

**UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ**

**TATIANA DE ALMEIDA PRADO**

**ESTIMAÇÃO DE PARÂMETROS EM ENSAIOS NÃO-DESTRUTIVOS  
POR ULTRASSOM:  
DIRETIVIDADE E RUGOSIDADE**

**TESE**

**CURITIBA**

**2023**

**TATIANA DE ALMEIDA PRADO**

**ESTIMAÇÃO DE PARÂMETROS EM ENSAIOS  
NÃO-DESTRUTIVOS POR ULTRASSOM:  
DIRETIVIDADE E RUGOSIDADE**

**Parameters estimation from ultrasonic tests:  
directivity and roughness**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica e Informática Industrial da Universidade Tecnológica Federal do Paraná como requisito parcial para obtenção do título de Doutora em Ciências - Área de concentração: Engenharia de Automação e Sistemas.

Orientador: Prof. Dr. Daniel Rodrigues Pipa  
Coorientador: Prof. Dr. Thiago Alberto Rigo Passarin

**CURITIBA**

**2023**



[4.0 Internacional](https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/)

Esta licença permite remixe, adaptação e criação a partir do trabalho, para fins não comerciais, desde que sejam atribuídos créditos ao(s) autor(es).  
Conteúdos elaborados por terceiros, citados e referenciados nesta obra não são cobertos pela licença.



---

TATIANA DE ALMEIDA PRADO

**ESTIMAÇÃO DE PARÂMETROS EM ENSAIOS NÃO-DESTRUTIVOS POR ULTRASSOM:  
DIRETIVIDADE E RUGOSIDADE**

Trabalho de pesquisa de doutorado apresentado como requisito para obtenção do título de Doutora Em Ciências da Universidade Tecnológica Federal do Paraná (UTFPR). Área de concentração: Engenharia De Automação E Sistemas .

Data de aprovação: 04 de Maio de 2023

Dr. Daniel Rodrigues Pipa, Doutorado - Universidade Tecnológica Federal do Paraná

Dr. Flavio Neves Junior, Doutorado - Universidade Tecnológica Federal do Paraná

Dra. Gabriela Ribeiro Pereira, Doutorado - Universidade Federal do Rio de Janeiro (Ufrj)

Dr. Glauber Gomes De Oliveira Brante, Doutorado - Universidade Tecnológica Federal do Paraná

Dr. Solivan Arantes Valente, Doutorado - Universidade Positivo (Up)

Documento gerado pelo Sistema Acadêmico da UTFPR a partir dos dados da Ata de Defesa em 08/05/2023.

## AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus, pela vida, paz, saúde e todas as experiências que me permitiu ter vivido o período em que desenvolveu as atividades do doutorado.

Ao Moisés, que não hesitou em me acompanhar na busca dos meus sonhos.

Aos meus pais, meus irmãos e família, pelo carinho e apoio.

Ao meu orientador, professor Dr. Daniel Rodrigues Pipa, por ter oportunizado o doutorado e concedido o suporte necessário para o desenvolvimento desta pesquisa.

Ao professor Dr. Thiago A. R. Passarin, que mesmo antes de aceitar ser meu co-orientador, não mediu esforços em me auxiliar.

Ao professor Dr. Giovanni A. Guarneri, meu orientador de mestrado, pelo incentivo a cursar o doutorado e aos socorros prestados durante este período.

Aos antigos e novos colegas de LASSIP, pelas trocas do dia-a-dia, tornando este período mais leve e construtivo. Em especial, agradeço ao Hector Lise Moura, que além da ótima companhia, me auxiliou a dar os primeiros passos no mundo dos ENDS por ultrassom. Ao mestrando Everton Trento Junior, pela parceria durante os dois últimos anos. Ao aluno de iniciação científica Mateus Yamada Muller, por sua dedicação, e pelas muitas horas de serviço prestado em meu auxílio.

Ao engenheiro Gustavo P. Pires, da Petrobras, que agregou informações precisas a este trabalho.

Aos professores Dr. Leandro Magatão e Dr. Carlos Cziulik que, por diversas vezes, me encorajaram.

Aos professores Dr. Amauri Amorin Assef, Dr. Flavio Neves Junior, Dra. Gabriela Ribeiro Pereira, Dr. Glauber Gomes De Oliveira Brante e Dr. Solivan Arantes Valente pelas sugestões de melhorias à esta tese.

À PETROBRAS/CENPES e ao CNPq pelo apoio financeiro por meio do projeto 311726/2018-6.

“I speak without exaggeration when I say that I  
have constructed 3,000 different theories in  
connection with the electric light, each one of  
them reasonable and apparently likely to be true.  
Yet only in two cases did my experiments prove  
the truth of my theory.”

– Thomas Alva Edison

## RESUMO

PRADO, Tatiana de Almeida. **Estimação de parâmetros de transdutores em ensaios não-destrutivos por ultrassom: diretividade e rugosidade**. 2023. 117 f. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica e Informática Industrial) – Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Curitiba, 2023.

Ensaio não destrutivo por ultrassom são amplamente utilizados para a inspeção de equipamentos, pois têm a capacidade de detectar e caracterizar defeitos na estrutura interna de objetos sólidos com custo reduzido e segurança de operação. No entanto, a eficácia dessas análises depende do conhecimento prévio de parâmetros do sistema de ultrassom, do ambiente de ensaio e do objeto inspecionado. A diretividade do feixe sonoro em transdutores ultrassônicos e a rugosidade superficial dos objetos em teste são parâmetros difíceis de mensurar. Normalmente, a função de diretividade é obtida em um teste específico que realiza medições do campo de pressão acústica em torno do transdutor utilizando hidrofones. Quanto às medições de rugosidade, em geral, são realizadas por métodos de contato ou métodos ópticos que possuem limitações quanto ao acesso à superfície a ser inspecionada e ao ambiente de inspeção, enquanto a medição por ultrassom pode viabilizar aplicações *in loco* em estruturas submersas. Este documento propõe um método simples para determinar a diretividade de elementos transdutores retangulares usando sinais *A-scans* adquiridos no modo pulso-eco em um ensaio por imersão, com apenas um transdutor *phased array* e um refletor cilíndrico com diâmetro infinitesimal. Esses sinais são processados para obter os parâmetros que geram a função de diretividade experimental. Também, propõe uma regressão não-linear conjunta baseada em modelos teóricos de atenuações para estimar a rugosidade de superfícies externas e internas em ensaios por ultrassom e outras atenuações do sinal ultrassônico. Adicionalmente, propõe uma regressão linear baseada apenas no modelo *Phase-Screen Approximation* para estimar a rugosidade superficial em ensaios submersos, usando como referência uma superfície lisa. O método proposto para estimar a diretividade foi aplicado a dados simulados e experimentais. Os resultados foram comparados com modelos teóricos, onde duas observações se destacam: as funções de diretividade estimadas são suaves e não apresentam uma divisão clara entre o lóbulo central e os lóbulos laterais, e na função de diretividade experimental ocorre um estreitamento do lóbulo central. As imagens reconstruídas utilizando o algoritmo *Corrected Total Focusing Method* resultam em melhor desempenho se a função de diretividade experimental for utilizada em vez da função de diretividade teórica. Especificamente, observam-se redução da intensidade de artefatos e maior uniformidade das amplitudes de refletores idênticos em diferentes posições na região de interesse. A regressão não-linear conjunta para estimar rugosidade e outros parâmetros de atenuação foi avaliada parcialmente com sinais simulados. Porém, as divergências encontradas entre os modelos teóricos e os sinais simulados inviabilizaram tanto os testes do modelo completo com sinais simulados, quanto a realização de experimentos. Em consequência, foi proposto um novo modelo baseado em regressão linear que possibilitou a estimativa da rugosidade em sinais simulados e a aplicação do método em sinais experimentais.

**Palavras-chave:** Ensaio não destrutivo. Espalhamento acústico. Campo acústico. Modelos de diretividade. Rugosidade de Superfície.

## ABSTRACT

PRADO, Tatiana de Almeida. **Parameters estimation from ultrasonic tests: directivity and roughness**. 2023. 117 p. Thesis (PhD in Electrical and Computer Engineering) – Federal University of Technology – Paraná. Curitiba, 2023.

Ultrasonic methods for non-destructive testing are widely used for object inspection due to advantages such as the ability to detect and characterize defects in the internal structure of solid objects, low cost, and safety of operation. However, the performance of those inspections depends on prior knowledge about the parameters of the ultrasound system, the test environment, and the inspected object. The acoustic beam directivity in ultrasonic transducers and the surface roughness of the objects under test are difficult parameters to be measured. Normally, the directivity function is obtained through a specific test that takes measurements of the sound pressure field around the transducer using a hydrophone. While roughness measurements, in most cases, are performed through contact and optical methods, which have limitations regarding the access to the surface to be inspected and the inspection environment. This study presents a straightforward method to determine the directivity of phased array transducers. The method consists of an immersion test using only the transducer under test and a small reflector. The A-scans signals, acquired in pulse-echo mode, are processed to obtain the parameters that generate the experimental directivity function. This study also proposes two methods to estimate the roughness. The first method is based on several theoretical attenuation models and proposes a joint nonlinear regression to estimate the roughness of external and internal surfaces through ultrasound tests. The second method is based only on *Phase-Screen Approximation* and aims to estimate the surface roughness in submerged tests, using a smooth surface as a reference. The proposed method for estimating directivity was applied to simulated and experimental data. The results were compared to theoretical models. Two observations were highlighted: the arising of undefined lateral lobes for both simulated and experimental functions and the narrowing of the main lobe of the experimental directivity function. Reconstructed images by Corrected Total Focusing Method algorithm resulted in a better performance when the experimental directivity function was used instead of the theoretical one. Specifically, artifacts were reduced and the amplitudes of identical reflectors in different positions were more uniform throughout the reconstructed image. The first method to estimate roughness was partially evaluated using simulated signals. However, the divergences found between the theoretical models and the simulated data made unfeasible both the tests of the complete model with simulated signals and the performance of experiments. The second method allowed the adequate estimation of roughness in simulated signals and the application of the method in experimental signals.

**Keywords:** Non-destructive testing. Acoustic scattering. Acoustic beam. Directivity pattern. Surface roughness.

## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Parâmetros geométricos de um transdutor ultrassônico linear . . . . .	21
Figura 2 – Parâmetros geométricos para determinar a intensidade do campo acústico. . .	23
Figura 3 – Ilustração de um modelo <i>Rigid Baffle</i> . . . . .	24
Figura 4 – Distribuição dos feixes sonoros para diferentes condições de contorno . . .	25
Figura 5 – Tipos de perfis de superfície . . . . .	28
Figura 6 – Filtros aplicados ao perfil primário. . . . .	29
Figura 7 – Filtros aplicados à superfícies. . . . .	30
Figura 8 – Interação de uma onda com uma superfície rugosa. . . . .	32
Figura 9 – Varredura circunferencial para avaliação experimental da diretividade . . . .	36
Figura 10 – Desenho esquemático do aparato experimental . . . . .	37
Figura 11 – Processo para obtenção da função diretividade . . . . .	38
Figura 12 – Configuração bidimensional para aquisição de dados. . . . .	38
Figura 13 – Valor máximo do envelope do <i>A-scan</i> . . . . .	42
Figura 14 – Amostras da função diretividade para diferentes distância do refletor. . . . .	42
Figura 15 – Deslocamento da onda sonora no material . . . . .	45
Figura 16 – Trajeto do feixe sonoro para a reflexão na superfície externa. . . . .	46
Figura 17 – Modelo de filtragem para transmissão . . . . .	48
Figura 18 – Configuração para aquisição dos dados simulados. . . . .	57
Figura 19 – Funções diretividade teóricas e simulada . . . . .	57
Figura 20 – Aparato experimental . . . . .	58
Figura 21 – Posição estimada do refletor para três coordenadas diferentes . . . . .	59
Figura 22 – Funções diretividade teórica, simulada e experimental . . . . .	60
Figura 23 – Representação da diretividade experimental por uma função contínua . . . .	62
Figura 24 – Mapas dos fatores de correção $C$ . . . . .	62
Figura 25 – Efeito dos fatores de correção $C$ na imagem . . . . .	63
Figura 26 – Ensaio com refletores pequenos . . . . .	63
Figura 27 – Imagens TFM, CTFM- $t$ e CTFM- $e$ do ensaio 1 . . . . .	64
Figura 28 – Regiões para cálculo das métricas de qualidade de imagem. . . . .	66
Figura 29 – Ensaio com refletores médios . . . . .	67
Figura 30 – Imagens TFM, CTFM- $t$ e CTFM- $e$ do ensaio 2 . . . . .	68
Figura 31 – Estimativa de $\alpha_w$ utilizando apenas um sinal pulso-eco. . . . .	71
Figura 32 – Estimativa de $\xi$ utilizando apenas um sinal pulso-eco. . . . .	72
Figura 33 – Estimativa de $\zeta$ utilizando apenas um sinal pulso-eco. . . . .	72
Figura 34 – Validação do modelo de atenuação causada pelo espalhamento geométrico. .	74
Figura 35 – Validação do modelo teórico da função diretividade. . . . .	74
Figura 36 – Erros percebidos na atenuação devida à diretividade. . . . .	75
Figura 37 – Estimativa de $R_q$ utilizando apenas um sinal pulso-eco. . . . .	76
Figura 38 – Estimativa de $\alpha_w$ utilizando o modelo completo e sinal pulso-eco. . . . .	77
Figura 39 – Estimativa de $R_t$ utilizando o modelo completo e sinal pulso-eco. . . . .	77
Figura 40 – Busca em grade para o modelo completo . . . . .	78
Figura 41 – Medidor de Rugosidade Superficial . . . . .	79
Figura 42 – Perfil de rugosidade medido . . . . .	79
Figura 43 – Valores de $R_a$ e $R_q$ medidos com o rugosímetro . . . . .	80
Figura 44 – Função de autocorrelação . . . . .	81



Figura 45 – Valores de comprimento de autocorrelação dos corpos de prova . . . . .	81
Figura 46 – Configuração dos ensaios para estimação de rugosidade . . . . .	83
Figura 47 – Sinais simulados com transdutor monoelemento A110S para 4 valores de $R_a$ . . . . .	84
Figura 48 – Sinais simulados com transdutores monoelemento diferentes . . . . .	85
Figura 49 – Curvas de atenuação resultantes das simulações com transdutores monoelemento . . . . .	86
Figura 50 – Valores $\widehat{R}_q$ e $G$ obtidos de sinais simulados utilizando transdutor monoelemento. . . . .	87
Figura 51 – Sinais experimentais com transdutor monoelemento A110S variando $R_a$ . . . . .	88
Figura 52 – Sinais experimentais com transdutores monoelemento diferentes. . . . .	88
Figura 53 – Curvas de atenuação resultantes dos ensaios com transdutores monoelemento . . . . .	89
Figura 54 – Sinais simulados com transdutor PA variando $R_a$ . . . . .	91
Figura 55 – Mapeamento dos ângulos formados entre elementos emissores e receptores. . . . .	92
Figura 56 – Estimativas de rugosidade sob diferentes ângulos de incidência. . . . .	93
Figura 57 – Valores de $\widehat{R}_q$ e $G$ obtidos de sinais simulados utilizando transdutor PA . . . . .	93
Figura 58 – Sinais experimentais com transdutor PA variando $R_a$ . . . . .	94
Figura 59 – Espectros dos sinais pulso-eco obtidos com transdutor <i>Phased Array</i> (PA). . . . .	95
Figura 60 – Estimativas de rugosidade com sinais experimentais utilizando transdutor PA. . . . .	96
Figura 61 – Valores de $\widehat{R}_q$ obtidos experimentalmente utilizando transdutor PA . . . . .	97
Figura 62 – Precisão na estimativa da posição do refletor . . . . .	109
Figura 63 – MSE da função diretividade com erros na posição do refletor . . . . .	112
Figura 64 – Funções diretividade teórica, simulada e experimental - Imasonic 1001 . . . . .	114
Figura 65 – Funções diretividade teórica, simulada e experimental - Imasonic 1002 . . . . .	115

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Parâmetros de textura de superfície. . . . .	30
Tabela 2 – Parâmetros do transdutor PA . . . . .	55
Tabela 3 – Posição esperada e posição estimada dos refletores . . . . .	60
Tabela 4 – Métricas de qualidade da imagem - ensaio 1 . . . . .	66
Tabela 5 – Métricas de qualidade da imagem - ensaio 2 . . . . .	68
Tabela 6 – Valores de $\xi$ e $\zeta$ estimados conjuntamente . . . . .	73
Tabela 7 – Dados das medições de rugosidade superficial do conjunto de lixas d'água. .	80
Tabela 8 – Parâmetros dos transdutores monoelemento . . . . .	82
Tabela 9 – Valores estimados de rugosidade - transdutores monoelemento . . . . .	90
Tabela 10 – Valores estimados de rugosidade - transdutor PA . . . . .	97
Tabela 11 – Parâmetros dos transdutores Imasonic . . . . .	113

## LISTA DE SIGLAS E ACRÔNIMOS

### SIGLAS

CNR	<i>Contrast-to-Noise Ratio</i>
CR	<i>Contrast Ratio</i>
CTFM	<i>Corrected Total Focusing Method</i>
FFT	<i>Fast Fourier Transform</i>
FMC	<i>Full Matrix Capture</i>
MAE	<i>Mean Absolute Errors</i>
MSE	<i>Mean Squared Error</i>
PA	<i>Phased Array</i>
PDF	<i>Probability Density Function</i>
PSA	<i>Phase-Screen Approximation</i>
RB	<i>Rigid Baffle</i>
SB	<i>Soft Baffle</i>
SD	<i>Standard Deviations</i>
SNR	<i>Signal-to-Noise Ratio</i>
TFM	<i>Total Focusing Method</i>
UB	<i>Unbaffled</i>

### ACRÔNIMOS

END	Ensaio Não-Destrutivo
ROI	<i>Region of Interest</i>
SAFT	<i>Synthetic Aperture Focusing Technique</i>

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>13</b>
1.1	OBJETIVOS	17
1.2	PUBLICAÇÃO RELACIONADA	18
1.3	ORGANIZAÇÃO DA TESE	18
<b>2</b>	<b>FUNDAMENTOS TEÓRICOS</b>	<b>20</b>
2.1	DIRETIVIDADE DE TRANSDUTORES ULTRASSÔNICOS	20
2.1.1	Compensação da diretividade na reconstrução de imagem	26
2.2	CARACTERIZAÇÃO DE RUGOSIDADE	27
2.2.1	Parâmetros de textura de superfície	28
2.2.2	Modelo para estimação de rugosidade por ultrassom	31
2.3	CONSIDERAÇÕES	34
<b>3</b>	<b>MATERIAL E MÉTODOS</b>	<b>36</b>
3.1	MÉTODO PARA A ESTIMAÇÃO DE DIRETIVIDADE	36
3.1.1	Configuração do experimento para aquisição de dados	38
3.1.2	Modelo de medição	39
3.1.3	Estimação da posição do refletor	43
3.2	MÉTODOS PARA A ESTIMAÇÃO DE RUGOSIDADE	44
3.2.1	Modelo de regressão não-linear conjunta para estimação de rugosidade	45
3.2.1.1	Modelo de filtragem para reflexão	46
3.2.1.2	Modelo de filtragem para transmissão	47
3.2.1.3	Modelos teóricos das atenuações	49
3.2.1.3.1	<i>Modelo de atenuação no meio</i>	49
3.2.1.3.2	<i>Modelo de atenuação devida ao espalhamento geométrico</i>	50
3.2.1.3.3	<i>Modelo para função diretividade</i>	50
3.2.1.3.4	<i>Modelo de atenuação induzida pela rugosidade</i>	51
3.2.2	Problema de otimização	51
3.2.3	Solução utilizando Método de Newton	52
3.2.4	Modelo de regressão linear para estimação de rugosidade	52
3.3	CONSIDERAÇÕES	53
<b>4</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÃO</b>	<b>55</b>
4.1	ESTIMAÇÃO DE DIRETIVIDADE	56
4.1.1	Estimação de diretividade a partir de simulações	56
4.1.2	Estimação de diretividade a partir de experimentos	58
4.1.3	Compensação dos efeitos da diretividade	61
4.1.3.1	Ensaio 1: Refletores cilíndricos pequenos	63
4.1.3.2	Ensaio 2: Refletores cilíndricos médios	67
4.2	ESTIMAÇÃO DE RUGOSIDADE	69
4.2.1	Análise do modelo de regressão não-linear conjunta	69
4.2.1.1	Atenuação na água	70
4.2.1.2	Atenuação no corpo de prova	71
4.2.1.3	Atenuação devida ao espalhamento geométrico	73
4.2.1.4	Atenuação devida à diretividade	73

4.2.1.5	Atenuação induzida pela rugosidade . . . . .	75
4.2.1.6	Análise do modelo completo de regressão para reflexão . . . . .	75
4.2.2	Estimação de rugosidade utilizando o modelo de regressão linear . . . . .	78
4.2.2.1	Corpos de prova e medições com o rugosímetro . . . . .	78
4.2.2.2	Especificidades das simulações e dos ensaios . . . . .	82
4.2.2.3	Detalhes de processamento dos sinais . . . . .	83
4.2.2.4	Estimação de rugosidade utilizando transdutores monoelemento . . . . .	84
4.2.2.5	Estimação de rugosidade utilizando transdutores PA . . . . .	90
4.3	CONSIDERAÇÕES . . . . .	98
<b>5</b>	<b>CONCLUSÃO . . . . .</b>	<b>99</b>
<b>6</b>	<b>TRABALHOS FUTUROS . . . . .</b>	<b>101</b>
	<b>REFERÊNCIAS . . . . .</b>	<b>102</b>
	<b>APÊNDICES . . . . .</b>	<b>108</b>
	<b>APÊNDICE A – PRECISÃO DA ESTIMATIVA DA POSIÇÃO DO REFLETOR . . . . .</b>	<b>109</b>
	<b>APÊNDICE B – SENSIBILIDADE DA FUNÇÃO DIRETIVIDADE A ERROS NA POSIÇÃO DO REFLETOR . . . . .</b>	<b>111</b>
	<b>APÊNDICE C – PRECISÃO DA ESTIMATIVA DA POSIÇÃO DO REFLETOR . . . . .</b>	<b>113</b>
	<b>ANEXOS . . . . .</b>	<b>116</b>
	<b>ANEXO A – RELATÓRIO FORNECIDO PELO MEDIDOR DE RUGOSIDADE . . . . .</b>	<b>117</b>

## 1 INTRODUÇÃO

O monitoramento das condições físicas de estruturas e materiais é amplamente utilizado com a finalidade de garantir a confiabilidade dos equipamentos e a qualidade dos produtos. Diferentes tipos de inspeções podem ser realizadas e permitem a detecção de defeitos, a avaliação de características dos materiais e o acompanhamento de desgastes naturais de componentes de um sistema. Essa prática possibilita a realização de manutenções preventivas, evitando falhas em equipamentos ou estruturas.

Nessas inspeções são utilizados métodos de Ensaio Não-Destrutivo (END), que não comprometem a integridade e o uso futuro dos objetos em teste. Alguns exemplos de END são: inspeção visual, partícula magnética, líquido penetrante, radiografia, ultrassom, correntes de Foucault, termografia infravermelha e emissão acústica (HELLIER, 2013). Dos métodos END mencionados, a inspeção por ultrassom é uma das mais utilizadas, pois viabiliza resultados precisos e altamente sensíveis rapidamente, além de ser um método seguro e de custo relativamente baixo (SCHMERR JR, 2015; HELLIER, 2013).

O uso de transdutores matriciais lineares, também conhecidos como PA, em inspeções por ultrassom, se destaca pela possibilidade de configuração de leis focais. Essa característica permite direcionar os feixes sonoros em diferentes ângulos pelo controle do tempo de disparo de cada elemento, aumentando a precisão das inspeções e possibilitando a realização de varreduras eletrônicas sem deslocamento do transdutor (SCHMERR JR, 2015). Outras vantagens dos transdutores PAs são a redução do tempo de inspeção e maior flexibilidade no processamento dos sinais capturados (WOOH; SHI, 1999a; HOLMES *et al.*, 2005).

Em ensaios não destrutivos por ultrassom são utilizadas ondas sonoras com frequências típicas entre 100 kHz a 50 MHz (Olympus NDT, 2019). Os pulsos sonoros emitidos são parcialmente refletidos nas interfaces entre os diferentes meios existentes no objeto inspecionado, e retornam ao transdutor. Detalhes do objeto inspecionado como superfícies, dimensões, descontinuidades e características do material causam alterações na amplitude, no tempo ou na resposta espectral dos sinais refletidos. Como a análise desses sinais é complexa, eles são utilizados para reconstruir uma imagem que representa a refletividade acústica em uma região do objeto inspecionado. No entanto, para obter uma reconstrução de imagem adequada, é necessário conhecer parâmetros do transdutor ultrassônico, do material inspecionado e das condições ambientais e configuração do ensaio.

Em geral, esses parâmetros são conhecidos ou aproximados por valores padronizados. No entanto, muitos parâmetros são suscetíveis às condições externas e/ou alterações devidas ao uso, e um desvio entre os valores adotados e os valores reais podem comprometer a precisão da imagem reconstruída. Muitos trabalhos são desenvolvidos com o objetivo de estimar parâmetros por ultrassom, não apenas para melhorar o desempenho no processamento de imagens, mas também para conhecer as características do material inspecionado. Como exemplo, temos métodos para estimar a velocidade de propagação do som (MOURA *et al.*, 2020), atenuação em materiais (TSUJI *et al.*, 2019), diretividade de transdutores (DUXBURY *et al.*, 2013) e rugosidade de superfícies (LIAN *et al.*, 2019).

A diretividade do feixe ou *função diretividade* caracteriza a distribuição espacial normalizada da pressão sonora e, normalmente, é um dos parâmetros aproximados por modelos teóricos (WOOH; SHI, 1999b). No caso de transdutores com geometrias usuais, como retangulares e circulares, os modelos paramétricos são amplamente aplicáveis (SCHMERR JR, 2015). Como os transdutores possuem uma determinada largura de banda, o sinal de excitação produzido apresenta uma distribuição espectral. Todavia, modelos teóricos monocromáticos<sup>1</sup> podem ser determinados em função da geometria e da frequência central do transdutor (WOOH; SHI, 1999b; SCHMERR JR, 2015). Wooh e Shi (1999a), Wooh e Shi (1999b) apresenta um modelo de diretividade para transdutores PAs com o objetivo de avaliar a influência dos parâmetros geométricos no direcionamento dos feixes sonoros. Na reconstrução de imagens, a compensação dos efeitos da diretividade utilizando modelos teóricos pode promover melhorias na qualidade (WILCOX *et al.*, 2007; ZHOU *et al.*, 2014).

Na maioria dos casos, a avaliação experimental da função diretividade é realizada pela medição de campo de pressão utilizando hidrofones (ZHOU *et al.*, 2006; CANNEY *et al.*, 2008; MORRIS *et al.*, 2009). Nesse método, o transdutor em teste e o hidrofone utilizado para captar os sinais são imersos em um tanque acústico. Um desses dispositivos é deslocado em uma trajetória circular que mantém a distância e o posicionamento das faces constante (CANNEY *et al.*, 2008; COMMISSION *et al.*, 1991). Então, a intensidade do campo sonoro é medida para um conjunto predefinido de ângulos. Para obter uma avaliação adequada, a escolha correta do hidrofone (WEAR *et al.*, 2019) e o controle preciso das posições durante os procedimentos de varredura (ZISKIN; LEWIN, 1992) são fundamentais.

Duxbury *et al.* (2013) apresentam um método experimental alternativo em que uma

---

<sup>1</sup> O termo monocromático refere-se a vibrações em uma única frequência.

haste de aço é movida em uma trajetória circular centrada em cada elemento de um transdutor PA. O sinal pulso-eco é registrado em pontos predefinidos da trajetória, e a diretividade é calculada a partir da amplitude máxima do envelope do eco. O método foi aplicado utilizando diferentes PAs e um novo modelo de diretividade foi apresentado.

Considerando que existem diferenças entre os modelos teóricos usuais e os valores reais de diretividade para transdutores com dimensões na mesma ordem de grandeza do comprimento de onda (PESQUE; FINK, 1984; DUXBURY *et al.*, 2013), e que o método de medição convencional exige o uso de equipamentos específicos, este estudo propõe um método elementar para estimar a função diretividade de transdutores PAs. No método proposto, a configuração para aquisição de dados é simples. Consiste em um refletor pontual bidimensional, para o qual foi utilizado um fio de aço inoxidável com diâmetro de 0,12 mm, um tanque de água para imersão e o transdutor PA analisado. Os valores obtidos experimentalmente apresentaram diferença significativa quando comparados com a função teórica conforme descrito em SCHMERR JR (2015). Realizando a compensação da diretividade e do espalhamento do feixe como proposto em Wilcox *et al.* (2007), comparamos as melhorias obtidas na reconstrução de imagens entre as funções diretividade teórica e experimental.

Outro parâmetro importante em inspeções por ultrassom é a rugosidade das superfícies, pois a reflexão dos pulsos sonoros incidentes será mais ou menos difusa dependendo da rugosidade da superfície (NAGY; ADLER, 1987). Esse efeito pode reduzir a relação sinal-ruído e, conseqüentemente, a qualidade das imagens. Além disso, a medição do nível de rugosidade é um fator relevante em áreas como mecânica de contato e mecânica dos fluidos, pois determina as condições de atrito, lubrificação e desgaste (THOMAS, 1999). Muitas aplicações exigem níveis específicos de rugosidade de superfície, tornando necessárias estratégias de medição.

Os métodos para medição de rugosidade são divididos em dois grupos: com e sem contato. O método convencional consiste na medição com contato, na qual é realizada varredura mecânica da superfície utilizando um apalpador e registrando as posições e alterações de nível do perfil inspecionado (THOMAS, 1999). Na medição sem contato, destacam-se os métodos óticos, que estimam a rugosidade a partir da reflexão de um feixe luminoso aplicado à superfície, utilizando instrumentos como interferômetros e microscópios (Olympus NDT, 2017). No entanto, a rugosidade também pode ser inferida por outras técnicas como perfis de capacitância, microscopia eletrônica, medição de vazão, reflexão acústica, entre outros (THOMAS, 1999).

O uso de END por ultrassom para mensurar parâmetros de rugosidade se destaca em



relação aos demais métodos por três motivos (LIAN *et al.*, 2019; SANIMAN *et al.*, 2020). Primeiro, não danifica a superfície como ocorre em métodos por contato. Segundo, permite a caracterização de superfícies oriundas de processos de fabricação comuns, pois o comprimento das ondas ultrassônicas é maior que das ondas eletromagnéticas utilizadas em métodos ópticos, permitindo avaliar superfícies com perfis de rugosidade com maiores variações. Terceiro, os métodos ópticos, ao contrário dos métodos ultrassônicos, podem ser sensíveis à existência de partículas suspensas e a refletividade da superfície do material inspecionado.

Nagy e Adler (1987) desenvolveram uma abordagem estatística para determinar o valor da rugosidade eficaz ( $R_q$ ) de uma interface levemente rugosa em função da atenuação das ondas ultrassônicas refletidas ou transmitidas na interface entre dois meios. Nesse caso, assume-se que o desvio das alturas locais com relação à altura média seja descrito por uma função de densidade de probabilidade (*Probability Density Function* (PDF)) gaussiana.

Um método de espectroscopia ultrassônica para medição dos valores de  $R_q$  em superfícies corroídas é apresentado por Birt *et al.* (2004). Utilizando o modelo apresentado por Nagy e Adler (1987), o método baseia-se na comparação entre os espectros de magnitude de ecos recebidos da superfície inspecionada e os ecos recebidos de uma superfície lisa. Um ajuste por regressão é feito a partir do modelo de atenuação dependente de frequência para a determinação do valor de  $R_q$ . Os valores de rugosidade medidos mecanicamente e por ultrassom obtiveram resultados semelhantes.

Uma abordagem similar foi apresentada recentemente por Lian *et al.* (2019), incluindo na formulação teórica a conversão de modo induzida pelo ângulo de incidência local e a variação de fase. Esse estudo, que visa a medição de rugosidade em interfaces usinadas, mostra que o coeficiente de atenuação é sensível aos níveis de rugosidade e frequência.

Um método que utiliza uma PDF não Gaussiana para quantificar os parâmetros  $R_q$  e  $R_{sk}$  (coeficiente de assimetria) de superfícies é proposto em Saniman *et al.* (2020). Esse método aplica a teoria de espalhamento de onda de Kirchhoff (SHI *et al.*, 2015) e a distribuição de Johnson (JOHNSON, 1949), observando a influência de  $R_{sk}$  em  $R_q$ .

Em muitos casos, a superfície a ser avaliada é a parte interna de componentes industriais, que é inacessível. Isso é comum em dutos que transportam fluidos, onde a rugosidade da superfície interna pode induzir erros em medidas de vazão. Em Nguyen *et al.* (2017), é proposto um método para a caracterização de superfícies internas periodicamente rugosas. A reflexão desse tipo de superfície é tratada como um problema de rede de difração, e os dados são analisados no

domínio da frequência e relacionados ao comprimento de onda da superfície rugosa.

Nos trabalhos relatados, a medição de rugosidade é realizada com transdutores monoelemento. Embora os transdutores PAs sejam amplamente utilizados em END, não é comum a utilização de transdutores lineares na estimação de parâmetros de rugosidade.

## 1.1 OBJETIVOS

Este trabalho aborda dois temas distintos. O primeiro tema propõe um método para avaliar experimentalmente a função diretividade em elementos de transdutores lineares, podendo futuramente ser estendido a transdutores matriciais. O segundo tema visa estimar a rugosidade utilizando transdutores PA em ensaios por ultrassom. Além da estimação de rugosidade da superfície externa, que normalmente está acessível, busca-se a medição de rugosidade na interface interna dos equipamentos inspecionados. Os objetivos específicos se dividem em:

- Revisar os modelos teóricos da função diretividade, buscando estratégias para uma avaliação experimental;
- Obter a função diretividade a partir de um modelo do sistema de medição ultrassônica e dos parâmetros físicos do transdutor;
- Desenvolver uma configuração experimental estática que permita avaliar a diretividade dos elementos do transdutor, utilizando uma varredura eletrônica;
- Avaliar a influência da função diretividade experimental na reconstrução de imagens;
- Avaliar o modelo para estimação de rugosidade por ultrassom utilizando o modelo baseado em *Phase-Screen Approximation* (PSA) (NAGY; ADLER, 1987; LIAN *et al.*, 2019) utilizando os transdutores monoelemento disponíveis no laboratório;
- Estender o método para estimação de rugosidade aplicado aos sinais dos transdutores monoelemento ao transdutor PA aproveitando a diversidade espacial;
- Comparar os resultados obtidos por ultrassom com os valores medidos utilizando o medidor de rugosidade superficial Mitutoyo SJ-210.

## 1.2 PUBLICAÇÃO RELACIONADA

Parte desse trabalho gerou uma publicação sobre estimativa de diretividade em transdutores PA. Com a contribuição dos seguintes autores: Tatiana de A. Prado, Hector L. Moura, Thiago A.R. Passarin, Giovanni A. Guarneri, Gustavo P. Pires e Daniel R. Pipa. O artigo denominado “A straightforward method to evaluate the directivity function of ultrasound imaging systems”, foi publicado na revista *NDT & E International*<sup>2</sup> em 04/2021.

## 1.3 ORGANIZAÇÃO DA TESE

O restante desta tese está organizado da seguinte forma:

- No Capítulo 2, são apresentados os fundamentos teóricos necessários para a compreensão da função diretividade. São descritos os passos para obtenção de um modelo de diretividade teórica considerando um elemento retangular e presumindo um sinal de excitação monocromático, em que apenas a frequência central do transdutor é considerada. Na sequência, são apresentados os principais parâmetros utilizados para avaliar a textura de superfícies, dando ênfase à rugosidade. Também é descrito um dos métodos utilizado para estimar os níveis de rugosidade por ultrassom.
- No Capítulo 3, é apresentado em detalhes o método proposto para estimar a função diretividade dos elementos de um transdutor do tipo PA. São apresentados todos os passos necessários desde a configuração das simulações e experimentos, até a obtenção dos valores de diretividade a partir dos dados. São apresentadas duas abordagens distintas para estimar rugosidade em superfícies. A primeira consiste em um modelo de regressão não-linear das atenuações que afetam o sinal de ultrassom durante o percurso, desde a emissão até a recepção do sinal. Esse modelo é elaborado para duas condições: o modelo completo em que espera estimar a rugosidade das superfícies externa e interna, e os coeficientes de atenuação dos dois meios de propagação; e o modelo de reflexão em que busca estimar a rugosidade da superfície externa e o coeficiente de atenuação na água. A segunda abordagem apresenta uma regressão linear baseado no modelo PSA que estima a rugosidade eficaz e um valor de ganho constante.

<sup>2</sup> Disponível em <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0963869521000013>

- No Capítulo 4, são apresentadas as funções diretividade resultantes da aplicação do método proposto. Os resultados obtidos com dados simulados e experimentais são comparados com os modelos teóricos. Os efeitos da compensação da diretividade em imagens reconstruídas foram observados em dois casos distintos, comparando amplitude normalizada e métricas de qualidade entre as imagens sem compensação, com compensação pela função diretividade teórica, e com compensação pela função diretividade experimental. Da mesma forma, são apresentadas as etapas de análise do modelo de regressão não-linear para estimação de rugosidade. Os modelos de atenuação na água, atenuação no corpo de prova, os efeitos da diretividade, do espalhamento geométrico e a atenuação induzida pela rugosidade foram avaliados individualmente com sinais simulados. O modelo de filtragem para reflexão foi testado com sinais simulados apresentando resultados com erros. O modelo de filtragem para transmissão não foi analisado. O modelo de estimação de rugosidade por regressão linear utilizando o modelo PSA foi testado com sinais simulados e experimentais, utilizando transdutores monoelemento e um transdutor linear.
- No Capítulo 5, são descritas as conclusões e a discussão dos resultados.
- No Capítulo 6, são elencadas orientações para estudos futuros.

Como material complementar:

- O Apêndice A apresenta uma análise da precisão do método proposto para estimar a posição de um refletor durante o ensaio de estimação de diretividade;
- O Apêndice B analisa a sensibilidade da função diretividade estimada a erros no posicionamento de refletor; e
- O Anexo A traz, como exemplo, um relatório emitido pelo rugosímetro.

## 2 FUNDAMENTOS TEÓRICOS

Este capítulo apresenta conceitos que embasam o desenvolvimento dos métodos de estimação de diretividade de transdutores ultrassônicos e de estimação de rugosidade de superfícies. A Seção 2.1 descreve formalmente um modelo para função diretividade e as transformações necessárias para obtê-la a partir da equação de potência acústica. Também são analisados dois modelos que adotam condições de contorno diferentes e um algoritmo que utiliza a função diretividade na reconstrução de imagem. Na Seção 2.2 são apresentados os conceitos de textura de superfícies e formalizados matematicamente dois dos parâmetros utilizados para avaliar a qualidade da superfície: o desvio aritmético médio do perfil  $R_a$  e o desvio médio quadrático  $R_q$ . Na sequência, é apresentado um modelo de atenuação das ondas sonoras induzida pela rugosidade da superfície, que será utilizado a posteriori na estimação do nível de rugosidade por ultrassom.

### 2.1 DIRETIVIDADE DE TRANSDUTORES ULTRASSÔNICOS

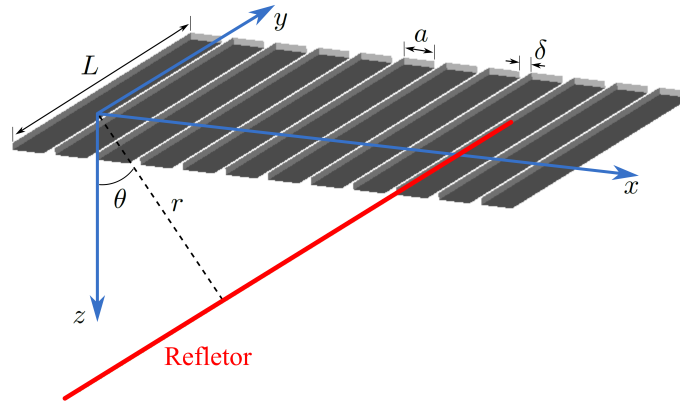
A função diretividade avalia o desempenho de uma fonte finita, ou seja, de um elemento transdutor, pela quantidade de potência acústica concentrada em cada direção. Num modelo bidimensional, a função diretividade é determinada a partir da largura do elemento  $a$ , conforme ilustra a Fig. 1, e do comprimento de onda  $\lambda$ , definido pela frequência central do transdutor e pelo meio no qual as ondas ultrassônicas se propagam.

Um transdutor do tipo PA possui vários elementos distribuídos na direção do eixo  $x$ . Esses elementos são estreitos em  $x$  e longos em  $y$ . Essas características geométricas propiciam propagação de energia concentrada no plano  $x$ - $z$ , permitindo a geração de imagens em duas dimensões (HOLMES *et al.*, 2005).

Considerando cada elemento como uma fonte de onda sonora de largura finita  $a$  e comprimento  $L \gg a$ , no campo distante o elemento se comporta como uma fonte concentrada que emite uma única onda cilíndrica (SCHMERR JR, 2015). Assim, para um modelo bidimensional, a equação de onda pode ser descrita usando o operador Laplaciano em coordenadas cilíndricas, como

$$\frac{\partial^2 p}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial p}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 p}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 p}{\partial y^2} = \frac{1}{c^2} \frac{\partial^2 p}{\partial t^2}. \quad (1)$$

**Figura 1 – Parâmetros geométricos de um transdutor ultrassônico linear.** Os retângulos representam os elementos transdutores, em que  $a$  é a largura do elemento,  $\delta$  é a distância entre dois elementos adjacentes,  $L$  é o comprimento do elemento,  $r$  é a distância do centro do elemento ao refletor e  $\theta$  é o ângulo formado entre  $r$  e o eixo  $z$ .



