

Walter Antonio Kapp

**Desenvolvimento de uma  
roseta óptica difrativa  
para medição de deslocamentos,  
deformações, tensões mecânicas  
e tensões residuais mecânicas**

Tese submetida ao Programa de  
Pós Graduação em Engenharia  
Mecânica da Universidade Federal  
de Santa Catarina para a obtenção  
do Grau de Doutor em Engenharia  
Orientador: Prof. Armando  
Albertazzi Jr., Dr.  
Co-orientador: Eng. Matías  
Roberto Viotti, Dr.

Florianópolis

2010

Walter Antonio Kapp

**Desenvolvimento de uma roseta óptica difrativa  
para medição de deslocamentos, deformações, tensões  
mecânicas e tensões residuais mecânicas**

Esta Tese foi julgada adequada para obtenção do Título de “Doutor em Engenharia Mecânica”, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica, da Universidade Federal e Santa Catarina.

Florianópolis, 30 de agosto de 2010.

---

Prof<sup>o</sup> Eduardo Alberto Fancello, D.SC..  
Coordenador do Curso

---

Prof<sup>o</sup> Armando Albertazzi, Jr., Dr. Eng..  
Orientador  
Universidade Federal de Santa Catarina

---

Eng<sup>o</sup> Matías Roberto Viotti, Dr.  
Co-Orientador  
Photonita Metrologia Óptica

**Banca Examinadora:**

---

Prof<sup>o</sup> Armando Albertazzi, Jr., Dr. Eng..  
Presidente  
Universidade Federal de Santa Catarina

---

Prof. Sinésio Domingues Franco, Dr. Ing.  
Relator da Tese  
Universidade Federal de Uberlândia

---

Prof. Meinhard Sesselmann. Dr Eng.  
Universidade Federal de Minas Gerais

---

Prof. Milton Pereira, Dr. Eng.  
Instituto Federal de Educação,  
Ciência e Tecnologia de Santa Catarina

---

Prof. Rolf Bertrand Schroeter, Dr.  
Universidade Federal de Santa Catarina

---

Prof. Marco Antônio Martins Cavaco, Ph.D.  
Universidade Federal de Santa Catarina

A Éthel, minha esposa e Stella minha filha  
À minha família  
Pelo carinho, apoio, incentivo e paciência  
durante a realização deste trabalho.

## AGRADECIMENTOS

- À Universidade Federal de Santa Catarina;
- Ao Labmetro pela infra-estrutura oferecida;
- A FINEP/CTENERG e CTPETRO/FINEP/SEBRAE/Petrobrás pelo financiamento de projetos que apoiaram a linha de pesquisa enquanto este trabalho se desenvolveu;
- Ao Professor Armando Albertazzi Gonçalves Jr. pela orientação, dedicação e paciência durante a realização deste trabalho;
- Ao Dr Matías Roberto Viotti, gerente do projeto e colega no desenvolvimento e responsável pela construção dos protótipos;
- Ao Técnico Fabrício Luis Broering e Fábio Silva, pelo auxílio na parte experimental e fabricação de dispositivos especiais;
- A todos os meus amigos pelo apoio e amizade durante todo o período.

## Resumo

Este trabalho dá continuidade à linha de pesquisa em métodos ópticos de medição do Labmetro/UFSC, que propôs e vem desenvolvendo uma tecnologia inovadora em nível mundial para medir deslocamentos, deformações e tensões. Já foram investidos até o presente muitos recursos e esforços a fim de tornar viável a sua aplicação na indústria. Este trabalho contribui para a solução das principais limitações práticas ainda presentes, resultando em um interferômetro plano radial robusto e adequado à medição de nanodeslocamentos, microdeformações, tensões mecânicas e tensões residuais. As tecnologias aqui desenvolvidas são aplicadas no desenvolvimento de protótipos de dois novos sistemas de medição.

A medição de tensões residuais requer ainda muitos avanços para atender maior gama de aplicações com confiabilidade suficiente. As soluções apresentadas neste trabalho trazem aperfeiçoamentos nesta direção. Para chegar a tais soluções, são aplicadas tecnologias multidisciplinares, envolvendo avançados conceitos de óptica, tecnologias atuais de eletrônica e informática, procedimentos estatísticos, tecnologias de processo de usinagem e de mecânica de precisão.

A principal inovação introduzida com este trabalho é o desenvolvimento, validação e aplicação de um elemento óptico difrativo (DOE) especial para a geração da iluminação cônica, responsável pela sensibilidade do interferômetro plano radial. Com esta alteração, conseguiu-se um sistema óptico interferométrico invariante ao comprimento de onda do laser empregado na iluminação, tornando-o imune às instabilidades do comprimento de onda da fonte de iluminação que causavam a perda de correlação nas versões anteriores do sistema que usavam espelhos cônicos. Esta propriedade também permitiu o uso de lasers diodos de baixo custo e apresentando múltiplos modos com comprimento de coerência de pouco mais de 100  $\mu\text{m}$ . Devido ainda ao baixo valor do coeficiente de expansão térmica do vidro do DOE, o sistema desenvolvido é praticamente insensível às variações de temperatura. O desenho compacto mantém o sistema pouco sensível a vibrações, tornando-o robusto para aplicações industriais e de campo.

Com base no estudo conceitual e funcional da técnica são concebidos dois protótipos: um para medir tensões impostas e outro, mais completo, para medir tensões residuais.

A análise de incertezas da técnica de medição de tensões residuais pelo furo cego revela grande sensibilidade ao erro da medição

do diâmetro e à qualidade da forma do furo cego realizada para a medição de tensões residuais. Para aprimorar o desempenho na medição de tensões residuais o trabalho desenvolveu e validou um dispositivo de furação aperfeiçoado, com melhoria de guias e mancais, controle automatizado de avanço e medição óptica automatizada.

O desempenho metrológico de cada protótipo foi determinado por calibração. Com base na calibração da medição de deslocamentos, e com base em uma análise de propagação de erros, foram estimadas as incertezas de medição de deformações, tensões e tensões residuais com o furo cego.

**Palavras-chave:** Medição de Deslocamentos, Medição de Deformações, Medição de Tensões Mecânicas, Difração, Holografia Eletrônica.

## **Abstract**

This work continues the Labmetro/UFSC research line on optical metrology. In this line, a worldwide innovative technology for measuring displacements, deformations and stress was proposed and is under development. Up to today, many resources and efforts already have been invested in order to make this development applicable to industry. This work contributes to the solution of the main practical limitations still present in this technology, resulting in a robust radial in-plane interferometer suitable for measuring sub micro displacements, microdeformations, mechanical and residual stresses. The knowledge developed in this work is applied in the development of two optical measurement system prototypes.

Residual stress measurement by optical means still requires more improvements to meet a greater range of applications with sufficient reliability. The solutions presented in this thesis bring contributions in this direction. To reach such solutions a multidisciplinary approach, involving advanced concepts in optical engineering, current technologies of electronics and computing, statistical procedures, machining process technology and precision engineering, are applied.

The main innovation introduced in this work is the development, validation and application of a new diffractive optical element (DOE) for conical illumination that configures a new interferometer with true radial in-plane sensibility. This new configuration made the interferometer invariant to the wavelength of the light source, making it immune to wavelength instabilities of the laser, which was the main problem that caused loss of correlation in earlier versions of the system with conical mirror. This property also allowed the use of low cost multimode laser diodes with just over 100 micrometers of temporal coherence length. Due to the low thermal expansion coefficient of the DOEs glass, the developed system is virtually insensitive to ambient temperature variations. The compact design keeps the system less sensitive to vibration, making it robust for industrial and/or field applications.

Two prototypes were designed based on these new concepts: one for measuring mechanical stress and a more complete one, for measuring residual stresses.

The inaccuracy for residual stresses measurement by the hole drilling technique reveals high sensitivity to the uncertainty of the diameter value and the shape quality of a blind hole drilled for residual stresses relieving. To improve the performance for the measurement of



residual stresses an improved drilling device, with better guides and bearings, automatic depth control and a new optical diameter measuring procedure, was developed and validated in this work.

The metrological performance of each prototype was determined by a careful displacement calibration. Based on this displacement calibration, an error propagation analysis was applied for all procedures and measurement uncertainties were estimated for deformations, stresses and residual stresses measurements with the blind hole method.

**Keywords:** Displacement Measurement, Strain Measurement, Stress Measurement, Diffraction, Electronic Holography.

## Lista de figuras

Figura 1: Definição de tensões em um corpo (figura de [2]).....	25
Figura 2: Rosetas de extensômetro de resistência elétrica com três elementos.....	30
Figura 3: Formação do “ <i>speckle</i> ” (granulado óptico) (figura de [8]). ...	32
Figura 4: Imagem do granulado óptico (“ <i>speckle pattern</i> ”) (figura de [8]).....	32
Figura 5: Variação da fase de um ponto do granulado óptico devido à mudança do caminho óptico, decorrente do deslocamento do objeto (figura de [8]). .....	33
Figura 6: Processamento básico para obtenção do mapa de diferença de fase: .....	37
Figura 7: Circuito óptico de interferômetro com iluminação simples (figura de [9]). .....	39
Figura 8: Circuito óptico de interferômetro com iluminação dupla. ....	40
Figura 9: Elemento com furo usado para definir modelo para quantificação das tensões residuais (figura de [25]).....	42
Figura 10: Rosetas de ER para medição de tensões residuais segundo norma ASTM E837-01e01. ....	44
Figura 11: Esquema para o equacionamento do princípio de Rayleigh-Sommerfeld (figura de [26]) .....	47
Figura 12: Elemento modelado pela teoria de Fourier (figura de [26]).	49
Figura 13: Descontinuidades na frente de onda emergente em função da profundidade das células unitárias (figura de [26]). .....	51
Figura 14: Esquema básico para o modelo trigonométrico empregado na definição dos pontos de transição e cálculo da frente de onda de uma lente difrativa (figura de [26]). .....	54
Figura 15: Aproximação ao perfil ideal de uma lente difrativa (figura de [26]).....	56
Figura 16: Esquema de projeto de uma grade de difração para ser um divisor 1x3 (figura de [26]). .....	57
Figura 17. Opções de equalização de intensidade das ordens pela razão de onda ou por profundidade (figura de [26]). .....	58
Figura 18: Distribuição da luz a partir de uma lente difrativa: (a) Direção da luz das três ordens mais intensas; (b) Intensidade luminosa no plano focal; (c) Modulação da função de transferência da lente (figura de [26]).....	60

Figura 19: Eficiência de uma lente difrativa em função do comprimento de onda, para um projeto otimizado para comprimento de onda de 633 nm (figura de [26]).	61
Figura 20: Comparativo entre o cálculo de eficiência pelo método escalar, escalar estendido e eletromagnético (figura de [26]).	53
Figura 21. Circuito óptico original proposto para um interferômetro radial plano.	64
Figura 22. Circuito óptico atual da roseta óptica.	66
Figura 23: Sinais de medição do método do furo por holografia para diferentes condições de carregamento (figura de [11]).	69
Figura 24: Óptica de Iluminação da Roseta Óptica Difrativa (DOR).	74
Figura 25: Óptica compacta do Interferômetro Radial Plano (RPI), com DOE para geração de iluminação cônica comparada a um mouse convencional.	75
Figura 26 : Imagem de mapa de fase de uma subtração de fase da Roseta Óptica com espelho cônico , com laser operando em modo múltiplo.	78
Figura 27: Desenho de fabricação do DOE.	84
Figura 28 Óptica de observação integrada à de iluminação	85
Figura 29: Arquitetura do Sistema de Medição Roseta Óptica de Múltiplos Canais.	97
Figura 30: Cabeçote de medição	98
Figura 31: Base com compensação ativa de corpo rígido	100
Figura 32: Base com compensação passiva de corpo regido.	102
Figura 33: Análise de importância dos erros considerando o método do extensômetro virtual	109
Figura 34: Análise de importância dos erros considerando o método dos mínimos quadrados aplicados na ROD	111
Figura 35: Base universal elástica para acoplamento dos cabeçotes de medição e de furação.	113
Figura 36: Projeto do cabeçote de furação	120
Figura 37: Elementos chave no projeto do cabeçote de furação.	122
Figura 38: Sistema de pré-carga da bucha de esferas recirculantes.	123
Figura 39: Comparativo da qualidade de imagem dos RIPI com espelho cônico e DOE	129
Figura 40 Experimento para calibração da ROD.	134
Figura 41: Procedimento de alinhamento dos espelhos planos de maneira ortogonal para a calibração.	136
Figura 42: Fotografia da base de calibração da ROD.	138
Figura 43: Bancada de calibração da ROD	139
Figura 44: Calibração da ROD quanto a deslocamentos.	143

Figura 45: Calibração da ROD após correção linear da Ordem de Franja direção 90° .....	144
Figura 46: Calibração da ROD após correção linear da Ordem de Franja direção 270° .....	144
Figura 47: Calibração da ROD após a correção linear da Ordem de Franja direção 90°, com passo fracionário. ....	145
Figura 48: Calibração da ROD com compensação de deriva direção 90° .....	148
Figura 49: Calibração da ROD com compensação de deriva direção de 270° .....	149
Figura 50: Calibração da ROD com compensação de deriva direção de 270° .....	149
Figura 51: Bancada com o experimento de calibração com o laser externo de 532 nm. ....	151
Figura 52: Região de medição da ROD com o laser de 532 nm .....	152
Figura 53: Calibração da ROD quanto a deslocamento com o laser de 532 nm. ....	155
Figura 54: Calibração da ROD com laser de 532 nm após a linearização .....	156
Figura 55: Calibração da ROD com laser de 532 nm com correção de deriva.....	158
Figura 56: Subtração de mapas de fase com período longo. ....	159
Figura 57: Tela de medição do diâmetro do Furo da ROD. ....	161
Figura 58: Gráfico de erros na execução da profundidade do furo .....	163
Figura 59: Análise de Pareto das fontes de erros, no método do extensômetro virtual.....	166
Figura 60: Análise de Pareto das fontes de erros, no método da ROD. ....	167
Figura 61: Bancada de calibração da ROD aperfeiçoada. ....	172

## Lista de Tabelas

Tabela 1: Eficiência da lente em função do número de níveis (tabela de [26]).....	60
Tabela 2: Eficiência da lente em função dos erros de profundidade na fabricação (tabela de [26]).....	61
Tabela 3: Coeficientes adimensionais de correção de análise de elementos finitos do furo cego para medidas de tensões residuais em função do deslocamento radial, para um furo de profundidade $1,2 \times \phi_0$ (tabela de [10]). .....	68
Tabela 4: Análise de importância dos erros considerando o método do extensômetro virtual.....	109
Tabela 5: Análise de importância dos erros considerando o método dos mínimos quadrados aplicados na ROD .....	110
Tabela 6: Condições do ensaio de calibração da roseta.....	140
Tabela 7: Dados processados da calibração .....	142
Tabela 8: Linearização da calibração .....	143
Tabela 9: Cálculo da compensação de deriva de zero .....	146
Tabela 10: Dados processados com deriva de zero compensada .....	147
Tabela 11: Condições do ensaio de calibração de deslocamento da ROD com laser de 532 nm.....	153
Tabela 12: Dados processados de calibração por deslocamentos da ROD com laser de 532 nm.....	155
Tabela 13: Ajuste linear da Ordem de Franja pela calibração.....	156
Tabela 14: Cálculo de compensação de deriva de zero.....	157
Tabela 15: Processamento dos dados com deriva compensada.....	157
Tabela 16: Medição de deslocamento com correlação de período longo .....	158
Tabela 17: Medições de furos comparando a medição da ROD com a medição por coordenadas .....	160
Tabela 18: Medições de profundidade dos furos feitos para ROD em medição por coordenadas .....	163
Tabela 19: Contribuições das fontes de erros, no método do extensômetro virtual.....	166
Tabela 20: Contribuições das fontes de erros, no método da ROD.....	167

## Lista de Siglas e abreviações

- ER – Extensômetro de resistência elétrica.
- ROD – Roseta Óptica Difractiva.
- ESPI – Electronic Speckle Pattern Interferometer, Interferômetro eletrônico de padrão de granulado óptico.
- $F_n$  – Abertura numérica da lente, calculado dividindo-se o comprimento focal da lente pelo diâmetro de passagem de luz pela lente.
- DOE – Diffractive Optic Element, Elemento óptico difractivo.
- RIPI – Radial In Plane Interferometer, Interferômetro de sensibilidade radial no plano.
- MTF – Modulation Transfer Function, função transferência de modulação da lente, na prática define a resolução da lente.
- CCD – Charge Couple Device, Sensor de imagem baseado e fotossensores de carga elétrica associada.
- PZT – Piezoelectric Translator, dispositivo gerador de micro deslocamentos por efeito piezoelectrico.
- HSM – High Speed Milling, Fresamento de alta velocidade.
- DCAM – Digital Câmera, Protocolo de comunicação para câmeras digitais
- IIDC – Instrumentation and Industrial digital câmara, novo nome para o protocolo de comunicação para câmeras digitais, originalmente definido como DCAM.
- MMC – Máquina de Medir por Coordenadas.

## Simbologia matemática

$\sigma_{xx}$	-	Tensão normal na direção X;
$\tau_{xy}$ $\tau_{xz}$	-	Tensão de cisalhamento no plano XY e XZ respectivamente;
$\Delta P_x$ $\Delta P_y$ $\Delta P_z$	-	Frações componentes de um esforço externo P em um elemento infinitesimal;
$\Delta A$	-	Área de uma face de um cubo infinitesimal;
$R$	-	Resistência elétrica de um condutor;
$L$	-	Comprimento de um condutor;
$A$	-	Área da seção transversal de um condutor;
$\rho$	-	Resistividade elétrica do material do condutor;
$k$	-	Sensibilidade do extensômetro de resistência elétrica;
$\pi_l$	-	Coefficiente piezo resistivo longitudinal do condutor;
$E$	-	Módulo de elasticidade normal do material;
$G$	-	Módulo de elasticidade transversal do material;
$\nu$	-	Coefficiente de Poisson do material;
$\varepsilon$	-	Deformação normal de um corpo;
$\gamma$	-	Deformação cisalhante de um corpo;
$\theta$	-	Direções de sensibilidade das grades de uma roseta de extensômetro de resistência elétrica ou direção de um ponto de medição no campo radial da Roseta Óptica difrativa;
$\phi$	-	Fase da onda luminosa;
$\Delta\phi$	-	Diferença de fase;
$u$	-	Deslocamento no espaço;
$\vec{u}$	-	Vetor de deslocamento;
$\vec{S}$	-	Vetor de sensibilidade do interferômetro;
$\vec{n}_1$ $\vec{n}_2$ $\vec{n}_3$	-	Vetores unitários diretores;
$\lambda$	-	Comprimento de onda da luz;
$I$	-	Intensidade luminosa;
$\varepsilon_r$	-	Deformação devido ao relaxamento da tensão residual;

$\bar{A}, \bar{B}$	- Constantes de calibração do modelo analítico de Kirsch para furo passante;
$\bar{a}, \bar{b}$	- Constantes de calibração do modelo numérico para furo cego;
$\sigma_{min}, \sigma_{max}$	- Tensões principais mínimas e máximas;
$\beta$	- Ângulo da tensão principal máxima;
$\Lambda$	- Passo da topografia periódica dos Elementos Ópticos Difrativos;
$n$	- Índice de refração dos materiais ópticos;
$d$	- Altura da topografia periódica dos Elementos Ópticos Difrativos;
$\psi_m$	- Ângulo das ordens de difração;
$m$	- Ordem de difração;
$j$	- Número de ciclos de fase;
$f$	- Comprimento focal;
$t$	- Espessura da lente;
$r$	- Raio da lente ou raio de um ponto de medição no campo do roseta óptica;
$F_n$	- Abertura numérica da lente;
$r_0$	- Raio do furo;
$nf$	- Nível de fundo observado nos mapas de fase que deve ser subtraído da soma das tensões;
$K_1$	- Somatório das tensão ao redor do furo no método dos harmônicos;
$K_2$	- Diferença das tensões no método dos harmônicos;
$AHlu_r$	- Amplitude do 1º harmônico no método dos harmônicos;
$\alpha$	- Direção do deslocamento de corpo rígido;
$\Delta\mathcal{G}$	- Largura de banda do laser;
$c$	- Velocidade da luz;
$n_c$	- Índice de refração da cavidade do laser;
$LR$	- Comprimento da cavidade ressonante do laser;
$L_c$	- Comprimento de coerência do laser;



## Sumário

1	Introdução .....	19
1.1	Motivação e justificativas .....	19
1.2	Objetivo .....	21
1.3	Apresentação da estrutura do documento .....	22
2	Revisão Bibliográfica.....	24
2.1	Fundamentação Teórica.....	24
2.1.1	Tensões.....	24
2.1.2	A análise experimental de tensões mecânicas .....	27
2.1.3	A análise experimental de tensões residuais pela técnica do furo com extensômetro de resistência.....	41
2.1.4	Teoria da difração.....	46
2.1.5	Projeto de Elementos ópticos difrativos .....	53
2.2	Antecedentes.....	63
2.2.1	O interferômetro radial plano – Roseta Óptica.....	63
2.2.2	A técnica do furo com Holografia .....	65
3	A Inovação proposta .....	73
3.1	Novo princípio.....	73
3.1.1	Compactação .....	73
3.1.2	Menor diferença de caminho óptico .....	75
3.1.3	Invariância ao comprimento de onda.....	79
3.1.4	Redução de custos .....	80
3.2	Projeto e construção.....	86
3.2.1	Roseta Óptica Difractiva .....	86
3.3	“Roseta Óptica Difractiva” para medição de tensões residuais.....	106
3.3.1	Requisitos Funcionais.....	106
3.3.2	Requisitos metrológicos .....	107
3.3.3	Concepção .....	111
4	Comprovação experimental .....	128
4.1	Melhoria na relação sinal/ruído no interferômetro .....	128
4.2	Desempenho da eliminação de corpo rígido.....	128
4.3	Desempenho de medição de deslocamentos .....	130
4.3.1	Procedimento de ensaio para calibração da medição de deslocamentos .....	130
4.4	Invariância ao comprimento de onda.....	150
4.5	Qualidade de forma do furo .....	159
4.5.1	Resultados de diâmetro e cilindricidade .....	160
4.5.2	Medição de profundidade .....	161
5	Análise de incertezas e sugestões de melhorias .....	164

5.1	Análise de incerteza de medição.....	164
5.1.1	Incerteza na medição de deformação.....	164
5.1.2	Incerteza na medição de tensões residuais.....	165
5.2	Sugestões de melhorias.....	167
5.2.1	Para a calibração de deslocamentos.....	167
5.2.2	Para a melhoria da relação sinal/ruído da subtração do mapa de fase .....	170
5.2.3	Para a medição de tensões residuais .....	171
6	Conclusões.....	174
6.1	Avaliação geral do trabalho .....	174
6.2	Sugestões de novos trabalhos .....	176
6.3	Trabalhos publicados .....	177
6.3.1	Artigos completos publicados em periódicos .....	177
6.3.2	Trabalhos completos publicados em anais de congressos: ..	177
6.3.3	Patentes de Invenção .....	178
	Referências .....	179
	Apêndice A. Dimensionamento do DOE.....	185
	Apêndice B. Projeto de elemento óptico colimador integrado e análise de invariância para este tipo. ....	188
	Apêndice C. Análise de resolução espacial de medição .....	200
	Apêndice D. Análise de Faixa de Medição.....	201
	Apêndice E. Análise de resolução do sistema de medição. ....	204
	Apêndice F. Estimativa da Incerteza de medição da ROD .....	208
	Apêndice G. Dados brutos da calibração da Roseta óptica difrativa, com o LASER de projeto de 660 nm .....	222
	Apêndice H. Dados brutos da calibração da Roseta óptica difrativa, usando um LASER com 532 nm para comprovar a invariância ao comprimento de onda.....	225
	Anexo A. Sistemas de medições padrões para a calibração da Roseta Óptica Difractiva. ....	226

# 1 INTRODUÇÃO

Este trabalho se insere na linha de pesquisa em métodos ópticos de medição do Labmetro/UFSC, que vem desenvolvendo uma tecnologia inovadora em nível mundial para medir deslocamentos, deformações e tensões. Nesta tecnologia já foram investidos muitos recursos e esforços a fim de tornar viável a sua aplicação na indústria. Este trabalho irá contribuir para que se resolvam as principais limitações práticas da técnica ainda existentes, resultando em um interferômetro plano radial, robusto, que emprega novas tecnologias ópticas, que terá aplicação genérica na medição de nano deslocamentos, micro deformações e tensões mecânicas. As tecnologias assim desenvolvidas serão aplicadas no desenvolvimento de uma família de novos sistemas de medição para tensões impostas e tensões residuais.

## 1.1 MOTIVAÇÃO E JUSTIFICATIVAS

A análise de tensões é largamente empregada na engenharia atual, que desenvolve projetos cada vez mais complexos, exigindo sofisticados métodos numéricos para análise e síntese de soluções de produtos. Quando estes produtos têm severas exigências de qualidade e confiabilidade, os métodos numéricos não bastam, pois exigem validação experimental, que é atualmente muito custosa em recursos e tempos. Nos setores que envolvem risco de morte e ambientais, como o de energia e o de transportes, a validação experimental é obrigatória por imposições de legislações específicas.

Muitos métodos para medição de deformações e tensões foram desenvolvidos. Um método bastante difundido consiste de máquinas e/ou bancadas para ensaios de corpos de prova e produtos com forças externas, onde não se medem deformações e tensões em um ponto da peça, mas são medidas as deformações totais e a carga imposta à peça. Este método é muito confiável e largamente empregado na validação de materiais e produtos, porém é o método de maior custo e não é adequado para grandes estruturas e traz as informações menos detalhadas, logo não é o método mais adequado para desenvolvimento e aperfeiçoamento de novos componentes, ou para avaliação de grandes estruturas.

Outro método experimental disponível é a fotoelasticidade, onde se medem diretamente as somas e as diferenças das tensões [1] através da imagem de franjas geradas pela luz polarizada que passa através de um modelo feito com material polimérico transparente birefringente. É

um método adequado para se obter informações detalhadas de uma secção inteira de um modelo, muito útil no aperfeiçoamento de componentes, mas sempre será uma análise de modelo, pois o material e conseqüentemente os esforços serão diferentes da peça real. A análise das franjas é relativamente simples quando as peças têm espessura constante e apresentam estado plano de tensões, mas pode ser extremamente complexa nos outros casos, demandando o fatiamento do modelo. É também possível aplicar um revestimento polimérico espesso aderido sobre a superfície da peça de interesse e analisar as franjas que se forma sobre este. Além de muito dependente da habilidade do experimentalista, esta última opção resulta em baixa sensibilidade na medição da tensão. Por estas dificuldades, aplicações dos métodos fotoelásticos têm caído em desuso nos últimos anos, ficando quase restrita a análise de tensões residuais em materiais transparentes como vidros de automóveis e peças de plásticos transparentes nobres.

A holografia convencional e/ou eletrônica é outro método utilizado para se obter informações detalhadas de deslocamentos tridimensionais, deformações e conseqüentes tensões de uma região da superfície de uma peça real [2]. Logo, é um ótimo método para desenvolvimento, mas exige a infra-estrutura avançada de laboratórios de óptica, com mesas antisísmicas, e fontes de luz laser de elevado comprimento de coerência temporal, além de técnicos altamente especializados. Desta forma, o custo torna-se proibitivo e é um método para componentes relativamente pequenos.

Finalmente, o método largamente difundido na indústria é o do Extensômetro de Resistência Elétrica, que de fato é um transdutor de deformação [1] que dá informação localizada do ponto da peça onde está colado. É um método muito robusto e confiável que, para trazer informação detalhada sobre a peça analisada, muitos elementos são necessários para cobrir a área de interesse. O processo de instalação é meticuloso e exige habilidades de técnicos especializados. Quando usados em grandes quantidades, os extensômetros tornam-se caros, não somente pelo custo unitário, mas, principalmente pelo custo da mão-de-obra envolvida. Não há como ter rastreabilidade da medição de um extensômetro instalado em um componente de teste em campo. A análise experimental detalhada de uma peça pequena com elevada resolução espacial pode ser inviável, pois há limites da menor grade física disponível comercialmente de um extensômetro.

A medição de tensões residuais requer ainda muitos avanços para que atenda uma maior gama de aplicações com confiabilidade

suficiente. As soluções apresentadas neste trabalho trazem contribuições nesta direção.

Este trabalho aplica tecnologias multidisciplinares, envolvendo avançados conceitos de óptica, tecnologia de usinagem, mecânica de precisão, tecnologias atuais de eletrônica e informática, e procedimentos estatísticos adequados para o aperfeiçoamento da tecnologia inovadora que é o interferômetro de sensibilidade radial no plano (RIPI).

No grupo de pesquisa do Labmetro/UFSC onde este trabalho foi desenvolvido se estuda a aplicação de holografia interferométrica convencional desde 1982 [4] [5], a linha evoluiu para a holografia interferométrica eletrônica a partir de 1988 [6] [7] [8] [9], em 1996 um interferômetro de sensibilidade radial no plano foi desenvolvido, com o emprego de espelhos cônicos. Com base nesta inovação vários trabalhos foram desenvolvidos [10] [11] [12] [13] [15]. Esta inovação foi muito importante, pois trouxe simplicidade no cálculo de tensões residuais a partir de uma medição de deslocamentos com sensibilidade radial, que se adapta muito bem ao modelo matemático da solução de Kirch [16]. Outra grande vantagem deste método é a robustez a vibrações, que permitiu o uso da holografia eletrônica fora das bancadas antisísmica [12]. Porém, este método era muito sensível a variações do comprimento de onda do LASER diodo mais simples, que é compatível com o projeto óptico do sistema.

A tecnologia que está sendo aqui proposta tem o objetivo de aumentar a confiabilidade, facilitar a aplicação e reduzir os custos da análise experimental de tensões e de tensões residuais. Esta tecnologia consiste na substituição de um espelho cônico que gera a iluminação cônica concêntrica cruzada, que configura um interferômetro eletrônico de padrão de granulado óptico ESPI de dupla iluminação. Em vez do emprego do espelho cônico será empregado um Elemento Óptico Difrativo (DOE) para esta função. O emprego deste tipo de elemento traz vantagens de desempenho, compactação e redução de custos, conforme será mostrado neste trabalho.

## 1.2 OBJETIVO

O objetivo principal deste trabalho consiste em desenvolver e validar um novo sistema para medições de campos de deslocamentos, com resolução de 1 nanometro em uma área circular de até 10 mm de diâmetro;

Através de um algoritmo matemático aplicado ao campo de deslocamentos medidos, irão ser separadas as deformações mecânicas

do deslocamento de corpo rígido na região, determinando-as com resolução de  $0,1 \mu\text{m/m}$  ;

Através de outro algoritmo com base na teoria da elasticidade e com o campo de deformações medido determinam-se as tensões mecânicas impostas a peça, com resolução de 1 MPa;

Através de um dispositivo de furação especialmente desenvolvido neste trabalho executam-se furos com tolerâncias de forma e diâmetro com  $10 \mu\text{m}$ . Se houverem tensões na peça a região na superfície ao redor deste furo deforma-se. Com a medição do campo de deformações através do sistema para medições do campo de deslocamentos desenvolvido determinam-se as tensões residuais reinantes na peça medida;

Para a medição do campo de deslocamento com os objetivos acima emprega-se um interferômetro radial com sensibilidade no plano (RIPI). Este trabalho tem por objetivo substituir o espelho cônico do interferômetro por um elemento óptico difrativo DOE com os seguintes objetivos funcionais:

- Tornar o interferômetro invariante ao comprimento de onda;
- Minimizar a sensibilidade a temperatura;
- Tornar o equipamento mais compacto;
- Reduzir o custo do interferômetro.

O trabalho valida o princípio de funcionamento deste sistema de medição através de protótipos de laboratório e traz exemplos do seu uso fora do laboratório em medições de tensões mecânicas e residuais.

### 1.3 APRESENTAÇÃO DA ESTRUTURA DO DOCUMENTO

Este documento é composto por:

- Revisão bibliográfica dos temas envolvidos neste trabalho, enfocando com mais profundidade os trabalhos correlatos que antecederam este desenvolvimento, apresentada no capítulo 2;
- O capítulo 3 descreve e analisa detalhadamente a inovação proposta e apresenta detalhes do projeto do sistema construído para testes;
- Resultados dos experimentos comprobatórios da tecnologia, com testes que comprovam a invariância ao comprimento de onda, uma calibração do sistema, e testes de qualidade do processo de furação são abordados no capítulo 4;
- No capítulo 5 é feita uma análise de incertezas e de importância nas fontes de erros. Em função destes resultados são feitas

sugestões de melhorias para o hardware e software da Roseta Óptica Difractiva e para o procedimento de calibração;

- Finalmente, o capítulo 6 traz as conclusões sobre a tecnologia desenvolvida, sugestões para novos trabalhos académicos e lista de trabalhos publicados relativos ao tema deste trabalho durante o desenvolvimento deste.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Por este trabalho envolver conceitos multidisciplinares, este capítulo inicia com uma coletânea dos fundamentos dos principais tópicos envolvidos no seu desenvolvimento. Na segunda parte é feita uma revisão com base na literatura internacional e nos trabalhos que o antecederam.

### 2.1 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

#### 2.1.1 Tensões

##### 2.1.1.1 Definição de Tensão Mecânica

Tensões mecânicas são esforços internos que se desenvolvem dentro dos corpos em resposta às forças externas que atuam sobre eles. A Figura 1 ilustra um modelo comumente usado para definir as tensões normais ( $\sigma$ ) e de cisalhamento ( $\tau$ ) a partir da reação ao carregamento externo ( $P$ ). Envolve um elemento infinitesimal de área em uma seção do corpo.  $\Delta P$  representa um vetor de forças interna que age no elemento infinitesimal de área  $\Delta A$ .  $\Delta P_x$ ,  $\Delta P_y$  e  $\Delta P_z$  são suas componentes Cartesianas. A seção representada em corte na parte central da figura é perpendicular ao eixo  $X$ :

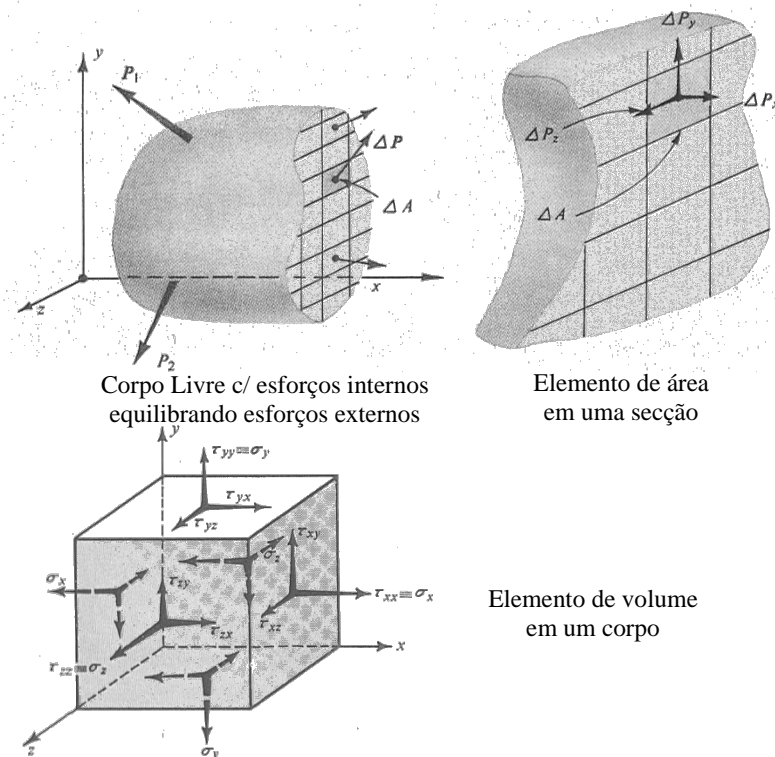
$$\sigma_{xx} = \lim_{\Delta A \rightarrow 0} \frac{\Delta P_x}{\Delta A}, \tau_{xy} = \lim_{\Delta A \rightarrow 0} \frac{\Delta P_y}{\Delta A} \text{ e } \tau_{xz} = \lim_{\Delta A \rightarrow 0} \frac{\Delta P_z}{\Delta A} \quad (1)$$

##### 2.1.1.2 Tensões residuais

Tensões residuais são tensões internas aos corpos em estado de equilíbrio, que existem mesmo na ausência de esforços externos, gradientes de temperatura e forças de corpo em um campo (acelerações, gravitacionais e magnéticas). São tensões muito difíceis de serem estimadas com precisão por métodos analíticos ou numéricos, por exigirem que se conheça todo o histórico do material e do componente, desde a produção da matéria-prima até o seu estado final. As tensões residuais são introduzidas em função dos processos de beneficiamento e podem ter efeitos colaterais inevitáveis, ou podem ser propositalmente induzidas em função de requisitos de projeto. Por um lado, estas podem ser nocivas, quando tratativas, elevando a tensão média no diagrama de Goodmann [17], o que reduz a vida à fadiga do componente. Elas



também podem ser úteis quando compressivas na superfície externa do componente, o que evita a formação e crescimento de trincas, melhorando desta maneira a vida à fadiga dos componentes submetidos à tração. As tensões residuais podem ser definidas para componentes isoladamente ou para estruturas:



**Figura 1: Definição de tensões em um corpo (figura de [2]).**

#### 2.1.1.2.1 Tensões residuais em Componentes

As tensões residuais de um componente são causadas fisicamente por singularidades no material, onde de um lado se tem tensões compressivas e de outro tensões trativas, mas que dentro do volume da peça se equilibram. Esta situação pode ser causada pela aplicação de esforços elevados, e com grandes deformações, que levam à plastificação de volumes de material da peça. Quando o esforço externo é removido, nem todas as porções deformadas retornam ao estado inicial

devido à plastificação. Assim, dentro do componente, na fronteira entre o volume plastificado e não plastificado há um limite singular com tensões compressivas e trativas se equilibrando. Então, de acordo com a abrangência, as tensões residuais podem ser classificadas como macroscópicas, microscópicas ou sub-microscópicas:

i Macroscópicas

São tensões internas que abrangem uma região grande comparada com o tamanho de grão. Assim existe uma tendência dominante para as deformações em muitos grãos do material, o que acaba definindo uma quantidade tensorial para cada região. Estas tensões estão em equilíbrio no volume do componente. Assim, quaisquer alterações de quantidade ou forma deste volume, resultam no rearranjo do estado interno de tensões buscando novo equilíbrio, que necessariamente causam deformações externamente mensuráveis.

ii Microscópicas

Tensões residuais microscópicas atuam em áreas do tamanho de um grão ou parte de um grão do material. Assim, a região de influência no equilíbrio destas tensões se estende a um número pequeno de grãos. Estas tensões podem variar de ponto para ponto da rede cristalina e por isso são consideradas propriedades escalares do corpo de prova, tal como porcentagem de trabalho a frio ou dureza.

As tensões residuais microscópicas ocorrem pelo simples processo de orientação dos grãos. Num metal com grãos orientados aleatoriamente, pequenos escoamentos ocorrem primeiro nos grãos cujos planos de deslizamento coincidem aproximadamente com os planos de tensão cisalhante máxima. Após a remoção da carga, os grãos que não escoaram tendem a retomar à sua geometria inicial. No entanto, os grãos que sofreram escoamento tendem a manter sua deformação, gerando as tensões residuais.

iii Sub-microscópicas

Tensões residuais sub-microscópicas são resultantes de imperfeições da rede cristalina, ocorrendo principalmente em regiões próximas a discordâncias. Estas tensões surgem devido às características atômicas da rede cristalina, como impurezas, vazios ou mesmo átomos de tamanhos muito diferentes na liga. Então, o equilíbrio de forças e momentos ocorre ao longo de pequenas frações de um grão. Elas também são medidas como propriedades escalares do corpo de prova.

#### *2.1.1.2.2 Tensões residuais em estruturas*

As ditas tensões residuais de estruturas são na realidade decorrentes de carregamentos locais entre os componentes desta. Porém,

como nem sempre é possível desmontar a estrutura para medição por métodos convencionais da análise experimental de tensões, a estrutura poderá ser considerada um grande e complexo componente. Estas tensões são geradas na estrutura sob as seguintes condições:

i Primeira condição: Configuração.

Quando esta for constituída por componentes que são acoplados de maneira sobredeterminada, ou seja, de maneira hiperestática.

ii Segunda condição: Relação entre os componentes.

Duas condições podem ocorrer: em função das características de tolerâncias dimensionais de seus componentes, e/ou em função da junção dos seus componentes:

- Dimensional:

Se os componentes forem unidos de maneira precisa (sem folgas), estes devem ser exatos, pois qualquer erro dimensional será tolerado através de deformações nos componentes da estrutura, o que gera tensões.

- Processo de união:

Ocorrem quando o processo de união demandar intensa energia, como mudança de estado e conseqüente elevado gradiente de temperatura, no caso de uniões soldadas, ou quando a montagem ocorrer por interferência mecânica, onde as tensões são necessárias para garantir a força de atrito necessária à estabilidade da união.

## 2.1.2 A análise experimental de tensões mecânicas

Na medição de tensões mecânicas em materiais existem vários princípios e métodos de medição possíveis. Os mais conhecidos e empregados são:

- Extensometria mecânica: por resistência elétrica e por fibra óptica;
- Fotoelasticidade;
- Correlação digital de imagens;
- Interferometria óptica e eletrônica.

Nesta revisão abordam-se apenas duas técnicas dentre as citadas: a extensometria por resistência elétrica, que emprega o extensômetro de Resistência Elétrica (ER), que é o método mais largamente utilizado, e por isso é adotado como referência neste trabalho; e a interferometria eletrônica, através do interferômetro de padrão de “speckle” (ESPI), aqui denominada holografia eletrônica, processo de medição no qual a proposta deste trabalho está baseada.

### 2.1.2.1 O extensômetro de resistência elétrica (ER)

Considere-se um condutor elétrico com seção transversal com área “A” constante, comprimento “L” e um material com resistividade elétrica “ $\rho$ ”. A resistência elétrica deste condutor é dada por:

$$R = \frac{\rho \cdot L}{A} \quad (2)$$

Se este condutor for esticado ou comprimido, a resistência elétrica será alterada em função das alterações dimensionais e de um fenômeno conhecido por piezoresistência [1], que faz com que a resistividade “ $\rho$ ” do material varie em função da tensão mecânica à qual este está submetido. Diferenciando-se a equação (2) em função das variáveis afetadas pela deformação do condutor, e manipulando-se em função da deformação, efeito de Poisson [2] e piezoresistência [4], chega-se a sensibilidade de medição ( $k$ ) do ER através da equação (3):

$$k \equiv \frac{dR/R}{dL/L} = 1 + 2 \cdot \nu + \frac{d\rho/\rho}{dL/L} \quad (3)$$

Onde:  $dL/L = \varepsilon$  é a deformação do condutor na direção do comprimento.

$\nu$  é o coeficiente de Poisson, que varia entre 0,0 e 0,5.

$$\frac{d\rho/\rho}{dL/L}$$

pode ser expresso como  $\pi_1 \cdot E$ , onde:

$\pi_1$  é o coeficiente piezoresistivo longitudinal, que pode ser tanto negativo, quanto positivo, dependendo do material do condutor.

E é o módulo de elasticidade do material.

Estes fatores combinados levam a um fator  $k$  entre 2 e 4 para condutores metálicos, ou entre 50 e 150 para semicondutores. Os condutores metálicos podem, através de ligas especiais, sintonizar o fator  $k$  para que o ER seja insensível à dilatação térmica de determinados materiais. Assim, existem ER específicos para medição de aço ou alumínio, que são os materiais mais comumente empregados. Já os semicondutores têm elevada sensibilidade, mas têm um ganho variável com a temperatura e são muito sensíveis mecanicamente, tanto

do ponto de vista de sua instalação quanto do ponto de vista das condições ambientais onde serão empregados.

A determinação da deformação a partir da medição de resistência de um ER é:

$$\varepsilon = \frac{dR}{R} \cdot \frac{1}{k} \quad (4)$$

Empregam-se comumente para a medição de  $dR/R$  circuitos em ponte de Wheatstone, onde a medição pode ser feita em  $dE/E$ , sendo  $E$  a tensão elétrica na ponte. Assim, a sensibilidade de medição é função de  $k$  e da configuração da ponte, podendo ter 1, 2 ou quatro braços ativos. Na análise experimental de tensões com extensômetros é muito mais comum o uso de pontes com um braço ativo apenas.

### 2.1.2.2 A roseta de ER

Através da roseta extensométrica de três elementos é possível determinar as componentes do estado plano de tensões que agem na superfície de componentes mecânicos quando sujeitos a esforços. A equação (5) fornece as componentes cartesianas das deformações que agem na superfície a partir de três deformações medidas em três direções diferentes, conforme o modelo da roseta genérica da Figura 2:

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos^2(\theta_1) & \text{sen}^2(\theta_1) & \text{sen}(\theta_1) \cdot \cos(\theta_1) \\ \cos^2(\theta_2) & \text{sen}^2(\theta_2) & \text{sen}(\theta_2) \cdot \cos(\theta_2) \\ \cos^2(\theta_3) & \text{sen}^2(\theta_3) & \text{sen}(\theta_3) \cdot \cos(\theta_3) \end{pmatrix}^{-1} \cdot \begin{pmatrix} \varepsilon_{\theta_1} \\ \varepsilon_{\theta_2} \\ \varepsilon_{\theta_3} \end{pmatrix} \quad (5)$$

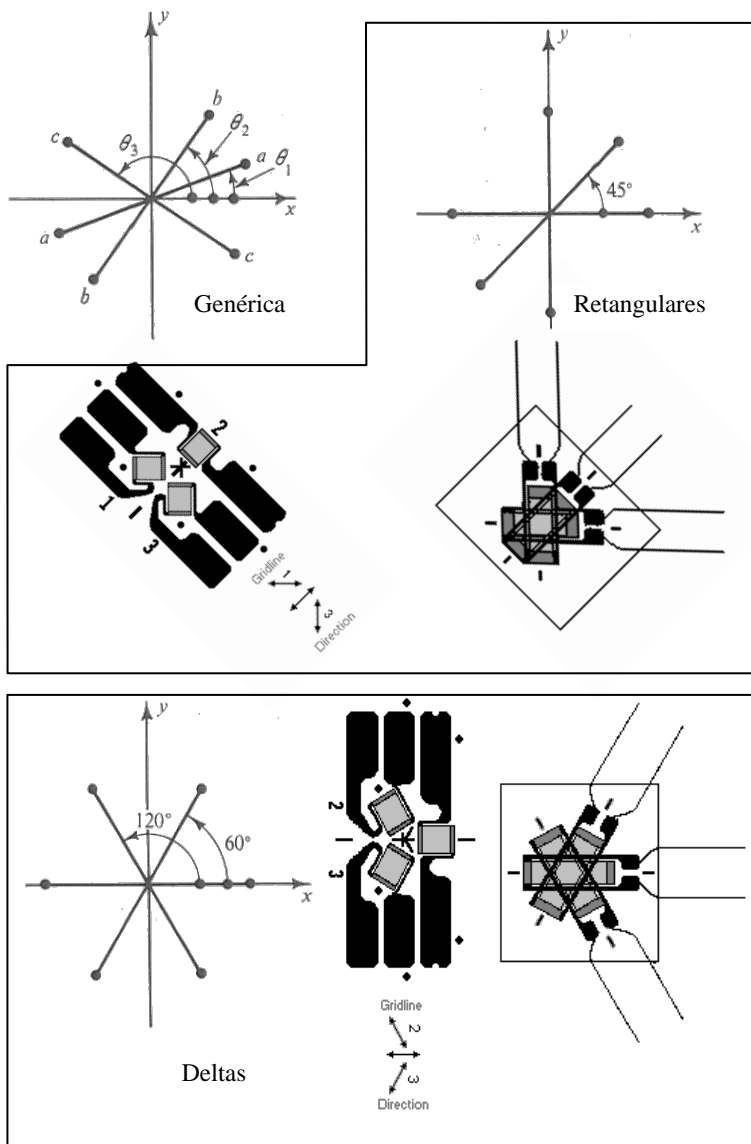
Comercialmente estão disponíveis rosetas com configurações retangulares, com ângulos de  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $90^\circ$ , e rosetas em delta, com ângulos de  $0^\circ$ ,  $60^\circ$  e  $120^\circ$ , conforme mostra a Figura 2. Para estes tipos de rosetas as soluções a partir da equação (5) são simplificadas para os seguintes conjuntos de equações:

No caso da roseta retangular:

$$\varepsilon_x = \varepsilon_0 \quad ; \quad \varepsilon_y = \varepsilon_{90} \quad ; \quad \gamma_{xy} = 2 \cdot \varepsilon_{45} - (\varepsilon_0 + \varepsilon_{90})$$

No caso da roseta delta:

$$\varepsilon_x = \varepsilon_0 \quad ; \quad \varepsilon_y = (2 \cdot \varepsilon_{60} + 2 \cdot \varepsilon_{120} - \varepsilon_{90})/3 \quad ; \quad \gamma_{xy} = (2/\sqrt{3}) \cdot (\varepsilon_{60} - \varepsilon_{120})$$



**Figura 2: Rosetas de extensômetro de resistência elétrica.**

Com as deformações medidas, então se determina analiticamente o estado de tensões no ponto da superfície medida para materiais isotrópicos, resolvendo o sistema de equações (6):

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{E}{1-\nu^2} \cdot (\varepsilon_x + \nu\varepsilon_y) \\ \sigma_y &= \frac{E}{1-\nu^2} \cdot (\varepsilon_y + \nu\varepsilon_x) \\ \tau_{xy} &= G \cdot \gamma_{xy} \quad G = \frac{E}{2(1+\nu)}\end{aligned}\tag{6}$$

Para determinação das máximas deformações e das máximas tensões, basta aplicar as relações algébricas dos círculos de Mohr [2].

### 2.1.2.3 A Holografia Eletrônica

#### 2.1.2.3.1 O fenômeno do granulado óptico

A imagem da superfície de uma peça iluminada pela luz de um laser aparenta ter uma textura granular, composta por pontos aleatórios claros e escuros. Estes "grãos" são denominados "speckles", que significa "mancha" em inglês. O "speckle" pode ser visto tanto a olho nu quanto por outros instrumentos ópticos.

O processo de formação do granulado óptico pode ser descrito com o auxílio da Figura 3. A luz do laser ao incidir em uma superfície rugosa é refletida em várias direções. Um observador que capte esta luz irá estar exposto à interferência entre os raios provenientes dos diversos pontos da superfície iluminada. Pontos escuros resultarão da interferência predominantemente destrutiva e os pontos claros da interferência predominantemente construtiva dos raios.

Macroscopicamente o observador irá perceber um padrão granular aleatório denominado na literatura internacional como "*speckle pattern*" (Figura 4). Em português a denominação "granulado óptico" é a mais apropriada e será usada neste trabalho. A natureza aleatória deste granulado é uma conseqüência da interação da luz com a rugosidade da superfície iluminada, cuja microgeometria é aleatória.

O fenômeno de formação do granulado óptico em imagens de objetos iluminados com laser normalmente degrada o processo de formação de imagens, pois os mesmos se comportam como um "ruído óptico" que perturba a visualização das imagens. Mas ele também pode ser útil para medir.

Wykes [18] demonstra que cada grão ("*speckle*") será formado pela interferência dos raios difundidos por uma pequena região da superfície denominada região de influência. As dimensões de cada grão e das regiões de influência associadas aos mesmos são dependentes das

características do sistema óptico utilizado. Um estudo mais detalhado da teoria do granulado óptico pode ser encontrado em [19].

