é aumentada. Porém, há indicações entre as de maior intensidade entre as principais que são atribuídas a reflexões da interface entre materiais aço e liga de Ni. Essa observação corrobora com a ocorrência de aumento aparente de picos espaçados periodicamente, evidenciada no detalhe no canto superior direito.

Figura 54 Sinal de UT medido em pulso-eco na espessura do material e curvas de atenuação.

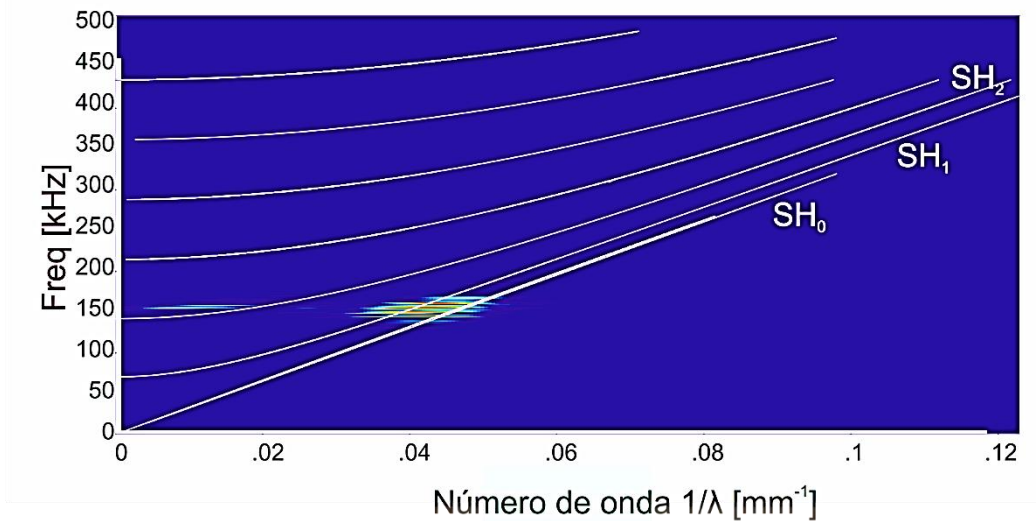


Fonte: o autor

É provável que esse aumento repentino da intensidade do pico de ultrassom se deva à interferência construtiva entre reflexões da camada de liga de Ni, uma vez que sua espessura equivale a  $\approx 1/6$  da espessura do aço e ambos materiais apresentam velocidades de onda cisalhante muito próximas, 3240 m/s para o aço ao carbono e 3020 m/s para a liga de Ni. Com base nessas medidas, é possível estimar-se as posições corretas das indicações obtidas pelo sistema, considerando as dimensões do corpo de prova CRA-CP-Tubo, dada a equivalência entre velocidades da onda cisalhante e modo de onda SH0. O modo SH1, por outro lado, possui velocidade sensivelmente inferior ao modo fundamental.

Partindo-se da caracterização do sinal gerado pelo transdutor projetado no capítulo 3.2 através do espectro de Fourier das vibrações no material obtidas através de vibrometria ótica, é possível determinar as componentes geradas pelo protótipo de transdutor e com isso, viabilizar a identificação modal. Com a varredura do sinal por distâncias equivalentes à seis vezes o maior comprimento de onda estimado pelo dispositivo, foi possível a construção da Figura 55 que mostra a sobreposição das curvas de dispersão para o material estudado com o espectro de Fourier gerado pelo transdutor e adquirido por 200 mm, coletados a 1pt/mm.

Figura 55 Transformada espacial de Fourier obtida experimentalmente em um duto cladeado.

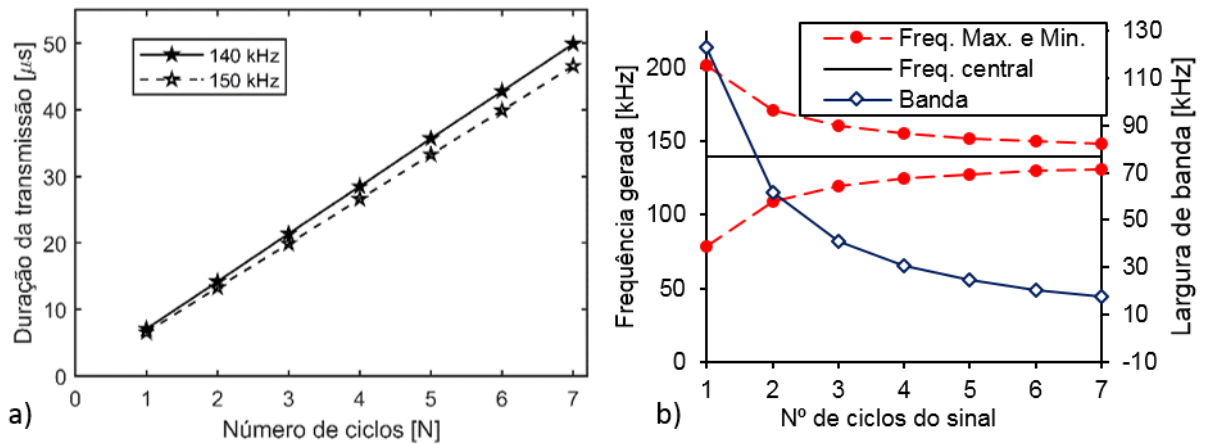


Fonte: o autor.

Diferentemente do valor obtido numericamente mostrado na Figura 46, os dados dessa figura sofrem com distorções causadas pela forma de onda emitida pela fonte geradora. No modelo numérico, utilizou-se uma função *toneburst* enquanto a fonte Ritec® gera sinal senoidal limitado a um determinado tempo e cortado. Como consequência disso, há geração de componentes de frequências indesejadas que degradam o sinal. Contudo, ambos sinais numérico e experimental apresentam boa correlação no que tange à frequência emitida apesar da possibilidade de perda de informações causadas por variações na configuração do ensaio.

A seleção da duração temporal do sinal é determinante para a resolução de defeitos detectados, de modo que sinais muito longos podem misturar indicações, tornando difícil sua identificação. Por outro lado, sinais muito curtos representam baixa energia associada à excitação devido a dependência da largura de banda do sinal empregado na geração das ondas com o seu número de ciclos. Associado a isso, um aumento no número de ciclos também reduzirá a banda de frequências do sinal, permitindo uma melhor seleção modal. Deste modo, foi necessário estabelecer-se um limiar entre as configurações de operação do sistema com base no cruzamento dessas informações. A duração do sinal para diferentes números de ciclos na Figura 56a é comparado com sua largura de banda na Figura 56b dessa figura.

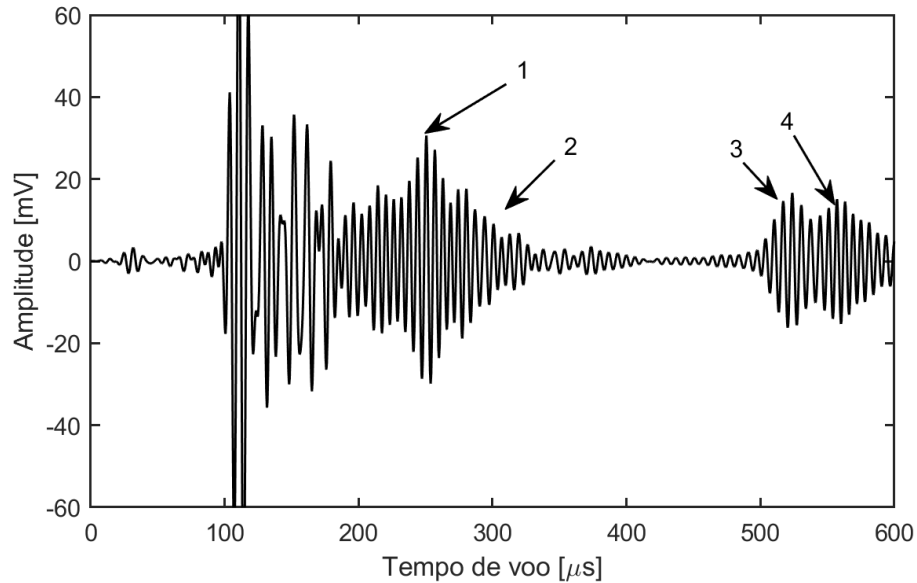
Figura 56 Duração do sinal gerado pela fonte Ritec RPR-4000 e dependência da largura de banda com o número de ciclos empregado.



Fonte: o autor

Os sinais temporais adquiridos nos danos fabricados foram comparados com o sinal coletado em uma região da junta íntegra, na ausência de defeitos, com o intuito de permitir a interpretação adequada do sinal na forma de A-scans. Todos os sinais, sejam eles em regiões isentas de artefatos, sejam os superficiais (S), ou internos e na raiz da solda (R), foram obtidos com a excitação em frequências de 145 kHz com todos os parâmetros de geração fixados em tensão de 400 V com PRF de 5 Hz. Para a recepção, adquiriu-se o sinal com o uso de médias, totalizando 256 médias por medida, sendo o sinal amplificado a 50 dB. Disso, o sinal temporal da onda coletado para o corpo de prova CRA-CP-Tubo sem defeitos é mostrado na Figura 57 e permite identificar que a transmissão e a zona morta do transdutor junta duram 200  $\mu s$  e aparentemente, cobrindo uma extensão de 600 mm e indicada pelo número 1. Nessa figura, a região de transmissão foi removida para facilitar o processamento do sinal, mas ela estende-se de 0 a 100  $\mu s$ .

Figura 57 A-scan de CRA-CP-Tubo isento de defeitos.



Fonte: o autor

A indicação número 2 refere-se à geração de ruído coerente causado pelos lóbulos laterais à frequência do sinal causados pela fonte. Avaliando-se o espectro em frequência dessa componente, verifica-se que são sinais de baixa amplitude, na faixa de 160 – 185 kHz. Outras indicações, numeradas como 3 e 4, tratam da reflexão do sinal na borda da peça e sinais além dessa posição são reverberações das múltiplas vibrações presentes na estrutura e serão ignoradas. Por fim, espera-se identificar os defeitos com a presença de artefatos na faixa entre 450  $\mu$ s e 500  $\mu$ s. A proximidade entre indicações de defeitos e reflexão da borda é devido à dimensão do corpo de prova.

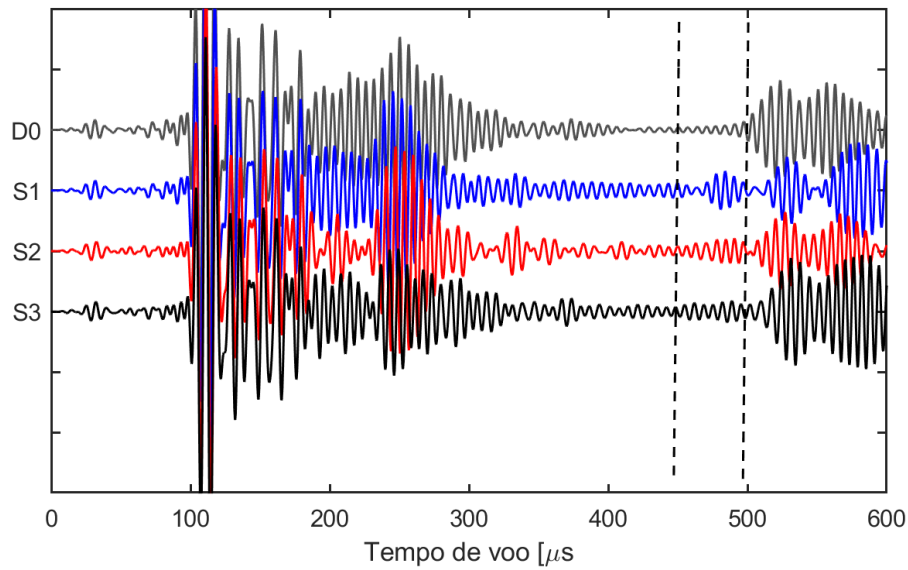
A avaliação dos defeitos inseridos na estrutura tem início por aqueles aparentes na superfície interna da junta soldada do duto, referenciados como defeitos do tipo S na junta. No segundo momento, os defeitos de raiz, referenciados por R, serão estudados. Por fim, uma análise das amplitudes relativas das indicações com base em um limiar de detecção permitirá estimar a capacidade da técnica para o fim.