Fonte: Adaptado pela autora com base em Wooh e Shi (1999b).

em que  $p = p(r, \theta, y, t)$  é o campo de pressão,  $r$  é a distância radial de um ponto no campo de pressão em relação a origem,  $\theta$  é a direção do campo,  $y$  é a posição no eixo  $y$ ,  $t$  é o tempo, e  $c$  é a velocidade de propagação da onda acústica no meio (KINSLER *et al.*, 1999).

A Eq. (1) pode ser solucionada por separação de variáveis assumindo que as ondas sonoras têm dependência harmônica no tempo  $e^{-j\omega t}$  (SCHMERR JR, 2015). Dessa forma, o campo de pressão pode ser expresso como

$$p(r, \theta, z) = R(r)\Theta(\theta)Y(y)e^{-j\omega t}. \quad (2)$$

em que  $R$  é função somente de  $r$ ,  $\Theta$  é função somente de  $\theta$ ,  $Y$  é função somente de  $y$ ,  $\omega = 2\pi f$  é a frequência angular e  $f$  é a frequência central do transdutor.

Isso permite que o campo de pressão seja decomposto em três equações diferenciais,

$$\frac{\partial^2 R}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial R}{\partial r} + \left( k_r^2 - \frac{m^2}{r^2} \right) = 0, \quad (3a)$$

$$\frac{\partial^2 \Theta}{\partial \theta^2} + m^2 \Theta = 0, \quad (3b)$$

$$\frac{\partial^2 Y}{\partial y^2} + k_y^2 Y = 0 \quad (3c)$$

e a relação entre constantes de separação, sendo

$$\left( \frac{\omega}{c} \right)^2 = k^2 = k_r^2 + k_y^2. \quad (4)$$

em que  $k = \omega/c$  é a frequência espacial, ou número de onda, comumente referenciada pelo termo em inglês *wavenumber*,  $k_r$  e  $k_y$  é a projeção de  $k$  nos eixos  $x$  e  $y$ .

Para solucionar a Eq. (3b) assume-se que o campo de pressão é o mesmo em qualquer direção, ou seja, é simétrico no plano x-z, assim  $m = 0$ . Considerando a solução da Eq. (3c) para ondas em que as superfícies são cilindros concêntricos com o eixo  $y$ , tem-se  $K_y = 0$ . Como consequência dessas simplificações, a solução para a equação de onda, dada pelas Eqs. (3a) e (4), depende unicamente de  $r$  e resulta em

$$\frac{\partial^2 R}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial R}{\partial r} + k^2 R = 0. \quad (5)$$

Como  $R$  representa a equação de onda sob as condições apresentadas, substitui-se  $R$  por  $p$  na Eq. (5). Assim,

$$\frac{\partial^2 p}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial p}{\partial r} + k^2 p = 0. \quad (6)$$

A solução da Eq. (6) pode ser obtida nos termos das funções de Bessel e Hankel (KINSLER *et al.*, 1999). No caso de ondas divergentes, a função Hankel do primeiro tipo de ordem zero é a solução adequada para a Eq. (6) (SCHMERR JR, 2015). Utilizando a forma assintótica da função de Hankel para  $kr \gg 1$ , a solução é dada por

$$H_0^{(1)}(kr) = \sqrt{\frac{2}{\pi kr}} e^{i(kr - \pi/4)}, \quad (7)$$

e a solução da Eq. (6) no domínio da frequência é

$$p(r, \omega) = AH_0^{(1)}(kr). \quad (8)$$

O termo  $A$  pode ser calculado pelo produto da amplitude do campo de pressão e a velocidade de vibração na superfície do transdutor,

$$p(r, \omega) = \frac{\omega \rho}{2} \int_{-\frac{a}{2}}^{\frac{a}{2}} \nu(x', \omega) \sqrt{\frac{2}{\pi kr}} e^{i(kr - \pi/4)} dx', \quad (9)$$

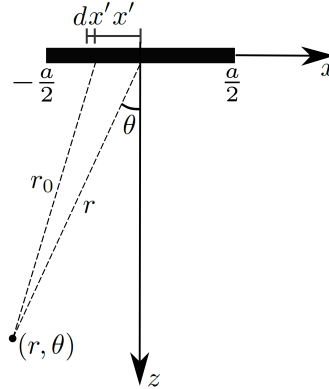
em que  $\rho$  é a densidade do fluido, e  $\nu(x', \omega)$  é a velocidade de vibração da face do elemento em função da posição e da frequência.

Um elemento longo e estreito pode ser tratado como uma fonte em linha contínua, composta por muitas fontes infinitesimais de comprimento  $dx$ , como mostra a Fig. 2.

A distância  $r$  de uma fonte infinitesimal até um refletor posicionado em  $(r, \theta)$  pode ser calculada pela Lei dos Cossenos

$$r = \sqrt{r_0^2 + x'^2 - 2r_0 x' \cos \theta} \approx r_0 - x' \cos \theta. \quad (10)$$

**Figura 2 – O campo acústico em  $(r, \theta)$ , considerando o elemento como uma fonte em linha contínua de comprimento  $a$ . O campo acústico é composto pela soma das contribuições de cada fonte infinitesimal.**



**Fonte: Adaptado pela autora com base em Kinsler *et al.* (1999).**

A aproximação realizada na Eq. (10) é válida somente se o ponto de interesse estiver localizado no campo distante ( $x'/r_0 \ll 1$ ) e (SCHMERR JR, 2015)

$$r_0 \gg \frac{\pi a^2}{4\lambda}, \quad (11)$$

em que  $\lambda = c/f$  (ver Seção 2.2 de (SCHMERR JR, 2015)).

Substituindo a Eq. (10) na Eq. (9), temos

$$p(r, \omega) = \frac{k\rho c}{2} \sqrt{\frac{2}{\pi k r_0}} e^{ikr_0} e^{-i\pi/4} \int_{-a/2}^{a/2} \nu(x', \omega) e^{-ikx' \sin\theta} dx'. \quad (12)$$

Assumindo que velocidade na face do elemento é uniforme,  $\nu(x', \omega) = \nu_0$  para  $-a/2 \leq x' \leq a/2$ , a equação de pressão acústica no campo distante dada pela Eq. (12) pode ser reescrita como (WOOH; SHI, 1999a; SCHMERR JR, 2015)

$$p(r, \theta, \omega) = \underbrace{\rho c \nu_0 \sqrt{\frac{k}{i2\pi}}}_{1^\circ} a \underbrace{\frac{\text{sen}(ka \text{sen}(\theta)/2)}{ka \text{sen}(\theta)/2}}_{2^\circ} \underbrace{\frac{e^{jkr_0}}{\sqrt{r_0}}}_{3^\circ}. \quad (13)$$

Na Eq. (13), o primeiro termo é um coeficiente dependente da frequência; o segundo termo descreve a amplitude em função do ângulo, ou seja, a função diretividade; e o terceiro termo representa o espalhamento geométrico da onda cilíndrica (SCHMERR, 2016).

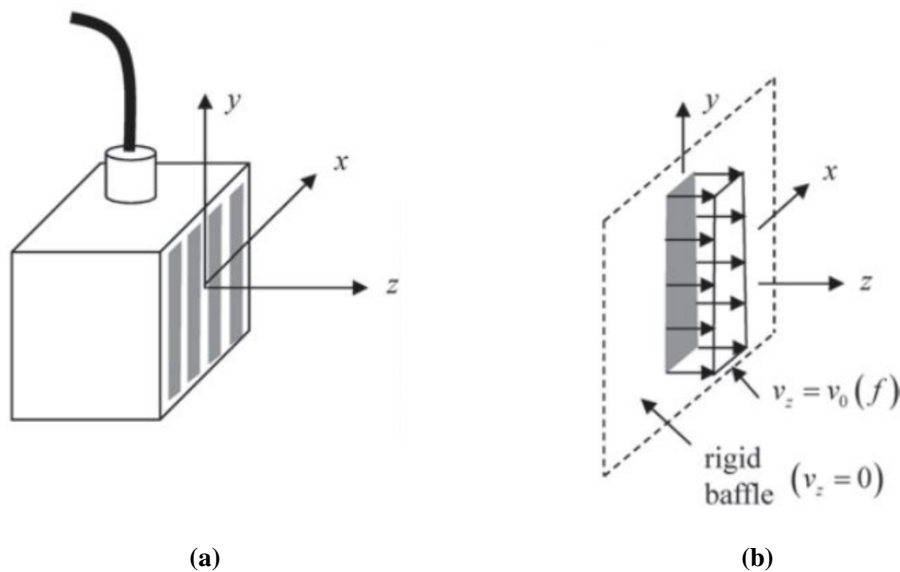
A função diretividade depende dos valores de  $k$ ,  $a$ , e  $\theta$ . Em um modelo de excitação monocromática,  $k$  é definido em função da frequência central do transdutor. Dado que os valores de  $k$  e  $a$  sejam constantes definidas pelas características do transdutor,  $D$  depende unicamente de  $\theta$ . Além disso, o termo  $\text{sen}(x)/x$  corresponde à função  $\text{sinc}(\cdot)$  não normalizada. Com essas substituições, a função diretividade monocromática normalizada de um elemento transdutor é



$$D(\theta) = \text{sinc}\left(\frac{ka \sin\theta}{2}\right). \quad (14)$$

Esse modelo é conhecido como *Rigid Baffle* (RB), pois considera que a impedância acústica no entorno do elemento ativo tende ao infinito (DELANNOY *et al.*, 1979). Nesse caso, considera-se que o elemento vibra com uma velocidade uniforme ( $v \neq 0$ ) estando embutido em um plano acusticamente rígido ( $v = 0$ ), como mostra a Fig. 3.

**Figura 3 – Ilustração de um modelo *Rigid Baffle*. (a) Um transdutor PA; e (b) um modelo RB, mostrando um único elemento ativo embutido em um plano acusticamente rígido.**



**Fonte: (SCHMERR JR, 2015).**

As características do campo acústico descrito pelo modelo apresentado na Eq. (14) podem ser observadas na Fig. 4. Os valores adotados para a largura do elemento são dados em função do comprimento de onda, pois a razão  $ka/2$  pode ser reescrita como  $\pi a/\lambda$ . Quanto maior for a razão  $a/\lambda$ , mais concentrados estão os feixes sonoros, reciprocamente. Essa análise normalmente é realizada em relação à largura do elemento, pois um elemento largo gera um campo mais direcional enquanto um elemento estreito gera um campo acústico mais espalhado quando assumido um mesmo valor de  $\lambda$ .

O modelo RB é utilizado com êxito na modelagem de transdutores grandes e com um único elemento (SCHMERR JR, 2015). No entanto, essa abordagem apresenta discrepâncias entre os valores teóricos e medidos quando é utilizada para obter a resposta angular de elementos longos e estreitos (PESQUE; FINK, 1984; WEAR; HOWARD, 2018). Diante disso, outras condições de contorno são propostas a fim de adequar a função diretividade teórica.

O modelo *Soft Baffle* (SB) (DELANNOY *et al.*, 1979) é apresentado para o caso em que o elemento está embutido em um meio acusticamente suave, com impedância nula. Nesse caso foi adicionado ao modelo RB um *fator de obliquidade*  $\cos \theta$ . Assim, a resposta cai a zero em  $\theta = \pm 90^\circ$  e reduz monotonicamente com o aumento do ângulo.

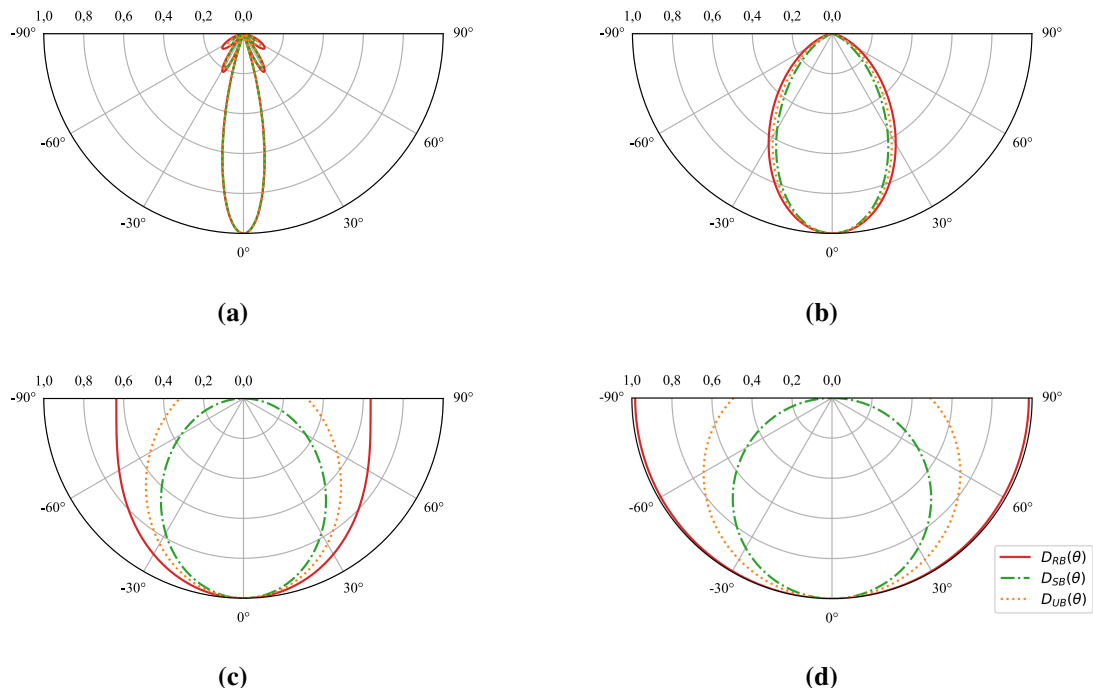
$$D_{SB}(\theta) = D(\theta) \cos(\theta). \quad (15)$$

Um terceiro modelo, conhecido como *Unbaffled* (UB), considera o elemento em um espaço livre (DELANNOY *et al.*, 1979). A diretividade do elemento nessa condição é dada por

$$D_{UB}(\theta) = D(\theta) \left( \frac{1 + \cos(\theta)}{2} \right). \quad (16)$$

A Fig. 4 ilustra os padrões de distribuição das ondas sonoras para esses três modelos. Na Fig. 4(a), a largura do elemento equivale a três vezes o comprimento de onda, resultando

**Figura 4 – Distribuição normalizada do campo acústico para os modelos *Rigid Baffle*, *Soft Baffle* e *Unbaffled*, assumido que: (a)  $a/\lambda = 3$ ; (b)  $a/\lambda = 1$ ; (c)  $a/\lambda = 0,5$ ; e (d)  $a/\lambda = 0,1$ . À medida que a razão  $a/\lambda$  decresce, o feixe sonoro torna-se menos direcional, evidenciando a diferença existente entre os três modelos.**



Fonte: Adaptado pela autora com base em SCHMERR JR (2015).

em um campo acústico altamente direcional, com o aparecimento de pequenos lóbulos laterais. Nesse caso, os três modelos descrevem o lóbulo principal de maneira similar. Na Fig. 4(b), em que a largura do elemento é igual ao comprimento de onda, o campo acústico não é tão colimado

e notam-se pequenas variações na intensidade do campo. Na Fig. 4(c) a largura do elemento equivale a metade do comprimento de onda e na Fig. 4(d) a largura do elemento corresponde a um décimo do comprimento de onda. Nestes últimos dois casos, o campo acústico determinado pelo modelo RB é praticamente omnidirecional. No modelo SB, o valor da pressão acústica tende a zero nos limites  $\theta = \pm 90^\circ$  e assume um valor intermediário no modelo UB.

Embora esses modelos não descrevam precisamente as medições de diretividade para pequenos elementos (SHOMBERT *et al.*, 1982; PESQUE; FINK, 1984; DUXBURY *et al.*, 2013; WEAR; HOWARD, 2018), eles são utilizados na modelagem de transdutores PA (WOOH; SHI, 1999b), nos algoritmos para reconstrução de imagens (HOLMES *et al.*, 2005; DRINKWATER; WILCOX, 2006) e como critério de comparação nas medições experimentais de diretividade (DUXBURY *et al.*, 2013; WEAR; HOWARD, 2018).

### 2.1.1 Compensação da diretividade na reconstrução de imagem

A reconstrução de imagens de END por ultrassom pode ser realizada por algoritmos como *B-scan* (FATEMI; KAK, 1980), *Synthetic Aperture Focusing Technique* (SAFT) (DOCTOR *et al.*, 1986) e *Total Focusing Method* (TFM) (HOLMES *et al.*, 2005). Desses algoritmos, o TFM produz imagens com resolução superior aos outros algoritmos de imageamento (HOLMES *et al.*, 2005). A imagem TFM é formada a partir do conjunto completo de dados - *Full Matrix Capture* (FMC) - utilizando informações de todos os pares de elementos transmissor-receptor captados por um transdutor PA. Porém, a qualidade dessas reconstruções pode ser aumentada ao acrescentarem-se as informações de diretividade (WILCOX *et al.*, 2007; HASEGAWA; KANAI, 2015).

Para formar uma imagem TFM, a região de interesse (*Region of Interest* (ROI)) é inicialmente discretizada em uma grade no plano  $xz$ . Então, para cada ponto da grade (pixel), a intensidade da imagem é calculada pela soma coerente dos sinais adquiridos no modo FMC (HOLMES *et al.*, 2005). A imagem TFM convencional  $I_u$  (imagem TFM não corrigida) é formada por

$$I_u(x, z) = \left| \sum_{e,r \in N} g_{er} \left( t = \frac{|r_e| + |r_r|}{c} \right) \right|. \quad (17)$$

em que  $g_{er}(t)$  é o sinal analítico <sup>1</sup> do *A-scan* capturado pelo elemento  $r$  quando o elemento  $e$  é o emissor, e  $N$  é o número de elementos. Os termos  $r_e$  e  $r_r$  são as distâncias entre o elemento

<sup>1</sup> Cada sinal *A-scan* é convertido em sinal analítico (Smith III, 2007), resultando em um sinal complexo que possui apenas componentes de frequência positiva.

emissor e receptor, respectivamente, até um pixel da imagem. Eles são calculados por

$$r_e = \sqrt{(x - x_e)^2 + z^2} \quad (18a)$$

$$r_r = \sqrt{(x - x_r)^2 + z^2}, \quad (18b)$$

em que  $x_e$  e  $x_r$  são as posições horizontais dos elementos emissores e receptores, respectivamente. Normalmente, assumimos que a face do transdutor PA está em  $z = 0$ .

Uma compensação dos efeitos de espalhamento de campo e de diretividade do feixe sonoro pode ser obtida pelo algoritmo *Corrected Total Focusing Method* (CTFM) (WILCOX *et al.*, 2007). Este algoritmo propõe uma correção da imagem TFM a partir de ganhos determinados pela função diretividade, Eq. (14), e pelo espalhamento geométrico do campo. O algoritmo CTFM é descrito por

$$I(x, z) = \frac{I_u(x, z)}{C(x, z)}, \quad (19)$$

em que  $I$  é a imagem TFM corrigida,  $I_u$  é a imagem TFM usual (denominada como imagem TFM não corrigida), e  $C$  é o fator de correção dado por

$$C(x, z) = \left| \sum_{e, r \in N} D_e D_r P_{er} \right|. \quad (20)$$

Na Eq. (20),  $D$  é a função que descreve a diretividade de um elemento relacionada a um ponto da imagem, na qual os subscritos  $e$  e  $r$  indicam emissor e receptor, respectivamente, e  $P(x, z)_{er}$  é a função de espalhamento geométrico para sistemas bidimensionais, dada por

$$P_{er}(x, z) = 1/\sqrt{r_e r_r}. \quad (21)$$

O fator de correção é calculado para cada pixel da imagem, considerando a contribuição de todos os elementos receptores e emissores. A divisão na Eq. (19) é calculada ponto a ponto.

## 2.2 CARACTERIZAÇÃO DE RUGOSIDADE

Os parâmetros que caracterizam uma determinada superfície e a metodologia de medição desses parâmetros são regulamentados por normas que definem as especificações geométricas do produto. O conhecimento dos parâmetros normatizados é fundamental para sugerir alterações ou propor novas metodologias para a caracterização da rugosidade de uma superfície.

Nesta seção, são apresentados os conceitos básicos para caracterização de rugosidade pela aplicação de métodos de medição de perfil e de área. Na sequência, é apresentado um modelo

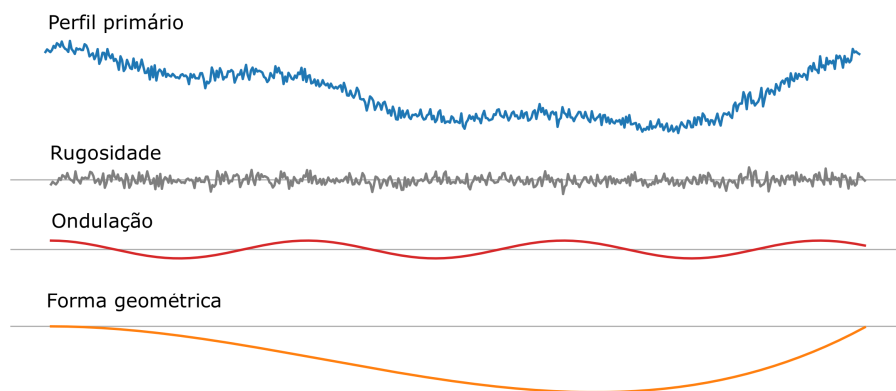
de atenuação induzida pela rugosidade de uma superfície em ondas ultrassônicas refletidas e transmitidas. Esse modelo, proposto em Nagy e Adler (1987), é fundamental para a concepção de métodos de estimação de rugosidade por ultrassom.

### 2.2.1 Parâmetros de textura de superfície

As alterações existentes em uma determinada superfície, como saliências e reentrâncias, determinam a *textura superficial* de um corpo. Essa textura é derivada do processo de fabricação e pode apresentar características macro geométricas como ondulações e erros de forma, e características micro geométricas como rugosidade.

Os métodos utilizados na determinação dos parâmetros da textura da superfície se dividem em métodos de perfil e métodos de área, e os parâmetros são definidos separadamente para perfil primário, perfil de rugosidade e perfil de ondulação (ABNT, 2002), como ilustrado na Fig. 5.

**Figura 5 – Tipos de perfis de superfície. O perfil primário é obtido diretamente dos dados medidos. Os demais perfis, rugosidade, ondulação e a geometria da peça, são obtidos pela aplicação de filtros.**



**Fonte: a autora (2023).**

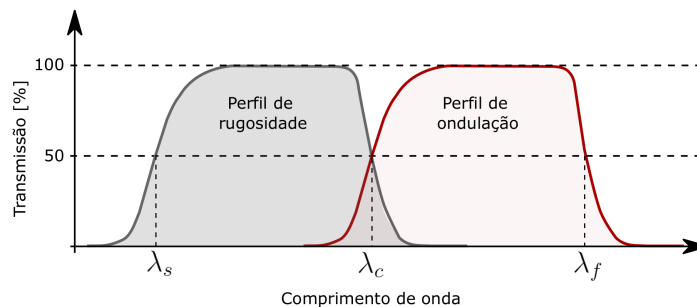
No método de perfil, as medições são realizadas normalmente por contato direto, utilizando um perfilômetro ou um rugosímetro. A varredura é realizada em um único sentido, e os dados medidos são apresentados como perfil primário. Este perfil é decomposto em erros de forma e em perfis de rugosidade e ondulação, cada um referente a uma faixa de comprimento de onda (ABNT, 2002).

A separação entre forma geométrica, ondulação e rugosidade é realizada pela aplicação sequencial de filtros ao perfil primário. As frequências de corte são definidas em função dos comprimentos de onda  $\lambda_s$ ,  $\lambda_c$  e  $\lambda_f$  (ABNT, 2002), em que:

- $\lambda_s$  comprimento de onda que define a separação entre os componentes de onda mais curtos e os componentes da rugosidade;
- $\lambda_c$  comprimento de onda limite entre os componentes da rugosidade e os componentes da ondulação;
- $\lambda_f$  comprimento de onda que define a separação entre os componentes da ondulação e os componentes das ondas mais longas.

A Fig. 6 ilustra filtros definidos a partir destes parâmetros e utilizados em equipamentos de caracterização de perfil. Os valores de  $\lambda_f$  e  $\lambda_c$  são padronizado pela Norma ISO 11562.

**Figura 6 – Filtro que separa os componentes de ondas longas e ondas curtas de um perfil primário, definindo as componentes de rugosidade e ondulação.**



**Fonte: Adaptado pela autora com base em ABNT (2002)**

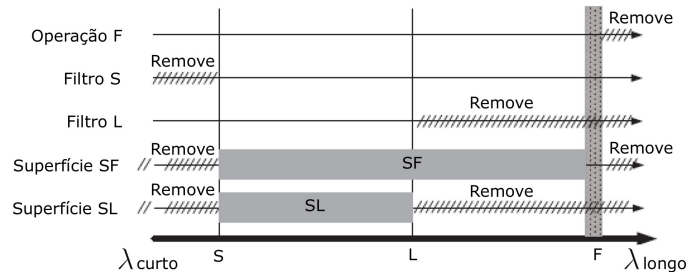
Para o método de perfil, os valores de altura  $h(x)$ , medidos na direção do eixo  $x$  em relação à linha média, e o comprimento de amostragem  $l$ , dado pela extensão da linha de varredura, são informações necessárias para a determinação dos parâmetros de textura de superfície (ABNT, 2002).

No método de área, os parâmetros de textura de superfície são calculados a partir dos dados de uma região limitada da superfície. Três tipos de filtros são aplicados a essa superfície (Olympus NDT, 2017):

- o filtro  $S$  remove os componentes com comprimento de onda curto da superfície, como ruído de medição e outras pequenas características;
- o filtro  $L$  elimina os componentes com comprimento de onda longo da superfície, como ondulação; e,
- a operação  $F$  é utilizada para eliminar formas específicas, como curvaturas.

Geralmente, os filtros  $S$  e  $L$  são filtros gaussianos e a operação  $F$  é uma associação de mínimos quadrados. A Fig. 7 exemplifica a aplicação desses filtros.

**Figura 7 – Filtro que separa os componentes de ondas longas e ondas curtas de uma região limitada da superfície, definindo as superfícies SF e SL.**



**Fonte: Adaptado pela autora com base em Olympus NDT (2017)**

Uma combinação desses filtros é utilizada para se obterem as superfícies  $SF$  e  $SL$  a partir da superfície com escala limitada. A superfície  $SF$  é obtida pela aplicação do filtro  $S$  e da operação  $F$ , resultando em uma superfície sem erros de forma e componentes de alta frequência. A superfície  $SL$  é obtida pela aplicação dos filtros  $S$  e  $L$ , que eliminam as ondulações contidas na superfície  $SF$ .

Muitos parâmetros são utilizados para caracterizar a textura de superfície. A Tab. 1 lista alguns desses parâmetros e a equivalência dos mesmos para os métodos de perfil e área. Para o método de perfil, os parâmetros são calculados separadamente para o perfil primário  $P$ , perfil de rugosidade  $R$  e perfil de ondulação  $W$ .

**Tabela 1 – Parâmetros de textura de superfície para os métodos de perfil (ISO 4287:1997) e área (ISO 25178-2:2012).**

<b>Parâmetros de amplitude (pico e vale)</b>	<b>Perfil</b>	<b>Área</b>
Altura máxima	$P_z, R_z, Wz$	$Sz$
Altura máxima do pico do perfil	$P_p, R_p, Wp$	$Sp$
Profundidade máxima do vale do perfil	$P_v, R_v, Wv$	$Sv$
Altura média	$P_c, R_c, Wc$	-
Altura total	$P_t, R_t, Wt$	-
<b>Parâmetros de média da amplitude</b>		
Desvio da média aritmética	$P_a, R_a, Wa$	$Sa$
Raiz quadrada média do desvio	$P_q, R_q, Wq$	$Sq$
Assimetria	$P_{sk}, R_{sk}, Wsk$	$Ssk$
Curtose	$P_{ku}, R_{ku}, Wku$	$Sku$
<b>Parâmetros híbridos</b>		
Raiz quadrada média da inclinação	$P_{dq}, R_{dq}, Wdq$	$Sdq$

**Fonte: Adaptado pela autora com base em Olympus NDT (2017).**

Os parâmetros mais comuns para caracterizar a rugosidade utilizando o método de perfil são o desvio aritmético médio do perfil  $R_a$  e o desvio médio quadrático  $R_q$ . O valor de

$R_a$  é calculado pela média dos valores absolutos de altura  $h(x)$  ao longo de um comprimento  $l$ , enquanto  $R_q$  é dado pela raiz média quadrática dos valores de altura  $h(x)$  no comprimento da amostragem  $l$  (ABNT, 2002),

$$R_a = \frac{1}{l} \int_0^l |h(x)| dx \quad (22a)$$

$$R_q^2 = \frac{1}{l} \int_0^l Z^2(x) dx. \quad (22b)$$

Esses parâmetros são estendidos para três dimensões no método de área. Assim, para uma superfície, a média aritmética da altura  $S_a$  e a raiz média quadrática da altura  $S_q$  são calculados em função de valores de altura  $h(x,y)$  e da área inspecionada  $A$ . Esses parâmetros são definidos como

$$S_a = \frac{1}{A} \iint_A |h(x,y)| dx dy, \quad (23a)$$

$$S_q^2 = \frac{1}{A} \iint_A Z^2(x,y) dx dy. \quad (23b)$$

Os parâmetros  $R_a$  e  $R_q$  são utilizados para caracterizar rugosidade de superfícies usinadas, em que o tipo e o nível de rugosidade são conhecidos. Esses parâmetros dependem da direção da medição, assumindo que a rugosidade é nula na direção perpendicular à medição. No caso de superfícies com rugosidade aleatória, os métodos de área tendem a ser mais úteis do que os métodos de perfil (GUNARATHNE; CHRISTIDIS, 2000).

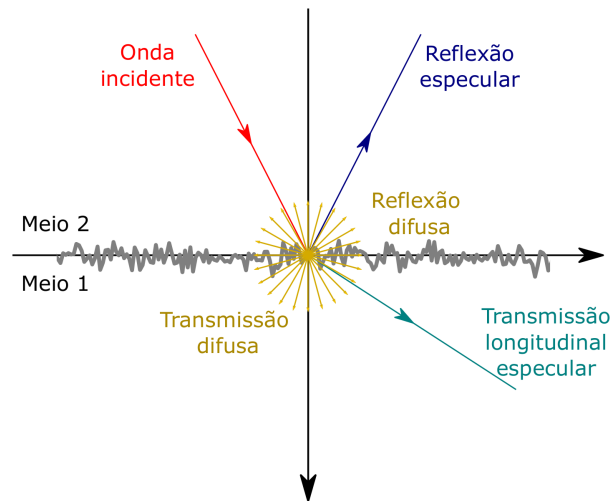
### 2.2.2 Modelo para estimação de rugosidade por ultrassom

Uma superfície pode refletir uma onda sonora de forma especular, difusa ou uma combinação dessas formas, como ilustra a Fig. 8. Numa reflexão especular, o ângulo de reflexão é igual ao ângulo de incidência, obedecendo à Lei de Snell. Nesse caso, a superfície que reflete a radiação é considerada lisa. A reflexão difusa ocorre quando a onda incidente reflete igualmente em todas as direções, conforme a Lei de Lambert. No entanto, a reflexão na maioria das superfícies é uma combinação das reflexões especular e difusa. A abertura angular na qual a energia é refletida e a proporção entre reflexão especular e difusa dependem da rugosidade da superfície (THOMAS, 1999).

Para uma superfície plana e lisa sob incidência normal, os sinais refletidos e transmitidos consistem em ondas planas se propagando em direções opostas. Porém, em uma superfície rugosa, as ondas refletidas e transmitidas resultam em campos dispersos complexos. Os coeficientes de



**Figura 8 – Interação de uma onda com uma superfície rugosa. Dessa interação surgem ondas de reflexão/transmissão especulares e difusas.**



**Fonte: Adaptado pela autora com base em Nagy e Adler (1987)**

reflexão e transmissão podem ser obtidos a partir dos componentes especulares coerentemente espalhados, desconsiderando os componentes incoerentes dos campos espalhados (NAGY; ADLER, 1987). Esta atenuação causada pelo espalhamento do feixe sonoro incidente sobre uma superfície irregular é dependente do parâmetro  $R_q$ . O modelo baseado em *Phase-Screen Approximation* (PSA) para estimação de rugosidade consiste em uma abordagem clássica para esse problema, sendo utilizada em trabalhos recentes como Lian *et al.* (2019), Wang e Cheng (2021).

Considerando uma superfície posicionada no plano  $xy$  em  $z = 0$ , a área  $A$  da superfície sob um campo ultrassônico incidente é geometricamente plana se

$$\iint_A h(x,y) dx dy = 0, \quad (24)$$

ou seja, quando a soma da variação total das alturas  $h$  ao longo da área é nula. A qualidade dessa superfície é caracterizada pelo parâmetro de rugosidade eficaz  $R_q$ .

As ondas refletidas e transmitidas são geradas quando uma onda sonora interage com uma interface entre dois meios diferentes, como o limite entre um fluido e um sólido em testes de imersão. A onda refletida tem direção oposta e velocidade igual à da onda incidente, e a onda transmitida tem o mesmo sentido da onda incidente e velocidade propagação do som no segundo meio. Assumindo que o comprimento de onda seja pequeno quando comparado às dimensões da interface e uma interface plana e lisa, os coeficientes de transmissão e reflexão de ondas sonoras

$T_0$  e  $R_0$  são calculados por

$$R_0 = \frac{Z_2 \cos \theta_i - Z_1 \cos \theta_t}{Z_1 \cos \theta_t + Z_2 \cos \theta_i} e \quad (25a)$$

$$T_0 = \frac{2Z_2 \cos \theta_i}{Z_1 \cos \theta_t + Z_2 \cos \theta_i}, \quad (25b)$$

considerando a impedância acústica dos dois meios ( $Z_1$  e  $Z_2$ ) e os ângulos de incidência e transmissão ( $\theta_i$  e  $\theta_t$ ). Sendo  $Z_m = \rho_m c_m$ , em que  $\rho_m$  é a densidade e  $c_m$  é a velocidade de propagação do som em um meio  $m$  (SCHMERR, 2016).

Para superfícies levemente rugosas (com valores de  $h$  pequenos quando comparados com o comprimento da onda acústica) e quase planas (valores de  $h$  pequenos quando comparados com o comprimento da autocorrelação da rugosidade), os efeitos da rugosidade podem ser descritos como uma perturbação dessa solução. O comprimento da autocorrelação é definido como a distância horizontal da função de autocorrelação que apresenta o decaimento mais rápido a um valor específico  $s$ . Em geral, é utilizado  $s = 0,2$  e indica a densidade de características semelhantes por unidade de comprimento (LEACH, 2013).

Considerando que a energia das ondas transmitidas e refletidas por uma superfície plana rugosa é igual à de uma superfície plana lisa, porém perturbada por uma modulação de fase aleatória  $\phi(x,y)$ , a atenuação resultante pode ser calculada com base na representação da frequência angular do campo especular perturbado. A onda especular coerente  $E$  é calculada por

$$E = \frac{E_0}{A} \int_A \int \exp(i\phi(x,y)) dx dy, \quad (26)$$

em que  $E_0$  é a amplitude da onda refletida por superfície lisa, e  $\phi(x,y)$  é a modulação de fase aleatória por efeito da superfície rugosa (NAGY; ADLER, 1987).

De acordo com o modelo de perturbação baseado em PSA, a modulação de fase induzida por uma superfície rugosa pode ser calculada em função de  $R_q(x,y)$  por

$$\phi_r(x,y) = -2R_q(x,y)k_1, e \quad (27a)$$

$$\phi_t(x,y) = -R_q(x,y)(k_1 - k_2), \quad (27b)$$

em que  $\phi_r$  e  $\phi_t$  indicam a modulação de fase aleatória na reflexão e na transmissão, respectivamente, enquanto  $k_1$  e  $k_2$  representam os números de onda do primeiro e segundo meio.

Considerando que o perfil da superfície é um processo ergódico, a perturbação da fase também será ergódica. Isso permite que a fase seja representada como uma distribuição de densidade de probabilidade  $p(\phi)$  com modulação de fase aleatória (NAGY; ADLER, 1987),

$$E = E_0 \int_{-\infty}^{\infty} \exp(i\phi)p(\phi)d\phi. \quad (28)$$

Para uma superfície com distribuição de altura gaussiana, o espalhamento da distribuição  $\phi_e$  também tem distribuição gaussiana (NAGY; ADLER, 1987). Portanto, a função de densidade de probabilidade é

$$p(\phi) = \frac{1}{\sqrt{2\pi\phi_e}} \exp\left(\frac{-\phi^2}{2\phi_e^2}\right). \quad (29)$$

Substituindo a Eq. (29) na Eq. (28), temos

$$E = \frac{E_0}{\sqrt{2\pi\phi_e^2}} \int_{-\infty}^{\infty} \exp(i\phi) \exp\left(\frac{\phi^2}{2\phi_e^2}\right) d\phi = E_0 \exp\left(\frac{-\phi_e^2}{2}\right). \quad (30)$$

Substituindo os termos relativos a amplitude e fase da Eq. (30) pelos termos relacionados a reflexão e transmissão, temos o coeficiente de reflexão  $R$  e de transmissão  $T$  modificados pela distribuição Gaussiana

$$R = R_0 \exp(-2R_q^2 k_1^2), \quad (31a)$$

$$T = T_0 \exp\left(-R_q^2 \frac{(k_1 - k_2)^2}{2}\right). \quad (31b)$$

Como na óptica, na ausência de refração adicional devida à rugosidade, as fases são determinadas pelas diferenças de caminho geométrico dos raios. Portanto, as equações (31a) e (31b) são modificadas para possibilitar a análise da atenuação induzida pela rugosidade quando o campo sonoro é gerado por ondas planas com ângulo de incidência não normal a superfície. A dependência angular em relação ao ângulo de incidência é incluída nas equações (32a) e (32b) (NAGY; ROSE, 1993).

$$R(\omega, \theta_I) = R_0(\theta_I) \exp(-2R_q^2 k_1^2 \cos^2(\theta_I)) \quad e \quad (32a)$$

$$T^{L,T}(\omega, \theta_I) = T_0^{L,T}(\theta_I) \exp\left(-R_q^2 \frac{\left(k_2^{L,T} \cos(\theta_{L,T}) - k_1 \cos(\theta_I)\right)^2}{2}\right). \quad (32b)$$

Assume-se que a partir das equações, (31a), (31b), (32a) e (32b), é possível estimar o parâmetro  $R_q$  da superfície externa e da superfície interna de um determinado corpo de prova, utilizando tanto incidência normal quanto incidência angular.

### 2.3 CONSIDERAÇÕES

Neste capítulo, a diretividade é apresentada como o parâmetro que caracteriza a distribuição sonora de transdutores ultrassônicos. O modelo teórico RB foi descrito em detalhes

considerando elementos com geometria retangular, normalmente presentes em transdutores do tipo PA. Também são mostrados os modelos SB e UB que derivam do modelo RB, porém para diferentes condições de contorno.

Na sequência, a rugosidade eficaz foi apresentada como um parâmetro de textura da superfície que pode ser medido em END por ultrassom sob determinadas condições, utilizando-se o modelo PSA. Foram descritos os conceitos básicos e a terminologia utilizada em aplicações da área da mecânica. Um modelo de atenuação induzida pela rugosidade da superfície em sinais de ultrassom também foi apresentado. Esse modelo é fundamental para a compreensão do problema e pode ser utilizado na estimação de rugosidade.

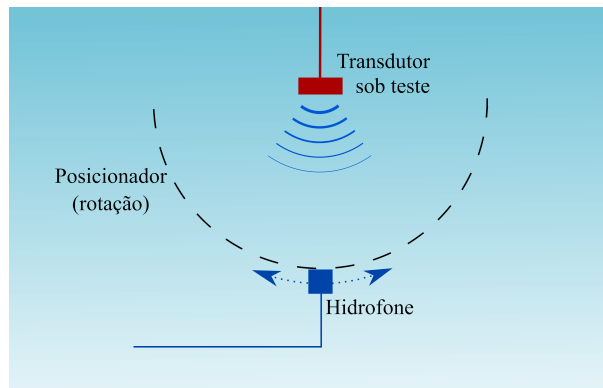
### 3 MATERIAL E MÉTODOS

Este capítulo apresenta um método para a estimação de diretividade de elementos transdutores retangulares, e um método para estimação do parâmetro  $R_q$  em superfícies rugosas. Na Seção 3.1 é proposto um método para estimar a diretividade a partir de simulações e ensaios. Primeiramente, é descrita a configuração ideal para realizar a aquisição de sinais. Então, são desenvolvidas as equações para extrair os valores de diretividade dos sinais experimentais. Por último, entendendo as dificuldades de montar um experimento com a configuração ideal, tendo em vista possíveis erros de posicionamento do refletor, inerentes ao ensaio experimental, é proposto um procedimento para estimar a posição do refletor. Na sequência são discutidos dois métodos que permitem estimar  $R_q$ . O primeiro método consiste em uma regressão não-linear conjunta das diferentes atenuações presentes no caminho percorrido pelo sinal de ultrassom. Um segundo método visa obter apenas o valor de  $R_q$  utilizando a diversidade espacial contida nos dados da FMC.

#### 3.1 MÉTODO PARA A ESTIMAÇÃO DE DIRETIVIDADE

O método usual para avaliação de diretividade de uma fonte acústica consiste em uma sequência de medições de pressão acústica por um hidrofone, realizada em uma varredura circular no entorno da fonte (ZISKIN; LEWIN, 1992), como mostra a Fig. 9. O método aqui proposto visa superar algumas dificuldades existentes nessa medição, como a necessidade de um hidrofone e de um aparato para varredura circular, usufruindo das características dos transdutores PA.