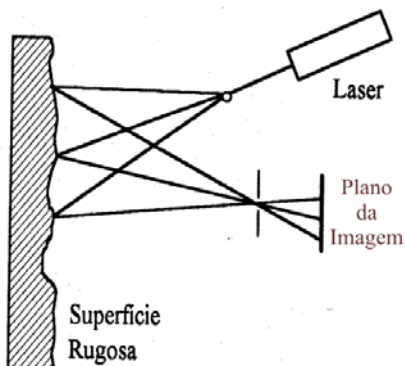


Figura 3: Formação do “*speckle*” (granulado óptico) (figura de [8]).

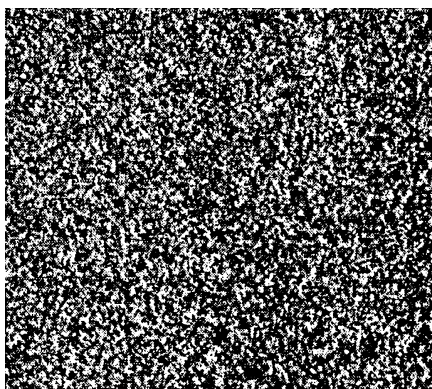


Figura 4: Imagem do granulado óptico (“*speckle pattern*”) (figura de [8]).

#### 2.1.2.3.2 A Fase do Granulado Óptico

Da forma como é visualizado, o granulado óptico aparenta ser uma distribuição aleatória de intensidades. Além disso, os grãos apresentam valores de fase de natureza também aleatória. Porém, embora seja espacialmente aleatório, o granulado óptico é temporalmente estável enquanto a superfície a medir permanecer imóvel. Sua fase modifica-se com o deslocamento da superfície da peça, sendo freqüentemente usada em medições de deslocamentos e deformações.



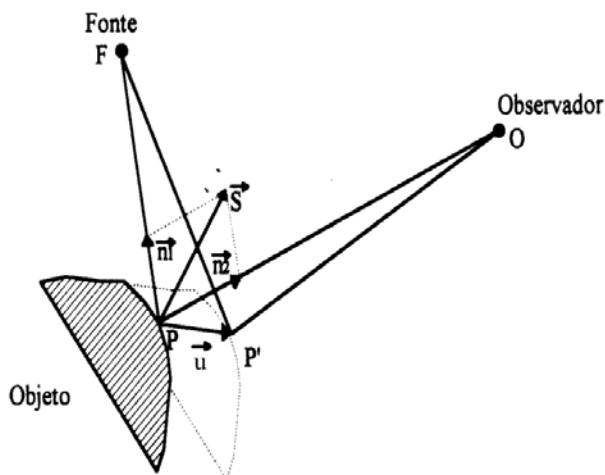
A medição de deslocamentos e deformações na superfície de uma peça pode ser obtida em função da mudança na fase de cada ponto do granulado óptico desta superfície resultante do deslocamento sofrido pela peça. Este processo pode ser descrito mais facilmente com o auxílio da Figura 5.

Um raio de luz coerente partindo de uma fonte F, incidindo na superfície no ponto P, onde se situa um “grão” do granulado óptico, e dirigindo-se ao observador O, descreve o caminho óptico dado por  $\overline{FP} + \overline{PO}$ .

Quando o objeto é deslocado, ou deformado, o ponto P passa para a posição P'. Assim, o raio de luz passa a descrever o novo caminho  $\overline{FP'} + \overline{P'O}$ . A equação que relaciona a variação de fase do grão  $\Delta\phi$  com o vetor deslocamento do ponto P é dada pela equação (7) [18].

$$\Delta\phi = 2\pi(\vec{u} \cdot \vec{S})/\lambda \quad (7)$$

Onde:  $\vec{u}$  é o vetor deslocamento  
 $\vec{S}$  é o vetor de sensibilidade do interferômetro  
 $\lambda$  é o comprimento de onda do laser.



**Figura 5: Variação da fase de um ponto do granulado óptico devido à deslocamento do corpo (figura de [8]).**

A equação (7) mostra que a variação de fase do grão está diretamente relacionada com a componente do deslocamento projetada

na direção do vetor  $\vec{S}$ , denominado vetor sensibilidade, calculado pela soma dos vetores unitários  $\vec{n}_1$  e  $\vec{n}_2$  [18].

Para que o observador possa visualizar esta variação de fase é necessário que ao feixe de luz proveniente do objeto seja coerentemente adicionado um feixe de referência. A interferência entre os dois feixes irá gerar uma modulação na intensidade luminosa do granulado óptico em função da variação de fase, desta forma, grãos claros tornam-se escuros e vice e versa.

Para que as franjas sejam visualizadas é necessário que as intensidades dos grãos, relativas ao objeto antes e depois do deslocamento, sejam subtraídas. Este processo é feito naturalmente de forma digital com o auxílio de um sistema de aquisição e processamento de imagens.

### 2.1.2.3.3 A Holografia Eletrônica

Ao se referir à técnica que será descrita na seqüência, alguns autores [20] utilizam a denominação *Electronic Speckle Pattern Interferometry* (ESPI), outros [19] [21] utilizam o termo *TV Holography*. Há ainda autores que usam a denominação de *Digital Speckle Pattern Interferometry* (DSPI). Neste trabalho adota-se a denominação de *Electronic Holography* [22] ou Holografia Eletrônica [6], considerando esta denominação mais representativa, haja vista que os resultados obtidos com esta técnica (que depende da aquisição de imagens através de sistemas eletrônicos) são equivalentes aos obtidos por meio da Holografia Interferométrica convencional.

A Holografia Eletrônica é, portanto, uma técnica onde o granulado óptico da superfície a ser medida interfere de forma coerente com a iluminação de referência. O resultado da interferência é captado por uma câmera de vídeo, digitalizado e processado.

Duas ou mais imagens deste padrão de interferência são obtidas em instantes diferentes, com distintos níveis de carregamentos. O padrão das franjas é obtido através do processamento digital destas imagens, seja através da diferença de intensidades ou, o que é preferível, pela diferença de fase [21].

A intensidade para imagem na condição inicial de carregamento é modelada por [18]:

$$I_i(x, y) = I_0(x, y) + I_1(x, y) \cos(\phi_i(x, y)) \quad (8)$$

Onde:  $I_0(x, y)$  representa a intensidade de iluminação média;

$I_f(x,y)$  representa o fator de modulação dos grãos;  
 $\phi_i(x,y)$  sua fase inicial.

Note-se que ambos são funções de  $x$  e  $y$ , portanto, variáveis ao longo da imagem. Considerando que a intensidade média  $I_0(x,y)$  e o fator de modulação  $I_f(x,y)$  permanecem constantes após a superfície ser deformada pela alteração de carregamento, a intensidade da imagem obtida após o deslocamento é dada por:

$$I_f(x,y) = I_0(x,y) + I_1(x,y) \cos(\phi_f(x,y)) \quad (9)$$

Onde o índice “ $f$ ” corresponde à condição final. A variação da fase é dada por:

$$\Delta\phi(x,y) = \phi_f(x,y) - \phi_i(x,y) \quad (10)$$

Subtraindo as imagens  $I_f(x,y)$  e  $I_i(x,y)$  obtém-se:

$$I(x,y) = I_f(x,y) - I_i(x,y) \quad (11)$$

Aplicando as equações (8) e (9) em (11), têm-se:

$$I(x,y) = I_1(x,y) [\cos(\phi_f(x,y)) - \cos(\phi_i(x,y))] \quad (12)$$

Observa-se das equações (10) e (12) que:

$$\begin{aligned} I(x,y) &= 0 & , \text{ quando } \Delta\phi(x,y) &= 2n\pi, & n &= 0,1,2, \dots \\ I(x,y) &= 2 I_1(x,y) & , \text{ quando } \Delta\phi(x,y) &= (2n+1)\pi, & n &= 0,1,2, \dots \end{aligned}$$

Desta forma, pela subtração das intensidades, será obtido um mapa de franjas de interferência semelhante ao obtido por meio de interferometria convencional. Para evitar resultados negativos, o resultado da diferença é elevado ao quadrado e escalado dentro da faixa de valores dos níveis de cinza da imagem. Zonas escuras, formando as franjas escuras, existirão nos pontos cuja alteração de fase for um múltiplo inteiro de  $2\pi$ . Franjas claras se formarão onde a diferença de intensidade for máxima, o que corresponde à diferenças de fase que sejam ângulos cômputos de  $\pi$ .

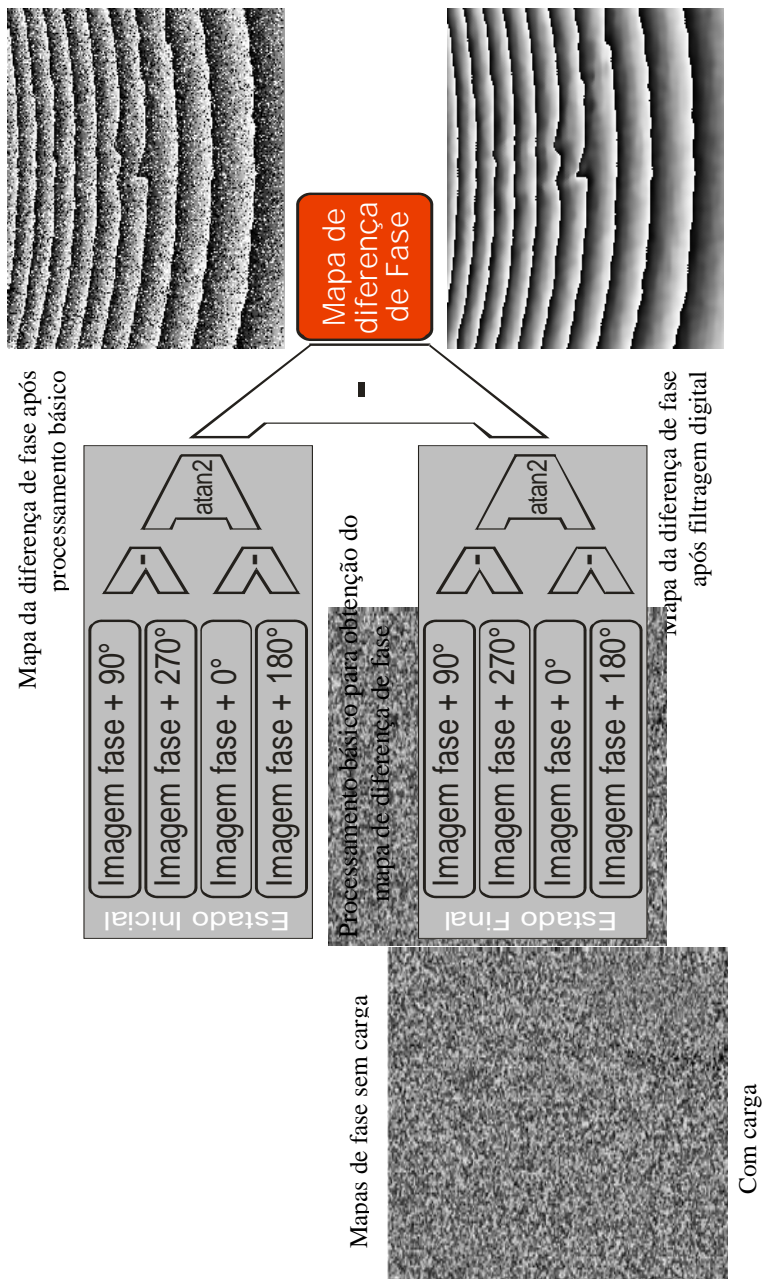
### 2.1.2.3.4 O mapa da diferença de fase.

Para determinar a diferença de fase é necessário contar com uma funcionalidade adicional ao sistema que permita alterar de forma controlada a fase relativa entre o granulado óptico e a iluminação de referência. A defasagem é normalmente realizada pela translação de um espelho móvel através de atuador piezo-elétrico (PZT - “*Piezoelectric Translator*”) em um dos braços do interferômetro.

No diagrama da Figura 6 é mostrado o procedimento de processamento de imagens para se obter o mapa da diferença de fase, que segue os seguintes passos:

1. Para o estado inicial adquirem-se quatro imagens defasadas de incrementos de fase de  $90^\circ$ , o que corresponde a incrementos previamente calibrados no espelho móvel de um dos braços do interferômetro. Estas imagens são denominadas de  $I_{0^\circ}(x, y)$ ,  $I_{90^\circ}(x, y)$ ,  $I_{180^\circ}(x, y)$  e  $I_{270^\circ}(x, y)$  respectivamente.
2. Em seguida, calcula-se a fase de cada pixel no estado inicial através da operação  $\text{atan2}(N(x, y); D(x, y))$ , que é uma operação de arco tangente estendida para um contra domínio de  $\pm\pi$ , usando para isto os sinais dos termos  $N(x, y)$  e  $D(x, y)$ , calculados por  $N(x, y) = I_{270^\circ}(x, y) - I_{90^\circ}(x, y)$  e  $D(x, y) = I_{0^\circ}(x, y) - I_{180^\circ}(x, y)$ . O resultado desta operação é um quadro com um mapa de fase de referência, cuja imagem tem um aspecto aleatório, sem nenhuma correlação com a forma do campo de deslocamentos medido, visto que traz apenas a informação da fase inicial dos grãos.
3. Em seguida, a peça a medir é submetida ao carregamento de interesse.
4. Na seqüência, repetem-se os passos 1 e 2 anteriores para se ter o mapa de fase do granulado óptico no estado final.
5. Após a subtração das imagens com a fase inicial e final de cada grão, obtém-se finalmente o mapa da diferença de fase que se correlaciona com os deslocamentos sofridos pelo campo de medição, segundo o respectivo vetor sensibilidade.

O mapa da diferença de fase mostrado na Figura 6 apresenta um conjunto muito mais rico de informações sobre o campo de deslocamentos medido, possibilitando-se determinar de forma automática o sentido e a intensidade do deslocamento com incertezas da ordem de  $1/20$  da ordem de franja.



**Figura 6: Processamento para obtenção do mapa da diferença de fase:**

Entretanto, um passo adicional é necessário. O processo descrito pela Figura 6 determina as fases iniciais e finais de cada ponto pela função  $\text{atan2}$ , cujo resultado sempre está na faixa entre  $-\pi$  e  $+\pi$ . O valor da fase normalmente supera estes limites. Para chegar ao valor correto da fase é necessário adicionar ao valor calculado múltiplos inteiros de  $2\pi$ . Esta operação é feita por um algoritmo especializado denominado “remoção do salto de fase” (*phase unwrapping* em inglês), fartamente documentado na literatura [23]. A essência deste algoritmo foge ao escopo deste trabalho e não será aqui discutida.

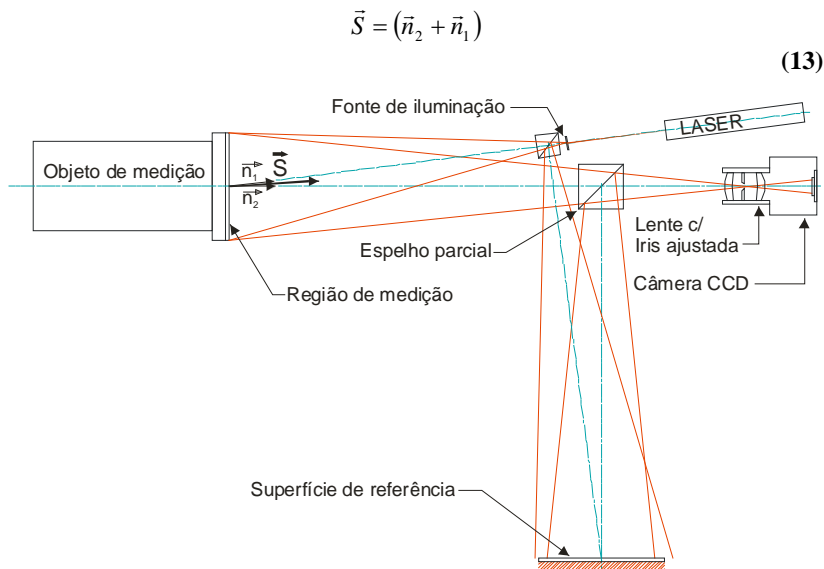
#### 2.1.2.3.5 Vetor de Sensibilidade

O vetor de sensibilidade  $\vec{S}$  é de fundamental importância para a holografia eletrônica, pois somente as componentes dos deslocamentos na direção de  $\vec{S}$  são medidas [5]. Desta forma, para determinação completa de deslocamentos tridimensionais é necessário combinar informações de um mínimo de três mapas de diferenças de fase aos quais correspondem três vetores de sensibilidades linearmente independentes. Em vários casos de interesse da engenharia duas componentes do deslocamento tangentes à superfície, ou mesmo uma componente do deslocamento perpendicular a esta, podem ser suficientes. A orientação do vetor de sensibilidade é fortemente afetada pelos dois tipos de configuração de iluminação que são normalmente utilizados:

##### i Iluminação Simples

Esta configuração, representada na Figura 8, possibilita a obtenção de vetores de sensibilidade com orientação próxima ao vetor normal à superfície iluminada. Somente um feixe de luz ilumina a peça a ser medida enquanto que outro feixe, denominado de feixe de referência, ilumina a superfície de referência mantida no outro braço do interferômetro. A luz proveniente de cada braço do interferômetro é defletida em direção à câmera onde ocorre a superposição e interferência entre a imagem proveniente da peça e a da superfície de referência.

O vetor  $\vec{S}$  em um ponto é calculado pela soma vetorial de dois vetores unitários, conforme a equação (13). Um deles tendo origem no ponto e orientado na direção da fonte de iluminação. O outro também tem origem no ponto considerado e é direcionado para a posição da câmera. Como pode ser observado na Figura 7, é comum obter um vetor resultante aproximadamente normal à superfície do objeto.



**Figura 7: Óptica de interferômetro com iluminação simples (figura de [9]).**

## ii Iluminação Dupla

Esta configuração possibilita obtenção de vetores de sensibilidade paralelos ou quase paralelos à superfície a ser medida. Para isso, são utilizadas duas fontes de iluminação simetricamente dispostas em relação à normal à superfície, como mostra a Figura 8.

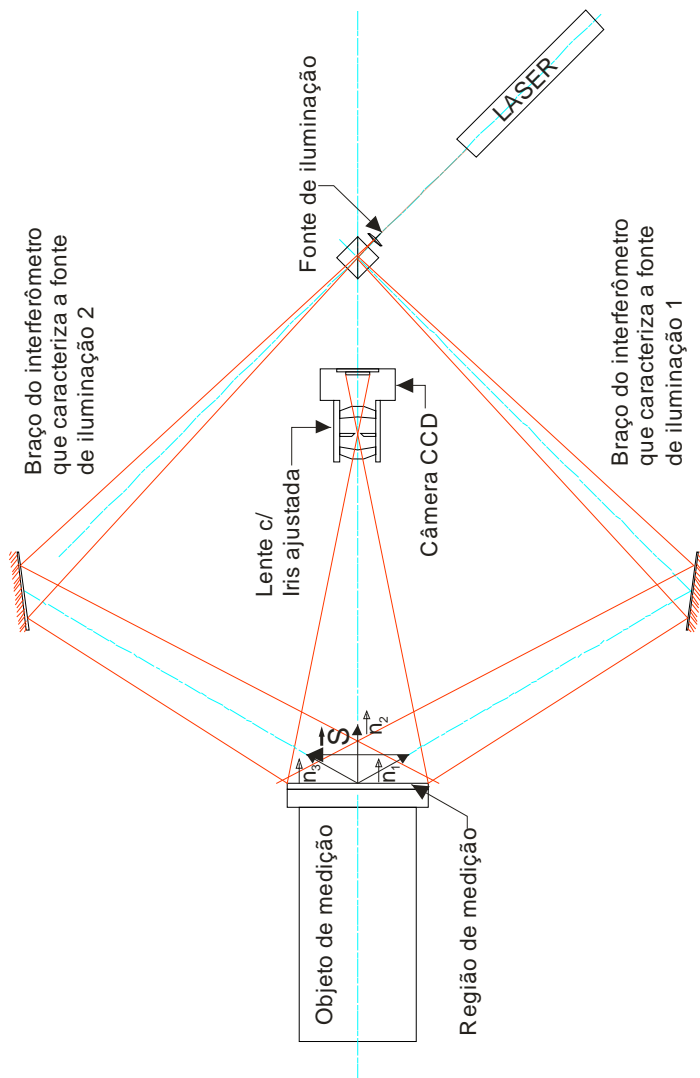
Por se tratar de um sistema linear, a influência de cada fonte luminosa pode ser considerada separadamente, sendo que cada caminho óptico terá uma variação distinta em função do deslocamento da superfície:

$$\Delta u_1 = \vec{u} \cdot (\vec{n}_2 - \vec{n}_1) \quad (14)$$

$$\Delta u_2 = \vec{u} \cdot (\vec{n}_2 - \vec{n}_3) \quad (15)$$

Onde:  $\Delta u_1$  variação do caminho óptico que vai da fonte 1 ao observador;

$\Delta u_2$  variação do caminho óptico que vai da fonte 2 ao observador.



**Figura 8: Circuito óptico de interferômetro com iluminação dupla.**

A variação total do caminho óptico será dada por:

$$\Delta u = \vec{u} \cdot \vec{S} = \Delta u_1 - \Delta u_2 \quad (16)$$

$$\Delta u = \vec{u} \cdot (\vec{n}_2 - \vec{n}_1 - \vec{n}_2 + \vec{n}_3) \quad (17)$$



$$\Delta u = \bar{u} \cdot (\bar{n}_3 - n_1) \quad (18)$$

Neste caso o vetor de sensibilidade será dado por:

$$\bar{S} = (\bar{n}_3 - \bar{n}_1) \quad (19)$$

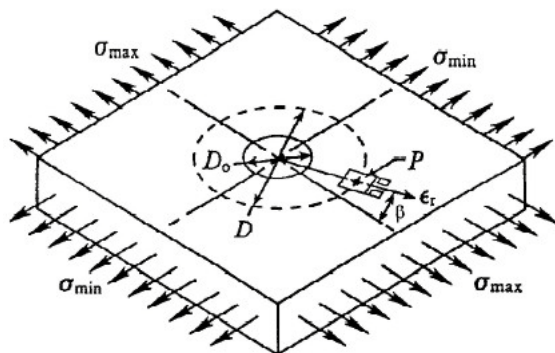
Como os vetores  $\bar{n}_1$  e  $\bar{n}_3$  são unitários, com origem no ponto medido na peça e apontando para cada uma das fontes de iluminação, o valor dos mesmos pode ser facilmente obtido a partir das coordenadas da peça e das fontes de iluminação.

### 2.1.3 A análise experimental de tensões residuais pela técnica do furo com extensômetro de resistência

Atualmente existem apenas dois métodos de medição de tensões residuais normalizados: um não destrutivo, usando difração de raios X [24], e outro semi-destrutivo, denominado método do furo [25], que usa rosetas de ER especializadas. O primeiro método depende de calibrações específicas para cada material, e é sensível apenas às tensões muito superficiais, com a profundidade de algumas camadas de átomos, o que torna o método muito sensível ao estado de tensões na superfície e incerto para determinar o estado de tensões abaixo desta, que é a quantidade de maior interesse prático. O segundo método, apesar de ser semi-destrutivo, é mais prático e por isto mais largamente utilizado, além de propiciar uma amostragem mais significativa das tensões macroscópicas ao longo da profundidade do material, sendo, portanto mais representativo dos efeitos macroscópicos das tensões residuais. Este trabalho pretende aplicar a ROD (Roseta Óptica Difrativa) em substituição a roseta de ER na técnica do furo, assim apenas este método será analisado neste trabalho.

O método do furo com ER é padronizado pela norma ASTM E 837-01e01, “Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the HOLE-Drilling Strain-Gage Method” [25]. Baseia-se na medição das deformações por uma roseta de pelo menos três extensômetros, radialmente dispostos na região de interesse. No centro da roseta é executado um pequeno furo. A remoção do material do furo provoca o alívio de tensões normais à parede do furo, e a região ao redor desta sofre uma deformação a fim de se atingir uma nova condição de equilíbrio no material, que é medida pelos extensômetros. Em peças

com paredes finas o furo é passante. Em paredes espessas, um furo com profundidade da ordem do seu diâmetro é suficiente para que haja relaxação completa das tensões na superfície ao redor do furo. Para a quantificação das tensões é empregado o modelo da equação (20), baseado no elemento da Figura 9 [25]:



**Figura 9: Elemento com furo usado para definir modelo para quantificação das tensões residuais (figura de [25]).**

$$\varepsilon_r = (\bar{A} + \bar{B} \cdot \cos(2 \cdot \beta)) \cdot \sigma_{\max} + (\bar{A} - \bar{B} \cdot \cos(2 \cdot \beta)) \cdot \sigma_{\min} \quad (20)$$

Onde:  $\varepsilon$  é a deformação devido ao relaxamento da tensão residual pelo furo.

$\bar{A}$ ,  $\bar{B}$  São constantes de calibração do modelo.

As constantes de calibração estão relacionadas às características elásticas do material pelas seguintes relações:

$$\bar{A} = -\frac{\bar{a} \cdot (1 + \nu)}{2 \cdot E} \quad (21)$$

$$\bar{B} = -\frac{\bar{b}}{2 \cdot E} \quad (22)$$

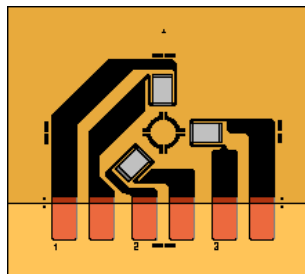
Onde  $E$  e  $\nu$  são o módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson do material, respectivamente e  $\bar{a}$  e  $\bar{b}$ , são parâmetros adimensionais e pouco dependentes do material. Foram determinados por técnicas numéricas para furos passantes e não passantes (cegos). Neste último caso são dependentes da relação entre a profundidade e o diâmetro

médio das grades dos ER. São independentes do módulo de elasticidade, e variam menos de 1% para valores do coeficientes de Poisson entre 0,28 e 0,33. No caso do furo passante,  $\bar{a}$  e  $\bar{b}$  não variam com o coeficiente de Poisson. Para os três desenhos de grade mostrados na Figura 10 existem valores tabelados de  $\bar{a}$  e  $\bar{b}$  [25]. A busca nas tabelas é feita com base nas relações:  $D_0/D$  e  $profundidade/D$  para furos cegos, onde  $D$ : é o diâmetro médio da grade e  $D_0$  é o diâmetro do furo.

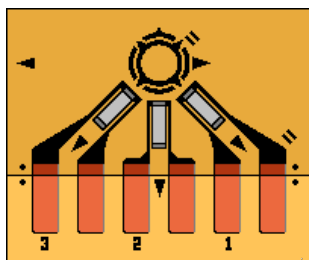
Na Figura 10 as rosetas tipo A foram as primeiras introduzidas, e são as que estão disponíveis em três diâmetros médios de grade, tendo uma variação apenas no leiaute dos pontos de soldagem, pois no desenho original é muito difícil realizar a soldagem dos fios, sobretudo na versão de menor diâmetro. A roseta do tipo B têm as grades todas no mesmo lado, o que permite a medição próxima das bordas da superfície, finalmente a roseta do tipo C, é uma versão para ser ligada em  $\frac{1}{2}$  ponte, o que dá maior sensibilidade e é mais estável quanto à variação de temperatura.

De acordo com o modelo numérico desenvolvido, uma peça com espessura inferior a 40% do diâmetro médio da roseta é considerada fina e o furo deverá ser passante. Se a espessura da peça for superior a 120% do diâmetro médio da roseta, esta é considerada espessa e o furo poderá ser cego. Estes critérios devem ser considerados para selecionar o diâmetro da roseta de ERs. Se não houver opção de diâmetro disponível a norma não se aplica, mas uma estimativa pode ser feita usando-se o furo passante ou uma interpolação de valores entre os coeficientes para furo passante e cego.

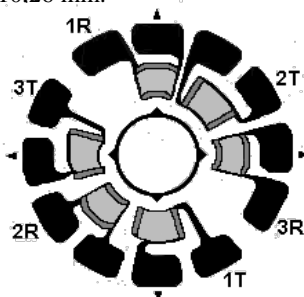
O método requer ainda um dispositivo para guiar e controlar a profundidade do furo. Este dispositivo tem os graus de liberdade necessários para o alinhamento, que é auxiliado por um microscópio óptico. Este mesmo dispositivo tem uma guia com referência de posição através de parafuso micrométrico para uma furação com posição e profundidade controladas. A furação deve ser feita em alta rotação a fim de se evitar a introdução de tensões residuais adicionais pelo processo de usinagem do furo [25]. A ferramenta de corte é uma fresa tipo rabo de andorinha, que permite a saída fácil do fluxo de cavacos, sem que estes sejam amassados contra a superfície do furo. Ao final da furação, o diâmetro efetivo do furo executado deve ser medido para buscar os valores apropriados na tabela de coeficientes. Em função do movimento planetário da ferramenta o diâmetro do furo resultante é sempre um pouco maior que o da ferramenta, o que torna necessária sua medição.



Grade tipo A, disponível nos diâmetros médios ( $D$ ) de 2,57, 5,13 e 10,26 mm.



Grade tipo B, disponível apenas com  $D = 5,13$  mm.



Grade tipo C, disponível apenas com  $D = 4,32$  mm

**Figura 10: Rosetas de ER para medição de tensões residuais segundo norma ASTM E837-01e01.**

A furação deve ser executada em um único passo para peças finas, e pode ser executada em um único passo, ou mais passos, para peças espessas. Os valores de tensão são determinados a partir da medição das deformações  $\varepsilon_1$ ,  $\varepsilon_2$  e  $\varepsilon_3$  nas grades da roseta empregada, desenvolvidas em função da execução do furo. São computadas as seguintes combinações de deformações:

$$p = (\varepsilon_3 + \varepsilon_1) / 2 \quad (23)$$

$$q = (\varepsilon_3 - \varepsilon_1) / 2 \quad (24)$$

$$t = (\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2 \cdot \varepsilon_2) / 2 \quad (25)$$

Com as relações (23), (24) e (25) é calculado o ângulo das tensões principais na superfície da peça:

$$\beta = \frac{1}{2} \cdot a \tan 2 \left( \frac{t}{q} \right) \quad (26)$$

Em função da numeração da grade das rosetas específicas para tensões residuais,  $\beta$  é determinado no sentido horário, enquanto que o  $\theta$ , medido através das rosetas convencionais, é determinado no sentido anti-horário. Os valores das tensões principais são determinados por:

$$\sigma_{\min}^{\max} = - \left[ \frac{p}{\bar{a} \cdot (1 + \nu)} \pm \sqrt{\frac{q^2 + t^2}{\bar{b}}} \right] \cdot E \quad (27)$$

Para peças espessas a norma indica um procedimento progressivo de furação, onde se recomenda a perfuração em oito degraus de profundidade, com medição intermediária das deformações. Isto permite fazer uma média das medidas intermediárias, melhorar estatisticamente os resultados, e reduzir a intensidade dos erros aleatórios do processo de medição de deformações. Neste procedimento, empregam-se as seguintes combinações de tensões, correspondentes às combinações de deformações P, Q e T:

$$P = -E \cdot \left[ \frac{\sum \bar{a} \cdot p}{(1 + \nu) \cdot \sum \bar{a}^2} \right] \quad (28)$$

$$Q = -E \cdot \frac{\sum \bar{b} \cdot q}{\sum \bar{b}^2} \quad (29)$$

$$T = -E \cdot \frac{\sum \bar{b} \cdot t}{\sum \bar{b}^2} \quad (30)$$

Com as relações (28), (29) e (30) calcula-se então o ângulo das tensões principais na superfície da peça:

$$\beta = \frac{1}{2} \cdot a \tan 2 \left( \frac{-T}{-Q} \right) \quad (31)$$

Os valores das tensões principais são determinados por:

$$\sigma_{\min}^{\max} = P \pm \sqrt{Q^2 + T^2} \quad (32)$$

Na norma [25] existem curvas para o alívio de tensões dependentes da profundidade do furo, que geram valores progressivos de p, q e t, que devem ser seguidos com uma variação máxima de +/- 3% caso a tensão seja uniforme ao longo da profundidade do furo. Se os pontos obtidos estiverem fora desta faixa é porque existem gradientes de tensão ao longo da profundidade do furo, caso em que a norma não se aplica.

### 2.1.4 Teoria da difração

Na óptica geométrica são empregados os fenômenos de reflexão e refração a fim de gerar desvios de trajetória da luz. Na óptica física existe ainda o fenômeno de difração, que também gera desvios da luz. Estes desvios, normalmente periódicos, são realizados pelas denominadas redes de difração, que são constituídas por tramas de linhas finas afastadas de uma quantidade da ordem de até poucos comprimentos de onda da luz incidente. Os desvios provocados pela difração são seriados em ordens positivas e negativas; pares e ímpares. Recentes avanços no campo da microlitografia permitem a confecção de elementos ópticos difrativos com diferentes formas e perfis. Através de cálculos matemáticos, é possível dimensionar elementos ópticos difrativos para exercer uma grande variedade de funções ópticas. É possível inclusive selecionar quais ordens de difração serão reforçadas ou canceladas. Assim, os elementos ópticos difrativos (DOE – *Diffractive Optical Element*) são uma opção muito versátil para a engenharia óptica, sendo competitivo com as outras técnicas (reflexão e refração) conforme a aplicação ou preenchendo lacunas deixadas por estas.

#### 2.1.4.1 Teoria Escalar da Difração

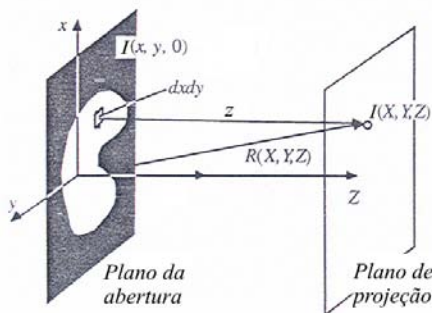
A luz é uma parte do espectro das ondas eletromagnéticas. Seu comportamento é adequadamente modelado pelas equações de Maxwell [26]. Por esta teoria, todos os fenômenos ópticos são igualmente modelados. Porém as equações de Maxwell só têm solução analítica para poucos volumes geométricos e condições de contorno. Então, para a grande maioria das aplicações práticas recorre-se a métodos numéricos. Para melhor compreensão do fenômeno de difração isoladamente,

algumas simplificações podem ser feitas e chega-se a teoria escalar da difração descrita aqui. Apesar das simplificações, por esta teoria resolve-se grande parte das aplicações práticas de interesse para entendimento dos princípios envolvidos nos DOE.

#### 2.1.4.1.1 Princípio Rayleigh-Sommerfeld de propagação

Para formular este princípio, descreve-se a propagação de uma onda eletromagnética, através de um meio descarregado eletricamente, não condutor, homogêneo e uniforme. A permeabilidade ( $\mu$ ) e a permissividade ( $\epsilon$ ) são constantes no espaço, tempo em meio isotrópico. Isto é, constante em função da orientação e linear, onde  $\mu$  e  $\epsilon$  também não sofrem influência de campos elétricos ou magnéticos. Estas características são encontradas na propagação da luz em meios homogêneos. Esta formulação até aqui se aplica ao efeito de passagem da luz por uma abertura ou fenda, por uma lente, ou por uma grade de difração.

Para simplificar a formulação especificamente para o fenômeno de difração, ignora-se a componente temporal da onda. Assume-se a propagação da luz a partir de uma fonte, com frente de onda plana contida no plano  $z=0$ , onde se tem uma abertura, conforme esquema da Figura 11,. A luz se propaga até um plano  $Z$ , que tem um anteparo sobre o qual a distribuição espacial da onda é calculada. Considere-se a aplicação do modelo onde as dimensões da abertura e da distância entre os planos são muito maiores que o comprimento de onda. Deste modo chega-se a integral de Rayleigh-Sommerfeld [26], que foi desenvolvida conforme o esquema da:



**Figura 11: Esquema para o equacionamento do princípio de Rayleigh-Sommerfeld (figura de [26])**

$$I(X, Y, Z) = \frac{1}{2\pi} \iint_{x,y} I(x, y, 0) \frac{e^{-ijr}}{r} \frac{Z}{r} \left( ij + \frac{1}{r} \right) dx dy \quad (33)$$

Onde:  $j = 2\pi/\lambda$

$\lambda$  comprimento de onda.

$r = \sqrt{(x - X)^2 + (y - Y)^2 + Z^2}$  é a distância de um ponto  $I(x, y, 0)$  na abertura até outro ponto  $I(X, Y, Z)$  no anteparo.

A equação (33) pode ser entendida como o somatório complexo de cada fonte luminosa infinitesimal dentro da área de passagem da abertura.

Se a distância entre o plano da abertura e o plano do anteparo é também muito maior que a abertura, a solução é conhecida como campo distante, e assim a solução reduz-se a um caso 2D no anteparo, para uma geometria 2D da abertura, com base na distância  $Z$  constante, com base na equação (34):

$$I(X, Y, Z) = \int_{abertura} I_1(x, y) \cdot e^{i\phi_0(x, y)} \cdot e^{-ij\frac{xX}{Z}} \cdot e^{-ij\frac{yY}{Z}} \cdot dx dy \quad (34)$$

onde:  $I_1$ : Amplitude de modulação da intensidade luminosa na abertura;  
 $\phi_0$ : Fase da modulação da intensidade luminosa na abertura.

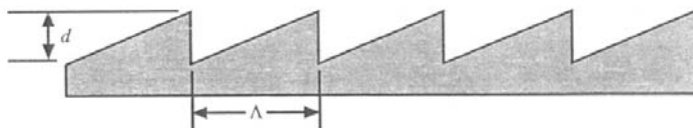
A equação (34) pode ser escrita de forma compacta como:

$$I(X, Y, Z) = \Im \left[ u_0(x, y) \cdot e^{i\phi_0(x, y)} \right] \quad (35)$$

Ou seja, o resultado bidimensional no anteparo posicionado em campo distante resulta na transformada de Fourier da função complexa da abertura.

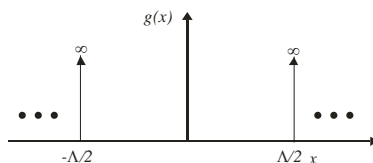
#### 2.1.4.1.2 Uso da teoria de Fourier





**Figura 12: Elemento modelado pela teoria de Fourier (figura de [26]).**

Como exemplo, pode se analisar o efeito da transmissão de uma frente de onda plana por uma grade de difração em fase que tem a geometria de um dente de serra com período  $\Lambda$  e profundidade  $d$  (Figura 12). Este elemento óptico transmite a luz sem atenuação de amplitude, apenas atrasa a fase com a periodicidade da grade. Este elemento pode ser modelado em 2D, conforme a equação (36), por uma função trem de pulsos (*comb*) de período  $\Lambda$ , em convolução com uma abertura retangular (função *rect*) de largura  $\Lambda$  em amplitude e fase linearmente variável com coeficiente angular  $\phi/\Lambda$ . Assim o elemento óptico é modelado pela equação (36).

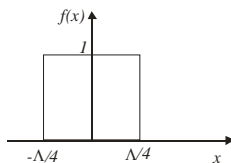


$$U(x) = \text{comb}\left(\frac{x}{\Lambda}\right) \otimes \text{rect}\left(\frac{x}{\Lambda}\right) e^{\left(\frac{i\phi x}{\Lambda}\right)}$$

(36)

Onde:  $\text{Comb}\left(\frac{x}{\Lambda}\right) =$

$$\text{Rect}\left(\frac{x}{\Lambda}\right) =$$



$$\phi = \frac{2\pi(n-1)d}{\lambda}$$

(37)

Sendo  $n$  é o índice de refração do material em relação ao meio de propagação.

Devido à periodicidade da grade, a passagem da luz monocromática por esta resulta em ordens de difração discretas, cujos ângulos de propagação das diversas ordens são dados pela equação:

$$\Lambda \sin(\psi_m) = m\lambda \quad (38)$$

Então o resultado no campo distante é a transformada de Fourier de  $U(x)$ . A separação angular  $\psi_m$  das ordens de difração  $m$  é função de  $\Lambda$  e do  $\lambda$ , e a distribuição de energia nas diversas ordens de difração, neste caso, é função da profundidade da grade  $d$ .

Assim, de acordo com a equação (38), com um comprimento de onda  $\lambda=670$  nm, para um ângulo da primeira ordem igual a  $10^\circ$ , resulta  $\Lambda=1,466$   $\mu\text{m}$ .

A fração da luz incidente que vai para cada ordem de difração pode ser determinada pelo quadrado do coeficiente de Fourier  $p_m$ , conforme a equação (39):

$$\eta_m = p_m^2 = \left\{ \frac{\text{sen}[\pi(j-m)]}{\pi(j-m)} \right\}^2 \quad (39)$$

onde:  $j = (n-1) \frac{d}{\lambda}$

A solução para  $\eta=1$  é obtida quando  $k=m$ . Assim, para um índice de refração  $n=1,457$ . Otimizando-se para primeira ordem, obtém-se  $d=1,466$   $\mu\text{m}$ .

#### 2.1.4.2 Teoria escalar estendida

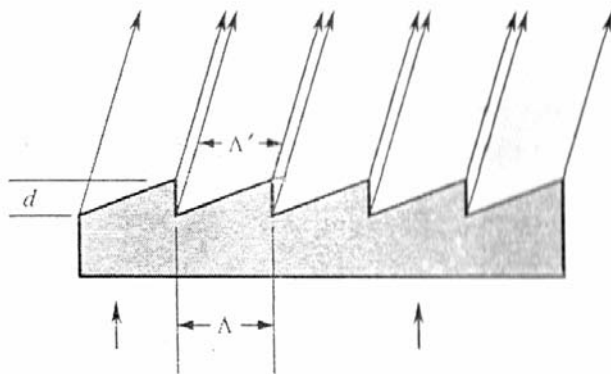
A teoria escalar só é válida quando o passo da grade é muito maior que a profundidade desta. Esta teoria aproxima bem os resultados quando desejam-se ângulos de primeira ordem de poucos graus. Quando o ângulo de primeira ordem deve ter mais de  $10^\circ$ , o período da grade é da mesma ordem de grandeza do comprimento de onda, e como os índices de refração são em torno de 1,5, a altura dos padrões geométricos aproxima-se também do período da grade, o que reduz a eficiência óptica da difração significativamente. Nestes casos, a solução teoricamente mais rigorosa é a teoria eletromagnética. Porém, devido a sua complexidade, as soluções matemáticas são somente obtidas através

de elementos finitos, que também incorrem em erros numéricos. Como alternativa, é possível estender a teoria escalar usando a premissa de sombreado dos padrões geométricos e isto resulta também em uma boa aproximação com um esforço de cálculo muito inferior ao da teoria eletromagnética.

Observando o esquema 2D da Figura 13 nota-se que, para aquele valor de ângulo de feixe difratado, ocorrem pequenas faixas sem luz, o que se traduz por regiões sem energia detectável. Considerando o período  $\Lambda$  da grade que, quando projetado no ângulo de difração, passa a ser  $\Lambda'$ , resultando no fator de preenchimento  $\Lambda'/\Lambda$ .

Como antes a grade pode ser modelada como a convolução da função *comb* com a função da célula unitária. A função *comb* continua dependendo do período  $\Lambda$ , mas a função unitária da frente de onda passa a depender de  $\Lambda'$ , conforme a equação (34).

$$\text{comb}\left(\frac{x}{\Lambda}\right) \otimes \text{rect}\left(\frac{x}{\Lambda}\right) e^{\left(\frac{1-2\pi \cdot j \cdot x}{\Lambda}\right)} \quad (40)$$



**Figura 13: Descontinuidades na frente de onda emergente em função da profundidade das células unitárias (figura de [26]).**

A transformada de Fourier desta função é a transformada da função *comb* (as ordens de difração) multiplicada por um envelope *sinc* descentrado. Para maximizar a função na primeira ordem positiva centra-se o envelope *sinc* nesta ordem, o que ocorre quando:

$$\frac{j'}{\Lambda} = \frac{j}{\Lambda'} \quad (41)$$

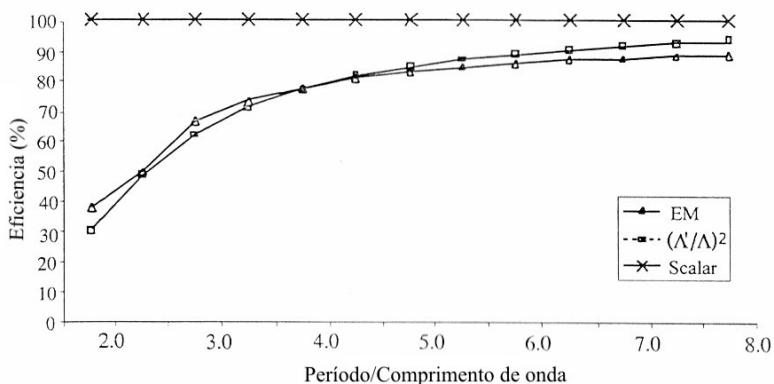
Onde  $j = (n-1) \cdot \frac{d}{\lambda}$

Como  $\Lambda'$  é menor que  $\Lambda$ , também haverá um  $d'$  ótimo para a primeira ordem de difração. O ajuste da altura da topografia sombreada pode otimizar a eficiência da grade em várias unidades percentuais [26]. A equação (39) pode ser expressa em função de  $d'$  com uma função de  $\Lambda$  e  $\Lambda'$ , mas é mais simples fazer a otimização em função do ângulo de difração  $\theta_d$ :

$$d' = \frac{\lambda}{n - \cos \theta_d} \quad (42)$$

Mesmo com a otimização de altura da célula unitária, ocorre uma perda de eficiência em função do fator de preenchimento. No campo distante, com o período da grade muito maior que a altura da topografia, o fator de preenchimento é aproximadamente igual a 1,0, isto é,  $\Lambda'$  é igual a  $\Lambda$ .

A fim de avaliar o cálculo de rendimento pelo método escalar estendido é apresentado na Figura 14 um comparativo entre a análise para uma grade com este método e com um método pelo cálculo vetorial. O cálculo vetorial foi feito baseando-se na análise rigorosa da frente de onda acoplada, resolvendo as equações de Maxell para a interface ar / vidro. Desta comparação conclui-se que o cálculo pelo método escalar estendido é suficientemente preciso para grades com um período a partir de duas vezes o comprimento de onda [26].



**Figura 14:** Comparativo entre o cálculo de eficiência pelo método escalar, escalar estendido e eletromagnético (figura de [26]).

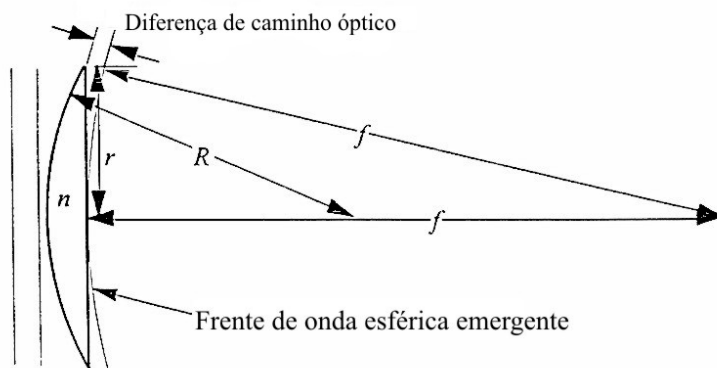
## 2.1.5 Projeto de Elementos ópticos difrativos

### 2.1.5.1 Projeto de lentes difrativas

#### 2.1.5.1.1 Os pontos de transição:

Uma lente difrativa não deve ser vista apenas como um elemento que desvia um determinado raio óptico, mas sim como um conversor da forma de toda a frente de onda [26]. Assim, uma lente difrativa para um determinado comprimento de onda e um determinado foco, pode ser constituída por uma série de estruturas tipo dente de serra, com alturas que geram atrasos de fase de até  $2\pi$ , e com inclinação e espaçamento variáveis em função do raio em relação ao eixo óptico. O raio de cada transição pode ser calculado através do teorema de Pitágoras, conforme esquema da Figura 15:

$$r_p^2 + f^2 = (f + j \cdot \lambda)^2 \quad (43)$$



**Figura 15: Esquema básico para o modelo trigonométrico empregado na definição dos pontos de transição e cálculo da frente de onda de uma lente difrativa (figura de [26]).**

Na equação (43)  $r_p$  é o p-ésimo raio de transição, a hipotenusa é a distância focal mais a diferença de caminho óptico (OPD), que ocorre na região paraxial da lente. Esta diferença está expressa na forma de  $j$  números inteiros de  $\lambda$ , já que cada topografia terá a função de gerar um atraso de até  $2\pi$  na fase. Expandindo e simplificando a equação (43) tem-se:

$$r_p^2 = 2ff\lambda + j^2\lambda^2 \quad (44)$$

Pode-se descartar o termo  $\lambda^2$ , já que  $\lambda \ll f$ , e então os raios de transição serão aproximados por:

$$r_p^2 = 2ff\lambda \quad (45)$$

A distância entre as zonas de transição constitui o período local em função de  $r$ . Fazendo uma subtração da equação (45) em função de  $j$  e  $j+1$  e desenvolvendo:

$$\Lambda(r) = f \cdot \frac{\lambda}{r} \quad (46)$$

Esta formulação prevê a utilização da primeira ordem de difração apenas. Assim, os saltos de fase são de  $2\pi$ . Então, para cancelar a ordem 0 são necessárias pelo menos 4 camadas. Se a lente for projetada para

apenas dois níveis, ela terá uma eficiência muito baixa e para que seja cancelada a ordem 0 será necessário um salto de fase de  $\pi$ . Assim a equação (45) deve ser substituída pela equação (47)

$$r_p^2 = fj\lambda \quad (47)$$

### 2.1.5.1.2 A frente de onda (perfil de fase)

Para entender o atraso de fase considera-se uma espessura “ $t$ ”, com índice de refração “ $n$ ”. O atraso de fase é calculado por:

$$\Delta\phi = \frac{2\pi(n-1)t}{\lambda} \quad (48)$$

Considerando uma lente plano-convexa, a espessura “ $t$ ” pode ser substituída por “ $r^2/2R$ ”, conforme a Figura 15, considerando a seguinte substituição  $t = r^2/2R$ , resultando no seguinte perfil de fase:

$$\Delta\phi(r) = \frac{2\pi(n-1)r^2}{2R\lambda} \quad (49)$$

Outra forma de escrever o perfil de fase, que descreve a frente de onda é em função da distância focal, tomando como base a aplicação do teorema de Pitágoras da Figura 15:

$$\Delta\phi(r) = \frac{-2\pi}{\lambda} \left( f - \sqrt{r^2 + f^2} \right) \quad (50)$$

### 2.1.5.1.3 A forma da lente (perfil das topografias)

A idéia simples a ser considerada para a forma das topografias é se imaginar uma lente plano-convexa, e fraturá-la cada vez que ocorre uma diferença de fase de  $2\pi$ , e retirar o material plano paralelo restante. A defasagem da onda plana para a esférica é mostrada na equação (49):

Em termos de diferença de caminho óptico:

$$OPD = (n_0 - 1) \frac{r^2}{2R} \quad (51)$$

A forma generalizada em função da diferença de fase é mostrada na equação (52):

$$z(r) = \frac{\lambda_0 \cdot \phi(r)}{2\pi(n_0 - 1)} \quad (52)$$

#### 2.1.5.1.4 A espessura das topografias, e a simplificação para N níveis binários

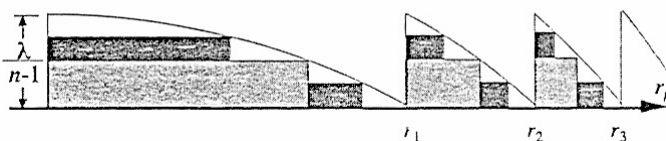
A superfície descrita pela equação (52), relacionada com a distância focal na equação (50), pode ser quebrada nos raios “ $r_p$ ” conforme a equação (47), resultando em topografias com largura  $\Lambda(r)$  conforme a equação (48), e com uma altura “ $d$ ” conforme a equação (53):

$$d = \frac{\lambda}{n - 1} \quad (53)$$

Como estas estruturas tem uma altura micrométrica, um dos processos de fabricação viáveis é a erosão química em camadas, de maneira que a forma da superfície é aproximada por  $2^N$  camadas, fruto de processos sucessivos controlados por N máscaras, como na fabricação de chips em microeletrônica. A aproximação binária da superfície tem a altura “ $d$ ”, definida em função de N pela equação (54).

$$d = \frac{(2^N - 1)\lambda}{2^N(n - 1)} \quad (54)$$

A Figura 16 mostra esquematicamente a aproximação binária 2N, para duas máscaras, ou seja, N=2.