A identificação dos defeitos inseridos no espécime foi feita considerando-se os mesmos parâmetros de ajuste para todas condições. Conservando tensão e ganho constantes, é possível que se faça a correta comparação entre amplitude das indicações. É apresentado na Figura 58 a relação de sinais temporais coletados para os defeitos do tipo S e comparados com o sinal sem defeito no material. Como esperado, as indicações ocorrem na faixa sugerida anteriormente e é possível identificar a relação direta redução da amplitude do sinal refletido, com a redução da profundidade de penetração do entalhe.

Apesar de evidentes, as indicações S1 e S2, a indicação S3 apresenta amplitude de ordem comparável ao ruído do sinal, dificultando a detecção do defeito. O mesmo é identificado quando os defeitos de raiz são avaliados na Figura 59. Embora R1 tenha maior amplitude que os demais, todos possuem amplitude próxima ao ruído, o que dificultaria a identificação de defeitos dessa natureza.

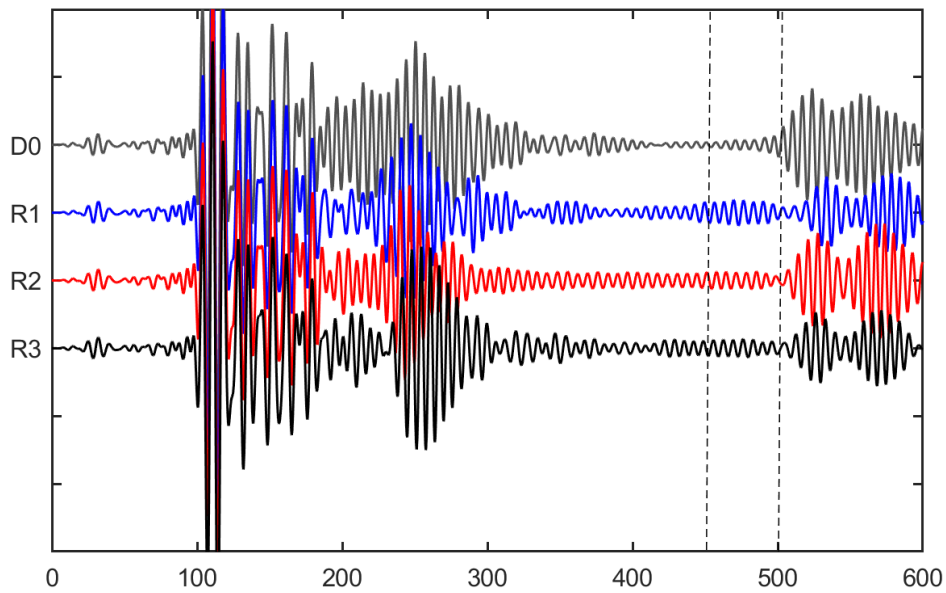
Figura 58 A-scan com indicações de defeitos superficiais em CRA-CP-Tubo.





Fonte: o autor.

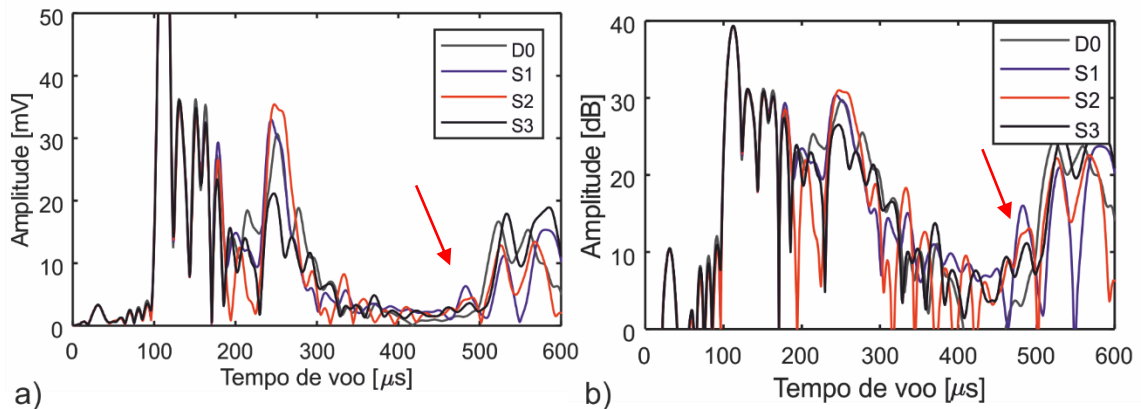
Figura 59 A-scan com indicações de defeitos de raiz em CRA-CP-Tubo.



Fonte: o autor

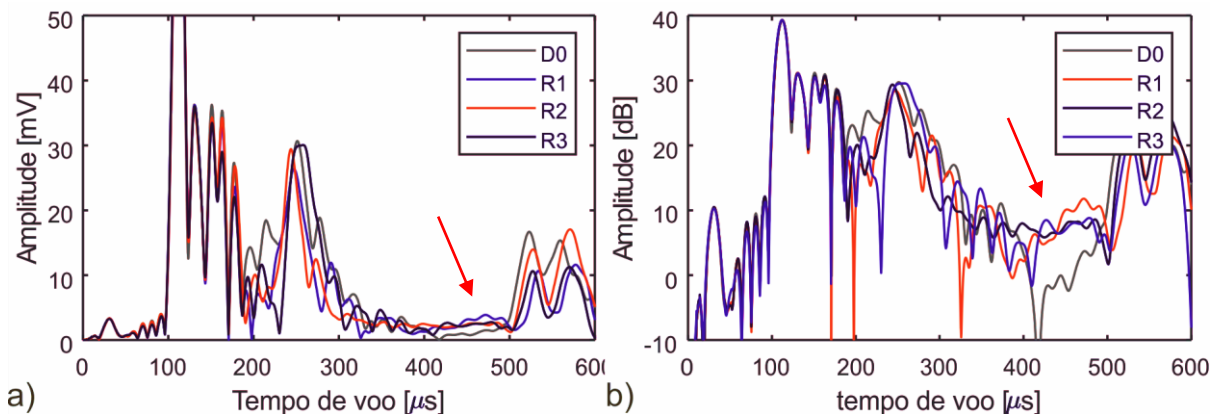
Representando-se as medidas na forma do envelope do sinal, permite visualizar-se as diferenças entre amplitudes obtidas para cada indicação. Deste modo, as medidas dos entalhes S no material são mostradas em escala linear na Figura 60a, com as reflexões indicadas pela seta vermelha em cada parte da figura. As diferenças entre as amplitudes refletidas são evidenciadas ao avaliar-se as medidas de amplitude na escala de decibéis na Figura 60b. A mesma abordagem foi empregada para a inspeção dos defeitos do tipo R mostrada na Figura 61. Porém, as indicações nessa figura não são evidentes como as da anterior, nem na Figura 61a, em escala linear, nem na Figura 61b, em decibéis.

Figura 60 Envelope de Hilbert dos sinais coletados para os defeitos superficiais. Sendo em a) em escala linear e b) logarítmico.



Fonte: o autor.

Figura 61 Envelope de Hilbert dos sinais coletados para os defeitos de raiz. Sendo em a) em escala linear e b) logarítmico.

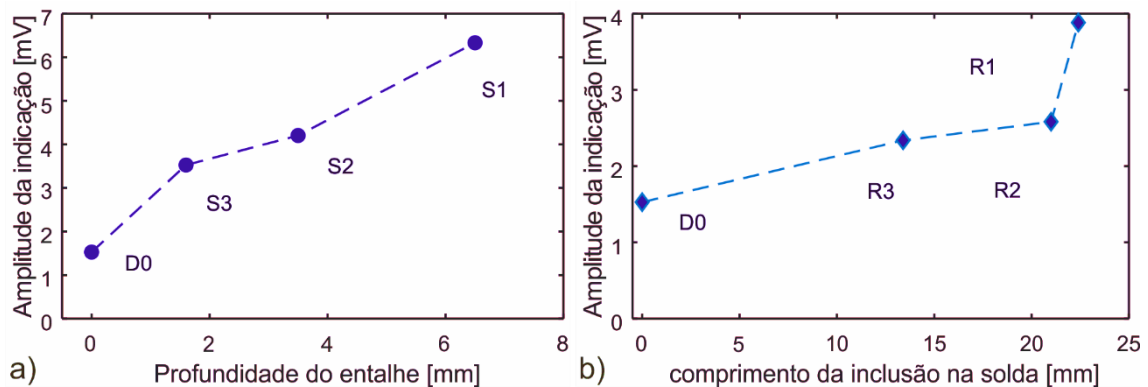


Fonte: o autor.

Com vista em qualificar as indicações obtidas nos A-scans coletados na amostra CRA-CP-Tubo, avaliou-se as amplitudes das indicações de acordo com as medidas de ultrassom para profundidades dos entalhes S e larguras das inclusões dos defeitos R através da construção da Figura 62. A Figura 62a mostra a dependência da intensidade refletida do sinal da onda para a profundidade de S, enquanto a Figura 62b mostra a avaliação da amplitude detectada com o comprimento da inclusão.

A avaliação direta da amplitude do sinal refletido pelos defeitos na superfície do CRA mostra a dependência típica de sinal refletido com a severidade dos entalhes. Os defeitos internos, no entanto, não se mostraram claramente dependentes dessa variável. Porém, é possível que as indicações estejam sofrendo influência da relação S/R, o que demanda pelo emprego de técnicas mais elaboradas para o condicionamento de sinal para o aumento da resolução das indicações.

Figura 62 Variação da amplitude das indicações detectadas em CRA-CP-Tubo para a) profundidade do entalhe S e b) largura da inclusão dos defeitos R.