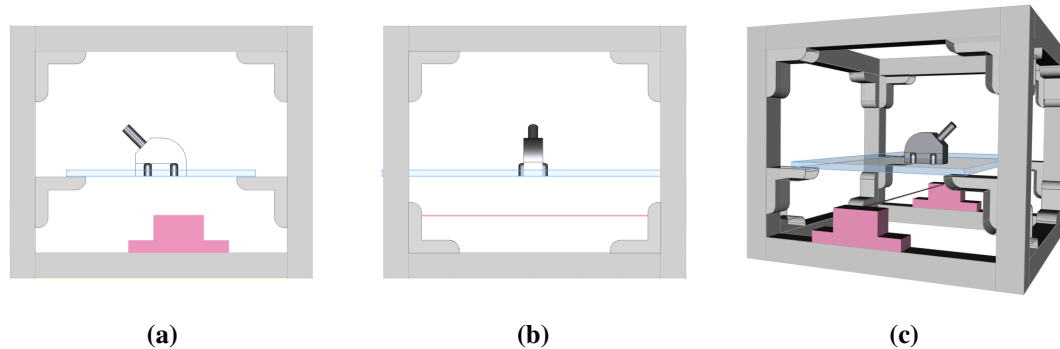
**Figura 9 – Representação esquemática de uma varredura circunferencial para avaliação experimental da diretividade em transdutores ultrassônicos.**



Fonte: a autora (2023).

O método propõe uma configuração de ensaio estática, formada por fio de aço com diâmetro infinitesimal, emulando o refletor, e um transdutor PA fixos em uma estrutura cúbica submersa. A Fig. 10 mostra o desenho esquemático desse ensaio.

**Figura 10 – Desenho esquemático do aparato experimental. A estrutura cúbica construída com perfis metálicos sustenta o transdutor PA e o refletor. O transdutor é fixado em uma placa acrílica, que pode ser deslocada no sentido vertical. O fio de aço inoxidável é fixado na parte inferior da estrutura, abaixo do primeiro elemento do transdutor PA. (a) Vista lateral; (b) Vista frontal; (c) Perspectiva.**

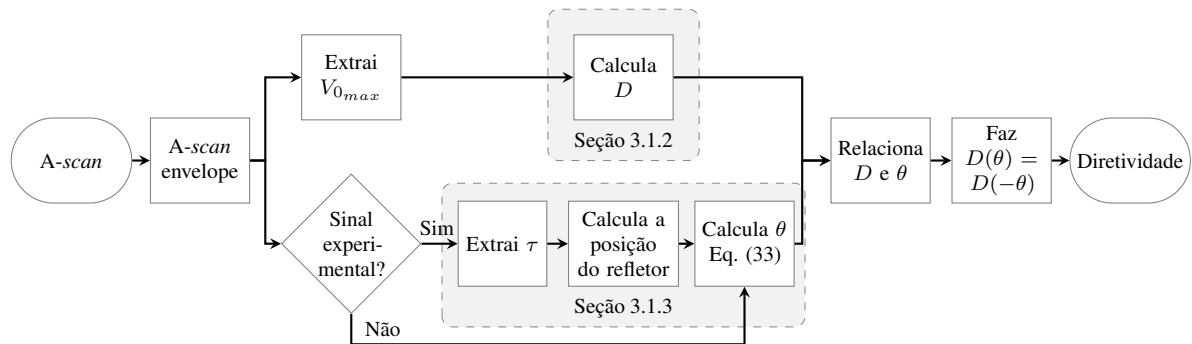


Fonte: a autora (2023).

Os valores da pressão acústica são extraídos dos *A-scans*, que são os sinais correspondentes às ondas acústicas refletidas pelo refletor pontual. São utilizados sinais pulso-eco, que podem ser obtidos por varredura eletrônica ou a partir de uma aquisição de sinais FMC. A varredura eletrônica é uma configuração em que cada um dos elementos do transdutor PA dispara e recebem o sinal ultrassônico refletido, sequencialmente. No modo FMC, cada elemento dispara individualmente, mas todos os elementos do transdutor recebem o sinal ultrassônico refletido, registrando os sinais de todas as combinações de elementos emissores e receptores. Neste caso, apenas os *A-scans* nos quais o mesmo elemento emite e recebe são utilizados.

As etapas necessárias para estimar a diretividade a partir dos sinais *A-scans* estão resumidas no fluxograma da Fig. 11. Primeiramente, é realizada a detecção de envoltória dos *A-scans*, para dados experimentais ou simulados. Na sequência, a amplitude máxima é identificada e os valores de diretividade são estimados usando o princípio descrito na Seção 3.1.2. Os ângulos  $\theta$  são obtidos diretamente a partir de sinais simulados, pois a posição do refletor é conhecida. No entanto, para sinais experimentais, é necessário estimar a posição correta do refletor antes de calcular  $\theta$ . Os passos para determinar os ângulos  $\theta$  estão descritos na Seção 3.1.3. Na sequência, os valores estimados de diretividade são indexados aos valores  $\theta$  correspondentes. Considerando a simetria da função diretividade em relação ao eixo  $\theta = 0$ , os valores de  $D$  foram calculados apenas para valores de  $\theta$  positivos e adotados simetricamente para valores de  $\theta$  negativos.

**Figura 11 – Etapas de processamento de sinais para avaliação experimental da função diretividade.**

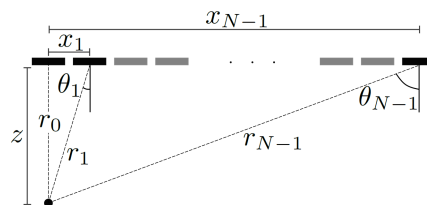


**Fonte: Adaptado pela autora com base em Prado *et al.* (2021).**

### 3.1.1 Configuração do experimento para aquisição de dados

Para a realização do experimento, o fio utilizado como refletor é posicionado abaixo de um elemento do transdutor PA. Como os modelos são bidimensionais, é utilizado um fio de aço inoxidável com 0,12 mm de diâmetro fixado paralelamente ao eixo  $y$  para simular um refletor pontual no plano  $x-z$ . Por conveniência, o centro do elemento zero é adotado como a origem do plano  $x-z$ . Essas informações são mostradas na Fig. 12.

**Figura 12 – Configuração bidimensional para aquisição de dados. Os retângulos representam os elementos do transdutor PA e círculo preto identifica o refletor pontual. As indicações de distâncias elemento-refletor, inclinação em relação à normal e as projeção nos eixos  $x$  e  $z$  têm caráter explicativo.**



**Fonte: Adaptado pela autora com base em Prado *et al.* (2021).**

Com essa estrutura imersa, é realizada uma aquisição FMC. Para cada um dos  $N$  A-scans pulso-eco, o ângulo  $\theta_n$  é definido como

$$\theta_n = \arctan \frac{x_n}{z}, \quad n = 0, 1, \dots, N - 1, \quad (33)$$

em que  $x_n = n(a + \delta)$ . O termo  $x_n$  é a distância horizontal do centro do elemento ao refletor,  $a + \delta$  é a distância entre o centro de dois elementos consecutivos (vizinhos) e  $z$  é a distância vertical da face do elemento até o centro do refletor.

Assumindo que a diretividade de um elemento é simétrica, ela pode ser avaliada para ângulos positivos e depois replicada para os negativos. Isso permite uma amostragem maior de

ângulos em uma única aquisição. Nessa configuração, ao pulsar o primeiro elemento, que está posicionado sobre o refletor, é medido o valor da pressão acústica para  $\theta = 0^\circ$ . À medida que os elementos mais distantes do refletor são pulsados, os valores  $\theta$  aumentam, reduzindo o valor da pressão acústica  $p(r, \theta, \omega)$  medida.

Os valores máximos de  $\theta$  para essa configuração são limitados pelas distâncias  $x_{N-1}$  e  $z$ . Intervalos maiores para  $\theta$  são possíveis com valores pequenos de  $z$ , enquanto, para distâncias  $z$  maiores, todos os valores de  $\theta$  se aproximam de  $0^\circ$ . Os valores adotados para  $z$  devem garantir que o refletor esteja no campo distante. Essa configuração é construtivamente simples e possibilita uma avaliação rápida da função diretividade experimental.

### 3.1.2 Modelo de medição

Para estimar a diretividade a partir dos sinais de *A-scans*, é necessário especificar um modelo que relacione a pressão acústica observada aos ganhos de diretividade. Assumindo que o sistema de aquisição ultrassônica pode ser modelado como um sistema linear e invariante no tempo linear, foi utilizado o modelo *Thompson-Gray ultrasonic measurement model* para representar matematicamente o comportamento do sistema de aquisição (SCHMERR, 2016),

$$V_o(\omega) = V_i(\omega)H(\omega), \quad (34)$$

em que  $V_i(\omega)$  é o espectro de Fourier do pulso de excitação elétrica aplicado ao transdutor,  $V_o(\omega)$  é o sinal elétrico recebido pelo transdutor, conhecido como *A-scan*, e  $H(\omega)$  é a resposta eletroacústica do sistema de transmissão e recepção. Esta resposta em frequência é uma consequência das respostas elétricas e mecânicas de vários elementos do sistema,

$$H(\omega) = s(\omega)P(\omega)M(\omega)T_e(\omega)C_e(\omega)T_r(\omega)C_r(\omega)A(\omega). \quad (35)$$

Na Eq. (35),  $s(\omega)$  é a resposta em frequência conjunta de todos os circuitos elétricos e conversão eletromecânica nos transdutores,  $P(\omega)$  é a resposta referente à propagação das ondas entre o transmissor, a descontinuidade e o receptor,  $M(\omega)$  é o efeito da atenuação causado pelo meio,  $T_e(\omega)$  e  $T_r(\omega)$  são os coeficientes de transmissão de onda plana relacionados à propagação do feixe sonoro através das interfaces fluido-sólido, os subscritos  $e$  e  $r$  indicam os elementos emissor e receptor, respectivamente,  $C_e(\omega)$  representa os efeitos da difração no feixe sonoro incidente no refletor,  $C_r(\omega)$  representa os efeitos da difração no feixe sonoro durante a recepção do som, e  $A(\omega)$  é a resposta de espalhamento devido à interação entre ondas ultrassônicas incidentes e as descontinuidades no objeto inspecionado.



A seguir são realizadas algumas considerações com a finalidade de simplificar a Eq. (35).

São elas:

- A resposta em frequência do sistema (que depende do conjunto de componentes elétricos que geram e recebem o sinal (STEPINSKI, 2007), como cabos, circuitos eletrônicos e as características eletroacústicas) é comum a todos os sinais. Desse modo, a influência do termo  $s(\omega)$  é eliminada ao normalizar os sinais, e, para fins de equacionamento será considerado unitária.
- Operando no modo pulso-eco, o mesmo elemento é usado como emissor e como receptor. Portanto, o efeito da difração na emissão e na recepção é idêntico, ou seja,  $C_e = C_r$ . Assim, os índices  $e$  e  $r$  são desconsiderados.
- $T_e(\omega)$  e  $T_r(\omega)$  são unitários quando a propagação acontece em um único meio (SCHMERR, 2016).
- Um pequeno refletor (um cilindro longo com raio menor que metade do comprimento de onda) posicionado no campo distante pode ser tratado como um refletor pontual, gerando um espalhamento de baixa amplitude e uniformemente distribuído em todas as direções (MORSE; INGARD, 1986; OSIPOV; TRETAKOV, 2017). Nesse caso, a amplitude de espalhamento normalizada  $A(\omega)$  pode ser considerada unitária.

Assim, a Eq. (35) pode ser reescrita como

$$H(\omega) = P(\omega)M(\omega)C^2(\omega). \quad (36)$$

Para obter uma equação para a diretividade, os termos da Eq. (36) são substituídos considerando que:

- A propagação das ondas é representada pelo terceiro termo da Eq. (13). Para o transdutor operando no modo pulso-eco, este termo é igual no emissor e no receptor, e pode ser calculado por

$$P(\omega) = \left( \frac{e^{ikr}}{\sqrt{r}} \right)^2. \quad (37)$$

O termo  $e^{ikr}$  representa o tempo de propagação, enquanto  $1/\sqrt{r}$  representa o espalhamento geométrico de uma onda cilíndrica (SCHMERR JR, 2015), responsável pelo decaimento da amplitude ao longo da propagação. Para o cálculo da diretividade, apenas o espalhamento geométrico é considerado, sendo expresso em valor absoluto por  $|P(\omega)| = 1/r$ .

- O efeito da atenuação para ondas longitudinais propagando-se em um único meio (SCHMERR, 2016) é modelado por

$$M(\omega) = e^{-2r\alpha(\omega)}, \quad (38)$$

em que  $\alpha(\omega)$  é o coeficiente de atenuação, e  $2r$  representa a distância de ida e volta entre o elemento ativo e o refletor.

- Em altas frequências ( $ka \gg 1$ ), o feixe sonoro pode ser aproximado por uma onda plana modificada pelo termo de correção de difração. Este termo depende da geometria e da frequência do transdutor (SCHMERR, 2016). Excluindo a amplitude ( $\rho cv_0$ ) e os termos de propagação da Eq. (13), a correção de difração pode ser escrita como

$$C(\omega) = \sqrt{\frac{k}{i2\pi}} a D(\theta, \omega). \quad (39)$$

No modo pulso-eco, o termo  $C(\omega)$  é igual na transmissão e na recepção (KINSLER *et al.*, 1999; SCHMERR, 2016), resultando em  $C_e(\omega)C_r(\omega) = C^2(\omega)$ . Uma vez que os resultados são normalizados, o termo que multiplica  $D(\theta, \omega)$  na Eq. (39) é uma constante e pode ser simplificado. Assim, o termo de correção da difração pode ser representado apenas pela função diretividade, como  $C^2(\omega) = D^2(\theta, \omega)$ .

Finalmente, a diretividade de transmissão e recepção  $D^2(\theta, \omega)$  que afeta o sinal medido  $V_o(\omega)$  é descrita como

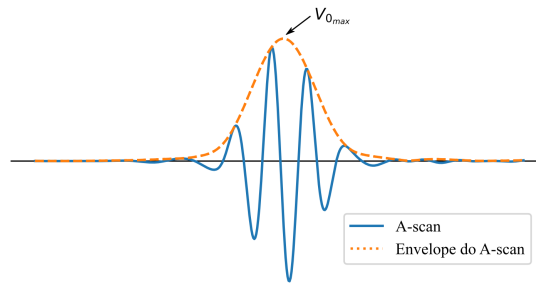
$$D^2(\theta, \omega) = |V_o(\omega)| \frac{r e^{2r\alpha(\omega)}}{|V_i(\omega)|}. \quad (40)$$

Para um pulso de excitação monocromático  $v_i(t) = A_i \cos(\omega_c t + \phi_i)$ , apenas o valor de  $D^2(\theta, \omega_c)$  na frequência  $\omega_c$  é relevante, e será representado por  $D(\theta)$ . Assim, a diretividade pode ser avaliada pela amplitude  $A_o$  do sinal medido  $v_o(t) = A_o \cos(\omega_c t + \phi_o)$ , seguida pela compensação de outros ganhos constantes previamente conhecidos. Assim,

$$D^2(\theta) = A_o \frac{r e^{2ra(\omega)}}{A_i}. \quad (41)$$

Essa abordagem foi estendida para o caso geral de um sinal limitado em banda  $V_i(\omega)$  com frequência central  $\omega_c$ . Neste caso, na ausência de uma amplitude constante  $A_o$  na resposta medida, o valor máximo do envelope do A-scan  $v_o(t)$  é assumido como  $A_o$ . Visto que a função diretividade é exibida e usada em sua forma normalizada, a medição  $D^2(\theta)$  em um determinado ângulo  $\theta$  resume-se a aplicar a detecção de envelope ao A-scan correspondente e extrair o valor máximo do sinal do envelope, como ilustra a Fig. 13.

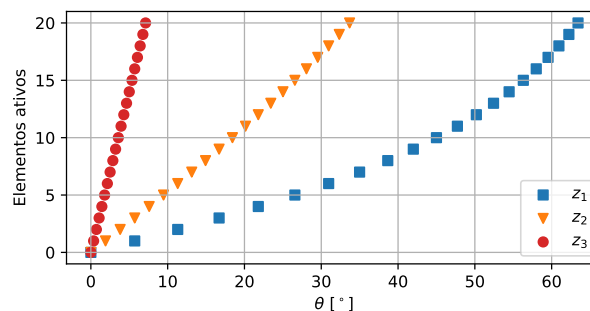
**Figura 13 – Representação de sinal A-scan e sua envoltória, utilizada para determinar  $v_{0max}(t)$ .**



**Fonte: a autora (2023).**

Este método possibilita a amostragem da função diretividade experimental  $D(\theta)$  para um conjunto finito de valores de  $\theta$ . A Fig. 14 mostra os ângulos formados para diferentes distâncias entre o transdutor e o refletor. Quanto menor essa distância, tendo como referência  $z_1$ , maior os valores de ângulos alcançados, com as amostras concentradas em ângulos maiores e dispersas próximas ao ângulo  $0^\circ$ . À medida em que essa distância aumenta, exemplificado por  $z_2$  e  $z_3$ , a abertura angular reduz, aumentando o número de amostras em ângulos menores. A combinação de testes com o refletor posicionado em diferentes profundidades possibilita o aumento do número de amostras da função diretividade em aberturas angulares específicas.

**Figura 14 – Ângulos formados para cada elemento em função da distância  $z$  entre transdutor e refletor, adotando  $z_1 > z_2 > z_3$ . Para uma distância pequena  $z_1$ , as amostras estão concentradas em ângulos maiores, enquanto que distâncias maiores  $z_2$  e  $z_3$ , a abertura angular reduz e as amostras ficam concentradas em ângulos menores.**



**Fonte: a autora (2023).**

A função diretividade é estimada com um conjunto limitado de amostras. Enquanto que, na reconstrução de imagem TFM, faz-se necessário centenas de ângulos distintos. Para obter valores  $D(\theta)$  além dos valores amostrados, a função diretividade estimada precisa ser interpolada, produzindo uma função contínua definida para qualquer  $\theta$  dentro de um determinado intervalo. Uma forma de obter essa função contínua é o uso de *splines* de aproximação (SCHIMEK, 2013).

### 3.1.3 Estimação da posição do refletor

Nas simulações, a posição exata do refletor é conhecida. Assim, os ângulos  $\theta_n$  podem ser calculados pela Eq. (33) a partir dos dados simulados. Porém, nas aquisições experimentais, podem existir erros na posição do refletor. Nesse caso, a posição real do refletor precisa ser estimada. Essa estimativa é realizada utilizando um conjunto de triangulações, cada uma usando os tempos de voo de dois elementos.

A distância  $r_n$ , de cada  $n$ -ésimo elemento ao refletor, é calculada a partir do tempo de voo  $\tau_n$ . Nesse caso,  $\tau$  é definido como o tempo no qual a amplitude máxima na envoltória do sinal *A-scan* é observada. Portanto, o valor de  $r_n$  é calculado por

$$r_n = \frac{\tau_n c}{2}, \quad (42)$$

em que  $c$  é um valor conhecido para velocidade de propagação do som no meio.

Observando as distâncias e posições mostradas na Fig. 12, percebe-se que a Lei dos Cossenos pode ser utilizada para determinar os ângulos de incidência (ou reflexão)  $\tilde{\theta}_n$  formados na configuração experimental. Os valores de  $r_0$  e  $r_n$  são determinados a partir dos *A-scans*, e os valores de  $x_n$  é dado pela distância entre os elementos ativos. Adotando  $r_0$  como um dos lados do triângulo, o valor  $\tilde{\theta}_n$  para cada um dos  $n$ -ésimos elementos é dado por

$$\tilde{\theta}_n = 90^\circ - \arccos\left(\frac{x_n^2 + r_n^2 - r_0^2}{2x_n r_n}\right). \quad (43)$$

Para cada  $\tilde{\theta}_n$  calculado, é estimada uma posição para o refletor. A  $n$ -ésima coordenada estimada para o refletor  $(\tilde{x}_n, \tilde{z}_n)$  é

$$\tilde{x}_n = r_n \sin(\theta_n) - x_n, \quad (44a)$$

$$\tilde{z}_n = r_n \cos(\theta_n). \quad (44b)$$

A amplitude do sinal refletido diminui à medida que  $\theta_n$  aumenta, reduzindo a *Signal-to-Noise Ratio* (SNR) e, conseqüentemente, causando erros na medição do tempo de voo. Portanto, é necessário definir um limite até o qual os valores medidos são confiáveis. A largura de 6 dB do lóbulo principal foi adotada como limite, definindo  $\theta_{\max}$  como o ângulo em que a pressão acústica cai para  $-6$  dB em relação ao seu valor máximo, conforme (SCHMERR JR, 2015),

$$\theta_{\max} = \arcsin\left(0,6 \frac{\lambda}{a}\right). \quad (45)$$

A posição final estimada do refletor é obtida por uma média simples de todas as posições cujos ângulos correspondentes respeitam  $\theta_n \leq \theta_{\max}$ :

$$\tilde{x} = \frac{1}{N'} \sum_{n, \theta_n \leq \theta_{\max}} \tilde{x}_n, \quad (46a)$$

$$\tilde{z} = \frac{1}{N'} \sum_{n, \theta_n \leq \theta_{\max}} \tilde{z}_n, \quad (46b)$$

em que  $N'$  indica o número de elementos que satisfazem a condição de ângulo máximo.

Uma análise empírica da precisão deste método para estimativa da posição do refletor é apresentada no Apêndice A. Assim como, uma análise, tanto teórica quanto empírica, da sensibilidade da função diretividade às imprecisões na estimativa da posição é apresentada no Apêndice B.

### 3.2 MÉTODOS PARA A ESTIMAÇÃO DE RUGOSIDADE

Nos trabalhos relatados no Capítulo 1, a medição de rugosidade é realizada com transdutores monoelemento (NAGY; ROSE, 1993; BIRT *et al.*, 2004; LIAN *et al.*, 2019). Embora os transdutores lineares sejam amplamente utilizados em END por ultrassom, o uso desses transdutores na estimação de rugosidade é pouco explorado. Diante disso, esta pesquisa investiga o uso de transdutores lineares na estimação de rugosidade em superfícies.

Inicialmente, é proposta uma abordagem completa para uma regressão conjunta dos parâmetros de vários fenômenos que causam distorções lineares no sinal recebido, incluindo a rugosidade. Dois modelos preveem a estimação da rugosidade nas interfaces entre materiais e a atenuação nos meios de propagação. Esses modelos são desenvolvidos considerando um corpo de prova imerso em água, que é uma configuração usual em END, e utilizando a diversidade espacial proporcionada por um transdutor linear.

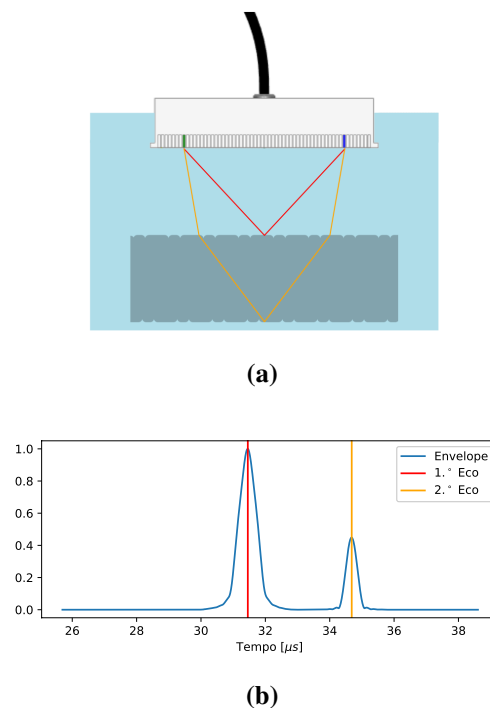
Outra abordagem, utilizando regressão linear, é proposta como uma forma direta de obter a estimativa de rugosidade como um único parâmetro, eliminando outros parâmetros como atenuações no meio, diretividade e espalhamento geométrico do modelo. Essa abordagem foi adotada com o objetivo de reduzir as fontes de erros na estimação e propiciar a estimação de rugosidade com sinais experimentais.

### 3.2.1 Modelo de regressão não-linear conjunta para estimação de rugosidade

São apresentados dois modelos para regressão conjunta, um em que é considerada a transmissão no material e a reflexão na superfície interna do corpo de prova, objetivando a estimação da rugosidade da superfície interna, e outro que considera apenas a reflexão na superfície rugosa, para obter a estimação da rugosidade da superfície externa. Ambos os modelos são detalhados a seguir, evidenciando as atenuações envolvidas na aquisição dos sinais de ultrassom em cada configuração.

Para a elaboração dos modelos foi adotada uma configuração em que um corpo de prova plano, porém com interfaces rugosas, é imerso em água, como ilustra a Fig. 15(a). Assim, a atenuação percebida nos sinais recebidos depende do caminho de propagação da onda sonora, dos efeitos do espalhamento geométrico, da atenuação da água, da atenuação induzida pela rugosidade nas interfaces e da atenuação do material.

**Figura 15 – (a) Representação da configuração de teste utilizando um transdutor linear e um bloco metálico imerso em água. Considerando o elemento em verde emitindo e o elemento em azul recebendo o sinal, a linha vermelha indica o caminho percorrido pelo sinal sonoro quando ocorre reflexão na superfície externa e a linha laranja indica o caminho percorrido pelo sinal sonoro quando ocorre transmissão para dentro do corpo de prova e reflexão no fundo da peça; e (b) O envelope do sinal A-scan mostra o 1º eco que vem da superfície externa e o 2º eco que vem da transmissão entre os meios e a reflexão no fundo da peça.**



Fonte: a autora (2023).

Analisando os sinais A-scan, como mostrados na Fig. 15(b), é possível observar os ecos

provenientes da reflexão externa e os ecos vindo da superfície interna. conhecendo a velocidade do som no meio de propagação e observando os instantes de tempo em que ocorrem esses ecos é possível inferir sobre a altura da coluna de água e a espessura do objeto.

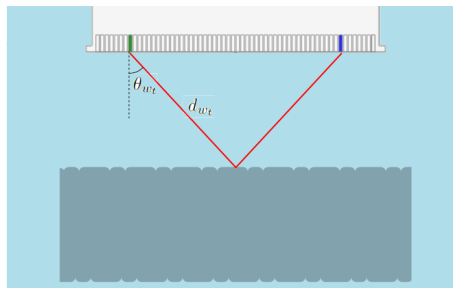
Quando os dados são coletados no formato FMC, além dos sinais de pulso-eco, existem sinais de todas as combinações possíveis entre elementos emissores e receptores. Nesse caso, é necessário conhecer a direção de propagação da onda sonora e o caminho pelo qual essa onda se desloca. Pois nos casos de incidência angular os efeitos da diretividade também devem ser considerados.

A Fig. 15 mostra um determinado elemento pulsando e um elemento distinto recebendo o eco. Os caminhos percorridos pela onda que reflete na superfície externa e pela onda que é transmitida para o material e reflete na superfície interna, e os respectivos *A-scans*. Verifica-se que os ecos resultantes decorrem de caminhos distintos. Assim as distâncias, direções e o meio pelo qual a onda se propagou é diferente para cada eco. Sendo assim, são propostos dois modelos de regressão que derivam desses dois caminhos.

### 3.2.1.1 Modelo de filtragem para reflexão

Quando a reflexão ocorre na superfície externa do corpo de prova, como mostra a Fig. 16, a onda sonora se propaga apenas na água. Considerando uma reflexão especular, a distância  $d_{w_t}$  percorrida pela onda incidente é igual à distância percorrida pela onda refletida, e o ângulo de incidência  $\theta_{w_t}$  é igual ao ângulo de reflexão. As indicações  $w$  referem-se a *water*.

**Figura 16 – Trajeto do feixe sonoro quando ocorre reflexão na superfície externa com diferentes elementos ativos. A linha vermelha indica o caminho percorrido pela onda sonora na água, sendo  $d_{w_t}$  a distância percorrida e  $\theta_{w_t}$  o ângulo de incidência.**



Fonte: a autora (2023).

Para cada par de elementos emissor-receptor, o modelo de reflexão linear no domínio da frequência é descrito como

$$Y_R(f; \alpha_w, R_t) = X(f)D^2(f)B_w A_w(f; \alpha_w)R_w(f; R_t). \quad (47)$$

Os termos da Eq. (47) são subdivididos em:

- Variável independente:
  - $f$ : frequência do sinal;
- Parâmetros a serem estimados:
  - $\alpha_w$ : coeficiente de atenuação na água;
  - $R_t$ : valor médio quadrático da rugosidade na superfície externa.
- Modelos de filtragem:
  - $Y_R(f)$ : amplitude do espectro de frequência do sinal recebido;
  - $X(f)$ : amplitude do espectro de frequência do sinal de referência obtido a partir de uma superfície lisa;
  - $D^2(f)$ : função diretividade (PRADO *et al.*, 2021);
  - $B_w$ : atenuação devida ao espalhamento geométrico na água (HOLMES *et al.*, 2005);
  - $A_w(f; \alpha_w)$ : atenuação devida ao meio de propagação na água (CARCREFF *et al.*, 2014) (NARAYANA; OPHIR, 1983);
  - $R_w(f; R_t)$ : coeficiente de reflexão decorrente da rugosidade da superfície (NAGY; ROSE, 1993);

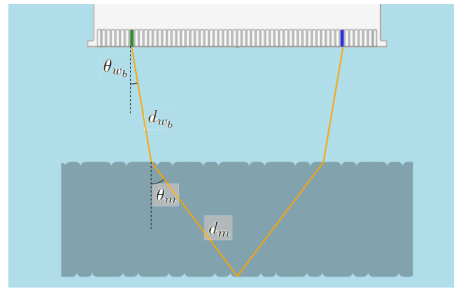
Os modelos de  $D(f)$ ,  $B_w$  e  $A_w(f; \alpha_w)$  são apresentados na sequência, em conjunto com os demais modelos utilizados no modelo de filtragem para o caso em que ocorre a transmissão da onda sonora.

### 3.2.1.2 Modelo de filtragem para transmissão

Nesse caso, o sinal se propaga pela água, parte do sinal é transmitida para dentro do material do corpo de prova, reflete na interface do fundo, e é novamente transmitida para água e retorna ao transdutor. Assim como no caso anterior, o caminho até o ponto de reflexão e o caminho de retorno ao transdutor são simétricos. A distância percorrida na água  $d_{wb}$  e o ângulo de incidência  $\theta_{wb}$  são iguais tanto na ida quanto na volta. O mesmo ocorre com a distância percorrida dentro material  $d_m$  e o ângulo de incidência  $\theta_m$ . As indicações  $_m$  referem-se a *metal*.



**Figura 17 – Caminho percorrido pelo sinal sonoro quando ocorre transmissão para dentro do corpo de prova e reflexão no fundo da peça.**



**Fonte: a autora (2023)**

Neste caso, o modelo de transmissão linear no domínio da frequência para cada par de elementos emissor-receptor, é dado por

$$Y_T(f; \alpha_w, R_t, \xi, \zeta, R_b) = X(f) D^2(f) B_w A_w(f; \alpha_w) T_{wm}(f; R_t) \quad (48)$$

$$B_m A_m(f; \xi, \zeta) R_m(f; R_b) T_{mw}(f; R_t),$$

No modelo de transmissão apresentado na Eq. (48), além dos termos utilizados na Eq. (47), temos:

- Parâmetros a ser estimados:
  - $\xi$  e  $\zeta$ : coeficientes de atenuação no material;
  - $R_b$ : nível de rugosidade da superfície interna, valor médio quadrático.
- Modelos de filtragem:
  - $B_m$ : atenuação devida ao espalhamento geométrico no material (HOLMES *et al.*, 2005);
  - $A_m(f; \xi, \zeta)$ : atenuação devida ao meio de propagação no material (BERGNER; POPP, 1990);
  - $R_m(f; R_b)$ : coeficiente de reflexão decorrente da rugosidade da superfície interna (NAGY; ROSE, 1993);
  - $T_{wm}(f; R_t)$  e  $T_{mw}(f; R_t)$ : coeficiente de transmissão decorrente da rugosidade nas interfaces água-material e material-água (NAGY; ROSE, 1993);

### 3.2.1.3 Modelos teóricos das atenuações

Os modelos consideram quatro tipos de atenuações: (1) produzida pelo meio de propagação (água e material); (2) causada pelo espalhamento geométrico; (3) induzida pela rugosidade nas interfaces; e (4) produzida pela diretividade do feixe sonoro. Todas essas atenuações afetam o sinal obtido em um ensaio por ultrassom. Conseqüentemente, é necessário conhecer como cada uma dessas atenuações influenciam o sinal de maneira individualizada. Considerando que esses modelos de atenuação são apresentados de forma consistente na literatura, eles são descritos brevemente nesta seção.

Alguns parâmetros são comuns a todas as equações de filtragem, e podem ser determinados conhecendo as características do transdutor e do corpo de prova, e a configuração do ensaio. Como identificados nas Figs. 16 e 17, para cada par emissor-receptor são conhecidos os valores de:

- ângulo de incidência da onda sonora na água para o modelo de reflexão  $\theta_{wt}$  e para modelo de transmissão  $\theta_{wb}$ ;
- ângulo de propagação da onda sonora dentro material  $\theta_m$ ;
- distância percorrida pela onda sonora na água, nos dois modelos  $d_{wt}$  e  $d_{wb}$ ; e
- a distância percorrida pela onda sonora no material  $d_m$ .

#### 3.2.1.3.1 Modelo de atenuação no meio

A atenuação produzida pelas características do meio em que as ondas sonoras se propagam é determinada por (SCHMERR, 2016),

$$A(f; \alpha(f)) = \exp(-d\alpha(f)) \quad (49)$$

em que  $A$  é a razão entre a amplitude do sinal em  $d \neq 0$  e a amplitude do sinal em  $d = 0$ ,  $d$  representa a distância percorrida pela onda, e  $\alpha(f)$  é o coeficiente de atenuação em [dB/m ou Np/m]. Esse coeficiente e a sua dependência de frequência são dados característicos do material.

Para água, o valor de  $\alpha(f)$  é dado por

$$\alpha(f) = \alpha_w f^b \quad (50)$$

em que  $\alpha_w$  é o coeficiente de atenuação para 1 MHz,  $f$  é a frequência em MHz, e  $b$  representa a dependência da frequência. O valor normalmente utilizado é  $\alpha(f) = 0.22f^2$  [dB/m] (SELF- FRIDGE, 1985). Para os modelos das Eqs. (47) e (48), a atenuação na água pode ser reescrita como

$$A_w(f; \alpha_w) = \exp(-2d_w\alpha_w f^2). \quad (51)$$

O valor de  $d_w$  deve ser substituído por  $d_{w_t}$  no modelo de reflexão, e por  $d_{w_b}$  no modelo de transmissão.

As superfícies em estudo são compostas por estruturas metálicas. Em aços, o coeficiente de atenuação característico pode ser aproximado por uma função polinomial (BERGNER; POPP, 1990).

$$\alpha(f) = \xi f^{0.5} + \zeta f^4 \quad (52)$$

Os valores apresentados em Bergner e Popp (1990) são  $\xi = 1,4 \pm 0,2$  e  $\zeta = (7,7 \pm 0,7) \times 10^{-5}$  [dB/m]. Assim, a função de transferência para a atenuação no metal é descrita como

$$A_m(f; \xi, \zeta) = \exp(-2d_m(\xi f^{0.5} + \zeta f^4)). \quad (53)$$

### 3.2.1.3.2 Modelo de atenuação devida ao espalhamento geométrico

O espalhamento geométrico é outro fator que gera uma redução na amplitude do sinal ao longo da propagação, e é calculado por (HOLMES *et al.*, 2005)

$$B = 1/\sqrt{d}. \quad (54)$$

em que  $d$  representa a distância percorrida pela onda.

Para estimar  $B$  quando o sinal de referência já apresenta uma atenuação por espalhamento o valor de  $d$  é a razão entre a distância do sinal medido e a distância do sinal de referência. A atenuação devida ao espalhamento geométrico para o modelo de reflexão e para o modelo de transmissão é dada respectivamente por

$$B_w = 1/\sqrt{(d_{w_t}/d_{w_{ref}})} \quad e \quad (55a)$$

$$B_m = 1/\sqrt{((d_{w_t} + d_m)/(d_{w_{ref}} + d_{m_{ref}}))}. \quad (55b)$$

### 3.2.1.3.3 Modelo para função diretividade

O modelo teórico da função diretividade para um elemento transdutor retangular foi apresentado em detalhes na Seção 2.1. A Eq. (14) é utilizada no modelo de regressão, adotando

os valores de  $\theta_{wt}$  no modelo de reflexão, e  $\theta_{wb}$  e  $\theta_m$  separadamente no modelo de transmissão.

#### 3.2.1.3.4 Modelo de atenuação induzida pela rugosidade

Os modelos de atenuação induzida pela rugosidade foram detalhados na Seção 2.2, e estão sintetizados nas Eqs. (32a) e (32b). No modelo de reflexão apenas a Eq. (32a) é utilizada, adotando  $\theta_{wt}$  como ângulo de incidência e reescrevendo em função da frequência ( $k = 2\pi f/c$ ). Os símbolos  $k_w$  e  $k_m$  identificam ao *wavenumber* na água e no material. No modelo de transmissão temos o coeficiente de transmissão da água para o material, o coeficiente de reflexão e o coeficiente de transmissão do material para a água.

#### 3.2.2 Problema de otimização

Os modelos apresentados anteriormente contêm cinco parâmetros desconhecidos, que são representados pelo vetor  $\phi$

$$\phi = [\alpha_w, R_t, \xi, \zeta, R_b], \quad (56)$$

assim, as Eqs. (47) e (48) são representadas, incluindo os índices dos elementos emissor  $e$  e receptor  $r$ , como

$$Y_{e,r}^R(f; \phi) = Y_{e,r}^R(f; \alpha_w, R_t), \quad (57a)$$

$$Y_{e,r}^T(f; \phi) = Y_{e,r}^T(f; \alpha_w, R_t, \xi, \zeta, R_b). \quad (57b)$$

A solução geral pode ser obtida minimizando a função custo  $\Psi(\phi)$ , definida como

$$\Psi(\phi) = \sum_{e=1}^n \sum_{r=1}^n \sum_{k=1}^m \left\{ [U_{e,r}^T(f_k) - Y_{e,r}^T(f_k; \phi)]^2 + [U_{e,r}^R(f_k) - Y_{e,r}^R(f_k; \phi)]^2 \right\}, \quad (58)$$

em que  $U_{e,r}^T(f_i)$  e  $U_{e,r}^R(f_i)$  referem-se aos espectros de frequência de transmissão e reflexão, calculados a partir do módulo dos sinais de eco, enquanto  $Y_{e,r}^T(f_i; \phi)$  e  $Y_{e,r}^R(f_i; \phi)$  representam os respectivos espectros calculados com base nos modelos teóricos.

Para a estimação de parâmetros utilizando apenas o modelo de reflexão, a Eq. (58) é reduzida para

$$\Psi(\phi) = \sum_{e=1}^n \sum_{r=1}^n \sum_{k=1}^m \left\{ [U_{e,r}^R(f_k) - Y_{e,r}^R(f_k; \phi)]^2 \right\}. \quad (59)$$

Para obter os parâmetros  $\phi$  que reconstituem espectros similares aos coletados experimentalmente  $U_{e,r}^T(f_k)$  e  $U_{e,r}^R(f_k)$  com base no modelo de filtragem, o seguinte problema de

otimização é proposto

$$\hat{\phi} = \arg \min_{\phi} \Psi(\phi). \quad (60)$$

A solução da Eq. (60) pode ser obtida utilizando o método de Newton.

### 3.2.3 Solução utilizando Método de Newton

O método de Newton pode ser usado para encontrar um mínimo de uma determinada função, aproximando uma determinada função por uma expansão de Taylor de segunda ordem em torno de uma condição inicial (NOCEDAL; WRIGHT, 2006). A cada iteração, a função aproximada é minimizada e o resultado obtido é adotado como condição inicial para a próxima iteração. O método de Newton para otimização de uma dada função  $f(x)$  é dado por

$$x^{(i+1)} = x^{(i)} - [H(f, x^{(i)})]^{-1} \cdot \nabla f(x^{(i)}), \quad (61)$$

ou seja, cada passo uma nova estimativa  $x^{(i+1)}$  é calculada resolvendo um conjunto de equações lineares dado pelas matrizes Hessiana  $H(f, x^{(i)})$  e Jacobiana  $\nabla f(x^{(i)})$ .

A matriz Jacobiana, ou Gradiente, é determinada pelas derivadas parciais de  $f$  em relação aos elementos do vetor  $x$ . Assim, se  $f : \mathbb{R}^n \mapsto \mathbb{R}$ ,  $x \in \mathbb{R}^n$  temos

$$\nabla f(x) = \left[ \frac{\partial f}{\partial x_1} \quad \frac{\partial f}{\partial x_2} \quad \dots \quad \frac{\partial f}{\partial x_n} \right] \quad (62)$$

Para as mesmas condições, a matriz Hessiana é composta pelas derivadas parciais de segunda ordem de  $f$ ,

$$H(f, x) = \begin{bmatrix} \frac{\partial^2 f}{\partial x_1 x_1} & \frac{\partial^2 f}{\partial x_1 x_2} & \dots & \frac{\partial^2 f}{\partial x_1 x_n} \\ \frac{\partial^2 f}{\partial x_2 x_1} & \frac{\partial^2 f}{\partial x_2 x_2} & \dots & \frac{\partial^2 f}{\partial x_2 x_n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial^2 f}{\partial x_n x_1} & \frac{\partial^2 f}{\partial x_n x_2} & \dots & \frac{\partial^2 f}{\partial x_n x_n} \end{bmatrix} \quad (63)$$

Assumindo que  $f(x)$  pode ser definido pela Eq. (58) ou pela Eq. (59), e  $x$  representa  $\phi$ , todos os parâmetros de  $\phi$  são estimados em conjunto. Este algoritmo também será utilizado para realizar a validação das funções de atenuação de forma individualizada.