**Figura 16: Aproximação ao perfil de uma lente difrativa (figura de [26]).**

#### 2.1.5.2 Projeto de grades de difração

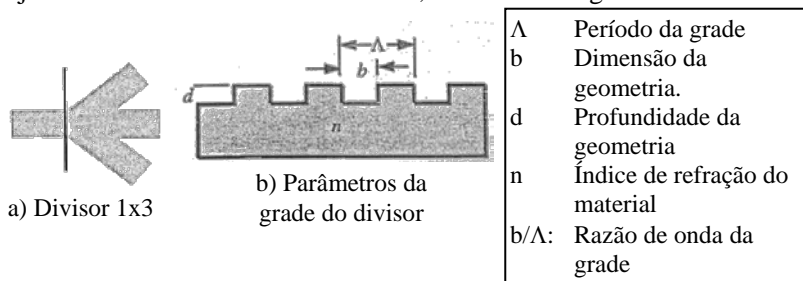
A abordagem para projeto de lentes tem por premissa que a frente de onda de entrada é transformada em uma única frente de onda de saída. No projeto de grades de difração considera-se a divisão da frente de onda de entrada em múltiplas ordens de saída [26]. Períodos de grade



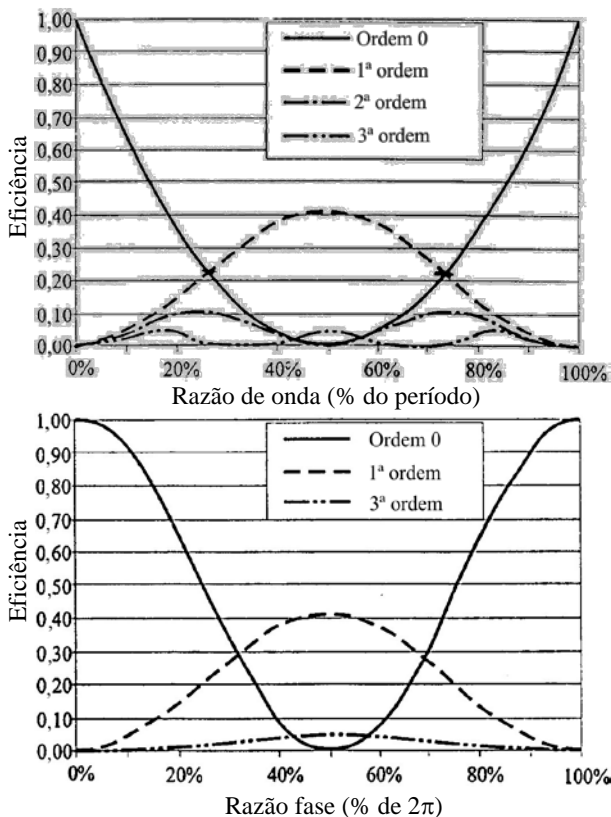
muito pequenos causam grandes ângulos de separação entre as ordens e, inversamente, períodos muito grandes causam pequenas separações angulares. Pela linearidade da transformação de uma grade, uma soma muito complexa de estruturas de grades irá causar uma saída muito complexa também. Assim, teoricamente, qualquer geometria de frente de onda emergente de uma grade de difração é possível. O exemplo mais complexo deste efeito é um holograma, que se forma a partir da frente de onda emitida por um objeto através da interferência desta frente de onda com uma iluminação de referência. Se a iluminação de referência for mantida sobre o holograma revelado, a frente de onda resultante da difração será similar à frente de onda do objeto original. O holograma é, na realidade, uma intrincada grade de difração, podendo ser modulada em amplitude apenas. As grades de difração também podem ser moduladas em amplitude e/ou fase.

#### 2.1.5.2.1 O divisor 1x3

Um dos DOE mais simples é o divisor 1x3, que separa a frente de onda incidente em três componentes. Corresponde à rede de difração clássica. Seu projeto tem uma abordagem simples e determinística, pois a grade pode ser binária em fase, conforme mostrado na Figura 17, e a relação entre as intensidades dos feixes emergentes é conseguida através de diferentes valores da *razão de onda* ou pela profundidade  $d$  da grade cuja razão de onda é mantida em 50%, conforme a Figura 18.



**Figura 17: Esquema de projeto de uma grade de difração para ser um divisor 1x3 (figura de [26]).**



**Figura 18. Opções de equalização de intensidade das ordens pela razão de onda ou por profundidade (figura de [26]).**

#### 2.1.5.2.2 Deflexões mais complexas

O espaço angular resultante da deflexão de uma grade pode ser discretizado em  $N \times N$  incrementos angulares, necessitando de uma grade cuja célula tenha também complexidade geométrica  $N \times N$ . Se interessa apenas a intensidade da iluminação na imagem projetada, e a grade está limitada à modulação de fase apenas, então também é definida a amplitude de modulação da grade. Duas variáveis devem ser então determinadas: a fase do sinal projetado e a fase da grade. Este conjunto resulta em um sistema de equações não lineares, com  $N^2$  equações e  $N^2$  incógnitas. Se for necessário definir também a fase resultante da grade, e se não for possível modular a amplitude da grade, haverá  $N^3$  restrições e então a célula da grade terá  $\sqrt{N^3} \times \sqrt{N^3}$  dimensões. O limite de

informações que poderá estar contido em uma grade é definido pelo SBWP (produto da banda passante espacial da grade), definido pela equação (55).

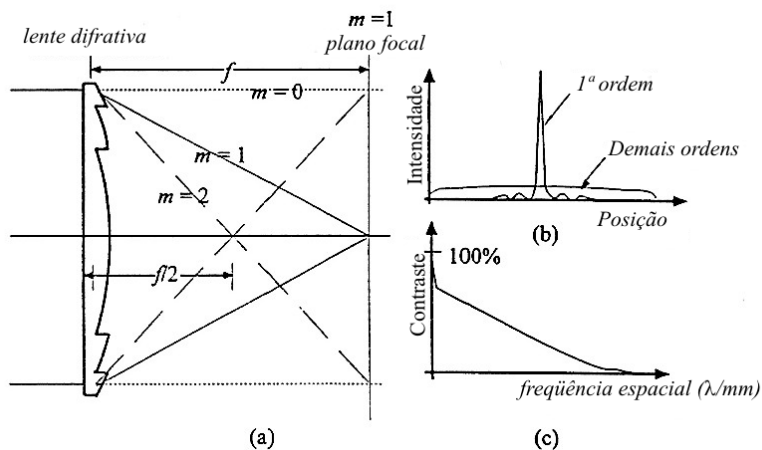
$$SBWP = \frac{LxL}{\Delta x \Delta} \quad (55)$$

Onde L é a dimensão lateral do feixe luminoso incidente e  $\Delta$  é a resolução geométrica possível da grade. Por exemplo, se o feixe incidente tiver 1 mm de diâmetro, e a grade tiver uma resolução de 1  $\mu\text{m}$ , o SBWP será de  $10^6$ . No limite se a célula tiver a dimensão do feixe, a resolução do espaço angular projetado será de  $10^3$  se a fase resultante for livre ou  $10^2$ . Na prática estas relações influenciam na qualidade do contraste da lente, conforme esquematizado na Figura 19.

### 2.1.5.3 Eficiência de Elementos Ópticos Difrativos de múltiplos níveis

#### 2.1.5.3.1 *Em função do número de níveis*

Para a aplicação das lentes difrativas aperfeiçoam-se as estruturas para o uso apenas da ordem 1. Assim o primeiro parâmetro a ser considerado é o número “N” de máscaras empregadas, e o conseqüente número de níveis, ou camadas, ( $2^N$ ). A Tabela 1 mostra a eficiência teórica em função dos níveis empregados.



**Figura 19: Distribuição da luz a partir de uma lente difrativa: (a) Direção da luz das três ordens mais intensas; (b) Intensidade luminosa no plano focal; (c) Modulação da função de transferência da lente (figura de [26]).**

**Tabela 1: Eficiência da lente em função do número de níveis [26].**

Níveis	Eficiência (%)
2	40%
4	81%
8	95%
16	99%
Linear	99%
Polinomial	100%

#### 2.1.5.3.2 Em função do comprimento de onda.

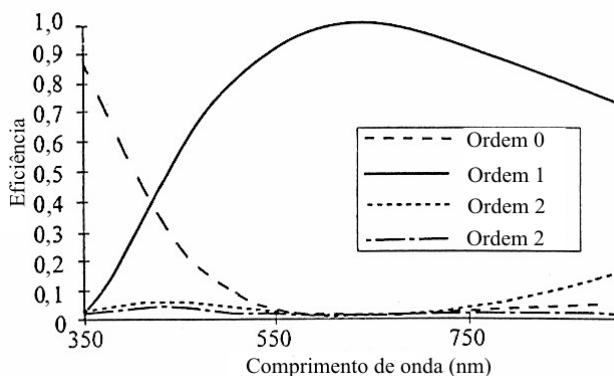
Conforme a teoria demonstrada, o comprimento focal das lentes difrativas é linearmente dependente do comprimento de onda da luz, da altura dos padrões e do espaçamento destes. O comprimento focal varia com o comprimento de onda, gerando um erro neste parâmetro. A altura dos padrões é otimizada para maximizar a eficiência da ordem 1, e para minimizar as demais ordens, conforme Figura 20. Se o comprimento de onda for alterado, além de se ter erros no comprimento focal, também a eficiência das ordens de difração irá variar conforme o gráfico da Figura 20. Neste exemplo o DOE foi otimizado para o comprimento do laser HeNe, de 632,8 nm, que tem a cor vermelha, próxima à uma das

extremidades do espectro visível, mas a eficiência ainda se mantém razoável para toda a faixa visível e ainda para o infravermelho próximo.

### 2.1.5.3.3 Em função dos erros do processo de fabricação

A variação da eficiência em função do comprimento de onda é correlata com a variação de espessura das camadas. A partir daí pode-se avaliar a influência dos processos de fabricação destes elementos, que em função de variações na profundidade de corrosão, afetam as espessuras das camadas.

Os erros na posição das transições entre camadas e no controle do período das topografias causam muita influência no comprimento focal da lente, e conforme aumenta o diâmetro da lente em relação à distância focal ( $F_{\text{number}}$  menor), o refinamento das topografias faz que estas se aproximem do comprimento de onda e a eficiência cai significativamente, conforme já exposto na teoria dos DOE. Os erros de transição também se relacionam com o período local e podem também reduzir drasticamente a eficiência. O processo de produção da máscara 2D que define os períodos da grade é suficientemente bem controlado, garantindo a qualidade necessária. Já o processo que controla a espessura, este não é tão preciso, mas também nesta dimensão o DOE é mais tolerante. Isto faz com que o projeto deste tipo de DOE seja complicado, mas este DOE é simples de ser fabricado em série.



**Figura 20: Eficiência de uma lente difrativa em função do comprimento de onda, para um projeto otimizado para  $\lambda$  633 nm (figura de [26]).**

### 2.1.5.3.4 Em função do $F_n$ mínimo requerido

O Número F da lente ( $F_n$ ) definido como  $f/D$  (distância focal / diâmetro da lente) está diretamente ligado à resolução óptica da lente

(quanto menor, maior a resolução), a quantidade de luz coletada (quanto menor, mais luz coletada), e a profundidade de campo focal (quanto maior, maior a profundidade focal). Quanto mais na periferia da lente incide um raio, maior o seu ângulo de desvio. Para se conseguir um desvio grande a resolução da micro-geometria se torna mais fina até que se atinja padrões sub-micrométricos. Pode-se escrever o passo das micro-estruturas em função do número F da lente, conforme a equação (56):

**Tabela 2: Eficiência da lente em função dos erros de profundidade na fabricação (tabela de [26]).**

Erro (%d)	Eficiência (%)
0	100%
1%	100%
2%	99,9%
5%	99,2%
10%	96,8%
20%	87,5%

$$\Delta r = \lambda \sqrt{1 + (2F)^2} \quad (56)$$

$$\Delta r_{\min} = \frac{\lambda \sqrt{1 + (2F)^2}}{2^N} \quad (57)$$

Desta maneira, para se obter uma lente como F1.4, como nas melhores objetivas fotográficas de foco fixo, para um comprimento de onda  $\lambda=633$  nm, o  $\Delta r$  será 1,88  $\mu\text{m}$ . Se esta lente difrativa for fabricada por duas máscaras ( $N=2$ ), com 4 níveis portanto, a resolução plana do processo de fabricação deverá ser de 470 nm, conforme a equação (57).

Como o  $\Delta r$  da periferia se aproxima do comprimento de onda, a eficiência de difração cai conforme o gráfico da Figura 14. Assim a eficiência da lente com F1.4 do exemplo anterior, já seria de 81% em função de ser de 4 níveis apenas, e na periferia a redução seria de 70% em relação ao centro, resultando em 56%.

## 2.2 ANTECEDENTES

### 2.2.1 O interferômetro radial plano – Roseta Óptica

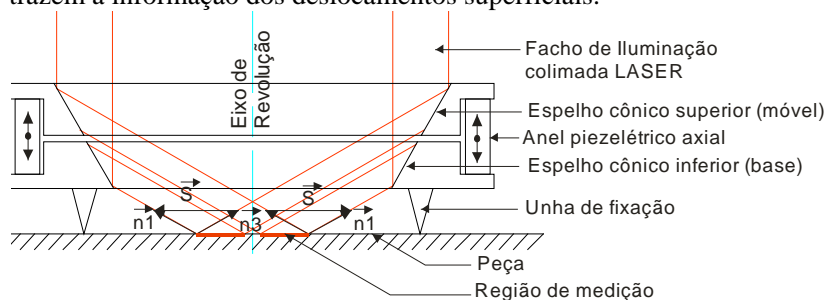
#### 2.2.1.1 Histórico

Em 1996 Albertazzi e Kapp [10] propuseram teoricamente um circuito óptico de interferômetro que usa espelhos cônicos com sensibilidade puramente radial e no plano. A idéia era empregá-lo para a medição de tensões residuais por uma variação do método do furo cego [25], substituindo-se a roseta extensométrica pela holografia eletrônica. Este tema foi explorado através da Tese de Doutorado de Rodacoski [10]. Em 1996 iniciou-se o desenvolvimento de um protótipo empregando esta técnica para a medição de tensões residuais. Este protótipo foi construído com financiamento de um projeto PADCT/FINEP cooperativo entre diversas empresas. O detalhamento deste primeiro protótipo ficou registrado em uma dissertação de mestrado [11]. Os primeiros experimentos empregando este interferômetro se mostraram promissores, assim o sistema foi aperfeiçoado [12], e um novo protótipo foi construído. Percebeu-se então um potencial muito mais abrangente para este sistema, pois o interferômetro substituíria com vantagens uma roseta extensométrica de três elementos, podendo ser empregado para a medição de deformações e tensões em geral, um campo hoje dominado quase que exclusivamente pelo extensômetro de resistência elétrica. A solução óptica apresenta maior agilidade, reduzindo o tempo de preparação da superfície e não envolve nenhum material consumível. Um novo sistema foi desenvolvido para medição de deformações, e tensões em geral [12], que é uma simplificação do sistema anterior. As características metrológicas deste sistema foram detalhadamente avaliadas em uma tese de doutorado [14]. Dispõe-se hoje de conhecimentos aprofundados do desempenho deste tipo de interferômetro.

#### 2.2.1.2 Resumo da técnica

Este interferômetro, representado na Figura 21, baseia-se no interferômetro de holografia eletrônica de dupla iluminação, onde a interferência ocorre entre dois fechos de iluminação incidente na superfície da peça, resultando em sensibilidade radial e paralela à superfície, conforme explanado no item 2.1.2. Neste interferômetro, um espelho cônico gera um cone de iluminação com características especiais. Este cone de iluminação é projetado na peça com uma

distância tal que o fecho proveniente da reflexão na metade superior do espelho cônico se sobrepõe ao fecho proveniente da reflexão na metade inferior do lado oposto deste espelho cônico. Assim, cada ponto da superfície circular de medição recebe iluminação de duas direções opostas e simétricas em relação ao eixo óptico do espelho cônico. Obtém-se, assim, sensibilidade radial paralela à superfície da peça, como mostrado na Figura 21. O espelho cônico pode ser segmentado em uma coroa inferior fixa à superfície da peça medida, e uma coroa superior móvel para gerar deslocamento de fase, conforme mostrado na Figura 21. Outra característica distinta deste interferômetro é que não contém um divisor de feixe, sendo a sobreposição dos cones de iluminação responsáveis pela interferência. Ou seja, uma região da frente de onda interfere com outra região concêntrica a esta. Mesmo que a frente de onda incidente no espelho cônico fosse completamente plana, a figura de interferência na superfície da peça não seria homogênea em fase, pois os caminhos ópticos percorridos pelos feixes que incidem no espelho cônico envolvem distâncias muito diferentes. Este fenômeno, no entanto, não é importante, pois por se tratar de um interferômetro de holografia eletrônica, o padrão de fase do interferograma é totalmente aleatório, dependendo apenas da rugosidade superficial [18], como mostrado na Figura 4. Apenas as diferenças de fase entre os dois estados trazem a informação dos deslocamentos superficiais.



**Figura 21. Circuito óptico original proposto para um interferômetro radial plano.**

A região de medição, duplamente iluminada, é circular. O vetor de sensibilidade é radial e perpendicular ao eixo do espelho cônico, que passa no centro da região iluminada. Comparando-se com um extensômetro tipo roseta de três elementos, que permitem determinar o estado plano de tensão na região sob as grades dos elementos, o interferômetro radial possui vantagens notáveis. Uma delas é o número de pontos medidos, que é igual ao número de grãos ópticos que podem



ser definidos nesta região, podendo-se discretizar a região com diferentes raios e direções de sensibilidade. Isto permite também medir o estado plano de tensões na peça. A redundância e abundância de informações quando empregada para determinar apenas três parâmetros do estado de tensões traz uma vantagem do ponto de vista estatístico para as medições. A elevada sensibilidade da técnica de Holografia Eletrônica [2] garante a alta resolução do método. Por fim, a simplicidade de componentes, e a possibilidade de fixar o componente principal do sistema (o espelho cônico) diretamente à peça sendo ensaiada, dá ao sistema grande robustez quanto a vibrações, o que permite o emprego da técnica de holografia eletrônica fora do ambiente de laboratório [11].

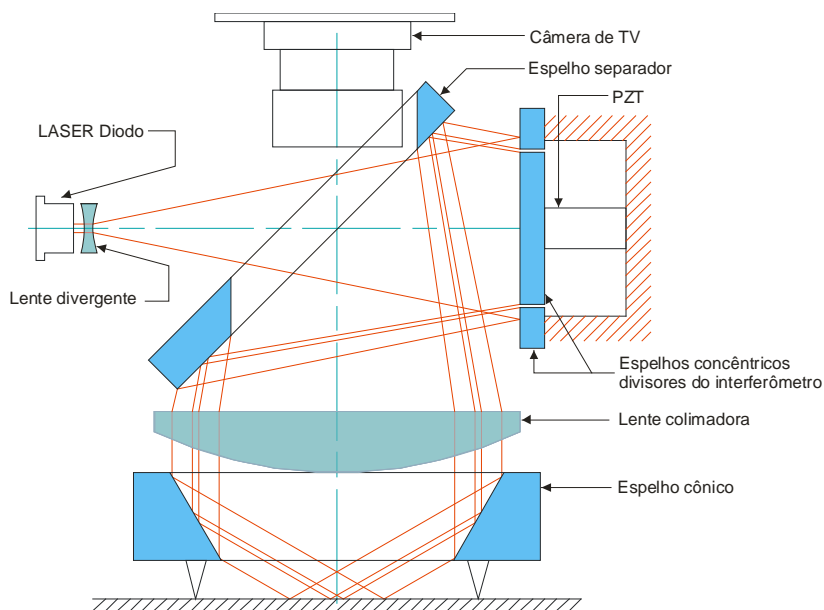
A configuração anterior a desenvolvida neste trabalho do sistema [12] está mostrada na Figura 22. Nesta configuração abandonou-se a idéia de seccionar em duas coroas o espelho cônico, em função de problemas de uniformidade no deslocamento com os anéis piezelétricos. Para esta função foi acrescentado outro conjunto de espelhos concêntricos, um fixo e outro móvel através de um atuador piezoelétrico. A configuração da Figura 22, mostra o sistema completo, com fonte de luz laser e câmera de aquisição de imagens.

## **2.2.2 A técnica do furo com Holografia**

### **2.2.2.1 Histórico**

Em 1994 foi publicada por Makino e Nelson [27] uma técnica para a medição de tensões residuais pelo método do furo cego usando holografia eletrônica com iluminação simples, com sensibilidade em um eixo de medição.

Paralelamente, no período de 1993 a 1997, foi desenvolvido o trabalho de doutorado de Rodacoski [10] na UFSC, onde foi substituída a medição de deformações por ER pela medição com Holografia Eletrônica acoplada à técnica do furo cego [25]. O trabalho, a princípio, pretendia usar uma configuração de dupla iluminação, para medição seqüencial nas direções X e Y. Em 1996 Albertazzi e Kapp [10] conceberam um interferômetro de sensibilidade radial, que é perfeitamente adequado à técnica de medição do furo. Este interferômetro foi então empregado pela primeira vez neste trabalho de doutorado, que permitiu a visualização e medição direta do ângulo das tensões principais e a quantificação simplificada das tensões através do método dos harmônicos.



**Figura 22. Circuito óptico atual da roseta óptica.**

A partir desta tese sucederam uma série de trabalhos acadêmicos no Labmetro [11], [12] e [12], que aperfeiçoaram a técnica e alguns sistemas de medições experimentais foram construídos.

### 2.2.2.2 Resumo da técnica

Através de um sistema de medição desenvolvido por Boettger [11] e Ronsani [12], que emprega a tecnologia do Interferômetro radial plano, explanado no item 2.2.1, com um sistema de furação de ultra-rotação integrado, é medido o campo de deslocamentos radiais decorrente do alívio de tensões provocado pela execução do furo na superfície onde devem ser medidas tensões residuais. Com base nas medições dos deslocamentos radiais pode-se usar duas opções de processamento:

#### 2.2.2.2.1 Método dos Harmônicos

É o método que determina o estado de tensões diretamente a partir do mapa de deslocamentos radiais ao furo. Assim, a solução elástica (solução de Kirsch [4]) foi integrada e é expressa em termos de deslocamentos por:

$$u_r(r, \theta) = \bar{A}(r) \cdot (\sigma_{\max} + \sigma_{\min}) + \bar{B}(r) \cdot (\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) \cdot \cos(2 \cdot \theta - 2 \cdot \beta) \quad (58)$$

Onde  $\bar{A}(r)$  e  $\bar{B}(r)$  são funções dependentes do raio, das propriedades do material e da geometria do furo. Para o caso de furo passante estas funções foram analiticamente determinadas:

$$\bar{A}(r) = \frac{1+\nu}{2 \cdot E} \cdot \left(\frac{1}{r}\right) \cdot r_0^2 \quad \bar{B}(r) = \frac{1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r_0^2}{r} \cdot \left(4 - \frac{1+\nu}{r^2} \cdot r_0^2\right) \quad (59)$$

No caso do furo cego, as tensões não podem mais ser modeladas pelo estado plano de tensões e as constantes passam a ser determinadas por método numérico [27], conforme os coeficientes da Tabela 3:

$$\bar{A}(r) = \frac{1+\nu}{2 \cdot E} \cdot \bar{a} \left(\frac{r_0}{r}\right) \quad \bar{B}(r) = \frac{1}{2 \cdot E} \cdot \bar{b} \left(\frac{r_0}{r}\right) \quad (60)$$

Na equação (58) percebe-se que um dos termos não depende do ângulo  $\theta$  e é, na realidade, o nível médio das tensões. O outro termo é função de  $2\theta$ . Assim, o processamento é feito pelo método dos harmônicos, que amostra o campo de deslocamentos em círculos concêntricos ao eixo óptico do sistema de medição, que coincide com o centro do furo. Neste círculo são amostrados os valores dos deslocamentos radiais em função do ângulo ao redor do furo.

Através da transformada de Fourier do sinal amostrado no círculo, analisa-se:

- O nível médio (DC) relaciona-se com a soma das tensões ( $\sigma_{\max} + \sigma_{\min}$ ) do sinal.
- A frequência fundamental (frequência 1) relaciona-se com o deslocamento de corpo rígido do sinal (após a remoção do salto de fase).
- A frequência do primeiro harmônico (frequência 2) relaciona-se com a diferença das tensões principais ( $\sigma_{\max} - \sigma_{\min}$ ) do sinal (também após a remoção do salto de fase).
- O ângulo de fase do primeiro harmônico (frequência 2) relaciona-se diretamente com o ângulo das tensões principais.

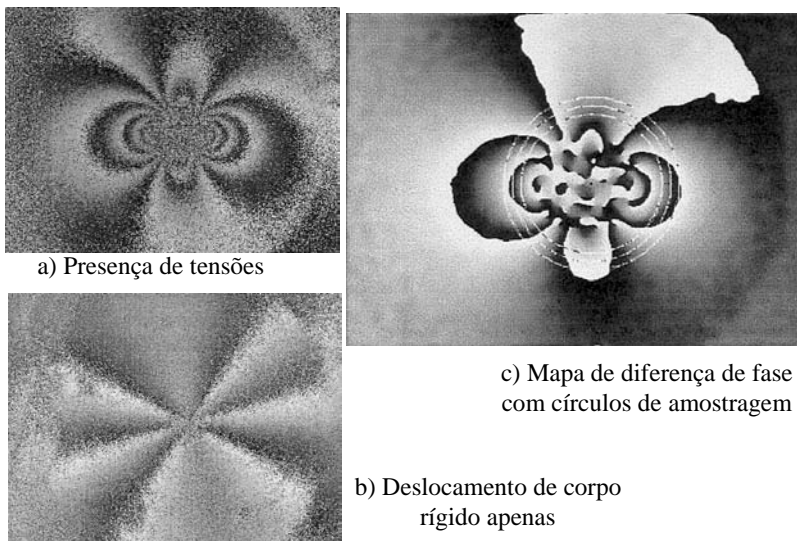
**Tabela 3: Coeficientes adimensionais de correção de análise de elementos finitos do furo cego para medidas de tensões residuais em função do deslocamento radial, para um furo de profundidade  $1,2 \times \phi_0$  [10].**

	$\bar{a}$	$\bar{b}$
1,5	0,6808	1,8626
2,0	0,5073	1,4170
2,5	0,3943	1,0870
3,0	0,3136	0,8517
3,5	0,2534	0,6792
4,0	0,2073	0,5512
5,0	0,1456	0,3854
6,0	0,1069	0,2865

No processo de medição com o furo, resultam as franjas da Figura 23. O processo de furação pode gerar erros de medição, que podem ter as seguintes fontes: erro de concentricidade entre o furo e o eixo óptico; indução de novas tensões residuais pela usinagem, devido aos esforços de corte e vibrações da perfuratriz; variações térmicas.

O deslocamento de corpo rígido, que gera franjas conforme a Figura 23b, é facilmente discriminado e determinado pela amplitude da harmônica fundamental. Pode ser eficientemente eliminado por processamento de imagens, fazendo restar apenas um campo de deslocamento devido às deformações do corpo provocadas pelo alívio das tensões residuais.

Há ainda uma componente de incerteza denominada nível de fundo ( $n_f$ ) que se manifesta aditivamente no sinal, alterando seu nível médio, que, idealmente, deveria apenas se relacionar com a soma de tensões. Partindo do pressuposto que o valor calculado para a soma das tensões aliviadas pelo furo deve resultar sempre no mesmo para qualquer que seja o círculo de amostragem, é possível então calcular a soma das tensões, independentemente do nível de fundo a partir do campo médio de deslocamentos de dois ou mais círculos concêntricos.



**Figura 23: Sinais de medição do método do furo por holografia para diferentes condições de carregamento (figura de [11]).**

A partir de:

$$\bar{u}_r(r) = \bar{A}(r) \cdot (\sigma_{\max} + \sigma_{\min}) + nf, \text{ fazendo } K_1 = (\sigma_{\max} + \sigma_{\min}) \quad (61)$$

Monta-se o seguinte sistema de equações:

$$\begin{pmatrix} \bar{A}(r_1) & 1 \\ \bar{A}(r_2) & 1 \\ \vdots & \vdots \\ \bar{A}(r_n) & 1 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ nf \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \bar{u}_r(r_1) \\ \bar{u}_r(r_2) \\ \vdots \\ \bar{u}_r(r_n) \end{pmatrix} \quad (62)$$

A solução de (62) é única para dois círculos concêntricos e é resolvida por mínimos quadrados quando três ou mais círculos redundantes são envolvidos. Desta maneira  $K_1$  é determinado e relaciona-se precisamente a soma das tensões principais.

Com a análise precisa da primeira harmônica, determina-se a fase e a amplitude, que se relacionam com a diferença das tensões principais da seguinte maneira:

Para cada círculo de amostragem:

$$AHl_{u_r}(r) = \bar{B}(r) \cdot (\sigma_{\max} - \sigma_{\min}), \text{ fazendo } K_2 = (\sigma_{\max} - \sigma_{\min})$$

(63)

Para os diversos círculos calcula-se um  $K_2$  médio:

$$\bar{K}_2 = \frac{\sum \frac{AH1u_r(r)}{\bar{B}(r)}}{n} \quad (64)$$

Com  $K_1$  e  $K_2$  determinados, resolvendo o sistema de equações, calcula-se:

$$\sigma_{\max} = \frac{K_1 + K_2}{2} \quad (65)$$

$$\sigma_{\min} = \frac{K_1 - K_2}{2} \quad (66)$$

O ângulo das tensões principais foi determinado através da fase do primeiro harmônico para cada um dos círculos de amostragem. Para obter o valor médio basta fazer a média aritmética para todos os círculos de amostragem:

$$\bar{\beta}_r = \frac{\sum \beta_{H1}(r)}{n} \quad (67)$$

E assim foi determinado o estado de tensões residuais existente na região onde foi executado o furo.

#### 2.2.2.2.2 Método dos mínimos quadrados

O interferômetro mede radialmente deslocamentos, que são a soma de deslocamentos de corpo rígido de ( $u_r$ ) numa dada direção ( $\alpha$ ) modelado pela equação (68) e deslocamentos devido a deformações.

$$u_r(r, \theta) = u_r \cos(\theta - \alpha) \quad (68)$$

Quando um corpo é submetido a um campo uniforme de tensões, os deslocamentos podem ser derivados das relações lineares entre deformações e deslocamentos ou entre tensões e deslocamentos. Estas relações escritas na forma polar são adequadas ao interferômetro de sensibilidade radial e baseadas nas deformações ou tensões principais

$(\varepsilon_1, \varepsilon_2, \sigma_1 \text{ e } \sigma_2)$ , no ângulo destas  $(\beta)$  com o eixo  $x$ . A equação (69) mostra o modelo segundo as deformações e a equação (70) segundo as tensões [28].

$$u_r(r, \theta) = \frac{r}{2} [(\varepsilon_{\max} + \varepsilon_{\min}) + (\varepsilon_{\max} - \varepsilon_{\min}) \cos(2\theta - 2\beta)] \quad (69)$$

$$u_r(r, \theta) = \frac{r}{2E} [(1-\nu)(\sigma_{\max} + \sigma_{\min}) + (1+\nu)(\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) \cos(2\theta - 2\beta)] \quad (70)$$

Para o método de mínimos quadrados uma grade bem distribuída de pontos deve ser amostrada do interferograma obtido pelo interferômetro radial. O modelo a ser ajustado pelo método de mínimos quadrados pode ser obtido manipulando e somando as equações (68) e (70) e acrescentado-se mais um termo ( $K_0$ ) para eliminação do nível de fundo da medição do mapa de fase (que pode ser causado por um efeito térmico), conforme a equação (71):

$$u_r(r, \theta) = K_{0R} \cdot r + K_{1C} \cos(\theta) + K_{1S} \sin(\theta) + K_{2C} \cdot r \cos(2\theta) + K_{2S} \cdot r \sin(2\theta) + K_0 \quad (71)$$

Pelo modelo matemático ajustado baseado na equação (71) são necessários pelo menos 6 pontos, mas é comum amostrar dezenas de milhares de pontos. Estes pontos são montados na forma matricial direta já que o sistema é linear. Pelo método de mínimos quadrados, conforme [50], determinam-se os coeficientes  $K_i$ . A partir desses coeficientes determina-se:

$$\begin{aligned} u_i &= \sqrt{K_{1C}^2 + K_{1S}^2} \\ \alpha &= \arctan 2 \left( \frac{K_{1S}}{K_{1C}} \right) \\ \sigma_{\max} &= E \left( \frac{K_{0R}}{1+\nu} + \sqrt{K_{2C}^2 + K_{2S}^2} \right) \\ \sigma_{\min} &= E \left( \frac{K_{0R}}{1+\nu} - \sqrt{K_{2C}^2 + K_{2S}^2} \right) \\ \beta &= \frac{1}{2} \arctan 2 \left( \frac{K_{2S}}{K_{2C}} \right) \end{aligned} \quad (72)$$

### 2.2.2.2.3 *Método do extensômetro virtual*

Uma terceira alternativa para determinação das tensões residuais utiliza extensômetros virtuais. Com ela é possível contornar uma limitação dos dois métodos anteriores para os quais não se dispõe de uma tabela de coeficientes de correção em função da profundidade do furo cego, sem a qual não é possível fazer o furo pelo processo incremental, o que permitiria verificar se existem gradientes de tensão ao longo da profundidade do furo.

O método consiste em calcular o mapa de deformações radiais a partir do mapa de deslocamentos, e neste calcular valores médios de deformações sob a área de extensômetros virtuais localizados e com as mesmas dimensões das grades ativas das rosetas de extensômetros previstas na norma ASTM E 837-01e01 [25]. A partir destas três deformações médias amostradas, processam-se os dados conforme o procedimento da norma.

Neste procedimento, muito da riqueza estatística deixa de ser aproveitada, mas pode-se processar as medidas rigorosamente segundo uma norma estabelecida. E é possível ter informações sobre o gradiente de tensões ao longo da profundidade. A principal dificuldade deste método é fazer o furo e as medidas de maneira incremental na prática, pois o sistema experimental hoje disponível requer remoção e reposicionamento do cabeçote de medição entre um passo e outro, o que sempre introduz um pequeno deslocamento de corpo rígido nos mapas de franjas. O deslocamento de corpo rígido pode ser compensado pelo processamento das imagens, entretanto prejudica a relação sinal/ruído.



### 3 A INOVAÇÃO PROPOSTA

#### 3.1 NOVO PRINCÍPIO

O principal requisito do interferômetro sensibilidade radial no plano (em Inglês RIPI - *Radial In Plane Interferometer*) é a obtenção de iluminação cônica com sobreposição concêntrica, a fim de se ter dupla iluminação para o interferômetro de granulado óptico de forma que resulte em sensibilidade radial e no plano. A partir de um fecho colimado este tipo especial de iluminação pode ser obtido por reflexão, através de espelho cônico, como originalmente foi proposto [11]. Também pode ser obtida por refração, através de uma lente cônica. Ou ainda pela difração, através de um DOE (*Diffractive Óptical Element*) especial. Um Interferômetro radial no plano, que tem a iluminação cônica gerada com elemento óptico difrativo é a principal inovação proposta nesta tese de doutorado.

##### 3.1.1 Compactação

O primeiro aspecto positivo do interferômetro proposto é a possibilidade de compactação, pois a superfície ativa do DOE tem um diâmetro máximo que não ultrapassa três vezes o diâmetro da área de medição. Já o diâmetro da superfície ativa interna do espelho cônico, esquematizado na Figura 22, é 3,5x o diâmetro da área de medição, que deve ser somado ainda à espessura do material necessário para garantir sua rigidez e estabilidade. Assim, para o espelho cônico, o diâmetro do cabeçote que se aproxima da peça é de no mínimo 4,5x o diâmetro da área de medição.

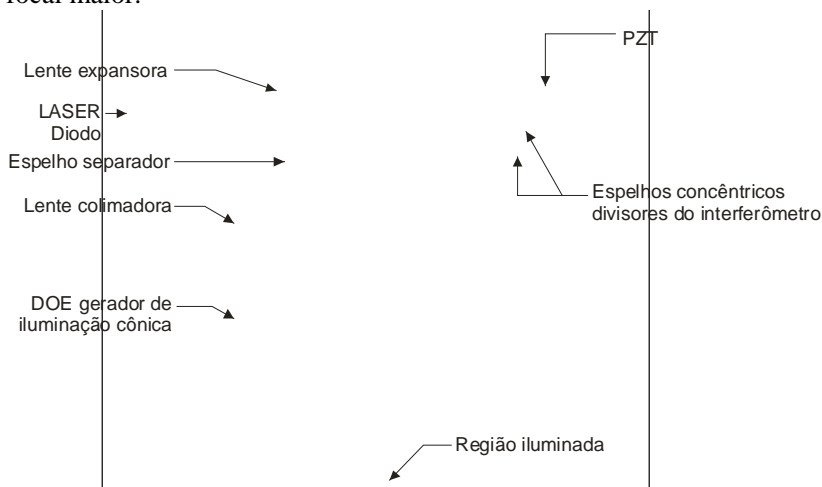
Uma consequência importante na redução de diâmetro do cabeçote do sistema é a possibilidade de se posicionar mais próximos do eixo óptico os pontos de apoio do sistema de medição na superfície a ser medida, minimizando do movimento de corpo rígido relativo da região de medição em relação ao sistema [14]. Este movimento de corpo rígido é separável das deformações por software, mas se o movimento for significativo, um número excessivo de franjas é gerado, o que piora sensivelmente a relação sinal/ruído e assim, inviabiliza a medição. A maior proximidade entre os pontos de apoio favorece também a fixação do sistema de medição em superfícies com maior curvatura sem necessidade de ajustes de altura dos pés de fixação.

A geração de um cone de luz por óptica difrativa tem o limite prático para o ângulo de deflexão da primeira ordem, que é em torno de

30° [29]. Este limite permite um ângulo de cone de 60° e limita o módulo do vetor de sensibilidade de medição em 1,0. Por outro lado, isto possibilita também maior distância entre o sistema de medição e a superfície da peça medida, o que traz algumas vantagens, como, por exemplo, permitir a instalação de um cabeçote de furação para tensões residuais entre o sistema de medição e a superfície medida, o que elimina a necessidade de passar o cabeçote de furação pelo meio do interferômetro ou ainda ter que remover o conjunto de medição para realizar a furação.

Finalmente, quanto menor for o sistema, menor será a sua massa e maior será a sua rigidez, fazendo com que sua estrutura tenha frequências naturais mais elevadas e conseqüentemente se torne ainda mais robusto a vibrações.

A aplicação do DOE no lugar do espelho cônico pode ser feita com a pequena alteração do circuito óptico da Figura 22 para o mostrado na Figura 24. O circuito mostrado na Figura 24 foi rigorosamente traçado e otimizado empregando elementos refrativos simples, de baixo custo, com dupla passagem pela lente colimadora biconvexa, visando compactação mesmo com o emprego de uma lente de comprimento focal maior.

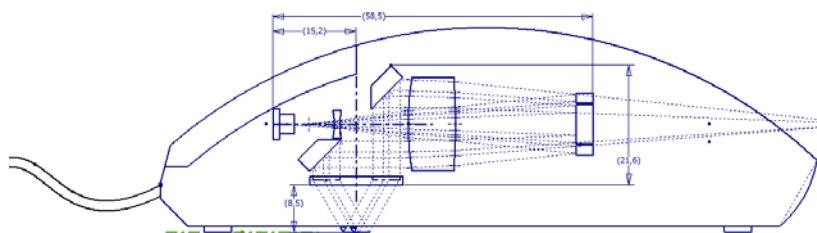


**Figura 24: Óptica de Iluminação da Roseta Óptica Difrativa (DOR).**

O resultado de sensibilidade é muito bom, com o vetor de sensibilidade no plano variando de 0,99984, no centro do campo de medição à 1,00033 na periferia do campo de medição. O vetor de sensibilidade apresentou ainda uma componente de sensibilidade fora do

plano aceitável, variando de 0,00008, no centro do campo de medição até 0,00045, na periferia do campo de medição.

Na Figura 25 é mostrado um leiaute óptico onde foi empregado um DOE de 17 mm de diâmetro projetado, para iluminar duplamente uma área com diâmetro de 5 mm. Trata-se de uma configuração muito compacta, ideal para uma roseta de medição de deformações mecânicas.



**Figura 25: Óptica compacta do Interferômetro Radial Plano (RPI), com DOE para geração de iluminação cônica comparada a um mouse convencional.**

No esquema não é mostrado ainda o leiaute da óptica de observação, mas este também poderá ser compacto, porque a objetiva pode ficar próxima do objeto, e se for empregado um sensor CCD de área pequena ( $1/4''$ ) a imagem também ficará próxima da objetiva. Assim bastará um espelho para dobrar o eixo óptico e alocar convenientemente esta óptica observação em paralelo com a óptica de iluminação. Pode-se observar em comparação com a silueta de um apontador (mouse) médio, que é possível chegar uma configuração muito compacta, sem elementos móveis, e de baixo custo.

Porém, a solução mostrada nas Figura 24 e Figura 25 ainda é uma solução híbrida, que usa elementos ópticos reflexivos, refrativos e difrativos. Outros parâmetros desta solução podem ser aperfeiçoados substituindo a lente expansora por um DOE simples de maneira a aperfeiçoar a potência óptica na primeira ordem, evitando a perda da energia do centro do feixe.

### 3.1.2 Menor diferença de caminho óptico

Um laser ideal é uma fonte luminosa coerente e monocromática. O comprimento de onda é determinado pelo salto de um determinado nível energético na nuvem de elétrons, com a emissão de fótons, de um dos seus elementos químicos ativos. Este efeito pode ser conseguido

através do bombardeamento do elemento ativo por algum tipo de energia, estimulando a emissão luminosa, que pode ser colisão de moléculas de gases, campos de radiofrequência que geram gás plasma, campos elétricos em gases, reações químicas em líquido, fluxo luminoso em cristais e fluxo de elétrons em cristais semicondutores. Estes dois últimos são a base do laser de estado sólido, com elementos ativos dielétricos e semicondutores respectivamente. A emissão luminosa de um LED tem um espectro relativamente largo na ordem de 950 GHz ou 1,3 nm [30]. O diodo laser acrescenta à arquitetura do LED uma cavidade ressonante de comprimento  $LR$ . Este comprimento determina modos a serem amplificados na cavidade. A diferença  $\Delta\mathcal{G}$  entre os modos é definida pela equação (73) [31], onde  $c/n_c$  é a velocidade da luz no cristal que constitui a cavidade com índice de refração  $n_c$ .

$$\Delta\mathcal{G} = \frac{c}{n_c \cdot 2 \cdot LR} \quad (73)$$

O comprimento da cavidade pode ser desde 50  $\mu\text{m}$  até 2000  $\mu\text{m}$ . Comercialmente são encontrados lasers com  $L$  entre 200  $\mu\text{m}$  e 1000  $\mu\text{m}$ . Considerando valores típicos de  $n_c = 1,57$  [32] e uma cavidade de  $LR = 400 \mu\text{m}$ , resulta  $\Delta\nu = 239 \text{ GHz}$ . É possível então calcular o comprimento de coerência deste laser pela equação (74) [33].

$$L_c = \frac{c}{2 \cdot \pi \cdot \Delta\mathcal{G}} \quad (74)$$

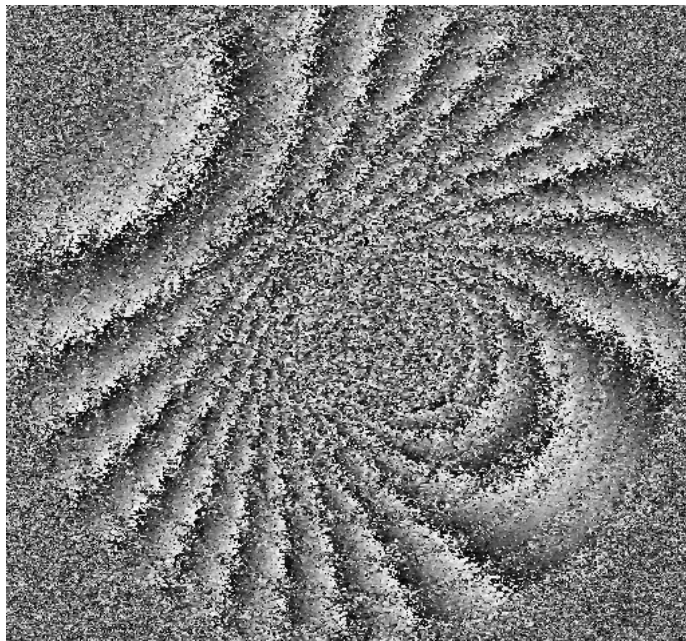
Então, para um laser diodo típico de múltiplos modos longitudinais, com cavidade de 400  $\mu\text{m}$  de comprimento, o comprimento de coerência é de apenas 200  $\mu\text{m}$  [33].

O circuito óptico da roseta óptica anterior, mostrado na Figura 22, apresenta uma diferença de caminho óptico variando de 1,31 mm na borda central, até 9,49 mm na borda externa do interferômetro. No projeto da Roseta Óptica com espelho côncavo emprega-se um laser de múltiplos modos e nenhum tipo de isolador óptico para evitar reinjeção de sinal óptico na cavidade do laser. Assim, neste sistema se configura uma cavidade externa para o laser que seleciona alguns modos simples e os amplifica. O problema está no fato de que esta cavidade externa não projetada é instável, e ocasionalmente o efeito de cavidade externa falha e o laser volta a operar em modo múltiplo. Este modo múltiplo tem um comprimento de coerência espacial muito reduzido, conforme a equação

(73), de apenas 200  $\mu\text{m}$ . Como o interferômetro radial com espelho cônico apresenta diferença de caminho óptico entre a frente de onda de até 9 mm, formam-se círculos concêntricos com modulação quando a diferença de caminho óptico for igual a  $m \cdot n_c \cdot L$ , para todo  $m$  par e círculos concêntrico sem modulação alguma para todo  $m$  ímpar, como pode-se ver no interferograma da Figura 26.

Quando a reinjeção de sinal óptico na cavidade do laser se sustenta e o laser se mantém em modo simples, freqüentemente ocorre o salto de modo (*mode-hopping*) e o interferograma simplesmente perde a correlação. No projeto da roseta óptica com espelho cônico não é possível obter um modo simples estável por muito tempo, assim é necessário que o intervalo entre as medições não demorem mais que 30 min, sob pena de perder a referência inicial.

Para se conseguir um único modo estável com laser diodo, várias arquiteturas podem ser empregadas. A mais simples é reduzir o tamanho da cavidade até que apenas um modo da cavidade caiba sob o espectro sintonizado de emissão do diodo. Por exemplo, uma cavidade de 80  $\mu\text{m}$  tem  $\Delta\nu = 1193$  GHz, uma banda mais larga que a emissão do diodo que é de 950 GHz. Assim, apenas um modo é amplificado pela cavidade, e  $\Delta\nu$  diminui para uma faixa de 5 a 20 MHz, resultando em um comprimento de coerência temporal de 2 a 9 m. O principal problema do laser de modo simples longitudinal é a instabilidade da seleção de modo, pois qualquer variação de temperatura desloca o espectro de emissão do LED, fazendo com que o modo amplificado mude para um modo vizinho, fenômeno conhecido como *mode-hopping*. Porém, todos os modos da cavidade estão em fase, e se a diferença de caminho óptico for próxima de zero, não haverá perda de correlação. Também um retorno óptico para o laser (*optical feedback*) causa o *mode-hopping* e mesmo acaba por constituir uma cavidade externa longa, que selecionará modos simples do espectro de múltiplos modos do laser. Este fenômeno pode ser evitado com um isolador óptico e controle de temperatura do laser por recurso termoelétrico (*peltier*)[30].



**Figura 26 : Imagem de mapa de fase de uma subtração de fase da Roseta Óptica com espelho cônico , com laser operando em modo múltiplo.**

Todos estes artifícios, porém, são sofisticados e aumentam a complexidade, o peso, o volume e o custo do laser. Com o emprego do DOE a diferença de caminho óptico é teoricamente zero. Na prática os elementos esféricos são uma aproximação da forma óptica ideal, resultando em pequenas distorções na frente de onda. Assim, leiaute óptico apresentado na Figura 25 tem uma diferença de caminho óptico variando de  $1,13 \mu\text{m}$  na borda central, até  $3,40 \mu\text{m}$  na borda externa do interferômetro, considerando as diferenças de velocidade nos diversos meios atravessados pela luz. Com esta configuração, um laser diodo multimodo longitudinal comum, com  $200 \mu\text{m}$  de comprimento de coerência, é muito mais do que o necessário, sem nenhum recurso adicional. Do ponto de vista do comprimento de coerência temporal, até mesmo um diodo monocromático pode ser empregado, já que estes têm comprimento de coerência temporal maior que  $50 \mu\text{m}$  [30]. A única adaptação necessária no leiaute da Figura 25, é a substituição da lente expansora (divergente), por uma lente condensadora (convergente), logo à frente do diodo, já que o laser montado do projeto tem  $8,5^\circ$  de divergência e o diodo tem a maior parte de sua energia com divergência

de 30°, não sendo necessário um filtro espacial para aumentar a coerência espacial porque a área expandida é muito maior que a área emissora do diodo.

### 3.1.3 Invariância ao comprimento de onda

No Interferômetro Radial Plano (RIPI) com espelho cônico, a sensibilidade para medição de deslocamento é definida pela equação (18), e o resultado escalar no plano pela equação (7). Portanto, o comprimento de onda é a escala de referência deste sistema de medição. Tipicamente a sensibilidade do comprimento de onda com a temperatura de um laser diodo é de 0,25 nm/K [34], e este é um erro sistemático que se deve compensar para manter a exatidão do sistema.

No interferômetro radial plano com óptica difrativa, que está esquematizado na Figura 24, o elemento difrativo é a última superfície ativa do circuito óptico, responsável pela mudança de direção de 30° ( $\psi$ ) no fecho colimado, gerando uma iluminação cônica em direção à superfície onde são medidos os deslocamentos. Construindo-se os vetores unitários diretores  $n_3$  e  $n_1$  da equação (19) com o ângulo  $\psi$  do cone de iluminação gerado pelo elemento óptico difrativo,  $\vec{S}$  é definido em função de  $\psi$ , conforme a equação (75):

$$\vec{S} = 2 * \text{sen}(\psi) \quad (75)$$

Da equação que definem os ângulos de deflexão da difração (38) trabalha-se então  $\psi = \psi_m$  apenas com a ordem  $m=1$  isola-se o  $\text{sen}(\psi)$  em função do passo da grade  $\Lambda$  e de  $\lambda$ , conforme a equação (76):

$$\text{sen}(\psi) = \frac{\lambda}{\Lambda} \quad (76)$$

Substituindo a equação (76) em (75), resulta que o módulo de  $\vec{S}$  é função da relação  $\lambda/L$ , conforme a equação (77), sua direção é radial com centro no eixo óptico da ROD:

$$|\vec{S}| = 2 * \frac{\lambda}{\Lambda} \quad (77)$$

Isola-se o módulo do deslocamento da equação (7):

$$|\vec{u}| = \frac{\lambda}{|S|} \cdot OF, \text{ com } OF = \frac{\Delta\phi}{2\pi} \quad (78)$$

O termo  $OF$  é a fração inteira do mapa de fase, caracterizada pelas franjas visualizadas nos mapas de fase, como os da Figura 23.