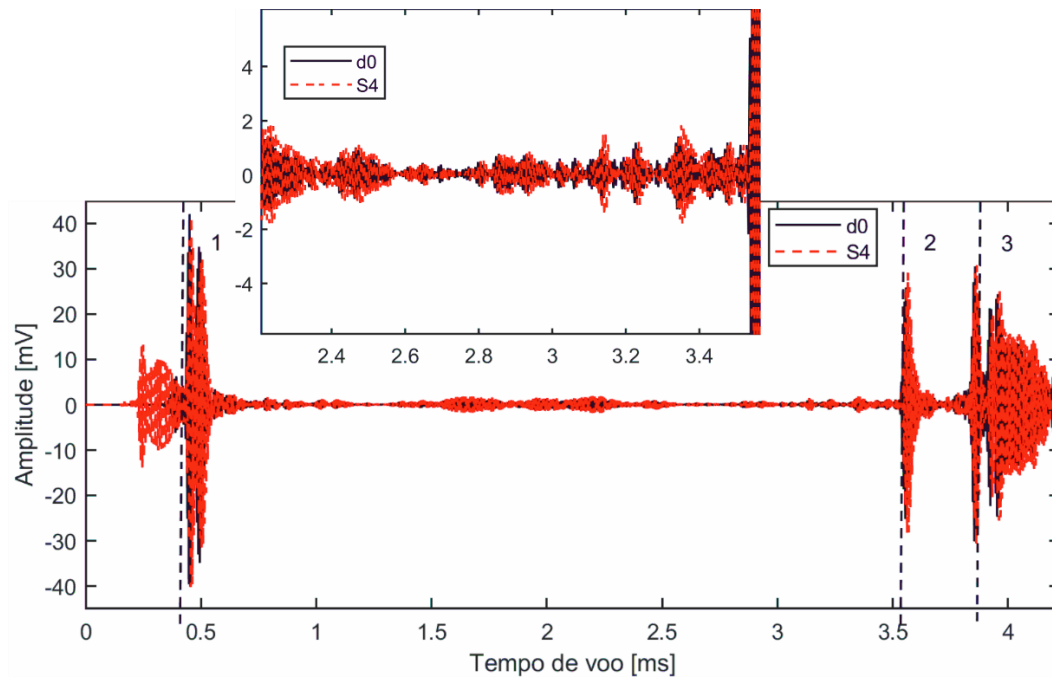
Fonte: o autor

A dificuldade na identificação desses defeitos se deve a dois fatores sinergicamente atuantes na inspeção. Primeiramente à pouca área do refletor em relação a área do feixe sônico que reduz consideravelmente a proporção de energia refletida e, aliado a isso, a atenuação dos deslocamentos causada pela espessura do componente determinado pela simulação na Figura 48.

O procedimento empregado para a inspeção até então, considerou apenas a interrogação da estrutura com os defeitos distantes em até  $100\lambda$ . A essa distância, os modelos numéricos mostraram que o feixe ainda não havia sido distribuído na circunferência do duto. Com isso, julgou-se pertinente a avaliação da performance dos protótipos quando operantes em um componente com dimensões a cima dessa proporção, nomeado como CRA-ER-Tubo que consiste em um segmento de duto colaminado, idêntico ao empregado na confecção de CRA-CP-Tubo, salve pelo comprimento, com um entalhe usinado a 75cm da borda do duto, referenciado como S4. Essa posição representa aproximadamente  $35\lambda$  de afastamento entre borda e artefato.

O sinal temporal coletado na amostra é mostrado na Figura 63, mostrando a sobreposição entre um sinal do duto íntegro e um coletado após a fabricação do entalhe. Esse sinal foi medido admitindo-se os sensores posicionados em modo ao empregado para CRA-CP-Tubo, com o transdutor posicionado próximo à extremidade oposta ao entalhe, na qual é possível identificar com clareza as reflexões da onda nas extremidades do duto, indicadas pelos números 1, 2 e 3; sendo que 1 e 3 se referem à reflexão do sinal emitido no sentido oposto ao do entalhe, enquanto 2 é a reflexão do sinal emitido em direção a ele. Consta na parte superior da figura, o detalhe do A-scan na região onde o defeito seria esperado. Contudo, fica evidente que o sinal refletido pelo entalhe não teve intensidade suficientemente alta para alcançasse o receptor, resultando na ausência de indicação.

Figura 63 A-scan coletado no corpo de prova CRA-ER-Tubo, para as diferentes condições de integridade do componente.



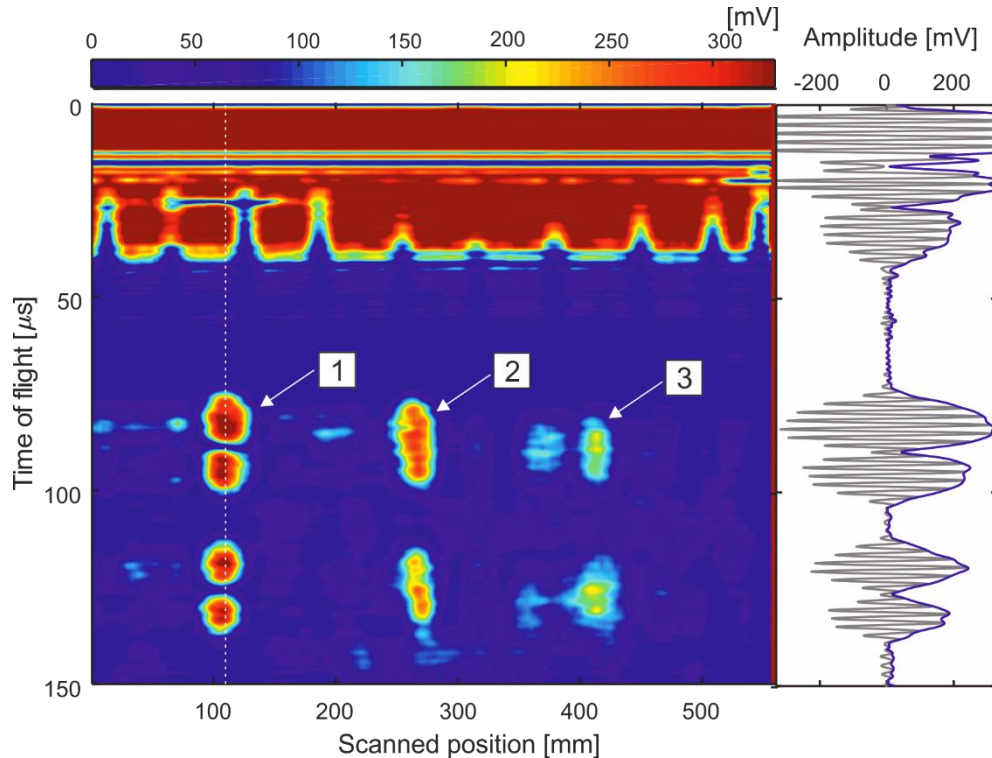
Fonte: o autor.

Acredita-se que isso seja devido à geração de ruído modal causado pela divisão da energia emitida causada pela separação dos modos durante sua propagação. Diferentemente do método avaliado nesta tese, o emprego de ondas guiadas como ferramenta de END em dutos utiliza arranjos de transdutores posicionados circunferencialmente no duto. Isso permite a analogia com um transdutor linear com comprimento infinito, de maneira a emitir uma frente plana de ondas que, no caso do duto, gera modos axissimétricos ao longo do duto. Emitindo-se o sinal dessa forma, o inspetor minimiza a geração de componentes de alta ordem indesejáveis no feixe sônico, além de minimizar o efeito da atenuação estrutural da guia de onda devido as dimensões do transdutor. A geração desses elementos causará, não só a redução da energia do modo, como também dará origem aos sinais detectados no trecho entre as duas extremidades do componente (ROSE, 2014a).

#### 4.4.2. Inspeção de CRA-LP-Placa

Partindo-se da inspeção superficial do componente, foram verificadas indicações de defeitos como mostrado na forma de B-scan da Figura 64, na qual as indicações são destacadas através de um mapa de cores. Além das indicações de defeitos, há também a reflexão da onda emitida na direção inversa à interface dos materiais que, como consequência, fornecerá indicações com intensidade máxima logo após a zona morta do sensor, em tempos na faixa entre 20  $\mu$ s e 50  $\mu$ s.

Figura 64 B-scan obtido pela varredura de CRA-LP-placa com frequência de 500kHz.



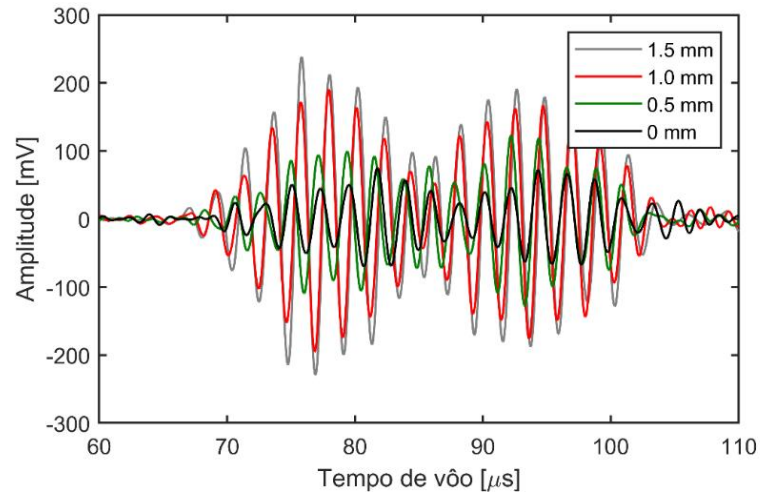
Fonte: o autor.

Junto ao B-scan, da figura, foi incluída a reprodução do sinal temporal da indicação de uma das falhas, coletado na posição  $x=120$  mm. O A-scan inserido na imagem evidencia que a indicação é composta por dois envelopes de sinal que são consequência da bidirecionalidade do feixe emitido que incide diretamente e do sinal indireto, refletido na borda oposta do corpo de prova e que então atinge a interface entre os materiais.

Da análise da figura anterior, fica evidente a redução de amplitude do sinal refletido devido ao aumento da seção remanescente do material. A forma de onda do sinal refletido pela interface é mostrada na Figura 65 e mostra que há reflexão para quaisquer condições de interface, seja defeituosa, seja perfeitamente soldada, indicada pela linha 0 mm. Disso, é possível comparar-se as amplitudes entre o sinal simulado para essa condição e o experimental, medido no corpo de prova.

A Figura 66 mostra a comparação entre as amplitudes normalizadas pela de maior intensidade do sinal simulado e experimental que permitiu-se a validação do modelo numérico para o problema proposto. Contudo, verificou-se certa discrepância para os defeitos de 0,5 e 1,0 mm. Acredita-se que essa discrepância deve-se à diferenças entre o valor nominal utilizado para os defeitos inseridos na placa e sua real dimensão.

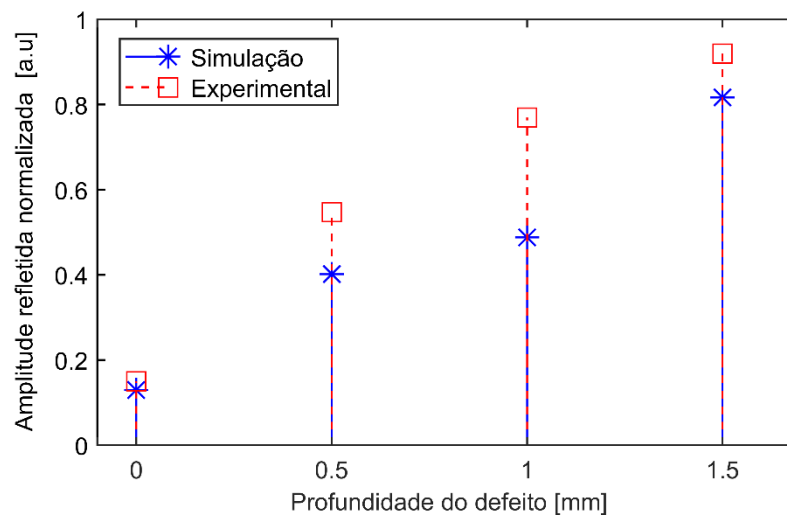
Figura 65 Envelope de sinais das indicações coletadas no corpo de prova CRA-LP-Placa.



Fonte: o autor.

A presente avaliação fica limitada ao caso exposto acima, uma idealização da condição real de um duto mecanicamente revestido, que simplifica o número de variáveis do problema. Deste modo, uma análise com maior grau de detalhamento da performance dos EMATs na inspeção da condição real desses dutos exigiria a realização de estudos adicionais que se aproximem mais da condição real de um duto desse tipo.