### 3.2.4 Modelo de regressão linear para estimação de rugosidade

Em razão da complexidade do modelo de regressão não-linear conjunta para estimação de rugosidade quanto ao número de parâmetros e as inconsistências entre os modelos teóricos e

as condições reais, propomos um modelo de regressão linear que visa estimar a rugosidade da superfície por reflexão aproveitando a diversidade angular dos dados FMC.

Esse novo modelo também é fundamentado no modelo PSA, apresentado na Eq. (32a). No entanto, considera que pode ocorrer variações de amplitudes nos sinais, inerentes ao sistema de aquisição, que não estão previstos no modelo base. Essas variações são agrupadas como um ganho constante  $G$ , estimado em conjunto com o parâmetro  $R_q^2$ . O modelo de ganho generalizado é dado por

$$R(\omega, \theta_I) = R_0(\theta_I) \exp(-2R_q^2 k_\omega^2 \cos^2 \theta_I). \quad (64)$$

As variáveis a serem estimadas podem ser isoladas aplicando-se  $\log(\cdot)$  em ambos os lados da equação, resultando em

$$-2R_q^2 k_\omega^2 \cos^2 \theta_I + \log(G) = \log(R(\omega, \theta_I)) - \log(R_0(\theta_I)). \quad (65)$$

Assim, cada par  $(\omega, \theta_I)$  forma uma equação (linha) do sistema linear

$$\begin{bmatrix} -2k_\omega^2 \cos^2 \theta_I & 1 \\ \vdots & \vdots \\ -2k_\omega^2 \cos^2 \theta_I & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} R_q^2 \\ \log(G) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \log(R(\omega, \theta_I)) - \log(R_0(\theta_I)) \\ \vdots \\ \log(R(\omega, \theta_I)) - \log(R_0(\theta_I)) \end{bmatrix}. \quad (66)$$

Neste sistema linear, os valores de  $k_\omega$  correspondem às frequências pertencentes à banda de passagem do transdutor, os valores de  $\theta_I$  são conhecidos dados pela geometria do problema, e os valores de  $R(\omega, \theta_I)$  e  $R_0(\theta_I)$  provém dos sinais de ultrassom. Os valores de  $R_q^2$  e  $\log(G)$  são estimados buscando-se uma solução de mínimos quadrados para o problema sobredeterminado da Eq. (66). Assim, obtém-se um problema de Ordinary Least Squares (BJÖRCK, 1996), para o qual existem algoritmos consolidados. Para a resolução dos casos apresentados no Capítulo 4, foi utilizada a classe OLS do módulo *regression.linear\_model* do pacote de ferramentas estatísticas em Python *statsmodels* (SEABOLD; PERKTOLD, 2010).

### 3.3 CONSIDERAÇÕES

Neste capítulo foram desenvolvidos métodos para avaliar a diretividade em transdutores do tipo PA e a rugosidade em superfícies. Para estimar a diretividade, foi idealizado um ensaio que utiliza um refletor pontual alinhado com o primeiro elemento do transdutor. Dessa forma, ao realizar uma varredura eletrônica, é possível determinar a intensidade de pressão acústica nas direções formadas entre cada elemento e o refletor. Para obter os valores de diretividade

a partir dos sinais oriundos de ensaios e simulações, foi elaborado um modelo de medição simplificado. E, para se mitigar os erros na estimação de diretividade devidos às imprecisões no posicionamento do refletor, foi apresentada uma abordagem estatística para estimar a posição correta do refletor a partir dos dados dos ensaios.

Com o objetivo de estimar a rugosidade, foi elaborado um modelo de regressão não-linear conjunta considerando duas condições: o eco de reflexão na superfície externa que possibilita estimar conjuntamente a atenuação na água e a rugosidade na face externa da peça, e o eco transmitido para o segundo meio e refletido na superfície interna, que além dos parâmetros anteriores, permite estimar a atenuação no material e a rugosidade na face interna da peça. O problema de otimização proposto pode ser solucionado utilizando o método de Newton.

Adicionalmente, é apresentado um modelo de regressão linear para estimar o valor de rugosidade eficaz em conjunto com um ganho constante. Esse modelo pode ser solucionado por mínimos quadrados.

## 4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo, são apresentados os resultados simulados e experimentais do método para estimação de diretividade desenvolvido na Seção 3.1 e dos métodos para estimação de rugosidade apresentado na Seção 3.2. O simulador, o sistema de aquisição de sinais por ultrassom e o transdutor PA são comuns nas duas abordagens.

O *software* CIVA<sup>®</sup> foi utilizado para realizar as simulações. Para estimar diretividade foi usado o módulo ATHENA2D, que trata as interações entre ondas acústicas e descontinuidades com um algoritmo baseado em elementos finitos (CIVA, 2017). As simulações para estimar rugosidade foram realizadas no módulo de teste para ultrassom, nesse caso não foi possível utilizar o módulo ATHENA2D.

Nos experimentos foram utilizados o sistema de ultrassom *Eddyfi Panther*<sup>™</sup>, o *software* *ACQUIRE*. A aquisição dos sinais foi realizada no modo FMC, com uma taxa de amostragem de 125 MHz. Os valores de tensão do pulso de excitação e ganho foram ajustados de modo a obter a melhor resolução, todavia foram compensados durante o processamento dos sinais.

O transdutor do tipo PA utilizado foi o *Modelo 5L64-A32* fabricado pela *Olympus*<sup>®</sup>, cujos parâmetros são apresentados na Tab. 2. Para a estimação de rugosidade também foram

**Tabela 2 – Parâmetros do transdutor PA utilizados nas simulações e ensaios.**

Parâmetros	Valores
Números de elementos	64
Frequência central	5 MHz
Largura de banda fracionária	50%
Largura do elemento	0,42 mm *
Largura entre os centros dos elementos	0,5 mm
Comprimento do elemento	10 mm
Abertura ativa	32 mm

\* Informações obtidas no catálogo de transdutores CIVA.

**Fonte: Adaptado pela autora com base em Prado *et al.* (2021).**

utilizados alguns transdutores monoelemento, que são descritos na Seção 4.2.2. Os parâmetros dos transdutores utilizados nos ensaios também foram aplicados às simulações.

Na Seção 4.1 é determinada a função diretividade dos elementos com formato retangulares que compõem um transdutor PA e avaliado o impacto da utilização dessa informação na reconstrução de imagens TFM. Na Seção 4.2, o modelo de regressão não-linear conjunta para estimação de rugosidade é analisado apenas com sinais simulados e o modelo de regressão linear analisado com sinais simulados e experimentais utilizando transdutores monoelemento e o



transdutor PA.

#### 4.1 ESTIMAÇÃO DE DIRETIVIDADE

Para estimar a diretividade, foi utilizado um fio de aço inoxidável polido AISI 302 com 0,12 mm de diâmetro para emular um refletor pontual, considerando imagens bidimensionais. Aplicações similares são apresentadas em Lingvall *et al.* (2003), Stepinski (2007), Zhang *et al.* (2016). As aquisições foram realizadas com o transdutor e o fio em imersão. Foram adotados os seguintes valores para velocidade de propagação do som:  $c = 1483$  m/s na água, 5900 m/s para ondas longitudinais e 3230 m/s para ondas transversais no aço. O coeficiente de atenuação na água utilizado foi  $\alpha(\omega) = 2.5 \times 10^{-14}(\omega/2\pi)^2$  Np/m (SCHMERR, 2016). Esses dados aplicam-se às simulações e aos experimentos.

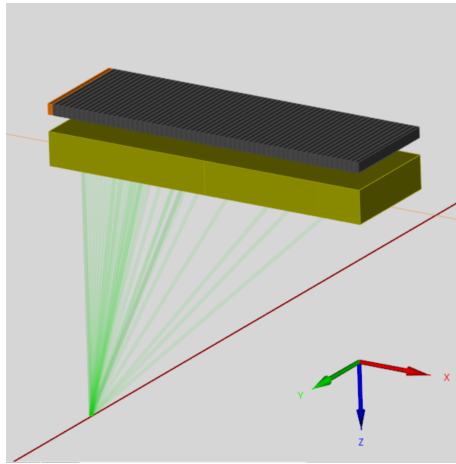
Para se obter um resultado com maior número de amostras, foram realizadas aquisições com o refletor em três posições diferentes, mantendo o refletor posicionado sob o centro do primeiro elemento mas em profundidades diferentes:  $z = 10$  mm,  $z = 25$  mm e  $z = 50$  mm. Para cada profundidade, foi realizada uma aquisição FMC, porém, apenas os *A-scans* de pulso-eco foram utilizados para se obter a função diretividade, conforme processo ilustrado na Fig. 11. Os resultados obtidos foram comparados com os modelos teóricos apresentados na Seção 2.1. Também são apresentados dois experimentos que verificam a influência da diretividade na reconstrução de imagens.

Na Seção 4.1.1, são apresentados os resultados obtidos com os dados simulados, comparando-os aos modelos teóricos. Na Seção 4.1.2, são apresentadas a configuração experimental e uma breve análise da estimativa da posição do refletor, e por fim é reportado o resultado obtido com os dados experimentais. Em seguida, na Seção 4.1.3, são analisadas imagens reconstruídas com o método CTFM, apresentado na Seção 2.1.1, utilizando as funções diretividade teórica e experimental. Os resultados são avaliados em termos de SNR, *Contrast-to-Noise Ratio* (CNR) e *Contrast Ratio* (CR).

##### 4.1.1 Estimação de diretividade a partir de simulações

O módulo ATHENA2D do *software* CIVA<sup>®</sup> 2017 foi utilizado para realizar as simulações. Os detalhes da configuração são mostrados na Fig. 18. A função diretividade resultante foi comparada com os modelos teóricos definidos nas Eqs. (14), (15) e (16), que para o transdutor em

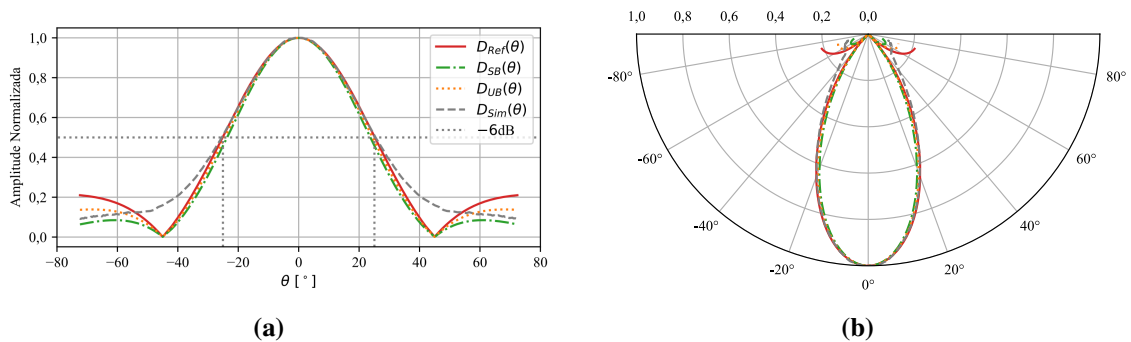
**Figura 18** – Detalhes da configuração para aquisição dos dados simulados utilizando o CIVA®. A linha vermelha representa o refletor posicionado sob o primeiro elemento do transdutor PA. Esse elemento está ativo (em destaque) e as ondas refletidas são representadas pelas linhas verdes.



Fonte: Adaptado pela autora com base em Prado *et al.* (2021).

teste, com a razão  $a/\lambda = 1,42$ , não apresenta diferenças significativas. As funções diretividade para os três modelos teóricos são apresentadas juntamente com a função diretividade estimada a partir de sinais simulados na Fig. 19.

**Figura 19** – Comparação entre as funções diretividade teóricas RB ( $D_{Re}(\theta)$ ), SB, UB e a função diretividade resultante de dados simulados; (b) Representação em coordenada cartesiana. A função diretividade simulada decai suavemente, enquanto as funções teóricas têm lóbulos laterais bem definidos e com amplitudes diferentes; (a) Representação em coordenada polar. O lóbulo principal das funções diretividade teóricas e da simulada são semelhantes.



Fonte: Adaptado pela autora com base em Prado *et al.* (2021).

As curvas teóricas e a curva simulada não variam significativamente dentro do lóbulo principal, especialmente dentro da faixa de -6dB. Porém, nos modelos teóricos monocromáticos, a curva passa por zero em  $\pm 46^\circ$ , produzindo uma separação nítida entre o lóbulo principal e os lóbulos laterais. A amplitude desses lóbulos decresce nos modelos RB, UB e SB, respectivamente.

Na curva simulada, ao contrário da curva teórica, a amplitude decai suavemente sem atingir amplitude zero, e a separação entre os lóbulos principal e lateral é indefinida. Este aspecto é observado pois o modelo teórico é monocromático, considerando apenas para a frequência

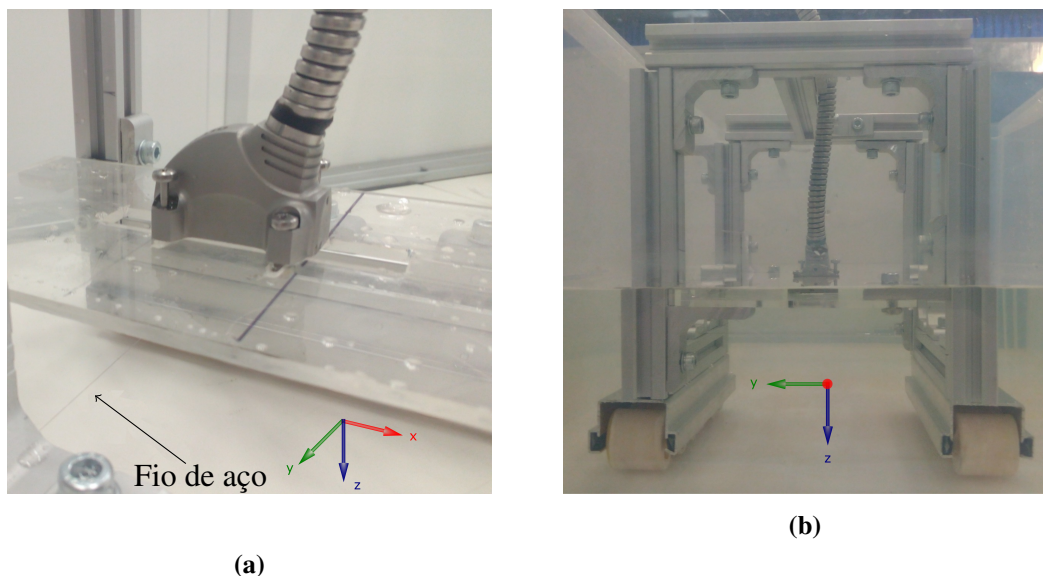
central do transdutor. Enquanto os sinais simulados contemplam todas as frequências dentro da banda passante do transdutor,

A largura do lóbulo principal, medida em  $-6$  dB, é limitada em  $\pm 24,70^\circ$  na curva simulada e no modelo RB,  $\pm 23,74^\circ$  no modelo UB, e  $\pm 22,78^\circ$  no modelo SB. Como a largura do lóbulo principal da curva simulada e do modelo RB são semelhantes, esse modelo é adotado como referencial teórico nos próximos experimentos.

#### 4.1.2 Estimação de diretividade a partir de experimentos

Para a realização do experimento, foi montada uma estrutura cúbica com perfis de alumínio e cantoneiras. O transdutor foi fixado em uma placa de acrílico com uma abertura retangular que assegura a propagação das ondas sonoras. Essa placa foi fixada na estrutura de alumínio, permitindo o ajuste de altura. O fio de aço inoxidável (atuando como refletor) foi fixado aos perfis de alumínio na base da estrutura, conforme mostrado na Fig. 20(a). A cada mudança na altura da placa, o nivelamento foi verificado com um nível de bolha, sem desvio observável, assegurando que o fio de aço estava paralelo à superfície do transdutor.

**Figura 20 – Aparato experimental. (a) Fixação do transdutor PA e do fio de aço inoxidável (observar indicação na figura) à estrutura de alumínio. (b) O aparato imerso para aquisição de dados.**

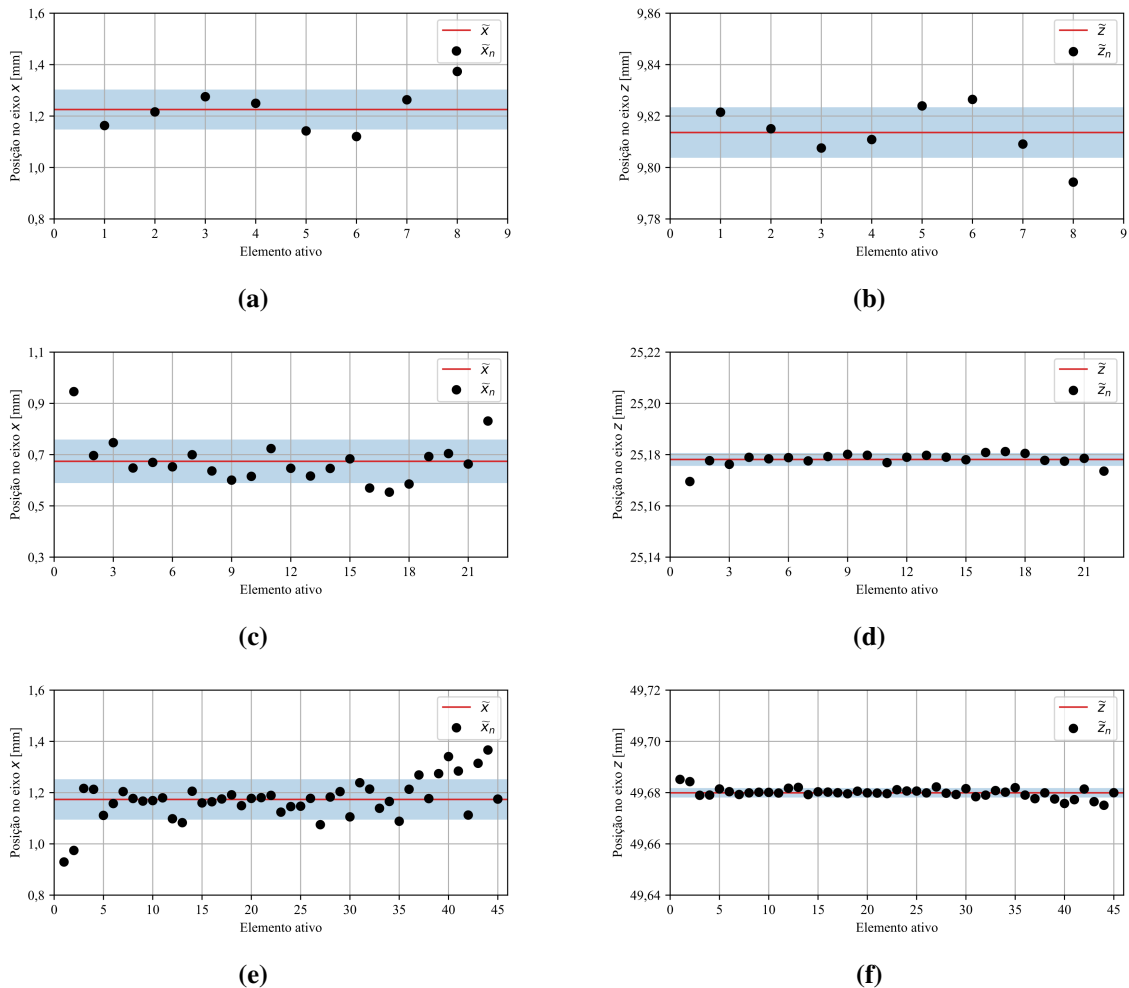


**Fonte: Adaptado pela autora com base em Prado *et al.* (2021).**

Para a aquisição dos dados, a estrutura foi submersa de forma que o nível da água estivesse acima da superfície do transdutor, como mostrado na Fig. 20(b). As aquisições foram realizadas usando o sistema de ultrassom *Eddyfi Panther™* e o *software ACQUIRE*.

Nesse caso, as posições reais do refletor foram estimadas a partir dos dados. Os valores individuais de  $\tilde{x}_n$  e  $\tilde{z}_n$ , juntamente com as respectivas médias e desvios-padrão, são plotados na Fig. 21. Os pontos pretos representam os valores de coordenadas individuais calculados a partir dos tempos de voo de elementos válidos, ou seja, de elementos cujas posições em relação ao refletor satisfazem  $\theta \leq \theta_{\max}$ . As linhas vermelhas mostram as coordenadas estimadas, obtidas pela média dos valores individuais. As faixas azuis indicam o desvio padrão para cada conjunto de valores.

**Figura 21 – Posição estimada do refletor para as coordenadas (x,y) esperadas: (a)  $\tilde{x}_n$  para (0,10) mm; (b)  $\tilde{z}_n$  para (0,10) mm; (c)  $\tilde{x}_n$  para (0,25) mm; (d)  $\tilde{z}_n$  para (0,25) mm; (e)  $\tilde{x}_n$  para (0,50) mm; e (f)  $\tilde{z}_n$  para (0,50) mm. Os pontos pretos são as coordenadas estimadas ( $\tilde{x}_n, \tilde{z}_n$ ) do refletor, a linha vermelha indica a média desses pontos e a área azul é a faixa delimitada pelo desvio padrão. Em todos os casos, existem diferenças entre os valores observados e esperados.**



Fonte: Adaptado pela autora com base em Prado *et al.* (2021).

As posições estimadas do refletor,  $\tilde{x}$  e  $\tilde{z}$ , estão resumidas na Tabela 3, na qual o “Nº. de pontos” representa a quantidade de estimativas válidas utilizadas no cálculo final de posição do refletor.

**Tabela 3 – Posição esperada e posição estimada dos refletores estimada a partir de N amostras. A posição esperada foi obtida a partir de medições no aparato experimental, enquanto que a posição estimada foi calculada a partir dos dados de ultrassom.**

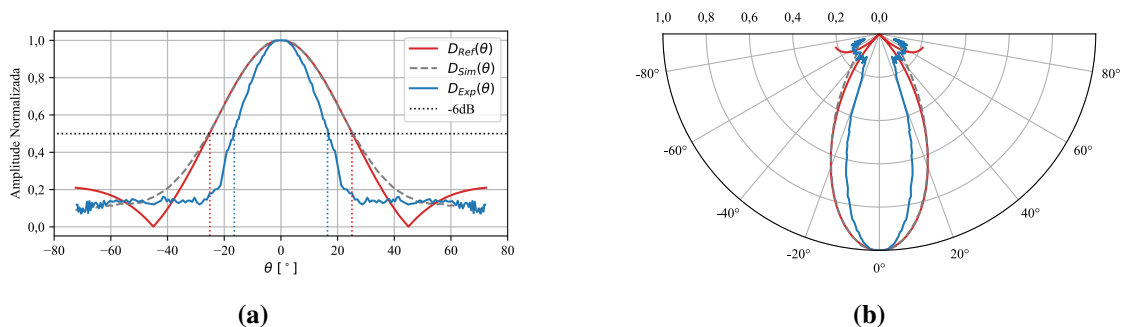
Posição esperada		Posição real		N°. de pontos
$x_0$ [mm]	$z$ [mm]	$\tilde{x}$ [mm]	$\tilde{z}$ [mm]	
0	10	1,20	9,82	5
0	25	0,66	25,18	17
0	50	1,15	49,68	36

Fonte: Adaptado pela autora com base em Prado *et al.* (2021).

A função diretividade resultante é mostrada na Fig. 22(a), juntamente com as funções teórica e simulada. Observa-se que o lóbulo principal da função diretividade experimental é mais estreito do que os lóbulos principais teóricos e simulados. Como referência, foi utilizada a largura dos lóbulos central em  $-6$  dB. A largura do lóbulo principal é de aproximadamente  $16,78^\circ$ , cerca de 32% menor do que o valor resultante dos sinais simulados.

Como nos resultados simulados, os lóbulos laterais da função experimental são indefinidos. Pode-se observar que tanto a função simulada quanto a experimental diminuem à medida que o ângulo aumenta, mas mantêm uma amplitude aproximadamente constante para ângulos maiores. No entanto, a função teórica cai para zero e aumenta, formando um lóbulo lateral bem definido. Esses detalhes podem ser visualizados também na Fig. 22(b), que mostra as funções de diretividade na forma polar.

**Figura 22 – Comparação entre as funções diretividade teórica, simulada e experimental. (b) Representação em coordenada cartesiana. Os lóbulos laterais gerados pela função teórica são bem definidos, ao contrário do resultado obtido das simulações e experimentos; (a) Representação em coordenada polar. O lóbulo principal obtido experimentalmente é mais estreito que os demais (teórico e simulado);**



Fonte: Adaptado pela autora com base em Prado *et al.* (2021).

O lóbulo principal estreito resultante da função diretividade experimental indica que cada elemento gera um feixe colimado, ou seja, a energia sonora é altamente concentrada abaixo do elemento. Podemos observar também que a amplitude não cai para zero, o que significa que o elemento não possui o *ponto cego* existente na curva teórica.

O efeito da largura do elemento transdutor na diretividade de transdutores PAs apresentada por Duxbury *et al.* (2013) ratifica os resultados expostos. Esse estudo apresenta estimativas da função diretividade para quatro transdutores com valores de  $a$  variando entre 0,53 a 1,35 e frequência central de 2 MHz. Nesses testes, quanto mais estreito o elemento transdutor, maior é a diferença entre a diretividade experimental e a diretividade teórica, sendo as medidas experimentais mais colimadas. Posto isto, considerando a diferença resultante entre as funções diretividade experimental e teórica é esperada, pois o modelo teórico não é adequado para pequenos elementos.

Esse processo foi reproduzido utilizando outros dois transdutores lineares, com características similares entre si, para verificar a aplicabilidade do método proposto. Os resultados obtidos estão em conformidade com os observados nesta Seção e são apresentados no Apêndice C.

#### 4.1.3 Compensação dos efeitos da diretividade

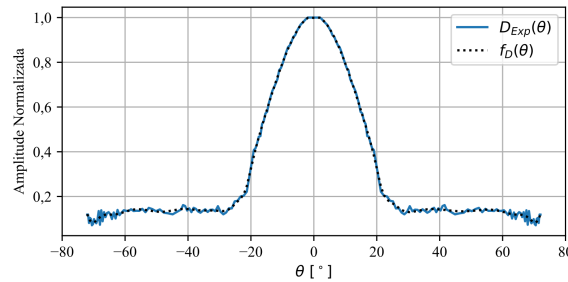
Para analisar o efeito da diretividade em imagens reconstruídas, foram implementados dois ensaios por imersão. Para cada ensaio, foi realizada uma aquisição FMC, a partir da qual foram construídas três imagens:

- imagem TFM regular, denominada simplesmente como TFM;
- imagem TFM corrigida pela função diretividade teórica da Eq. (14), nomeada CTFM- $t$ ; e,
- imagem TFM corrigida pela função contínua  $f_D(\theta)$  para a diretividade experimental, denominada CTFM- $e$ .

As imagens foram reconstruídas para uma ROI com 80 mm no eixo  $x$  e 40 mm no eixo  $z$ . O centro da ROI está alinhado com o centro do transdutor a uma profundidade de 15 mm. A resolução nas direções horizontal e vertical é de dez pixels por milímetro, resultando em uma imagem com  $400 \times 800$  pixels.

Para reproduzir a função diretividade experimental, foi gerada uma função contínua  $f_D(\theta)$  usando *spline* de aproximação de 5ª ordem e fator de suavização  $\alpha = 0,025$ . A função experimental e a sua representação utilizando  $f_D(\theta)$  são mostradas na Fig. 23. Esta aproximação é necessária para se obter a diretividade experimental para qualquer ângulo, e é utilizada para calcular o fator de correção.

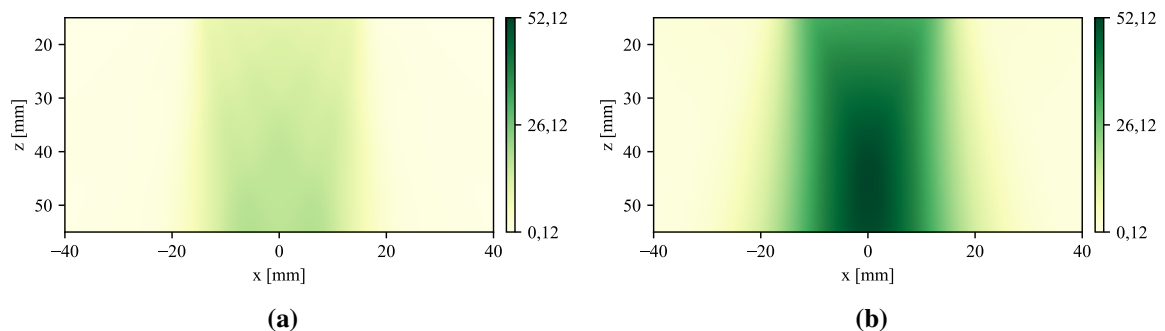
**Figura 23 – Função diretividade experimental e a sua representação por  $f_D(\theta)$  usando *spline* de aproximação de 5ª ordem.**



**Fonte: Adaptado pela autora com base em Prado *et al.* (2021).**

O fator de correção  $C$  foi calculado para cada ponto  $(x, z)$  da ROI pela Eq. (20), para as funções diretividade teórica e experimental. As Figs. 24(a) e (b) representam esses fatores, normalizados pelo máximo global.

**Figura 24 – Mapas dos fatores de correção  $C$  calculado pela Eq. (20). (a) Mapa de correção calculado usando a função diretividade teórica (Eq. (14)); (b) Mapa de correção calculado usando a função diretividade experimental (função contínua  $f_D(\theta)$ ).**

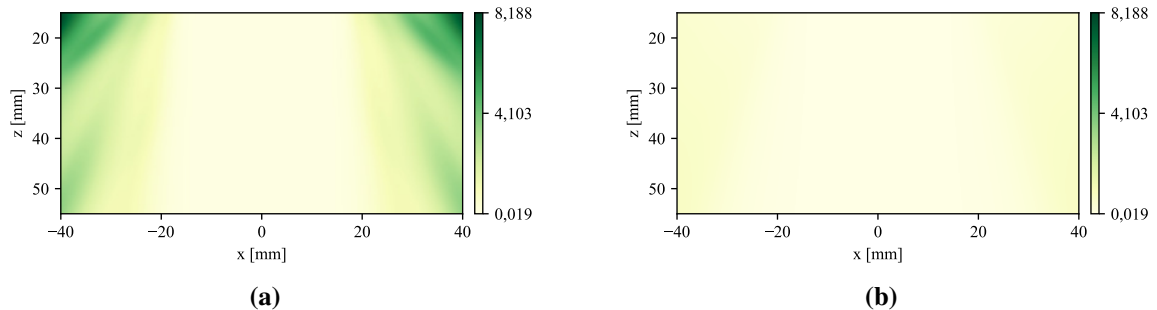


**Fonte: Adaptado pela autora com base em Prado *et al.* (2021).**

Nas regiões mais escuras, o fator de correção tem valores elevados, reduzindo consideravelmente a intensidade dos pixels correspondentes na imagem TFM. Nas regiões mais claras, os valores do fator de correção são pequenos, causando uma pequena redução na intensidade do pixel ou até uma amplificação. Esse processo gera uma uniformização na amplitude dos pixels na imagem corrigida.

O efeito da correção na imagem pode ser observado pela inversão do fator de correção, como mostram as Figs. 25(a) e 25(b). Nos cantos superiores da imagem com a correção com base teórica, ocorre uma amplificação acentuada, enquanto na correção com base experimental a amplificação é mais homogênea.

**Figura 25 – Efeito dos fatores de correção  $C$  em uma imagem uniforme. (a) Imagem resultante da compensação de diretividade teórica; (b) Imagem resultante da compensação de diretividade experimental; As imagens foram realizadas por inversões ponto-a-ponto dos mapas de correção mostrados na Fig. 24.**

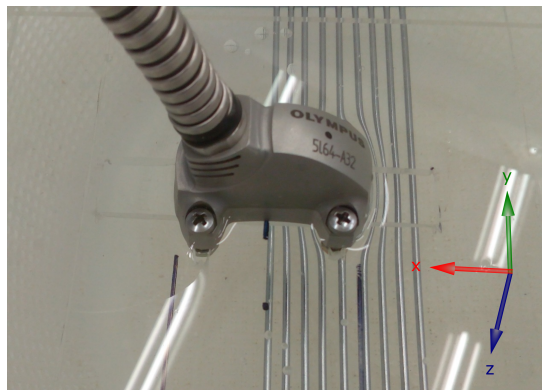


**Fonte: Adaptado pela autora com base em Prado *et al.* (2021).**

#### 4.1.3.1 Ensaio 1: Refletores cilíndricos pequenos

No primeiro ensaio, foram utilizados nove raios de roda de bicicleta espaçados regularmente abaixo do transdutor. Os raios, de aço inoxidável e com 2 mm de diâmetro, foram posicionados do lado esquerdo ao centro do transdutor com 4,5 mm um do outro e 45 mm de profundidade. A distância no eixo  $z$  é da face do transdutor ao centro do refletor. A configuração desse ensaio é mostrada na Fig. 26.

**Figura 26 – Ensaio com refletores pequenos, montado com nove refletores de 2 mm de diâmetro.**

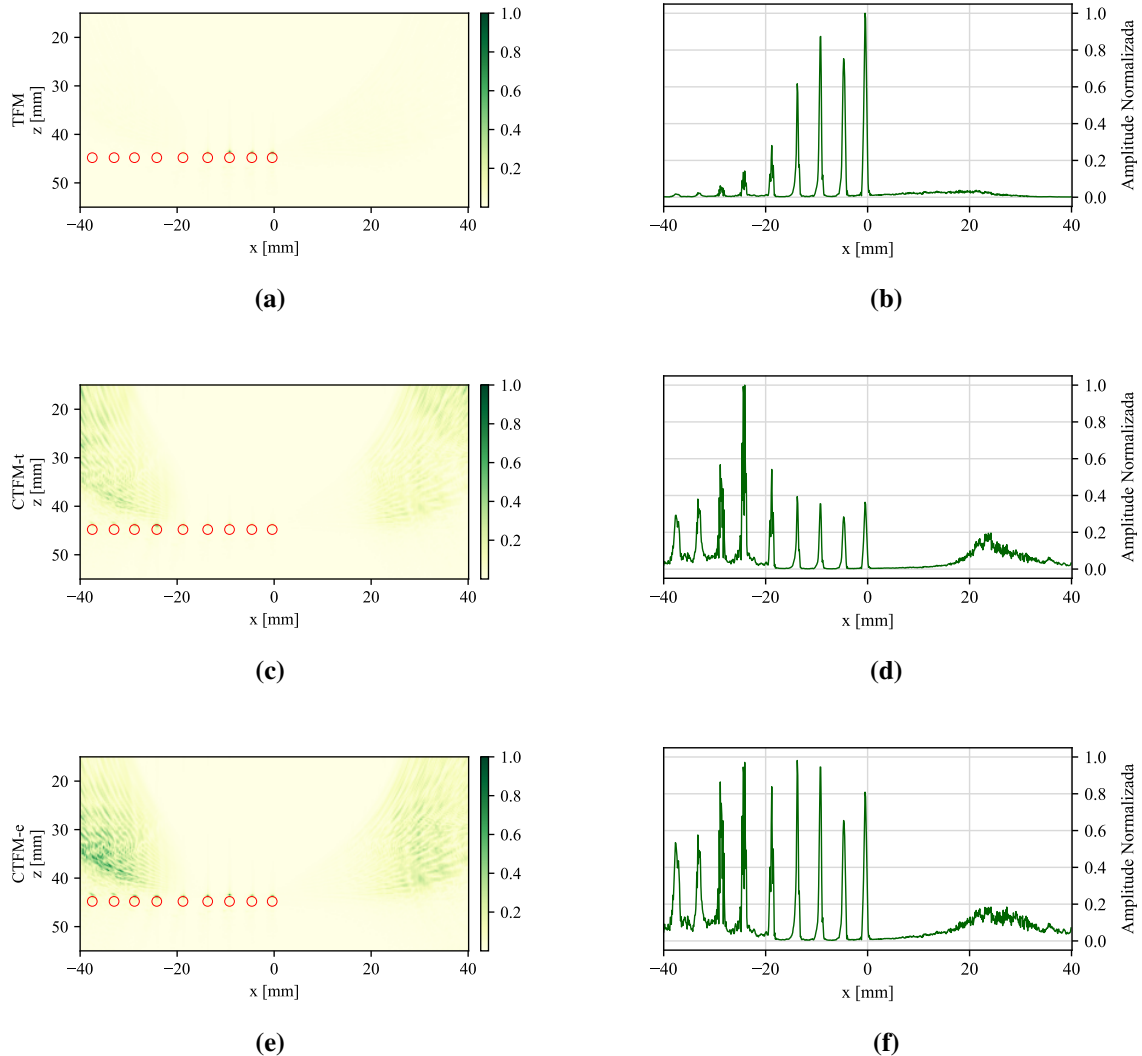


**Fonte: Adaptado pela autora com base em Prado *et al.* (2021).**

As imagens TFM, CTFM- $t$  e CTFM- $e$  e seus respectivos perfis laterais são mostrados na Fig. 27. Cada imagem foi normalizada por seu valor máximo de pixel e as amplitudes foram renderizadas em valores absolutos e escala linear. Por causa das pequenas variações na profundidade dos refletores, os perfis laterais foram construídos considerando a amplitude máxima em uma faixa de valores próxima à superfície dos refletores, entre  $z = 43$  mm e  $z = 44,5$  mm em todas as colunas.



**Figura 27** – Imagens reconstruídas a partir de dados experimentais usando nove refletores de 2 mm de diâmetro, posicionados 45 mm abaixo do transdutor. (a) Imagem TFM; (b) Perfil lateral da imagem TFM; (c) Imagem CTFM-*t* construída com Eq. (20), usando a função diretividade teórica no fator de correção; (d) Perfil lateral da imagem CTFM-*t*; (e) Imagem CTFM-*e* construída com Eq. (20), usando a função diretividade experimental no fator de correção; (f) Perfil lateral da imagem CTFM-*e*; Os círculos vermelhos indicam os refletores. Todas as imagens foram normalizadas por sua amplitude máxima absoluta.



Fonte: Adaptado pela autora com base em Prado *et al.* (2021).

Na imagem TFM, a intensidade dos refletores reduz à medida em que estes se afastam do centro do transdutor. O refletor mais à direita, sob o centro do transdutor, apresenta a maior intensidade, enquanto a intensidade dos refletores mais a esquerda é pequena, tornando-os quase imperceptíveis. Essa variação de amplitude pode ser claramente visualizada no perfil lateral.

Após aplicar o fator de correção, ocorre um aumento na intensidade dos pixels que não estão abaixo do transdutor. Isso pode ser observado em ambas imagens, CTFM-*t* e CTFM-*e*. Porém, a amplitude dos artefatos também é aumentada. E, em algumas regiões dessas imagens, a

amplitude dos artefatos é maior do que a dos refletores, o que é indesejável. Na imagem CTFM-*t*, houve uma amplificação acentuada do quarto refletor (da esquerda para a direita), reduzindo significativamente a amplitude dos refletores no centro da imagem. Na imagem CTFM-*e*, essa amplificação ocorreu de maneira mais adequada, sem reduzir a amplitude dos refletores na parte central da imagem e com ganhos maiores para refletores mais distantes.

Para comparar as imagens CTFM-*t* e CTFM-*e* foram utilizadas três métricas de qualidade de imagem: CR, CNR (RINDAL *et al.*, 2019) e SNR. Os valores de CR e CNR estão relacionados à medidas de contraste que promovem a percepção visual das discontinuidades, enquanto a SNR compara os níveis de sinal e ruído. Essas métricas foram avaliadas nas imagens CTFM-*t* e CTFM-*e* após normalização e extração do envelope de amplitude. Esses parâmetros foram calculados para cada um dos refletores, considerando uma região quadrada de pixels, centrada no pixel de maior amplitude  $(x_0, z_0)$ , dada por

$$I(\gamma) := \{I(x, z) : x_0 - \gamma \leq x \leq x_0 + \gamma; z_0 - \gamma \leq z \leq z_0 + \gamma\}, \quad (67)$$

em que  $I(x, z)$  indica a amplitude do pixel localizado em  $(x, z)$  na imagem CTFM e  $\gamma$  é o valor da metade de um lado do quadrado.

Para definir a região do sinal  $I_s$ , o valor de  $\gamma$  é ajustado para englobar apenas a região de maior intensidade. Nesse caso, foi adotado  $\gamma = 0,25$  mm, compondo a região de  $0,5$  mm  $\times$   $0,5$  mm, delimitada pela linha vermelha na Fig. 28.

Para calcular o ruído de fundo, foram utilizadas regiões no entorno de  $I_s$ . A região  $I_w$ , contendo apenas ruído de fundo, foi definida como

$$I_w := I(\gamma_{ext}) - I(\gamma_{int}) \quad (68)$$

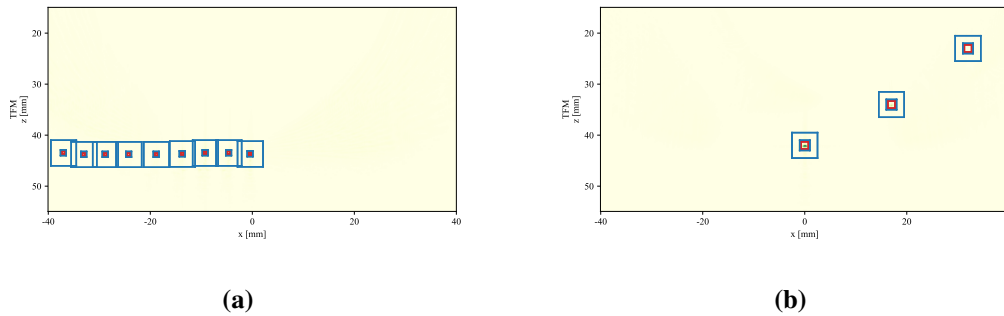
em que  $\gamma_{ext} = 2,5$  mm forma uma região de  $5$  mm  $\times$   $5$  mm, excluindo uma região levemente maior que  $I_s$  fazendo  $\gamma_{int} = 0,55$  mm. A região referente a  $I_w$  está contida entre os quadros em azul da Fig. 28.