Substituindo-se a equação (77) na equação (78) os termos em  $\lambda$  são cancelados:

$$|\vec{u}| = \frac{\cancel{\lambda}}{2 \cdot \cancel{\lambda}} * OF$$

$$|\vec{u}| = \frac{\Lambda}{2} * OF \quad (79)$$

A sensibilidade da ordem de franja é função apenas do passo da grade ( $\Lambda$ ) do DOE, conforme a equação (79), desde que neste incida luz perfeitamente colimada. Pequenos erros de colimação não invalidam a invariância ao comprimento de onda, apenas causam uma variação sistemática da sensibilidade no plano ao longo da região de medição, e causam uma pequena sensibilidade normal ao plano. Mesmo assim este erro foi analisado em cálculos ópticos precisos e os erros de colimação causados por elementos simples geraram variações tão pequenas no vetor de sensibilidade que nem precisariam ser compensados [35]. Seria necessária apenas a compensação da dilatação térmica do DOE, mas este é construído em um substrato de sílica fundida, que tem um coeficiente de dilatação térmica muito baixo, em torno de  $0,5 \mu\text{m}/(\text{m.K})$ , o que torna o componente praticamente invariante à temperatura.

### 3.1.4 Redução de custos

A solução mostrada na Figura 25 ainda é uma solução híbrida, que usa elementos ópticos reflexivos, refrativos e difrativos. No âmbito desta linha de pesquisa do Labmetro serão estudadas propostas para inovações nos conjuntos funcionais do sistema. Porém, no protótipo funcional desta tese, apenas o elemento óptico difrativo substituirá o espelho cônico, a fim de se ter uma comparação precisa de desempenho do principal avanço proposto por este doutorado. No trabalho da tese será avaliada, em nível de projeto, a substituição de outros componentes



ópticos refrativos por difrativos, visando maior compactação redução de custos e desempenho metrológico no produto, que sucederá o protótipo funcional, a citar:

### 3.1.4.1 Óptica de Iluminação

É a parte do sistema responsável pela iluminação da região de medição do interferômetro radial plano. A principal proposta é a substituição do espelho cônico em função das justificativas já mencionadas. Adicionalmente, como se emprega luz monocromática, outras funções de conformação da frente de onda podem ser feitas por DOEs.

Conforme mostrado na Figura 24, o feixe cônico oriundo do laser é divergido pela lente expansora, passa pelo furo oblíquo do espelho separador, em direção aos espelhos geradores de deslocamento de fase (concêntricos). Destes, retorna no sentido oposto, de maneira concêntrica, e incide na superfície do espelho separador com diâmetro maior que o furo oblíquo. O espelho desvia o feixe agora em direção ao DOE gerador de iluminação cônica e este emite um feixe cônico em direção à região de medição na peça.

#### 3.1.4.1.1 *Elemento expansor do feixe laser*

O primeiro elemento é feito por uma da lente convergente de comprimento focal pequeno, de pequeno diâmetro, posicionado adequadamente em relação à superfície de emissão do diodo laser.

Esta lente poderia ser facilmente substituída por uma grade de difração por fase de desenho circular. Este tipo de elemento teria a capacidade de expandir o feixe laser com muito mais eficiência que uma lente refrativa convencional, pois o interferômetro da roseta óptica não aproveita a parte central do feixe luminoso, e esta é a porção do feixe onde se concentra a maior parte do fluxo luminoso devido ao perfil energético Gaussiano ou Lorentziano oriundo do laser [31]. Conforme a revisão da técnica de projeto de DOE no item 2.1.5 deste texto, é possível projetar um perfil difrativo que gere a dispersão necessária da maneira como requerida no projeto, sem a ordem de difração zero, não emitindo praticamente nenhuma luz no núcleo do feixe de laser expandido. Com um elemento difrativo simples de apenas dois níveis, será possível obter eficiência de 80%, pois se aproveita de maneira combinada a ordem +1 e -1. A resolução do DOE não precisaria ser muito fina, pois o ângulo requerido de expansão não é grande. Esta grade poderia ainda ter um passo constante, pois a divergência média do

laser escolhida em torno de 8,5 graus é semelhante à diferença angular entre os cones internos e externos de iluminação conforme a Figura 24, que é baseada em uma imagem do modelo em escala da óptica a ser empregada no protótipo. Com um passo constante, a grade de difração não tem um ponto focal e assim ela não tem uma posição definida à frente da cavidade do laser. Assim, também neste aspecto, a óptica se tornaria mais compacta porque a grade poderia ficar muito mais próxima ao laser.

Quando produzidos em escala, os DOE de pequenos diâmetros são de baixíssimo custo, muito difundidos quando integrados ao diodo laser, em aplicações de projeção de luz, que vão desde componentes de visão artificial (*machine vision*), até apontadores laser de baixo custo (um ou dois dólares) que projetam marcações de figuras distintas através de diversos DOE intercambiáveis.

Esta orientação faria ainda a função de isolador óptico, evitando o retorno óptico para o laser (*optical feedback*), que, conforme discutido no item 3.1.2, causa flutuação de fluxo luminoso e salto de modo do laser. A face difrativa do primeiro elemento do circuito óptico não tem reflexão especular de primeira superfície, pois esta seria difratada na ordem zero, que é minimizada pelo perfil do DOE, havendo, entretanto reflexão de ordem um, mas devido ao ângulo gerado na grade de difração, não incidirá na cavidade do laser.

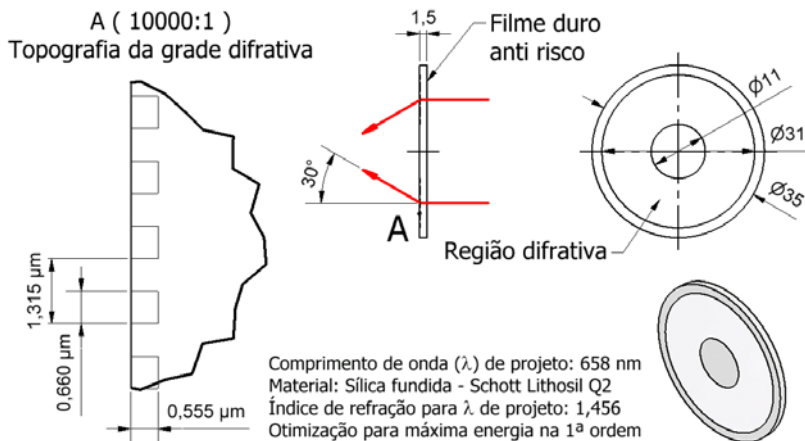
#### 3.1.4.1.2 Elemento colimador

No Apêndice A é analisada a invariância da sensibilidade com o comprimento de onda na condição de incidência de iluminação paralela no DOE. Como se utiliza luz monocromática pode-se empregar uma lente colimadora também difrativa. Pelo princípio da linearidade das transformações de Fourier [36], pode-se fundir os dois perfis difrativos em um único para obter o mesmo resultado. Assim poderia ser eliminada a lente colimadora e projetar o DOE para receber luz divergente do laser, reduzindo-se os custos do produto. No Apêndice B é feito um dimensionamento de um DOE para receber iluminação divergente e ainda produzir a iluminação cônica segundo as necessidades da Roseta Óptica. Neste mesmo estudo analítico verificou-se que a invariância da sensibilidade ao comprimento de onda é perdida nesta concepção. De qualquer maneira era interessante conhecer quanto da sensibilidade ao comprimento de onda era recuperada, e nesta análise percebeu-se que a sensibilidade era recuperada de maneira inversa ao comprimento focal da função de colimação. Assim a invariabilidade da sensibilidade só era aceitável para comprimentos focais muito grandes, o

que inviabilizou esta opção. Isto faz todo o sentido quando se constata que uma lente difrativa em relação à refrativa tem um número de dispersão ao comprimento de onda negativo, e por isto em aplicações de luz visível pode ser usada em conjunto com uma lente simples para compensar aberrações cromáticas [26]. No caso presente a sensibilidade ao comprimento de onda da lente refrativa é muito pequena e ainda é inversa à sensibilidade do DOE, assim na prática o conjunto se mantém invariante.

#### *3.1.4.1.3 DOE Gerador de iluminação cônica*

A Figura 27 mostra o desenho de fabricação do DOE dimensionado no Apêndice A, que neste primeiro desenvolvimento teve como especificações importantes o passo da grade para gerar  $30^\circ$  de deflexão com o laser de 658 nm de comprimento de onda, e a profundidade da grade dimensionada para minimizar as ordens pares, principalmente a zero e maximizar as ordens  $\pm 1$ . Apenas a ordem +1 será aproveitada para o interferômetro, mas a ordem -1 não atrapalha porque será dirigida para fora do campo de medição. Este DOE, que é de apenas dois níveis, gerado a partir de uma única máscara no processo litográfico, já apresentou dificuldades de fabricação pelo ângulo de difração requerido de  $30^\circ$ , que é próximo do limite prático da tecnologia DOE, devido à grade ter frequência espacial próxima de duas vezes o comprimento de onda do laser para o projeto, e também devido ao grande diâmetro do elemento. Assim, o resultado de eficiência foi estimado em apenas 23%. Se for considerado que a parte mais potente do feixe do laser é a central, que é descartada, e que para se obter boa modulação o tamanho médio do granulado óptico deve ser tornado da ordem de duas vezes o tamanho do pixel, o que é obtido mantendo pequeno o orifício da íris, o laser efetivamente utilizado é muito mais potente do que o que seria necessário se fossem empregados elementos otimizados. Uma vez que a tecnologia se mostre viável, quando o sistema entrar em produção de larga escala, pode ser viável o emprego de uma grade de quatro níveis, com função ímpar (dente de serra), gerada a partir de duas máscaras. Com este elemento mais sofisticado será possível cancelar também as ordens de difração negativas, daí seria teoricamente possível concentrar praticamente toda a energia na ordem 1 de difração. Com esta tecnologia energeticamente mais eficiente seria possível empregar diodos monocromáticos (LEDs) ao invés de laser diodo como fontes de luz.



**Figura 27: Desenho de fabricação do DOE.**

### 3.1.4.2 Óptica de Observação

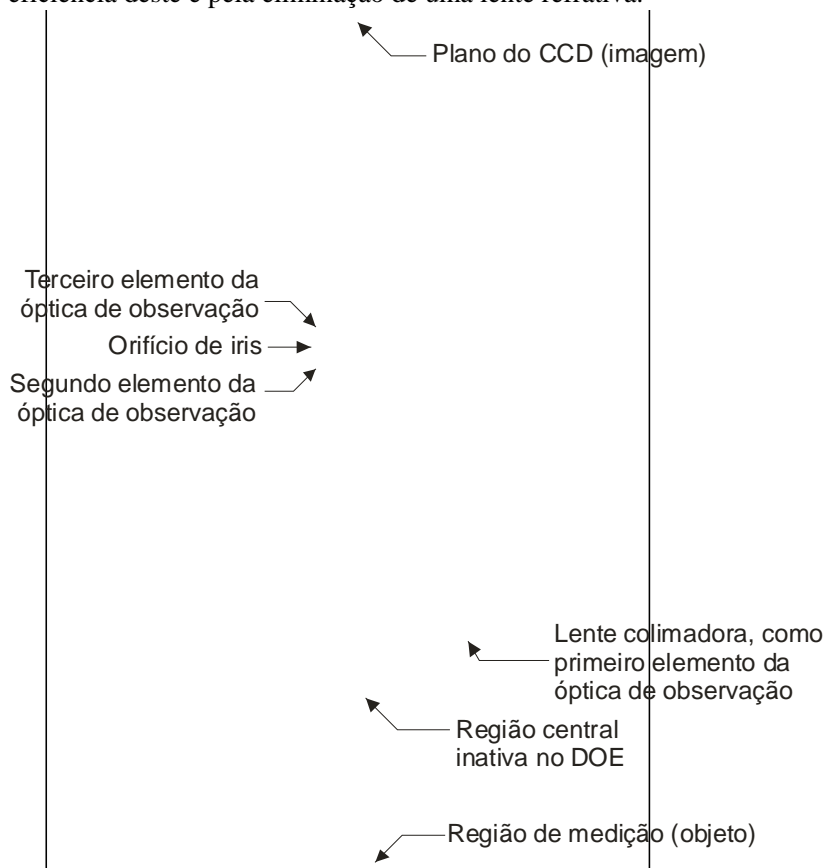
A óptica de observação também faz parte do interferômetro, pois tem a função de definir o tamanho do granulado óptico, além de formar a imagem da superfície medida no sensor da câmera. Na Figura 28 é mostrada a óptica de observação com três elementos, sendo o primeiro integrado à óptica de iluminação, já que a lente colimadora também atua na formação da imagem.

A separação dos circuitos de iluminação e formação da imagem é obtida pelo furo oblíquo do espelho a  $45^\circ$ . Por este furo oblíquo passam ortogonalmente os fechos de iluminação e o cone de formação da imagem. A imagem da superfície iluminada pelo interferômetro radial plano (RPI) é captada concentricamente com a iluminação cônica, e o cone de imagem, ao passar o furo oblíquo do espelho separador, separe-se dos fechos de iluminação e dirige-se para a câmera CCD.

#### 3.1.4.2.1 Primeiro elemento da objetiva

No caso do projeto do protótipo desenvolvido na tese, mostrado na Figura 28, o primeiro elemento é a lente colimadora. O cone de observação passa antes por uma região inativa do DOE. Em uma futura otimização do projeto poderia ser impressa nesta região uma lente difrativa que passaria a ser o primeiro elemento, em substituição ao segundo elemento da Figura 28 já que a lente colimadora passaria a ser obrigatoriamente o segundo elemento. Para se fazer uma boa lente difrativa são necessários no mínimo quatro níveis nas estruturas

difrativas, o que encareceria o DOE, mas seria compensado pela maior eficiência deste e pela eliminação de uma lente refrativa.



**Figura 28 Óptica de observação integrada à de iluminação**

#### 3.1.4.2.2 Segundo elemento da objetiva

No caso do projeto do protótipo desenvolvido na tese, mostrado na Figura 28, o segundo elemento é uma lente refrativa.

#### 3.1.4.2.3 Orifício da íris

Uma das funções da objetiva é condicionar a imagem de interferência de tal forma que o tamanho médio do granulado óptico tenha uma boa relação com o tamanho do pixel do CCD, a fim de garantir a amostragem do sinal óptico com resolução que melhore a amplitude de modulação do granulado óptico. Isto é conseguido através

de um filtro *anti-aliasing* (passa baixa), executado pelo diâmetro do orifício. O ideal é ter a projeção de um grão do granulado óptico na imagem duas vezes maior que a dimensão de cada pixel da grade do CCD [9]. Foi dimensionado um orifício de 2,4 mm para o interferômetro. A óptica de observação tem também a função de medir o diâmetro efetivo do furo, e nesta função o ideal é se conseguir um MTF (*modulation transfer function* = função transferência de modulação da lente) adequado à resolução da câmera. No projeto da tese se emprega uma câmera de 1280x1024 pixels, e para este caso o diâmetro necessário é de 9 mm, ou seja sem íris, já que este é maior que o diâmetro das lentes.

#### 3.1.4.2.4 Terceiro elemento da objetiva

Este é o elemento final para a projeção da imagem no CCD e pode ser tanto um elemento difrativo quanto refrativo. Não há um motivo que justifique a adoção preferencial de um ou outro, assim pode-se optar pelo de menor custo. Para pequenas séries, uma lente convencional padronizada deverá ser a melhor opção, já para uma série grande talvez o DOE seja a melhor opção do ponto de vista econômico. Para a medição do furo, que requer a observação apenas da parte central da região iluminada, uma maior ampliação é útil. Assim, esta lente poderia ser comutável, junto com a íris, de um conjunto para o interferômetro, para um conjunto de medição do furo. Esta opção será estudada fora do âmbito da tese, visando o desenvolvimento de um novo produto.

## 3.2 PROJETO E CONSTRUÇÃO

### 3.2.1 Roseta Óptica Difrativa

Baseado no interferômetro radial plano com DOE, será desenvolvido um sistema de medição de micro deslocamentos, deformação e estado de tensão denominado “Roseta Óptica Difrativa” (ROD). Devido à elevada robustez à vibração, o Interferômetro Plano Radial com DOE pode ser aplicado fora das condições de bancada óptica. Assim, para grande parte das aplicações usuais de extensometria este interferômetro é aplicável com vantagens, a citar:

- Elevada resolução, com baixa incerteza de medição;

- Elevada quantidade de pontos medidos e em todas as direções radiais, permitindo a determinação completa do estado plano de tensões, com melhoria estatística dos resultados;
- Baixo custo de instrumentação, pois uma roseta óptica difrativa substitui um extensômetro de três elementos, que requer três canais de condicionamento de sinais específicos;
- Não há custo de consumíveis;
- Grande agilidade, com redução de até 80% do tempo de preparação para um ponto de medição.

O interferômetro radial plano com espelho cônico já foi bastante estudado em trabalhos anteriores [11], [12], [12] e [14], mas ainda apresenta as seguintes deficiências:

- Principal componente é um espelho cônico usinado, com qualidade lapidada, portanto apresenta custo elevado de fabricação, com poucas alternativas tecnológicas de produção para redução de custos, mesmo em escala;
- O laser empregado é multimodo, mas a construção óptica as vezes faz este operar em modo simples. Este modo simples é instável, podendo ocorrer salto de modo (“*mode-hoop*”), que faz perder a correlação entre os estados inicial e final da medição;
- Quando o LASER opera em modo múltiplo a correlação entre os estados inicial e final é boa, mas devida a grande diferença de caminho óptico entre os braços do interferômetro ocorre perda de correlação, isto faz com que na imagem hajam círculos concêntricos com regiões modulantes e regiões não modulantes conforme mostrado na Figura 26;
- O espelho cônico é muito maior que a região medida, assim não é possível medir próximo a raiz de paredes em diedros;
- O sistema atual é suscetível a variações de temperaturas que alteram o comprimento de onda do LASER.

Este trabalho irá aperfeiçoar o sistema, resolvendo estas limitações do sistema atual. Assim, ainda não é possível definir os requisitos com base no desempenho alcançável pelo sistema de medição proposto, então os requisitos desejáveis serão parametrizados com base em um *benchmark* com o extensômetro de resistência elétrica (ER).

### 3.2.1.1 Requisitos Funcionais

#### 3.2.1.1.1 *Tempo de medição de no máximo 30 minutos.*

Neste requisito está a maior vantagem da ROD, pois, ao contrário do ER, não há a necessidade de se colar o elemento sensor na peça nem integrá-lo eletricamente ao circuito em ponte de Wheatstone através de pontos brasados. Com o procedimento de instalação, medição e processamento, o ER demanda, em média, duas horas e meia de trabalho. A ROD pode demandar apenas uma homogeneização de textura superficial com uma fina camada de tinta pulverizada (*spray*) branca e a fixação do cabeçote de medição na peça e conexão de cabos através de conectores rápidos. A fixação pode ser feita através de dispositivos de fixação magnéticos, a vácuo, ou mesmo por colagem, mas sem grande exigência de precisão ou qualidade. Neste requisito a ROD leva grande vantagem em relação ao ER.

#### 3.2.1.1.2 *Tamanho compacto do cabeçote de medição*

Neste requisito o ER é muito mais compacto que qualquer outro método de medição de deformação, pelo menos do ponto de vista das dimensões do sensor, pois praticamente só tem duas dimensões, ficando muito próximo à superfície da peça que está sendo analisada. Já o interferômetro radial requer um volume considerável sobre o ponto de medição na peça, além de periféricos eletrônicos que têm que ficar próximos, como a eletrônica da câmera, a fonte do laser diodo e o acionamento do PZT. O ER requer uma ponte amplificadora para que sejam realizadas medições confiáveis, mas esta pode ficar até 500 m de distância do ponto de medição [37], sem comprometer a qualidade dos resultados. O cabeçote de medição pode vir a ter seu projeto otimizado procurando minimizar o seu volume, como no esquema mostrado na Figura 25, e aperfeiçoar o leiaute de maneira a ter ao menos uma dimensão com restrições adequadas a um grande número de aplicações de medição. Quando o sistema entrar em produção industrial poder-se-á integrar a óptica em um bloco de plástico injetado, como nos sensores dos atuais mouses ópticos, que também se baseiam em processamento de imagens, e tudo poderá estar integrado em dois blocos, um óptico e outro que é um chip específico para processamento e interface. Mesmo assim, neste requisito o ER sempre será mais compacto que a ROD.

#### 3.2.1.1.3 *Vários canais de medição*

Atualmente existem modelos por elementos finitos para análise experimental de tensões que produzem resultados muito detalhados do



estado de tensões de componentes estruturais. Estes modelos necessitam de validação experimental. Como não é economicamente viável medir em todos os nós da superfície do modelo, os pontos de validação são em número reduzidos em relação ao modelo numérico. Ainda assim são necessários vários pontos de medição para validar um modelo. Para se ter uma idéia, um protótipo para testes estruturais estáticos de uma aeronave de médio porte chega a ter 9 000 pontos de medição com ER. A holografia eletrônica permite a medição de um número muito grande de pontos, obtendo resultados tão ou mais detalhados que o próprio modelo de elementos finitos, mas tem sua aplicação limitada a laboratórios com condições de ensaio muito especiais, além de admitir um campo de deslocamentos com amplitudes muito limitadas, o que requer aplicação de carga em escala ou de maneira incremental. A validação em protótipo, na maioria dos desenvolvimentos, usa mesmo a extensometria com ER. Assim, para que um SM baseado na ROD seja competitivo, este deve tornar viável o uso de múltiplos pontos de medição, como os sistemas baseados em ER. Hoje os sensores de imagem têm opções de interface tipo barramento serial, o que viabiliza esta concepção. Assim neste requisito a ROD pode ser equivalente ao ER.

#### 3.2.1.1.4 *Robustez ao meio ambiente classe IP40<sup>1</sup> [38]*

O grau de proteção típico para os encapsulamentos dos equipamentos para medição de múltiplos canais é IP20, devido aos bornes de conexões dos ER, que não admitem nenhuma umidade e nenhum sólido condutor menor que 12,5 mm. O interferômetro proposto poderá ser completamente blindado quanto à penetração de qualquer sólido e até mesmo umidade. Por outro lado, haverá a necessidade de circuitos eletrônicos que requerem dissipação térmica, e os conectores das câmeras com interface IEEE 1394 não admitem nenhuma exposição à umidade e são difíceis de serem substituídos. Assim, o grau de proteção facilmente alcançável pela ROD será de IP40, já que não haverá necessidade de nenhum contato elétrico exposto. Uma versão

---

<sup>1</sup> Classes de proteção IP para encapsulamentos eletro-eletrônicos segundo IEC 60529 : IPXY: X impede penetração de objeto com tamanho máximo (0: sem proteção; 1:  $\geq 50$  mm; 2:  $\geq 12,5$ ; 3:  $\geq 2,5$ ; 4:  $\geq 1$ ; 5: poeira; 6: poeira fina); Y proteção contra umidade (0: sem proteção; 1: proteção contra pingos verticais; 2: proteção contra pingos com  $15^\circ$  em relação a vertical ou inclinação equivalente da carcaça; 3: Proteção contra vaporização de até  $60^\circ$  de ambos os lados; 4: Proteção contra vaporização de todas as direções; 5: Proteção contra jato de água de todas as direções; 6: Proteção contra jatos de água de alta potência em todas as direções; 7: Imersão em água com 1 m de profundidade por até 30 min; 8: Hermético).

IP64 é possível, com a aplicação de conectores a prova d'água, mas a compactação do cabeçote de medição será sacrificada. De qualquer maneira, neste requisito a ROD tem condições de ser superior ao ER.

#### *3.2.1.1.5 Robustez a vibrações*

O ER é inerentemente robusto a vibrações porque tem massa desprezível em comparação com qualquer corpo de prova sob teste, além de elevadíssima rigidez entre o corpo de prova e a grade ativa do sensor. A eletrônica envolvida na medição tem versão de alguns fabricantes que são extremamente robustas suportando vibrações de até 100 g RMS, como no caso do fabricante de sistemas embarcados KMT ([www.kmt-gmbh.com](http://www.kmt-gmbh.com)). Neste caso, a parte mais frágil dos SM com ER é o cabo de ligação, que sofre fadiga sob vibrações. O interferômetro radial plano é resistente a vibrações ao ponto que pode ser empregado fora de bancadas ópticas, sendo testado quanto à robustez a vibrações desde a primeira versão, ainda como protótipo de engenharia, o qual foi testado para vibrações de até 200 Hz em um trabalho de mestrado [11]. Para a nova ROD esperam-se resultados melhores em função da maior compactação e conseqüente menor massa e maior rigidez. Mesmo assim, em comparação com o ER, um cabeçote de medição baseado na tecnologia da ROD terá muito mais massa e menor rigidez que um sensor baseado em ER.. Assim, um projeto muito aprimorado neste sentido terá que ser desenvolvido, para que a ROD tenha capacidade competitiva contra o ER, ainda que com limitações. A definição destas limitações é importante para orientar a aplicação deste SM. Os SM têm sua robustez quanto a vibrações indicada através de uma faixa de frequências, tipicamente de 5 a 500 Hz, e um valor de amplitude mantida em “g” (aceleração padrão da gravidade) RMS, que só será determinada de forma segura quando o protótipo estiver construído. Para tal, devem ser usados procedimentos normalizados de teste, sendo que as opções de norma muito difundida são as IEC 60068-2-64, IEC 60068-2-6 e IEC 60068-2-59. Neste requisito será possível apenas aperfeiçoar o projeto para a máxima robustez do cabeçote de medição e determinar os limites de aplicação, mas o ER sempre será superior.

#### *3.2.1.1.6 Faixa de temperatura de medição*

A faixa de operação normal para os amplificadores de sinal de ER é de -10 até 60 °C [37]. Os ER suportam faixas de temperatura que vão de -10 até 155 °C, e podem ser auto-compensados para não serem sensíveis à dilatação térmica dos materiais onde são aplicados, em uma faixa específica para cada projeto e material. De qualquer forma, em

média, para a faixa de 0 a 40 °C, qualquer compensação de temperatura pode ser desconsiderada, dentro da expectativa normal de incerteza do ER. A ROD tem componentes eletro-ópticos sensíveis à temperatura embutidos em seu cabeçote de medição. O laser diodo, por exemplo, deve ser mantido em uma temperatura inferior a 60 °C, sob pena da abreviação de sua vida útil. Como a eficiência do componente é baixa (inferior a 10%), o calor gerado por este deve ser dissipado para o ambiente, o que na prática limita a temperatura de operação a uma temperatura não muito maior que 40 °C. O uso do DOE torna o SM insensível à variação do comprimento de onda do laser, que é um parâmetro fortemente dependente da temperatura. Mesmo assim, é necessária a compensação da dilatação térmica do próprio DOE, além de não ser possível uma compensação física da dilatação térmica dos materiais sob medição. Assim, este fator também tem que ser compensado por software. Neste requisito o ER também é muito superior. Para ser mais competitiva a ROD teria que ter um projeto que otimizasse a refrigeração de seus componentes internos, e dois sensores de temperatura no cabeçote de medição: um para o DOE e outro para a região da peça que está sendo medida, a fim de se ter uma boa estabilidade de zero sob influência da temperatura.

### 3.2.1.1.7 *Baseado em sistema computacional portátil (notebook)*

Neste aspecto existem diversas opções para ER, e a ROD, apesar de necessitar de processamento de imagens, também não terá nenhuma restrição de processamento e de interface em computadores portáteis. Hoje a capacidade de processamento deste tipo de computador é suficiente para a função. A principal limitação é a velocidade do sistema de armazenamento de dados, normalmente realizado por discos rígidos (HD), devido a restrições de consumo de bateria. Esta limitação pode ser suprida pela adoção de memórias RAM de maior capacidade, de 1 a 2 GB. Quanto à interface aos computadores portáteis, devido a seu largo emprego para aplicações multimídia, estes dispõem de interface IEEE1394 (comercialmente apelidada de “*Firewire*”, pela empresa Apple, seu proponente inicial). Esta interface é na realidade um barramento serial de alta velocidade, com taxa de transferência de 400 Mbits/s, e um protocolo que dedica 80% de sua banda para transferência síncrona, que a torna muito adequada para a interface com câmeras de vídeo. Esta interface por si só é suficiente para todas as funções dos cabeçotes de medição, mas isto demandará um projeto eletrônico específico, que não cabe ainda nesta etapa de desenvolvimento do produto. Assim, para as demais funções de controle dos cabeçotes existe

a disponibilidade da interface USB 2.0, que permite a integração de uma interface comercial de múltiplas entradas e saídas (MIO). Neste requisito a ROD e o ER são equivalentes.

### 3.2.1.2 Requisitos metrológicos

#### 3.2.1.2.1 *Diâmetro da região de medição de 5 mm*

Cada grade de medição do ER tem uma direção de sensibilidade e precisa ter um comprimento mínimo de condutor resistivo nesta direção. Tipicamente, estas grades têm a dimensão a partir de 1,6 mm na direção de sensibilidade. Para que o condutor resistivo atinja a resistência nominal da grade, que varia de 120 a 1000 $\Omega$ , várias linhas dispostas em paralelo, mas ligadas em série, são necessárias, o que acaba levando a uma dimensão lateral, que nos ER de menor grade fica igual à dimensão na direção de sensibilidade. Com esta arquitetura, o valor medido é uma média das deformações na região sob a grade do ER. O conceito de região de medição da ROD é diferente do conceito do ER, pois a região de medição desta é definida por um círculo projetado pelo fecho da iluminação dupla de campo cônico incidente na peça. No sistema óptico de captação de imagens forma-se o granulado óptico, que modula sua intensidade conforme o deslocamento do ponto da região de medição sob este. Assim, cada grão do granulado óptico atua como elemento sensor de deslocamentos. A diferença do deslocamento entre dois grãos ópticos é dada pela deformação da superfície, na mesma direção de sensibilidade do deslocamento. No Apêndice C é analisada a resolução espacial da área de medição, que é uma imagem circular projetada sobre uma matriz de CCD com 1 MP (1024x1024 pixels). Como a imagem é circular, apenas parte dos pixels (Px) do sensor retangular serão aproveitados, resultando em 824 kPx. Com esta quantidade de pontos sensíveis é possível ter o tamanho médio dos “grãos ópticos” de 2x2 pixels, o que resulta em 206 k pontos de medição de deslocamento. Como a sensibilidade na região é radial, com um centro de sensibilidade nula e a partir deste a sensibilidade é, em todas as direções radiais, com sensibilidade constante no raio. Assim, são 256 raios de medição com uma resolução angular de 24,5 mrad (1°24'). Porém, o ER mede deformação, que na roseta óptica é medido através do gradiente de deslocamento, mesmo assim são 204 k pontos de medição de deformação (PM $\epsilon$ ), com 256 raios de medição de deformações, com a mesma resolução angular. Tal quantidade de pontos de medição permite determinar com segurança estatística o estado de tensões médio sob a

região de medição, ou ainda de maneira analítica o gradiente de tensões na região [14]. Tal grau de detalhamento permite até mesmo uma medição elasto/plástica da região. Já com uma roseta de três ER, apenas é possível medir o estado de tensões médio sob a área do conjunto de grades que compõem a roseta. Se houver plastificação parcial de uma parte da região sob a roseta de ER, não haverá dados suficientes para a análise elasto/plástica e a medição com ER não será confiável.

#### *3.2.1.2.2 Faixa de medição de 4000 $\mu\text{m/m}$*

Os ER têm uma faixa de medição para poucos ciclos (sem vida infinita) de até 7 000  $\mu\text{m/m}$ . Este é um valor extremamente elevado, e de pouca utilidade prática, já que poucas estruturas são solicitadas até a um nível de tensão que imponha esta deformação aos materiais, mesmo estaticamente. A técnica de holografia eletrônica é normalmente muito sensível e não permite esta faixa de medição, devido à saturação de franjas nos sensores de imagem. Neste projeto, a sensibilidade é reduzida para 1,0 (módulo do vetor sensibilidade igual a 1,0), e a resolução espacial do sensor de imagem poderá ser aumentada para 1,0 Mpixels. Assim, de acordo com a análise no Apêndice D, é possível obter uma faixa de medição de até 4160  $\mu\text{m/m}$ . Esta faixa permite a determinação de tensões de até 860 MPa no aço, ou 300 MPa no alumínio. Estes são os dois principais materiais de construção mecânica empregados na indústria, e para estes materiais poucas são as ligas com limite de escoamento superior a estes valores. As aplicações mecânicas exigem normalmente esforços dinâmicos, e então os projetos solicitam os materiais até limites que atendem condições de vida determinada para a fadiga, que são muito inferiores a estes, e torna esta faixa de medição suficiente para quase todas as aplicações práticas. Ainda assim, para casos de solicitação extrema, dois artifícios de ensaio podem ser aplicados: (a) aplicação proporcional de esforços, ou (b) medição dos esforços em mais de um passo incremental de medição. Esta última possibilidade expande a faixa de medição para valores praticamente ilimitados.

#### *3.2.1.2.3 Resolução de 0,1 $\mu\text{m/m}$*

Os ER têm uma resolução em função da qualidade das pontes amplificadoras empregadas. Por se tratar de um método essencialmente analógico, o ganho do amplificador pode ser teoricamente aumentado para melhorar a resolução infinitamente, mesmo à custa de se restringir a faixa de medição. Porém, na prática, num dado momento, atingiria o limite da relação sinal ruído. Atualmente a eletrônica de qualidade tem

custos cada vez menores, o que permite dispor de amplificadores exclusivos para cada canal de medição, e, assim, obter uma relação sinal/ruído de até  $0,2 \mu\text{V/V}$  (banda de 1,25 Hz) [39], em condições de laboratório. Assim, para que seja possível uma comparação será fixado o valor da faixa de medição em  $4000 \mu\epsilon$ , igual a faixa estimada para ROD no item 3.2.1.2.2. Nestas condições, em função da relação sinal/ruído, com o melhor amplificador do mercado, a resolução do ER pode chegar a  $8 \mu\epsilon$ , o que demandaria um voltímetro de  $7\frac{1}{2}$  dígitos, ou conversor A/D de 23 bits, que não é o caso deste módulo, porque a incerteza de medição é muito superior à resolução. O conversor A/D empregado é de 16 bits, o que permite uma resolução de  $0,12 \mu\text{m/m}$ . No caso da ROD desenvolvida a câmera aplicada terá 10 bits para discretização dos níveis de cinza na imagem, o que, de acordo com a análise de incerteza da técnica [9], permite atingir uma resolução de  $0,11 \mu\text{m/m}$ , conforme demonstrado no Apêndice E. Este nível é compatível com as aplicações de interesse prático na engenharia.

#### *3.2.1.2.4 Incerteza de medição em torno de 0,5 % por ponto da região de medição e de 0,003% para a média da região*

Os ER podem ter incerteza de medição muito baixa quando montados em um elemento elástico e calibrados como transdutor. Nestas condições, incertezas de medição de até 0,03% são possíveis, com o emprego necessário de uma eletrônica de qualidade. A ROD não objetiva o emprego em transdutores, mas sim na aplicação em extensometria para análise experimental de tensões (AET). Neste caso o ER é aplicado na peça sob análise e a sua sensibilidade depende do valor de  $k$  (“*gage factor*”), que é próximo de 2 (ER convencionais), e tem incerteza variando de 0,7%, nos ER para aplicações especiais em transdutor, com comprimento de grade maior que 3 mm, até 1,5% de incerteza nos ER com comprimento de grade inferior a 1,5 mm. Analisando os pontos da região de medição, no Apêndice F, e levando-se em conta que cada grão óptico comporta-se com uma grade de um ER, então o tamanho de grade de um ER equivalente seria de  $5 \mu\text{m}$ . Assim a incerteza de medição média de cada grão óptico na região de medição será de 0,45%, portanto três vezes melhor que uma pequena grade de ER.

A incerteza da medição de deslocamentos se deve basicamente à incerteza na medição do mapa de diferenças de fase e a incerteza do passo do DOE. Como a contribuição da incerteza da medição da diferença de fase é da ordem de três vezes menor que a da incerteza do

passo do DOE, tanto a característica da câmera (que pode ser mesmo de 8 bits), quanto a característica de deslocamento de fase do PZT, não merecem atenção, apenas alguma otimização na amplitude de medição seria suficiente para diminuir e equilibrar as componentes de incerteza da ordem de franja. Quanto à incerteza de passo do DOE, esta sim merece atenção.

Outra característica do ER é que este mede diretamente a deformação, e uma grade maior realiza uma média das deformações da peça sob esta. Então, a melhor maneira de comparar a incerteza dos dois sistemas de medição é calcular a incerteza da média das medidas dos pontos da região de medição numa dada direção. A ROD com uma Câmera CCD de resolução de 1 MP, em sua região de medição de 5 mm de diâmetro terá cerca de 200 000 pontos de medição sensíveis à deformação (Apêndice C), com a incerteza média de medição por “*grão óptico*” apresentada no Apêndice F, é possível estimar a melhoria estatística através da divisão desta incerteza pela raiz quadrada do número de pontos envolvidos [40]. Porém, a sensibilidade da região é radial, com sensibilidade variável em uma dada direção. Assim apenas a componente em cosseno com ângulo requerido deve ser considerada, o que poderá ser estimado reduzindo-se o número de pontos em função de sua relação de sensibilidade, como é apresentado no Apêndice F. Nesta estimativa, baseada nos Apêndice C e Apêndice E, o número de pontos levado em consideração é a soma do número de raios de medição de deformação e um número médio de direções de sensibilidade radial, no raio médio da área circular de medição, sendo este último reduzido em função da projeção da sensibilidade numa dada direção. O resultado é uma melhoria tão expressiva, que aproxima a incerteza de medição da própria resolução. Comparativamente com ER, a incerteza do ROD de 0,003% é 200 vezes melhor que uma simples grade de ER ou ainda 10 vezes melhor que a incerteza das células de carga calibradas, baseados em ER e que empregam a melhor eletrônica disponível no mercado [39].

Na determinação do estado plano de tensões, a melhoria é muito mais significativa, pois pelo método extensométrico, a partir de uma roseta com três grades ativas em direções diferentes determina-se o tensor na superfície de maneira analítica (5), enquanto que com a ROD o método de processamento permite determinar uma componente, que é o ângulo das tensões principais diretamente e a partir daí as duas tensões principais podem ser determinadas com muita precisão, já que as direções de projeção estão definidas.

Outra opção é considerar todos os pontos do mapa de deformações, em relação a sua direção de sensibilidade, reduzindo os

pontos de deformação  $\varepsilon$  medidos na direção  $\theta$  através da aplicação do método de mínimo quadrados no sistema de equações (80):

$$\text{Tomando: } X = \begin{pmatrix} \theta_1 \\ \theta_2 \\ \theta_3 \\ \vdots \\ \theta_{n-1} \\ \theta_n \end{pmatrix}, \text{ constrói-se}$$

$$A = \begin{pmatrix} \cos^2(\theta_1) & \text{sen}^2(\theta_1) & \text{sen}(\theta_1) \cdot \cos(\theta_1) \\ \cos^2(\theta_2) & \text{sen}^2(\theta_2) & \text{sen}(\theta_2) \cdot \cos(\theta_2) \\ \cos^2(\theta_3) & \text{sen}^2(\theta_3) & \text{sen}(\theta_3) \cdot \cos(\theta_3) \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ \cos^2(\theta_{n-1}) & \text{sen}^2(\theta_{n-1}) & \text{sen}(\theta_{n-1}) \cdot \cos(\theta_{n-1}) \\ \cos^2(\theta_n) & \text{sen}^2(\theta_n) & \text{sen}(\theta_n) \cdot \cos(\theta_n) \end{pmatrix} \text{ e com } Y = \begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \vdots \\ \varepsilon_{n-1} \\ \varepsilon_n \end{pmatrix} \quad (80)$$

$$\text{Resolve-se: } \begin{pmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{pmatrix} = \left( |A|^T \cdot |A| \right)^{-1} \cdot \left( |A|^T \cdot |Y| \right)$$

A análise de incerteza aqui realizada foi bastante conservadora porque se baseou em calibrações [9] de componentes já obsoletos em relação aos que serão empregados neste desenvolvimento. Nesta tese é realizada uma análise de incerteza baseado nos componentes atuais aplicado na roseta óptica construída e calibrada no capítulo 5.

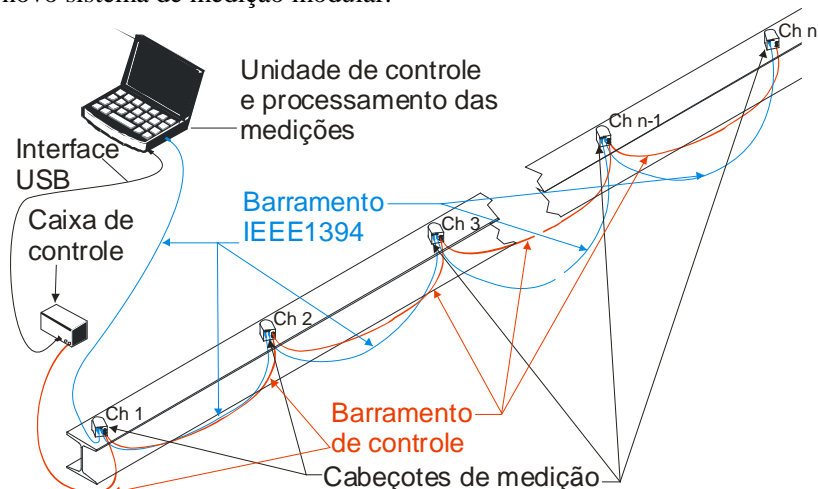
### 3.2.1.3 Concepção

#### 3.2.1.3.1 O Sistema de Medição

Além da inovação da substituição do espelho cônico pelo DOE, para a roseta óptica de medições de tensões mecânicas o enfoque principal é a compactação, além da redução de custos. De fato, o leiaute óptico de iluminação proposto, mostrado na Figura 25, é muito compacto. Um detalhe importante a ser analisado é a possibilidade de se empregar pés autocentrantes elásticos, que permitam a medição de grandes deformações, sem grandes deslocamentos de corpos rígidos. Finalmente, pela tecnologia escolhida de sensores de imagem baseados em barramento *firewire* (IEEE 1394), existe a possibilidade de se



agregar a um mesmo controlador de medição vários cabeçotes de medição, sendo que cada ponto de medição substitui três canais de extensômetro de Resistência Elétrica convencionais. Assim, oito pontos de medição com a Roseta Óptica equivalem a 24 canais de extensômetros de resistência elétrica. A Figura 29 mostra a idéia de um novo sistema de medição modular.



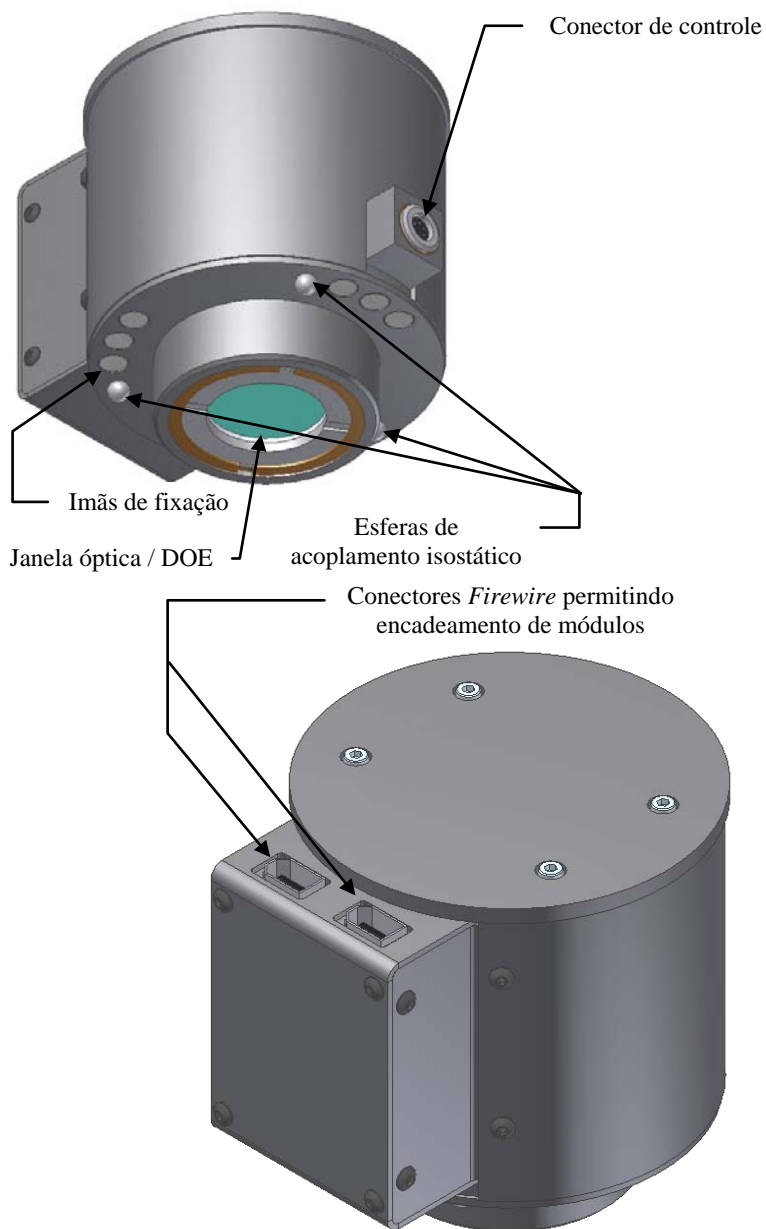
**Figura 29: Arquitetura do Sistema de Medição Roseta  ptica de Múltiplos Canais.**

### 3.2.1.3.2 Os módulos que compõem o sistema

#### i O cabeçote de medição

É o subconjunto que encapsula a ROD. Para o produto final o ideal seria o leiaute apresentado na Figura 25, com o DOE para uma região de medição circular de 5 mm de diâmetro. Porém no projeto de pesquisa que apóia este trabalho há recursos apenas para a construção de um cabeçote de medição, que deverá atender também a medição de tensões residuais, que requer uma área de medição maior, e assim o leiaute óptico a ser empregado no protótipo construído para este trabalho é o da Figura 28. O cabeçote de medição mostrado na Figura 30 integra também:

- Eletrônica de ativação do laser: o laser diodo é um componente que necessita de um controle peculiar da corrente para que este tenha uma vida adequada e estabilidade de potência e comprimento de onda.



**Figura 30: Cabeçote de medição**

- Eletrônica de acionamento do PZT para deslocamento de fase: o cristal piezolétrico empregado é muito simples, não tendo realimentação para controle de posição e histerese. Assim, a eletrônica deverá ter um ajuste individual para cada passo, a fim de que cada elemento seja ajustado conforme as suas características de fabricação. Desta maneira, podem ser ativados 4 ou 5 passos de deslocamento de fase, mais um passo anterior para eliminação da histerese, com apenas 3 bits. Estes três bits podem ser acionados pelas saídas lógicas de serviço da câmera CCD, ou, alternativamente, por um barramento comum de controle, onde todos os cabeçotes receberiam simultaneamente o posicionamento do PZT.
- Eletrônica de controle e interface da câmera: a câmera é no padrão IEEE1394, compatível com o padrão de DCAM, que permite seu controle total via interface, inclusive aquisição simultânea em grupo e depois transferência em seqüência dos quadros de imagem das diversas câmeras no barramento. Este tipo de recurso é chave para a viabilização da arquitetura de vários sensores na mesma interface.
- Estrutura mecânica: concebida para dar estabilidade ao conjunto, pois para que o sistema resista a vibrações, os componentes internos do circuito óptico devem estar rigidamente fixos entre si. Para tal, a compactação é importante, com pequenas distâncias entre componentes, obtém-se baixa massa e elevada rigidez, e conseqüentemente, elevada freqüência natural. Nas freqüências elevadas os deslocamentos são menores e o efeito de filtro “*passa baixa*” do sistema de aquisição, tornam estas freqüências inócuas.

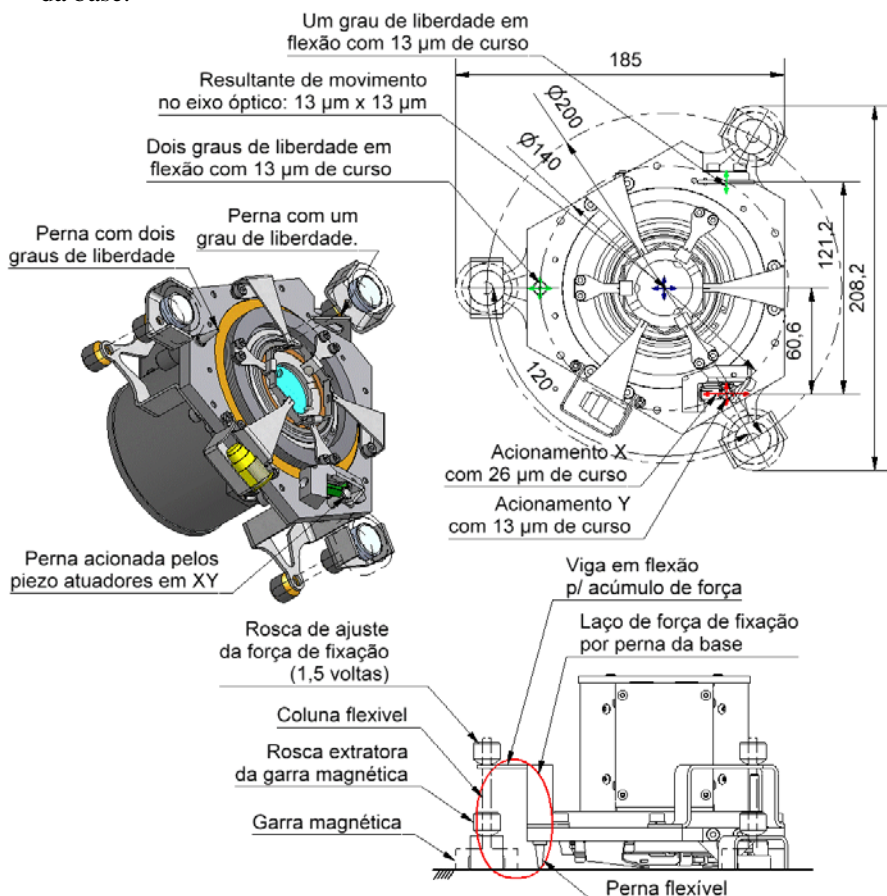
#### ii Base universal elástica

Na função de base do cabeçote de medição para tensões mecânicas, a base contará com dois sistemas para compensação do deslocamento de corpo rígido, a fim de minimizar a quantidade franjas geradas quando esforços são aplicados na peça sob ensaio: um ativo baseado em atuadores piezoelétricos XY; e outro passivo baseado em vigas que atuam como guias elásticas.

- Compensação ativa de corpo rígido:

A base com sistema ativo, mostrado na Figura 31, se baseia no apoio do sistema sobre três pés: em um pé com flexibilidade em uma direção e dois pés com flexibilidade em duas direções cada. Estes três pés terminam em unhas afiadas que se apóiam sobre a peça medida

cancelando os movimentos de translação vertical, arfagem e rolamento da base.