Figura 66 Comparação entre resultados numéricos e experimentais para amplitudes de onda refletida no ponto triplo.



Fonte: o autor

## 5. CONCLUSÃO

Esta tese teve como objetivo principal estudar a viabilidade do emprego de transdutores eletromagnético acústicos para a inspeção de juntas de dutos resistentes à corrosão através da geração e detecção de ondas guiadas de curto e médio alcance. Para isso, o problema foi dividido em dois casos distintos, levando em consideração a natureza da interface entre a camada de CRA e o material base – dutos colaminados e dutos mecanicamente revestidos.

Foram construídos modelos computacionais de elementos finitos que permitissem o estudo das particularidades existentes em cada um dos casos, seguidos de procedimentos experimentais de bancada que permitissem a confirmação experimental das observações feitas em cada um. Junto a isso, foram projetados transdutores EMAT customizados para o acesso interno para que figurasse o emprego da técnica para a inspeção por PIG, permitindo a detecção de defeitos na região de interesse das tubulações. Por fim, a capacidade de detecção de defeitos foi avaliada de acordo com a tipificação dos defeitos e comparada com técnicas convencionalmente empregadas para a inspeção de dutos.

A abordagem de F.EM. empregada para o projeto de transdutores EMAT foi suficientemente eficaz para a construção dos protótipos empregados na inspeção de dutos colaminados. Os modelos numéricos permitiram a previsão da proporção entre as componentes geradas no feixe sônico e, com isso, compreender-se a limitação espacial do emprego da técnica para a inspeção de grandes componentes. Mantendo-a confinada à aplicação em médio alcance. Esse fator foi posteriormente confirmado com a tentativa de operação dos protótipos em um componente longo.

Quanto ao primeiro caso investigado nessa tese; defeitos na junta soldada em dutos colaminados de parede espessa, foi realizado um estudo de propagação de ondas geradas por um PPM-EMAT posicionado na superfície interna de um cilindro oco bicamada representativo da condição avaliada para a seleção modal. Disso, foi possível observar-se a geração de um pacote de ondas composto por mais de um modo, que interagiria de forma diferente com uma descontinuidade superficial na camada de liga de Ni de acordo com a frequência central de geração aplicada no EMAT.

O método de inspeção estudado demonstrou-se promissor para a inspeção de dutos colaminados. A espessura de parede, no entanto, interferiu de maneira significativa no sucesso da técnica, reduzindo a amplitude do sinal detectado e, conseqüentemente, a relação S/R. como consequência disso, o limite de detecção de defeitos foi maior do que o esperado, em torno de 10% da espessura.

Os EMATs construídos mostraram-se promissores para a detecção de defeitos abertos na camada de liga de Ni do material, permitindo a detecção de defeitos com profundidade inferior à espessura da camada de CRA. Quando da avaliação de defeitos de raiz na solda desses dutos, não houve sucesso, para as condições avaliadas. Acredita-se que isso se deva à baixa relação entre espessura de defeito e comprimento da onda SH, exigindo estudos mais apurados com a geração de outros modos, gerados com transdutores com outras características.

Para o caso do estudo da inspeção do ponto triplo em dutos mecanicamente revestidos, as conclusões foram tiradas através da construção de um modelo de F.E.M que representasse a interação das ondas SH com um ponto triplo simulado, permitindo avaliar-se a transdução das ondas com a interface entre os três metais. Por fim, o modelo foi validado pela construção de um corpo de prova representativo do ponto triplo que considerasse a presença da camada de aço em contato com a guia de onda.

Com base na análise dos resultados obtidos na validação do protótipo do transdutor, foi possível concluir-se que a geração de modos SH com EMATs é potencialmente eficaz para a detecção de defeitos na camada de liga resistente à corrosão, tanto para o ponto triplo de dutos mecanicamente revestidos quanto na junta soldada de dutos colaminados. Contudo, devem ser consideradas as particularidades para cada uma das aplicações, bem como a otimização dos dispositivos de geração e recepção de sinal para cada aplicação.

Com base nessa abordagem, foi possível observar que a fração de energia refletida pelo ponto triplo isento de defeitos permitiu que os transdutores EMAT resolvessem indicações para defeitos internos nessa região, tendo sua resolução avaliada para descontinuidades de até 20% da parede da camada de liga de Ni, apresentando boa relação entre amplitude de sinal refletido e medido, aumentando proporcionalmente com o aumento da profundidade da descontinuidade. Entretanto, o estudo concentrou-se em uma simplificação do problema e ainda carece de avaliação em um componente em escala real.



## SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS

Para a continuidade dos desenvolvimentos mostrados na presente pesquisa, sugere-se as seguintes atividades.

1 – Estudo da técnica em um duto mecanicamente revestido que permita o conhecimento da resposta da técnica aos defeitos levando-se em conta um maior número de variáveis; tais como: efeito da tensão entre a guia de onda e o aço carbono e temperatura.

2 – Construção de uma fonte de geração de sinal com alta potência, mas que possua melhor resposta em frequência. Isso permitirá a melhoria da resposta de sinal obtido.

3 – Otimização da eletrônica de receptores para uma melhor relação S/R das indicações. Isso se dará pelo emprego de filtros analógicos e pré-amplificadores.

4 – Adequação dos protótipos a um dispositivo de inspeção robotizado que permita o deslocamento controlado dos sensores dentro do duto.

5 – Estudo da viabilidade do método de inspeção estudado para dutos cladeados de parede espessa com ponta recalçada, “*upset-end*”.

## REFERÊNCIAS

- ALESHIN, Vladislav et al. Two dimensional modeling of elastic wave propagation in solids containing cracks with rough surfaces and friction – Part I: Theoretical background. **Ultrasonics**, [s. l.], v. 82, p. 221, 2018. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.ultras.2017.07.002>>
- ARJSTÉGUI, C., LOWE, Michael J. S.; CAWLEY, P. Guided waves in Fluid-filled pipes surrounded by different fluids. **Ultrasonics**, [s. l.], v. 39, p. 10, 2001.
- ASHIGWUIKE, Evans Chinemezu et al. A study of the transduction mechanisms of electromagnetic acoustic transducers (EMATs) on pipe steel materials. **Sensors and Actuators, A: Physical**, [s. l.], v. 229, p. 154–165, 2015. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.sna.2015.03.034>>
- AULD, B. A. **Acoustic fields and waves in Solids - Volume 2**. [s.l.] : Krieger Pub Co, 1973. a. Disponível em: <[https://books.google.com/books?hl=en&lr=&id=\\_2MWAwAAQBAJ&pgis=1](https://books.google.com/books?hl=en&lr=&id=_2MWAwAAQBAJ&pgis=1)>
- AULD, B. A. **Acoustic Fields and Waves in Solids - Volume 1**. [s.l.] : Krieger Pub Co, 1973. b.
- BATHE, Klaus-Jürgen. **Finite element procedures**. 2nd. ed. [s.l.] : Prentice Hall, Pearson Education, Inc., 2014.
- BEARD, M. D.; LOWE, M. J. S.; CAWLEY, P. Ultrasonic Guided Waves for Inspection of Grouted Tendons and Bolts. **Journal of Materials in Civil Engineering**, [s. l.], v. 15, n. June, p. 212–219, 2003.
- BORIGO, Cody J. **Excitation Spectrum & Mode Excitability Analysis of Comb and Annular Phased Array Transducers for Guided Wave Mode Control Applications**. 2011. The Pennsylvania State University, [s. l.], 2011.
- BULAVINOV, A.; KRÖNING, M.; WALTE, F. Ultrasonic Inspection of Austenitic and Dissimilar Welds. In: PROCEEDINGS OF THE IV CONFERENCIA PANAMERICANA DE END 2007, **Anais...** [s.l: s.n.]
- BUTTING. **Corrosion Resistant Pipes**Butting, , 2015.
- CARLOS A. FELIPPA. **FEM Modeling: IntroductionINTRODUCTION to FINITE ELEMENT METHODS**. [s.l: s.n.]. Disponível em: <<http://www.colorado.edu/engineering/cas/courses.d/IFEM.d/IFEM.Ch06.d/IFEM.Ch06.pdf>>.
- CASTAINGS, Michel. SH ultrasonic guided waves for the evaluation of interfacial adhesion. **Ultrasonics**, [s. l.], v. 54, n. 7, p. 1760–1775, 2014. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.ultras.2014.03.002>>
- CHAN, C. W.; CAWLEY, P. Lamb waves in highly attenuative plastic plates. **Journal of the Acoustical Society of America**, [s. l.], v. 104, n. 2, p. 874–881, 1998.
- COMSOL MULTIPHYSICS. Comsol Multiphysics 5.2a Reference Manual. [s. l.], p. 1–1262, 2013.

CONG, Ming; WU, Xinjun; QIAN, Chunqiao. A longitudinal mode electromagnetic acoustic transducer (EMAT) based on a permanent magnet chain for pipe inspection. **Sensors (Switzerland)**, [s. l.], v. 16, n. 5, p. 18, 2016.

CORDELL, Jim; VANZANT, Hershel. **The Pipeline Pigging Handbook**. terceira ed. Houston: Clarion Technical Publishers and Scientific Surveys Ltd., 2003.

DAVIS, J. R. Stainless Steel Overlays Cladding and Weld Hot Roll Bonding. In: **ASM Specialty Handbook**. [s.l: s.n.]. v. 06398Gp. 221.

DELRUE, S.; ALESHIN, V. 2D modeling for acoustic waves in solids with frictional cracks Abstract : In: 2017, **Anais...** [s.l: s.n.]

DELSANTO, P. P.; SCALERANDI, M. A spring model for the simulation of the propagation of ultrasonic pulses through imperfect contact interfaces. **The Journal of the Acoustical Society of America**, [s. l.], v. 104, n. 5, p. 2584–2591, 1998. Disponível em: <<http://asa.scitation.org/doi/10.1121/1.423841>>

DEMMA, A.; CAWLEY, P.; LOWE, M. Scattering of the fundamental shear horizontal mode from steps and notches in plates. **The Journal of the Acoustical Society of America**, [s. l.], v. 113, n. 4, p. 1880–1891, 2003. Disponível em: <<http://asa.scitation.org/doi/10.1121/1.1554694>>

DEMMA, Alessandro et al. The reflection of the fundamental torsional mode from pit clusters in pipes. **NDT and E International**, [s. l.], v. 46, n. 1, p. 83–93, 2003.

DEMMA, Alessandro et al. The reflection of guided waves from notches in pipes: A guide for interpreting corrosion measurements. **NDT and E International**, [s. l.], v. 37, n. 3, p. 13, 2004.

DENNIEL, Sylvain; TKACZYK, T.; PEPIN, A. Reeled Mechanically Lined Pipe: Cost Efficient Solution for Static and Dynamic Applications in Corrosive Environment. In: DEEP OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE 2012 2012, **Anais...** [s.l: s.n.] Disponível em: <<http://pennwell.websds.net/2012/dot/papers/T1S1O2-paper.pdf>>

DHIB, Zina et al. Cladding of low-carbon steel to austenitic stainless steel by hot-roll bonding: Microstructure and mechanical properties before and after welding. **Materials Science and Engineering A**, [s. l.], v. 656, p. 130–141, 2016. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.msea.2015.12.088>>

DNV-RP-F113. **Pipeline Subsea Repair** Det Norske Veritas, , 2016.

DNV GL. **DNVGL-ST-F101 - Submarine pipeline systems** Det Norske Veritas, , 2017. a.