A CR é definida como a razão entre valor da potência do sinal dentro e fora da região de interesse. Geralmente é expresso em escala logarítmica como

$$\text{CR} = 10 \log_{10} \frac{\mu_s}{\mu_w}, \quad (69)$$

em que  $\mu = E\{|f(x, z)|^2\}$  é o valor da potência do sinal, na escala linear, sendo  $\mu_s$  e  $\mu_w$  calculado para as regiões  $I_s$  e  $I_w$ , respectivamente.

**Figura 28 – Regiões  $I_s$  e  $I_w$  para cálculo das métricas de qualidade de imagem. As áreas delimitadas em vermelho referem-se a  $I_s$ , e as áreas entre os dois quadros azuis referem-se a  $I_w$ . (a) Ensaio 1; (b) Ensaio 2.**



Fonte: a autora (2023).

A CNR depende do contraste local, à medida que aumenta, os objetos são mais facilmente visualizados em relação ao fundo. A definição da CNR considera o valor médio da potência do sinal e a sua variação. É calculada como

$$\text{CNR} = \frac{|\mu_s - \mu_w|}{\sqrt{\sigma_s^2 + \sigma_w^2}}, \quad (70)$$

em que  $\sigma^2 = E\{|f(x,z)|^2 - \mu\}^2$  é a variância da potência do sinal. Os valores de  $\sigma_s^2$  e  $\sigma_w^2$  são calculados para as regiões  $I_s$  e  $I_w$  respectivamente.

Os valores de SNR para cada refletor foi calculada como

$$\text{SNR} = 10 \log_{10} \frac{\mu_s}{\sigma_w}, \quad (71)$$

que é a razão entre a média dos valores da potência do sinal nos pixels da região de interesse ( $\mu_s$ ) e o desvio padrão dos valores de potência do sinal nos pixels na região do entorno ( $\sigma_w$ ).

A Tabela 4 apresenta os valores de CRs, CNRs e SNRs resultantes. As três métricas

**Tabela 4 – Valores de CR, CNR e SNR calculado em uma região de 5 mm × 5 mm centrada no pixel de maior intensidade para cada refletor. Os refletores estão numerados da direita para a esquerda. R1 é o refletor em  $x = 0$  mm, enquanto R9 é o refletor próximo à margem esquerda.**

	R1	R2	R3	R4	R5	R6	R7	R8	R9	
CTFM- <i>t</i>	CR	9,92	7,34	9,72	9,89	12,33	<b>19,21</b>	13,93	6,18	6,75
	CNR	1,00	0,66	0,96	0,88	0,94	<b>1,08</b>	1,25	0,57	0,64
	SNR	4,81	2,24	4,61	4,78	7,22	<b>14,31</b>	8,83	1,07	1,64
CTFM- <i>e</i>	CR	<b>14,09</b>	<b>11,87</b>	<b>15,52</b>	<b>15,12</b>	<b>13,33</b>	16,07	<b>14,85</b>	<b>7,00</b>	<b>8,64</b>
	CNR	<b>1,14</b>	<b>0,85</b>	<b>1,13</b>	<b>1,01</b>	<b>0,95</b>	1,07	<b>1,27</b>	<b>0,61</b>	<b>0,77</b>
	SNR	<b>8,47</b>	<b>6,25</b>	<b>9,91</b>	<b>9,51</b>	<b>7,71</b>	10,46	<b>9,23</b>	<b>1,37</b>	<b>3,01</b>

Fonte: a autora (2023).

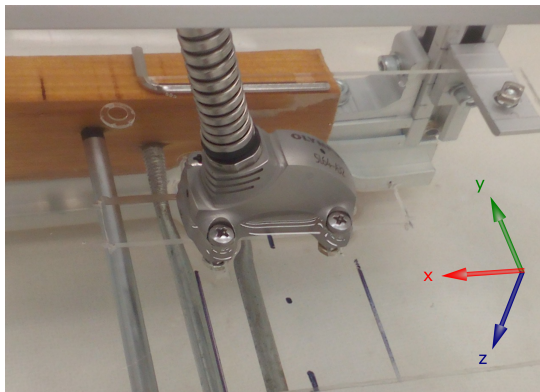
resultam em valores maiores para a imagem CTFM-*e* se comparado a imagem CTFM-*t*, exceto

para o refletor R6. Isto significa que a maioria dos refletores são mais facilmente identificados quando é aplicada a correção da imagem utilizando a função diretividade experimental.

#### 4.1.3.2 Ensaio 2: Refletores cilíndricos médios

No segundo ensaio foram utilizadas três barras de aço cilíndricas com 5 mm de diâmetro, conforme mostrado na Fig. 29. O centro de cada barra foi colocado nas seguintes coordenadas  $(x; z)$  [mm]: (0; 45), (18; 38) e (35; 25), considerando o centro do transdutor em (0; 0).

**Figura 29 – Ensaio com refletores médios, montado com três refletores de 5 mm de diâmetro.**



Fonte: Adaptado pela autora com base em Prado *et al.* (2021).

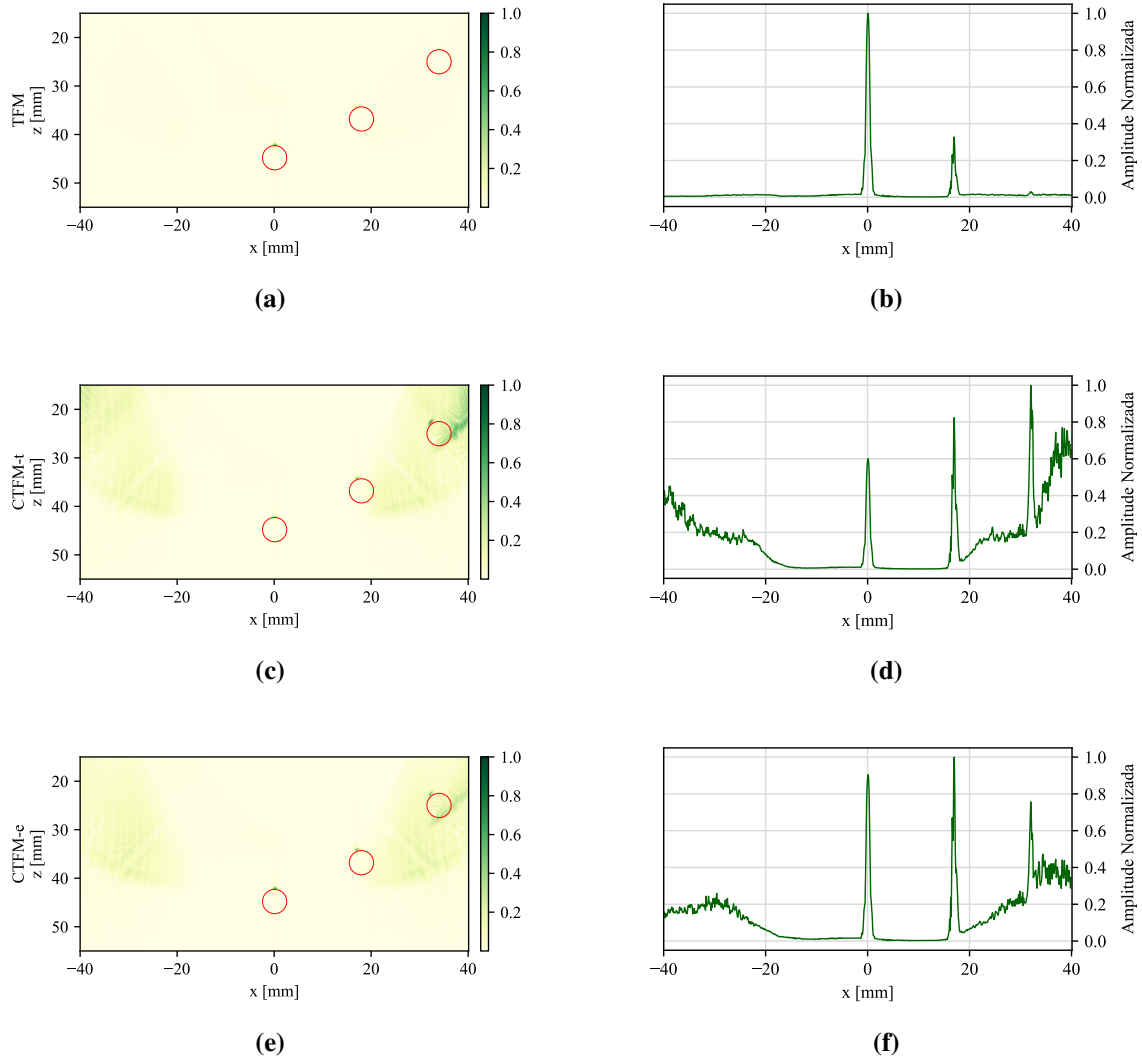
O resultado da reconstrução de imagens é mostrado na Fig. 30. As imagens foram normalizadas por seu valor máximo e suas amplitudes foram renderizadas em valores absolutos e escala linear. Os perfis laterais mostram o valor do pixel de maior amplitude em cada coluna da imagem.

Como no experimento anterior, nas imagens CTFM-*t* e CTFM-*e* ocorre um aumento na intensidade dos pixels que não estão sob o transdutor, resultando em um aumento na amplitude dos refletores e, conseqüentemente, na amplitude dos artefatos. O ganho de amplitude dos refletores é sensivelmente maior que o ganho de amplitude nos artefatos para o CTFM-*e*.

Os valores de CRs, CNRs e SNRs foram calculados conforme definido na Seção 4.1.3.1. Neste caso, devido à dimensão dos refletores, a região do sinal  $I_s$  foi calculada com  $\gamma = 0,5$  mm e a região do ruído definida entre  $\gamma_{int} = 0,8$  mm e  $\gamma_{ext} = 2,5$  mm. Os valores resultantes são apresentados na Tab. 5.

Como no caso anterior, as métricas apresentam valores maiores e mais uniforme para a imagem CTFM-*e*, com exceção ao valor de CR para C3. Como o ruído de fundo é amplificado na região de C3, a razão de contraste ficou melhor na imagem CTFM-*t*, onde a intensidade do

**Figura 30** – Imagens reconstruídas a partir de dados experimentais usando três refletores de 5 mm de diâmetro. (a) Imagem TFM; (b) Perfil lateral da imagem TFM; (c) Imagem CTFM-*t* construída com Eq. (20), usando a função diretividade teórica; (d) Perfil lateral da imagem CTFM-*t*; (e) Imagem CTFM-*e* construída com Eq. (20), usando a função diretividade experimental; (f) Perfil lateral da imagem CTFM-*e*; Os círculos vermelhos indicam os refletores. Todas as imagens foram normalizadas por sua amplitude máxima absoluta.



Fonte: Adaptado pela autora com base em Prado *et al.* (2021).

**Tabela 5** – Valores de CR, CNR e SNR calculado em uma região de 5 mm × 5 mm centrada no pixel de maior intensidade para cada refletor. Os refletores estão numerados do centro para a direita. C1 é o refletor central.

		C1	C2	C3
CTFM- <i>t</i>	CR	10,15	11,63	<b>16,07</b>
	CNR	0,53	0,53	0,92
	SNR	4,17	5,66	10,19
CTFM- <i>e</i>	CR	<b>15,60</b>	<b>15,26</b>	15,58
	CNR	<b>0,59</b>	<b>0,56</b>	<b>0,96</b>
	SNR	<b>10,78</b>	<b>10,42</b>	<b>10,61</b>

Fonte: a autora (2023).

sinal é maior. Mas os valores de CNR e SNR são superiores na imagem CTFM-*e*, indicando uma melhor visualização dos refletores em relação ao ruído de fundo.

## 4.2 ESTIMAÇÃO DE RUGOSIDADE

A estimação de rugosidade é realizada para duas abordagens propostas nesta tese. A primeira é a utilização da regressão não-linear para estimar de forma conjunta todas as atenuações que afetam o sinal sonoro, e a segunda abordagem consiste em uma regressão linear que estima o valor de  $R_q$  e o ganho constante  $G$ .

Na Seção 4.2.1 são testados individualmente os modelos de atenuação com sinais simulados. Na sequência, são apresentados os resultados obtidos pela solução completa com o modelo de filtragem para reflexão. As inconsistências que surgiram inviabilizaram os testes simulados com o modelo de filtragem para transmissão e os testes práticos de ambos os modelos.

Na Seção 4.2.2, são apresentadas as estimativas de rugosidade utilizando a regressão linear. São avaliados sinais simulados e experimentais para quatro transdutores monoelemento e para o transdutor PA. Considerando que o modelo de atenuação induzida pela rugosidade proposto por Nagy e Adler (1987) admite apenas rugosidade do tipo aleatória, foram realizados experimentos utilizando lixas d'água como corpos de prova. Os valores de referência foram obtidos com um medidor de rugosidade superficial. Os resultados são avaliados em termos de erro relativo percentual dos valores estimados por ultrassom e medidos com o rugosímetro.

### 4.2.1 Análise do modelo de regressão não-linear conjunta

Para validar individualmente cada modelo de atenuação foram realizadas simulações no software CIVA<sup>®</sup> 2017, adotando como padrão um bloco retangular metálico imerso em água, como na Fig. 15. Os valores de velocidade de propagação do som adotados foram:  $c_w = 1483$  m/s na água,  $c_{m_l} = 5900$  m/s e  $c_{m_t} = 3230$  m/s no metal. A altura da coluna d'água e a espessura da peça foram alteradas em alguns ensaios com o objetivo de variar a atenuação causada por esses respectivos meios. As configurações utilizadas no simulador buscam obter dados similares aos de uma aquisição real.

Para obter os sinais de referência, foram realizadas simulações com as mesmas configurações das simulações do sinal de teste, porém sem nenhum tipo de atenuação. Em alguns casos, a fim de isolar diferentes atenuações, foram utilizados apenas sinais obtidos no modo pulso-eco,

ou seja, os sinais contidos na diagonal principal dos dados FMC. Os valores da altura da coluna d'água, das distâncias percorrida pela onda sonora ( $d_{w_t}$ ,  $d_{w_b}$  e  $d_m$ ) e os valores dos ângulos ( $\theta_{w_t}$ ,  $\theta_{w_b}$  e  $\theta_m$ ), foram calculados a partir dos dados de ultrassom e dos parâmetros geométricos da simulação ou ensaio.

Na análise dos sinais no domínio da frequência, os ecos referentes às reflexões das interfaces são janelados, adotando como ponto central o instante de maior amplitude. Como o eco proveniente de uma superfície rugosa tende a se alongar no tempo, foi utilizada a janela de Hamming para evitar possíveis distorções no espectro de frequência.

Como referência, é utilizada uma superfície lisa ( $R_q = 0$ ), enquanto a superfície sob teste é rugosa ( $R_q > 0$ ). Para ilustrar a *atenuação observada*, é utilizada a razão entre os espectros dos sinais de referência e de teste. A faixa de frequência dos espectros é limitada na região em que a amplitude do sinal é maior que zero, para não incorrer em erros de divisão. Porém, na prática a faixa de frequência é limitada pela largura de banda do transdutor. A verificação do modelo é realizada comparando a *atenuação observada* com a *atenuação teórica*.

Os parâmetros de atenuação no meio de propagação e de atenuação induzida pela rugosidade são estimados pelo método de Newton, como descrito na Seção 3.2.3. O problema de otimização é solucionado para cada parâmetro individualmente. Então, substituindo o valor do parâmetro estimado no modelo de atenuação, é calculada a *atenuação sintetizada*. O erro absoluto e o resíduo são usados para ilustrar o desempenho do estimador.

Nos casos em que a atenuação é causada pelo efeito divergência geométrica e da diretividade, todos os parâmetros são conhecidos. Portanto, apenas verificamos se o modelo teórico condiz com o que é observado nas simulações. Outros detalhes para a análise dos modelos individuais são descritos nas seções pertinentes.

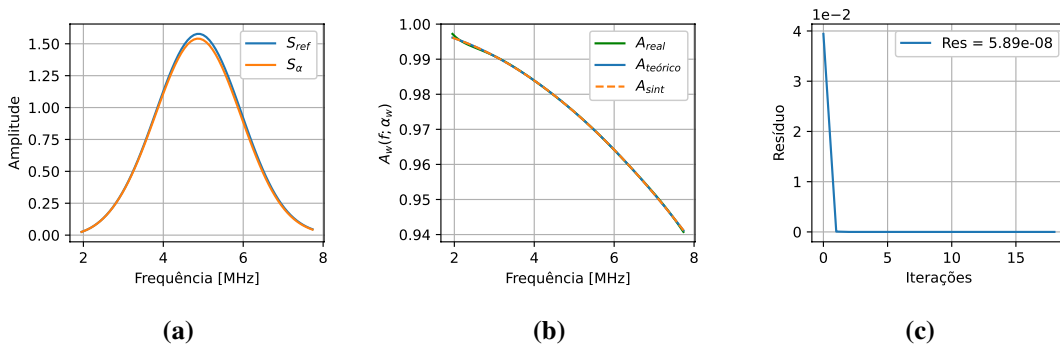
#### 4.2.1.1 Atenuação na água

Para estimar a atenuação na água sem interferência de outras atenuações foi utilizado apenas um sinal de pulso-eco ( $e = r$ ). Para obter  $U_{e,r}^R(f_k)$  foi calculado o espectro de frequência do sinal janelado no tempo. Os valores de  $f_k$  foram limitados pela banda-passante do transdutor, resultando em  $m$  amostras do espectro. O método de Newton foi utilizado para resolver a Eq. (72).

$$\Psi(\alpha_w) = \sum_{k=1}^m \left\{ \left[ U_{e,r}^R(f_k) - \exp(-2d_w \alpha_w f_k^2) \right]^2 \right\}. \quad (72)$$

A Fig. 31 mostra os resultados obtidos da estimação de  $\alpha_w$ . Observa-se os efeitos da atenuação no espectro de frequência, as curvas de ganho e o resíduo da solução a cada iteração. Na estimativa de  $\alpha_w$  o algoritmo mostrou rápida convergência e resíduo pequeno na faixa de

**Figura 31 – Estimativa de  $\alpha_w$  utilizando apenas um sinal pulso-eco. (a) Espectro de frequência do sinal de referência  $S_{ref}$  (sem atenuação) e do sinal de teste  $S_\alpha$  (com atenuação); (b) Ganho resultante da atenuação na água apresentado de três formas:  $A_{real}$  que o ganho observado obtido pela razão dos espectros;  $A_{teórico}$  calculado pela Eq. (51) utilizando o mesmo valor adotado na simulação; e  $A_{sint}$  que é o valor sintetizado a partir da Eq. (51) e  $\hat{\alpha}_w$ ; e (c) Ilustra o resíduo da função custo em cada iteração.**



Fonte: a autora (2023).

valores testados, para  $\alpha_w$  variando entre  $56 \times 10^{-6}$  a  $504 \times 10^{-6}$  dB/cm.

#### 4.2.1.2 Atenuação no corpo de prova

Os parâmetros  $\xi$  e  $\zeta$  do metal foram estimados de forma individual e conjunta. Assim como na estimação de  $\alpha_w$ , foi utilizado apenas espectro de frequência de um sinal pulso-eco para obter  $U_{e,r}^R(f_k)$  e a solução foi calculada utilizando o método de Newton para minimizar a Eq. (73),

$$\Psi(\xi, \zeta) = \sum_{k=1}^m \left\{ \left[ U_{e,r}^R(f_k) - \exp(-2d_m(\xi f_k^{0.5} + \zeta f_k^4)) \right]^2 \right\}. \quad (73)$$

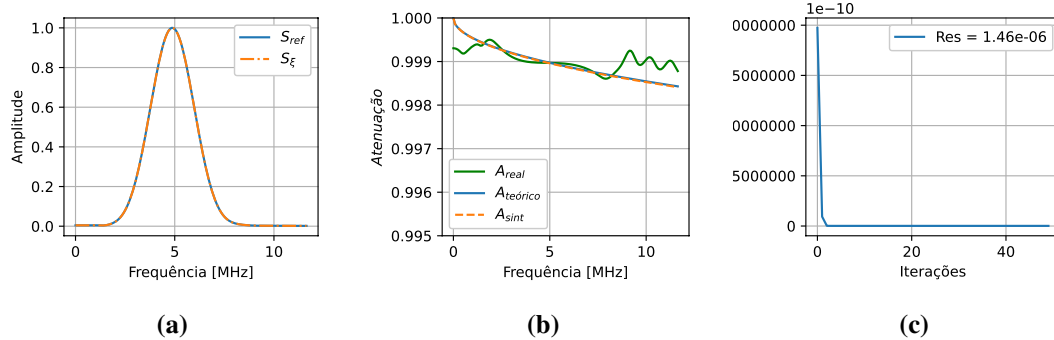
O valor  $\xi = 1,4 \pm 0,2$ , proposto por Bergner e Popp (1990), gera uma atenuação excessiva nos sinais. Portanto, nas simulações foram adotados  $1 \times 10^{-5} < \xi < 1 \times 10^{-2}$  e  $1 \times 10^{-6} < \zeta < 1 \times 10^{-3}$ . Para esses valores a atenuação pôde ser estimada.

Para estimar  $\xi$ , foi adotado o valor de  $\zeta$  configurado no simulador. Os efeitos da atenuação no espectro de frequência, as curvas de ganho e o resíduo da solução a cada iteração para estimação de  $\xi$  são mostrados na Fig. 32. Embora o ganho observado seja uma curva com variações, o algoritmo obteve valores de  $\xi$  corretos.

Para estimar  $\zeta$ , o valor adotado para  $\xi$  foi o valor configurado no simulador. A Fig. 33 ilustra os espectros de frequência, as curvas de ganho e o resíduo a cada iteração resultantes



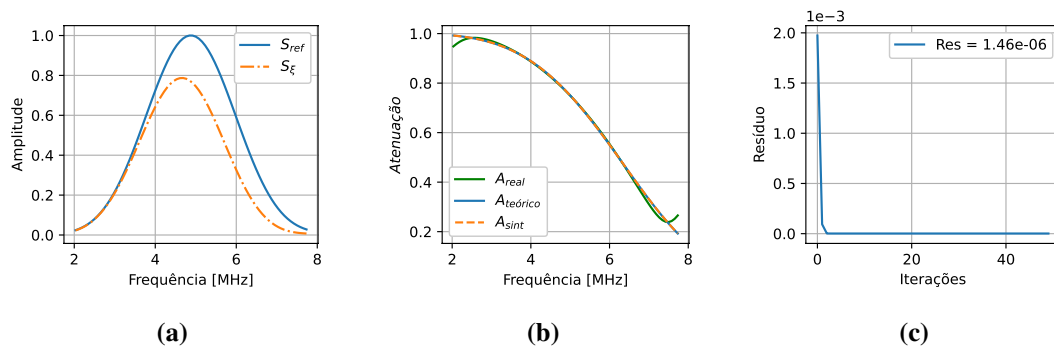
**Figura 32 – Estimativa de  $\xi$  utilizando apenas um sinal pulso-eco. (a) Espectro de frequência do sinal de referência  $S_{ref}$  e do sinal de teste  $S_{\xi}$ ; (b) Atenuação resultante no metal:  $A_{real}$  que o ganho observado, obtido pela razão dos espectros;  $A_{teórico}$  obtido pela Eq. (53) utilizando os valores adotados na simulação; e  $A_{sint}$  é o valor sintetizado com  $\hat{\xi}$ ; e (c) Ilustra o resíduo da função custo em cada iteração.**



Fonte: a autora (2023).

da estimação de  $\zeta$ . Nesse caso, o ganho observado tem comportamento mais suave que na

**Figura 33 – Estimativa de  $\zeta$  utilizando apenas um sinal pulso-eco. (a) Espectro de frequência do sinal de referência  $S_{ref}$  e do sinal de teste  $S_{\zeta}$ ; (b) Atenuação resultante no metal:  $A_{real}$  que o ganho observado, obtido pela razão dos espectros;  $A_{teórico}$  obtido pela Eq. (53) utilizando os valores adotados na simulação; e  $A_{sint}$  é o valor sintetizado com  $\hat{\zeta}$ ; e (c) Ilustra o resíduo da função custo em cada iteração.**



Fonte: a autora (2023).

estimação de  $\xi$ , apresentando variações apenas nas regiões limites da faixa de frequência. Os valores estimados também estão corretos.

Os valores de  $\hat{\xi}$  e  $\hat{\zeta}$  também foram estimados de forma conjunta. O resultado obtido para várias combinações desses dois parâmetros é apresentado na Tab. 6. Além dos valores adotados nas simulações ( $\xi$  e  $\zeta$ ) e dos valores estimados ( $\hat{\xi}$  e  $\hat{\zeta}$ ), a tabela traz o erro relativo de cada estimativa ( $E_r$ ).

Ambos os parâmetros são estimados adequadamente quando estão numa faixa em que a atenuação pode ser observada de forma consistente. No caso de  $\xi$  a atenuação observada é bastante disforme, enquanto para  $\zeta$  essa curva tem comportamento suave. Essas diferenças entre

**Tabela 6 – Valores de  $\xi$  e  $\zeta$  estimados conjuntamente**

$\xi$	$\hat{\xi}$	$\zeta$	$\hat{\zeta}$	$E_{r_\xi}$	$E_{r_\zeta}$
1	$5,27 \cdot 10^{-02}$	$8,00 \cdot 10^{-04}$	$7,84 \cdot 10^{-04}$	5,36	2,02
2	$5,00 \cdot 10^{-02}$	$8,00 \cdot 10^{-05}$	$7,90 \cdot 10^{-05}$	0,54	1,22
3	$5,01 \cdot 10^{-02}$	$8,00 \cdot 10^{-06}$	$7,73 \cdot 10^{-06}$	0,17	3,35
4	$5,72 \cdot 10^{-03}$	$8,00 \cdot 10^{-04}$	$7,96 \cdot 10^{-04}$	14,44	0,45
5	$5,00 \cdot 10^{-03}$	$8,00 \cdot 10^{-05}$	$7,94 \cdot 10^{-05}$	3,09	0,70
6	$5,01 \cdot 10^{-03}$	$8,00 \cdot 10^{-06}$	$7,96 \cdot 10^{-06}$	0,28	0,55
7	$1,24 \cdot 10^{-03}$	$8,00 \cdot 10^{-04}$	$7,96 \cdot 10^{-04}$	147,28	0,46
8	$5,00 \cdot 10^{-04}$	$8,00 \cdot 10^{-05}$	$7,95 \cdot 10^{-05}$	29,99	0,68

Fonte: a autora (2023).

os sinais observados individualmente ocorrem devido às diferentes dependência de frequência e justificam os erros relativos menores nas estimativas de  $\zeta$ .

Utilizando dados com atenuação na água e no metal, a estimação consecutiva  $\alpha_w$ ,  $\xi$  e  $\zeta$  também apresentou resultados adequados. Para isso foi realizada a compensação do efeito da atenuação da água no espectro do sinal referente a reflexão no fundo da peça.

#### 4.2.1.3 Atenuação devida ao espalhamento geométrico

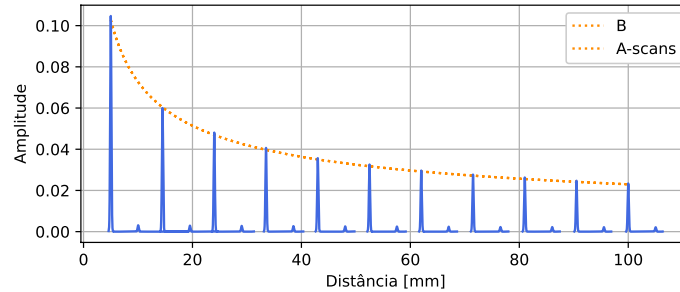
O espalhamento geométrico ocorre em qualquer condição de propagação de onda, desde que haja uma distância de propagação. Nos casos anteriores, o sinal de referência e o sinal de teste foram obtidos para a mesma distância, anulando o efeito desta atenuação.

Como  $B$  depende unicamente da distância percorrida pela onda sonora, que é um parâmetro conhecido, apenas verificou-se que o modelo teórico está coerente com os dados simulados. Para isso, foram realizadas uma série de simulações variando a distância entre o transdutor e a peça. Os valores adotados foram de 5 a 100 mm, com passo de 9,5 mm. A Fig. 34 mostra um *A-scan* de cada aquisição e a curva de atenuação teórica dada pela Eq. (54). Observa-se que a amplitude dos sinais simulados decai em conformidade com o modelo teórico.

#### 4.2.1.4 Atenuação devida à diretividade

Como no caso anterior, todos os parâmetros da função diretividade são conhecidos. Então, para verificar a equivalência entre o modelo teórico e os dados simulados foram utilizados dois sinais: o sinal de referência  $S_{ref}$  com ângulo de emissão e recepção de  $0^\circ$  (pulso-eco) e o

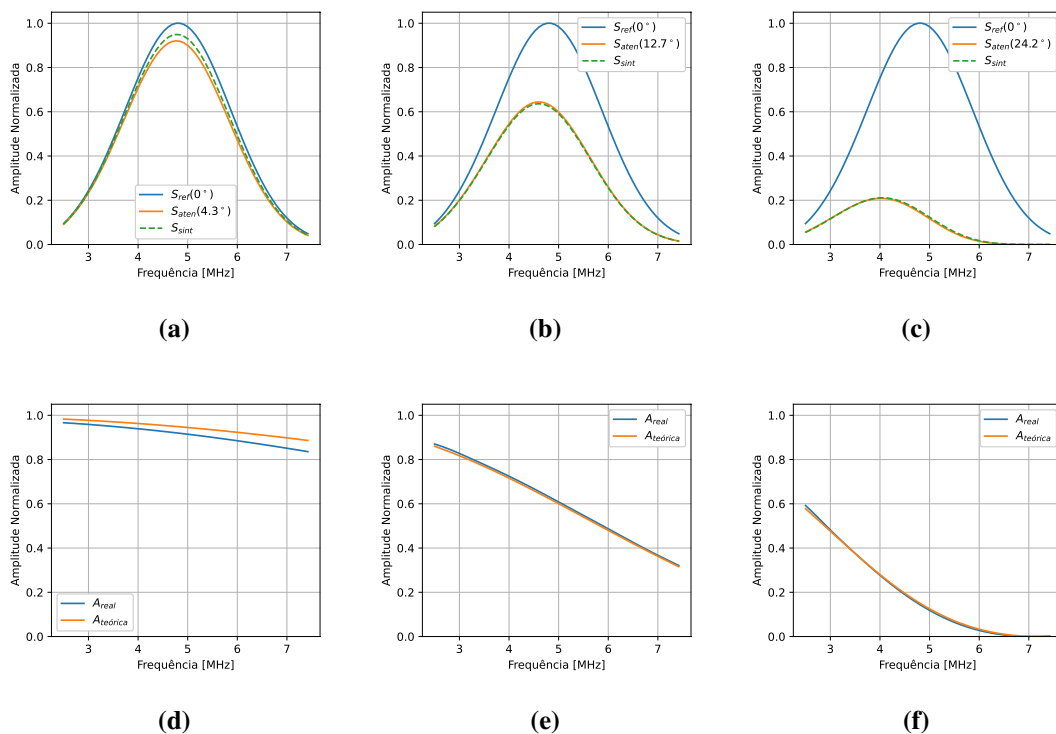
**Figura 34 – Validação do modelo de atenuação causada pelo espalhamento geométrico. A curva pontilhada representa a atenuação teórica. Cada A-scan resulta de uma das 11 simulações realizadas, alterando apenas a distância entre a peça e o transdutor. Observa-se que os dados simulados são aproximados ao do modelo teórico.**



Fonte: a autora (2023).

sinal observado  $S_{aten}$  considerando uma defasagem angular, isto é, elementos diferentes pulsando e recebendo o sinal ultrassônico. O sinal sintetizado  $S_{sint}$  foi obtido aplicando as distorções da função diretividade teórica ao sinal de referência  $S_{ref}$ . A Fig. 35 mostra os espectros e as curvas de atenuação para diferentes pares de elementos ativos.

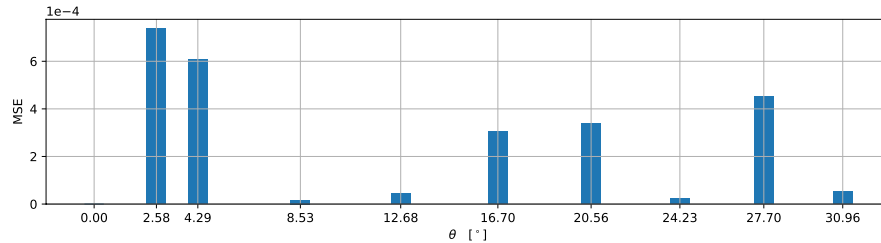
**Figura 35 – Validação do modelo teórico da função diretividade. As figuras (a), (b) e (c) mostram o espectro de frequência do sinal de referência ( $S_{ref}$ ), o espectro do sinal de teste ( $S_{aten}$ ) e o espectro sintetizado ( $S_{sint}$ ); As figuras (d), (e) e (f) comparam o ganho observado ( $A_{real}$ ), obtido pela razão dos espectros e o ganho teórico ( $A_{teórico}$ ) obtido pela (a) e (d) Par de elementos ativos (0,5) e  $\theta = 4,3^\circ$ ; (b) e (e) Par de elementos ativos (0,15) e  $\theta = 12,7^\circ$ ; e (c) e (f) Par de elementos ativos (0,30) e  $\theta = 24,2^\circ$ .**



Fonte: a autora (2023).

Apesar dos dados simulados apresentarem um comportamento similar ao do modelo teórico, é possível observar a diferença entre eles. Para evidenciar essas diferenças foi calculado o *Mean Squared Error* (MSE) entre os espectros sintetizados e os espectros observados. Esses sinais são apresentados na Fig. 36, e mostram as diferenças entre o modelo teórico e as atenuações

**Figura 36 – MSE calculado com os valores de  $S_{aten}$  e  $S_{sint}$  para 10 casos diferentes. Para  $\theta = 0^\circ$  o MSE = 0, para  $\theta > 0^\circ$  o MSE variam com valores maiores que zero.**



Fonte: a autora (2023).

simuladas. Todos os casos com  $\theta > 0^\circ$  apresentam MSE diferente de zero.

#### 4.2.1.5 Atenuação induzida pela rugosidade

Os modelos teóricos de atenuação induzida pela rugosidade tanto na reflexão quanto na transmissão foram apresentados na Seção 2.2, apenas o modelo de reflexão (Eq. (32a)) foi testado. Para isolar o efeito da rugosidade das demais atenuações, as estimativas foram obtidas com sinais pulso eco de uma amostra lisa ( $R_q = 0$ ) e uma amostra rugosa ( $R_q \neq 0$ ). A função a ser minimizada pelo método de Newton é

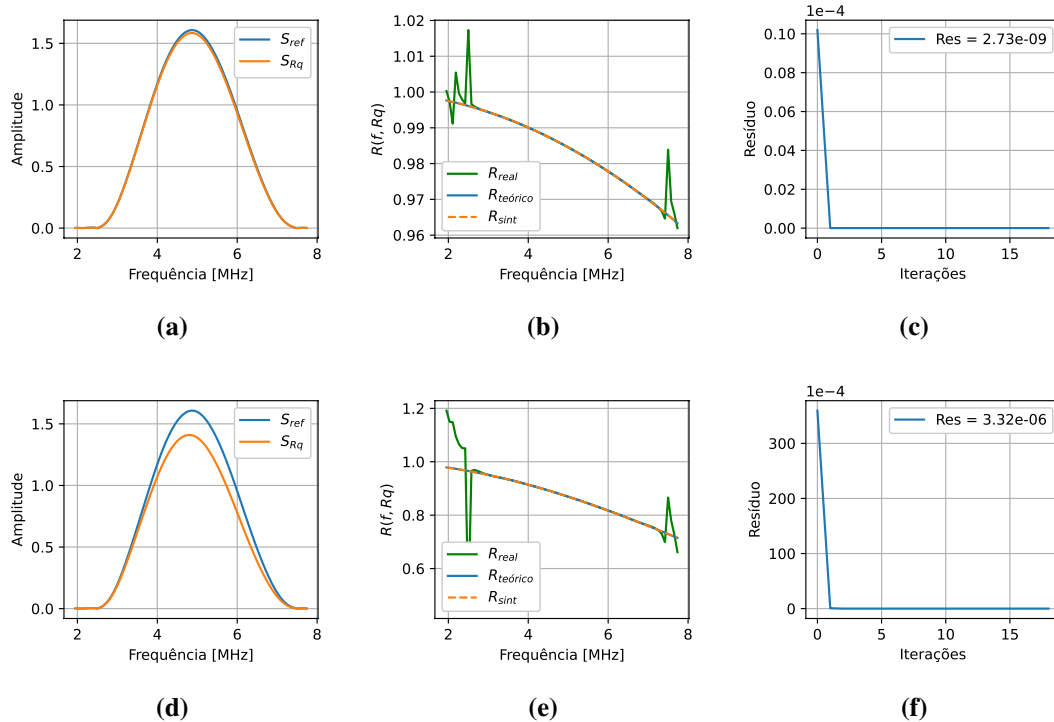
$$\Psi(R_q) = \sum_{k=1}^m \left\{ [U_{e,r}^R(f_k) - \exp(-2R_q^2 k_k^2)]^2 \right\}. \quad (74)$$

Os resultados obtidos para  $R_q = 4,17 \mu m$  e  $R_q = 12,5 \mu m$  são mostrados como exemplo na Fig. 37. Nesses casos, a atenuação observada na parte central do espectro é coerente com o modelo apresentado na Eq. (32b), possibilitando a estimação correta de  $R_q$  numa faixa de aproximadamente 1 a  $60 \mu m$ .

#### 4.2.1.6 Análise do modelo completo de regressão para reflexão

No modelo de reflexão, conforme Eq. (47), os parâmetros  $\alpha_w$  e  $R_t$  devem ser estimados conjuntamente. No entanto, o primeiro passo é a estimação de  $\alpha_w$  e  $R_t$  isoladamente utilizando o modelo completo. Isso permite avaliar em conjunto o espalhamento geométrico e da diretividade,

**Figura 37 – Estimativa de  $R_q$  utilizando apenas um sinal pulso-eco, as figuras (a), (b) e (c) foram geradas com  $R_q = 4,17 \mu m$  e as figuras (d), (e) e (f) com  $R_q = 12,5 \mu m$ . (a) e (d) Espectros de frequência; (b) e (e) Atenuações; (c) e (f) Resíduo da função custo em cada iteração.**



**Fonte: a autora (2023).**

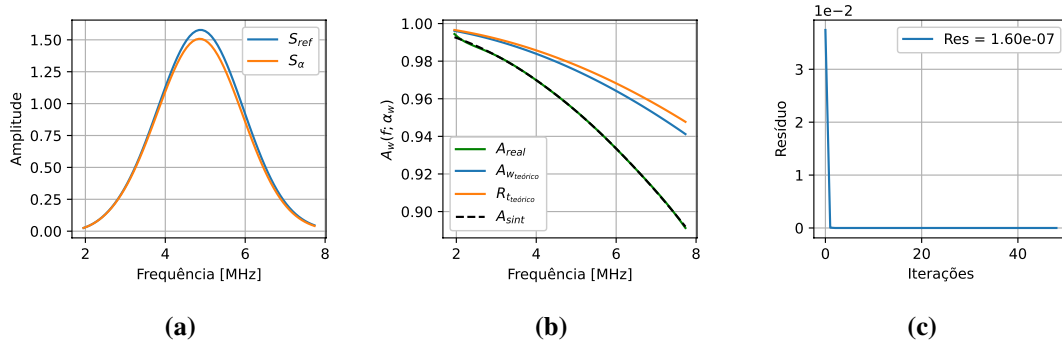
pois os sinais obtidos com dois elementos diferentes incluem todas as atenuações, ao contrário dos sinais de pulso-eco que integram apenas o efeito da atenuação na água e da rugosidade.

Para esse propósito, o sinal de teste foi gerado com valores conhecidos de  $\alpha_w$  e  $R_t$ . A estimativa de  $\alpha_w$  foi calculada utilizando o valor de  $R_t$  informado ao algoritmo, e vice-versa. A Fig. 38 mostra os resultados obtidos estimando apenas  $\alpha_w$  com o modelo completo e a Fig. 39 apresenta os resultados estimando apenas  $R_t$ . Nas duas imagens, as estimativas foram realizadas utilizando apenas um sinal A-scan.

Os valores de  $\alpha_w$  e  $R_t$  são estimados corretamente quando o sinal de referência e o sinal de teste utiliza o mesmo par de elementos ativo. Nesses casos, o efeito do espalhamento geométrico e da diretividade são o mesmo em ambos sinais e não interfere no desempenho do modelo. Quando é utilizado o sinal de pulso-eco como referência, observa-se erros nas estimativas individuais. Visto que existem diferenças entre o modelo teórico de diretividade e a diretividade observada nos dados simulados, concluímos que esse erro decorre do modelo de diretividade.