**Figura 31: Base com compensação ativa de corpo rígido**

Um pé flexível é livre nas duas direções no plano, outro pé flexível está apoiado em dois atuadores piezoelétricos ortogonais, que controlam os deslocamentos XY no plano e o terceiro é livre em apenas uma direção no plano, como a direção restrita é ortogonal ao eixo X, este pé trava o grau de liberdade de guinada livre do conjunto. Como os três pontos de apoio estão dispostos a  $120^\circ$  em relação ao centro do sistema, o movimento de centro óptico direção X é metade do movimento gerado pelo atuador X, já que a base na realidade guina com pivô na perna com um grau de liberdade. O movimento do centro óptico

no sentido Y é igual ao movimento do atuador Y, e o movimento é de translação pura. O valor em ângulo da guinada é muito pequeno, com apenas 22" e o interferômetro não tem sensibilidade tangencial, logo pode ser desprezado e a base pode ser considerada com uma mesa XY com 13  $\mu\text{m}$  x 13  $\mu\text{m}$  de curso.

Para o controle ativo do corpo rígido, a direção e o módulo do vetor de corpo rígido é determinado por software pela quantificação das franjas radiais (de ordem fundamental) do interferômetro. O valor das componentes X e Y deste vetor são então aplicadas como deslocamento inverso nos atuadores X e Y respectivamente da base. Assim, restarão apenas as franjas de primeira ordem no interferômetro, causadas apenas pela deformação da superfície na região de medição.

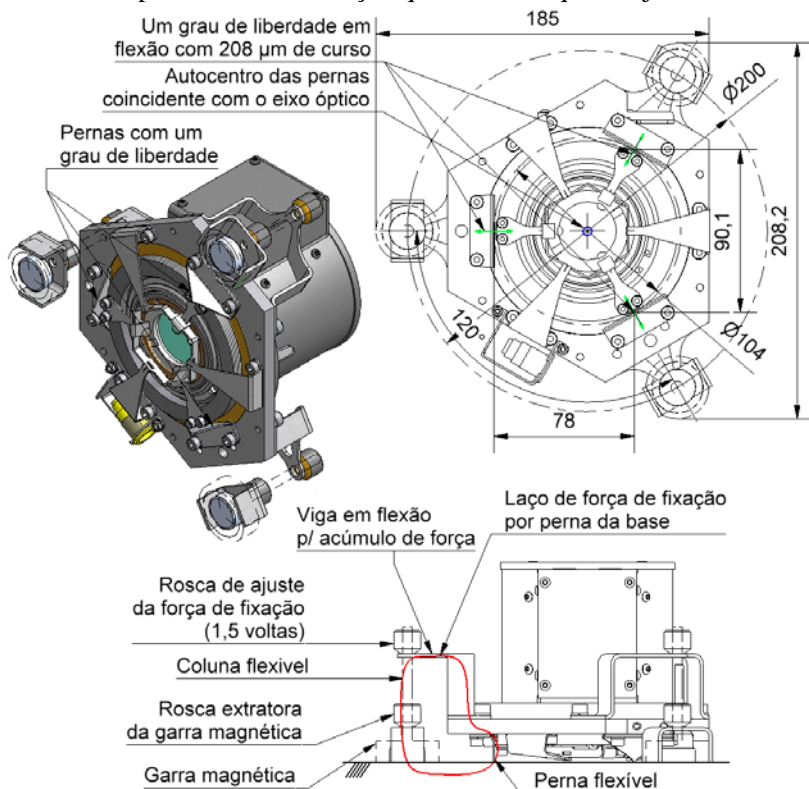
- Compensação passiva de corpo rígido:

Na base com compensação passiva, representada na Figura 32, há três pernas, cada uma com apenas um grau de liberdade apenas em flexão. A direção dos graus de liberdades das pernas estão orientados a 120°, um em relação aos outros, e os prolongamentos das trajetórias se interceptam em um único ponto, coincidente também com o eixo óptico.

Assim, pelo apoio das três pernas em relação à superfície são travados o grau de translação vertical e os graus de rotação em arfagem e rolamento da base. Pela disposição dos três graus de liberdade a 120° em relação ao centro, a rigidez transversal torna-se rigidez tangencial e o grau de liberdade em rotação de guinada também fica travado. Restam as translações X e Y. Como a flexibilidade das pernas não está acoplada, a auto-centragem não está cinematicamente garantida, mas como as pernas estão a uma mesma distância do centro e tem a mesma rigidez, a tendência é que a base se mantenha centrada em relação ao centro de deformação entre as pernas. Assim, este mecanismo elástico, se não eliminar totalmente o corpo rígido em relação ao eixo óptico, deverá minimizá-lo no centro óptico do sistema.

Em ambas as situações de compensação, as garras magnéticas aplicam força de fixação, graduada na base pela rosca de ajuste da força de fixação. Em ambas as concepções, a altura flexível das pernas é constante. Como a distância entre os pontos de apoio das pernas é grande na base universal, é necessário um dispositivo de ajuste de altura do acoplamento do cabeçote de medição. Para isto, na base há um colar com rosca para ajuste dos cabeçotes em relação à superfície a ser medida. Assim, é possível se adaptar a superfícies não planas, esféricas, côncavas ou convexas. Para superfícies cilíndricas, há ainda um ajuste independente de uma das pernas (somente na base com compensação ativa), o que obriga o alinhamento do eixo X da base com o eixo do

cilindro. A base será dotada da compensação passiva apenas para verificar o seu funcionamento. Esta solução seria a ideal para a roseta óptica específica para medir as deformações mecânicas, que tem óptica mais compacta, e se adéqua a um sistema passivo com diâmetro de contato de apenas 14 mm, situação que não irá requerer ajuste de altura.



**Figura 32: Base com compensação passiva de corpo regido.**

### iii A caixa de controle

A caixa de controle tem a função de concentrar a eletrônica de suporte aos cabeçotes de medição, que pode ficar distante destes. Assim, nesta primeira concepção, a caixa de controle deverá encapsular as diversas fontes (laser e PZT), um *hub* para dividir em dois ramos a interface IEEE 1394, e uma interface USB/multi I/O para controle dos cabeçotes de medição e alguns canais analógicos para medição de temperaturas dos DOE, dos cabeçotes de medição e da peça, a fim de separar os efeitos de dilatação térmica e de deformação mecânica. Em versões futuras, quando houver disponibilidade de recursos para embutir

uma unidade de processamento auxiliar nos cabeçotes de medição, esta unidade deverá ser resumida às funções passivas de fonte e *hub*.

#### iv Unidade de processamento

É o computador que controla o processo de medição e faz os cálculos do processamento das medições. O hardware base deverá ser um computador portátil, com interfaces IEEE 1394 e USB 2.0, com um nível de robustez adequado ao local de emprego do sistema. Esta unidade poderá ser um *notebook* para ambientes menos agressivos, um computador tipo *rack* industrial portátil no padrão Compact PCI para ambientes de chão de fábrica ou onde ocorram severos campos eletromagnéticos, ou mesmo um tablet PC para aplicações “*outdoor*”, com elevada iluminação da luz do dia, e sem a necessidade de um teclado ou mouse, o que é mais prático e evita o mau funcionamento pela exposição à umidade e poeira. O software deverá ser modular de maneira a permitir tanto a operação controlada por um operador, através de um painel de controle, quanto à operação automatizada, controlado via um programa específico para o ensaio.

#### 3.2.1.3.3 Metodologia de medição

A primeira providência para efetuar uma medição é a preparação da superfície a medir da peça, que deve estar limpa e visualmente homogênea para que o sinal óptico seja otimizado. Não servem peças com gradientes de cor intensa, como por exemplo, peças oxidadas ou com pintura descascada e também peças perfeitamente polidas não são adequadas. A condição ideal é que as superfícies das peças tenham uma textura fosca e homogênea. Se não for possível lixar a peça a ser medida, uma pintura com tinta de pouca espessura, é suficiente, podendo mesmo ser uma solução de álcool e dióxido de titânio (opção de baixo custo), ou então o *spray* revelador de líquido penetrante (mais prático). Estes procedimentos são opções que pintam a superfície de branco fosco, que é a condição mais adequada de medição. É um procedimento que não demanda mais que poucos minutos para a limpeza e lixamento ou pintura com o tempo de secagem das tintas sugeridas.

Neste processo de medição, como é usual na holografia, e mesmo na aplicação de ER, é necessário se ter uma medição de referência em um estado, e outra medida quando o corpo é solicitado ou aliviado como no caso das tensões residuais. Ou seja, o processo de medição é diferencial. O resultado se processa conforme relatado no 2.2.1. No sistema proposto o procedimento ainda varia conforme a medição, seja estática ou dinâmica:

### i Medições Estáticas

Este é o campo mais comum na análise experimental de tensões e a ROD têm ampla vantagem sobre a técnica concorrente, o ER, pelos motivos já discutidos nos itens anteriores. O principal recurso a ser acrescentado, ao que hoje já está disponível com a Roseta Óptica com espelho cônico, é a opção de vários cabeçotes de medição, possibilitado pela interface IEEE 1394, e o protocolo DCAM, (hoje IIDC - Instrumentation and Industrial digital câmera) [41], implementado sobre esta interface. De acordo com a versão 1.3 deste protocolo podem ser conectadas simultaneamente nesta interface, configurada para 400 Mbits/s, até 16 câmeras. Na resolução espacial requerida pela ROD (1024x1024) podem ser configuradas até 8 câmeras com 8 bits de resolução em níveis de cinza, ou 4 câmeras em 10 bits (16 bits no protocolo da interface) [42]. Nesta opção, o carregamento deverá estar estabilizado no nível de carga que se quer medir, de maneira a permitir o comando e leitura seqüencial dos módulos. Os comandos necessários são degraus de deslocamentos de fase necessários para a medição do mapa de fase dos grãos ópticos, sincronizados com a aquisição de imagens entre estas, além destes diretamente relacionados com a medição, a câmera no padrão IIDC pode receber alguns comandos de configuração e melhoria de imagem. Assim que as imagens são adquiridas, estão completadas as funções dos cabeçotes de medição e o processamento das medições se completa na unidade de processamento.

### ii Dinâmica

Para medições dinâmicas podem ser usadas duas abordagens distintas, ambas limitadas às freqüências modais da estrutura do cabeçote de medição e pelos limites tecnológicos da interface IEEE 1394, das câmeras digitais, e da unidade de processamento. O limite físico não transponível é o das freqüências naturais da estrutura da ROD, que irá limitar a máxima freqüência de medição a um limite prático que será entre um terço e metade da sua freqüência natural mais baixa. Os limites tecnológicos da interface IEEE 1394 poderão ser contornados por duas estratégias a serem escolhidas conforme as necessidades de aplicações específicas:

Situação de medição quase estática: é o caso em que se deseja analisar uma situação estática, mas não se consegue estabilizar perfeitamente o carregamento entre dois níveis de solicitação. Neste caso, tem-se que admitir a variância normal da medida, mas quando vários pontos são medidos a correlação entre estes pode ser prejudicada pelo método de aquisição seqüencial de dados da situação estática. Assim um recurso viável para a concepção proposta é o disparo



simultâneo de todas as câmeras, através de um comando simultâneo de disparo pela interface, ou ainda através de um disparo via o recurso de trigger por hardware, que a câmera dispõe. Para tal, pode-se usar um bit da interface multi I/O da caixa de controle. Uma vez que os quadros de imagem tenham sido adquiridos de maneira simultânea, pode-se deixar que o protocolo da interface se encarregue de dividir as imagens em segmentos, transmitir estes sincronizadamente e em seguida reconstruir os quadros de imagem na unidade de processamento. Esta é uma situação em que os múltiplos cabeçotes podem ser empregados.

Situação dinâmica real é um caso onde a grandeza é variável no tempo e se deseja medir uma função da tensão versus o tempo. Neste caso a limitação é em função do hardware. Tanto da câmera, que tem uma taxa máxima de aquisição, quanto pela taxa de transmissão finita da interface. Assim, para taxa maior de aquisição será obrigatória a medição com um único cabeçote de medição. Também se emprega o recurso de filme, onde os quadros são continuamente entregues, mas com disparo via hardware, para permitir o sincronismo com a modulação do PZT, em um movimento sincronizado em  $\frac{1}{4}$  da frequência da câmera. A câmera prevista tem a capacidade de enviar 60 quadros por segundo. Devido aos deslocamentos de fase necessários a determinação do mapa de fase, podem ser medidos sinais com uma dinâmica de até 15 Hz diretamente e com o artifício de escorregamento de fase a cada  $90^\circ$  pode-se chegar até 60 Hz. É muito pouco comparado com o ER, mas permite cobrir algumas aplicações que exigem carregamento dinâmico, com a vantagem do menor tempo de preparação da medição. Outra possibilidade é se adquirir um conjunto de 4 imagens de referência, com deslocamento de fase de  $90^\circ$  na iluminação, na situação estática de repouso, depois aplicar o carregamento dinâmico e adquirir continuamente imagens a 60 Hz. No processamento se subtraem o fluxo de imagens simples a 60 Hz das 4 imagens de referência. Assim se obtém mapas de franjas com  $90^\circ$  de defasagem, destes 4 mapas de franjas pode-se então criar em pós processamento um mapa de fase já subtraído da referência para cada imagem amostrada a 60 Hz e daí pode-se proceder o processamento dos deslocamentos, deformações e tensões.

### 3.3 “ROSETA ÓPTICA DIFRATIVA” PARA MEDIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS

Sistema baseado na ROD, aplicado na Medição de Tensões Residuais, através da técnica do furo, que visa à substituição do ER em uma aplicação semelhante à norma ASTM E837-01e01 [25].

#### 3.3.1 Requisitos Funcionais

Para esta aplicação deverão valer todos os requisitos funcionais do item 3.2.1.1, excluindo-se a necessidade de vários canais de medição, pois para esta aplicação apenas um cabeçote é necessário, pois tem o objetivo da medição de tensões congeladas no material ou estrutura, não sendo necessária uma medição simultânea nem dinâmica.

Acrescentam-se as seguintes funções para medição de tensões residuais:

##### 3.3.1.1 Mecanismo de Furação

Como nos sistemas de medição já desenvolvidos [11] e [12], é necessária a integração de um dispositivo que permita a execução de um furo coaxial com o eixo óptico da ROD. Este furo deverá ser executado por corte em alta rotação, através de um acionamento por turbina pneumática, a fim de se atingir rotações acima de 300 000 rpm. Também deverá haver controle de avanço para controle preciso da profundidade. Em relação aos modelos anteriores, a evolução que se pretende desenvolver é um acionamento de avanço automático, para furação de uma profundidade programada, com controle de rotação através do controle de velocidade de avanço encadeado, além de uma revisão completa dos conceitos de mecânica de precisão empregados. Assim, será possível um controle rigoroso do processo de furação, sem a necessidade de habilidade do operador, que no processo manual controla o avanço conforme o som emitido pela turbina.

##### 3.3.1.2 Base universal intercambiável

No processo de medição de tensões residuais é necessário medir um mapa de fase de granulado óptico antes da execução do furo, remover o cabeçote de medição, instalar o dispositivo de furação concêntrico com o eixo óptico do cabeçote de medição, executar o furo e reposicionar precisamente o cabeçote de medição, para medir o mapa

de fase do estado de tensões aliviado pelo furo. Assim, uma base com acoplamento isostático muito preciso é necessária.

### 3.3.1.3 Microscópio de medição de diâmetro

O último recurso adicional necessário é um sistema de medição do diâmetro do furo, que deverá ser feito empregando-se o mesmo sensor CCD do interferômetro, mais um sistema de iluminação de luz branca para evitar os grãos ópticos típicos da iluminação monocromática.

## 3.3.2 Requisitos metrológicos

### 3.3.2.1 Diâmetro da região de medição de 2 a 10 mm

De acordo com as recomendações da norma ASTM E837-01e01, a região de medição deverá ser um anel com diâmetro mínimo de 2,0 mm e máximo de 10,0 mm. Esta região de medição irá permitir a execução de furos passantes em chapas de até 3,6 mm e furos cegos em chapas a partir de 2,4 mm, cobrindo todas as espessuras por um ou por outro método. Apenas quando a aplicação não permitir que um furo passante seja executado, não será possível medições em chapas com espessuras inferiores a 2,4 mm.

### 3.3.2.2 Faixa de medição para 90% da tensão de escoamento

Dando continuidade à análise da faixa de medição da ROD, no Apêndice D, esta é agora estendida para a aplicação da mesma configuração óptica para a medição de tensões residuais, com a técnica do furo. Considerando o processamento direto a partir dos deslocamentos, constata-se que a faixa de medição será suficiente para todos os casos de aplicação em aço ou alumínio, sempre considerando os de maior resistência. No caso do aço, para aplicações estruturais extremas emprega-se o aço ASTM 4340, temperado e revenido a 250 °C, que tem um limite de escoamento de 1,528 GPa. De acordo com a análise do Apêndice D, seria possível medir tensões de até 98% da tensão de escoamento. Na mesma análise para o alumínio aeronáutico seria possível medir tensões de até 97% da tensão de escoamento. Esta análise, porém é simplista, pois na borda do furo ocorrerá plastificação devido à concentração de tensões, e o modelo analítico usado não mais se aplicará. É importante deixar claro que esta limitação não é da ROD,

mas do modelo analítico embutido na norma. Um novo modelo, que venha a ser desenvolvido e validado, contornará esta limitação.

### 3.3.2.3 Resolução de 1% em relação ao limite do critério de falha

Conforme o modelo de processamento empregado, a resolução é estimada diretamente em termos de deslocamentos. Também para este caso foi dada continuidade a análise no Apêndice E, onde foi determinada esta resolução, e foi então verificado o valor da resolução em tensão para o caso das tensões residuais. No Apêndice E foi modelado um sistema de medição de tensões residuais com capacidade de realizar furação com diâmetros entre 0,8 mm e 3,8 mm, com um circuito de medição capaz de amostrar circunferências com raios entre 1 mm e 5 mm dentro da região de medição. Para o cálculo de resolução foi considerada a resolução de medição dos deslocamentos e as resoluções de medição do diâmetro do furo e da posição radial de cada ponto do granulado óptico sobre a superfície medida.

Para a simulação foi considerada uma aplicação típica, que é a medição em vasos de pressão. A análise do Apêndice E mostra que a resolução está correlacionada com a tensão existente na peça, tendo então sido considerados dados de um material real e os limites de projeto usualmente empregados em gasodutos. Por fim, o método de processamento considerado foi o dos harmônicos. A resolução em tensão foi então correlacionada com os valores escalares da tensão de escoamento do material, e da tensão equivalente de Von Misses, que é o critério de falha adequado para materiais tenazes, como o da aplicação analisada. A resolução foi de 0,9 % da tensão equivalente de Von Misses presente na peça e para esta premissa de projeto foi de 0,6 % da tensão de escoamento do material.

### 3.3.2.4 Análise de incerteza.

Para a análise de incerteza partiu-se da incerteza de medição de deslocamento determinada no Apêndice F, e expandiu-se para determinação da incerteza do método do furo com ROD. Assim, para todos os parâmetros foram atribuídos valores típicos de incerteza, e foi então estimada a incerteza global para o sistema, apresentada no Apêndice F.

O resultado analítico obtido quando se empregou o mesmo modelo para estimativa da resolução, foi de 13% da tensão equivalente de Von Misses e 8% da tensão de escoamento. Estes valores condizem

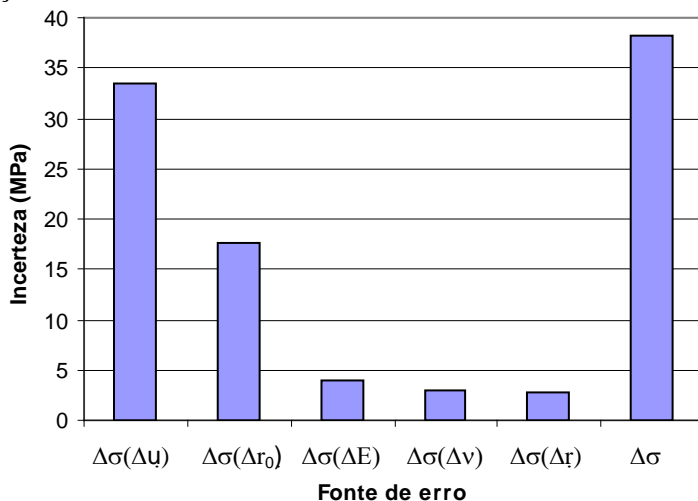
com a prática de medições com ER, que emprega um modelo semelhante, apenas derivado para deformações. Com este nível de incerteza o cálculo analítico é conservador, já que parte-se de apenas três parâmetros extraídos de um universo de pontos sem considerar os ganhos estatísticos trazidos pelos dados redundantes, o que justifica todas as recomendações e restrições alertadas na norma ASTM 837-01e01 [25]. Esta incerteza deve-se principalmente à incerteza na medição de deslocamentos e à função dos coeficientes A e B. A incerteza dos coeficientes A e B é severamente afetada pela medição do raio do furo. A análise de importância das fontes de erro é mostrado na Tabela 4 e Figura 33.

**Tabela 4: Análise de importância dos erros considerando o método do extensômetro virtual**

$\Delta\sigma(\Delta u)$	34	MPa	Parcela de erro em função da medição do deslocamento
$\Delta\sigma(\Delta r_0)$	18	MPa	Parcela de erro em função da medição do raio e qualidade do furo
$\Delta\sigma(\Delta E)$	3,9	MPa	Parcela de erro em função da incerteza na constante do módulo de elasticidade do material
$\Delta\sigma(\Delta \nu)$	2,9	MPa	Parcela de erro em função da incerteza no coeficiente de Poisson do material
$\Delta\sigma(\Delta r)$	2,8	MPa	Parcela de erro em função da medição do raio dos pontos do <u>granulado</u> óptico
$\Delta\sigma$	38	MPa	Erro na medição de tensões

O sinal de medição na imagem do interferômetro (Figura 23) apresenta ruído. Assim um processamento estatístico pode ser aplicado. A estimativa de melhora, analisada no Apêndice F, baseou-se na quantidade de pontos de medição redundantes, que considerou todos os grãos ópticos da área do interferômetro, amostrados por  $2 \times 2$  *pixels*, e subtraído de três, pois são três as medidas em direções linearmente independentes necessárias para o resultado analítico. Assim a incerteza analítica foi dividida pela raiz de estimados 10 404 pontos redundantes. O resultado da incerteza da média é em torno de 2% da tensão usada no critério de falha, conforme a análise no Apêndice F. Também nesta planilha é mostrado que a melhoria estatística fica limitada por erros sistemáticos desconhecidos no módulo de elasticidade e coeficientes de Poisson, que não melhoram em função da média tornando-se as principais fontes de erros do sistema, conforme a Tabela 5 e Figura 34. Esta é claramente a melhor situação, pois se considerou o furo passante,

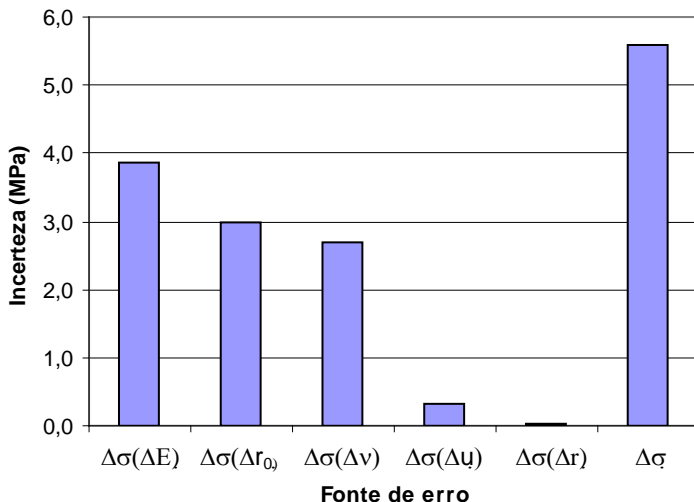
que tem modelo analítico, e não considera que há gradiente de tensões ao longo da profundidade. Quanto ao furo cego, apesar do estado triaxial de tensões existente, os coeficientes A e B tendem para os do furo passante quando a profundidade do furo atinge 1,2 x o diâmetro do furo. No caso de haver gradientes de tensões, um modelo mais sofisticado terá que ser empregado, além do recurso de medição para a realização de furos incrementais, recurso que deverá estar disponível no sistema de medição.



**Figura 33: Análise de importância dos erros considerando o método do extensômetro virtual**

**Tabela 5: Análise de importância dos erros considerando o método dos mínimos quadrados aplicados na ROD**

$D_s (DE)$	3,9	MPa	Parcela de erro em função da incerteza na constante do módulo de elasticidade do material
$D_s (Dr_0)$	3,0	MPa	Parcela de erro em função da medição do raio e qualidade do furo
$D_s (Dn)$	2,7	MPa	Parcela de erro em função da incerteza no coeficiente de Poisson do material
$D_s (Du)$	0,33	MPa	Parcela de erro em função da medição do deslocamento
$D_s (Dr)$	0,028	MPa	Parcela de erro em função da medição do raio dos pontos do granulado óptico
$D_s$	5,6	MPa	Erro na medição de tensões



**Figura 34: Análise de importância dos erros considerando o método dos mínimos quadrados aplicados na ROD**

### 3.3.3 Concepção

#### 3.3.3.1 O sistema de medição

O interferômetro que compõe o sistema é basicamente o mesmo da ROD, mostrado nas Figura 24 e Figura 28, construído em escala para permitir a medição de uma região de até 10 mm de diâmetro. Além do interferômetro, é acrescentado um sistema de medição do diâmetro do furo, que emprega a mesma câmera, mas com uma objetiva intercambiável para dar um ganho de 2,5 x e otimizar esta medição. Também o avanço da furação é controlado, e deste sistema é extraída a medição da profundidade do furo. Com estes dados, é possível a medição de tensões pelo método do furo.

#### 3.3.3.2 Módulos que compõem o sistema

##### 3.3.3.2.1 O cabeçote de medição

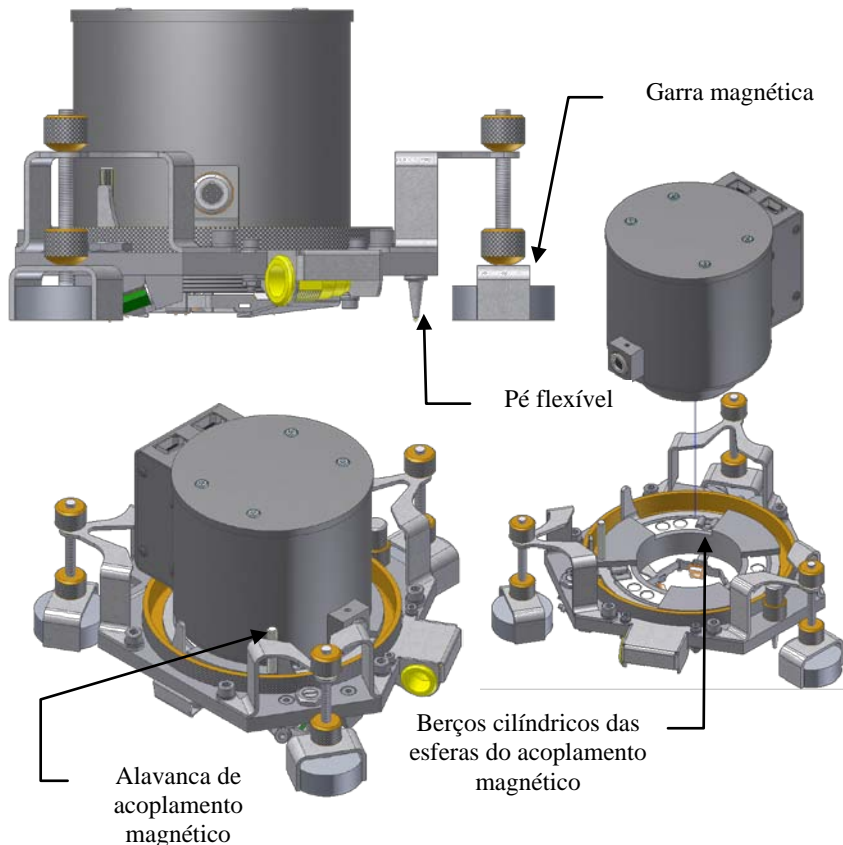
A Figura 28 mostra um diagrama básico da óptica do cabeçote de medição, que neste trabalho de doutorado será o mesmo cabeçote para ROD de tensões mecânicas, mostrado na Figura 30. A diferença fica apenas no procedimento de operação, já que na ROD de tensões mecânicas o cabeçote fica sempre acoplado a base. Na medição de

tensões residuais o cabeçote de medição é intercambiável com o dispositivo de furação.

### 3.3.3.2.2 *A base universal*

Também é a mesma da ROD para medições de tensões mecânicas. Nesta aplicação não é necessária a compensação dos deslocamentos de corpo rígido, já que o furo que gera alívio de tensões é alinhado com o eixo óptico do cabeçote de medição. Na base para a medição de tensões residuais a função mais importante é o acoplamento que permite intercambiar precisamente o cabeçote de medição óptico com o cabeçote de furação, usando na medição de tensões residuais. O acoplamento repetitivo se dá por três berços formados por pares de cilindros de aço endurecido, que formam um encaixe prismático para as três esferas incrustadas nos cabeçotes. As direções livres dos encaixes prismáticos apontam para o centro do sistema, e se posicionam entre si a  $120^\circ$ . Quando as três esferas se apóiam neste conjunto todos os graus de liberdade são cancelados de maneira isostática. Para garantir a repetibilidade do encaixe, uma força constante atrai os cabeçotes com suas esferas contra os apoios prismáticos. Isto se dá por força magnética de ímãs. Para evitar um choque no acoplamento, há ímãs tanto no cabeçote, quanto na base, que ficam alinhados com a mesma polaridade, de maneira a se repelirem. Quando os conjuntos já se encontram pré-alinhados e posicionados, uma placa metálica ferrosa se interpõe entre os ímãs e fecha os campos de ambos os lados, que passam a atrair simultaneamente a placa ferrosa.





**Figura 35: Base universal elástica para acoplamento dos cabeçotes de medição e de furação.**

### 3.3.3.2.3 *O processo de furação*

Para a definição dos conceitos a serem aplicados no projeto do cabeçote de furação deve ser primeiro definido o processo de usinagem empregado. Na usinagem são três os elementos a serem analisados:

i Peça:

A peça a ser furada tem os seguintes condicionantes:

- Materiais

Dos diversos materiais empregados na construção mecânica, os de maior interesse são os empregados em grandes estruturas, com os quais sejam empregados processos de montagem que gerem tensões

residuais, como soldagem. Assim, são citados como os de principal interesse em ordem de importância:

- 1º) Aço de baixo carbono;
- 2º) Alumínio. Das séries 2xxx, 5xxx, 6xxx e 7xxx;
- 3º) Aços inoxidáveis austeníticos, basicamente 304 e 316;
- 4º) Aços liga estruturais e micro ligados, apenas os que podem ser soldados sem tratamento térmico posterior.

Estes materiais cobrem mais de 90% das aplicações com interesse de controle de tensões residuais. Quando são montados por soldagem, os aços-liga temperáveis e os inoxidáveis martensíticos, requerem tratamento térmico para atingirem alta resistência e para alívio de tensões. São materiais muito difíceis de serem usinados por processo de geometria definida, como o empregado no cabeçote de furação.

- Tensões residuais

Normalmente, quando se fura uma peça, é desejável que se imprima alguma tensão residual compressiva na nova superfície gerada pelo corte do material, isto evita o surgimento de trincas na parede do furo. Porém, como aqui o interesse é a determinação das tensões que existiam antes da furação, isto deverá ser evitado. O processo de furação usado não deve introduzir novas tensões residuais.

- ii Ferramenta:

A ferramenta de furação normal é a broca helicoidal. Ela tem uma ponta que não corta, apenas amassa o material para os lados. Possui um gume cortante desde o gume transversal até a quina, resultando em um processo não estável, pois tem velocidade de corte variável, e finalmente ainda tem a haste com as hélices de extração de cavaco, que atritam com a parede do furo, mas que também serve de guia para a broca. Esta ferramenta pode ainda gerar um cavaco contínuo, já que o corte não é interrompido. Assim, com esta ferramenta não é possível evitar a introdução das tensões residuais geradas pelo processo de furação.

A ferramenta escolhida para o processo de furação para medição de tensões residuais é uma fresa, que tem o gume de corte ativo concentrado próximo da quina. Assim, se obtêm um processo mais estável porque a velocidade de corte é quase constante. A geometria de fresa empregada é a do tipo rabo de andorinha, ou seja, um tronco cone invertido, que permite a passagem do cavaco na folga entre o corpo da fresa e a parede do furo. Porém, esta ferramenta também não é adequada, pois é empregada como uma broca, com avanço puramente axial em vez de avanço tangencial como seria adequada à fresa. Assim, persistem alguns problemas da broca, como centro cego sem corte, e pior, ela não tem ponta cônica que promova alguma centralização ao

eixo no início do furo, e nem pode se apoiar na parede do furo para se guiar. O ideal seria ter um pré-furo com broca para remover o centro do material que a fresa não corta, ou usar um mecanismo de avanço orbital. Entretanto, a escolha desta opção foi também influenciada pela prática consagrada no uso deste tipo de ferramenta por outros equipamentos de medição de tensões residuais comerciais que usam o método do furo com ERs.

### iii Cavaco:

O cavaco é o terceiro elemento do processo, normalmente desconsiderado, mas aqui ele também é importante, pois é justamente este que impede o uso da broca convencional para realizar o furo, pois é ele que seria esmagado contra a superfície do furo, ao ser extraído pelos canais helicoidais da broca. Também é ele que não pode atingir a periferia do furo, que é zona de medição opticamente ativa.

#### 3.3.3.2.4 O cabeçote de furação

Para contornar as condições adversas impostas ao processo de usinagem, emprega-se o corte em alta velocidade (HSM, *High Speed Milling*) usando uma turbina pneumática. Na condição de usinagem de alta velocidade, o corte torna-se mais fácil para os diversos metais alvos do processo. A 300 000 rpm com um diâmetro de furo de 1,6 mm, a velocidade de corte do gume é de 1500 m/min, velocidade que coloca o processo na condição HSM [43] para aço carbono e aço inoxidável, mas fica bem aquém da velocidade apropriada para o alumínio. De qualquer maneira, nesta velocidade o atrito do centro cego da ferramenta, desgasta ou funde o material sem muito esforço, e o cavaco tem dimensões de até um décimo de milímetro, não causando tensões compressivas na parede do furo.

Pela análise de incerteza do método do furo cego no Apêndice F, o parâmetro raio do furo é o fator de maior peso no processo de medição, o que leva ao requisito de que a incerteza de medição deste seja não pior que 26  $\mu\text{m}$ . Com as condições críticas do processo de usinagem, empregando-se os dispositivos manuais convencionais de furação comercialmente disponíveis para o método do furo, não é possível chegar a esta especificação de tolerância para o raio do furo. A medição posterior do raio do furo realizado também não é uma solução para este problema porque o furo gerado tem circularidade e cilindridade piores que os patamares desejáveis, conforme mostrado em [10]. Este problema é agravado pelo fato da geometria do furo ser pior no início do furo, que é justamente a porção utilizada para a

medição do diâmetro com o microscópio. Portanto, este é um problema cuja solução ideal ainda não foi alcançada.

i Análise competitiva do estado da arte

Para identificar as causas destes problemas, e possíveis soluções consagradas, analisam-se três dispositivos de furação para tensões residuais comercialmente disponíveis: (a) o mais tradicional, com turbina de mancais aerodinâmicos e acionamento manual; (b) um dispositivo de furação desenvolvido para a Roseta Ótica anterior, também com avanço manual, mas com turbina de mancais de rolamento e um micrômetro digital para controle da profundidade do furo; e (c) um dispositivo com turbina de rolamentos cerâmicos e avanço automatizado.

(a) O sistema comercial manual foi um precursor que permitiu a aplicação prática da norma. Sua análise revela que foi projetado sem nenhuma preocupação com a qualidade da forma do furo. Neste projeto adotou-se um conceito modular, onde a mesma bucha guia a haste da furadeira e a haste do microscópio de medição, o que requer folgas grandes para funcionar confortavelmente. O colar de controle de profundidade e avanço tem baixa resolução, assim como o microscópio que mede o furo. A turbina escolhida na primeira versão é uma turbina odontológica, que tem mancais aerodinâmicos com folgas radiais muito grandes. Esta arquitetura somada às limitações impostas pela geometria da fresa, e a condição de sensibilidade do operador na hora do primeiro contato da ferramenta com a peça, causam um começo muito ruim para o furo, com incerteza grande na zeragem da escala de profundidade, e geram um perfil de borda muito ruim em relação ao furo realizado, o que levará a uma medição errada do furo, tanto em profundidade, quanto no diâmetro. Depois de começado o furo, o maior problema é a instabilidade do processo de corte, pois o parâmetro mais importante para o processo, a velocidade de corte varia com uma amplitude muito elevada. Como a turbina é de simples ação, sua velocidade depende apenas da carga imposta, variando entre 100 000 rpm e 450 000 rpm, em função do avanço manual variável. Atualmente descarta-se completamente a aplicação deste dispositivo para medição de tensões residuais, principalmente com o emprego de ER, já que a solução é analítica, muito mais sensível aos erros do raio do furo.

(b) O dispositivo de furação incorporado na versão anterior da roseta ótica foi baseado em uma caneta de retífica manual com torque elevado. Esta ferramenta de corte foi escolhida porque este era um dispositivo comercial pronto, que tinha um formato adequado para integração no projeto da roseta. Porém, a aplicação para o qual ele foi

projetado era com manipulação manual, e então a rigidez transversal da árvore não era importante. Mesmo tendo rolamentos de cerâmica, esta ferramenta apresentava pouca rigidez transversal, porque os mancais desta são muito próximos entre si e muito distantes do gume de corte da fresa.

(c) O dispositivo comercial com avanço automatizado tem um projeto muito melhor sob diversos aspectos: primeiro ele tem uma disposição que permite aproximar o ponto de instalação do extensômetro de uma parede lateral, o que é importante, pois em geral são regiões onde as tensões são mais elevadas. O segundo aspecto positivo, é que o microscópio de medição de centralização e medição do diâmetro do furo é fixo, enquanto que o cabeçote de furação, que é muito compacto, é posicionado sob o microscópio no eixo óptico, e fica fixo contra um batente de precisão, pressionado por mola, evitando folgas. O sistema de guias do conjunto é todo pré-carregado, sem folgas, com elevada rigidez para que tenha frequência natural muito acima da excitação imposta pela rotação da turbina, que em vazio atinge 450 000 rpm, ou 7,5 kHz. A turbina tem dois bicos injetores e um rotor de diâmetro grande, produzindo torque suficiente para o processo. A característica construtiva mais importante desta turbina é sua mancalização, por rolamentos de cerâmica, posicionados nos extremos da carcaça da turbina, e a árvore com acoplamento da fresa por pinça roscada, que passa por dentro dos mancais, de maneira que mesmo tendo um desenho compacto, esta turbina tem a máxima distância entre os mancais, e a mínima distância possível para o gume de corte da fresa, melhorando assim a rigidez transversal do conjunto fresa/árvore/mancais. O avanço é automatizado por um servoacionamento sem histerese. Assim, é possível manter um esforço de corte constante e suficientemente estável. Para o início do furo, o instante do toque na peça é sentido por contato elétrico, que dispara o zero eletrônico do controle de profundidade do furo, resultando na medição de profundidade precisa. Por fim, a medição de diâmetro do furo usa apenas um alvo óptico, mas a mediação do furo é feita com relógios comparadores com 1  $\mu\text{m}$  de resolução. Foram feitos furos de teste com este sistema de furação e os erros de cilindricidade ficaram em 15  $\mu\text{m}$ . Este é o dispositivo comercial indicado para aplicação com ER.

ii Conceitos aplicados:

Após analisar os dispositivos existentes no mercado, foram especificadas as características do cabeçote de furação da ROD para tensões residuais:

- Usar a mesma turbina do dispositivo comercial com avanço automatizado (c);
- Usar avanço automatizado;
- Usar sistema de marcação automática do zero da profundidade de corte;
- Usar sistema de guias pré-carregado, sem folgas, com frequência natural acima de 7,5 kHz;
- Usar mecanismo de avanço livre de histerese, portanto sem folgas;
- Se possível usar um sistema de controle de rotação da turbina;
- Conceber um cabeçote de furação compatível com a base universal;
- Usar uma construção com guias coaxiais com a árvore da furadeira, minimizando os erros sistemáticos de trajetórias;
- Usar controle com micro-passo para elevar a resolução do controle de profundidade;
- Ter sistema de aspiração de cavacos.

iii O projeto do cabeçote de furação:

- Carcaça:

O cabeçote de perfuração tem as mesmas três esferas, nas mesmas posições do cabeçote de medição, com os mesmos imãs, de maneira a usar o mesmo acoplamento de precisão da base universal, permitindo realizar um furo centrado no eixo óptico do interferômetro radial. Mas, apenas fixando tolerâncias apertadas, seria impossível garantir a coincidência entre o eixo ótico do cabeçote de medição e o eixo do furo produzido pelo cabeçote de furação. Um sistema de ajuste bidimensional foi acrescentado ao módulo de furação, baseado em excêntricos na base de duas das esferas do acoplamento, com sensibilidade de ajuste para atender ao requisito de tolerância de centralização, definido em 25  $\mu\text{m}$ , resultante da análise de incertezas apresentada no Apêndice F. No centro da carcaça fica instalada uma bucha de esferas recirculantes, aberta para passar a guia de rotação, e também para ser pressionada radialmente de maneira que a guia trabalhe sem folgas para garantir que, mesmo pressionada, a bucha continue centrada. As esferas de acoplamento são os únicos pontos de contato com a base, e estas são de material isolante (cerâmica), para permitir a detecção do instante contato inicial da fresa com a superfície por contato elétrico.

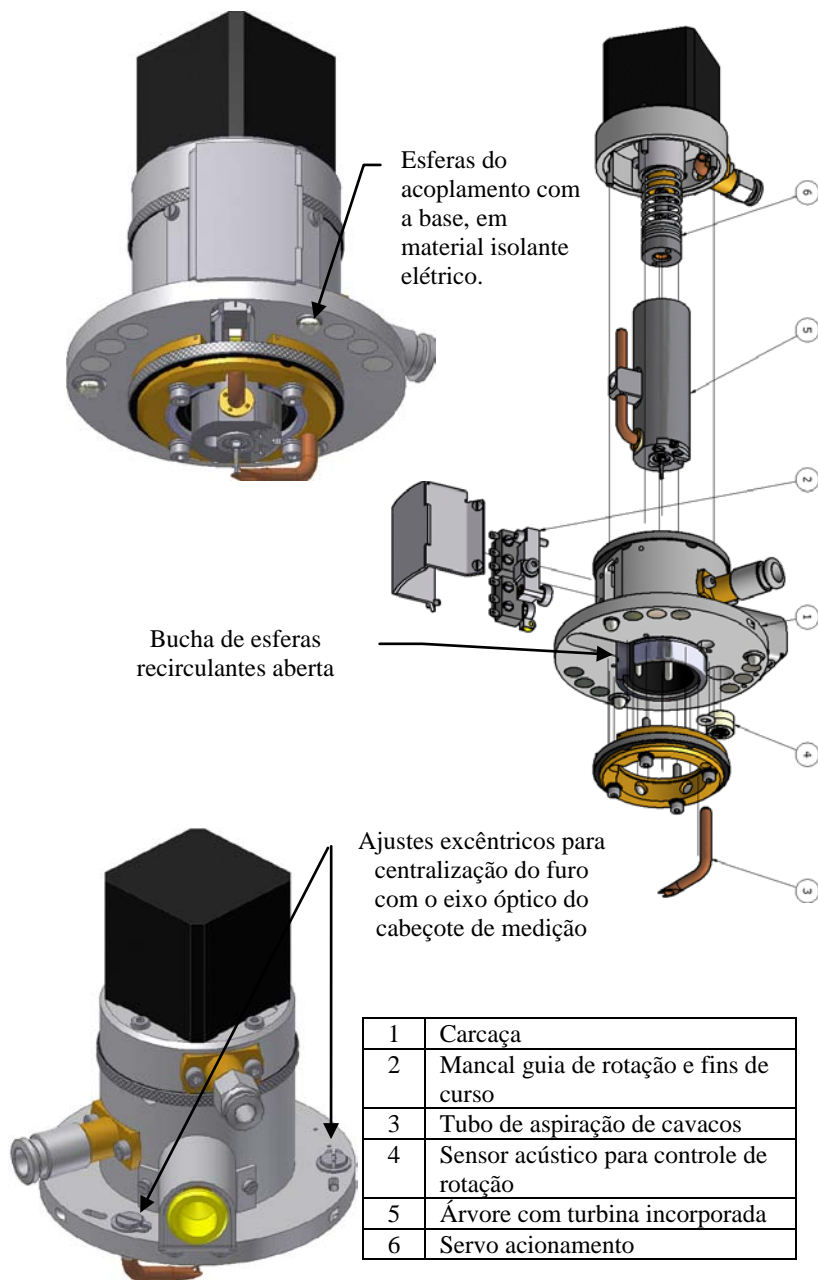
- Conjunto árvore com mancais:

Neste caso fica a cargo da turbina compacta comprada do fornecedor do sistema automatizado para ER analisado, já que não foi encontrada outra opção melhor no mercado [44]. A turbina dispõe de mancais de rolamento de cerâmica montados nas extremidades do cartucho da turbina. A árvore é na realidade um tubo pinça, onde é inserida a haste da fresa, que considerando o diâmetro e a geometria da fresa, não resulta em uma estrutura muito rígida, porém foi a melhor opção disponível para as dimensões do furo. Assim, como não há o que melhorar, tomou-se cuidado para não piorar o conjunto, instalando este componente em um sistema de guias com elevada rigidez e livre de folgas.

- Conjunto guias do avanço da árvore:

Foram analisadas as seguintes opções de guias para o acionamento de avanço:

Buchas deslizantes: são a opção mais simples e a primeira a ser verificada. Se esta pudesse trabalhar sem folgas, seria a ideal, pois é simples e de baixo custo. Porém, na prática, devido à área de contato, mesmo usando buchas de material plástico, estas são muito rígidas para operarem sem folgas, já que teriam de absorver os erros de cilíndricidade da haste. Adicionalmente apresentam atrito elevado, mesmo se fossem empregadas buchas de compostos a base de PTFE (coeficiente de atrito  $\mu$  entre 0,05 e 0,10), pois, devido à rigidez, pequenas variações de diâmetro da haste causariam grandes alterações na força axial necessária, fato crítico porque se emprega motor de passo, que na realidade não é suficiente para garantir passo de avanço constante, porque é controlado em malha aberta. Trabalhar com bucha e haste com folga limitada não é possível devido ao descontrole das frequências naturais das guias, mesmo quando se usam buchas plásticas que proporcionam elevado amortecimento.



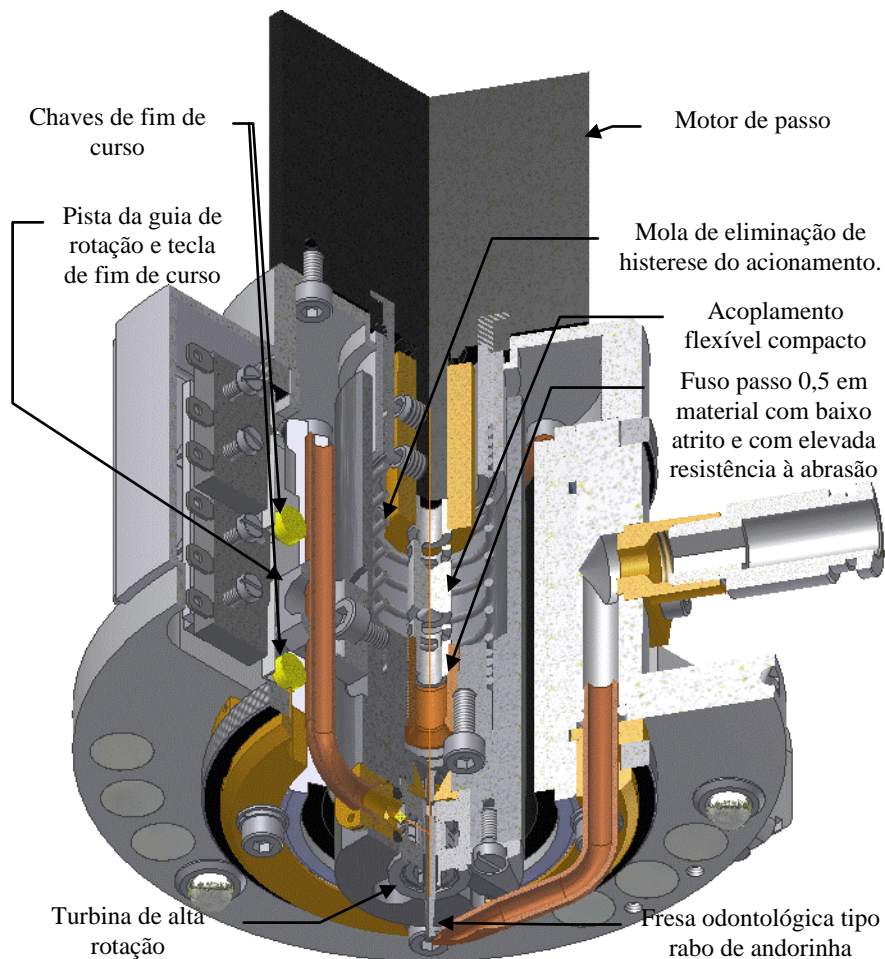
**Figura 36: Projeto do cabeçote de furção**



Também do ponto de vista de tolerâncias, mesmo se fosse programada uma folga garantida de apenas 10  $\mu\text{m}$ , devido aos processos de fabricação disponíveis nos fornecedores, a incerteza do campo de tolerâncias encadeadas levaria facilmente a uma incerteza de folga acima dos 30  $\mu\text{m}$ . O erro admissível no raio do furo é de apenas 25  $\mu\text{m}$ , e neste erro tem que se acomodar os erros de batimento dos rolamentos da turbina, combinado com os efeitos da flexibilidade dos rolamentos e da haste da fresa. Estes erros são amplificados por um fator resultante da divisão entre o comprimento do braço de alavanca existente entre os gumes da fresa e o rolamento mais distante, dividido pela distância entre rolamentos. Logo a opção de buchas deslizantes não é compatível com a aplicação.

Buchas aerostáticas: é a opção mais sofisticada, porém tecnicamente viável para o projeto, pois há ar comprimido disponível. Seria necessário um anel guia aerostático superior e um anel guia inferior, o mais distante possível, para aumentar a rigidez de arfagem da árvore. A principal dificuldade seria técnica, localizada na retificação da haste, que exigiria tolerâncias de cilindridade e dimensional combinadas em torno de 2  $\mu\text{m}$ . Assim, deveria ser usado um colchão de ar entre 3  $\mu\text{m}$  e 5  $\mu\text{m}$ , portanto custoso de fabricar. Teria ainda a opção da bucha de carbono poroso, mais simples de ser aplicada, mas com rigidez de arfagem não bem informada nos catálogos técnicos. Como desvantagem, esta bucha requer um sistema de filtragem e ar seco, difícil de ser levado a campo. Assim, esta opção foi descartada.