DNV GL. **DNVGL-RP-F108 Assessment of flaws in pipeline and riser girth welds** DNV GL AS, , 2017. b.

DONALD MALCON WILSON, Walden Saffron. **Electromagnetic generation of ultrasonic waves - in specimen undergoing inspection involving reflection of ultrasound involves RF generator.**,

DE2657957 C2, 1976.

DROZDZ, Mickael Brice. **Efficient finite element modelling of ultrasound in elastic media**. 2008. Imperial College of London, [s. l.], 2008.

DUARTE, Rafael Mendes; FELIC, Gordana Klaric. Analysis of the Coupling Coefficient in Inductive Energy Transfer Systems. [s. l.], v. 2014, 2014.

FINDIK, Fehim. Recent developments in explosive welding. **Materials and Design**, [s. l.], v. 32, n. 3, p. 13, 2011. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2010.10.017>>

FISCHER-CRIPPS, Anthony C. **Introduction to Contact Mechanics**. [s.l: s.n.]. Disponível em: <[http://books.google.com/books?hl=en&lr=&id=fRVcCtQ1vzYC&oi=fnd&pg=PR7&dq=Structural+sensitivity+analysis+and+optimization+2&ots=FMdU0yb9Ug&sig=7yL9DxDFI47HKEGO\\_rZ3v5IUCK0](http://books.google.com/books?hl=en&lr=&id=fRVcCtQ1vzYC&oi=fnd&pg=PR7&dq=Structural+sensitivity+analysis+and+optimization+2&ots=FMdU0yb9Ug&sig=7yL9DxDFI47HKEGO_rZ3v5IUCK0)>

FLORES-MENDEZ, Esteban et al. **Rayleigh's, Stoneley's, and Scholte's interface waves in elastic models using a boundary element method**. 2017. Imperial College of London, [s. l.], 2017.

FOCKE, E. S.; NAKASUGI, H. The 2-Dimensional Modelling of the Manufacturing Process of Tight Fit Pipe ( TFP ). In: PROCEEDINGS OF THE FOURTEENTH (2004) INTERNATIONAL OFFSHORE AND POLAR ENGINEERING CONFERENCE2 2004, **Anais...** [s.l: s.n.]

FOCKE, Eelke S. **Reeling of Tight Fit Pipe**. 2007. Technische Universiteit Delft, [s. l.], 2007.

GALVAGNI, A.; CAWLEY, P. The reflection of guided waves from simple supports in pipes. **The Journal of the Acoustical Society of America**, [s. l.], v. 129, p. 221, 2011.

GAO, Huidong. **Ultrasonic Guided Wave Mechanics for Composite Material Structural Health Monitoring**. 2007a. The Pennsylvania State University, [s. l.], 2007.

GAO, Huidong. **Ultrasonic guided wave mechanics for composite material structural health monitoring**. 2007b. The Pennsylvania State University, [s. l.], 2007.

GAZIS, Denos C. Three-Dimensional Investigation of the Propagation of Waves in Hollow Circular Cylinders. II. Numerical Results. **The Journal of the Acoustical Society of America**, [s. l.], v. 31, n. 5, p. 573–578, 1959. Disponível em: <<http://asa.scitation.org/doi/10.1121/1.1907754>>

GIURGIUTIU, Victor. Wave Propagation SHM with PWAS 10.1. In: **Structural Health Monitoring with Piezoelectric wafer active sensors**. [s.l.] : ACADEMIC PRESS, INC., 2016. p. 435–503.

GOUVEIA, João et al. Steel Catenary Risers ( SCRs ): From Design to Installation of the First Reeled CRA Lined Pipes . Part I - Risers Design. In: (ASME, Ed.)ASME 2012 31ST INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING 2012, Rio de janeiro. **Anais...** Rio de janeiro

GRAHAM, David J.; NEASHAM, Jeffrey A.; SHARIF, Bayan S. High bit rate communication

through metallic structures using electromagnetic acoustic transducers. **OCEANS '09 IEEE Bremen: Balancing Technology with Future Needs**, [s. l.], 2009.

GUO, Boyun et al. **Offshore Pipelines**. segunda ed. [s.l.] : Elsevier Inc., 2014. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780123979490000170>>

HALE, Layton Carter. **Principles and Techniques for Designing Precision Machines**. 1999. University of California, [s. l.], 1999.

HALLIDAY; RESNICK. **Fundamentals of Physics**. 9th. ed. [s.l.] : Wiley, 2013. v. 53

HILL, Samuel; DIXON, Steve. Frequency dependent directivity of periodic permanent magnet electromagnetic acoustic transducers. **NDT and E International**, [s. l.], v. 62, p. 137–143, 2014. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.ndteint.2013.12.009>>

HIRAO, Masahiko; OGI, Hirotugu. An SH-wave EMAT technique for gas pipeline inspection. **NDT & E International**, [s. l.], v. 32, n. 3, p. 127–132, 1999.

HIRAO, Masahiko; OGI, Hirotugu. **EMATs For Science and Industry: noncontact ultrasonic measurement**. [s.l.: s.n.].

HUDGELL, R. J. **Handbook on the Ultrasonic Examination of Austenitic Clad Steel Components**. Luxembourg: Published by European Commission, Joint Research Centre Institute of Advanced Material, 1994.

HUIDONG GAO, ROSE, Joseph L. **Ultrasonic guided wave mechanics for composite material structural health monitoring**. 2007. The Pennsylvania State University, [s. l.], 2007.

INSTITUTE, American Petroleum. **The History of Pipelines**. 2016. Disponível em: <<https://pipeline101.org/The-History-of-Pipelines>>. Acesso em: 14 nov. 2019.

ISLA, Julio et al. Optimal impedance on transmission of Lorentz force EMATs. In: AIP CONFERENCE PROCEEDINGS 2016, **Anais...** [s.l.: s.n.]

ISLA, Julio A. **CODED EXCITATION FOR LOW-SNR**. 2017. Imperial College of London, [s. l.], 2017.

JOHNSTON, C.; NAGESWARAN, C.; LONDON, T. Investigations into the fatigue strength of CRA lined pipe. **Proceedings of the Annual Offshore Technology Conference**, [s. l.], v. 4, n. May 2016, p. 2–5, 2016.

JOW, Uei-ming et al. Design and Optimization of Printed Spiral Coils for Efficient Transcutaneous Inductive Power Transmission. **Optimization**, [s. l.], v. 1, n. 3, p. 193–200, 2007. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/stamp/stamp.jsp?tp=&arnumber=4432391&isnumber=4432383>>

KOGIA, Maria et al. High temperature shear horizontal electromagnetic acoustic transducer for guided wave inspection. **Sensors (Switzerland)**, [s. l.], v. 16, n. 4, p. 16, 2016.

KONING, A. C. De et al. TFP and TFT back in town ( Tight Fit CRA lined Pipe and Tubing ). [s. l.], 2003.

KRAUS, John D.; KEITH R., Carver. **Electromagnetics**, 1973.

KUMARI, Neelam. Plane wave propagation at solid-solid imperfect interface. **International Journal of Mathematics And Its applications**, [s. l.], v. 2, n. 3, p. 63–71, 2014.

LE BIHAN, Yann. Study on the transformer equivalent circuit of eddy current nondestructive evaluation. **NDT and E International**, [s. l.], v. 36, n. 5, p. 297–302, 2003.

LEINOV, Eli; LOWE, Michael J. S.; CAWLEY, Peter. Investigation of guided wave propagation and attenuation in pipe buried in sand. **Journal of Sound and Vibration**, [s. l.], v. 347, p. 96–114, 2015. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.jsv.2015.02.036>>

LIPPOLD, John C.; KOTECKI, Damian J. **Welding Metallurgy and Weldability of Stainless Steels - John C. Lippold, Damian J. Kotecki**. [s.l.] : Wiley-Interscience, 2005. Disponível em: <<http://eu.wiley.com/WileyCDA/WileyTitle/productCd-0471473790.html>>

LIU, Yafei; KYRIAKIDES, Stelios; DYAU, Jyan\_Ywan. Effects of Reeling on Pipe Structural Performance Part II: Experiments. **Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering**, [s. l.], v. 139, n. c, p. 1–11, 2017. a. Disponível em: <<http://offshoremechanics.asmedigitalcollection.asme.org/article.aspx?doi=10.1115/1.4037063>>

LIU, Yafei; KYRIAKIDES, Stelios; DYAU, Jyan\_Ywan. Effects of Reeling on Pipe Structural Performance Part I: Analysis. **Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering**, [s. l.], v. 139, n. c, 2017. b. Disponível em: <<http://offshoremechanics.asmedigitalcollection.asme.org/article.aspx?doi=10.1115/1.4037063>>

LOWE, M. J. S. Matrix Techniques for Modeling Ultrasonic-Waves in Multilayered Media. **Ieee Transactions on Ultrasonics Ferroelectrics and Frequency Control**, [s. l.], v. 42, n. 4, p. 525–542, 1995.

LUO, Wei; ZHAO, Xiaoliang; ROSE, Joseph L. A Guided Wave Plate Experiment for a Pipe. **Journal of Pressure Vessel Technology**, [s. l.], v. 127, n. 3, p. 345, 2005. Disponível em: <<http://pressurevesseltech.asmedigitalcollection.asme.org/article.aspx?articleid=1458911>>

MARKET, Future. **Clad Pipe Global Market - Global Industry Analysis (2013–2017) and Opportunity Assessment (2018–2028)**. [s.l.: s.n.]. Disponível em: <<https://www.futuremarketinsights.com/press-release/clad-pipe-market>>.

MAZZOTTI, M. et al. Guided waves dispersion analysis for prestressed viscoelastic waveguides by means of the SAFE method. **International Journal of Solids and Structures**, [s. l.], v. 49, n. 18, p. 2359–2372, 2012. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2012.04.041>>

MÜLLER, Gerhard. **Theory of Elastic Waves**. Potsdam, Frankfurt, Hamburg.

MURAI, Yoshio. Scattering attenuation, dispersion and reflection of SH waves in two-dimensional elastic media with densely distributed cracks. **Geophysical Journal International**, [s. l.], v. 168, n. 1, p. 211–223, 2007.

N.CHEEKE, J. Davi. **Fundamentals and Applications of Ultrasonic Waves**. 2nd. ed. [s.l.] : CRC Press LLC, 2012.

NAZARCHUK, Zinoviy; SKALSKYI, Valentyn; SERHIYENKO, Oleh. **Acoustic Emission - Methodology and Application**. Lviv: Springer US, 2017. Disponível em: <<http://link.springer.com/10.1007/978-3-319-49350-3>>

OLIVEIRA, Américo; DE PAULA, Tadeu Rodrigues. **Rígido ou flexível? Mercado é quem vai definir a melhor opção para o desenvolvimento do pré-sal**. 2018. Disponível em: <<https://bepetroleo.editorabrasilenergia.com.br/rigido-ou-flexivel-qual-o-melhor/>>. Acesso em: 15 jan. 2019.

PAGODINAS, D. **Ultrasonic signal processing methods for detection of defects in composite materials**. 2002. [s. l.], 2002. Disponível em: <<papers://0cc5b277-5c1a-4a08-a78e-b6f9891a651e/Paper/p2372>>

PALMER, Andrew C.; KING, Roger A. **Subsea Pipeline Engineering**. [s.l: s.n.].

PAU, Annamaria; ACHILLOPOULOU, Dimitra V. Interaction of shear and Rayleigh-Lamb waves with notches and voids in plate waveguides. **Materials**, [s. l.], v. 10, n. 7, 2017.