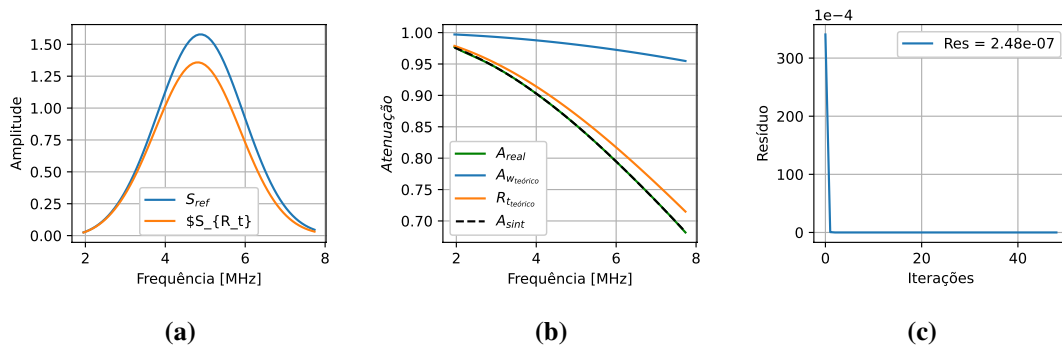
Um mapeamento do comportamento da função custo apresentada na Eq. (59) é mostrado na Fig. 40. Para esse fim, foi realizada uma busca em grade variando os valores de  $\alpha_w$  e  $R_t$  em

**Figura 38** – Estimativa de  $\alpha_w$  utilizando o modelo completo e sinal pulso-eco. (a) Espectro de frequência do sinal de referência  $S_{ref}$  e do sinal de teste  $S_\alpha$ ; (b) Ganho observado obtido pela razão dos espectros  $A_{real}$ ; A atenuação teórica na água  $A_{wteórico}$  e devida à rugosidade  $R_{teórico}$ , e  $A_{sint}$  que é o valor sintetizado; e (c) Ilustra o resíduo da função custo em cada iteração.



Fonte: a autora (2023).

**Figura 39** – Estimativa de  $R_t$  utilizando o modelo completo e sinal pulso-eco. (a) Espectro de frequência do sinal de referência  $S_{ref}$  e do sinal de teste  $S_\alpha$ ; (b) Ganho observado obtido pela razão dos espectros  $A_{real}$ ; A atenuação teórica na água  $A_{wteórico}$  e devida à rugosidade  $R_{teórico}$ , e  $A_{sint}$  que é o valor sintetizado; e (c) O resíduo da função custo em cada iteração.



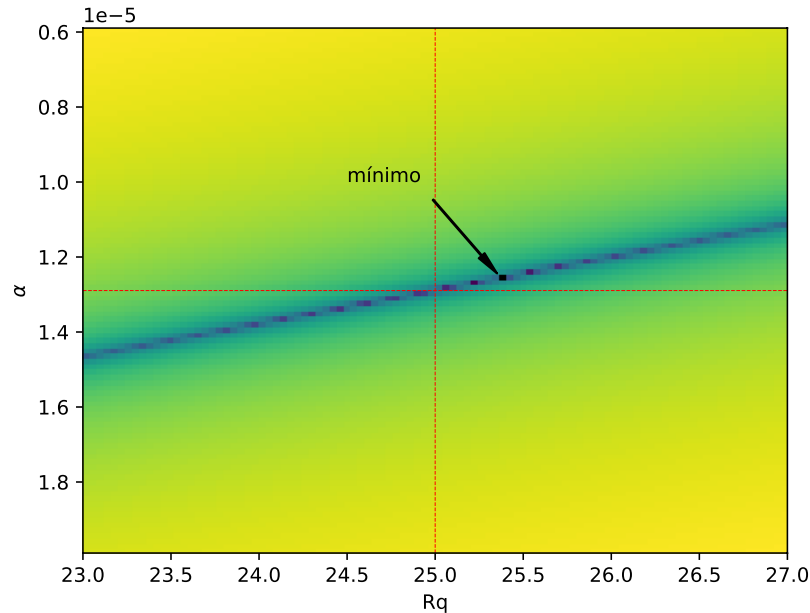
Fonte: a autora (2023).

torno dos valores de referência. Neste mapeamento foi utilizada uma região reduzida da matriz FMC, com apenas os 20 primeiros elementos atuando como emissor e receptor. Ao todo foram utilizados 400 sinais de teste e um único sinal pulso-eco como referência. Observa-se que a função custo forma um vale central, e concentra alguns mínimos locais próximos aos valores corretos de  $\alpha_w$  e  $R_t$ . No entanto, o método de Newton não converge para os valores corretos.

O problema de otimização proposto para estimação conjunta dos parâmetros de atenuação no meio de propagação e níveis de rugosidade engloba as principais causas de atenuação em condições reais. Para tanto, baseia-se nos modelos teóricos que, em algumas condições, podem apresentar divergências quando comparados aos dados simulados. Essas divergências podem causar erros relevantes na estimação dos parâmetros desejados.

A análise dos resultados obtidos indica imprecisões relacionadas ao deslocamento

**Figura 40 – Busca em grade para o modelo completo em torno do ponto  $\alpha_w = 128 \times 10^{-6}$  dB/cm e  $R_t = 25$   $\mu$ m. Neste caso, a regressão foi realizada utilizando combinações de 20 elemento como emissor e receptor. A imagem está em escala logarítmica.**



**Fonte: a autora (2023).**

angular do feixe sonoro. Foram realizados alguns testes para identificar as possíveis diferenças entre os modelos executados no simulador e os modelos teóricos, porém não foram conclusivos.

#### 4.2.2 Estimação de rugosidade utilizando o modelo de regressão linear

Nesta seção, são descritos os resultados obtidos com a aplicação da metodologia apresentada na Seção 3.2.4. Primeiramente, são descritos os corpos de prova utilizados para se obter os sinais experimentais e as respectivas medições de rugosidade utilizando o rugosímetro. Na sequência, é mostrada a configuração dos ensaios com transdutores monoelemento e com transdutor linear. Para todos os casos, são realizadas simulações e ensaios experimentais com as mesmas configurações. Por último, são apresentados os resultados obtidos e a análise dos mesmos.

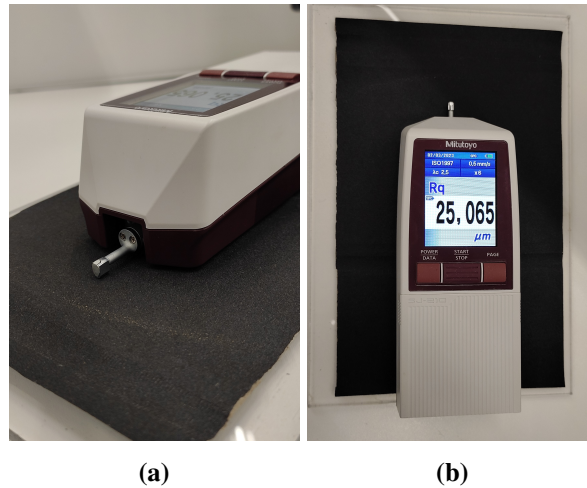
##### 4.2.2.1 Corpos de prova e medições com o rugosímetro

Como corpo de prova foram utilizadas lixas d'água com nove granulometrias diferentes, dos modelos 180 a 600 da marca 3M. As lixas foram escolhidas por apresentarem variações de

altura aleatória. Como superfície lisa, foi adotado um bloco de testes padrão construído em aço Super Duplex, cuja superfície é polida e apresenta rugosidade abaixo de  $0,52 \mu\text{m}$ .

Os valores de  $R_a$  e  $R_q$  foram medidos utilizando um Medidor de Rugosidade Superficial da Marca Mitutoyo, Modelo Surftest SJ 210, mostrado na Fig. 41. O rugosímetro foi configurado

**Figura 41 – Medidor de Rugosidade Superficial da Marca Mitutoyo, Modelo Surftest SJ 210. (a) Mecanismo de varredura; (b) Interface para a configuração de parâmetros e leitura dos resultados.**

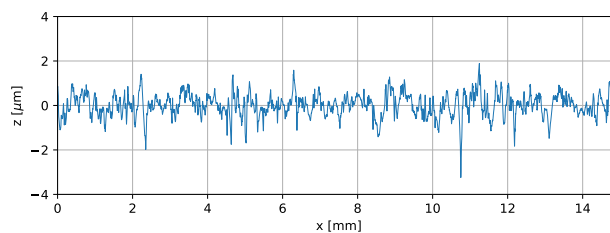


Fonte: a autora (2023).

de acordo com a Norma de Rugosidade ISO1997, utilizando filtro gaussiano com  $\lambda_c = 2,5\text{mm}$ . O número do comprimento de avaliação foi configurado com maior valor possível ( $N = 6$ ) com a finalidade de conseguir uma extensão de varredura suficiente para medir a rugosidade em todos os corpos de prova sem a necessidade de alterar as configurações.

Essa configuração resultou em uma varredura de 15 mm com passos de  $1,5 \mu\text{m}$ , totalizando 10000 amostras para cada perfil. O perfil de rugosidade resultante do corpo de prova utilizado como referência é mostrado na Fig. 42. Outros dados dessa medição são apresentados no relatório resumido emitido pelo aplicativo do medidor de rugosidade, podendo ser consultado no Anexo A.

**Figura 42 – Perfil de rugosidade obtido pelo Rugosímetro para o corpo de prova utilizado como referência (liso).**



Fonte: a autora (2023).



Os valores de  $R_a$  e  $R_q$  medidos coincidem com os valores calculados a partir dos dados do perfil de rugosidade medido e das equações (22a) e (22b). Esses valores estão sintetizados na Tab. 7 e na Fig. 43.

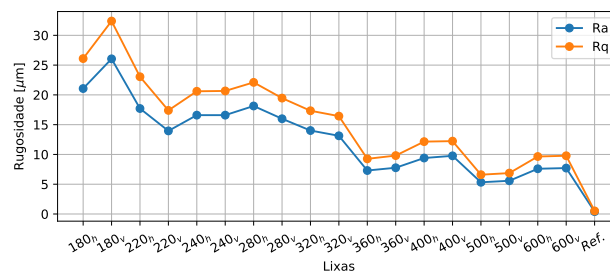
**Tabela 7 – Dados das medições de rugosidade superficial do conjunto de lixas d'água.**

Lixa	Horizontal		Vertical		
	$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_q$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_q$ [ $\mu\text{m}$ ]	
180 <sub>h</sub>	21,07	26,10	180 <sub>v</sub>	26,05	32,39
220 <sub>h</sub>	17,71	23,05	220 <sub>v</sub>	13,95	17,40
240 <sub>h</sub>	16,60	20,61	240 <sub>v</sub>	16,60	20,66
280 <sub>h</sub>	18,14	22,10	280 <sub>v</sub>	15,99	19,46
320 <sub>h</sub>	14,01	17,34	320 <sub>v</sub>	13,13	16,44
360 <sub>h</sub>	7,30	9,26	360 <sub>v</sub>	7,77	9,81
400 <sub>h</sub>	9,40	12,15	400 <sub>v</sub>	9,77	12,24
500 <sub>h</sub>	5,32	6,60	500 <sub>v</sub>	5,58	6,87
600 <sub>h</sub>	7,60	9,65	600 <sub>v</sub>	7,71	9,78
Ref.	0,40	0,52	Ref.	0,40	0,52

Fonte: a autora (2023).

Como a avaliação do perfil de rugosidade é realizada ao longo de uma linha e pode variar com a direção, as medições em cada lixa foram realizadas nos sentidos horizontal (índice  $h$ ) e vertical (índice  $v$ ). Considerando os valores medidos, temos que  $R_q$  é, entre 1,21 e 1,31

**Figura 43 – Valores de  $R_a$  e  $R_q$  medidos com o rugosímetro para as lixas utilizadas como corpos de prova.**



Fonte: a autora (2023).

vezes maior que  $R_a$ . E que os valores desses parâmetros variam conforme a direção de varredura em até 27%, apresentando maiores diferenças para as lixas mais grossas (220, 180, e 280). Nas lixas com granulometria menor, essas variações estão abaixo de 7%.

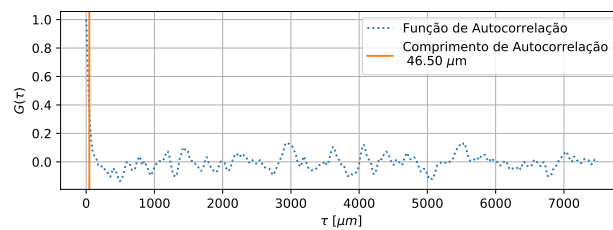
O modelo PSA apresenta duas restrições: que as variações de altura no perfil sejam pequenas quando comparadas com o comprimento da onda acústica; e que sejam pequenas quando comparadas ao comprimento da autocorrelação da rugosidade.

Considerando um transdutor com frequência central de 5 MHz, o comprimento da onda acústica se propagando na água é aproximadamente 0,3 mm. Na lixa 180<sub>v</sub>, onde ocorre as maiores variações de altura, temos o pico máximo em 109  $\mu\text{m}$ . Portanto, na condição menos

favorável, temos o comprimento da onda acústica cerca de três vezes maior que as variações de altura. Esta relação pode ser aumentada utilizando transdutores com frequência central menor.

Os valores da função de autocorrelação foram calculados utilizando a função *acf* do pacote de ferramentas estatísticas para análise de séries temporais *statsmodels.tsa* em Python. O comprimento de autocorrelação foi definido como a distância horizontal em que o decaimento atinge 0,2, como mostra a Fig. 44.

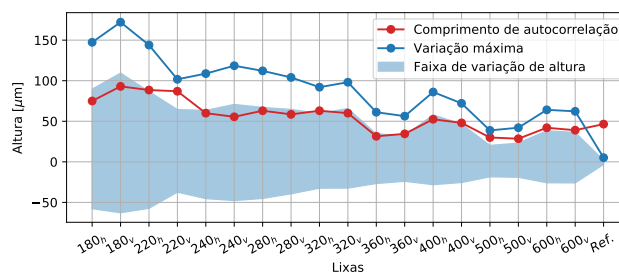
**Figura 44 – Função de autocorrelação  $G(\tau)$  e comprimento de autocorrelação (valor de  $\tau$  quando  $G(\tau) = 0,2$ ) para a superfície de referência.**



Fonte: a autora (2023).

A Fig. 45 apresenta os valores de comprimento de autocorrelação, a faixa de alturas medidas (intervalo entre altura mínima e altura máxima medidas no perfil) e a diferença de altura absoluta (altura entre o pico de máxima amplitude e de mínima amplitude). Quando

**Figura 45 – Valores de comprimento de autocorrelação das lixas utilizadas como corpos de prova.**



Fonte: a autora (2023).

analisamos a variação de altura absoluta, os valores resultantes são maiores que o comprimento de autocorrelação, exceto para o corpo de teste liso. Isso viola a segunda restrição. No entanto, estes corpos de prova são utilizados nos ensaios pois não foi possível obter corpos de provas que atendam esta restrição.

#### 4.2.2.2 Especificidades das simulações e dos ensaios

As simulações foram realizadas no CIVA 2021. Este simulador utiliza o modelo PSA para gerar os sinais, o mesmo modelo adotado para estimação. Conseqüentemente, os resultados obtidos a partir dos sinais simulados tendem a ser exatos. No simulador são configurados os valores de  $R_a$ , e como não há uma relação exata para a conversão de  $R_a$  em  $R_q$ , os valores de  $R_a$  são utilizados ao longo desta seção, e convertidos com base nos resultados finais.

A montagem dos ensaios foi realizada de forma a manter a superfície da lixa plana, e sem nenhuma interface que pudesse afetar o eco refletido pela lixa. Isso foi realizado montando um quadro com perfis de alumínio e fixando a lixa esticada em laterais opostas. Nesses ensaios foram utilizados o transdutor PA, cujos parâmetros são apresentados na Tab. 2, e os quatro transdutores monoelemento circulares com frequência central diferentes, conforme Tab. 8.

**Tabela 8 – Parâmetros dos transdutores monoelemento utilizados nas simulações e ensaios.**

Modelo	Frequência Central [MHz]	Diâmetro [mm]	Largura de banda
V133	2,25	6	49
A184S	3,5	6	31
A110S	5	6	31
SUC 168	10	6	-

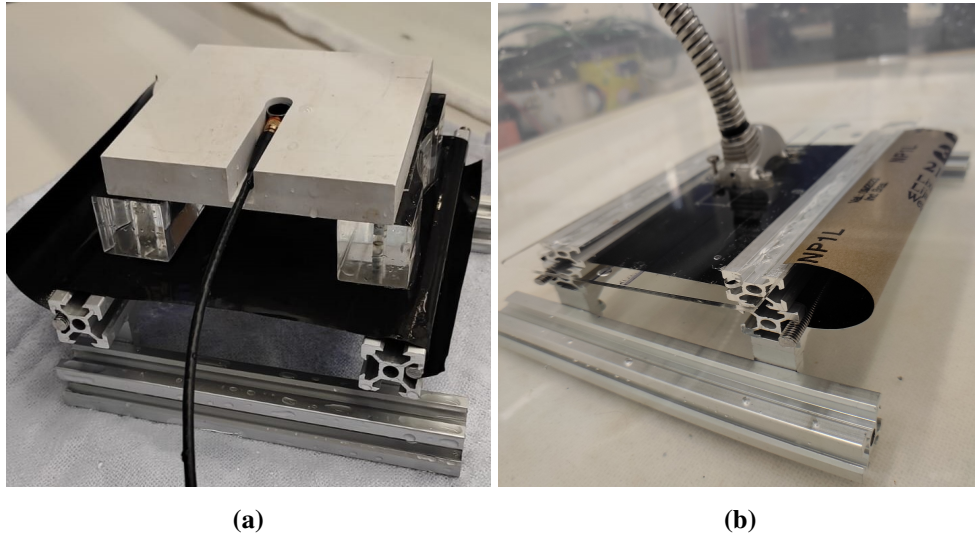
\* Informações calculadas a partir dos dados do fabricante (OLYMPUS, 2019; Olympus NDT, 2006)

**Fonte: a autora (2023).**

Os transdutores da série Accuscan S oferecem uma duração de onda mais longa e uma largura de banda de frequência relativamente estreita. Como outra alternativa, os transdutores Videoscan resultam em espectros de frequência com banda mais larga.

O transdutor PA foi fixado em uma placa de acrílico. Nas laterais desta placa foram colados dois perfis cuja função é garantir uma distância uniforme entre o transdutor e a lixa, aproximadamente 20 mm. Os transdutores monoelemento foram fixados em uma placa de madeira, e para manter a distância de 20 mm entre o transdutor e a lixa, foram utilizados dois blocos de acrílico. A Fig. 46 mostra o conjunto utilizado nos ensaios. Os ensaios foram realizados por imersão. Com os transdutores monoelemento foram realizadas várias aquisições na mesma posição, com o objetivo de aumentar a quantidade de sinais a serem analisados e evitar erros devidos a variações instantâneas no sinal. Com o transdutor PA foi realizada uma aquisição do tipo FMC em cada direção da lixa.

**Figura 46 – Configuração dos ensaios para estimação de rugosidade utilizando lixas. (a) Utilizando transdutor monoelemento; (b) Utilizando transdutor linear.**



Fonte: a autora (2023).

#### 4.2.2.3 Detalhes de processamento dos sinais

A matriz dos coeficientes  $A$  do sistema de equações especificado na Eq. (66) independe dos sinais *A-scan*, mas é necessário conhecer o ângulo de incidência  $\theta_I$  e as frequências que compõe o espectro  $\omega$ . A combinação de um determinado  $\theta_I$  com cada componente de frequência gera uma linha da matriz  $A$ .

Para calcular a matriz dos termos independentes  $B$  cada *A-scan* capturado passa pelas seguintes etapas de processamento. Primeiro, é identificado o ponto de máxima amplitude da envoltória do sinal e definido como ponto central para o janelamento do sinal. Foram utilizadas 400 amostras, esse valor foi definido por abranger completamente o eco. Então, para alcançar um melhor resultado espectral, foi utilizada a janela de Hamming para eliminar as oscilações nas extremidades do sinal. Na sequência, para obter um espectro com melhor resolução de frequência foi realizado um preenchimento com zeros resultando em um vetor com  $2 \times 10^{11}$  pontos, e aplicado a *Fast Fourier Transform* (FFT). Como a informação desejada está dentro da banda de frequência do transdutor, o espectro de frequência é limitado aos valores definidos nas Tabs. 2 e 8. Finalmente, quando o *A-scan* processado for eco de uma superfície rugosa (lixas) temos os valores de  $R(\omega, \theta_n)$  em toda a faixa de frequência definida. Ou  $R_0(\theta_n)$  quando o *A-scan* processado for eco da superfície lisa. Assim como na matriz  $A$ , as linhas da matriz  $B$  são calculadas para cada  $\theta_I$  com todos os componentes de frequência do espectro.

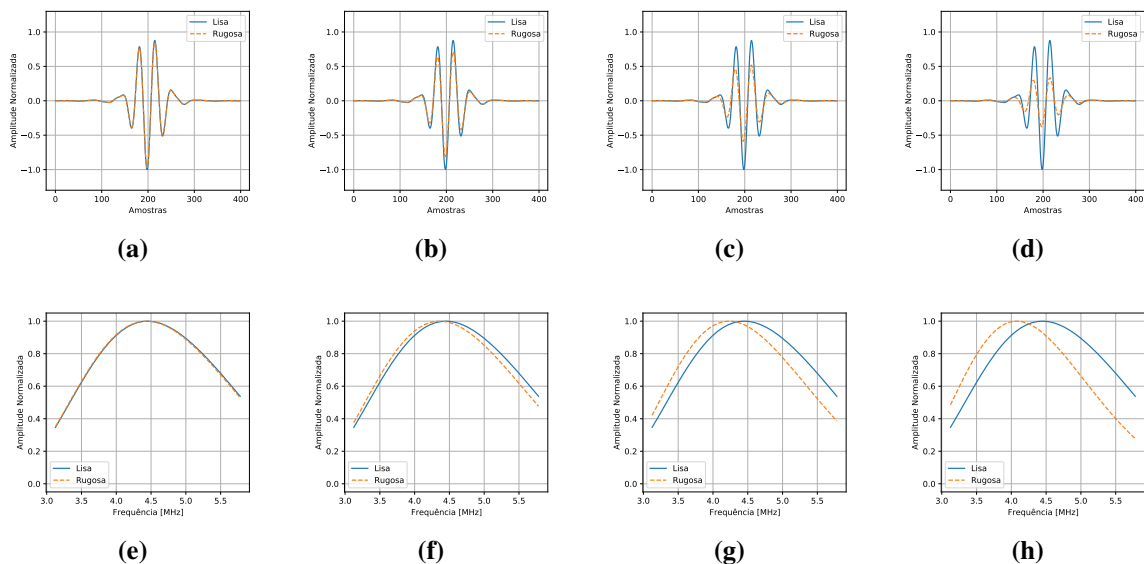
A construção das matrizes pode ser realizada com um ou mais *A-scans*, utilizando

vários sinais pulso-eco ( $\theta_I = 0$ ) ou a combinação com sinais *pich-catch* ( $\theta_I \neq 0$ ). A utilização de vários *A-scans* produz uma solução mais robusta.

#### 4.2.2.4 Estimação de rugosidade utilizando transdutores monoelemento

Foram realizadas quatro simulações, uma para cada modelo de transdutor monoelemento. Em cada simulação, o valor de  $R_a$  varia de 0 a  $30 \mu m$ . Desta forma, busca-se equiparar as simulações às condições reais de ensaios. Para exemplificar a distorção causada pela rugosidade tanto no sinal quanto no espectro de frequência normalizado, na Fig. 47 foram mostrados os sinais refletidos pelas superfícies rugosas ( $R_a = 5, 13, 21$  e  $29 \mu m$ ) comparando-os com a superfície de referência ( $R_a = 0 \mu m$ ). Os respectivos espectros de frequência, limitados pela largura de banda do transdutor também são mostrados.

**Figura 47 – Sinais e espectros obtidos a partir de dados simulados utilizando transdutores monoelemento para diferentes níveis de rugosidade. Esses sinais foram gerados com as configurações do transdutor A110S. (a), (b), (c) e (d) Sinais de referência obtidos a partir de uma superfície lisa e sinais sob análise, obtidos a partir de superfícies rugosas; (e), (f), (g) e (d) Espectro dos sinais de referência e dos sinais sob análise; (a) e (e)  $R_a = 5 \mu m$ ; (b) e (f)  $R_a = 13 \mu m$ ; (c) e (g)  $R_a = 21 \mu m$ ; (d) e (h)  $R_a = 29 \mu m$ .**



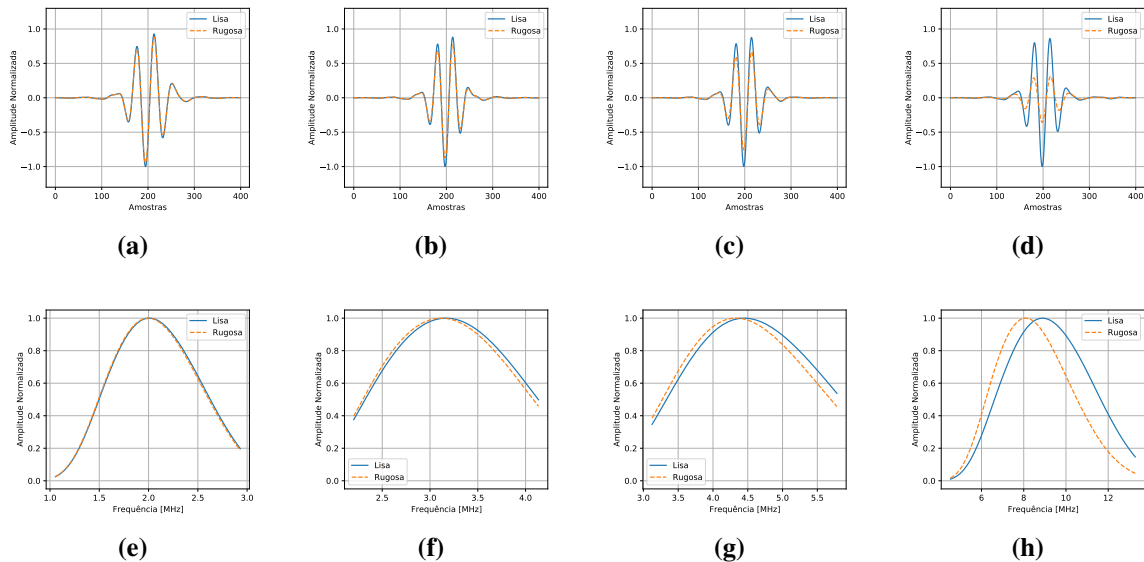
Fonte: a autora (2023).

Observa-se que a medida em que os valores de rugosidade aumentam, ocorre uma maior atenuação no sinal ultrassônico refletido e um deslocamento mais acentuado na banda de frequência do espectro. Os sinais simulados confirmam a distorção prevista na Eq. (32a).

Na Fig. 48 pode-se verificar o comportamento desses sinais quanto à variação de frequência. Os gráficos foram gerados com  $R_a = 15 \mu m$  para cada modelo de transdutor,

sendo as únicas diferenças entre as simulações a frequência central e a largura de banda dos transdutores. O aumento da frequência central do transdutor gera um efeito semelhante ao

**Figura 48 – Sinais e espectros obtidos a partir de dados simulados utilizando diferentes transdutores monoelemento. Em todos os casos, a superfície lisa tem  $R_a = 0 \mu m$  e a superfície rugosa tem  $R_a = 15 \mu m$ . (a), (b), (c) e (d) Sinais de referência obtidos a partir de uma superfície lisa e sinais sob análise, obtidos a partir de superfícies rugosas; (e), (f), (g) e (h) Espectro dos sinais de referência e dos sinais sob análise; (a) e (e) 2,25 MHz; (b) e (f) 3,5 MHz; (c) e (g) 5 MHz; (d) e (h) 10 MHz.**

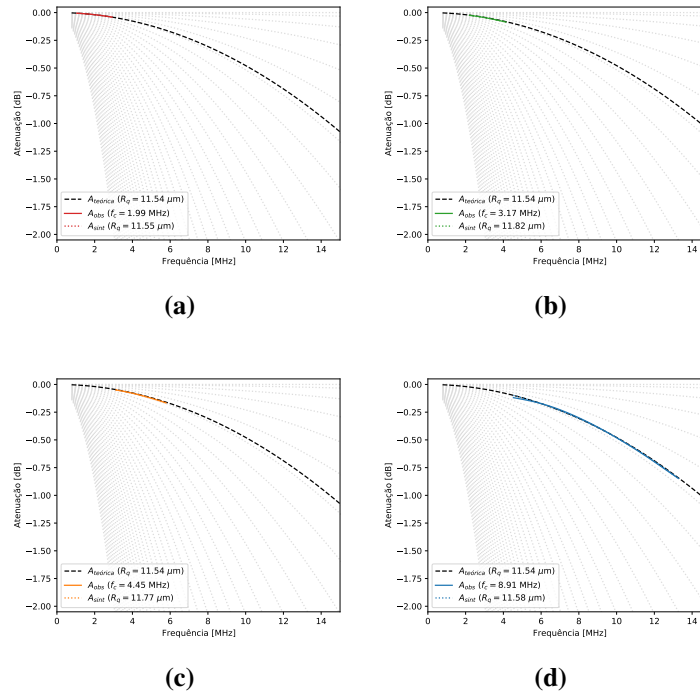


Fonte: a autora (2023).

aumento da rugosidade. Além da atenuação decorrente da rugosidade, nota-se também uma atenuação dependente da frequência do transdutor. Quanto maior a frequência do sinal emitido, maior é a atenuação verificada no sinal refletido. No espectro de frequência, observa-se o deslocamento da frequência central referente a superfície rugosa para a esquerda.

Utilizando o estimador proposto na Seção. 3.2.4 são estimados os valores de  $R_q$ . A relação média entre  $R_a$  e  $R_q$  do conjunto de sinais simulados foi de 0,77, portanto os valores foram convertidos fazendo  $R_q = 0,77R_a$ . A Fig. 49 ilustra as curvas de atenuação induzidas pela rugosidade. As curvas utilizadas como plano de fundo foram calculadas segundo o modelo teórico para diferentes valores de  $R_q$ . A curva de atenuação teórica ( $A_{teórica}$ ) é calculada utilizando o modelo teórico para  $R_q$  igual ao valor configurado na simulação. A curva de atenuação observada ( $A_{obs}$ ) foi obtida a partir da matriz  $B$  (matriz dos termos independentes). Como o valor  $R_q$  depende apenas da inclinação da curva, em alguns casos ela pode estar deslocada. A posição de  $A_{obs}$  no gráfico foi corrigida utilizando os valores estimados de  $G$ . A curva de atenuação sintetizada ( $A_{sint}$ ) foi calculada com o valor de rugosidade estimado  $\widehat{R}_q$ . Nas simulações todas as curvas estão de acordo com o modelo e os valores de  $\widehat{R}_q$  estão muito próximos dos configurados

**Figura 49 – Curvas de atenuação resultantes das simulações com transdutores monoelemento para  $R_a = 11,54 \mu m$  (equivalente a  $R_q = 15 \mu m$ ). O gráfico tem como plano de fundo curvas de atenuação. A linha tracejada indica a atenuação teórica para o valor de  $R_q$  definido. A curva de atenuação observada ( $A_{obs}$ ) e calculada a partir dos sinais simulados e pela curva de atenuação sintetizada ( $A_{sint}$ ) a partir do valor de rugosidade estimado  $\widehat{R}_q$ . Como a estimativa está correta, as curvas se sobrepõem. (a) 2,25 MHz; (b) 3,5 MHz; (c) 5 MHz; (d) 10 MHz.**



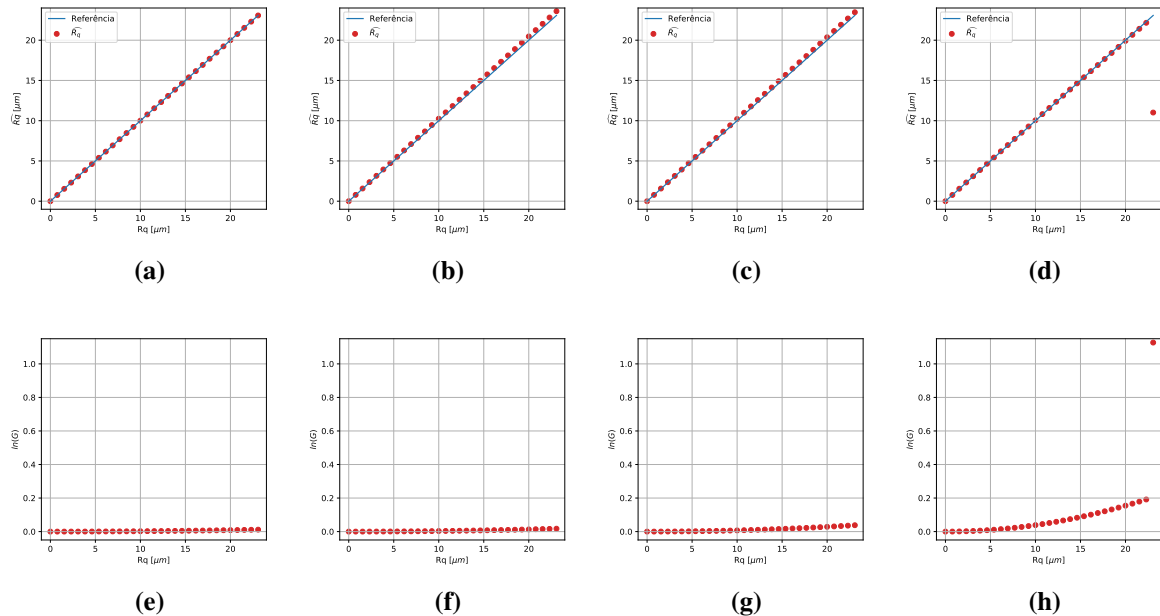
Fonte: a autora (2023).

na simulação, por essa razão as curvas de  $A_{teórica}$ ,  $A_{obs}$  e  $A_{sint}$  estão sobrepostas.

Os valores de  $\widehat{R}_q$  e  $G$  para todas as simulações estão resumidos na Fig. 50. Para cada modelo de transdutor temos 31 valores  $R_q$  variando de  $0 \mu m$  a  $23,07 \mu m$ , ou seja,  $R_a$  variando de  $0 \mu m$  a  $30 \mu m$ . Os valores  $\widehat{R}_q$ , exceto o último ponto da Fig. 50(d), apresentam erro relativo menor que 2,6%. Verifica-se, nas Figs. 50(b) e 50(c), que o erro aumenta à medida que os níveis de rugosidade aumentam. A última estimativa obtida para o transdutor de 10 MHz resultou em um erro de aproximadamente 53%. Neste caso, a atenuação do sinal é tão severa que prejudica a estimativa de  $R_q$ .

Assim como nas simulações, foram realizados ensaios experimentais utilizando os transdutores monoelemento (Tab. 8) e as lixas d'água (Tab. 7). No entanto, como os transdutores são circulares e a diretividade do feixe sonoro é igual em todas as direções, as aquisições foram realizadas em apenas uma posição, todavia foram realizadas 65 aquisições consecutivas. Os valores de  $R_q$  adotados como referência foram a média das medições na posição vertical e na posição horizontal. A distorção real causada pela rugosidade no sinal e no espectro de frequência

**Figura 50** – Valores de  $R_q$  estimados a partir de dados simulados utilizando diferentes transdutores monoelemento. Em todos os casos a superfície lisa tem  $R_q = 0$  e a superfície rugosa tem  $R_q$  variando de 0 até 23  $\mu\text{m}$ . (a), (b), (c) e (d) Valores de  $R_q$  configurado no simulador e os respectivos valores estimados; (e), (f), (g) e (d) Valores de ganho. (a) e (e) 2,25 MHz; (b) e (f) 3,5 MHz; (c) e (g) 5 MHz; (d) e (h) 10 MHz.



Fonte: a autora (2023).

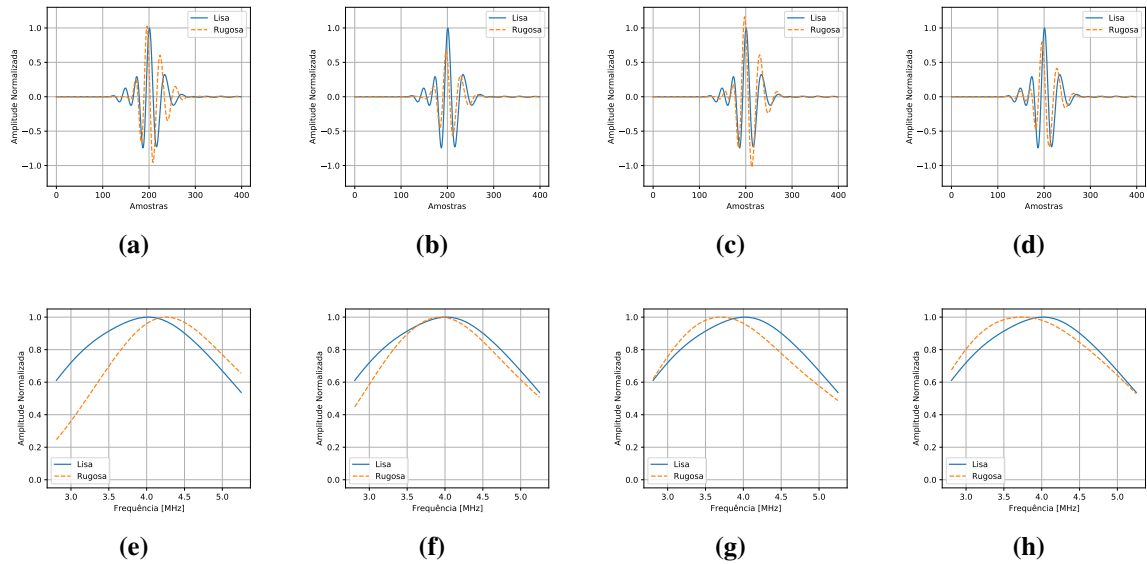
é apresentada na Fig. 51. Nos casos reais, a amplitude do sinal é sensível a outros fatores como a tensão de excitação e a refletividade do objeto inspecionado, não sendo suficiente para compreender os efeitos causados pela rugosidade. Por outro lado, mesmo que aparentemente mais distorcido, os espectros indicam a mesma tendência de atenuação mais acentuada nas maiores frequências.

Para analisar sinais refletidos por uma das lixas quando inspecionadas pelos diferentes transdutores temos a Fig. 52. Da mesma maneira que nos sinais apresentados anteriormente, não é possível inferir sobre a atenuação do sinal no domínio do tempo. É perceptível um alongamento do sinal, o que justifica a utilização da janela de Hamming. A frequência central dos espectros, em todos os casos, é menor que o valor dado pelo fabricante. O efeito da filtragem passa-baixa pode ser observada em todos os espectros.

Com o propósito de facilitar a compreensão dos resultados experimentais, as curvas de atenuação foram apresentadas na Fig. 53. Para cada lixa inspecionada, um gráfico mostra as curvas de atenuação resultantes dos ensaios com transdutores monoelemento. Algumas das curvas não são exibidas em todos os gráficos. Quando a atenuação observada  $A_{obs}$  nos sinais está fora da região em que é possível ter atenuação a linha colorida contínua não aparece. E, quando

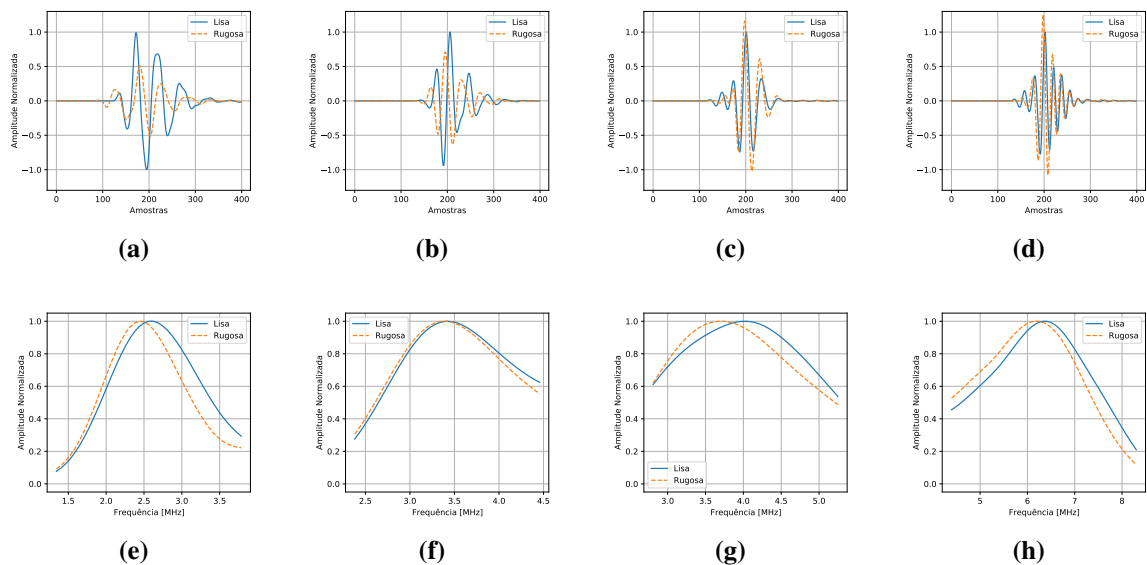


**Figura 51** – Sinais e espectros obtidos a partir de dados reais utilizando o transdutor monoelemento A110S com frequência central de 5 MHz. A superfície lisa tem  $R_q = 0,52 \mu\text{m}$  e como superfície rugosa foram utilizadas as lixas 600, 400, 280 e 180, cujo valores médios de  $R_q$  são respectivamente 9,71, 12,19, 20,78 e 29,24  $\mu\text{m}$ . (a), (b), (c) e (d) Sinais de referência obtidos a partir da superfície lisa e sinais sob análise, obtidos a partir das superfícies rugosas; (e), (f), (g) e (d) Espectros dos sinais de referência e dos sinais sob análise; (a) e (e) 9,71  $\mu\text{m}$ ; (b) e (f) 12,19  $\mu\text{m}$ ; (c) e (g) 20,78  $\mu\text{m}$ ; (d) e (h) 29,24  $\mu\text{m}$ .