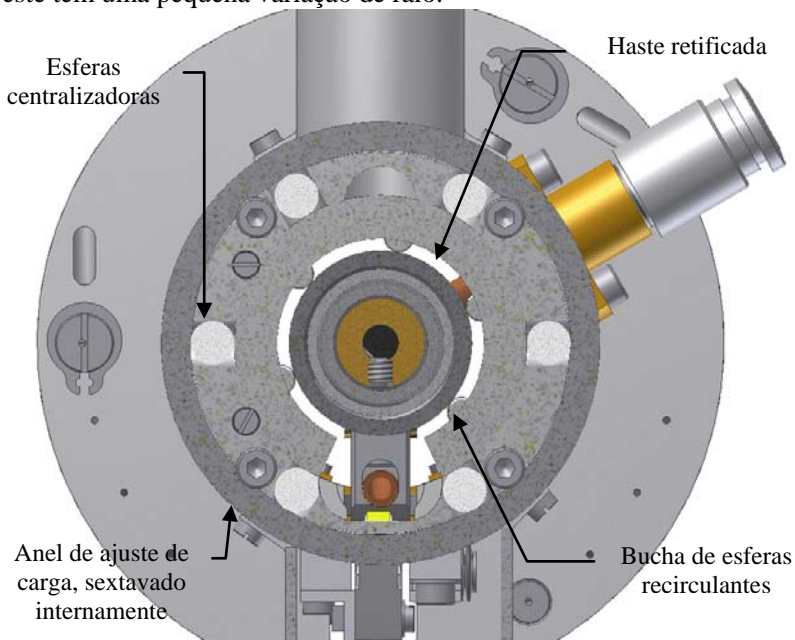
Buchas de esferas recirculantes: é a segunda opção mais fácil de ser aplicada, e de custo razoável. Na versão aberta é possível aplicar uma carga radial, para deformá-la e eliminar folgas. O contato pontual das esferas é menos rígido, e admite deformações para acomodação dos erros geométricos da haste. Assim, esta foi a opção adotada. No projeto do dispositivo de ajuste da pré-carga da bucha, mostrado na Figura 38, usa-se um conceito elástico, flutuante e autocentrante, para modular a pré-carga até um nível em que a rigidez atenda ao critério de frequência natural mínima, sem o risco de levar ao travamento do movimento axial empregando-se uma haste retificada com tolerância de cilindridade 5  $\mu\text{m}$ , com tolerância dimensional mais aberta de 20  $\mu\text{m}$ .



**Figura 37: Elementos chave no projeto do cabeçote de furação.**

Neste conceito a bucha aberta fica alojada na carcaça sem interferência, o que alivia as tolerâncias de usinagem desta carcaça também. A bucha é então pressionada radialmente por 6 esferas alojadas em furos radiais na carcaça, que garantem centralização da bucha em relação à carcaça. Estas esferas ficam dentro de um anel, onde a superfície interna é um sextavado com vértices arredondados com raio grande, a ponto deste formato nem ser percebido no desenho em corte da Figura 38. Este anel é inserido ao redor das esferas com estas posicionadas nos vértices, onde há folga e não há carga. Quando se gira

o anel, o contato com as arestas fora dos vértices gera um contato com raio menor e o sistema é pré-carregado. Este ajuste é bastante sensível, pois para a pré-carga máxima precisa-se de um giro de 30° no colar, e este tem uma pequena variação de raio.



**Figura 38: Sistema de pré-carga da bucha de esferas recirculantes.**

A flutuação de esforço axial de movimento é pequena porque a rigidez do conjunto é adequada à variação de cilindricidade da haste. A flexibilidade do sistema de ajuste é dada pela flexibilidade do anel de grande diâmetro com parede estreita, combinada com a flexibilidade das seis esferas de ajuste, combinado ainda com os de quatro contatos pontuais da superfície da haste contras as esferas da bucha, tudo em série. Por fim, devido a esta flexibilidade, e ao baixo atrito de rolamento ( $\mu$  entre 0,005 e 0,020), a pequena variação de força axial devido aos erros de forma da haste não causa grande variação de força de acionamento axial. São usados dois anéis de pré-carga radial aplicando carga nas extremidades da bucha para aumentar a rigidez de arfagem. Assim, é possível ter uma guia com elevada rigidez e suavidade de movimento.

A bucha trava quatro graus de liberdade. Resta o grau de liberdade axial do acionamento, que deve ser mantido livre, e resta ainda

travar o grau de liberdade rotação em torno do eixo, que na prática a bucha trava por atrito, já que as esferas estão impossibilitadas de girar tangencialmente. Porém, este sistema não é sem folgas e assim foi acrescentada uma chaveta lateral guiada por rolamento, com contra rolamento flutuante, carregado por uma pilha de molas prato, a fim de eliminar folgas. Esta chaveta serviu também de tecla de acionamento das chaves de fim de curso e de suporte para a tubulação de alimentação da turbina.

- Mecanismo de acionamento:

O mecanismo de avanço é servo-controlado por um motor de passo em malha aberta, controlado com micro-passo. Para converter o movimento rotativo em axial empregou-se uma rosca de passo 0,5 mm. Como não era possível usinar uma rosca de força trapezoidal com este passo, optou-se por uma rosca métrica simples. Para que esta suportasse a carga sem apresentar um desgaste rápido, com lubrificação por graxa, foi empregado um par tribológico muito resistente à abrasão, com porca em aço 1045 temperado e fuso em bronze de alumínio, liga C95400. Para evitar a histerese se aventou a opção de eliminação de folgas por rosca pinça com colar cônico, semelhante ao que se emprega em micrômetros. Porém, quando usada em um acionamento esta concepção rapidamente produziria folgas, requerendo ajustes constantes. Um fuso de esferas recirculantes seria muito grande para a presente aplicação, e teria passos muito grandes, requerendo um redutor. O conceito finalmente aplicado foi a montagem do fuso flutuante na porca através de um eixo flexível, conforme pode ser visto na Figura 37. Este eixo usa então os mancais de rolamento do motor de passo. Para eliminação de folgas de todo o conjunto empregou-se uma mola em tração, que mantém um vetor de força contra a carcaça do motor, e assim, todo o conjunto se mantém sem histerese devido às folgas. Poderia haver histerese devido à rigidez torcional do eixo flexível, mas este foi dimensionado para que admitisse apenas a flexão necessária determinado no encadeamento de tolerâncias do conjunto, e seu desenho prejudica pouco a rigidez torcional. O par tribológico apresenta pouco atrito, e a graxa com aditivos EP evita a vibração torcional devido à “*stick-slip*”. Este conjunto com micro passo tem uma resolução de profundidade de 0,3  $\mu\text{m}$ . Espera-se encontrar nos ensaios um erro de profundidade inferior a 5  $\mu\text{m}$ . A velocidade de avanço em corte é bem lenta, variando de 0,05 mm/min até 0,25 mm/min durante o processo de furação. Nos acionamentos de manobra, velocidades de até 20 mm/min, são convenientes, exigindo frequência de acionamento de até 64 kHz.

- Dispositivo de sucção de cavacos:

Um tubo de sucção de cavacos com posição ajustável foi instalado próximo à periferia do furo, de maneira a evitar que os cavacos atinjam a superfície de medição, que será usada pelo interferômetro. Esta sucção é gerada por um bocal de vácuo tipo Venturi, acionado pelo mesmo suprimento de ar da turbina.

#### 3.3.3.2.5 *A caixa de controle*

É a mesma caixa de controle que atenderá o cabeçote de medição. Nesta caixa ficará a eletrônica do Interferômetro, responsável pela alimentação do laser, acionamento do PZT e alimentação da câmera. Além disto, inclui o controle dos mecanismos específicos para a função de tensões residuais, como a movimentação da perfuratriz, os acionamentos das válvulas pneumáticas para acionamento da turbina e da sucção de cavacos. Os dispositivos pneumáticos incluíam ainda um, regulador de pressão com filtro de proteção da linha de ar, um bocal gerador de vácuo, com filtro para recolhimento de cavacos. O conjunto pneumático ficou alojado em uma caixa específica.

#### 3.3.3.2.6 *Unidade de processamento*

Terá a mesma especificação da utilizada na ROD, já que as funções para esta aplicação não acarreta necessidades adicionais de processamento, memória ou de interfaces.

### 3.3.3.3 Metodologia de medição empregada

A preparação da superfície é idêntica à recomendada para a aplicação da ROD. O procedimento também é diferencial, exigindo uma medição do estado de referência e outra do estado quando a peça é alterada pelo furo, gerando o campo de deslocamentos radiais decorrente do relaxamento das tensões.

Se o gradiente de tensões ao longo da profundidade do furo for negligenciável, pode-se proceder com apenas dois passos, um inicial (antes de iniciar a furação) e outro final (após a furação estar concluída). Na prática esta situação é absolutamente rara e dificilmente conhecida *a priori*, pois quando se recorre à medição de tensões residuais, geralmente é porque não se conhece o estado de tensões no componente. Assim sendo, na grande maioria das situações será necessária a medição com furação com profundidades escalonadas, o que obriga a medição de um passo inicial e vários passos intermediários.

Esta é a principal dificuldade da aplicação da holografia. No caso da medição com ER, como o sensor de medição é rente a superfície, o processo de furação acontece com o ER ativo o tempo inteiro. É apenas necessário interromper o processo de furação para que o sinal elétrico se estabilize e então se adquira uma medida confiável. Assim, não há maiores inconvenientes em se fazer um processo de furação e medição escalonadas e intercaladas. Já no caso da holografia, o eixo do interferômetro radial é normal à superfície medida, e os braços do interferômetro, que são radialmente oblíquos, cruzam o centro da região de medição. Isto exige a retirada da perfuratriz para que possa ser realizada a medição com o interferômetro. As duas alternativas possíveis já foram tentadas:

- a) integrar o mecanismo de furação axialmente ao interferômetro;
- b) ter uma base de referência e se alternar nesta base os módulos de usinagem do furo e o módulo de medição com interferômetro.

Conforme já discutido, nenhuma das duas alternativas é prática para a medição escalonada. Neste trabalho será adotada a alternativa b, porque o objetivo principal do trabalho no item furação é a melhoria da qualidade do furo por um projeto aperfeiçoado para o processo de furação em si. É conveniente lembrar que a qualidade geométrica do furo é essencial para a validade dos modelos de cálculo e dos coeficientes calibrados para o furo cego. Outro requisito necessário ao processo de furação é o da não introdução de novas tensões residuais, que se garante através da forma da ferramenta, que deve permitir a saída do cavaco sem esmagá-lo contra a parede do furo, e também pela afiação da ferramenta, que deve permanecer assim até o final do processo de furação. A forma do furo e a vida da ferramenta são garantidas pelo controle preciso do processo de usinagem. Este controle depende basicamente de um bom mecanismo de furação e do controle dos parâmetros de furação, sobretudo da velocidade de corte, que define a vida da ferramenta e as vibrações reinantes no processo.

Ao final do último passo da medição escalonada é necessária a medição do diâmetro do furo, que é realizada pela mesma câmera do interferômetro, só que com a substituição de um elemento da objetiva, que melhora a resolução deste processo. A fim de se evitar mais peças móveis na versão construída do sistema um único sistema óptico de observação foi otimizado para se observar a região de medição do interferômetro e medir o diâmetro do furo levando em conta que uma câmera CCD de alta resolução foi usada.

Com este procedimento espera-se minimizar os deslocamentos de corpo rígido entre a peça e o interferômetro a níveis aceitáveis. Apesar

da sofisticação necessária a aplicação eficiente da ROD na medição de tensões residuais. Esta tem outra vantagem operacional e metrológica em relação ao ER: a não dependência da habilidade do operador no processo de centragem da furação à grade do ER, já que na aplicação da ROD este procedimento já é naturalmente feito pelo próprio sistema de medição.

## 4 COMPROVAÇÃO EXPERIMENTAL

Este capítulo apresenta os resultados de uma série de ensaios e verificações experimentais que visam comprovar o funcionamento e as melhorias dos aspectos inovadores implementados.

### 4.1 MELHORIA NA RELAÇÃO SINAL/RUÍDO NO INTERFERÔMETRO

A Figura 39 mostra um comparativo da qualidade de imagem obtida do processamento de subtração de fase do granulado óptico no interferômetro radial plano (RIPI). O Interferômetro ESPI sempre tem ruído intrínseco [18], porém a qualidade da relação sinal ruído da imagem b) obtida com o RIPI usando um DOE mostra que a qualidade de sinal é nitidamente superior à da imagem a) obtida com um RIPI usando espelho côncavo, sendo que em ambas as imagens foi aplicado rigorosamente o mesmo processamento sem nenhum filtro digital para reduzir ruídos.

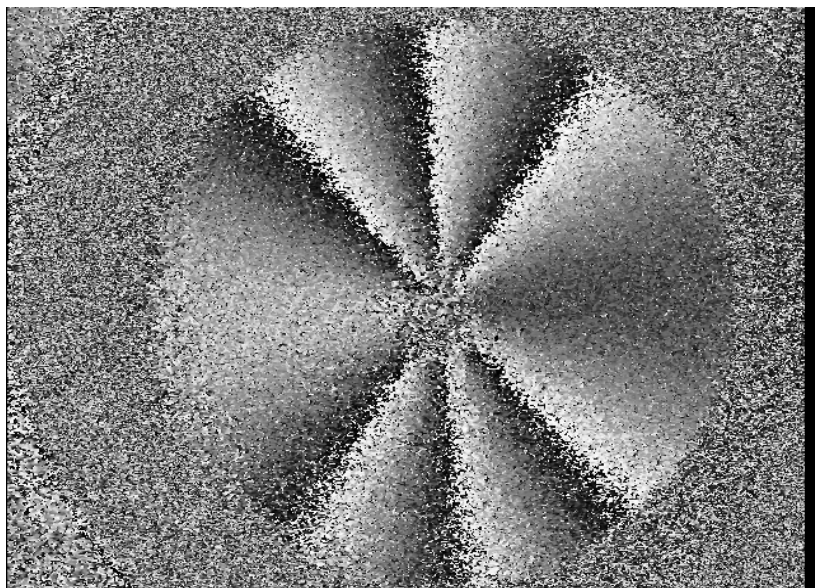
### 4.2 DESEMPENHO DA ELIMINAÇÃO DE CORPO RÍGIDO

A base universal elástica mostrada na Figura 31 apresentou capacidade de deslocamento de  $\pm 4,5 \mu\text{m}$  nas direções X e Y, o que correspondeu a seis ordens de franja em uma dada direção, já que a sensibilidade do interferômetro é radial. Considera-se que o sistema com acionamento piezolétrico é eficaz na eliminação completa do deslocamento de corpo rígido quando ocorre o escurecimento da imagem no modo de subtração ao vivo, o que significa que o montante de deslocamento de corpo rígido remanescente é uma fração inferior a  $1/8$  de ordem de franja.





a) Imagem de diferença de fase do RIPI com espelho cônico



b) Imagem de diferença de fase do RIPI com DOE

**Figura 39: Qualidade de imagem dos RIPI com espelho cônico e DOE**

### 4.3 DESEMPENHO DE MEDIÇÃO DE DESLOCAMENTOS

A roseta óptica é, em sua essência, um sistema de medição de deslocamentos radiais, tendo por origem o seu centro óptico. As medições de deformações e tensões são feitas indiretamente a partir de modelos analíticos obtidos a partir das relações deformações/deslocamentos radiais ou tensões/deslocamentos radiais. Assim, para avaliar o funcionamento deste sistema de medição, aplicando o novo princípio da roseta óptica difrativa, é suficiente avaliar a medição de deslocamentos radiais, tendo como referência um sistema de medição com desempenho apropriado e rastreabilidade assegurada.

Conforme foi explicado no capítulo 3.1.3, com base no desenvolvimento matemático da planilha do Apêndice A, a sensibilidade da ROD na medição de deslocamentos depende apenas do passo da grade do DOE. Então o passo da grade tem que ser aferido, ou por uma medição direta feita em microscópio de força atômica, ou através de uma bancada que gere deslocamentos planos, medidos com sistema de medição calibrado.

#### 4.3.1 Procedimento de ensaio para calibração da medição de deslocamentos

Os elementos ópticos difrativos empregados no protótipo desta tese de doutorado foram fabricados pelo processo de replicação em um laboratório da Universidade de Stuttgart, e não foram submetidos a nenhum processo de aferição do passo após o processo de fabricação. Assim, é necessária a medição do passo real da grade.

Para a medição completa da grade é necessário um microscópio de medição por força atômica, pois ele mede com igual precisão o passo da grade e a profundidade da topografia desta. Nos laboratórios da UFSC não há este recurso de medição, e não se conhece a disponibilidade deste recurso em outra Universidade no Brasil, então optou-se pela determinação indireta. Para isso, foram medidos campos de deslocamentos de corpo rígido aplicados em uma mesa XY, empregando como referência um laser interferométrico calibrado e rastreado a RBC (Rede Brasileira de Calibração), através de calibração do comprimento de onda deste no INMETRO.

O desenvolvimento de um sistema de calibração para a ROD, cujo erro máximo não supere 1/5 do esperado para a ROD é complexo, e é um tema compatível com outra tese de doutorado. No entanto é preciso comprovar a capacidade de medição de deslocamentos da ROD

com os meios disponíveis. Para tal, foi planejado um experimento que aproveite os sistemas construídos para este projeto, agregando recursos ópticos adicionais do Labmetro e a infra-estrutura de calibração dos laboratórios da Fundação CERTI.

Com base em um trabalho de mestrado [9], que otimizou o desempenho metrológico da técnica de medição por Holografia Eletrônica (SPI), buscaram-se parâmetros de referência para se prever o desempenho de medição de deslocamentos da ROD. Através da planilha do Apêndice F, os parâmetros do SPI são extrapolados para a ROD. Assim, espera-se que o erro máximo da ROD para medição de deslocamentos de até 2  $\mu\text{m}$ , ou 3 OF, tenha um erro máximo da ordem de 15 nm. Assim, o Sistema de Calibração deverá ter um erro máximo de posicionamento da mesa 2D de 3 nm.

Observada esta exigência de um ponto de vista crítico, fica claro que nos laboratórios disponíveis não há nenhum local com condições de controle térmico e nível de vibrações suficientes para se conseguir um posicionamento estável com este Erro Máximo. Assim, será configurado um experimento que não tem a pretensão de ser ainda um banco de calibração adequado a calibração plena da ROD, mas que seja o que mais pode se aproximar das condições ideais.

#### 4.3.1.1 Ambiente para a calibração

##### 4.3.1.1.1 Base isenta de vibrações

Como o sistema de calibração para ROD baseia-se em geração de deslocamentos conhecidos, precisa-se uma estrutura geradora de deslocamento infinitamente rígida ou uma base completamente isenta de vibrações. Como nenhum dos extremos são possíveis, será escolhida a melhor opção de base disponível no laboratório e será usada uma estrutura geradora de deslocamentos suficientemente rígida.

Nos ambientes de laboratório do Labmetro e CERTI existem dois pisos com blocos inerciais de grande porte montados sobre colchões molas/amortecedores. Um destes pisos está no laboratório de óptica e foi previsto para experimentos com holografia convencional, que não tolera vibrações. O outro piso está na sala de metrologia dimensional e serve de base para os metroscópios longos e desempenos onde são feitas medições com níveis eletrônicos de alta sensibilidade. O desempenho da sala de metrologia dimensional, que está disposto sobre o piso isolado, foi escolhido como mesa para a calibração, pois encontra-se em ambiente com as condições ambientais mais bem controladas.

#### 4.3.1.1.2 Atmosfera

Atmosfera controlada é um requisito básico para calibração dimensional, já que as estruturas dos Sistemas de Medições são compostos por diversos materiais, que tem coeficientes de dilatações não nulos, causando mudanças no desempenho metrológico dos sistemas. Assim foi convencionada a temperatura de 20 °C como temperatura para calibração de sistemas de medição dimensionais.

O material do DOE, que é a escala básica do sistema de medição da ROD, tem coeficiente de dilatação da ordem de  $0,5 \mu\text{m}/(\text{m}^*\text{K})$ , logo é praticamente invariante à temperatura e sua sensibilidade pode ser considerada constante. Porém, o banco de calibração é uma estrutura mais complexa, feita de aço, que tem coeficiente de dilatação térmica de  $11 \mu\text{m}/(\text{m}^*\text{K})$ , e não tem uma rigidez estrutural igual em todas as direções. Assim, a estrutura da mesa, sob dilatação térmica, não é simétrica ao centro óptico do sistema. Para minimizar os esforços térmicos sobre a estrutura, optou-se por uma estrutura toda em aço, desde o plano base onde se incide a região de medição opticamente sensível, até a mesa móvel que gera deslocamentos de corpo rígido na ROD.

Além da temperatura da estrutura, a temperatura do ar, a pressão do ar e a umidade do ar também precisam ser controladas para que a escala de calibração, que é o comprimento de onda de um laser interferométrico por princípio Doppler-Fizeau, permaneça confiável [35] [45]. Porém, o sistema de medição de pressão e temperatura é lento e não acompanha variações instantâneas que o comprimento de onda sofre ao passar pela atmosfera. Assim, para que as compensações sejam efetivas, o ambiente deve estar estável, sem gradientes bruscos em suas condições psicrométricas, e sem fluxos de ar nos caminhos ópticos.

O melhor ambiente com estas condições é a cabine de medição de blocos padrão, pois tem um volume restrito e sem movimentação de fontes de calor internas, onde é mais fácil controlar a temperatura do ar. Neste ambiente não há variação da perda de carga no sistema de ventilação do ar condicionado, de maneira que a pressão atmosférica também é estável. Porém, este ambiente tem espaço restrito para um experimento com montagem provisória e não tem uma base isolada de vibrações. Assim, deste ponto de vista a melhor opção acabou sendo o desempenho sobre o piso isolado na sala de metrologia dimensional.

#### 4.3.1.2 Sistema de medição padrão

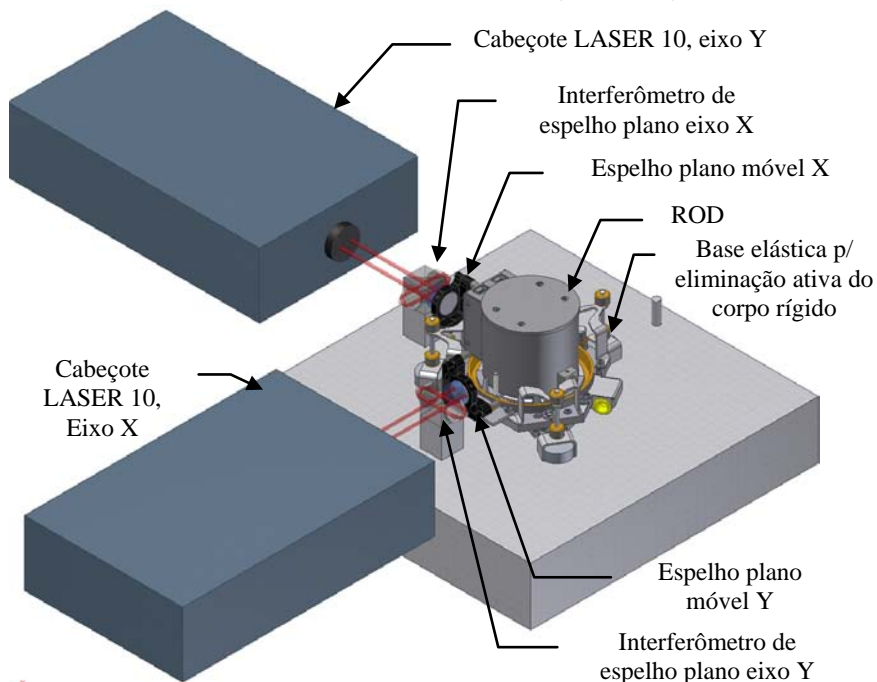
A exigência de erro máximo do sistema de medição para um deslocamento de 2  $\mu\text{m}$  é de 3 nm, e a resolução do sistema deve ser ainda mais fina. O melhor sistema de medição disponível na Fundação CERTI, calibrado anualmente com rastreabilidade à RBC, é o laser interferométrico para medição de deslocamentos. Existem duas unidades do mesmo sistema de medição para compor a medição 2D. Este sistema de medição utiliza o interferômetro padrão com retrorefletor com 1 nm de resolução. Porém, é possível empregar o mesmo sistema de medição com o interferômetro de espelho plano e placas de um quarto de onda, para duplicar o caminho óptico sensível e obter com o mesmo sistema resolução de 0,5 nm. O interferômetro de espelho plano também está disponível no Laboratório da Fundação CERTI, oriundo de um sistema interferométrico multi-eixo mais antigo da HP. Existe ainda um pentaprisma no conjunto de acessórios para medição de ortogonalidade para os ensaios geométricos de máquinas-ferramentas da Renishaw, que será usado para ajuste da ortogonalidade entre os dois sistemas de medição a serem empregados como escala 2D da mesa de calibração. Para completar o sistema de medição padrão serão empregados ainda dois espelhos de precisão com planicidade  $\lambda/10$  disponíveis no laboratório de óptica. Os detalhes dos sistemas de medições padrões estão no Anexo A.

#### 4.3.1.3 Gerador de deslocamentos planos 2D

Para a geração de deslocamento planos 2D foi empregada a Base Universal Elástica para compensação ativa do deslocamento de corpo rígido, mostrada na Figura 31, já que seu sistema de guias elásticas associadas a atuadores piezoelétricos, compondo um sistema de cadeia paralela, mostraram grande sensibilidade de posicionamento e boa estabilidade. No entanto, esta mesa 2D não é ideal para a calibração porque os dois graus de liberdade planos não são puramente translativos e independentemente ortogonais, pois devida a sua cadeia cinemática elástica paralela, com atuação em um ponto apenas, a translação em Y é acompanhada de uma guinada com centro no ponto de apoio com 1 grau de liberdade apenas, que se reflete como translação X no centro óptico da roseta, conforme mostrado na Figura 40. Como a roseta óptica não é sensível à guinada, apenas as translações são medidas.

Para servir de gerador de deslocamentos para calibração, a mesa é montada em uma base de aço, para se tornar auto-compensada para deformações térmicas pela semelhança de materiais. Para a medição são

fixados dois espelhos planos ortogonais, que serão os alvos de medição dos lasers interferométricos, conforme a montagem da Figura 41.



**Figura 40 Experimento para calibração da ROD.**

Para compensar a falta de ortogonalidade natural dos movimentos, usam-se os dois espelhos ortogonais, de forma que um espelho sirva de referência, mantendo fixo o valor medido pelo laser que incide neste espelho, e o outro laser será usado para medir os deslocamentos de calibração. Assim, os espelhos se tornam as guias da mesa de maneira ativa.

Para ajustar a ortogonalidade dos espelhos planos, que são os alvos dos interferômetros e referenciar o sistema de coordenadas da ROD, procede-se da seguinte maneira:

#### 4.3.1.3.1 Etapa 1:

Monta-se em um banco óptico uma fonte laser em uma de suas extremidades e alinha-se o feixe perpendicular a um espelho plano com faces paralelas (paralelo óptico), apoiado na aresta de referência da base que será usada para a calibração, conforme ilustrado na Figura 41 a). O plano da base de calibração precisa estar nivelado com o banco óptico, o

laser de referência Y deve estar paralelo ao plano da base, e o paralelo óptico deve estar perpendicular ao plano da base.

#### *4.3.1.3.2 Etapa 2:*

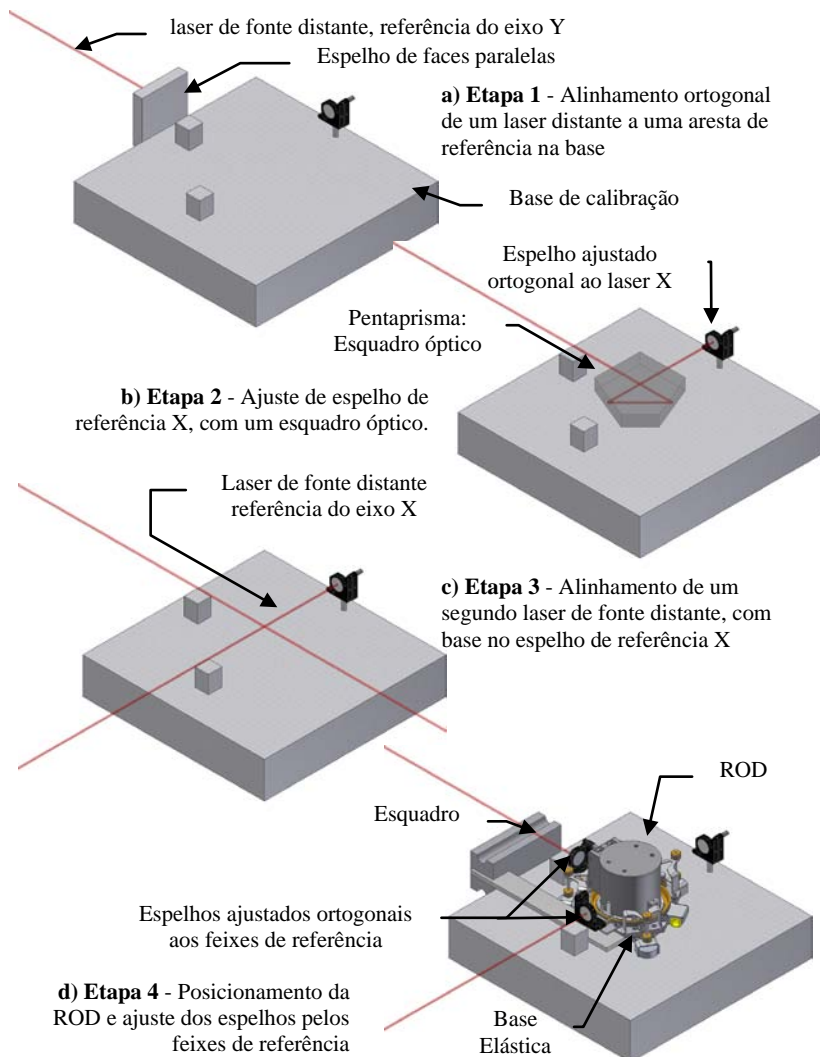
Instala-se sobre a base um esquadro óptico composto por um pentaprisma calibrado. No caso, o escolhido foi o pentaprisma do kit de calibração de ortogonalidade da Renishaw, que é calibrado com uma resolução de  $0,01 \mu\text{m/m}$  [45]. Este esquadro precisa ser apenas nivelado com o plano da base, mas é invariante quanto ao ângulo de incidência, refletindo o feixe em sua saída sempre ortogonal ao feixe de entrada. O feixe refletido pelo pentaprisma é ortogonal ao laser de referência Y alinhado com a base na etapa anterior. Para fixar este eixo, usa-se um espelho que é ajustado ortogonal ao eixo X.

#### *4.3.1.3.3 Etapa 3:*

Retira-se o esquadro óptico e alinha-se um novo laser ortogonal ao espelho que foi fixado com ajuste ortogonal ao eixo, assim este novo feixe será a referência do eixo X.

#### *4.3.1.3.4 Etapa 4:*

Instala-se a base elástica com a ROD na base de calibração, usando a aresta da base paralela ao eixo X para orientação com auxílio de um esquadro apoiado na mesma aresta da base de calibração usada como apoio do paralelo óptico. Posicionam-se os espelhos adaptados à base, conforme a Figura 41, com os feixes nos seus centros. Ajusta-se então os espelhos da base de calibração aos LASERS de referência dos eixos X e Y. Assim os espelhos planos móveis que serão alvos dos LASERS interferométricos estão garantidamente ortogonais.



**Figura 41: Procedimento de alinhamento dos espelhos planos de maneira ortogonal para a calibração.**

#### 4.3.1.3.5 Etapa 5:

Transporta-se a base de calibração com a ROD para a sala climatizada onde serão instalados os LASERS interferométricos. Os tripés de cada laser interferométrico têm ajuste preciso com 4 graus de liberdade, usados para o alinhamento à óptica de medição de



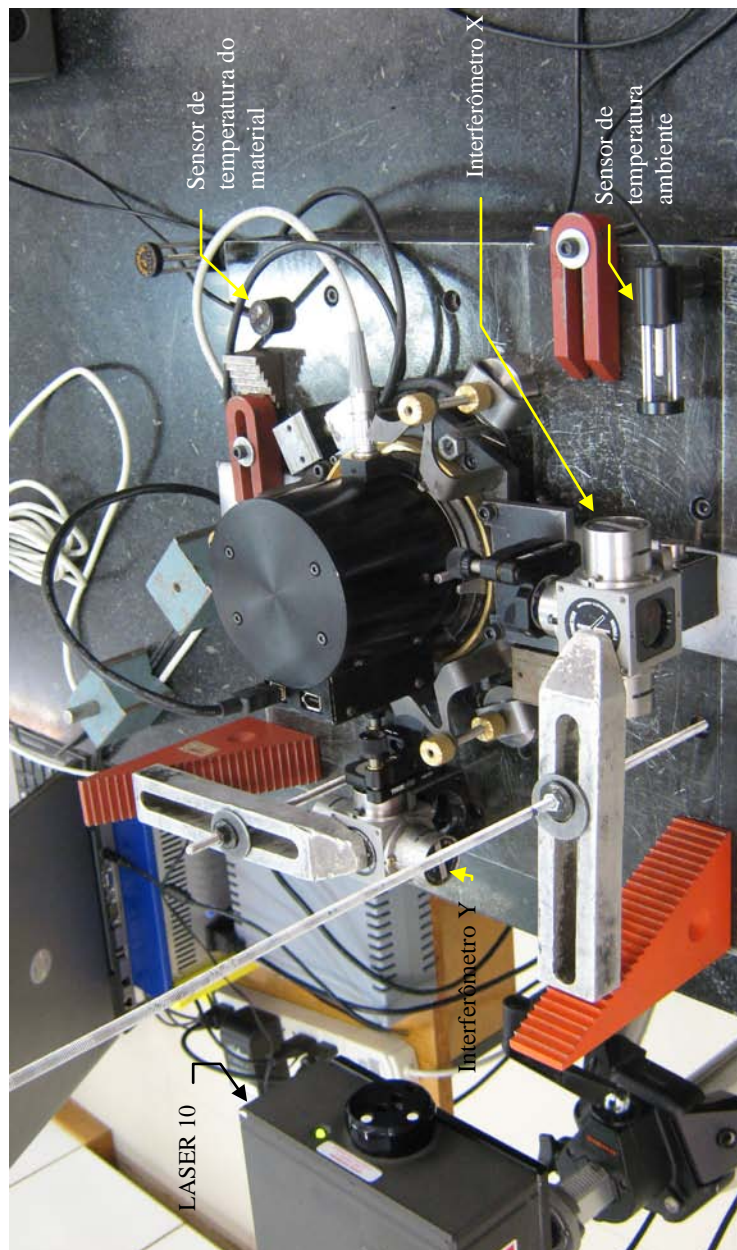
retilidade e ortogonalidade. Assim, na calibração os cabeçotes dos LASERS são posicionados ortogonais aos espelhos ajustados da base, seguindo o procedimento padrão que garante potência suficiente no sinal de retorno destes [45].

A Figura 42 mostra uma foto da base de calibração com ROD, a base elástica acionada por atuadores piezelétricos, os interferômetros de espelho plano e o cabeçote de calibração por laser interferométrico ML-10 da Renishaw.

#### 4.3.1.4 Geração de deslocamentos radiais

A ROD tem sensibilidade radial, e a mesa de calibração tem sensibilidade cartesiana 2D. Para calibração radial fixa-se um eixo e desloca-se apenas o outro. A base elástica tem dois graus de liberdade, com um sistema baseado em uma translação, que no caso esta alinhada com o eixo Y da roseta, e uma guinada com centro no apoio elástico. Através dos espelhos montados ortogonalmente a roseta passará a ter movimentos cartesianos, através do procedimento de se deslocar um eixo e corrigir a deriva em outro eixo, mantendo neste a leitura estável do Laser Interferométrico.

O processamento do interferograma na ROD é através do mapa de fase, que é determinado através de um deslocamento de fase entre os braços do interferômetro radial. Para verificar os erros devido ao deslocamento de fase, e os erros devido ao passo da grade, foram escolhidos deslocamentos que são frações e múltiplos inteiros da ordem de franja.



**Figura 42: Fotografia da base de calibração da ROD.**



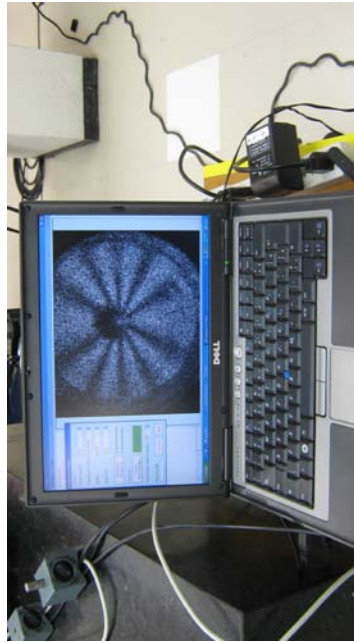
a) Software de leitura do sistema ML-10 com dois eixos.



b) Unidade de acionamento do atuadores piezoelétricos



c) Bancada de calibração



d) Software de medição da ROD

**Figura 43: Bancada de calibração da ROD**

### 4.3.1.5 Calibração

#### 4.3.1.5.1 Dados Brutos

Foram realizados 5 ciclos de medição ao longo do eixo Y da roseta. Devido à elevada quantidade de informações medidas, os dados brutos da calibração estão no Apêndice G. O posicionamento foi feito apenas ao longo do eixo Y, mas como o princípio de medição óptico é radial, foi possível para todos os casos usar o software da ROD para calcular as componentes XY. A Tabela 6 relata as condições do ensaio: ambientais, estabilidade térmica da estrutura e duração de cada ciclo.

**Tabela 6: Condições do ensaio de calibração da roseta**

		Condições de ensaio				
		ciclo1	ciclo 2	ciclo 3	ciclo 4	ciclo 5
Temperatura ambiente	°C	20,86	20,84	20,91	20,88	20,87
Umidade ambiente	%	53,26	52,89	52,99	52,86	53,34
Pressão atmosférica	Mbar	1016,84	1017,39	1017,47	1017,71	1018,25
Temperatura do chassi	°C	20,87	20,9	20,91	20,92	20,92
Hora de início		15:30	16:23	16:57	17:51	18:24
Hora de conclusão		16:13	17:01	17:35	18:23	18:48
Temperatura ambiente	°C	20,87	20,85	20,87	20,87	20,88
Umidade ambiente	%	53,06	52,99	53,08	53,34	53,17
Pressão atmosférica	Mbar	1017,23	1017,47	1017,63	1018,25	1017,94
Temperatura do chassi	°C	20,9	20,91	20,91	20,92	20,92

#### 4.3.1.5.2 Dados processados

A Tabela 7 mostra o processamento estatístico direto dos cinco ciclos de medição considerando apenas o eixo Y da roseta. O resultado deste processamento, indicado graficamente na Figura 44, revela claramente um erro de sensibilidade em relação ao valor nominal de 660 nm previsto para cada ordem de franja. O Laser empregado tem 660 nm de comprimento de onda e a rede de difração construída para ser

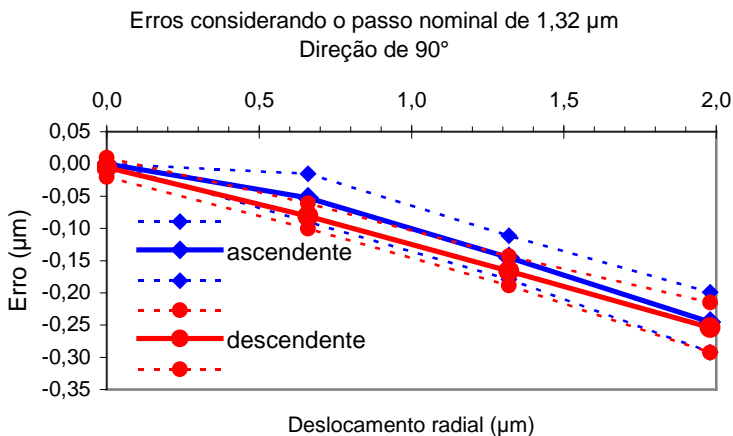
empregada com este laser deveria ter um passo de  $1,32 \mu\text{m}$  para gerar uma iluminação cônica com ângulo de deflexão de  $30^\circ$ , resultando em um vetor de sensibilidade radial com módulo igual a 1. Desde o alinhamento da base já se percebia que o ângulo não era exatamente  $30^\circ$ , pois foi necessária mais altura entre a rede de difração e a superfície alvo da medição.

Neste interferômetro a sensibilidade da ordem de franja (OF) é invariante ao LASER, conforme estudo matemático do Apêndice A, então a rede de difração não foi fabricada com o passo nominal solicitado.

Para determinar o passo real médio da rede de difração usa-se de um ajuste linear entre os valores verdadeiros convencionais e os valores medidos apenas nos pontos previsto para serem de inteiros da Ordem de Franja, a fim de não sofrer influência de erros devido ao deslocamento de fase. O coeficiente angular desta reta gera um fator de correção mostrado na Tabela 8. Com base neste fator de correção se determina a ordem de franja real, e conseqüentemente o passo médio real da grade de difração igual a duas vezes a ordem de franja. O resultado para o passo efetivo da grade é de  $1,51 \pm 0,06 \mu\text{m}$ .

Tabela 7: Dados processados da calibração

Cálculo de erro					Comp. Linear			Comp. Lin. OF Int		
r med	Re (95%)	Re <sup>2</sup>	E	E <sup>2</sup>	r corr	E corr	Ecorr <sup>2</sup>	r corr	E corr	E corr <sup>2</sup>
μm	μm	μm <sup>2</sup>	μm	μm <sup>2</sup>	μm	μm	μm <sup>2</sup>	μm	μm	μm <sup>2</sup>
0	0	0								
0,049	0,014	0,0002	-0,017	0,000	0,056	-0,010	0,0001	0,056	-0,010	0,0001
0,109	0,018	0,0003	-0,023	0,001	0,124	-0,008	0,0001	0,124	-0,008	0,0001
0,146	0,008	0,0001	-0,019	0,000	0,166	0,001	0,0000	0,167	0,002	0,0000
0,190	0,025	0,0006	-0,028	0,001	0,216	-0,002	0,0000	0,217	-0,001	0,0000
0,304	0,026	0,0007	-0,026	0,001	0,346	0,016	0,0003	0,347	0,017	0,0003
0,398	0,034	0,0011	-0,042	0,002	0,453	0,013	0,0002	0,454	0,014	0,0002
0,460	0,048	0,0023	-0,035	0,001	0,524	0,029	0,0008	0,525	0,030	0,0009
0,487	0,033	0,0011	-0,041	0,002	0,554	0,026	0,0007	0,555	0,027	0,0007
0,607	0,037	0,0014	-0,053	0,003	0,691	0,031	0,0010	0,692	0,032	0,0010
0,795	0,043	0,0019	-0,083	0,007	0,905	0,027	0,0007	0,906	0,028	0,0008
0,987	0,039	0,0015	-0,115	0,013	1,124	0,022	0,0005	1,126	0,023	0,0005
1,175	0,034	0,0012	-0,145	0,021	1,337	0,017	0,0003	1,339	0,019	0,0004
1,455	0,036	0,0013	-0,195	0,038	1,656	0,006	0,0000	1,659	0,009	0,0001
1,734	0,046	0,0022	-0,246	0,060	1,974	-0,006	0,0000	1,977	-0,003	0,0000
1,726	0,039	0,0015	-0,254	0,064	1,965	-0,015	0,0002	1,968	-0,012	0,0001
1,154	0,023	0,0005	-0,166	0,028	1,313	-0,007	0,0000	1,315	-0,005	0,0000
0,579	0,020	0,0004	-0,081	0,007	0,659	-0,001	0,0000	0,660	0,000	0,0000
-0,005	0,015	0,0002	-0,005	0,000	-0,006	-0,006	0,0000	-0,006	-0,006	0,0000
-0,592	0,016	0,0003	0,068	0,005	-0,674	-0,014	0,0002	-0,675	-0,015	0,0002
-1,176	0,028	0,0008	0,144	0,021	-1,339	-0,019	0,0003	-1,341	-0,021	0,0004
-1,750	0,035	0,0012	0,230	0,053	-1,991	-0,011	0,0001	-1,995	-0,015	0,0002
-1,739	0,042	0,0018	0,241	0,058	-1,979	0,001	0,0000	-1,982	-0,002	0,0000
-1,123	0,039	0,0015	0,197	0,039	-1,278	0,042	0,0018	-1,280	0,040	0,0016
-0,529	0,038	0,0014	0,131	0,017	-0,602	0,058	0,0034	-0,603	0,057	0,0033
0,052	0,034	0,001	0,052	0,003	0,059	0,059	0,004	0,059	0,059	0,0035
RSQE 90°		0,135		0,498			0,070			0,073
RSQE 270°		0,084		0,439			0,076			0,076
RSQE		0,163		0,666			0,120			0,121

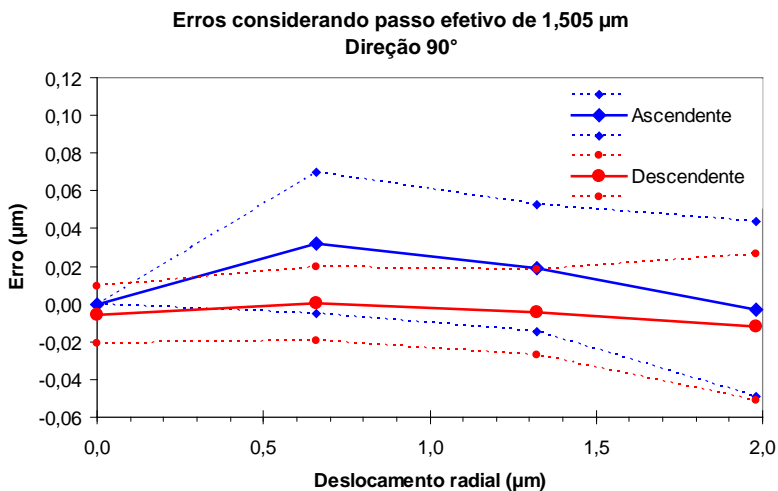


**Figura 44: Calibração da ROD quanto a deslocamentos**

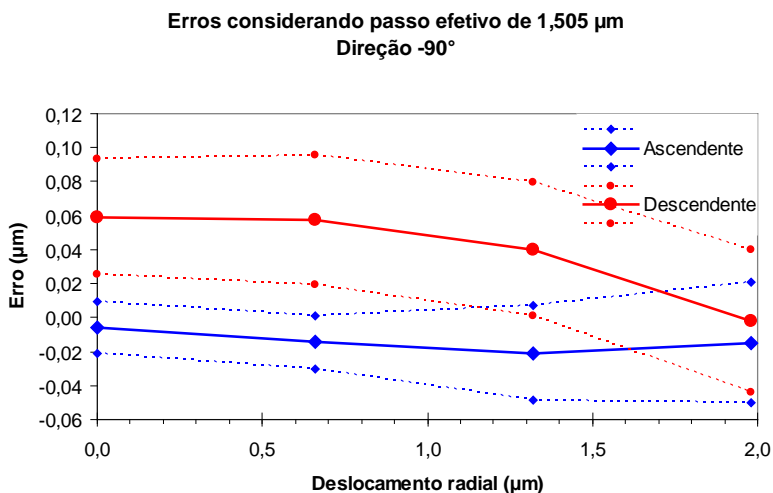
**Tabela 8: Linearização da calibração**

	Valor	IM (95%)
Ajuste passo	1,140	0,014
Correlação	0,9996	
Ordem de franja $\mu\text{m}$	0,752	0,029
Passo efetivo $\mu\text{m}$	1,505	0,059

A Figura 45 mostra a calibração após a correção linear da ordem de franja para o ciclo ascendente e descendente na direção +90° (+Y). A Figura 46 mostra os resultados da calibração na direção 270° (-Y).



**Figura 45: Calibração da ROD após correção linear da Ordem de Franja direção 90°**



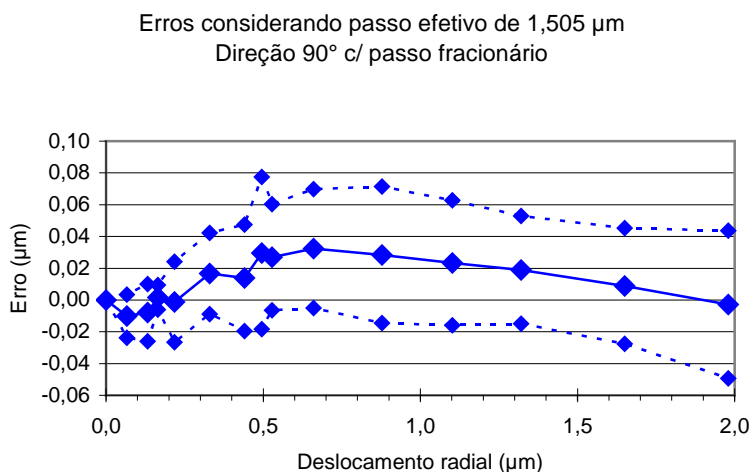
**Figura 46: Calibração da ROD após correção linear da Ordem de Franja direção 270°**

A Figura 47 mostra a calibração com os pontos posicionados em frações da OF para verificar erros devidos ao dispositivo de



deslocamento de fase, que se apresentariam por uma modulação entre os pontos inteiros da OF, efeito não percebido dentro da nuvem de incerteza.

O resultado desta análise inicial dos dados mostram uma repetitividade média de 35 nm, que nos piores pontos atinge até 50 nm. Esta incerteza está acima do esperado para a ROD, pois pela análise de incerteza se tem uma expectativa de repetitividade da ordem de 15 nm. Porém, grande parte desta repetitividade pode ter origem na incerteza do sistema usado para a calibração, já que a grandeza dimensional observada é de ordem nanométrica, e os ensaios foram longos e variáveis no tempo, conforme se observa na Tabela 6.



**Figura 47: Calibração da ROD após a correção linear da Ordem de Franja direção 90°, com passo fracionário.**

As condições ambientais aparentemente estão controladas pelos dados da mesma tabela, mas o que se observava era que o sistema de compensação era muito lento, o que acabou filtrando as reais variações ambientais, pois o que se observou durante o ensaio é que a pressão atmosférica variava bastante conforme se abria e fechava a porta da sala de metrologia, pois mesmo sem movimento havia uma correlação entre a escala instantânea do laser e o movimento da porta. Isto ocorre devido à grande capacidade de ventilação do sistema de ar condicionado da sala. O efeito causado pela porta era da variação da perda de carga na circulação do ar pelas salas, porém a variação na medição da pressão atmosférica só se tornava aparente quando a porta permanecia aberta por

bastante tempo. Por fim, nos dados das tabelas de dados brutos se percebe no ponto de retorno ao zero que houve deriva deste.

#### 4.3.1.5.3 *Dados processados com deriva de zero compensada*

Apenas para verificar se a deriva de zero tem impacto na repetitividade da calibração, pode-se fazer um processamento complementar onde se subtrai o vetor de deslocamento de zero medido nos pontos intermediários entre as direções  $90^\circ$  e  $270^\circ$ , mostrados na Tabela 9. Para cada ciclo nas tabelas de dados brutos do Apêndice G, foi gerado uma nova tabela de dados brutos compensados, que quando reprocessados geram um novo processamento mostrado na Tabela 10.