PAUL, DK AND GARDNER, P. Maximum power transfer theorem : A simplified approach. **International Journal of Electrical Engineering Education**, [s. l.], v. 35, n. 3, p. 271–273, 1998.

PLACKO, D.; DUFOUR, I. Eddy current sensors for nondestructive inspection of graphite composite materials. **Conference Record of the 1992 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting**, [s. l.], p. 1676–1682, 1992. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/lpdocs/epic03/wrapper.htm?arnumber=244235>>

POPOV, Valentin L.; HESS, Markus. **Method of dimensionality reduction in contact mechanics and friction**. 2017. Imperial College of London, [s. l.], 2017.

PUTKIS, O.; DALTON, R. P.; CROXFORD, A. J. The anisotropic propagation of ultrasonic guided waves in composite materials and implications for practical applications. **Ultrasonics**, [s. l.], v. 65, p. 10, 2014. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.ultras.2014.11.013>>

QIACHENG - STEEL PIPE GROUP. **Qiacheng - Steel Pipe Group**. 2014. Disponível em: <<http://www.steelpipechn.com/pipearc/Clad-pipes-Weld-Overlay-Clad-Pipe.html>>. Acesso em: 24 out. 2017.

R. WINSTON REVIE. **Oil and Gas Pipeline: Integrity and Safety**. [s.l.] : Wiley, 2015.

RAJAGOPAL, Prabhu et al. On the use of absorbing layers to simulate the propagation of elastic

waves in unbounded isotropic media using commercially available Finite Element packages. **NDT and E International**, [s. l.], v. 51, p. 30–40, 2012. Disponível em:  
<<http://dx.doi.org/10.1016/j.ndteint.2012.04.001>>

RANDALL, R. B. **Frequency Analysis**. 3rd. ed. [s.l.] : Brüel & Kjær, 2000.

RIBICHINI, R.; NAGY, P. B.; OGI, H. The impact of magnetostriction on the transduction of normal bias field EMATs. **NDT and E International**, [s. l.], v. 51, p. 8–15, 2012. Disponível em:  
<<http://dx.doi.org/10.1016/j.ndteint.2012.06.004>>

RIBICHINI, Remo. **Modelling of electromagnetic acoustic transducers**. 2011. Imperial College of London, [s. l.], 2011. Disponível em:  
<[http://easyaccess.lib.cuhk.edu.hk/login?url=http://search.proquest.com/docview/1779949268?accountid=10371%5Cnhttp://findit.lib.cuhk.edu.hk/852cuhk/?url\\_ver=Z39.88-2004&rft\\_val\\_fmt=info:ofi/fmt:kev:mtx:dissertation&genre=dissertations+%26+theses&sid=ProQ:P](http://easyaccess.lib.cuhk.edu.hk/login?url=http://search.proquest.com/docview/1779949268?accountid=10371%5Cnhttp://findit.lib.cuhk.edu.hk/852cuhk/?url_ver=Z39.88-2004&rft_val_fmt=info:ofi/fmt:kev:mtx:dissertation&genre=dissertations+%26+theses&sid=ProQ:P)>

ROSE, Joseph L. **Ultrasonic Guided Waves in Solid Media**. [s.l.] : Cambridge University Press, 2014. a. Disponível em:  
<<http://ebooks.cambridge.org/ref/id/CBO9781107273610%5Cnhttp://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84929741965&partnerID=40&md5=430f9fa7ab85b3016749329dbb58d822>>

ROSE, Joseph L. **Ultrasonic guided waves in solid media**. [s.l.] : Cambridge University Press, 2014. b. Disponível em:  
<<http://ebooks.cambridge.org/ref/id/CBO9781107273610%5Cnhttp://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84929741965&partnerID=40&md5=430f9fa7ab85b3016749329dbb58d822>>

SEHER, Matthias et al. Model-Based Design of Low Frequency Lamb Wave EMATs for Mode Selectivity. **Journal of Nondestructive Evaluation**, [s. l.], v. 34, n. 3, p. 1–16, 2015.

SHERIF, Hany A. Parameters affecting contact stiffness of nominally flat surfaces. **Wear**, [s. l.], v. 145, n. 1, p. 113–121, 1991.

SHERIF, Hany A.; KOSSA, S. S. Relationship between normal and tangential contact stiffness of nominally flat surfaces. **Wear**, [s. l.], v. 151, n. 1, p. 49–62, 1991.

SIMONETTI, F.; CAWLEY, P. On the nature of shear horizontal wave propagation in elastic plates coated with viscoelastic materials. **Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences**, [s. l.], v. 460, n. 2048, p. 2197–2221, 2004. Disponível em:  
<<http://rspa.royalsocietypublishing.org/cgi/doi/10.1098/rspa.2004.1284>>

SIMONETTI, Francesco. **Sound Propagation in lossless Waveguides coated with attenuative Materials**. 2003. Imperial College of London, [s. l.], 2003.

SINGERESU S. RAO. **The Finite Element Method in Engineering**. 6<sup>a</sup> ed. Miami: Elsevier, 2018.

THE BRITISH STANDARDS INSTITUTION. **BS 7910:2015 - BSI Standards Publication Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures**, 2015.



THOMPSON, R. B. **Physical principles of measurements with emat transducers**. [s.l.] : ACADEMIC PRESS, INC., 1990. a. v. 19 Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/B978-0-12-477919-8.50010-8>>

THOMPSON, R. B. Physical principles of measurements with emat transducers. **Physical Acoustics**, [s. l.], v. 19, n. C, p. 157–201, 1990. b. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/B978-0-12-477919-8.50010-8>>

TKACZYK, Tomasz; PÉPIN, Aurélien; DENNIEL, Sylvain. Fatigue and Fracture of Mechanically Lined Pipes Installed by Reeling. **Volume 3: Pipeline and Riser Technology**, [s. l.], p. 9, 2012. Disponível em: <<http://proceedings.asmedigitalcollection.asme.org/proceeding.aspx?doi=10.1115/OMAE2012-83050>>

VOGELAAR, Bouko; GOLOMBOK, Michael. Simplified Ultrasonic Damage Detection in Fluid-Filled Pipes. **Journal of Nondestructive Evaluation**, [s. l.], v. 36, n. 4, p. 221, 2017. Disponível em: <<http://link.springer.com/10.1007/s10921-017-0443-3>>

WANG, Shujuan et al. 3-D modeling and analysis of meander-line-coil surface wave EMATs. **Mechatronics**, [s. l.], v. 22, n. 6, p. 653–660, 2012.

WANG, Ting et al. Overview of Oil and Gas Pipeline Failure Database. In: (ASCE, Ed.) ICPTT 2013 2013, **Anais...** [s.l: s.n.]

XIE, Yuedong et al. Simulation of ultrasonic and EMAT arrays using FEM and FDTD. **Ultrasonics**, [s. l.], v. 66, p. 154–165, 2016. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.ultras.2015.10.020>>

YE, Qian; JIANG, Yikun; LIN, Haoze. Understanding the power reflection and transmission coefficients of a plane wave at a planar interface. **European Journal of Physics**, [s. l.], v. 38, n. 2, 2017.

YUAN, Lin; KYRIAKIDES, Stelios. Liner wrinkling and collapse of bi-material pipe under axial compression. **International Journal of Solids and Structures**, [s. l.], v. 60, n. 3–4, p. 221, 2015. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2013.10.026>>

ZUMPANO, Petrônio et al. Challenges About Testing, Welding and NDT of CRA Pipelines in Brazilian Pre-Salt. In: PROCEEDINGS OF THE 31ST INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC OMAE12 2012, Rio de Janeiro. **Anais...** Rio de Janeiro Disponível em: <<http://proceedings.asmedigitalcollection.asme.org/proceeding.aspx?doi=10.1115/OMAE2012-83461>>

## **ANEXO I**

Dados de fabricação do corpo de prova CP-LP-Placa fornecido pelo fabricante Sonaspection. O fabricante seguiu as diretrizes estabelecidas pelo autor do trabalho explicitando cada operação no componente.

Nesse documento, é mostrado uma imagem do eletrodo de EDM em verdadeira grandeza com destaque para a região utilizada para a fabricação dos entalhes, bem como sua localização na peça e tolerância.

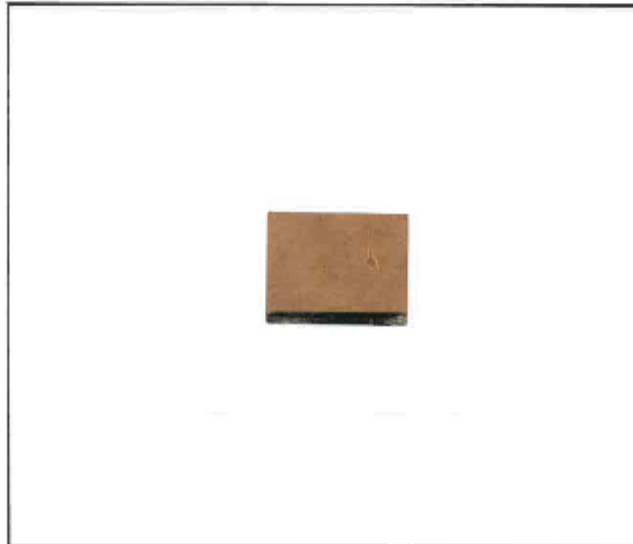
Na última parte do anexo, é apresentada uma inspeção dos defeitos por raios-X na qual são visíveis os comprimentos são visíveis. Nesta mesma radiografia é possível inferir a profundidade relativa entre eles com base na variação de contraste dessas indicações.

# sonaspection

Quality Unassured™

## ELECTRODE

Client	TWL	Report No	5743-01-01
Specimen ID	5743-01		
Examination Spec	SIL/WTS 78 Rev 01	Acceptance Spec	SIL/WTS/96
Flaw ID	1, 2 & 3	Flaw Type	EDM Notch



Prepared By:

P. Holden

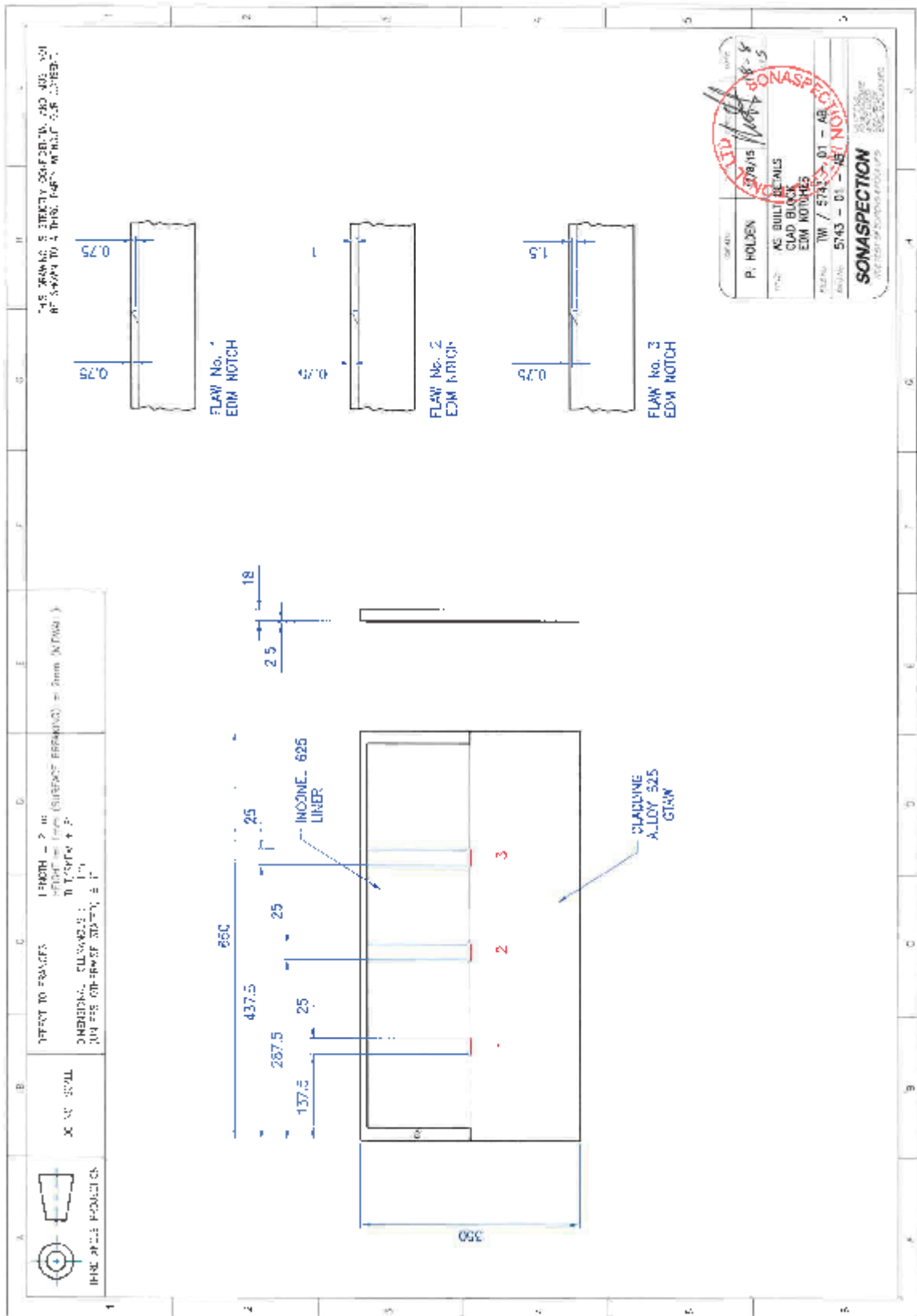
Date: 17/08/15



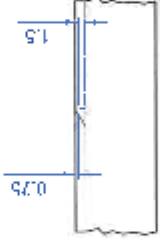
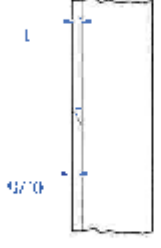
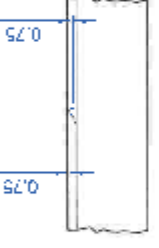
Checked By:

Neil Kelly

Date: 18/08/15

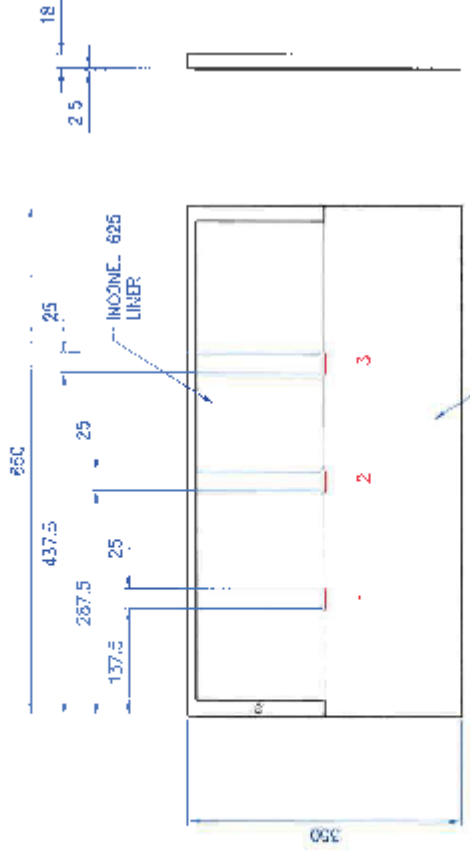


AS BUILT DETAILS  
CLAD BLOCK  
EDM NOTCHES



DEPTH TO FRINGS  
DIMENSIONS FOLLOWED  
SEE CONVERSE DRAWING

DEPTH - 2 in  
FRINGE FROM (CURRENT FRINGE) = 2mm (0.078 in)



AS BUILT

# sonaspection

Quality Flaws Assured

## FLAW SIZE STATEMENT

Client	TWI	Report No	5743 - 01 - 01
Specimen ID	5743 - 01	Sheet	1 of 1
Examination Spec.	SIL/WTS/97	Acceptance Spec.	SIL/WTS/96

Flaw Type EDM NOTCH	Identification 01
---------------------	-------------------

Adjusted Flaw Length	25 mm	Tolerance	+/- 2mm
Adjusted Flaw Height	0.75 mm	Tolerance	1/-1mm
Actual Flaw Position from '0'	137.5 mm	Tolerance	+/- 2mm

Surface Breaking	ID <input type="checkbox"/>	OD <input type="checkbox"/>	Mid Wall <input checked="" type="checkbox"/>
------------------	-----------------------------	-----------------------------	--

Equipment Used			
1	Vernier Calipers	Serial No	
2		Serial No	

Flaw Type EDM NOTCH	Identification 02
---------------------	-------------------

Adjusted Flaw Length	25 mm	Tolerance	+/- 2mm
Adjusted Flaw Height	1 mm	Tolerance	1/-1mm
Actual Flaw Position from '0'	287.5 mm	Tolerance	+/- 2mm

Surface Breaking	ID <input type="checkbox"/>	OD <input type="checkbox"/>	Mid Wall <input checked="" type="checkbox"/>
------------------	-----------------------------	-----------------------------	--

Equipment Used			
1	Vernier Calipers	Serial No	
2		Serial No	

Flaw Type EDM NOTCH	Identification 03
---------------------	-------------------

Adjusted Flaw Length	25 mm	Tolerance	+/- 2mm
Adjusted Flaw Height	1.5 mm	Tolerance	1/-1mm
Actual Flaw Position from '0'	437.5 mm	Tolerance	+/- 2mm

Surface Breaking	ID <input type="checkbox"/>	OD <input type="checkbox"/>	Mid Wall <input checked="" type="checkbox"/>
------------------	-----------------------------	-----------------------------	--

Equipment Used			
1	Vernier Calipers	Serial No	
2		Serial No	

Prepared By:

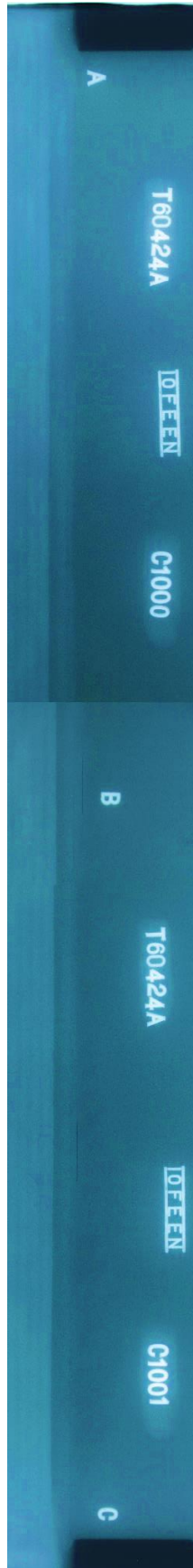
Phil Holden  
Date 17/08/15



Checked By:

Neil Kelly  
Date: 18/08/15

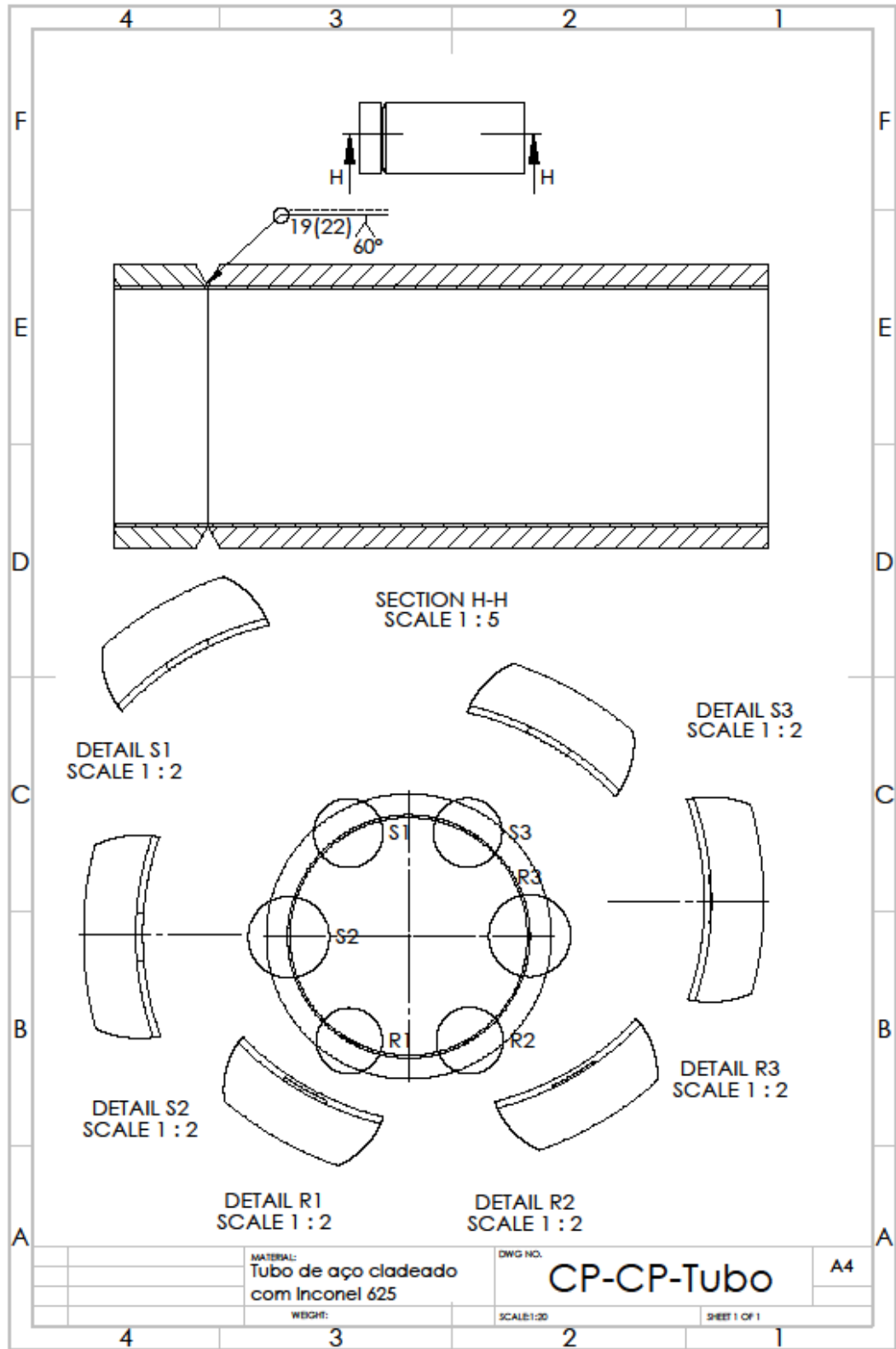
Figura 67 Radiografia da região do ponto triplo no corpo de prova CP-LP-Placa.