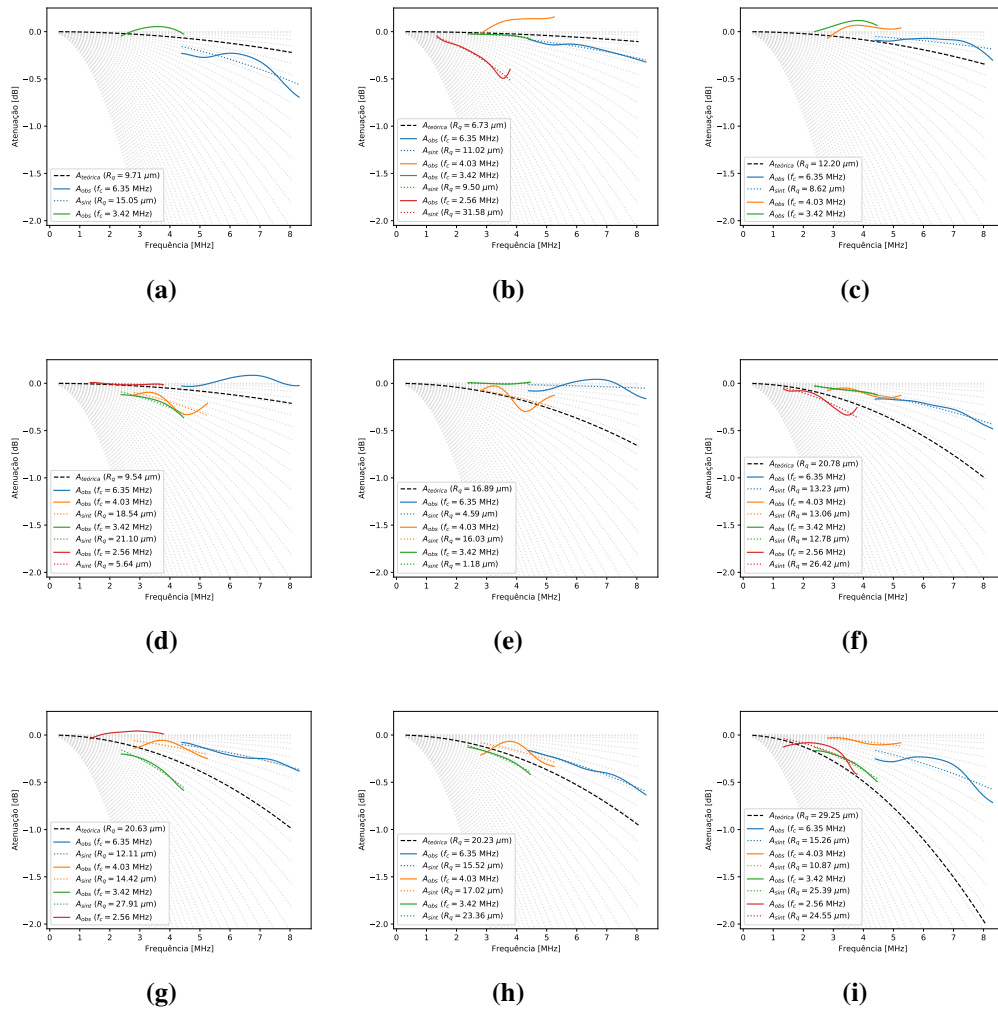
Fonte: a autora (2023).

**Figura 52** – Sinais e espectros experimentais utilizando diferentes transdutores monoelemento. A superfície lisa tem  $R_q = 0,52 \mu\text{m}$  e como superfície rugosa foi utilizada a lixa 320, com  $R_q$  variando entre 16,44 e 17,34  $\mu\text{m}$ . (a), (b), (c) e (d) Sinais de referência obtidos a partir da superfície lisa e sinais sob análise, obtidos a partir das superfícies rugosas; (e), (f), (g) e (d) Espectro dos sinais de referência e dos sinais sob análise; (a) e (e) 2,25 MHz; (b) e (f) 3,5 MHz; (c) e (g) 5 MHz; (d) e (h) 10 MHz.



Fonte: a autora (2023).

**Figura 53 –** Curvas de atenuação resultantes dos ensaios com transdutores monoelemento e lixas d’água. Cada gráfico contém as curvas resultantes para os quatro transdutores: 2,25 MHz (vermelha), 3,5 MHz (verde), 5 MHz (laranja) e 10 MHz (azul). Em alguns casos, elas estão fora da região de interesse e não são mostradas. A linha colorida contínua ( $A_{obs}$ ) consiste na curva experimental, enquanto a linha colorida pontilhada ( $A_{sint}$ ) é calculada a partir de  $\widehat{R}_q$ . A linha preta tracejada é a curva de referência, obtida com o valor de  $R_q$  medido com o rugosímetro. (a)  $R_q = 9,71 \mu m$ , (b)  $R_q = 6,73 \mu m$ , (c)  $R_q = 12,20 \mu m$ , (d)  $R_q = 9,54 \mu m$ , (e)  $R_q = 16,89 \mu m$ , (f)  $R_q = 20,78 \mu m$ , (g)  $R_q = 20,63 \mu m$ , (h)  $R_q = 20,23 \mu m$  e (i)  $R_q = 29,25 \mu m$



Fonte: a autora (2023).

a solução do sistema linear é impossível,  $A_{sint}$  (linha colorida pontilhada) não aparece pois  $\widehat{R}_q$  não foi estimado. Não é possível estimar  $R_q$  sempre que a  $A_{obs}$  forma uma curva ascendente, ou seja, representa uma amplificação ao invés de uma atenuação.

Os valores estimados estão resumidos na Tab. 9. Dos ensaios realizados com o transdutor de maior frequência (10 MHz) têm-se o maior número de estimativas alcançadas. Foi possível obter  $\widehat{R}_q$  para 8 das 9 lixas, porém com erros relativos entre 23,36% e 72,8%. Com o transdutor de 5 MHz foi possível obter apenas 6 valores de  $\widehat{R}_q$ , com erros relativos de 5,11% a 94,45%, sendo 5,11% o menor erro alcançado nesse conjunto de estimativas. Com os transdutores de

**Tabela 9 – Comparativo entre os valores de rugosidades estimados por ultrassom e os valores medidos com o rugosímetro para cada lixa com os transdutores monoelemento. Para cada estimativa consta o erro relativo entre  $R_q$  e  $\widehat{R}_q$ , em valores absolutos.**

Lixa	$R_q$	10 MHz		5 MHz		3,5 MHz		2,25 MHz	
		$\widehat{R}_q$	Erro [%]	$\widehat{R}_q$	Erro [%]	$\widehat{R}_q$	Erro [%]	$\widehat{R}_q$	Erro [%]
600	9,71	15,05	54,87	-	-	-	-	-	-
500	6,73	11,02	63,57	-	-	9,50	41,09	31,58	368,87
400	12,20	8,62	29,32	-	-	-	-	-	-
360	9,54	-	-	18,54	94,41	21,10	121,29	5,64	40,86
<b>320</b>	16,89	4,59	72,80	<b>16,03</b>	<b>5,11</b>	1,18	93	-	-
280	20,78	13,23	36,35	13,06	37,17	12,78	38,50	26,42	27,15
240	20,63	12,11	41,31	14,42	30,12	27,91	35,27	-	-
220	20,23	15,52	23,26	17,02	15,85	23,36	15,52	-	-
180	29,25	15,26	47,81	10,87	62,84	25,39	13,19	24,55	16,07

Fonte: a autora (2023).

frequências menores, observa-se um erro maior nas estimativas para as superfícies menos rugosas e o erro decresce à medida que a rugosidade aumenta.

Apesar da regressão linear baseada no modelo PSA isolar a rugosidade de outras variáveis que possam influenciar o sinal refletido, os valores estimados para  $\widehat{R}_q$  não se mostraram promissores. Outro fator relevante consiste em que os corpos de prova utilizados satisfazem apenas parcialmente as restrições do modelo, e existem dificuldades para se obter corpos de prova que atendam essas restrições.

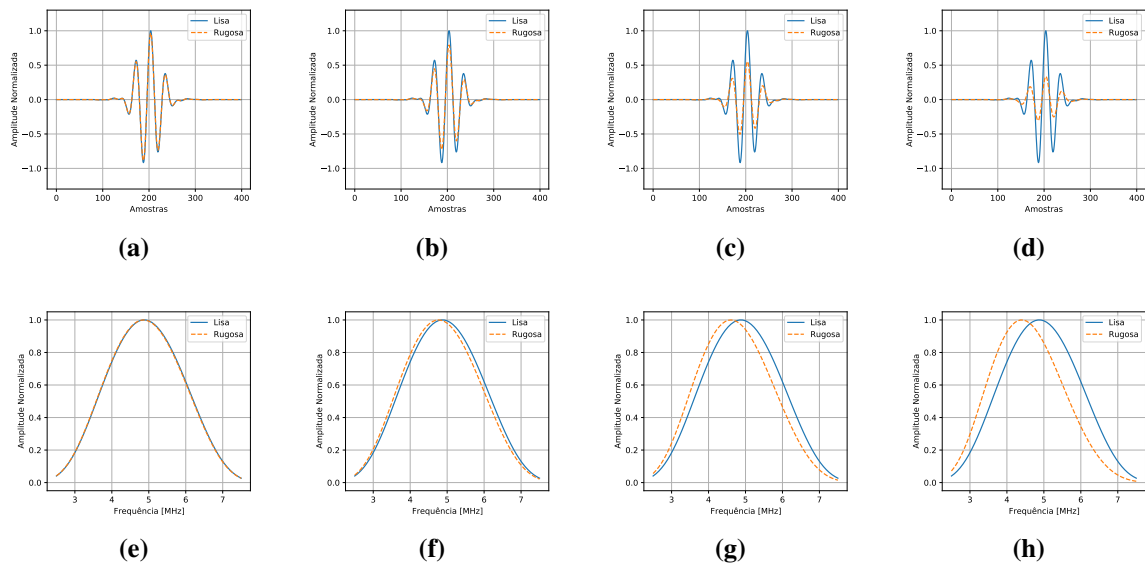
Lian *et al.* (2019) apresentou resultados para três tipos de manufaturas utilizados para construir corpos de prova: polimento para se obter  $R_q > 1 \mu m$ , fresagem para  $1 \mu m > R_q > 8 \mu m$ , e jateamento para  $R_q > 15 \mu m$ , apresentando comprimento de autocorrelação muito maiores que  $90 \mu m$ . O transdutor de 5 MHz teve a maior quantidade de estimativas com erro relativo abaixo de 10%, mas os erros oscilaram entre 1,1% e 111,6%, sendo maiores no casos de rugosidades menores. Enquanto que para o transdutor de 20 MHz, os erros relativos aumentam conforme aumenta a rugosidade. O corpo de prova cuja superfície foi fresada com  $R_q = 3,62 \mu m$  resultou em estimativas com erros relativos menores que 4% para transdutores de 5, 10 e 20 MHz. Embora os corpos de prova apresentem características mais adequadas ao modelo PSA, e o método aplicado considera a conversão de modo induzida pelo ângulo de incidência local e a variação de fase, os erros relativos chegam a 185%.

#### 4.2.2.5 Estimação de rugosidade utilizando transdutores PA

Foi realizada uma simulação utilizando o transdutor PA. A fim de possibilitar a comparação com os sinais oriundos dos transdutores monoelemento foram adotados os mesmos valores

de  $R_a$ , variando-os de 0 a  $30 \mu m$ . A distorção induzida pela rugosidade no sinal e no espectro de frequência é mostrada na Fig. 54, que exibe os sinais referentes às superfícies rugosas para  $R_a = 5, 13, 21 e 29 \mu m$ , comparando-os com a superfície de referência ( $R_a = 0 \mu m$ ). Nos sinais

**Figura 54 – Sinais e espectros obtidos por simulação utilizando as configurações do transdutor PA para diferentes níveis de rugosidade. (a), (b), (c) e (d) Sinais de referência obtidos a partir de uma superfície lisa e sinais sob análise, obtidos a partir de superfícies rugosas; (e), (f), (g) e (d) Espectro dos sinais de referência e dos sinais sob análise; (a) e (e)  $R_a = 5 \mu m$ ; (b) e (f)  $R_a = 13 \mu m$ ; (c) e (g)  $R_a = 21 \mu m$ ; (d) e (h)  $R_a = 29 \mu m$ .**



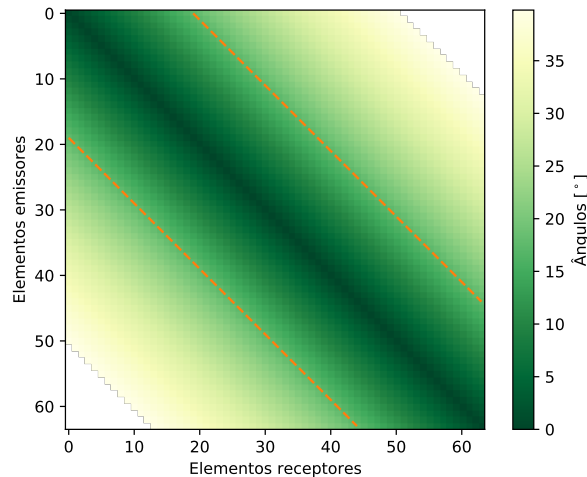
Fonte: a autora (2023).

simulados, a atenuação causada pela rugosidade pode ser observada tanto no sinal quanto no espectro de frequência. À medida que aumenta o nível da rugosidade a amplitude dos sinais diminuem. O efeito da atenuação no espectro de frequência também é facilmente observado.

Como as aquisições foram realizadas no formato FMC, muitos pares distintos de elementos emissores e receptores podem ser formados. Os ângulos formados por todas as combinações de elementos desta simulação são exibidos na Fig. 55. Na diagonal principal temos as aquisições pulso-eco. As demais diagonais são compostas por pares de elementos com distância comum entre si. Sendo assim, a diagonal imediatamente superior (e inferior) à diagonal principal é composta por sinais de dois elementos vizinhos. A medida em que se afasta o elemento emissor do receptor, as respectivas diagonais afastam-se da diagonal principal.

Para estimar a rugosidade, foram utilizados os *A-scans* que compõem a faixa diagonal central mostrada na Fig. 55. Quando é utilizado os sinais pulso-eco, os 64 *A-scans* são utilizados para calcular a matriz  $B$ . No caso em que são utilizados sinais *pitch-catch*, as diagonais paralelas à diagonal principal são utilizadas para calcular a matriz  $B$ . Por exemplo, ao utilizar uma abertura

**Figura 55 – Mapeamento dos ângulos formados entre elementos emissores e receptores. A diagonal principal é formada pelo mesmo elemento emitindo e recebendo o sinal, com ângulo de  $0^\circ$ , enquanto os demais valores são formados por elementos distintos emitindo e recebendo. A linha pontilhada indica o limite indicado pela diretividade dos elementos.**



**Fonte: a autora (2023).**

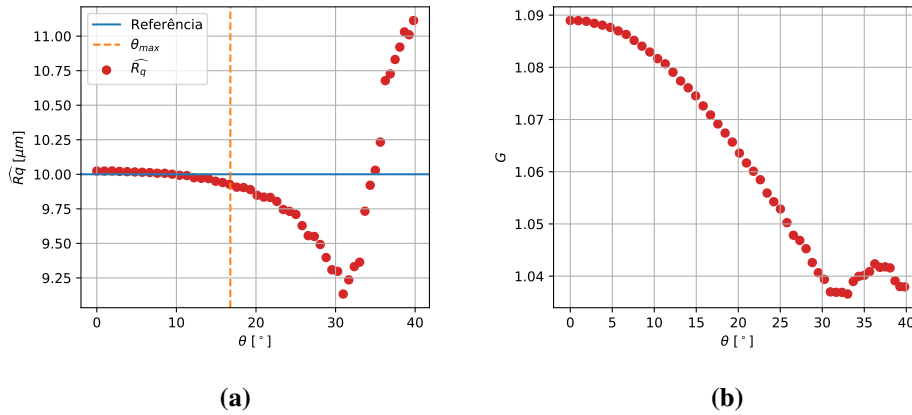
ativa equivalente a 10 elementos, são utilizados os sinais pulso-eco mais 18 diagonais adjacentes, 9 acima e 9 abaixo da diagonal principal.

A grandeza estimada é  $\widehat{R}_q$ , portanto, é preciso realizar a conversão dos valores de  $R_a$  configurados na simulação em  $R_q$ . Essa relação entre os valores configurados no simulador e as estimativas resultantes dos sinais pulso-eco é  $R_q = 0,67R_a$ . Esta razão é 13% menor quando comparado com o valor obtido para os transdutores monoelemento.

O objetivo da aplicação de transdutores lineares é usufruir da diversidade angular dos sinais. Para exemplificar, os valores de  $\widehat{R}_q$  são calculados com diferentes pares de elementos ativos, como ilustra a Fig. 56. Cada ponto da imagem é calculada com a diagonal da matriz em que os elementos emissores e receptores formam um mesmo valor de ângulo. Desta forma, pode-se estimar a rugosidade sob diferentes ângulos de incidência. As estimativas tendem a estar mais próximas dos valores corretos quando os elementos receptores estão mais próximos do emissor, isto é, para ângulos menores. Para os elementos mais distantes, os valores estimados apresentam uma variação significativa. Na Fig. 56(a), é indicado o limite  $\theta_{max} = 16,78^\circ$ , ângulo que determina a distância máxima entre elementos emissor e receptor. Esse valor é definido pela diretividade do elemento. Também observa-se que a partir do quinquagésimo elemento a amplitude do sinal não possibilita estimar  $\widehat{R}_q$ . A abertura ativa utilizada na estimação depende da configuração adotada na simulação.

Assim como no caso dos transdutores monoelemento, foram realizadas simulações com

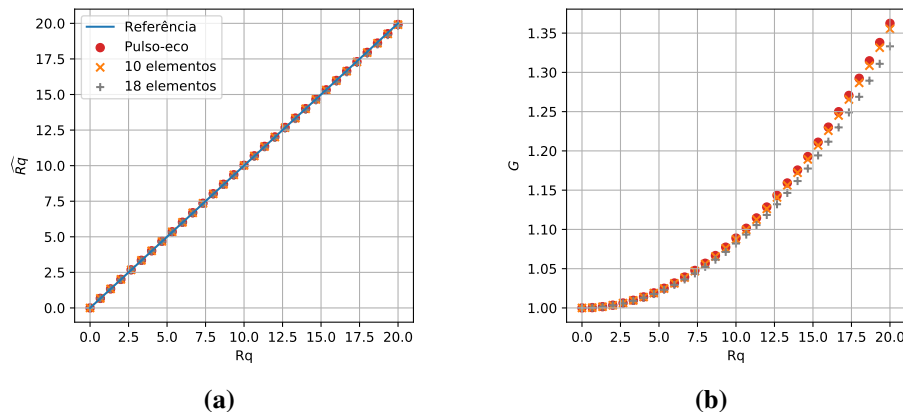
**Figura 56** – Valores de  $\widehat{R}_q$  obtidos para diferentes pares de elementos ativos com sinais simulados. (a)  $\widehat{R}_q$  em função do ângulo de incidência. Como referência constante é utilizado o valor de  $R_q = R_a/1,5$ , sendo  $R_a$  o valor adotado na simulação. O limite  $\theta_{max}$  é determinado pela diretividade do elemento; (b) Valores de ganhos resultantes da regressão linear.



Fonte: a autora (2023).

a valores de  $R_a$  variando de 0 a 30  $\mu m$ . As estimativas obtidas são mostradas na Fig. 57. Os

**Figura 57** – Valores de  $\widehat{R}_q$  obtidos dos sinais simulados utilizando o transdutor PA. Foram adotadas três condições: primeira, utilizando apenas os sinais pulso-eco; segunda, utilizando uma abertura ativa com 10 elementos; terceira, utilizando uma abertura ativa de 18 elementos (número máximo de elementos dado o limite determinado pela diretividade). (a) Compara os valores de  $\widehat{R}_q$  com os valores adotados na simulação  $R_q = R_a/1,5$ . (b) Valores de ganhos resultantes da regressão linear.

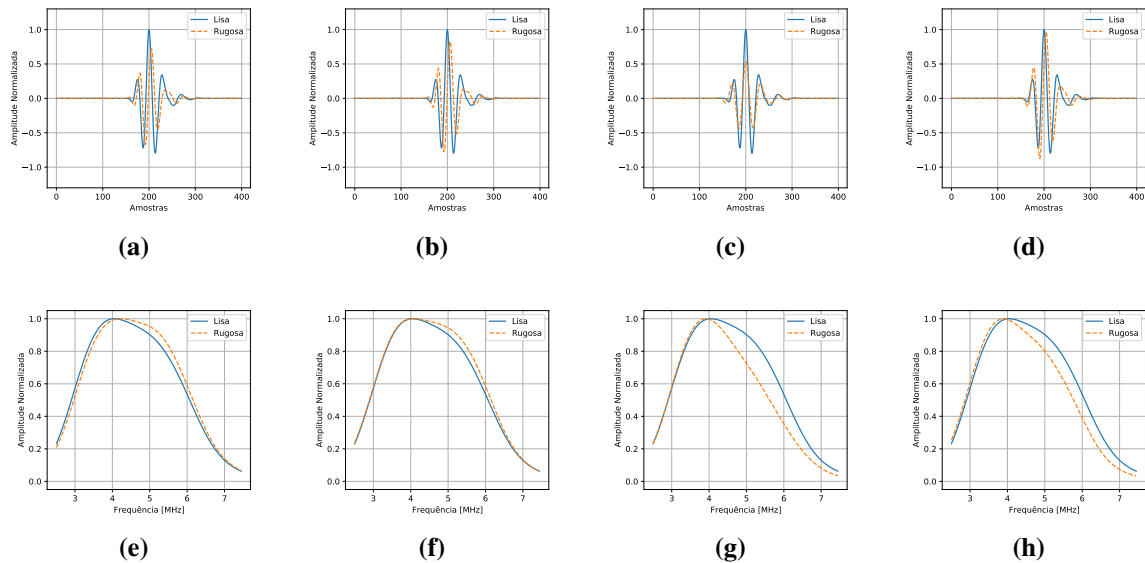


Fonte: a autora (2023).

valores de  $\widehat{R}_q$  tendem a estar corretos, pois o modelo utilizado pelo simulador e pelo estimador são os mesmos, os erros relativos entre  $\widehat{R}_q$  e  $R_q$  foram menores que 1%. A utilização de vários elementos resultou em erros relativos menores para os níveis de rugosidade menores, enquanto que a utilização do sinal pulso-eco apresentou erros relativos menores para níveis de rugosidade maiores.

Foram realizados experimentos utilizando as lixas e o transdutor PA. Os sinais de eco reais e seus respectivos espectros são exibidos na Fig. 58. No sinal de referência real ocorre uma

**Figura 58 – Sinais e espectros obtidos a partir de dados reais utilizando o transdutor PA. A superfície lisa tem  $R_q = 0,52 \mu\text{m}$  e como superfície rugosa foram utilizadas as lixas  $600_v$ ,  $400_v$ ,  $280_v$  e  $180_h$ . (a), (b), (c) e (d) Sinais de referência obtidos a partir da superfície lisa e sinais sob análise, obtidos a partir das superfícies rugosas; (e), (f), (g) e (h) Espectro dos sinais de referência e dos sinais sob análise; (a) e (e)  $R_q = 9,78 \mu\text{m}$ ; (b) e (f)  $R_q = 12,24 \mu\text{m}$ ; (c) e (g)  $R_q = 19,46 \mu\text{m}$ ; (d) e (h)  $R_q = 26,10 \mu\text{m}$ .**



Fonte: a autora (2023).

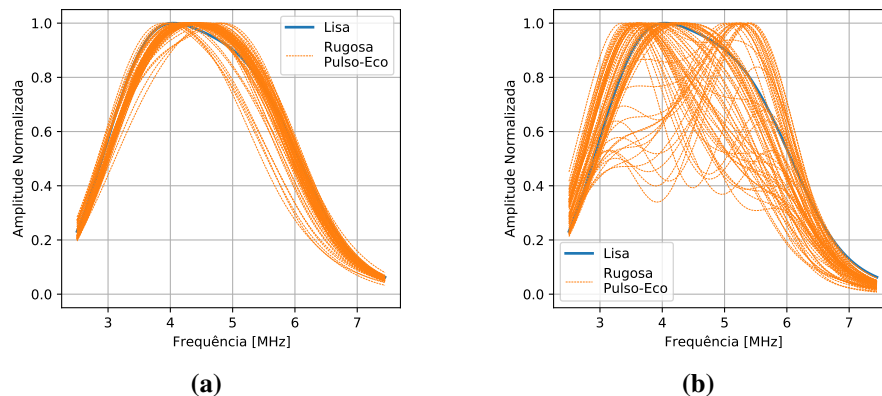
inversão de fase, isso ocorre pois a impedância acústica do aço é maior que a impedância acústica da água. Todavia, com o objetivo de facilitar a comparação com a Fig. 54, esses sinais foram matematicamente invertidos para mostrar os sinais em fase com os sinais das superfícies rugosas. Ao contrário dos sinais simulados, a amplitude dos sinais não decrescem proporcionalmente ao aumento da rugosidade e os espectros perdem o formato gaussiano, apresentando um achatamento na parte central.

Para possibilitar uma comparação com os sinais resultantes dos ensaios com o transdutor monoelemento (Fig. 51) foram reproduzidos os sinais para o mesmo conjunto de corpos de prova. Neste caso também não é possível inferir sobre os efeitos da rugosidade nos sinais. Embora a largura de banda dos transdutores sejam diferentes, sendo de 0,31 para o transdutor monoelemento de 5 MHz (A110S) e 0,5 para o transdutor PA, pode-se constatar que a frequência central observada nos espectros de frequência está em torno de 4 MHz. Enquanto no caso monoelemento nota-se um deslocamento da banda passante, no caso do transdutor PA verifica-se um efeito maior nas frequências acima da frequência central. Nos espectros referentes aos sinais refletidos pelas superfícies menos rugosa ocorre uma amplificação na faixa de frequência entre 4

e 6,5 MHz, enquanto para as superfícies mais rugosas ocorre uma atenuação para frequências maiores que 4 MHz. Porém, em ambos experimentos, percebe-se que a frequência central do espectro tende a diminuir à medida em que a rugosidade da superfície aumenta.

Em alguns casos, a distorção observada nos espectros resultantes dos sinais obtidos por diferentes elementos transdutores não tem características similares, como ilustra a Fig. 59. Como exemplo, temos os espectros para cada um dos sinais pulso-eco obtidos das inspeções nas posições vertical e horizontal da mesma lixa. Enquanto os espectros da Fig. 59(a) mostram atenuações uniformes, os espectros da Fig. 59(b) apresentam distorções distintas. De modo geral, em todas as inspeções realizadas, estas distorções são mais acentuadas no sentido horizontal, independente do nível de rugosidade.

**Figura 59 – Espectros dos 64 sinais pulso-eco resultantes dos experimentos utilizando o transdutor PA. A superfície lisa tem  $R_q = 0,52 \mu m$  e como superfície rugosa foram utilizadas as lixas  $400_v$  e  $400_h$ . (a)  $R_q = 12,15 \mu m$ ; (b)  $R_q = 12,24 \mu m$ .**



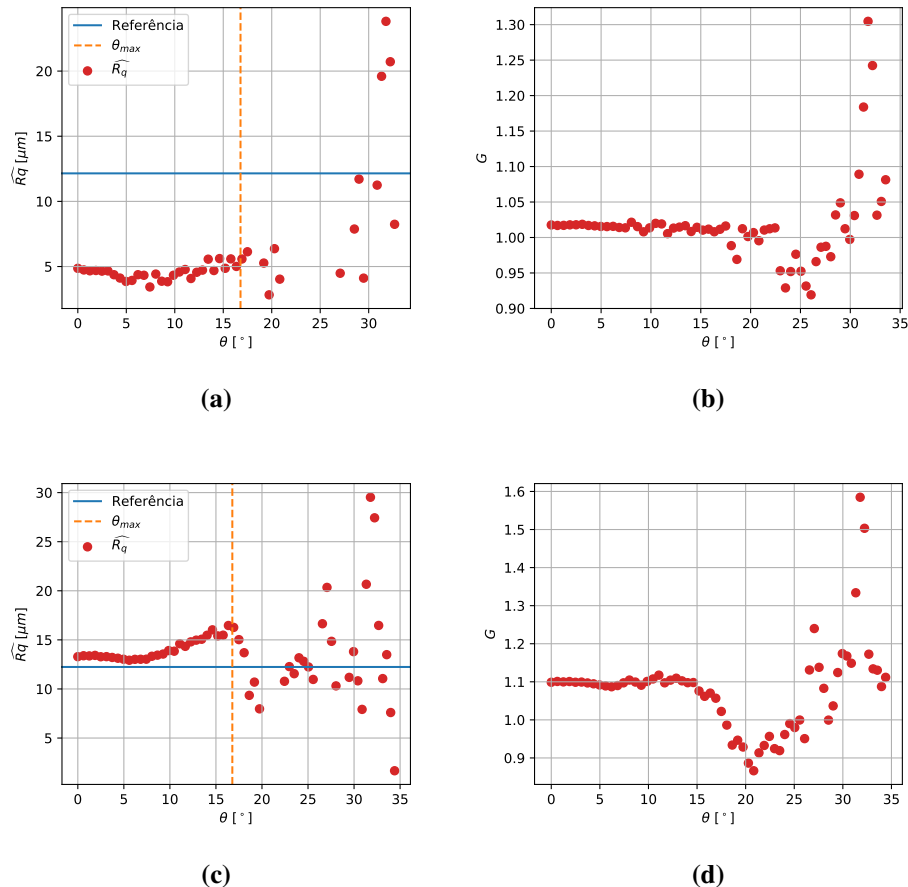
**Fonte: a autora (2023).**

O objetivo da aplicação de transdutores lineares é usufruir da diversidade angular dos sinais. Para exemplificar, os valores de  $\widehat{R}_q$  são calculados com diferentes pares de elementos ativos, como ilustra a Fig. 56. Cada ponto da imagem é calculada com a diagonal da matriz em que os elementos emissores e receptores formam um mesmo valor de ângulo.

Com esses sinais foram estimados os valores de  $\widehat{R}_q$  e ganho para diferentes pares de elementos ativos, como mostra a Fig. 60. Ao contrário dos valores de  $\widehat{R}_q$  com sinais simulados, nos sinais experimentais tem-se um comportamento mais uniforme até  $\theta_{max}$ , e totalmente disperso para ângulos maiores  $\theta_{max}$ . Observa-se que para a mesma lixa, as estimativas resultantes de diferentes ângulos na posição horizontal concentram-se em valores distantes dos obtidos com o rugosímetro. Já na posição vertical, as estimativas têm valores mais próximos ao valor de referência. Nesses sinais, considerando as pequenas variações de altura entre o transdutor e as



**Figura 60** – Valores de  $\widehat{R}_q$  e ganho calculados para diferentes pares de elementos ativos com sinais simulados para a lixa 400 em ambos sentidos. (a) e (c) Os valores de  $\widehat{R}_q$  são dados em função do ângulo de incidência. O valor medido com o rugosímetro é utilizado como referência constante. O limite adotado devido à diretividade do elemento é dado por  $\theta_{max}$ ; (b) e (d) Valores de ganhos resultantes da regressão linear. (a) e (b) Lixa 400<sub>h</sub> -  $R_q = 12,15 \mu m$ ; (c) e (d) Lixa 400<sub>v</sub> -  $R_q = 12,24 \mu m$ .



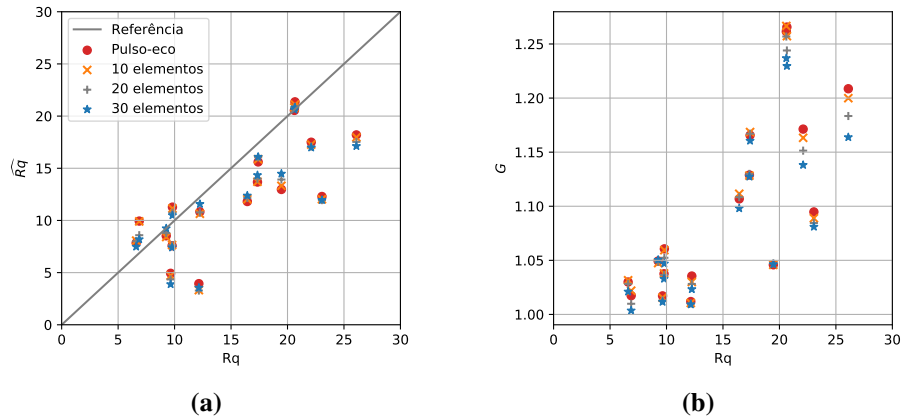
Fonte: a autora (2023).

lixa, a abertura ativa varia entre 28 e 30 elementos.

As estimativas resultantes da aplicação do modelo de regressão linear aos sinais reais é mostrada na Fig. 61. Foram realizadas quatro estimativas utilizando aberturas ativas distintas. Na primeira, foram utilizados apenas os sinais pulso-eco, que consiste nos dados da diagonal principal do transdutor. Na segunda, foi utilizada uma abertura ativa correspondente a 10 elementos, que resulta na utilização dos dados de 19 diagonais (a diagonal principal, nove diagonais adjacentes acima e nove diagonais adjacentes abaixo). Na terceira e quarta as aberturas ativas correspondem a 20 e 30 elementos. O eixo das abscissas representa os valores medidos com o rugosímetro e o eixo das ordenadas os valores estimados por ultrassom.

Como alguns valores de  $R_q$  são muito próximos, vários pontos do gráfico se sobrepõem, sendo mais fácil analisar os resultados pela Tab. 10, em que são mostrados os valores de  $\widehat{R}_q$  e

**Figura 61** – Valores de  $\widehat{R}_q$  obtidos de sinais experimentais utilizando o transdutor PA. Foram adotadas três condições: primeira, utilizando apenas os sinais pulso-eco; segunda, utilizando uma abertura ativa com 10 elementos; terceira, utilizando uma abertura ativa de 18 elementos (número máximo de elementos dado o limite determinado pela diretividade). (a) Compara os valores de  $\widehat{R}_q$  com os valores medidos com o rugosímetro. (b) Valores de ganhos resultantes da regressão linear.



Fonte: a autora (2023).

o erro relativo absoluto entre os valores medidos como o rugosímetro e os valores obtidos por ultrassom.

**Tabela 10** – Comparativo entre os valores de rugosidades estimados por ultrassom e os valores medidos com o rugosímetro para cada lixa utilizando o transdutor PA. Para cada estimativa é calculado o erro relativo entre  $R_q$  e  $\widehat{R}_q$ , em valores absolutos.

Lixa	$R_q$	Pulso-eco		10 elementos		20 elementos		30 elementos	
		$\widehat{R}_q$	Erro [%]	$\widehat{R}_q$	Erro [%]	$\widehat{R}_q$	Erro [%]	$\widehat{R}_q$	Erro [%]
180 <sub>h</sub>	26,10	18,20	30,28	17,96	31,18	17,53	32,85	17,12	34,39
180 <sub>v</sub>	32,39	17,04	47,39	17,08	47,27	17,10	47,20	16,91	47,81
220 <sub>h</sub>	23,05	12,29	46,66	12,03	47,81	11,95	48,17	11,95	48,14
<b>220<sub>v</sub></b>	<b>17,40</b>	15,61	10,31	<b>15,86</b>	<b>8,84</b>	<b>16,06</b>	<b>7,72</b>	<b>16,10</b>	<b>7,47</b>
<b>240<sub>h</sub></b>	<b>20,61</b>	<b>20,54</b>	<b>0,33</b>	<b>20,82</b>	<b>1,04</b>	<b>20,83</b>	<b>1,05</b>	<b>20,61</b>	<b>0,01</b>
<b>240<sub>v</sub></b>	<b>20,66</b>	<b>21,37</b>	<b>3,42</b>	<b>21,11</b>	<b>2,17</b>	<b>20,89</b>	<b>1,11</b>	<b>20,82</b>	<b>0,77</b>
280 <sub>h</sub>	22,10	17,50	20,83	17,27	21,85	17,09	22,69	16,98	23,15
280 <sub>v</sub>	19,46	12,97	33,35	13,32	31,54	13,92	28,47	14,48	25,59
320 <sub>h</sub>	17,34	13,68	21,11	13,71	20,95	14,00	19,27	14,33	17,33
320 <sub>v</sub>	16,44	11,81	28,13	12,03	26,82	12,16	26,01	12,38	24,70
<b>360<sub>h</sub></b>	<b>9,26</b>	<b>8,53</b>	<b>7,91</b>	<b>8,41</b>	<b>9,15</b>	<b>8,79</b>	<b>5,03</b>	<b>9,24</b>	<b>0,23</b>
<b>360<sub>v</sub></b>	<b>9,81</b>	11,28	14,94	11,14	13,59	<b>10,73</b>	<b>9,43</b>	<b>10,49</b>	<b>6,96</b>
400 <sub>h</sub>	12,15	3,94	67,55	3,32	72,66	3,28	72,99	3,56	70,74
<b>400<sub>v</sub></b>	<b>12,24</b>	10,83	11,55	10,64	13,08	10,77	12,00	<b>11,58</b>	<b>5,42</b>
500 <sub>h</sub>	6,60	7,85	18,97	8,07	22,24	8,01	21,37	7,48	13,38
500 <sub>v</sub>	6,87	9,94	44,69	9,91	44,20	8,59	24,99	8,19	19,17
600 <sub>h</sub>	9,65	4,93	48,88	4,71	51,20	4,35	54,92	3,88	59,76
600 <sub>v</sub>	9,78	7,58	22,52	7,65	21,82	7,63	21,97	7,40	24,34

Fonte: a autora (2023).

As estimativas com erro menor que 10% estão em destaque. Em aproximadamente 60% das estimativas, o erro relativo diminuiu ao utilizar a abertura angular máxima. Utilizando sinal

pulso-eco, o erro relativo é menor que 10% em apenas 3 estimativas, enquanto que ao utilizar 30 elementos, 6 estimativas tiveram erros menores que 10%.

Como visto no início da seção, os corpos de prova utilizados não atendem completamente às restrições do modelo, sendo as variações de altura proporcional ao comprimento de autocorrelação. Dado que o método é dependente do sinal de referência, seria ideal ter um corpo de prova semelhante às lixas (em termos de espessura e material) para se obter uma referência lisa, todavia isso não foi possível. Na montagem do ensaio, as lixas foram fixadas na estrutura com a superfície plana, todavia após um tempo imersa, as lixas absorvem água e expandem levemente, causando um leve abaulamento na superfície. Todos esses fatores podem ter afetado as estimativas.

### 4.3 CONSIDERAÇÕES

Neste capítulo foram apresentados os resultados obtidos da aplicação dos métodos proposto no Capítulo 3. A estimação de diretividade foi realizada a partir de simulações e ensaios, e a função diretividade resultante da aplicação do método proposto na Seção 3.1 foi comparada aos modelos teóricos da Seção 2.1. Conforme relatado por Duxbury *et al.* (2013), a função diretividade experimental representa um feixe sonoro mais colimado do que o esperado teoricamente. Ambas funções, teórica e experimental, foram utilizadas para a compensação dos efeitos de diretividade em imagens TFM, sendo que a função obtida experimentalmente resultou em uma compensação mais uniforme.

A estimação de rugosidade foi abordada por dois métodos distintos. Primeiro foi analisada a abordagem completa descrita na Seção 3.2.1 com dados simulados. Em virtude das inconsistências encontradas entre o modelo teórico e os sinais simulados, esta abordagem foi abandonada. O modelo mais conciso, proposto na Seção 3.2.4, foi aplicado a sinais simulados e experimentais utilizando transdutores monoelemento e PA. As estimativas de rugosidade com sinais simulados foram corretas, com erros relativos menores que 1%. Enquanto que, para sinais experimentais apenas 6 dos 18 dos corpos de prova testados apresentaram erros relativos menores que 10%. A utilização da diversidade angular contida nos sinais obtidos com o transdutor reduziu o erro relativo para 60% dos corpos de prova, quando comparado com as estimativas utilizando apenas sinais pulso-eco.

## 5 CONCLUSÃO

Esta tese discorre sobre a avaliação da função diretividade em transdutores lineares e a caracterização de nível de rugosidade de superfícies. A diretividade é um dos parâmetros do transdutor ultrassônico que indica a atenuação dos sinais em função dos ângulos de emissão e recepção. Portanto, é importante conhecer os limites reais de diretividade para garantir a qualidade da reconstrução de imagens, principalmente nas regiões fora da abertura ativa do transdutor. A rugosidade é um parâmetro do objeto inspecionado que, além do efeito de atenuação no sinal de ultrassom, é importante na fabricação de peças mecânicas que exigem textura de superfícies específicas.

Para a estimação de diretividade, foi apresentado um estudo completo compondo-se da fundamentação teórica, do método de avaliação proposto e dos resultados. Ao contrário de outros métodos de avaliação prática de diretividade, o método proposto não requer equipamentos específicos. Para a avaliação da função diretividade experimental em transdutores lineares foram utilizados apenas o sistema de ultrassom e um fio de aço inoxidável polido com 0,12 mm de diâmetro como refletor em um ensaio por imersão. A equação utilizada para extrair a função diretividade dos *A-scans* foi desenvolvida com base num modelo de medição linear e invariante no tempo. A simplicidade em termos de equipamentos necessários e processamento de dados é a principal vantagem do método proposto.

A posição do refletor em relação ao transdutor mostrou-se relevante para o método, pois um posicionamento impreciso resulta em erros na função diretividade estimada. Portanto, para corrigir este problema, foi desenvolvido um algoritmo que gera uma estimativa da posição real do refletor.