**Tabela 9: Cálculo da compensação de deriva de zero**

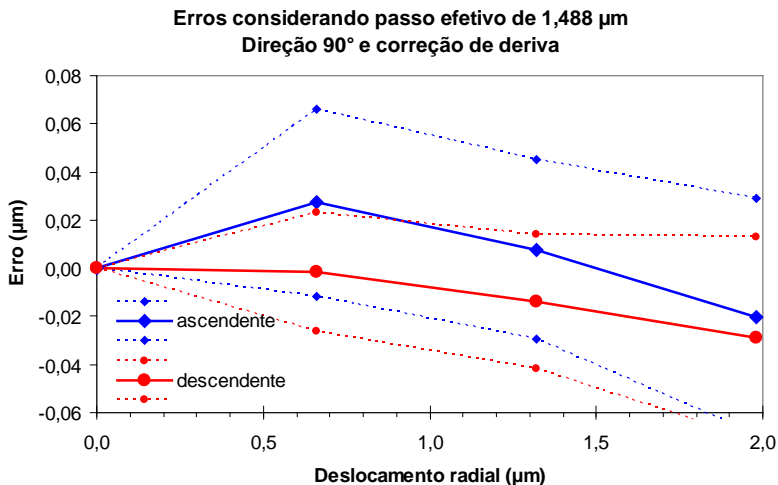
Compensação de deriva						
direção de $90^\circ$		ciclo1	ciclo 2	ciclo 3	ciclo 4	ciclo 5
duração		00:22	00:22	00:22	00:19	00:14
deslocamento	$\mu\text{m}$	0,034	0,039	0,008	0,013	0,015
direção	$^\circ$	-8,4	-13,3	-7,1	4,4	-53,1
desl/tempo	nm/min	1,6	1,8	0,4	0,7	1,1
direção $270^\circ$		ciclo1	ciclo 2	ciclo 3	ciclo 4	ciclo 5
duração		00:12	00:09	00:10	00:08	00:08
deslocamento	$\mu\text{m}$	0,083	0,091	0,103	0,084	0,077
direção	$^\circ$	120,3	145,3	142,1	144,2	139,7
desl/tempo	nm/min	6,9	10,1	10,3	10,5	9,7

**Tabela 10: Dados processados com deriva de zero compensada**

Cálculo de erro					Comp Linear			Comp Linear OF Int		
r comp	Re (95% )	Re <sup>2</sup>	E	E <sup>2</sup>	r corr	E corr	Ecorr <sup>2</sup>	r corr	E corr	E corr <sup>2</sup>
μm	μm	μm <sup>2</sup>	μm	μm <sup>2</sup>	μm	μm	μm <sup>2</sup>	μm	μm	μm <sup>2</sup>
0	0	0								
0,049	0,013	0,0002	-0,017	0,000	0,055	-0,011	0,0001	0,056	-0,010	0,0001
0,109	0,019	0,0004	-0,023	0,001	0,123	-0,009	0,0001	0,123	-0,009	0,0001
0,147	0,007	0,0001	-0,018	0,000	0,165	0,000	0,0000	0,166	0,001	0,0000
0,191	0,027	0,0007	-0,027	0,001	0,215	-0,003	0,0000	0,215	-0,003	0,0000
0,305	0,027	0,0007	-0,025	0,001	0,344	0,014	0,0002	0,344	0,014	0,0002
0,400	0,036	0,0013	-0,040	0,002	0,450	0,010	0,0001	0,451	0,011	0,0001
0,462	0,051	0,0026	-0,033	0,001	0,520	0,025	0,0006	0,521	0,026	0,0007
0,489	0,035	0,0012	-0,039	0,002	0,550	0,022	0,0005	0,551	0,023	0,0005
0,610	0,039	0,0015	-0,050	0,003	0,686	0,026	0,0007	0,687	0,027	0,0007
0,797	0,044	0,0019	-0,080	0,006	0,897	0,019	0,0004	0,899	0,021	0,0005
0,990	0,043	0,0019	-0,112	0,013	1,114	0,012	0,0001	1,116	0,014	0,0002
1,178	0,037	0,0014	-0,142	0,020	1,325	0,005	0,0000	1,328	0,008	0,0001
1,459	0,037	0,0014	-0,191	0,037	1,641	-0,009	0,0001	1,645	-0,005	0,0000
1,738	0,049	0,0024	-0,242	0,058	1,956	-0,024	0,0006	1,960	-0,020	0,0004
1,730	0,042	0,0018	-0,250	0,062	1,947	-0,033	0,0011	1,951	-0,029	0,0008
1,158	0,028	0,0008	-0,162	0,026	1,303	-0,017	0,0003	1,306	-0,014	0,0002
0,584	0,025	0,0006	-0,076	0,006	0,657	-0,003	0,0000	0,659	-0,001	0,0000
0,000	0,000	0,0000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,0000	0,000	0,000	0,0000
-0,599	0,007	0,0000	0,061	0,004	-0,674	-0,014	0,0002	-0,675	-0,015	0,0002
-1,192	0,013	0,0002	0,128	0,016	-1,341	-0,021	0,0004	-1,344	-0,024	0,0006
-1,775	0,013	0,0002	0,205	0,042	-1,997	-0,017	0,0003	-2,001	-0,021	0,0005
-1,769	0,022	0,0005	0,211	0,045	-1,990	-0,010	0,0001	-1,994	-0,014	0,0002
-1,159	0,013	0,0002	0,161	0,026	-1,304	0,016	0,0003	-1,307	0,013	0,0002
-0,572	0,019	0,0004	0,088	0,008	-0,644	0,016	0,0003	-0,645	0,015	0,0002
0,000	0,000	0,0000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,0000	0,000	0,000	0,0000
RSQE 90°		0,144		0,488			0,069			0,068
RSQE 270°		0,037		0,375			0,039			0,043
RSQE		0,149		0,615			0,080			0,081

O somatório quadrático dos erros da Tabela 10 e o gráfico da Figura 48 mostram que o procedimento de correção de deriva não surtiu

nenhum efeito significativo na Repetitividade e no somatório dos demais erros para a direção de deslocamentos a  $90^\circ$ , mas, para os deslocamentos a  $270^\circ$ , a repetitividade e os demais erros melhoraram significativamente, conforme as nuvens de incerteza do gráfico na Figura 49 .



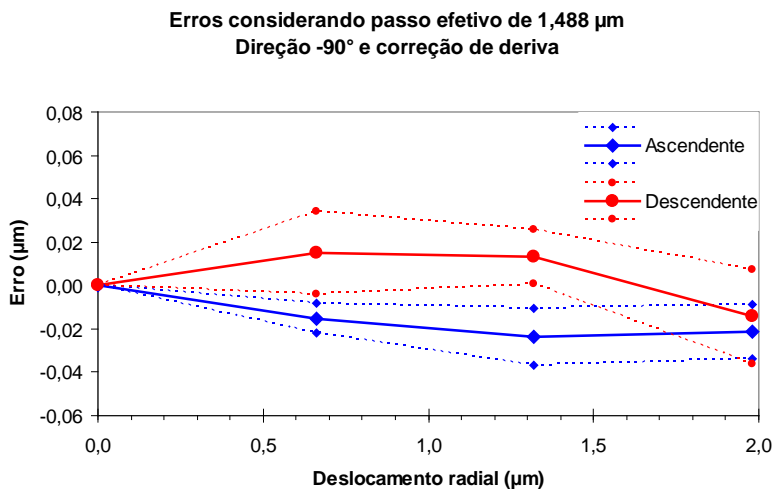
**Figura 48: Calibração da ROD com compensação de deriva direção  $90^\circ$**

Esta diferença provavelmente se deve ao fato de que na direção  $270^\circ$  há menos pontos e conseqüentemente foi feita a medição em um período muito curto. Logo, a deriva de zero foi estável para ser compensada de maneira linear no tempo. Por outro lado, na direção  $90^\circ$ , pela maior quantidade de pontos, o período foi muito elevado e a deriva teve outras influências, fazendo com que a compensação linear não tivesse funcionado bem.

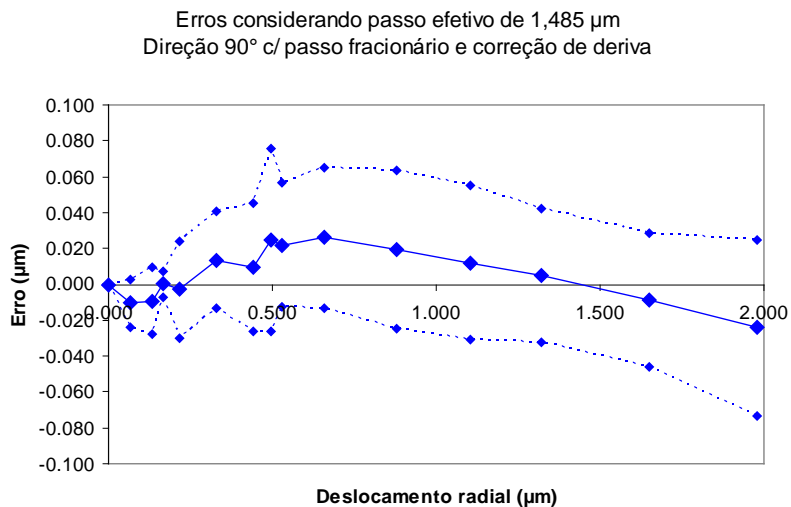
Na direção  $270^\circ$  onde a compensação da deriva do zero funcionou, a repetitividade média foi de 14 nm, com o melhor ponto em 7 nm e pior ponto em 22 nm. Dentro do esperado para a incerteza da ROD.

Com o passo fracionário não houve nenhuma mudança de comportamento da curva com a compensação de deriva.

Para ajuste da sensibilidade e determinação do passo efetivo da grade não foram usados os dados com correção da deriva porque apenas um ponto altera a inclinação do ajuste linear, invalidando a regressão.



**Figura 49: Calibração da ROD com compensação de deriva direção de 270°**



**Figura 50: Calibração da ROD com compensação de deriva direção de 270°**

## 4.4 INVARIÂNCIA AO COMPRIMENTO DE ONDA

A mudança do comprimento de onda de um laser diodo pode se dar de duas maneiras: pela gradual alteração da cavidade do laser, e conseqüentemente do comprimento de onda médio no multi-modo, ou por um salto discreto no modo simples, resultado de uma situação de operação em modo simples do laser, que pode ser configurada pelas superfícies ópticas externas ao laser [29][31].

No primeiro caso poder-se-ia ter uma variação pouco significativa da ordem de franja, que é a sensibilidade do sistema, se o interferômetro fosse com espelho cônico.

Mas no segundo caso, com o salto discreto de modo, era mais crítico na configuração com espelho cônico, pois se perdia a correlação entre as duas medições de estados diferentes de deformações, e se perdia completamente a medição. Com a configuração com espelho cônico tentava-se estabilizar o controle do laser, mas dificilmente o sistema suportava mais que 30 min entre uma medição ou outra.

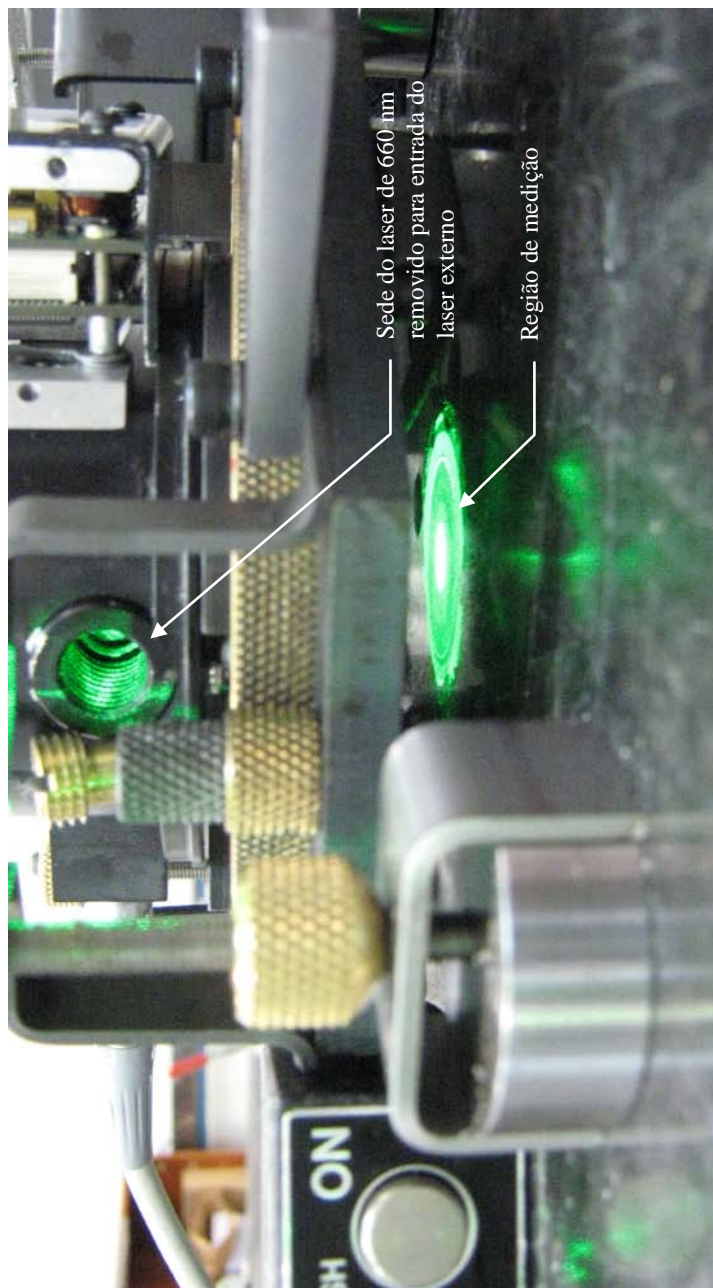
A ROD é teoricamente (Apêndice A) invariante ao comprimento de onda, e os próximos experimentos são para comprovar na prática esta invariância.

### 4.4.1.1 Experimento com dois comprimentos de onda

Para testar a invariância ao comprimento de onda retira-se o laser diodo de 660 nm de comprimento de onda da ROD e alinha-se pela sede deste laser removido, um laser externo de 532 nm de comprimento de onda. Emprega-se a mesma bancada de calibração baseada na base elástica com os lasers interferométricos com escala de medição, conforme mostrado nas Figura 51 e Figura 52.



Figura 51: Bancada de calibração com o laser externo de 532 nm.



**Figura 52:** Região de medição da ROD com o laser de 532 nm



#### 4.4.1.1.1 Dados Brutos

No Apêndice H tem as tabelas com os dados brutos da calibração com laser de 532 nm e a Tabela 11 tem as condições de ensaio.

**Tabela 11: Condições do ensaio de calibração de deslocamento da ROD com laser de 532 nm.**

		Condições de ensaio				
		ciclo1	ciclo 2	ciclo 3	ciclo 4	Ciclo 5
Temperatura ambiente	°C	20,76	20,75	20,75	20,75	20,78
Umidade ambiente	%	52,97	53,12	52,95	53,32	53,32
Pressão atmosférica	mbar	1023,8	1023,72	1023,8	1023,72	1023,73
Temperatura do chassi	°C	20,7	20,71	20,71	20,72	20,73
Hora de início		0,65139	0,65972	0,66597	16:10	16:18
Hora de conclusão		0,65972	0,66458	0,67222	16:16	16:26
Temperatura ambiente	°C	20,75	20,75	20,75	20,78	20,77
Umidade ambiente	%	53,12	52,95	53,32	53,32	52,97
Pressão atmosférica	mbar	1023,72	1023,8	1023,72	1023,73	1023,72
Temperatura do chassi	°C	20,71	20,71	20,72	20,73	20,73

#### 4.4.1.1.2 Dados Processados

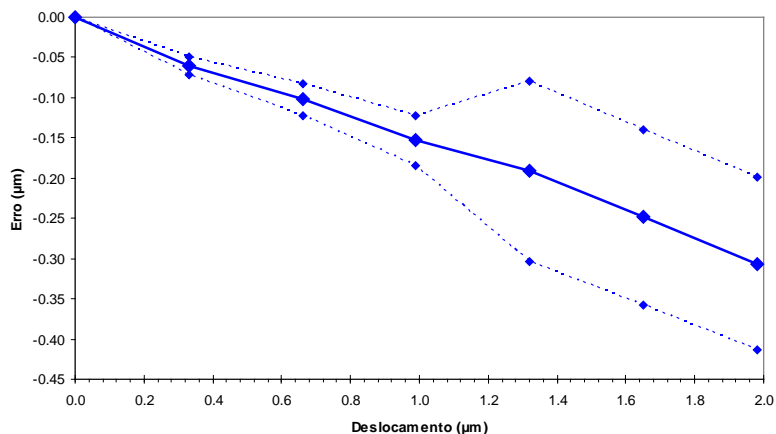
A

Tabela 12 mostra os dados processados da calibração com o laser de 532 nm. Como no caso da calibração com laser de 660 nm percebe-se que há claramente um erro de sensibilidade, inclusive com indicação de ordem de franja maior do que a nominal com 660 nm, ao contrário do que se espera com um comprimento de onda de 532 nm, onde a ordem de franja deveria ser de 532 nm no caso de se usar um espelho cônico.

**Tabela 12: Dados processados de calibração por deslocamentos da ROD com laser de 532 nm**

Cálculo de erro					Comp Linear		
r med $\mu\text{m}$	Re (95%) $\mu\text{m}$	Re <sup>2</sup> $\mu\text{m}^2$	E $\mu\text{m}$	E <sup>2</sup> $\mu\text{m}^2$	r corr $\mu\text{m}$	E corr $\mu\text{m}$	Ecorr <sup>2</sup> $\mu\text{m}^2$
0	0	0					
0,269	0,011	0,0001	-0,061	0,004	0,318	-0,012	0,0002
0,558	0,020	0,0004	-0,102	0,010	0,658	-0,002	0,0000
0,837	0,031	0,0010	-0,153	0,023	0,987	-0,003	0,0000
1,129	0,112	0,0126	-0,191	0,037	1,331	0,011	0,0001
1,401	0,108	0,0118	-0,249	0,062	1,653	0,003	0,0000
1,673	0,107	0,0115	-0,307	0,094	1,973	-0,007	0,0000
0,040	0,112	0,0126	0,040	0,002	0,047	0,047	0,0022
SQE		0,223		0,481			0,050

Erros c/ passo nominal de 1,32  $\mu\text{m}$



**Figura 53: Calibração da ROD quanto a deslocamento com o laser de 532 nm.**

Assim como na calibração com 660 nm procede-se um ajuste linear entre os valores verdadeiros convencionais e os valores medidos, determina-se um fator de ajuste dados pelo coeficiente angular da melhor reta. O resultado mostrado na Tabela 13 mostra a mesma direção

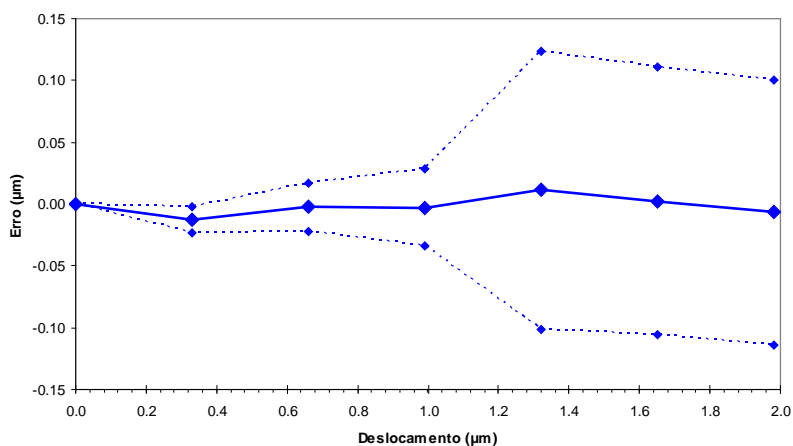
de correção da calibração com o laser original de 660 nm, indicando um passo efetivo de  $1,55 \pm 0,11 \mu\text{m}$  para o passo da grade.

**Tabela 13: Ajuste linear da Ordem de Franja pela calibração**

		Valor	IM (95%)
Ajuste linear		1,179	0,017
Correlação		0,9997	
Ordem de franja	$\mu\text{m}$	0,778	0,053
Passo efetivo	$\mu\text{m}$	1,557	0,107

Na Figura 54 percebe-se que algo ocorreu nos três pontos finais sob o aspecto da repetitividade, mas não houve uma deriva significativa num dado ciclo, o que se percebe é que a dispersão simplesmente aumentou nos pontos finais do ciclo.

Erros c/ passo efetivo de  $1,557 \mu\text{m}$



**Figura 54: Calibração da ROD com laser de 532 nm após a linearização**

#### 4.4.1.1.3 Correção de deriva de zero

Em função também de que o retorno a zero após os ciclos está muito variável, e os ciclos têm poucos pontos em períodos curtos procede-se à mesma compensação de deriva de zero que foi feita na calibração de 660 nm. O cálculo dos dados para compensação de deriva está relacionado na Tabela 14, a compensação é feita ciclo a ciclo e um novo processamento é mostrado na Tabela 15.

**Tabela 14: Cálculo de compensação de deriva de zero**

Compensação de deriva					
Ciclo ascendente	ciclo1	ciclo 2	ciclo 3	ciclo 4	ciclo 5
duração	0:08	0:06	0:09	00:05	00:08
deslocamento $\mu\text{m}$	0,110	0,069	0,076	0,018	0,017
direção	122	143	147	137	147
desl/tempo $\text{nm}/\text{min}$	13,8	11,5	8,4	3,5	2,1

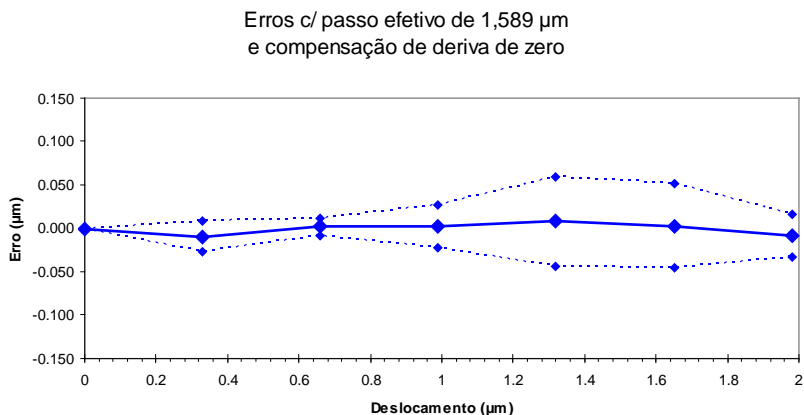
**Tabela 15: Processamento dos dados com deriva compensada**

Cálculo de erro					Comp Linear		
r med	Re (95%)	Re <sup>2</sup>	E	E <sup>2</sup>	r corr	E corr	Ecorr <sup>2</sup>
$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}^2$	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}^2$	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}^2$
0	0	0		0			0
0,266	0,017	0,0003	-0,064	0,004	0,321	-0,009	0,0001
0,550	0,010	0,0001	-0,110	0,012	0,662	0,002	0,0000
0,824	0,024	0,0006	-0,166	0,028	0,992	0,002	0,0000
1,103	0,052	0,0027	-0,217	0,047	1,328	0,008	0,0001
1,373	0,049	0,0024	-0,277	0,077	1,653	0,003	0,0000
1,638	0,025	0,0006	-0,342	0,117	1,972	-0,008	0,0001
0,000	0,000	0,0000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,0000
SQE		0,082		0,533			0,015

Neste caso também a compensação de deriva de zero foi muito efetiva, e os erros reduziram significativamente, com uma repetitividade média 30 nm com o melhor ponto com 10 nm e o pior com 52 nm.

#### 4.4.1.1.4 Comparação de resultados

O resultado deste ensaio é semelhante ao da calibração com o laser original da ROD, ou seja, a ordem de franja está com um desvio de sensibilidade em função de uma grade de difração que não foi fabricada com passo nominal. Na calibração da ROD com laser original de projeto de 660 nm determinou-se um passo efetivo de 1,51 +/- 0,06  $\mu\text{m}$  e na calibração com o laser de 532 nm 1,55 +/- 0,11  $\mu\text{m}$ . Logo como o comportamento foi estatisticamente semelhante para o laser de 660 nm e 532 nm, é possível afirmar que a ROD é invariante ao comprimento de onda do laser.



**Figura 55: Calibração da ROD com laser de 532 nm com correção de deriva**

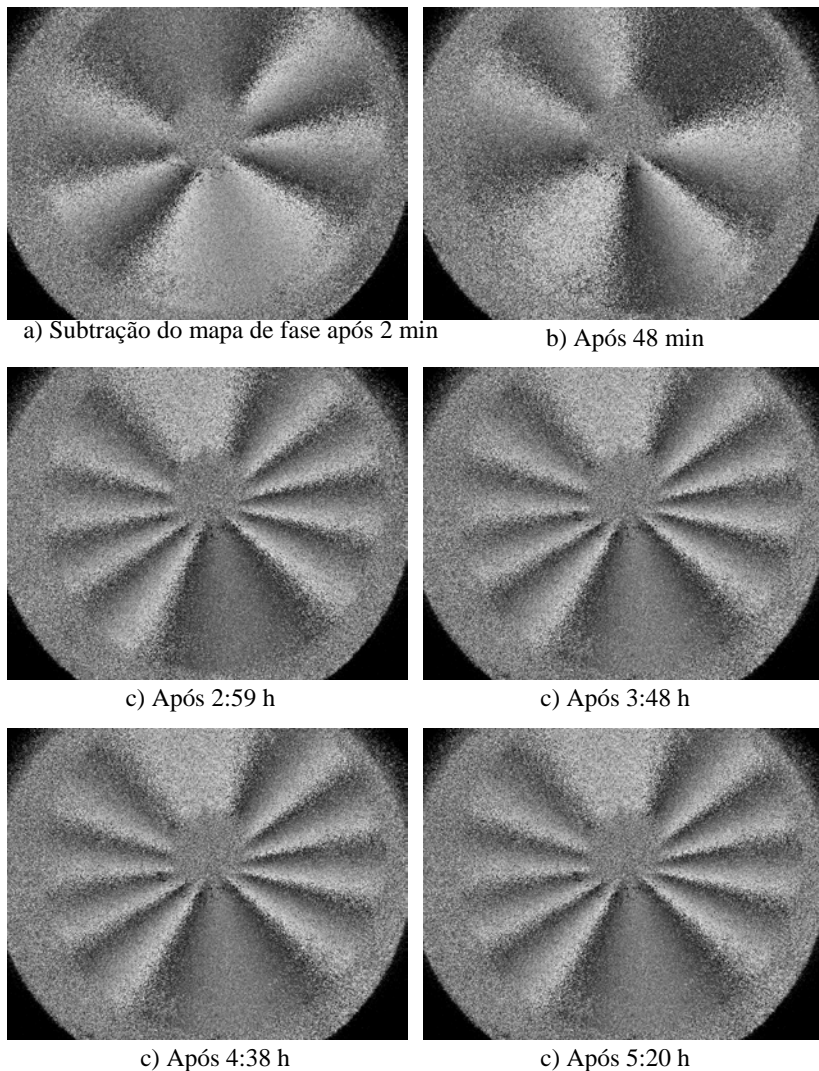
#### 4.4.1.2 Eliminação do salto de modo

A Tabela 16 mostra o resultado de um ensaio com subtração de mapas de fase coletados com o interferômetro na base móvel para o ensaio de calibração, montado conforme o item 4.3.1, com períodos longos, que chegaram a 5:20 h.

**Tabela 16: Medição de deslocamento com correlação de período longo**

Arquivo	Hora	ux	uy	Duração
c1p00	14:51:00	0	0	
c1p01	14:53:00	-0,218	0,92	00:02:00
c2p00	15:39:00	-0,074	0,14	00:48:00
c3p00	17:50:00	0,309	-1,509	02:59:00
c4p00	18:39:00	0,257	-1,546	03:48:00
c5p00	19:29:00	0,06	-1,422	04:38:00
c6p00	20:11:00	-0,058	-1,343	05:20:00

Mesmo com este tempo muito longo não houve perda de correlação e sempre foi possível medir os deslocamentos. As imagens dos mapas de fase subtraídos são mostradas na Figura 56.



**Figura 56: Subtração de mapas de fase com período longo.**

#### 4.5 QUALIDADE DE FORMA DO FURO

Foram feitos 25 furos com o cabeçote de furação da ROD. Os primeiros 20 furos foram feitos com profundidades escalonadas de 0,4 mm até 1,6 mm e serviram apenas para verificar os erros de

profundidade. Os últimos cinco furos tinham a profundidade final de 2,0 mm e foram usados para a calibração de medição de profundidade, de medição de diâmetro e medição de cilindridade.

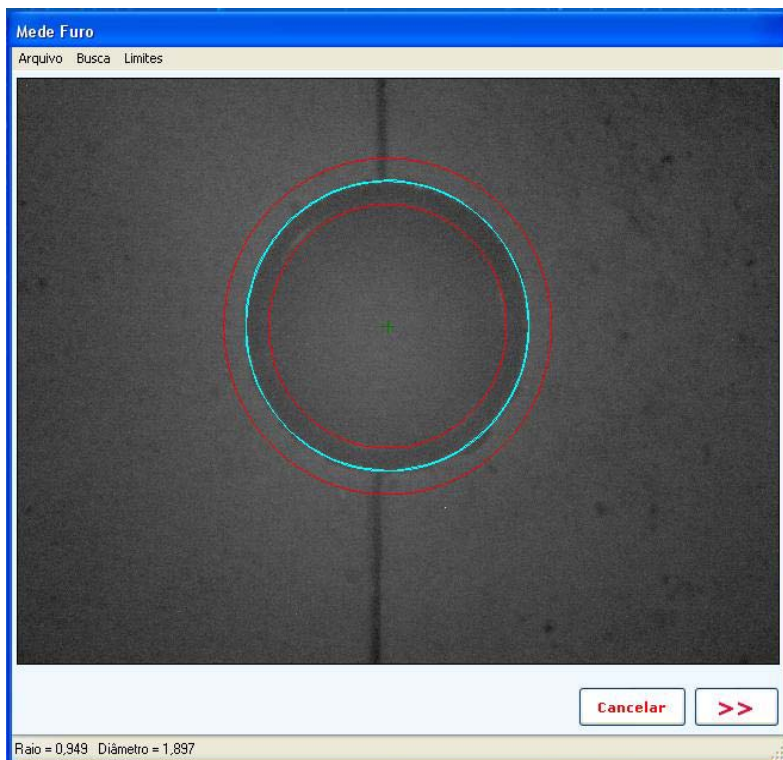
#### 4.5.1 Resultados de diâmetro e cilindridade

A Tabela 17 mostra a medição de diâmetro com o sistema óptico da ROD e a calibração de diâmetro e cilindridade na Máquina de Medir por Coordenadas (MMC). O valor do diâmetro teve erro máximo de 20  $\mu\text{m}$  em apenas um furo, o que pode ser considerado um valor atípico, pois nos outros o erro máximo foi de apenas 8  $\mu\text{m}$ . Este erro médio pode ser compensado no software da ROD como uma constante de calibração de  $-5 \mu\text{m} \pm 10 \mu\text{m}$ . A cilindridade medida variou de 8  $\mu\text{m}$  até 29  $\mu\text{m}$ , neste caso 8  $\mu\text{m}$  pode ser considerado atípico também e a cilindridade média é de  $25 \mu\text{m} \pm 11 \mu\text{m}$ . A cilindridade é uma medida de diferença entre o cilindro de maior diâmetro que passa pelo ponto mais externo medido e o cilindro de mesmo eixo que passa pelo ponto mais interno, portanto engloba todas as incertezas do cilindro do furo. Se for corrigido o erro sistemático da medição de diâmetro do furo pelo sistema óptico da ROD, pode-se dizer que o furo medido tem uma incerteza de 25  $\mu\text{m}$  em diâmetro. A Figura 57 mostra a tela de medição de diâmetro do furo executado com a ROD.

**Tabela 17: Medições de furos comparando a medição da ROD com a medição por coordenadas**

Furo n°	VM ROD mm	VM MMC mm	Cilindridade mm	Erro Mm
21,000	1,918	1,913	0,027	-0,005
22,000	1,882	1,881	0,022	-0,001
23,000	1,930	1,910	0,022	-0,020
24,000	1,897	1,889	0,008	-0,008
25,000	1,935	1,929	0,029	-0,006





**Figura 57: Tela de medição do diâmetro do Furo da ROD.**

#### **4.5.2 Medição de profundidade**

Para calibração da medição do furo foram executados cinco furos em profundidade de 0,4 mm, 0,8 mm, 1,2 mm, 1,6 mm e 2,0 mm. A profundidade foi comandada no cabeçote de furação, que tem um sensor de zero por condução elétrica da fresa com a peça, que zera seu sistema de medição por passo do motor de passo, que divide uma volta em 1600 micro-passos, que aciona um fuso de 0,5 mm de passo.

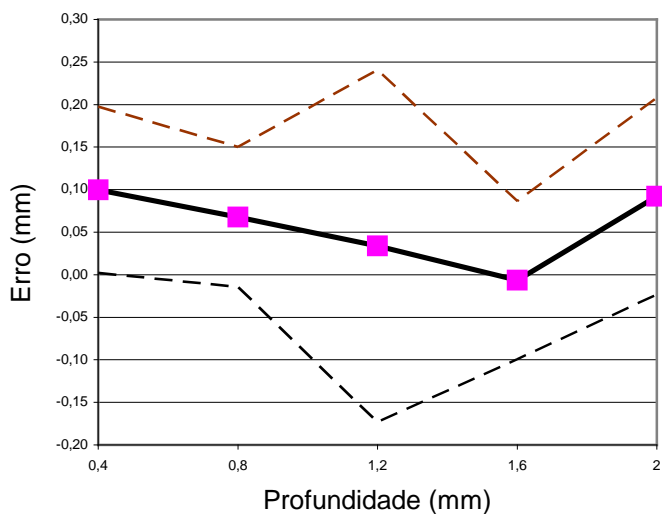
A profundidade dos furos executados foi calibrada em máquina de medir por coordenadas, e os resultados das calibrações se encontram na

Tabela 18.

**Tabela 18: Medições de profundidade dos furos feitos para ROD em medição por coordenadas**

Profundidade	Furos					Média	Re	E
furo 0,4	1 0,474	2 0,500	3 0,560	4 0,476	5 0,490	0,50	0,10	0,10
furo 0,8	6 0,839	7 0,884	8 0,900	9 0,882	10 0,833	0,87	0,08	0,07
furo 1,2	11 1,297	12 1,151	13 1,319	14 1,170	15 1,230	1,23	0,21	0,03
furo 1,6	16 1,622	17 1,601	18 1,586	19 1,540	20 1,620	1,59	0,09	-0,01
furo 2,0	21 2,133	22 2,120	23 2,113	24 2,055	25 2,041	2,09	0,12	0,09

O gráfico de erro se encontra na Figura 58;



**Figura 58: Gráfico de erros na execução da profundidade do furo**

## 5 ANÁLISE DE INCERTEZAS E SUGESTÕES DE MELHORIAS

### 5.1 ANÁLISE DE INCERTEZA DE MEDIÇÃO

Com base na calibração da roseta, compensando todos os fatores pela calibração, restando apenas a repetitividade e erros de linearidade, são refeitos os cálculos de incerteza do ROD conforme a metodologia de cálculo do Apêndice F, e com os seguintes valores extraídos dos testes:

- Ordem de Franja máxima .....: 3
  - Deslocamento devido à OF máxima.....: 1,98  $\mu\text{m}$
  - Pior repetitividade direção  $270^\circ$  .....: 22 nm
  - Erro máximo (E + Re) direção  $270^\circ$ <sup>2</sup> .....: 37 nm
  - Diâmetro médio dos furos .....: 1,9 mm
  - Erro máximo no diâmetro do furo (E + Cilindricidade) : 26  $\mu\text{m}$
- Dos dados do material levantam-se os seguintes fatores:
- Módulo de elasticidade .....: 207 GPa
  - Incerteza no módulo de elasticidade.....: 3 GPa
  - Coeficiente de Poisson .....: 0,285
  - Incerteza no coeficiente de Poisson .....: 0,015

#### 5.1.1 Incerteza na medição de deformação

##### 5.1.1.1 Para um ponto de medição no campo óptico da ROD:

- Incerteza na medição de deformação em um ponto do campo .....: 7,4  $\mu\text{m/m}$
- Parcela devida à repetibilidade na medição do deslocamento .....: 7,3  $\mu\text{m/m}$
- Parcela devida à resolução da medição de raio no CCD : 1,3  $\mu\text{m/m}$

---

<sup>2</sup> Foi escolhida a direção de medição de  $270^\circ$  para extrair o erro máximo de deslocamento porque foi uma medição de período pequeno e, portanto menos afetada pela deriva de zero e outras instabilidades da bancada que somam erros próprios da ROD.

5.1.1.2 Para a média dos pontos no campo óptico da ROD numa dada direção:

- Incerteza da média das deformações do campo .....: 52 nm/m

## 5.1.2 Incerteza na medição de tensões residuais

### 5.1.2.1 Pelo método do extensômetro virtual

Neste método apenas três pontos de medição de deformação, com direções  $0^\circ$ ,  $90^\circ$  e  $135^\circ$  são considerados, e a ROD mede as deformações médias sob a área de extensômetros virtualmente delimitado no campo óptico da ROD.

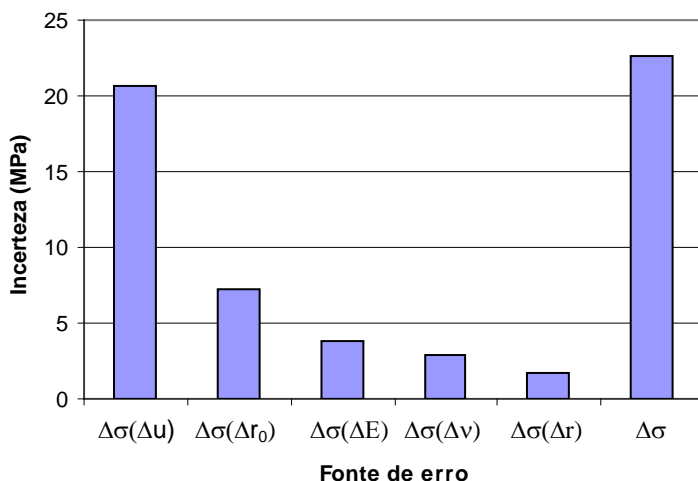
Considerando a tensão aplicada a dutos de gás natural, que é de 70% da tensão de escoamento do material, um aço API 70. Nestas condições as tensões esperadas são:

- $\sigma_1$  .....: 338 MPa
- $\sigma_2$  .....: 169 MPa
- Tensão equivalente de Von Misses .....: 293 MPa
- Incerteza na medição das tensões .....: 23 MPa

A incerteza da medição de tensão neste caso será de 8% em relação ao critério de falha do material (Von Misses) [2], ou de 5% em relação a tensão de escoamento do material. A Tabela 19 mostra as contribuições das fontes de erros que foram somadas quadraticamente. Na Figura 59 é mostrada uma análise de Pareto. Se comparada com a previsão de incertezas da etapa de projeto para este processamento, mostrado na Figura 33, confirma-se que a ordem de importância dos erros é a prevista, porém os valores das incertezas na medição dos deslocamentos, na medição do raio do furo e na medição dos raios de amostragem ficaram melhor do que esperado.

**Tabela 19: Contribuições das fontes de erros, no método do extensômetro virtual**

$\Delta\sigma(\Delta u)$	21	MPa	Parcela de erro em função da medição do deslocamento
$\Delta\sigma(\Delta r_0)$	7,3	MPa	Parcela de erro em função da medição do raio e qualidade do furo
$\Delta\sigma(\Delta E)$	3,9	MPa	Parcela de erro em função da incerteza na constante do módulo de elasticidade do material
$\Delta\sigma(\Delta \nu)$	2,9	MPa	Parcela de erro em função da incerteza no coeficiente de Poisson do material
$\Delta\sigma(\Delta r)$	1,7	MPa	Parcela de erro em função da medição do raio dos pontos do granulado óptico
$\Delta\sigma$	23	MPa	Erro na medição de tensões



**Figura 59: Análise de Pareto das fontes de erros, no método do extensômetro virtual**

### 5.1.2.2 Pelo método da ROD

Mo método da ROD todos os pontos ativos no campo óptico da ROD são considerados para integrar uma medida média das tensões que atuam na região.

- Incerteza na medição das tensões ..... : 9 MPa

A incerteza da medição de tensão neste caso será de 3% em relação ao critério de falha do material (Von Misses), ou de 2% em

relação à tensão de escoamento do material. A Tabela 20 mostra a contribuição das fontes de erro, e na Figura 60 é mostrada uma análise de Pareto. Se for comparado com a análise da previsão de projeto mostrada na Figura 34, verifica-se que a incerteza da medição do raio, e o erro de forma do furo, quando somados, permanecem com as principais fontes de incerteza da técnica de medição de tensões residuais pelo método do furo. A incerteza na medida do raio do furo é a mesma da análise anterior porque o método de medição da ROD sempre amostra todos os pontos da borda do furo. No entanto, esta fonte de erro aproximou-se nas fontes de erros das variáveis escalares do material, sobre as quais pouco pode ser feito para minimizá-las.

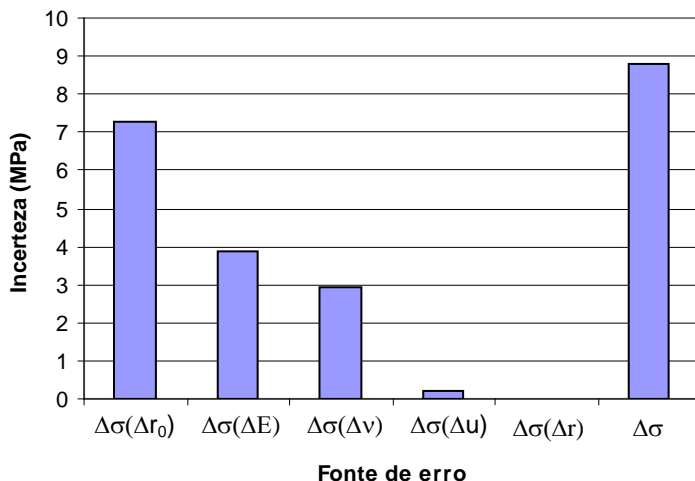
**Tabela 20: Contribuições das fontes de erros, no método da ROD.**

$\Delta\sigma(\Delta r_0)$	7,3	MPa	Parcela de erro em função da medição do raio e qualidade do furo
$\Delta\sigma(\Delta E)$	3,9	MPa	Parcela de erro em função da incerteza na constante do módulo de elasticidade do material
$\Delta\sigma(\Delta \nu)$	2,9	MPa	Parcela de erro em função da incerteza no coeficiente de Poisson do material
$\Delta\sigma(\Delta u)$	0,20	MPa	Parcela de erro em função da medição do deslocamento
$\Delta\sigma(\Delta r)$	0,017	MPa	Parcela de erro em função da medição do raio dos pontos do granulado óptico
$\Delta\sigma$	8,8	MPa	Erro na medição de tensões

## 5.2 SUGESTÕES DE MELHORIAS

### 5.2.1 Para a calibração de deslocamentos.

Uma parte dos erros medidos da ROD são devidos a própria bancada de calibração, que sofreu derivas de zero devido a influências ambientais, evidenciadas pelo longo tempo dos ciclos de medição. Para análise da incerteza foi escolhido um subconjunto dos dados onde a medição foi feita rapidamente, com pouca influência da instabilidade do berço de calibração.



**Figura 60: Análise de Pareto das fontes de erros, no método da ROD.**

A sensibilidade de posicionamento da base elástica mostrou-se boa para o processo de calibração, porém, o local onde foram fixados os espelhos estava dentro do circuito de força das guias elásticas, e os suportes transformavam pequenas deflexões angulares da superfície da base em deslocamento sensíveis no plano do espelho alvo dos LASERS interferométricos. Isto invalidou os ensaios 2D que serviriam para a calibração do ângulo das tensões principais. Foi aproveitado apenas o ensaio paralelo com a direção independente da guia elástica.

Assim, para se conhecer a real incerteza de medição da ROD três melhorias básicas precisariam ser aplicadas na bancada de calibração:

### 5.2.1.1 Novo suporte de espelhos

O novo suporte de espelhos deverá ser fixado diretamente no chassi do acoplamento isostático, conforme mostrado na Figura 61, de maneira que nenhum tipo de esforço seja aplicado ao suporte, fazendo com que os espelhos, seus suportes, o chassi com acoplamento isostático e a ROD, estejam submetidos ao mesmo deslocamento de corpo rígido.

Outra importante alteração é que os espelhos deverão ter seu centro na mesma altura do plano de medição da ROD e ficar alinhados com o centro óptico. Desta maneira se respeita o princípio de ABBE [46], que torna a medida da posição dos espelhos invariante para rolamentos e arfagens da base elástica, conforme mostrado na Figura 61.



### 5.2.1.2 Calibração 100% automatizada

A base elástica é servo-acionada nas duas direções por dispositivos geradores de deslocamentos piezelétricos. Sua avaliação mostrou que o sistema de guias elásticas não tem folgas, mas a atuação típica dos dispositivos piezelétricos apresenta histerese, não sendo confiáveis para uso em malha aberta.

O laser interferométrico que foi usado como escala é normalmente conectado ao computador e tem uma taxa de amostragem de 40 Hz [45], além de fazer todas as compensações ambientais necessárias.

Acrescentando-se uma placa conversora de sinais digitais para tensão elétrica analógica, é possível comandar o servo amplificador dos dispositivos piezos-elétricos do mesmo computador que faz a leitura das escalas laser. Assim, é possível implementar um algoritmo de compensação para controlar em malha fechada a base elástica, controlando e registrando as posições por computador.

Este sistema de controle compensaria a histerese dos dispositivos piezelétricos, tornaria o sistema de guias elásticas 2D praticamente imune ao guinamento, e ainda compensaria a não-linearidade causada pela forma variável das guias elásticas.

O computador da ROD pode ser conectado em rede com o computador de calibração que controla a mesa elástica, de maneira a sincronizar as medições da ROD.

Como os dispositivos piezelétricos têm resposta muito rápida, e a coleta e o processamento das imagens de fase também são rápidos, gastar-se-ia menos de 15 segundo para posicionar um ponto e adquirir as cinco imagens defasadas e calcular um mapa de fase. Um ciclo de calibração 2D com 32 pontos fora do zero, mais o retorno ao zero para verificar a estabilidade levaria 8,5 min, e uma calibração com 7 ciclos estaria completa em uma hora.

### 5.2.1.3 Calibração em ambiente mais controlado

Nos laboratórios de metrologia da Fundação CERTI há um ambiente mais controlado e restrito, onde são feitas as calibrações de blocos padrão. Este ambiente é uma capela com pressão positiva onde apenas os braços do operador entram para acionar a coluna de medição do comparador de blocos padrão. Assim, nessas condições, não há fontes térmicas variáveis, nem portas que alteram a pressão atmosférica. E assim, o ambiente com as condições ambientais melhor controladas disponível para a calibração. Embora a ROD seja relativamente robusta

quanto à vibrações, seria desejável acrescentar um dispositivo para realizar o isolamento de vibrações. A mesa do comparador de bloco padrão poderia ser substituída por uma mesa isolada. Alternativamente, poder-se-ia programar a calibração para ocorrer entre 1 h e 2 h da madrugada, quando não há circulação de pessoas no prédio da CERTI nem tráfego de veículo na vizinhança do prédio. Um monitoramento de vibrações serviria para evitar a coleta de algum ponto de medição quando ocorresse alguma vibração eventual, retornando o sistema à calibração assim que a calma fosse obtida. Este procedimento já foi usado com sucesso na calibração do dispositivo piezelétrico que faz o deslocamento de fase da Estação Holográfica [9].

Assim, com a configuração mostrada na Figura 61, seria possível atingir uma incerteza de medição pelo menos cinco vezes melhor que o esperado para a ROD, com um berço de calibração construído com materiais normais, sensíveis a temperatura, e um sistema de controle ambiental básico para sala de metrologia.

### **5.2.2 Para a melhoria da relação sinal/ruído da subtração do mapa de fase**

As imagens da Figura 56 mostram que as imagens resultantes da subtração do mapa de fase são claramente ruidosas. Isto deve-se à própria natureza do interferômetro de granulado óptico, pois este depende da característica complexa e aleatória da rugosidade superficial dos corpos onde incide o campo óptico ativo do interferômetro. Assim, existem pontos pouco modulantes com o deslocamento da superfície, e outros pontos onde somente uma direção de iluminação incide e a outra fica na sombra da topografia da superfície, é claro que os pontos do granulado são crescidos por filtragem espacial, mas determinados grãos têm mais amplitude de modulação que outros [9], e quando a modulação é muito pequena em relação à resolução de intensidade da câmera a medida fica mais incerta, e muitos pontos no meio da escala de cinza da subtração dos mapas de fase simplesmente não trazem boas informações do deslocamento. Uma possibilidade de melhorar a qualidade dos mapas de fase seria aplicar uma filtragem ponderada pela amplitude de modulação de cada pixel, que pode ser facilmente calculada pelas mesmas imagens usadas para a mediação de fase [9].

Melhorando a relação sinal/ruído nos mapas de fase, melhora-se também a localização do centro óptico do sistema, que afeta a medição de deslocamentos e afeta muito mais a medição da deformação pelo método dos harmônicos. Pelo algoritmo implementado na ROD, a

localização do centro óptico variava vários pixels da câmera, de um mapa de fase utilizado para outro.

### **5.2.3 Para a medição de tensões residuais**

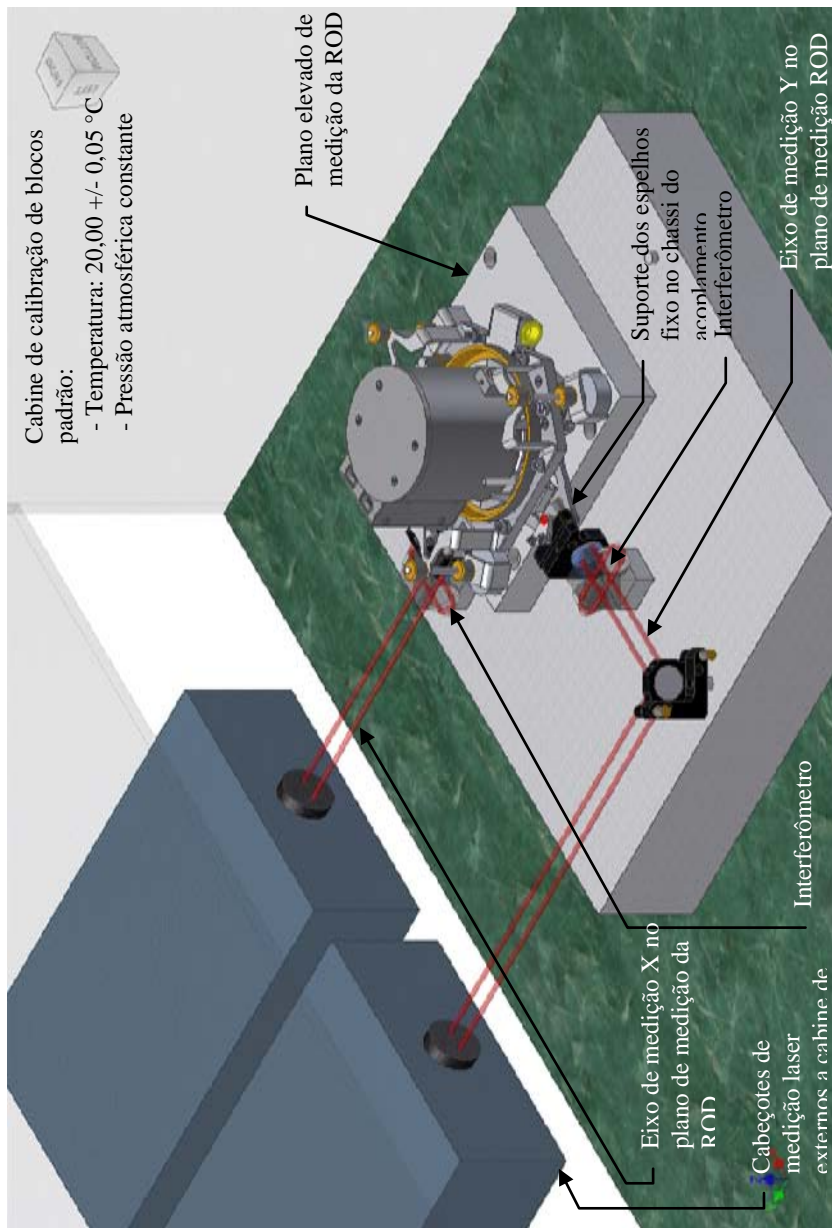
A principal fonte de erros no método do furo cego é justamente executar um furo cego com erros de forma dentro de tolerâncias apertadas. Com todas as melhorias de projeto feitas no módulo de furação, com uma fresa nominal de 1,6 mm de diâmetro foi possível fazer um furo de 1,9 mm, com valor nominal medido com erro máximo de 4  $\mu\text{m}$  e erro de cilindricidade de até 22  $\mu\text{m}$ , o que equivale a um furo com intervalo de tolerância (IT) classe 9. A pior combinação de incertezas deu ao furo uma incerteza de  $\pm 13 \mu\text{m}$ . Este foi o limite possível de um processo de furação executado com uma fresa tipo rabo de andorinha.