Fonte: o autor

**ANEXO II**

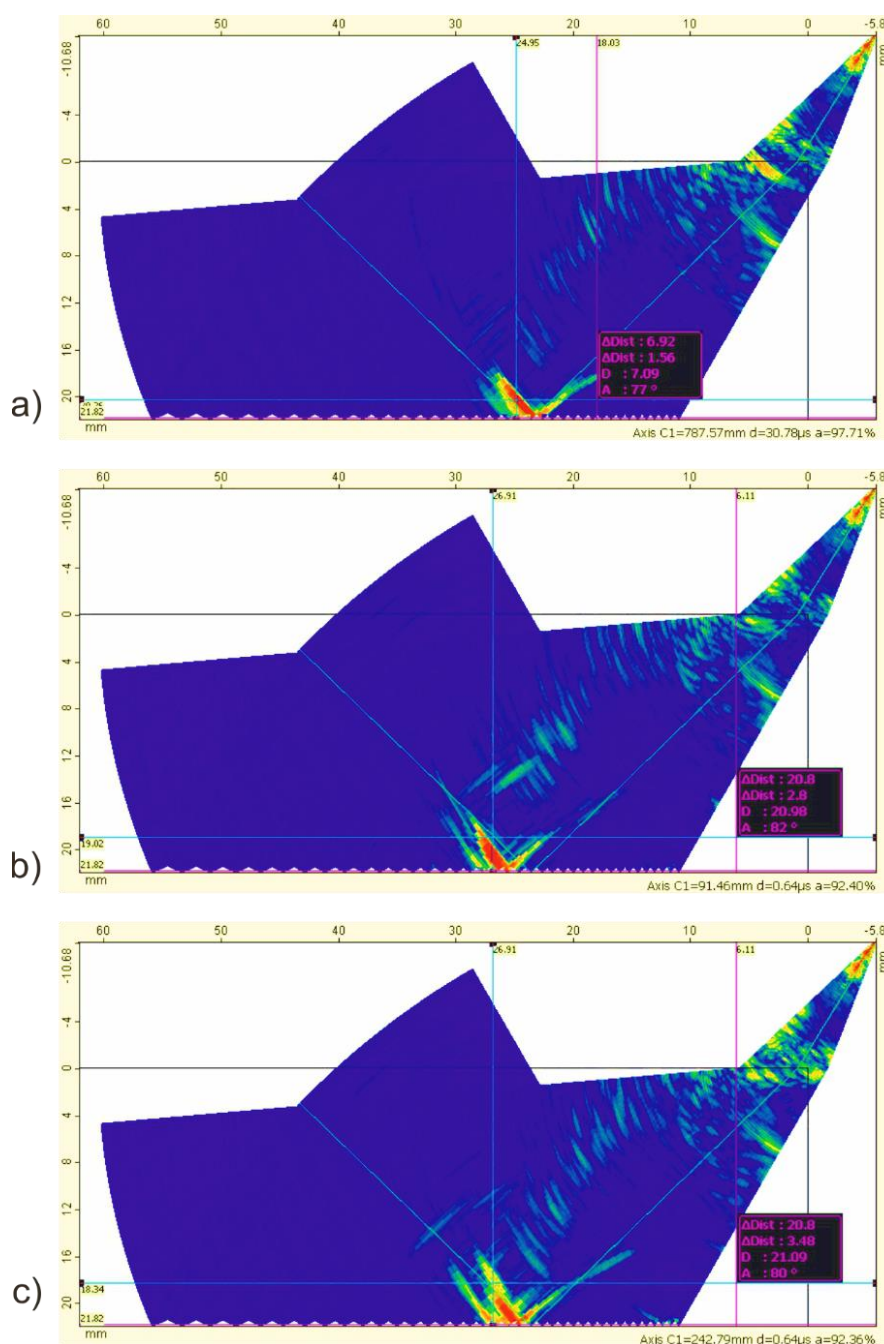
Dados referentes à fabricação do corpo de prova CP-CP-Tubo representado na Figura 31.  
Figura 68 Detalhes de fabricação do corpo de prova CRA-CP-Tubo.



### ANEXO III

Ecogramas do tipo B-scan dos defeitos usinados no corpo de prova CP-CP-Tubo, de modo que as indicações dos defeitos superficiais são mostradas na Figura 69, enquanto os defeitos internos de raiz, são representados na Figura 70. Os dados dessa inspeção complementam a informação fornecida pelo C-scan mostrado na Figura 32.

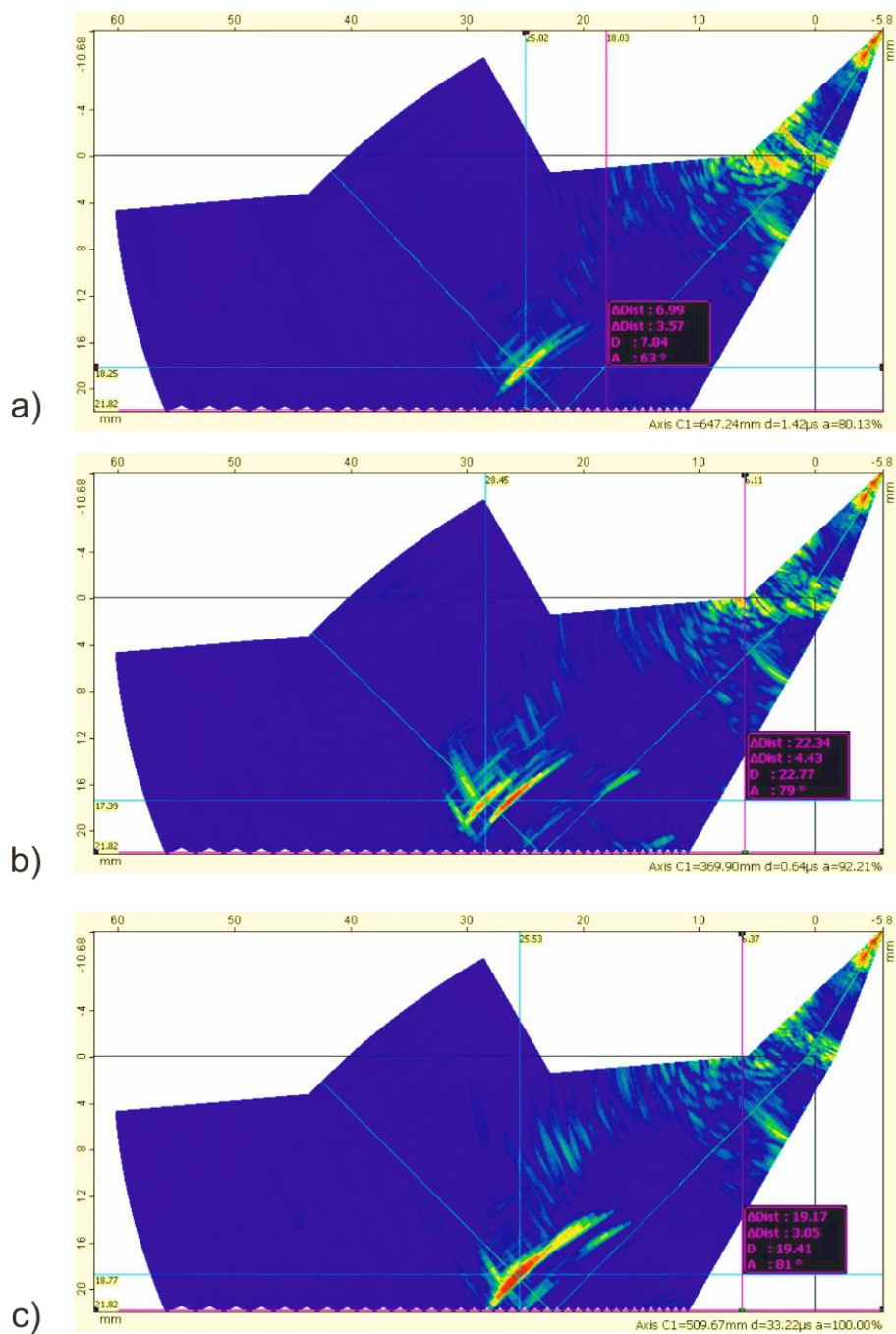
Figura 69 Varredura do tipo B-scan referente aos defeitos na superfície interna da solda do corpo de prova CP-CP-Tubo de modo que é mostrado em a) S1, b) S2 e c) S3.



Fonte: o autor.



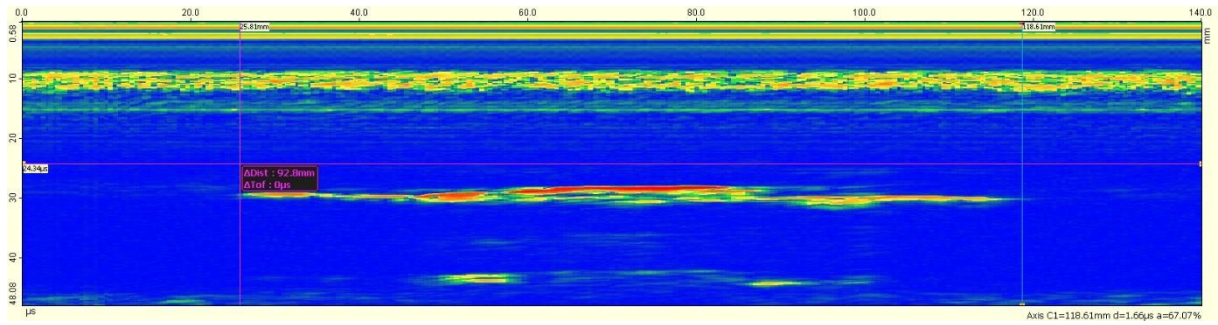
Figura 70 Varredura do tipo B-scan referente aos defeitos na raiz interna da solda do corpo de prova CP-CP-Tubo de modo que é mostrado em a) R1, b) R2 e c) R3.



Fonte: o autor.

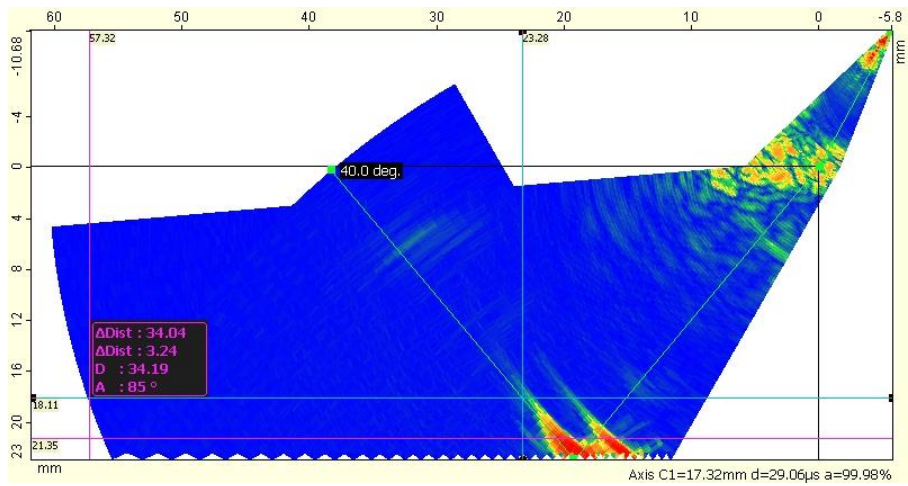
A inspeção do defeito inserido no corpo de prova CRA-ER-Tubo é representada pelos ecogramas das Figura 71 e Figura 72.

Figura 71 C-scan do defeito S4 mostrando o comprimento do defeito.



Fonte: o autor.

Figura 72 B-scan do entalhe S4 evidenciando sua profundidade.



Fonte: o autor.