Para o modelo do transdutor PA sob teste foram construídas duas funções diretividade, uma utilizando dados simulados, e outra, dados experimentais. Verificou-se que o lóbulo principal da função diretividade experimental é mais colimado se comparado com as funções teórica e simulada. As curvas empíricas resultantes não apresentam os pontos cegos presentes na função teórica, desaparecendo a distinção exata entre lóbulo principal e lóbulo lateral. Isso acontece pois o modelo teórico é monocromático, utilizando apenas a frequência central do transdutor, enquanto que a função diretividade experimental é gerada por um transdutor com uma largura de banda de 50% contendo frequências entre 2,5 e 7,5 MHz.

As funções diretividade teórica e experimental foram utilizadas para compensar os

efeitos da diretividade em imagens reconstruídas com o algoritmo TFM. A amplificação gerada pela CTFM-*e* mostrou-se mais homogênea, resultando em valores de SNR, CNR e CR maiores que os obtidos da aplicação do CTFM-*t*.

Para a estimação de rugosidade, foram apresentados os conceitos sobre textura de superfície e a fundamentação do modelo PSA que embasa a estimação de rugosidade por ultrassom. A partir disto, é proposto dois modelos para estimação de rugosidade e os respectivos resultados.

Primeiro, foi apresentada uma abordagem utilizando uma regressão não linear conjunta das atenuações presentes no caminho do feixe sonoro, considerando as atenuações nos meios de propagação, a diretividade, o espalhamento geométrico e a rugosidade. Para obter os parâmetros relacionados à superfície externa utiliza-se apenas os ecos de reflexão nesta superfície, enquanto que, para determinar os parâmetros relacionados à superfície interna são considerados os ecos transmitidos na superfície externa e a reflexão na superfície interna. Os modelos teóricos que compõem o estimador foram avaliados individualmente com sinais simulados e foram encontradas inconsistências que impossibilitaram a validação do modelo completo.

Por consequência, para viabilizar a realização de experimentos, foi proposto o modelo de regressão linear embasado no modelo PSA. Esse modelo considera a atenuação devida à rugosidade no domínio da frequência e um ganho constante, e mostrou-se consistente na análise a partir de sinais simulados. Para os experimentos, foram utilizadas lixas d'água com diferentes granulometrias como superfície rugosa, quatro transdutores monoelemento e um transdutor linear. Verificou-se que a atenuação observada a partir dos sinais experimentais não são descritas corretamente pelo modelo teórico e, conseqüentemente, os valores de erro relativo das estimativas de rugosidade variam significativamente.

Utilizando transdutores monoelemento, o modelo proposto resultou em erros relativos variando entre 5 e 121,29% (o valor de 368% foi considerado atípico e excluído das estatísticas), equivalendo aos valores apresentados no estado da arte. No entanto, utilizando o transdutor linear e a diversidade angular limitada ao ângulo máximo de diretividade do transdutor, os erros relativos reduziram para uma faixa entre 0 a 70%, sendo que um terço das estimativas apresentaram erros menores que 10%. Ou seja, o modelo de regressão linear utilizando o transdutor linear e a diversidade espacial contida no FMC reduziu os valores de erro das estimativas de rugosidade quando comparado aos métodos que utilizam transdutores monoelemento.

## 6 TRABALHOS FUTUROS

O método desenvolvido para estimar diretividade obteve resultados consistentes, todavia alguns itens podem ser aperfeiçoados. Destacam-se as seguintes observações:

- Eliminar a influência do *crosstalk* na estimação de diretividade.
- O método proposto foi aplicado apenas a transdutores lineares, sendo interessante validá-lo com modelos distintos de transdutores, incluindo transdutores matriciais.
- Foram utilizados apenas sinais de pulso-eco para obter a função diretividade. Portanto, pode ser considerada a possibilidade do uso do FMC completo.
- Existem diferenças significativas entre o modelo teórico e o resultado experimental, como a largura do lóbulo principal e a ausência dos lóbulos laterais. Assim, um modelo de referência que descreva com mais precisão o transdutor em teste (considerando a largura de banda) pode ser desenvolvido.

Sobre a caracterização do nível de rugosidade em superfícies, uma série de testes e melhorias podem ser realizadas a fim de obter modelos de estimação mais robustos:

- Nas simulações utilizando o CIVA, os resultados são determinados pelos modelos utilizados pelo simulador. Portanto, é importante utilizar um simulador de ondas elásticas, com a finalidade de encontrar os limites do modelo PSA.
- Os corpos de prova utilizados não atendem completamente as especificações do modelo, então, é necessário especificar outros tipos de superfície de teste que atendam as restrições do modelo (distribuição gaussiana e comprimento de autocorrelação muito maior que as variações de altura).

## REFERÊNCIAS

- ABNT. **ABNT NBR ISO 4287: 2002: especificações geométricas do produto (GPS). Rugosidade: método do perfil: termos, definições e parâmetros da rugosidade.** [S.l.]: Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2002.
- BERGNER, F.; POPP, K. Mechanisms of ultrasonic attenuation in a bainitic low-alloy steel. **Scripta Metallurgica et Materialia**, v. 24, n. 7, p. 1357–1362, 1990. ISSN 0956-716X. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0956716X9090356L>.
- BIRT, E A; SMITH, R A; SCRUBY, C B; JONES, L D. Improved ultrasonic spectroscopy procedure for roughness measurement of hidden corroded surfaces. **Insight - Non-Destructive Testing and Condition Monitoring**, v. 46, n. 3, p. 151–156, 2004. ISSN 1354-2575. Disponível em: <https://www.ingentaconnect.com/content/bindt/insight/2004/00000046/00000003/art00006>.
- BJÖRCK, Åke. **Numerical Methods for Least Squares Problems.** Society for Industrial and Applied Mathematics, 1996. Disponível em: <https://epubs.siam.org/doi/abs/10.1137/1.9781611971484>.
- CANNEY, Michael S.; BAILEY, Michael R.; CRUM, Lawrence A.; KHOKHLOVA, Vera A.; SAPOZHNIKOV, Oleg A. Acoustic characterization of high intensity focused ultrasound fields: A combined measurement and modeling approach. **The Journal of the Acoustical Society of America**, v. 124, n. 4, p. 2406–2420, 2008. Disponível em: <https://doi.org/10.1121/1.2967836>.
- CARCREFF, Ewen; BOURGUIGNON, Sébastien; IDIER, Jérôme; SIMON, Laurent. A linear model approach for ultrasonic inverse problems with attenuation and dispersion. **IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control**, v. 61, n. 7, p. 1191–1203, 2014.
- CIVA. **CIVA NDE 2017: User Manual.** [S.l.], 2017.
- COMMISSION, International Electrotechnical *et al.* Iec 61102. **Measurement and characterisation of ultrasonic fields using hydrophones in the frequency range 0.5–15 MHz,** IEC, p. 111, 1991.
- DELANNOY, B.; LASOTA, H.; BRUNEEL, C.; TORGUET, R.; BRIDOUX, E. The infinite planar baffles problem in acoustic radiation and its experimental verification. **Journal of Applied Physics**, v. 50, n. 8, p. 5189–5195, 1979. Disponível em: <https://aip.scitation.org/doi/abs/10.1063/1.326656>.

DOCTOR, S.R.; HALL, T.E.; REID, L.D. Saft — the evolution of a signal processing technology for ultrasonic testing. **NDT International**, v. 19, n. 3, p. 163–167, 1986. ISSN 0308-9126. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0308912686901057>.

DRINKWATER, Bruce W.; WILCOX, Paul D. Ultrasonic arrays for non-destructive evaluation: A review. **NDT & E International**, v. 39, n. 7, p. 525–541, 2006. ISSN 0963-8695. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0963869506000272>.

DUXBURY, D.J.; RUSSELL, J.D.; LOWE, M.J.S. Accurate two-dimensional modelling of piezo-composite array transducer elements. **NDT & E International**, v. 56, p. 17–27, jun 2013. ISSN 09638695. Disponível em: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0963869512001612>.

FATEMI, Mostafa; KAK, A.C. Ultrasonic b-scan imaging: Theory of image formation and a technique for restoration. **Ultrasonic Imaging**, v. 2, n. 1, p. 1–47, 1980. ISSN 0161-7346. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0161734680902011>.

GUNARATHNE, GP Premasiri; CHRISTIDIS, Konstantinos. Measurements of surface texture using ultrasound. *In: IEEE. Proceedings of the 17th IEEE Instrumentation and Measurement Technology Conference [Cat. No. 00CH37066]*. 2000. v. 2, p. 611–616. Disponível em: <https://ieeexplore.ieee.org/document/848810>.

HASEGAWA, Hideyuki; KANAI, Hiroshi. Effect of element directivity on adaptive beamforming applied to high-frame-rate ultrasound. **IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control**, IEEE, v. 62, n. 3, p. 511–523, 2015. ISSN 08853010. Disponível em: <https://ieeexplore.ieee.org/document/7055445>.

HELLIER, Charles J. **Handbook of nondestructive evaluation**. Third edition. [S.l.]: McGraw-Hill Education, 2013.

HOLMES, Caroline; DRINKWATER, Bruce W.; WILCOX, Paul D. Post-processing of the full matrix of ultrasonic transmit–receive array data for non-destructive evaluation. **NDT & E International**, v. 38, n. 8, p. 701–711, 2005. ISSN 0963-8695. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0963869505000721>.

JOHNSON, N. L. Systems of frequency curves generated by methods of translation. **Biometrika**, [Oxford University Press, Biometrika Trust], v. 36, n. 1/2, p. 149–176, 1949. ISSN 00063444. Disponível em: <http://www.jstor.org/stable/2332539>.

KINSLER, Lawrence E; FREY, Austin R; COPPENS, Alan B; SANDERS, James V. **Fundamentals of acoustics**. [S.l.: s.n.], 1999. 560 p.

LEACH, Richard (Ed.). **Characterisation of areal surface texture**. [S.l.]: Springer Berlin, Heidelberg, 2013.



LIAN, M; LIU, H; ZHOU, L; ZHANG, T; LIU, B; WANG, Y. Ultrasonic roughness measurement based on scattering attenuation. **Surface Topography: Metrology and Properties**, IOP Publishing, v. 7, n. 1, p. 015001, jan 2019. Disponível em: <https://doi.org/10.1088/2051-672x/aafa4f>.

LINGVALL, Fredrik; OLOFSSON, Tomas; STEPINSKI, Tadeusz. Synthetic aperture imaging using sources with finite aperture: Deconvolution of the spatial impulse response. **The Journal of the Acoustical Society of America**, v. 114, n. 1, p. 225–234, 2003. ISSN 0001-4966. Disponível em: <https://doi.org/10.1121/1.1575746>.

MORRIS, Paul; HURRELL, Andrew; SHAW, Adam; ZHANG, Edward; BEARD, Paul. A Fabry–Pérot fiber-optic ultrasonic hydrophone for the simultaneous measurement of temperature and acoustic pressure. **The Journal of the Acoustical Society of America**, v. 125, n. 6, p. 3611–3622, jun 2009. ISSN 0001-4966. Disponível em: <http://asa.scitation.org/doi/10.1121/1.3117437>.

MORSE, Philip McCord; INGARD, K Uno. **Theoretical acoustics**. [S.l.]: Princeton university press, 1986.

MOURA, H. L. de; SILVA, V. d. O.; GUARNERI, G. A.; GUERREIRO, M. T. L.; PASSARIN, T. A. R.; PIRES, G. P.; PIPA, D. R. Image-based ultrasound speed estimation in isotropic materials. **IEEE Sensors Journal**, v. 20, n. 21, p. 12903–12913, 2020.

NAGY, Peter B; ADLER, Laszlo. Surface roughness induced attenuation of reflected and transmitted ultrasonic waves. **The Journal of the Acoustical Society of America**, Acoustical Society of America, v. 82, n. 1, p. 193–197, 1987. Disponível em: <https://doi.org/10.1121/1.395545>.

NAGY, Peter B; ROSE, James H. Surface roughness and the ultrasonic detection of subsurface scatterers. **Journal of applied physics**, American Institute of Physics, v. 73, n. 2, p. 566–580, 1993. Disponível em: <https://doi.org/10.1063/1.353366>.

NARAYANA, P.A.; OPHIR, J. A closed form method for the measurement of attenuation in nonlinearly dispersive media. **Ultrasonic Imaging**, v. 5, n. 1, p. 17–21, 1983. ISSN 0161-7346. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0161734683900974>.

NGUYEN, Chanh Nghia; SUGINO, Masaki; KUROKAWA, Yu; INOUE, Hirotsugu. Ultrasonic evaluation of the pitch of periodically rough surfaces from back side. **Mechanical Engineering Journal**, The Japan Society of Mechanical Engineers, v. 4, n. 5, p. 17–00278–17–00278, 2017. Disponível em: [https://www.jstage.jst.go.jp/article/mej/4/5/4\\_17-00278/\\_article](https://www.jstage.jst.go.jp/article/mej/4/5/4_17-00278/_article).

NOCEDAL, Jorge; WRIGHT, Stephen J. **Numerical optimization**. 2e. ed. New York, NY, USA: Springer, 2006.

OLYMPUS. **Ultrasonic Transducers: wedges, cables, test blocks**. www.olympus-ims.com, 2019.

Olympus NDT. **Innovation in NDT: Product Catalog**. www.ndteng.com, 2006.

Olympus NDT. **Introduction to Surface Roughness Measurement: Roughness measurement guidebook**. www.olympus-ims.com/en/metrology/surface-roughness-measurement-portal, 2017.

Olympus NDT. **Ultrasonic Transducers: Technical Notes**. [S.l.], 2019. Disponível em: <https://www.olympus-ims.com/en/resources/white-papers/ultrasonic-transducer-technical-notes/>.

OSIPOV, Andrey V.; TRETYAKOV, Sergei A. **Modern Electromagnetic Scattering Theory with Applications**. Chichester, UK: John Wiley & Sons, Ltd, 2017. ISBN 9781119004639. Disponível em: <http://doi.wiley.com/10.1002/9781119004639>.

PESQUE, P.; FINK, M. Effect of the Planar Baffle Impedance in Acoustic Radiation of a Phased Array Element Theory and Experimentation. *In: IEEE 1984 Ultrasonics Symposium*. IEEE, 1984. p. 1034–1038. Disponível em: <http://ieeexplore.ieee.org/document/1535402/>.

PRADO, Tatiana de A.; MOURA, Hector L.; PASSARIN, Thiago A.R.; GUARNERI, Giovanni A.; PIRES, Gustavo P.; PIPA, Daniel R. A straightforward method to evaluate the directivity function of ultrasound imaging systems. **NDT & E International**, v. 119, p. 102402, apr 2021. ISSN 09638695. Disponível em: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0963869521000013>.

RINDAL, Ole Marius Hoel; AUSTENG, Andreas; FATEMI, Ali; RODRIGUEZ-MOLARES, Alfonso. The effect of dynamic range alterations in the estimation of contrast. **IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control**, v. 66, n. 7, p. 1198–1208, 2019. Disponível em: <https://ieeexplore.ieee.org/document/8691813>.

SANIMAN, MNF; WAHID, KAA; FOUZDI, FM *et al.* Quantitative roughness characterization of non-gaussian random rough surfaces by ultrasonic method using pitch-catch and pulse-echo configurations. **International Journal of Mechanical & Mechatronics Engineering**, v. 20, n. 1, 2020.

SCHIMEK, Michael G. **Smoothing and regression: approaches, computation, and application**. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2013. 640 p. ISBN 978-1-118-76330-8.

SCHMERR JR, Lester W. **Fundamentals of ultrasonic phased arrays**. [S.l.]: Springer, 2015. v. 215. (Solid mechanics and its applications, v. 215).

SCHMERR, Lester W. **Fundamentals of Ultrasonic Nondestructive Evaluation A Modeling Approach**. Second edition. Springer, 2016. 758 p. ISBN 9783319304618. Disponível em: <http://www.springer.com/series/13337>.

SEABOLD, Skipper; PERKTOLD, Josef. statsmodels: Econometric and statistical modeling with python. *In: 9th Python in Science Conference*. [s.n.], 2010. Disponível em: <https://conference.scipy.org/proceedings/scipy2010/pdfs/seabold.pdf>.

SELFRIEDGE, Alan R. Approximate material properties in isotropic materials. **IEEE transactions on sonics and ultrasonics**, IEEE, v. 32, n. 3, p. 381–394, 1985. Disponível em: <https://ieeexplore.ieee.org/document/1539684>.

SHI, F.; CHOI, W.; LOWE, M. J. S.; SKELTON, E. A.; CRASTER, R. V. The validity of kirchhoff theory for scattering of elastic waves from rough surfaces. **Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences**, v. 471, n. 2178, p. 20140977, 2015. Disponível em: <https://royalsocietypublishing.org/doi/abs/10.1098/rspa.2014.0977>.

SHOMBERT, David G.; SMITH, Stephen W.; HARRIS, Gerald R. Angular response of miniature ultrasonic hydrophones. **Medical Physics**, v. 9, n. 4, p. 484–492, 1982. Disponível em: <https://aapm.onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1118/1.595114>.

Smith III, Julius Orion. **Mathematics of the discrete Fourier transform (DFT): with audio applications**. 2nd edition. ed. [S.l.]: Julius Smith, 2007.

STEPINSKI, Tadeusz. An implementation of synthetic aperture focusing technique in frequency domain. **Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control, IEEE Transactions on**, IEEE, v. 54, n. 7, p. 1399–1408, 2007.

THOMAS, Tom R. **Rough surfaces**. [S.l.]: World Scientific, 1999. v. 278.

TSUJI, Kazuto; NORISUYE, Tomohisa; NAKANISHI, Hideyuki; TRAN-CONG-MIYATA, Qui. Simultaneous measurements of ultrasound attenuation, phase velocity, thickness, and density spectra of polymeric sheets. **Ultrasonics**, v. 99, p. 105974, 2019. ISSN 0041-624X. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0041624X19302306>.

WANG, Zhe; CHENG, Jingwei. Numerical and analytical study for ultrasonic testing of internal delamination defects considering surface roughness. **Ultrasonics**, Elsevier B.V., v. 110, n. May 2020, p. 106290, feb 2021. ISSN 0041624X. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.ultras.2020.106290><https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0041624X20302286>.

WEAR, Keith A.; BAKER, Christian; MILORO, Piero. Directivity and Frequency-Dependent Effective Sensitive Element Size of Membrane Hydrophones: Theory vs. Experiment. **IEEE**

**Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control**, IEEE, PP, n. c, p. 1–1, 2019. ISSN 0885-3010.

WEAR, Keith A.; HOWARD, Samuel M. Directivity and Frequency-Dependent Effective Sensitive Element Size of a Reflectance-Based Fiber-Optic Hydrophone: Predictions From Theoretical Models Compared With Measurements. **IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control**, IEEE, v. 65, n. 12, p. 2343–2348, dec 2018. ISSN 0885-3010. Disponível em: <https://ieeexplore.ieee.org/document/8478206/>.

WILCOX, Paul D.; HOLMES, Caroline; DRINKWATER, Bruce W. Advanced reflector characterization with ultrasonic phased arrays in NDE applications. **IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control**, v. 54, n. 8, p. 1541–1550, 2007. ISSN 08853010. Disponível em: <http://ieeexplore.ieee.org/document/4291503>.

WOOH, Shi-Chang; SHI, Yijun. Optimum beam steering of linear phased arrays. **Wave motion**, Elsevier, v. 29, n. 3, p. 245–265, 1999. ISSN 0165-2125. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0165212598000390>.

WOOH, Shi-Chang; SHI, Yijun. Three-dimensional beam directivity of phase-steered ultrasound. **The Journal of the Acoustical Society of America**, v. 105, n. 6, p. 3275–3282, jun 1999. ISSN 0001-4966. Disponível em: <http://asa.scitation.org/doi/10.1121/1.424655>.

ZHANG, Haichong K.; CHENG, Alexis; BOTTENUS, Nick; GUO, Xiaoyu; TRAHEY, Gregg E.; BOCTOR, Emad M. Synthetic tracked aperture ultrasound imaging: design, simulation, and experimental evaluation. **Journal of Medical Imaging**, v. 3, n. 2, p. 027001, apr 2016. Disponível em: <http://medicalimaging.spiedigitallibrary.org/article.aspx?doi=10.1117/1.JMI.3.2.027001>.

ZHOU, Xiang; PENG, Jian-ping; LUO, Lin; WANG, Ze-yong; GAO, Xiao-rong. Effects of directivity function on total focusing method imaging performance. *In*: **2014 IEEE Far East Forum on Nondestructive Evaluation/Testing**. IEEE, 2014. p. 57–60. ISBN 978-1-4799-4730-0. Disponível em: <http://ieeexplore.ieee.org/document/6928232/>.

ZHOU, Yufeng; ZHAI, Liang; SIMMONS, Rebecca; ZHONG, Pei. Measurement of high intensity focused ultrasound fields by a fiber optic probe hydrophone. **The Journal of the Acoustical Society of America**, v. 120, n. 2, p. 676–685, aug 2006. ISSN 0001-4966. Disponível em: <http://asa.scitation.org/doi/10.1121/1.2214131>.

ZISKIN, Marvin C; LEWIN, Peter A. **Ultrasonic exposimetry**. 1st edition. ed. [S.l.]: CRC press, 1992.

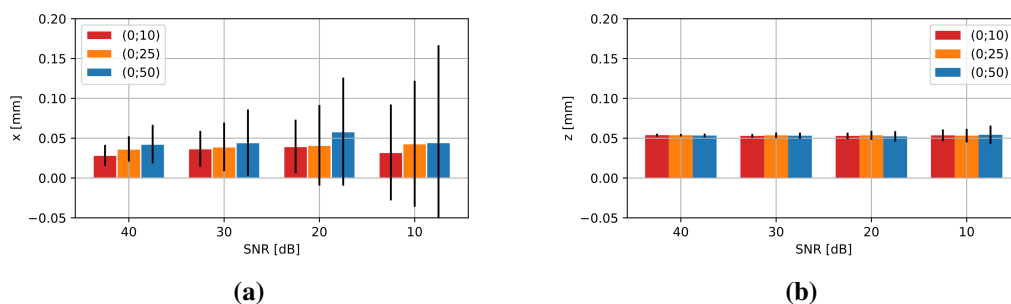
## **APÊNDICES**

## APÊNDICE A – PRECISÃO DA ESTIMATIVA DA POSIÇÃO DO REFLETOR

A estimação da posição do refletor, descrita na Seção 3.1.3, é um passo fundamental no processamento dos dados procedentes de experimentos, uma vez que podem existir erros no posicionamento do transdutor ou do refletor. No entanto, é esperado um erro sistemático na estimativa da posição do refletor mesmo em casos em que a posição do refletor é precisamente ajustada, como nos dados simulados. Isso ocorre porque a onda ultrassônica interage predominantemente com a superfície superior do fio, enquanto o posicionamento é realizado considerando como referência o centro do refletor, causando um erro aproximadamente igual ao raio do fio. Como pode ser observado na Fig. 21, também existem fontes de erro aleatório que causam variações na estimativa da posição do refletor.

Com o propósito de avaliar a precisão da estimativa da posição do refletor, foram realizadas simulações nas quais a posição do refletor foi previamente estabelecida. As posições do refletor foram estimadas a partir dos dados e depois comparadas com os valores corretos. As simulações foram realizadas com o refletor centralizado em (0; 10), (0; 25) e (0; 50) mm, como no Capítulo 4. Os dados simulados foram corrompidos com ruído gaussiano branco aditivo com SNR de 40, 30, 20 e 10 dB. Foram examinados 12 cenários combinando as três posições predefinidas para o refletor sob os quatro valores de SNR. Para cada cenário foram executadas cem realizações. Os erros médios absolutos (*Mean Absolute Errors* (MAE)) e desvios padrão (*Standard Deviations* (SD)) resultantes são mostrados na Fig. 62.

**Figura 62** – MAE e SD para análise de precisão na estimativa da posição do refletor. As barras indicam os valores do MAE e as linhas pretas os valores de SD. (a) MAE e SD dos valores estimados da posição do refletor no eixo  $x$  para quatro valores de SNR; e (b) MAE e SD dos valores estimados da posição do refletor no eixo  $z$  para quatro valores de SNR.



Fonte: Adaptado pela autora com base em Prado *et al.* (2021).

De modo geral, os valores de MAE mostram que a precisão da posição estimada do refletor no eixo  $x$  reduz à medida que a profundidade do refletor e o nível de ruído aumentam.

Os valores de MAE variam de 0,031 mm a 0,075 mm. Os valores de SD aumentam tanto com o nível de ruído quanto com a profundidade do refletor, variando de  $\pm 0,014$  mm a  $\pm 0,119$  mm.

Para as posições estimadas do refletor no eixo  $z$ , os valores de MAE e de SD são mais uniformes. Os valores MAE estão em torno de 0,054 mm. Sabendo que o raio do fio é 0,06 mm, os valores estimados tem cerca de  $6 \mu\text{m}$ . Se comparado com as profundidades (10, 25 e 50 mm), o erro tem ordem de magnitude quatro vezes menor. A faixa de valores SD foi de  $\pm 0,001$  a  $\pm 0,011$ , cerca de uma ordem de magnitude menor do que na posição  $x$ .

A discrepância entre os valores de MAE para os eixos  $x$  e  $z$  pode ser uma consequência dos ângulos relativamente pequenos (em relação a  $\theta_{max}$ ) usados nas estimativas. Para ângulos pequenos, a função seno da Eq. (44a) é mais sensível do que a função cosseno de Eq. (44b).

## APÊNDICE B – SENSIBILIDADE DA FUNÇÃO DIRETIVIDADE A ERROS NA POSIÇÃO DO REFLETOR

A sensibilidade da função diretividade a erros na posição assumida do refletor foi estatisticamente avaliada pelo erro quadrático médio (MSE). A análise foi realizada para três posições  $(x; z)$ :  $(0; 10)$ ,  $(0; 25)$  e  $(0; 50)$  mm, isto é, as mesmas coordenadas utilizada nas simulações e experimentos do Capítulo 4.

Primeiramente, a função diretividade de referência  $D_{\text{ref}}$  foi estimada a partir de dados simulados para cada posição de referência. Em seguida, foram realizadas simulações com o refletor deslocado da posição assumida e, a partir desses dados, uma nova função diretividade foi estimada  $D_{\text{des}}$ . Embora o refletor estivesse deslocado nas simulações, esse deslocamento foi desconsiderado ao estimar  $D_{\text{des}}$ . Assim, esta função é perturbada pelo erro de posição do refletor.

Os valores de MSE foram calculado por

$$\text{MSE} = \frac{\sum_{n=0}^{N-1} (D_{\text{des}}(\theta_n) - D_{\text{ref}}(\theta_n))^2}{N}, \quad (75)$$

em que  $N$  é o número de ângulos limitados por  $\theta_{\text{max}}$  (Eq. (45)) que foram avaliados. As simulações foram realizadas no Módulo ATHENA2D do software CIVA<sup>®</sup> 2017. Para cada uma das três posições de referência, foram realizadas duas séries de aquisições: uma adotando deslocamentos de 0 a 1 mm na coordenada  $x$ , com um passo de 0,1 mm, e outra adotando deslocamentos de 0 a 1 mm na coordenada  $z$ , também com um passo de 0,1 mm. Em ambos casos, o deslocamento foi realizado em relação a posição de referência.

Também foram calculadas estimativas teóricas para o MSE, nomeadas como  $\text{MSE}_t$  definidas como

$$\text{MSE}_t = \frac{\sum_{n=0}^{N-1} (D_{\text{ref}}(\theta_n) - D_{\text{ref}}(\theta'_n))^2}{N}, \quad (76)$$

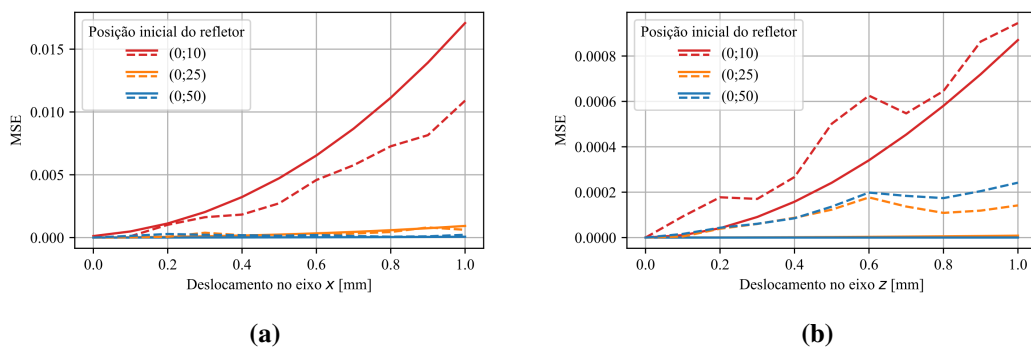
em que  $\theta'_n$  é o ângulo do deslocamento do refletor.

Os valores de MSE e  $\text{MSE}_t$  estão sintetizados na Fig. 63. De maneira geral, o MSE é maior quando o refletor está mais próximo do transdutor ( $z$  pequeno) e aumenta a medida que o deslocamento cresce.

Na Fig. 63(a), as estimativas teóricas ( $\text{MSE}_t$ ) e os valores obtidos de simulações (MSE) são equivalentes. A sensibilidade para a posição  $(0,10)$  é cerca de uma ordem de magnitude maior do que para as outras duas posições. Isso ocorre porquê a medida que a distância  $z$  aumenta, o deslocamento horizontal causa menores variações de ângulos.



**Figura 63 – MSE da função diretividade com erros na posição do refletor, considerando três posições de referência e deslocamentos nos eixos  $x$  e  $z$ . As linhas contínuas representam as estimativas teóricas e as linhas pontilhadas representam os resultados obtidos a partir de dados simulados. (a) MSE da função diretividade perturbada por deslocamentos de 0 a 1 mm no eixo  $x$ ; e (b) MSE da função diretividade perturbada por deslocamentos de 0 a 1 mm no eixo  $z$ .**



**Fonte: Adaptado pela autora com base em Prado *et al.* (2021).**

Na Fig. 63(b), todos os valores obtidos de simulações (MSE) são menores que as respectivas estimativas teóricas ( $MSE_t$ ). A sensibilidade a erros na coordenada  $z$  é cerca de uma ordem de grandeza menor do que na coordenada  $x$ . Isso se deve ao fato de que os deslocamentos são pequenos quando comparados com os valores de  $z$  e, portanto, não afetam significativamente os valores de  $\theta$ .

Com relação à precisão da estimativa da posição do refletor, observa-se que todos os deslocamentos de posição (0; 10) no conjunto de casos investigados no Apêndice A estão abaixo de 0,2 mm (ver Fig. 62). Então, de acordo com os resultados obtidos acima, um deslocamento de 0,2 mm em  $x$  resultaria em um MSE de cerca de  $2 \times 10^{-3}$ , que pode ser considerado pequeno, uma vez que as funções diretividade são normalizadas para o intervalo  $[0,1]$ .

## APÊNDICE C – PRECISÃO DA ESTIMATIVA DA POSIÇÃO DO REFLETOR

Para gerar os resultados contidos neste apêndice, foram utilizados o sistema de aquisição de sinais de ultrassom M2M Panther<sup>TM</sup>, e dois transdutores lineares idênticos fabricados pela Imasonic (IMASONIC SAS, France), cujas características são apresentadas na Tab. 11.

**Tabela 11 – Parâmetros dos transdutores Imasonic utilizados nas simulações e ensaios.**

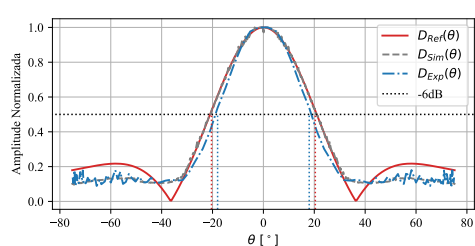
Parâmetros	Valores
Números de elementos	64
Frequência central	5,2 MHz
Largura de banda fracionária	72%
Largura do elemento	0,5 mm *
Largura entre os centros dos elementos	0,6 mm
Comprimento do elemento	10 mm

Todas as etapas de processamento de sinais foram aplicadas conforme descrito na Seção 3.1. A função diretividade experimental é apresentada separadamente para as distâncias  $z = 10, 25$  e  $50\text{mm}$ , pois nesse caso verificou-se a influência de *crosstalk* nos sinais.

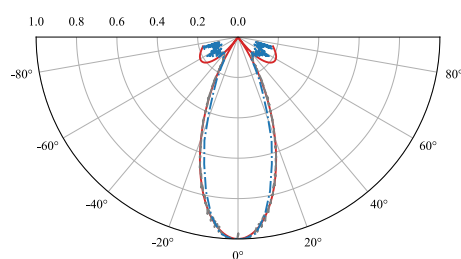
No entanto, quando o refletor está mais próximo do transdutor, o eco proveniente do refletor tem intensidade maior que o sinal referente ao *crosstalk*. Nesse caso, a função diretividade pôde ser estimada sem influência significativa, conforme mostra as Figs. 64(a), 64(b), 65(a) e 65(b). Observa-se também que a diferença entre os lóbulos teóricos e simulados com o lóbulo experimental reduziu em relação ao transdutor Olympus, cujos resultados são apresentados na Fig. 22.

Nos demais casos, Figs. 64(c), 64(d), 64(e), 64(f), 65(c), 65(d), 65(e) e 65(f), à medida em que a distância entre o transdutor e o refletor aumenta, a intensidade do eco diminui a valores menores do que os observados no sinal de *crosstalk*. Conseqüentemente, os valores de intensidade máxima do envelope do sinal e seu respectivo instante de tempo são obtidos erroneamente. Por esse motivo, observa-se tanto uma distorção próximo ao ângulo zero quanto uma alteração na largura do lóbulo principal.

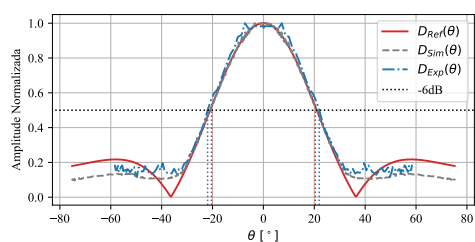
**Figura 64** – Representação cartesiana e polar das funções diretividade teórica, simulada e experimental para o transdutor Imasonic 1001. (a) e (b) Distância vertical entre o transdutor e o refletor de aproximadamente 10 mm; (c) e (d) Distância vertical entre o transdutor e o refletor de aproximadamente 25 mm; (e) e (f) Distância vertical entre o transdutor e o refletor de aproximadamente 50 mm;



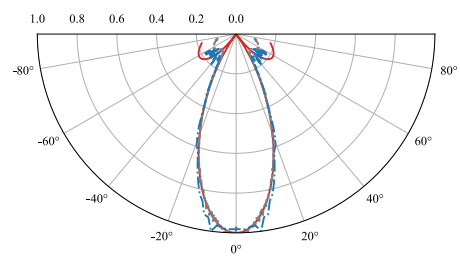
(a)



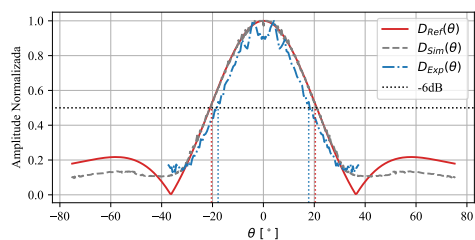
(b)



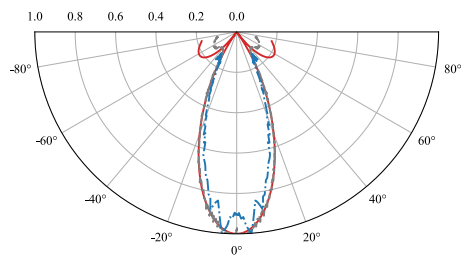
(c)



(d)



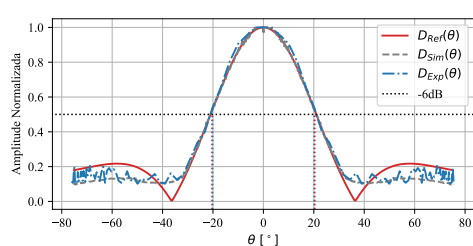
(e)



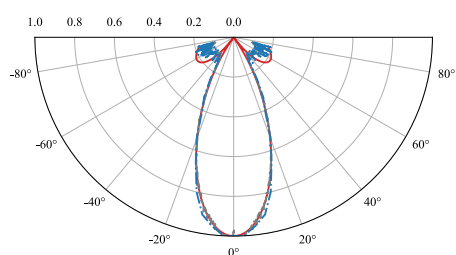
(f)

Fonte: a autora (2023).

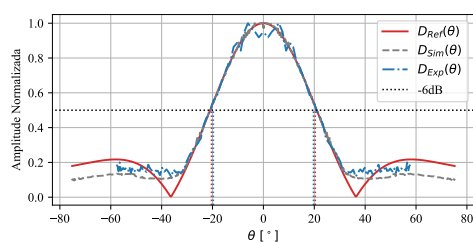
**Figura 65** – Representação cartesiana e polar das funções diretividade teórica, simulada e experimental para o transdutor Imasonic 1002. (a) e (b) Distância vertical entre o transdutor e o refletor de aproximadamente 10 mm; (c) e (d) Distância vertical entre o transdutor e o refletor de aproximadamente 25 mm; (e) e (f) Distância vertical entre o transdutor e o refletor de aproximadamente 50 mm;



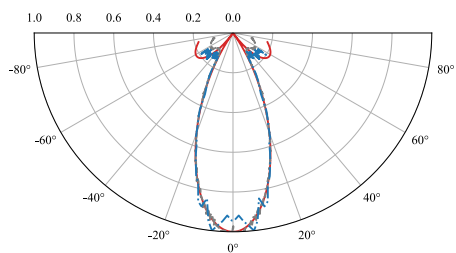
(a)



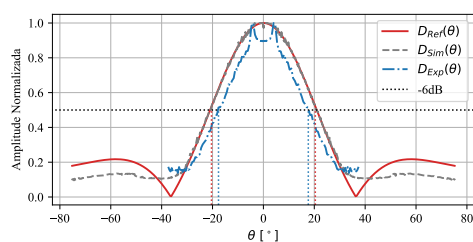
(b)



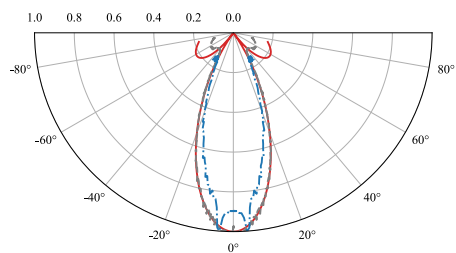
(c)



(d)



(e)



(f)

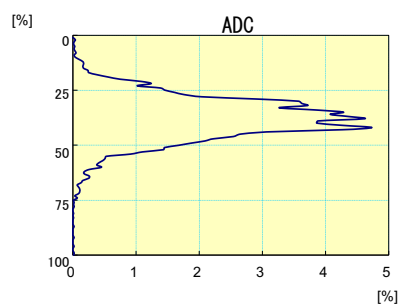
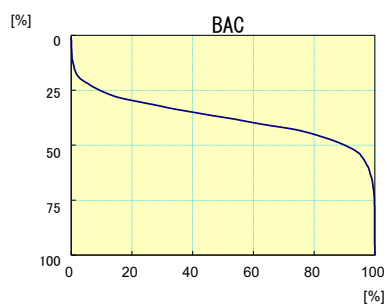
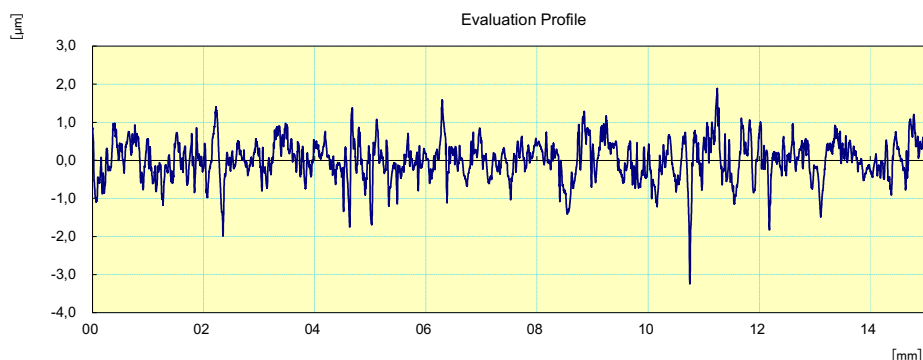
Fonte: a autora (2023).

## **ANEXOS**

## ANEXO A – RELATÓRIO FORNECIDO PELO MEDIDOR DE RUGOSIDADE

23- Aug -2022

# CERTIFICATE OF INSPECTION



Lixas		Tatiana Prado	Mitutoyo
Measuring Tool	SurfTest		Ver2.00
Standard	ISO 1997	N	6
Profile	R	Cut-Off	2.5mm
$\lambda_s$	8 $\mu$ m	Filter	GAUSS
Ra	0.396 $\mu$ m	Rmr(c)2	1.261 %
Rq	0.512 $\mu$ m	Rdc	0.290 $\mu$ m
Rz	3.384 $\mu$ m	Rt	5.128 $\mu$ m
Rp	1.458 $\mu$ m	Rz1max	5.128 $\mu$ m
Rv	1.927 $\mu$ m	Rk	1.258 $\mu$ m
Rsk	-0.258	Rpk	0.531 $\mu$ m
Rku	4.013	Rvk	0.732 $\mu$ m
Rc	1.658 $\mu$ m	Mr1	9.404 %
RSm	337.8 $\mu$ m	Mr2	88.495 %
RDq	0.030	A1	2.50
Rmr	0.060 %	A2	4.21
Rmr(c)1	0.360 %		

Copyright (C) 2013 Mitutoyo Corporation