Para se conseguir uma qualidade de furação classe IT7 o processo de execução do furo deve mudar de furação para fresamento orbital. Assim, a qualidade do furo passa a depender da guia orbital e não mais da rigidez da haste da fresa, que nesta rotação rodopia para todos os lados de maneira instável.

Outro problema é a medição de profundidade, cuja incerteza ainda é muito elevada, e pode ter duas causas distintas:

A primeira é um problema na eletrônica de controle, que gera pulsos para acionar o motor de passos. Esta eletrônica usa micro-passos, que podem levar à incerteza na divisão do passo em função do fato que o atrito do fuso não é constante. O micro-passo é uma posição intermediária obtida através de níveis analógicos diferentes de acionamento de bobinas vizinhas, logo a divisão do passo é suscetível ao torque entre um sub passo e outro, porque o controle é realizado em malha aberta. Pode haver também um problema na eletrônica geradora de pulsos ou ainda um problema no software do PIC que controla o avanço da furadeira.

A segunda causa, mais provável, está relacionada com o sensor de toque da fresa na peça, que é feita por continuidade elétrica entre a furadeira e a peça. A camada de tinta depositada sobre a superfície a medir para melhorar o contraste nas medições isola eletricamente a peça. Durante a furação esta tinta precisa ser raspada pela fresa até o contato elétrico se estabelecer. Pode acontecer da fresa sem ter a força de corte necessária oscilar axialmente e promover o contato elétrico antes de efetivamente remover o material.



**Figura 61: Bancada de calibração da ROD aperfeiçoada.**

A eletrônica de controle precisa de um diagnóstico mais detalhado para reduzir esta instabilidade. Caso o problema persista, e o contato elétrico continue instável, pode ser monitorada a velocidade da turbina, e quando esta cair da rotação em vazio para a de corte, zerar o medidor de profundidade. Este monitoramento pode ser feito sem contato pela análise de espectro do ruído da turbina da furadeira, que está linearmente relacionado com a velocidade angular. Este método foi testado em fases preliminares do desenvolvimento deste trabalho, mas foi abandonado porque a placa de aquisição de dados disponível não tinha taxa de amostragem suficientemente elevada para caracterizar o espectro de frequência da turbina na velocidade em vazio.

O erro de profundidade não é uma fonte de erros grave porque o método de Kirch considera apenas furos passantes. Quando se analisa apenas a profundidade final do furo, um erro na profundidade não afeta o resultado [25]. Porém, para os métodos que visam analisar o gradiente de tensões com a profundidade, os erros observados na medição desta afetam muito significativamente os resultados, especialmente nas etapas iniciais do processo, com furo ainda muito raso.

## 6 CONCLUSÕES

### 6.1 AVALIAÇÃO GERAL DO TRABALHO

Neste trabalho foram aplicados conhecimentos multidisciplinares de Engenharia Mecânica. Da área de metrologia, foram aplicados conceitos de análise experimental de tensões, métodos ópticos de medição, tecnologia de calibração de instrumentos de medição e propagação de erros e incertezas. Da área de projeto: metodologia de projeto, elasticidade, mecânica de precisão e servoacionamentos. Da área de fabricação: Ferramentas de corte, usinagem de alta velocidade, processo de furação e fresamento.

Da engenharia óptica foram aplicados conhecimentos para combinar elementos ópticos refrativos, elementos ópticos difrativos e reflexivos, para projetar dois sistemas completos: (a) um de iluminação com interferência e (b) um sistema de observação, com resolução ajustada para um CCD de 1 Mpixels, com filtragem espacial adequada à frequência espacial do granulado óptico para ser corretamente amostrado pelo CCD.

A principal contribuição, que assegurou o ineditismo deste trabalho de doutorado, foi a substituição do espelho cônico pelo elemento óptico difrativo para a geração de iluminação cônica, responsável pelo interferômetro de sensibilidade radial.

Esta substituição trouxe os seguintes benefícios para o sistema de medição:

(a) Invariância da ROD ao comprimento de onda do laser. Este efeito tem um impacto benéfico expressivo sobre o desempenho do sistema e decorre de uma combinação benéfica de efeitos em função da sensibilidade dos elementos ópticos difrativos ao comprimento de onda que se compensa na interferometria por uma variação no sentido oposto do vetor sensibilidade. Assim, a sensibilidade do interferômetro é função apenas do passo da grade do elemento óptico difrativo, e não mais do comprimento de onda do laser.

(b) Menor diferença de caminho óptico entre os braços concêntricos do interferômetro. Na configuração com o espelho cônico esta diferença chegava a quase 10 mm. Com a configuração do DOE esta diferença é de apenas poucos micrometros (menor que 5  $\mu\text{m}$ ). Esta propriedade permite que, do ponto de vista da coerência temporal, teoricamente, até um diodo monocromático possa ser empregado como fonte de luz, e só não é empregado, porque é menos eficiente que os

laser diodo em função da complexidade da óptica condensadora e devido à potência luminosa necessária.

Com estes dois benefícios a ROD se torna imune às instabilidades típicas dos lasers diodos: variação do comprimento de onda com a temperatura e com a corrente elétrica; baixo comprimento de coerência temporal quando opera com múltiplos modos, baixa estabilidade de modo quando opera com modo simples.

Desta maneira a escala de medição da ROD é o passo da grade do elemento óptico difrativo, que é um padrão corporificado em material com coeficiente de expansão térmica praticamente nulo ( $0,5 \mu\text{m}/(\text{m}^*\text{K})$ ).

A calibração do sistema em função da resposta à medição de deslocamentos, mostrou que o elemento óptico difrativo disponível apresenta um erro de passo de 15% em relação às especificações de projeto. O trabalho desenvolve também um método de calibração viável, usando recursos disponíveis no Labmetro e CERTI, que permite que seja emitido um certificado de calibração rastreável à RBC (Rede Brasileira de Calibração).

A invariância foi comprovada experimentalmente, assim com a estabilidade da ROD em longos períodos de medição, mostrado que foi obtida estabilidade mesmo com um laser diodo comum, de baixo custo.

O trabalho também desenvolveu uma furadeira compacta, capaz de fazer furos com erro de forma conhecida e estável. Os furos feitos com este novo sistema foram medidos em máquina de medir por coordenadas e podem ser enquadrados na classe de precisão IT9.

O Estado da Arte que antecedia este trabalho, era a Roseta Óptica com espelho cônico. Este sistema já estava operacional antes do início da tese, mas sofria de diversos problemas de estabilidade, oriundas principalmente da instabilidade do comprimento de onda do laser, que tornavam muito crítica sua aplicação fora do ambiente de laboratório e exigia operadores altamente qualificados. O método do furo cego com extensômetros de resistência elétrica era, e continua a ser, o único método estabelecido na indústria e normalizado capaz de medir tensões residuais que agem além das primeiras camadas atômicas da superfície.

A ROD atual estabelece o novo estado da arte na medição óptica de campos de deslocamentos, deformações e tensões impostas e residuais, porque:

- Tem um nível de incerteza de medição melhor;
- Tem menor custo de operação, pois não há consumíveis caros como os extensômetros de resistência elétrica;

- Tem menor custo de fabricação, porque o DOE pode ser replicado e tem assim custos muito inferiores aos do espelho cônico. O sistema de aquisição de imagens e a eletrônica de controle da ROD tem um custo inferior à eletrônica de precisão empregada para a medição do ER;
- Reduz o tempo de medição de duas horas por ponto de medição para 30 minutos;
- É possível calibrar a ROD com padrões rastreáveis nas diversas redes de calibração ao redor do mundo.

Certamente são possíveis melhorias no sistema atual, que permitiria alcançar incertezas de medição ainda melhores. Este sistema permitirá a evolução técnica e acadêmica com a possibilidade de que novas técnicas de medição venham ser desenvolvidas num futuro próximo.

Atualmente a ROD está em processo de patenteamento e já se encontra em operação comercial na prestação de serviços de medição de tensões residuais para o setor dutoviário.

## 6.2 SUGESTÕES DE NOVOS TRABALHOS

Conforme as sugestões de melhorias apresentadas, novas frentes de trabalho para outras teses e dissertações são apontadas:

- Novo método de processamento dos mapas de fase com filtro passa-baixas que pondere os valores de fase do granulado óptico conforme a amplitude de modulação de cada grão.
- Um sistema de calibração com incerteza de posicionamento de no máximo 3 nm. Isto poderia ser alcançado seguindo-se as recomendações apresentadas neste trabalho.
- Uma micro fresadora orbital pode ser desenvolvida procurando fazer furos com qualidade IT7 ou até mesmo IT6, sem introduzir tensões residuais.

Além das melhorias na ROD, outras frentes de trabalho podem ser fomentadas usando os recursos de medição da ROD:

- Método para medir "in loco" o módulo de elasticidade e o coeficiente de Poisson: com algum método que aplique indentação controlada na superfície e use a elevada sensibilidade da ROD para medir as deformações decorrentes.
- Método para medir tensões que ultrapassem o limite de 50% da tensão de escoamento estabelecido pela norma ASTM E 837 [25]. Este limite é devido ao concentrador de tensão do furo que pode



levar a regiões plastificadas. Como a ROD mede muitos pontos ao redor do furo, regiões com elevadas taxas de deformações da plastificação podem ser separadas das regiões com deformações moderadas ainda no regime elástico. Com um modelo matemático elasto/plástico pode ser desenvolvido e até a tensão de escoamento poderá ser determinada.

- Método para medir tensões residuais por indentação, dando prosseguimento ao trabalho de Sutério, 2005 [15].

### 6.3 TRABALHOS PUBLICADOS

Ao longo do desenvolvimento desta tese de doutorado, foram publicados os seguintes trabalhos:

#### 6.3.1 Artigos completos publicados em periódicos

Viotti, Matías R. ; Kapp, Walter ; Albertazzi G., Jr., Armando ;. Achromatic digital speckle pattern interferometer with constant radial in-plane sensitivity by using a diffractive optical element. *Applied Optics*, v. 48, p. 2275, 2009.

VIOTTI, M ; ALBERTAZZI JR, A. ; KAPP, W . Experimental comparison between a portable DSPI device with diffractive optical element and a hole drilling strain gage combined system. *Optics and Lasers in Engineering*, v. 46, p. 835-841, 2008.

#### 6.3.2 Trabalhos completos publicados em anais de congressos:

ALBERTAZZI JR, A. ; VIOTTI, Matías R ; KAPP, Walter Antônio . Radial in-plane achromatic digital speckle pattern interferometer using an axis-symmetrical diffractive optical element. In: *FRINGE 2009 - The 6th International Workshop on Advanced Optical Metrology*, 2009, Nürtingen, Alemanha. *FRINGE 2009 - The 6th International Workshop on Advanced Optical Metrology*, 2009. v. 1. p. 622-627.

ALBERTAZZI JR, A. ; VIOTTI, Matías R ; KAPP, Walter Antônio . Application of a radial in-plane ESPI interferometer using a diffractive optical for element for residual stress measurement. In: *International conference on full-field measurement techniques and their applications in experimental solid mechanics*, 2008, Loughborough/Reino Unido. *PHOTOMECHANICS 2008*, 2008. p. 1-2.

ALBERTAZZI JR, A. ; VIOTTI, Matías R ; KAPP, Walter Antônio . A radial in-plane DSPI interferometer using diffractive optics for residual stresses measurement. In: 9th International Symposium on Laser Metrology 2008, 2008, Cingapura. 9th International Symposium on Laser Metrology 2008, 2008. p. 1-10

FREITAS, J. C. ; FILIPPIN, C. G. ; HORBATIUK, B. ; KAPP, Walter Antônio ; ALBERTAZZI JR, A. . Ensaio de tensões mecânicas segundo ASTM 837 em dutos no campo e interpretação dos carregamentos impostos pela interação duto-solo. In: RIO PIPELINE CONFERENCE 2005, 2005, Rio de Janeiro. RIO PIPELINE CONFERENCE 2005, 2005

### **6.3.3 Patentes de Invenção**

ALBERTAZZI JR, Armando. ;VIOTTI, Matías R. ; KAPP, Walter A.. ELEMENTO ÓPTICO DIFRATIVO AXISIMÉTRICO, INTERFERÔMETRO COMPREENDENDO O MESMO E MÉTODO DE MEDIÇÃO DA COMPONENTE RADIAL DE CAMPOS DE DESLOCAMENTOS EM SUPERFÍCIES. PI0803794-9 A2. 2008.

## Referências

- [1] DOEBLIN, E. O. **“Measurement Systems – Application and design”** Department of Mechanical Engineering – The Ohio State University. McGraw-Hill, Inc, International edition, 1990 – ISBN 0-07-10697-4.
- [2] POPOV, E. P. **“Introdução a Mecânica dos Sólidos”**; Prentice-Hall, Inc – EUA – 1968; Tradução de. **“Introduction to Mechanics of Solids”** por AMORELLI, M. O. C, com revisão BLASS A - São Paulo: Edgar Blücher, 1978.
- [3] GÅSVIK, K.J. **“Optical Metrology”** 2ª Edição, Noruega, 1995 - ISBN 0-471-95474-8.
- [4] ALBERTAZZI Jr, A **“Automatização da Medição de Deslocamentos pela Holografia Interferométrica”** Dissertação de Mestrado - CPGEM/UFSC 1984
- [5] ALBERTAZZI Jr, A **“Medição de Microdeslocamentos Tridimensionais e Deformação pela Holografia Interferométrica Autocalibrada”** Tese de Doutorado, Engenharia Mecânica - UFSC - abril 1989.
- [6] GONÇALVES A. A., KAPP, W.A., MANZOLLI, A. **“Um Sistema Prático para Aplicação da Holografia Eletrônica na Análise Experimental de Tensões”** Anais COBEM, 1991
- [7] COUTINHO, G. S. **“Técnicas Híbridas para Análise de Tensões Combinando Elementos Finitos e Holografia Eletrônica - Uma Contribuição”** Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica - UFSC, 1993.
- [8] ULIANA, P.B. **“Tratamento de Imagens Geradas por Holografia Eletrônica”** Dissertação de Mestrado - PPGEE/UFSC, 1994
- [9] KAPP, W. A. **“Otimização do Desempenho Metrológico do Sistema de Medição Estação Holográfica”** Dissertação de Mestrado - CPGEM/UFSC 1997.

- [10] RODACOSKI, M. R. “**Medição de Tensões Residuais com Holografia Eletrônica**” Tese de Doutorado - CPGEM/UFSC 1997.
- [11] BOETTGER, J. “**Desenvolvimento de um Sistema Portátil para Medições de Tensões Residuais em Campo Utilizando a Holografia Eletrônica e o Método do Furo**” Dissertação de Mestrado - CPGEM/UFSC 1998.
- [12] RONSANI, M. B. “**Otimização de um Medidor Portátil de Tensões Residuais**”. Dissertação de Mestrado - CPGEM/UFSC 2000.
- [13] WILLEMANN D. P. “**Desenvolvimento de uma Roseta Óptica para Medição de Tensões e Deformações Utilizando Holografia Eletrônica**”. Dissertação de Mestrado - PósMCI/UFSC 2002.
- [14] VEIGA, C. L. N. “**Aplicação do Interferômetro Radial Plano na Medição de Translação, Deformações e Tensões Mecânicas**”. Tese de Doutorado - CPGEM/UFSC 2003.
- [15] SUTERIO, R. “**Medição de Tensões Residuais por Indentação Associada à Holografia Eletrônica**”. Tese de Doutorado - CPGEM/UFSC 2005.
- [16] TIMOSHENKO, S. P, GOODIER, J. N. “**Teoria da Elasticidade**” United Engineering Trustees – EUA – 1934; Tradução de “**Theory of Elasticity**” por VILLAÇA, S. F, SORIANO, H. L, SOUZA, H. S. Editora Guanabara Dois S. A. – RJ – 1980.
- [17] SHIGLEY J. E. “**Mechanical Engineering Design – First Metric Edition**” The University of Michigan. McGraw-Hill, Inc, 1986 ISBN 0-07-100292-8.
- [18] WYKES, C., JONES, R. “**Holographic and Speckle Interferometry**” Cambridge University Press, 1989.
- [19] VEST, C. M. “**Holographic Interferometry**” Jonh Wiley and Sons, 1979.

- [20] CHIANG, P., BEATTY, A. A. "**Subjective LASER Speckle Method and its Application on Solid Mechanics Problems**" Optical Engineering vol 21 (3) pag 379 - 1982
- [21] SCIAMMARELA, C. A., BHAT, G., LONGINOW, N., ZHAO, M. "**High Accuracy Micromechanics Displacement Measure Optical Technique**", The winter Annual Meeting of the American Society of Mechanical Engineers, San Francisco, CA, 121-132, 1989.
- [22] STETSON, K. A. "**Theory and Applications of Electronic Holography**" Proceedings of the International Conference on Interferometry and Speckle Metrology, pg. 294, 1990
- [23] CREATH, K. "**Phase-shifting Speckle Interferometry**" Appl. Optics 24 (18) 3035-8-1985.
- [24] ASTM E 1426-98 "**Standard Test Method for Determining the Effective Elastic Parameter for X-Ray Diffraction Measurements of Residual Stress**" , American Society for testing and Material, 2003
- [25] ASTM E 837-01e01 "**Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method**", American Society for testing and Material, 2002
- [26] O'SHEA, D. C.; SULESKI, T. J.; KATHMAN, A. D.; PRATHER, D. W. "**Diffraction Optics: Design, Fabrication, and Test.**" – Bellingham, Washington: SPIE, 2004 – ISBN 0-8194-5171-1.
- [27] MAKINO, A. e NELSON, D. "**Residual-stress Determination by Single-axis Holographic Interferometry and Hole Drilling**" " Páginas 66 – 88 – Experimental Mechanics – Março 1994.
- [28] KAUFMANN, Guillermo H ; ALBERTAZZI JR, A. . "Speckle interferometry for the measurement of residual stresses". In: H. John Caulfield; Chandra S. Vikram. (Org.). "New Direction in Holography and Speckle". Valencia, California: American Scientific Publishers, 2008, v. , p. 1-22.

- [29] KAPP, W. A. “**Relatório do Estudo Dirigido sobre Elementos Ópticos Difrativos**” Relatório de Estudo Dirigido - CPGEM/UFSC 2005.
- [30] WAYNANT R. W., EDITOR, EDIGER M. N. (editors) “**Electro-optics handbook**” 2th ed. – McGraw Hill, 2000 – ISBN 0-07-068716-1.
- [31] DERRY, P. L. FIGUEROA, L. HONG, C.S. “**Handbook Of Optics**” – **Chapter 13 “Semiconductor LASERS”** Boeing Defense & Space Group, Seattle, Washington.
- [32] SCHOTT AG. “**Optical Glass data sheet**”, Alemanha, 08/2005 - [http://www.schott.com/optics\\_devices/english/products/flash/abb ediagramm\\_flash.html](http://www.schott.com/optics_devices/english/products/flash/abb ediagramm_flash.html) .
- [33] W. DEMTRÖDER “**Laser Spectroscopy**” Editora Springer-Verlag, 1981, 3ª Edição corrigida 1988, ISBN 3-540-10343-0 / ISBN 0-387-10343-0
- [34] STOCKER YALE INC. “**Lasiris SNF Laser**” Montreal – Canadá, 2004.
- [35] HECHT, E. **Optics**. 4th ed. – Addison Wesley, 2002 – ISBN 0-8053-8566-5
- [36] OPPENHEIM A. V., WILLSKY A. S., com HAMID S., HAMID NAWAB S. “**Signal and Systems**” - 2ª edição, EUA, 1996 - ISBN 0138147574.
- [37] HOTTINGER BALDWIN MESSTECHNIK GmbH - HBM “**Operating Manual - Amplifier System MGA II – With Digital Display DA12**” Documento número B0599-3.3 em – Especificações técnicas do módulos amplificadores ME10, ME30 e ME50 - Tiefen See 45, D-64293 Darmstadt, Germany.
- [38] IEC 60529:2001-02 “**Degrees of protection provided by enclosures (IP Code)**” - International Electrotechnical Commission , 2001 – Genebra, Suíça.

- [39] HOTTINGER BALDWIN MESSTECHNIK GmbH - HBM “**Operating Manual – Measuring Amplifier System MGCplus**” Documento número B0554-13.0 en – Especificações técnicas do módulos amplificadores ML55B - Tiefen See 45, D-64293 Darmstadt, Germany
- [40] MONTGOMERY, D. C. RUNGER, G. C. “**Estatística Aplicada e Probabilidade para Engenheiros**” Editora LTC – Livros técnicos e Científicos S.A., 2003 - Rio de Janeiro, Brasil. Tradução: CALADO, V. do original “**Applied Statistics and Probability for Engineers, 2<sup>nd</sup> edition**” John Wiley & Sons, Inc., 1999. ISBN 85-216-1360-1.
- [41] 1394 TRADE ASSOCIATION “**IIDC 1394-based Digital Camera Specification**” - Version 1.30 – TA Document 1999023 - 25 de Julho de 2000 – California – EUA – [www.1394TA.org](http://www.1394TA.org) .
- [42] National Instruments Inc. “**Acquiring from Firewire Cameras using National Instruments NI-IMAQ for IEEE 1394**” - [http://zone.ni.com/devzone/conceptd.nsf/webmain/A533E1E5A109CBCE86256D8E00768814?opendocument&node=1286\\_US](http://zone.ni.com/devzone/conceptd.nsf/webmain/A533E1E5A109CBCE86256D8E00768814?opendocument&node=1286_US) – 28 de março de 2006.
- [43] SCHROETER R. B, WEINGARTNER W.L. “**Tecnologia de Usinagem com Ferramentas de Geometria Definida – Parte I**”, Tradução e adaptação de König W. e Klocke F. Fertigungsverfahren – Drehen, Bohren, Fräsen, Florianópolis, 2002.
- [44] SINT Technology, RESTAN - **Residual Stress Analyzer - MTS3000**, Site do produto, 2010, Italy: [http://www.sintechnology.com/html/RESTAN\\_MTS3000.html](http://www.sintechnology.com/html/RESTAN_MTS3000.html)
- [45] RENISHAW, "Manual de operação do sistema de medição **LASER 10**"
- [46] FLANCK, D. HANNAFORD, J. " **Measurement Good Practice Guide No. 80 - Fundamental Good Practice in Dimensional Metrology**" National Physical Laboratory, GB - Hampton Road, Teddington, Middlesex, TW11 0LW - ISSN 1368-6550 - Crown copyright 2005.

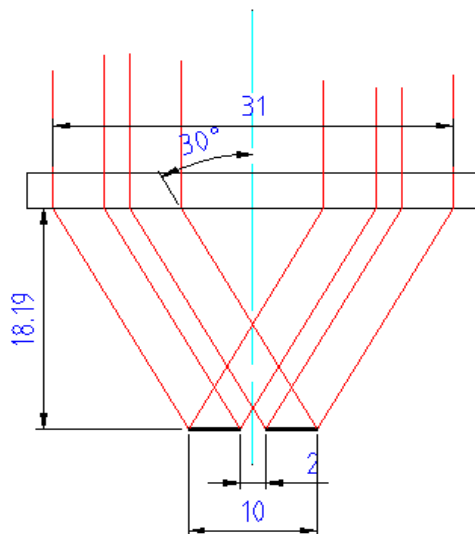
- [47] HARRIS, C.M, CREDE, C. E. (editors) “**Shock and Vibration Handbook**” vol. 1, pp 16-35, McGraw Hill, New York, 1961.
- [48] LU, J. “**Handbook of Measurement of Residual Stresses**” Society for Experimental Mechanics, Fairmont Press, Lilburn, GA, 1996, Chapter 2.
- [49] SCHOTT AG. “**Synthetic Fused Silica, Optical and technical grades**”, catálogo de produto - Alemanha, 2005 - [www.schott.com/lithotec](http://www.schott.com/lithotec).
- [50] ALBERTAZZI Jr, A. G. GUILLE, “**Speckle Interferometry for the Measurement of Residual Stresses**” Capítulo de “**New Directions in Holography and Speckle**” 2008.



## Apêndice A. Dimensionamento do DOE.

### Análise de invariância ao comprimento de onda:

Caso com iluminação paralela incidindo no elemento óptico difrativo.



"DOE\_ilum\_paralela.bmp"

$$m\lambda = \Lambda \cdot \sin(\psi)$$

Equação escalar da difração

$$\lambda = \Lambda \cdot \sin(\psi)$$

Como somente a ordem 1 interessa ( $m=1$ )

$$\vec{S} = 2 \cdot \sin(\psi)$$

Vetor de sensibilidade da dupla iluminação

$$\vec{S} \cdot \vec{u} = \lambda \cdot OF$$

Equação geral da holografia

$$\vec{u} = \frac{\lambda}{S} \cdot OF$$

Isolando - se os deslocamento

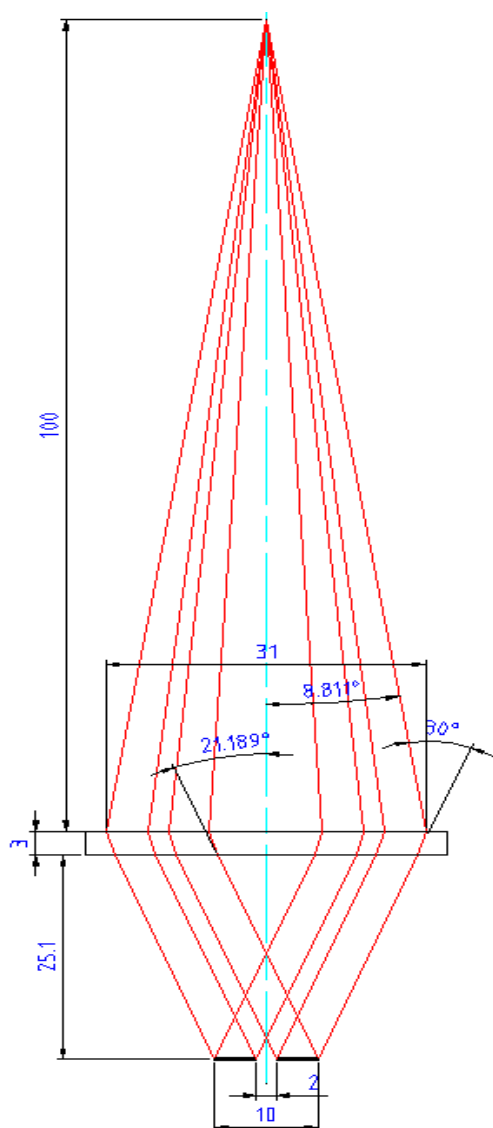
$\sin(\psi) = \frac{\lambda}{\Lambda}$	Definição do $\sin(\theta)$ em função de $\lambda$ e do período da grade $\Delta$
$\vec{S} = 2 \cdot \frac{\lambda}{\Lambda}$	Definição do vetor sensibilidade em função de $\lambda$ e $\Delta$ , substituindo-se a eq. 6 em 3.
$\vec{u} = \lambda \cdot \frac{OF}{2 \cdot \frac{\lambda}{\Lambda}}$	Substituindo 7 em 5
$\vec{u} = \frac{\Lambda}{2} \cdot OF$	Deslocamento como função apenas de OF e do período da grade $\Delta$

## Dimensionamento do elemento óptico para iluminação paralela:

$\lambda := 658 \cdot \text{nm}$	Comprimento de onda de um LASER diodo visível	
$\psi := 30 \cdot \text{deg}$	Ângulo de deflexão do elemento óptico difrativo	
$\phi_{\text{doe}} := 31 \cdot \text{mm}$	Diâmetro do elemento difrativo	
$\phi_m := 10 \cdot \text{mm}$	Diâmetro de medição	
$h := \frac{\phi_{\text{doe}} - \phi_m}{2 \cdot \tan(\psi)}$	Altura do elemento óptico	$h = 18.187 \text{ mm}$
$\Lambda := \frac{\lambda}{\sin(\psi)}$	Período da grade	$\Lambda = 1.316 \mu\text{m}$
$n := 1.457$	Índice de refração da sílica	
$d := \frac{\lambda}{n - 1}$	Profundidade da grade não otimizada analógica	$d = 1.44 \mu\text{m}$
$N := 1$	Número de máscaras na grade para se obter apenas a ordem 1	
$L := 2^N$	Número de níveis da grade	$L = 2$

$\eta_E := \left( \frac{\sin\left(\frac{\pi}{2^N}\right)}{\frac{\pi}{2^N}} \right)^2$	Eficiência pela teoria escalar em função do número de degraus	$\eta_E = 40.5\%$
$d_b := \frac{(2^N - 1) \cdot \lambda}{2^N \cdot (n - 1)}$	Profundidade da grade não otimizada binária	$d_b = 0.72 \mu\text{m}$
$d_{bo} := \frac{(2^N - 1) \cdot \lambda}{2^N \cdot (n - \cos(\psi))}$	Profundidade da grade otimizada para o ângulo escolhido e dois níveis	$d_{bo} = 0.557 \mu\text{m}$
$\Lambda_o := \Lambda - d_{bo} \cdot \tan(\psi)$	Largura efetiva do feixes emergente no ângulo	$\Lambda_o = 0.995 \mu\text{m}$
$\eta_{Eext} := \left( \frac{\Lambda_o}{\Lambda} \right)^2$	Eficiência em relação a eficiência escalar teórica	$\eta_{Eext} = 57.1\%$
$\eta := \eta_E \cdot \eta_{Eext}$	Eficiência aproximada pelo método Escalar estendido	$\eta = 23.149\%$
$d_d := \frac{d_{bo}}{2^N - 1}$	Altura de um degrau na grade	$d_d = 0.5567 \mu\text{m}$
$\Lambda_d := \frac{\Lambda}{2^N}$	Largura de um degrau	$\Lambda_d = 0.658 \mu\text{m}$

**Apêndice B. Projeto de elemento óptico colimador integrado e análise de invariância para este tipo.**



"DOE\_ilum\_divergente.bmp"

$\phi_{\text{doe}_e} := 31 \cdot \text{mm}$	Diâmetro externo do elemento difrativo	
$\phi_{\text{doe}_i} := \frac{\phi_{\text{doe}_e} - \phi_m}{2}$	Diâmetro interno do DOE	$\phi_{\text{doe}_i} = 10.5 \text{ mm}$
$e_{\text{doe}} := 3 \cdot \text{mm}$	Espessura do elemento óptico difrativo	
$f := 100 \cdot \text{mm}$	Distância focal do DOE	
$\alpha_{\text{max}}(f) := \text{atan}\left(\frac{\phi_{\text{doe}_e}}{2 \cdot f}\right)$	Ângulo divergente máximo incidente no DOE	$\alpha_{\text{max}}(f) = 0.154$ $90 \cdot \text{deg} - \alpha_{\text{max}}(f) = 81.2 \text{ deg}$
$\beta(f) := \psi - \alpha_{\text{max}}(f)$	Ângulo de incidência do interferômetro	$\beta(f) = 21.189 \text{ deg}$ $90 \cdot \text{deg} - \beta(f) = 68.8 \text{ deg}$ $90 \cdot \text{deg} + \beta(f) = 111.2 \text{ deg}$
$p_{\text{plano}}(f) := 2 \cdot \sin(\beta(f))$	Vetor de sensibilidade no plano	$p_{\text{plano}}(f) = 0.723$
$\sin(\alpha_v) \cdot n = \sin(\alpha)$	Equação da refração	
$\beta_v(f) := \text{asin}\left(\frac{\sin(\beta(f))}{n}\right)$	Ângulo dentro do vidro	$\beta_v(f) = 14.364 \text{ deg}$ $90 \cdot \text{deg} - \beta_v(f) = 75.6 \text{ deg}$ $90 \cdot \text{deg} + \beta_v(f) = 104.4 \text{ deg}$
$\phi_{\text{emi}} := \phi_{\text{doe}_e} - 2 \cdot e_{\text{doe}} \cdot \tan(\beta_v(f))$	Diâmetro de emissão do cone de luz	$\phi_{\text{emi}} = 29.463 \text{ mm}$
$h := \frac{\phi_{\text{emi}} - \phi_m}{2 \cdot \tan(\beta(f))}$	Altura do elemento óptico	$h = 25.104 \text{ mm}$

$$\alpha_p(r) := \operatorname{atan}\left(\frac{r + \phi_{\text{doe}_1}}{f}\right) \quad \begin{array}{l} \text{\AA ngulo de incid\u00eancia do} \\ \text{bra\u00e7o positivo do} \\ \text{interfer\u00f4metro no DOE} \end{array} \quad \begin{array}{l} \alpha_p(1\cdot\text{mm}) = 6.56 \text{ deg} \\ \alpha_p(5\cdot\text{mm}) = 8.8 \text{ deg} \end{array}$$

$$\alpha_n(r) := \operatorname{atan}\left(\frac{r - \phi_{\text{doe}_1}}{f}\right) \quad \begin{array}{l} \text{\AA ngulo de incid\u00eancia do} \\ \text{bra\u00e7o negativo do} \\ \text{interfer\u00f4metro no DOE} \end{array} \quad \begin{array}{l} \alpha_n(1\cdot\text{mm}) = -5.4 \text{ deg} \\ \alpha_n(5\cdot\text{mm}) = -3.1 \text{ deg} \end{array}$$

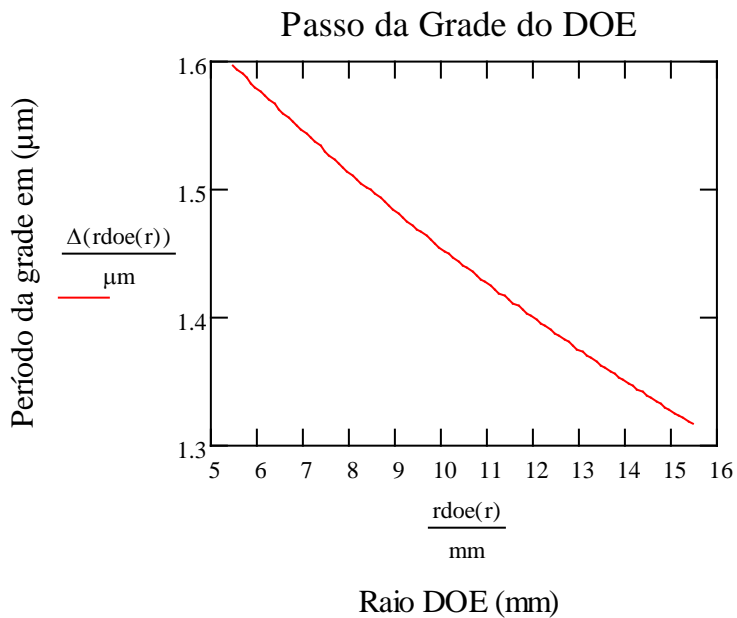
$r_{\text{doe}}(r) := r + \phi_{\text{doe}_1}$  Relat\u00e7\u00e3o entre o raio de medi\u00e7\u00e3o e o raio do DOE

$$\Delta(r_{\text{doe}}) = \frac{\lambda}{\sin\left(\operatorname{atan}\left(\frac{r_{\text{doe}}}{f}\right) + \beta\right)} \quad \begin{array}{l} \text{Fun\u00e7\u00e3o do per\u00edodo da} \\ \text{grade de difrac\u00e7\u00e3o} \end{array}$$

$$\Delta(r_{\text{doe}}) = \frac{\lambda}{\frac{r_{\text{doe}}}{f \cdot \sqrt{1 + \frac{r_{\text{doe}}^2}{f^2}}} \cdot \cos(\beta) + \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{r_{\text{doe}}^2}{f^2}}} \cdot \sin(\beta)}$$

$$\Delta(r_{\text{doe}}) := \lambda \cdot \frac{\sqrt{f^2 + r_{\text{doe}}^2}}{r_{\text{doe}} \cdot \cos(\beta(f)) + \sin(\beta(f)) \cdot f} \quad \begin{array}{l} \text{Per\u00edodo da grade de difrac\u00e7\u00e3o} \\ \text{em fun\u00e7\u00e3o do raio do DOE} \end{array}$$

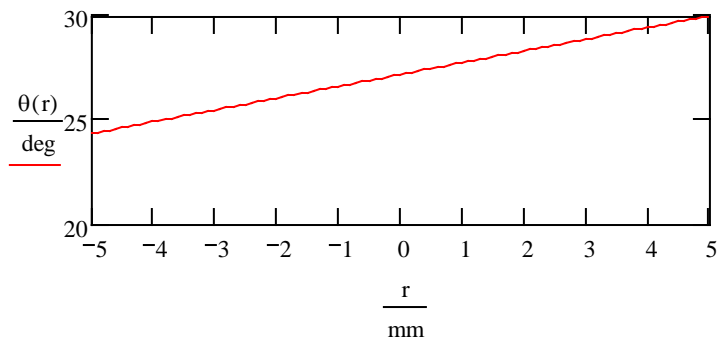
$r := -5\cdot\text{mm}, -4.9\cdot\text{mm}.. 5\cdot\text{mm}$  Faixa de raios de medi\u00e7\u00e3o para defini\u00e7\u00e3o da grade do DOE



$$\alpha(r) = \text{atan}\left(\frac{r + \phi_{\text{doe}_i}}{f}\right)$$

Determinação de  $\theta(r)$  função do raio de medição, o sinal a de  $r$  é função dos braços do interferômetro.

$$\theta(r) := \text{atan}\left(\frac{r + \phi_{\text{doe}_i}}{f}\right) + \beta(f)$$



## Análise de sensibilidade no plano ao comprimento de onda

$$\sin(\theta_i) = \frac{\lambda_i}{\lambda \cdot \frac{\sqrt{f^2 + r_{doe}^2}}{r_{doe} \cdot \cos(\beta) + \sin(\beta) \cdot f}}$$

Equação da difração para um ângulo de deflexão instantâneo em função de um comprimento de onda instantâneo

$$\theta_i(r_{doe}, \lambda_i) = \text{asin} \left( \frac{\lambda_i}{\lambda} \cdot \frac{r_{doe} \cdot \cos(\beta) + \sin(\beta) \cdot f}{\sqrt{f^2 + r_{doe}^2}} \right)$$

Como este ângulo é variável com o diâmetro do DOE, fazemos em função deste

$$\theta_i(r, \lambda_i) = \text{asin} \left[ \frac{\lambda_i}{\lambda} \cdot \frac{(r + \phi_{doe_i}) \cdot \cos(\beta) + \sin(\beta) \cdot f}{\sqrt{f^2 + (r + \phi_{doe_i})^2}} \right]$$

Como o interferômetro tem dois braços que passam por regiões distintas do DOE, fazemos o ângulo de deflexão em função do raio de medição, assim para cada um dos braços do interferômetro basta a troca de sinal de r.

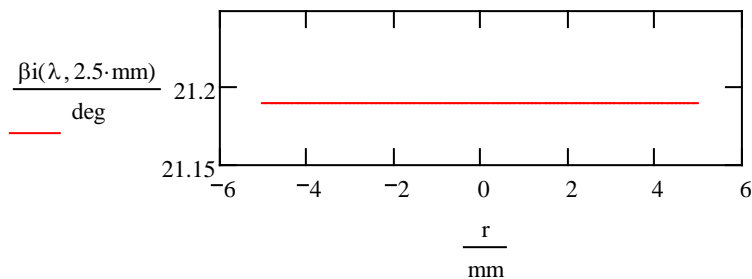
$\theta_i(r, \lambda_i) = \alpha(r) + \beta_i(\lambda_i, r)$  Outra equação para o ângulo de deflexão que relaciona este ao ângulo do cone instantâneo ( $\beta_i$ ), em função de r e do comprimento de onda

$\beta_i(\lambda_i, r) = \theta_i(r, \lambda_i) - \alpha(r)$  Isolamos o  $\beta_i$  em função de  $\lambda_i$  e r

$$\beta_i(\lambda_i, r) := \left[ \text{asin} \left[ \frac{\lambda_i}{\lambda} \cdot \frac{(r + \phi_{doe_i}) \cdot \cos(\beta(f)) + \sin(\beta(f)) \cdot f}{\sqrt{f^2 + (r + \phi_{doe_i})^2}} \right] - \text{atan} \left( \frac{r + \phi_{doe_i}}{f} \right) \right]$$

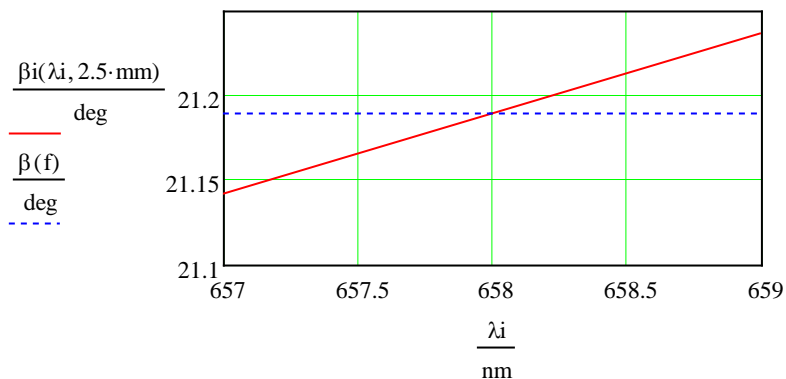


### Ângulo instantâneo do cone



$\lambda_i := 657 \cdot \text{nm}, 658 \cdot \text{nm}.. 659 \cdot \text{nm}$

O ângulo é insensível ao raio se a grade seguir a função teórica



Como esperado o ângulo do cone é sensível ao comprimento de onda

### Determinação do vetor de sensibilidade no plano

$$A(r, \lambda) = \frac{\lambda_i}{\lambda} \cdot \frac{(r + \phi \text{doe}_i) \cdot \cos(\beta) + \sin(\beta) \cdot f}{\sqrt{f^2 + (r + \phi \text{doe}_i)^2}}$$

$$B(r) = \frac{r + \phi \text{doe}_i}{f}$$

Para facilitar a manipulação algébrica vamos separar os componentes do ângulo  $\beta$  em partes e sub funções

$$C = \text{asin}(A)$$

$$D = \text{atan}(B)$$

Definição de meio vetor e sensibilidade, apenas a projeção no plano de um dos vetores de iluminação.

$$\frac{p}{2} = \sin(C - D)$$

$$\frac{p}{2} = \sin(C) \cdot \cos(D) - \cos(C) \cdot \sin(D)$$

$$\frac{p}{2} = \sin(\text{asin}(A)) \cdot \cos(D) - \cos(\text{asin}(A)) \cdot \sin(D)$$

$$\frac{p}{2} = A \cdot \cos(\text{atan}(B)) - \sqrt{1 - A^2} \cdot \sin(\text{atan}(B))$$

$$\frac{p}{2} = A \cdot \frac{1}{\sqrt{1 + B^2}} - \sqrt{1 - A^2} \cdot \sin(\text{atan}(B))$$

$$\frac{p}{2} = \frac{A}{\sqrt{1 + B^2}} - \sqrt{1 - A^2} \cdot \frac{B}{\sqrt{1 + B^2}}$$

$$\frac{p}{2} = \frac{A - B \cdot \sqrt{1 - A^2}}{\sqrt{1 + B^2}}$$

Versão mais simples, sem arco seno e arco tangente, da projeção no plano de um vetor de iluminação

$$E(r, \lambda) = A(-r, \lambda)$$

$$F(r) = B(-r)$$

$$E = \frac{\lambda i}{\lambda} \cdot \frac{(\phi \text{doe}_i - r) \cdot \cos(\beta) + \sin(\beta) \cdot f}{\sqrt{f^2 + (\phi \text{doe}_i - r)^2}}$$

$$F = \frac{\phi \text{doe}_i - r}{f}$$

Partes da função para o outro braço do interferômetro.

$$p = \frac{A - B \cdot \sqrt{1 - A^2}}{\sqrt{1 + B^2}} + \frac{E - F \cdot \sqrt{1 - E^2}}{\sqrt{1 + F^2}}$$

Vetor sensibilidade no plano

$$p = \frac{A}{\sqrt{1 + B^2}} - \sqrt{1 - A^2} \cdot \frac{B}{\sqrt{1 + B^2}} + \frac{1}{\sqrt{1 + F^2}} \cdot E - \frac{1}{\sqrt{1 + F^2}} \cdot F \cdot \sqrt{1 - E^2}$$

Tentativa de simplificação algébrica

$$p = \frac{\left[ \begin{array}{c} \frac{1}{(-A) \cdot (1 + F^2)^2} + (1 - A^2)^{\frac{1}{2}} \cdot B \cdot (1 + F^2)^{\frac{1}{2}} - E \cdot (1 + B^2)^{\frac{1}{2}} \dots \\ \frac{1}{+F \cdot (1 - E^2)^2} \cdot (1 + B^2)^{\frac{1}{2}} \end{array} \right]}{(1 + B^2)^{\frac{1}{2}} \cdot (1 + F^2)^{\frac{1}{2}}}$$

$$p = \frac{A \cdot \sqrt{1 + F^2} - B \cdot \sqrt{(1 - A^2) \cdot (1 + F^2)} \dots + E \cdot \sqrt{1 + B^2} - F \cdot \sqrt{(1 - E^2) \cdot (1 + B^2)}}{\sqrt{(1 + B^2) \cdot (1 + F^2)}} \quad \text{Versão mais compacta}$$

Substituição de A

$$p = \frac{\frac{\lambda_i}{\lambda} \cdot \left[ (r + \phi \text{doe}_i) \cdot \cos(\beta) + \sin(\beta) \cdot f \right] \cdot \sqrt{1 + F^2} \dots}{\sqrt{f^2 + r^2 + 2 \cdot r \cdot \phi \text{doe}_i + \phi \text{doe}_i^2}} + \left[ B \cdot \sqrt{1 - \frac{\lambda_i^2 \cdot \left[ (r + \phi \text{doe}_i) \cdot \cos(\beta) + \sin(\beta) \cdot f \right]^2}{\lambda^2 \cdot (f^2 + r^2 + 2 \cdot r \cdot \phi \text{doe}_i + \phi \text{doe}_i^2)}} \cdot (1 + F^2) \dots \right]$$

$$p = \frac{+E \cdot \sqrt{1 + B^2} - F \cdot \sqrt{(1 - E^2) \cdot (1 + B^2)}}{\sqrt{(1 + B^2) \cdot (1 + F^2)}}$$

Substituição de B

$$\begin{aligned}
 & \frac{\lambda_i}{\lambda} \cdot \frac{(r + \phi \text{doe}_i) \cdot \cos(\beta) + \sin(\beta) \cdot f}{\sqrt{f^2 + r^2 + 2 \cdot r \cdot \phi \text{doe}_i + \phi \text{doe}_i^2}} \cdot \sqrt{1 + F^2} \dots \\
 & + \frac{r + \phi \text{doe}_i}{f} \cdot \sqrt{\left[ 1 - \frac{\lambda_i^2}{\lambda^2} \cdot \frac{[(r + \phi \text{doe}_i) \cdot \cos(\beta) + \sin(\beta) \cdot f]^2}{f^2 + r^2 + 2 \cdot r \cdot \phi \text{doe}_i + \phi \text{doe}_i^2} \right] \cdot (1 + F^2)} \dots \\
 p = & \frac{+ E \cdot \sqrt{1 + \frac{(r + \phi \text{doe}_i)^2}{f^2}} - F \cdot \sqrt{(1 - E^2) \cdot \left[ 1 + \frac{(r + \phi \text{doe}_i)^2}{f^2} \right]}}{\sqrt{\left[ 1 + \frac{(r + \phi \text{doe}_i)^2}{f^2} \right] \cdot (1 + F^2)}}
 \end{aligned}$$

Substituição de E:

$$\begin{aligned}
 & \frac{\lambda_i}{\lambda} \cdot \frac{(r + \phi \text{doe}_i) \cdot \cos(\beta) + \sin(\beta) \cdot f}{\sqrt{f^2 + r^2 + 2 \cdot r \cdot \phi \text{doe}_i + \phi \text{doe}_i^2}} \cdot \sqrt{1 + F^2} \dots \\
 & + \frac{r + \phi \text{doe}_i}{f} \cdot \sqrt{\left[ 1 - \frac{\lambda_i^2}{\lambda^2} \cdot \frac{[(r + \phi \text{doe}_i) \cdot \cos(\beta) + \sin(\beta) \cdot f]^2}{f^2 + r^2 + 2 \cdot r \cdot \phi \text{doe}_i + \phi \text{doe}_i^2} \right] \cdot (1 + F^2)} \dots \\
 & + \frac{\lambda_i}{\lambda} \cdot \frac{[(-r) + \phi \text{doe}_i] \cdot \cos(\beta) + \sin(\beta) \cdot f}{\sqrt{f^2 + r^2 - 2 \cdot r \cdot \phi \text{doe}_i + \phi \text{doe}_i^2}} \cdot \sqrt{1 + \frac{(r + \phi \text{doe}_i)^2}{f^2}} \dots \\
 p = & \frac{+ F \cdot \sqrt{\left[ 1 - \frac{\lambda_i^2}{\lambda^2} \cdot \frac{[(-r) + \phi \text{doe}_i] \cdot \cos(\beta) + \sin(\beta) \cdot f]^2}{f^2 + r^2 - 2 \cdot r \cdot \phi \text{doe}_i + \phi \text{doe}_i^2} \right] \cdot \left[ 1 + \frac{(r + \phi \text{doe}_i)^2}{f^2} \right]}}{\sqrt{\left[ 1 + \frac{(r + \phi \text{doe}_i)^2}{f^2} \right] \cdot (1 + F^2)}}
 \end{aligned}$$

Substituição de F:

$$p = \frac{\frac{\lambda_i}{\lambda} \left[ \frac{(r + \phi \text{doe}_i) \cdot \cos(\beta) + \sin(\beta) \cdot f}{\sqrt{f^2 + r^2 + 2 \cdot r \cdot \phi \text{doe}_i + \phi \text{doe}_i^2}} \cdot \sqrt{1 + \frac{[(-r) + \phi \text{doe}_i]^2}{f^2}} \dots \right.}{\left. + \frac{r + \phi \text{doe}_i}{f} \cdot \sqrt{1 - \frac{\lambda_i^2 \cdot [(r + \phi \text{doe}_i) \cdot \cos(\beta) + \sin(\beta) \cdot f]^2}{\lambda^2 \cdot f^2 + r^2 + 2 \cdot r \cdot \phi \text{doe}_i + \phi \text{doe}_i^2}} \cdot \left[ 1 + \frac{[(-r) + \phi \text{doe}_i]^2}{f^2} \right] \dots \right.}{\left. + \frac{\lambda_i \cdot [(-r) + \phi \text{doe}_i] \cdot \cos(\beta) + \sin(\beta) \cdot f}{\lambda \cdot \sqrt{f^2 + r^2 - 2 \cdot r \cdot \phi \text{doe}_i + \phi \text{doe}_i^2}} \cdot \sqrt{1 + \frac{(r + \phi \text{doe}_i)^2}{f^2}} \dots \right.}{\left. + \frac{(-r) + \phi \text{doe}_i}{f} \cdot \sqrt{1 - \frac{\lambda_i^2 \cdot [(-r) + \phi \text{doe}_i] \cdot \cos(\beta) + \sin(\beta) \cdot f]^2}{\lambda^2 \cdot f^2 + r^2 - 2 \cdot r \cdot \phi \text{doe}_i + \phi \text{doe}_i^2}} \cdot \left[ 1 + \frac{(r + \phi \text{doe}_i)^2}{f^2} \right] \right.}$$

$$\left. \right] \cdot \sqrt{\left[ 1 + \frac{(r + \phi \text{doe}_i)^2}{f^2} \right] \cdot \left[ 1 + \frac{[(-r) + \phi \text{doe}_i]^2}{f^2} \right]}$$

Versão simplificada em função de  $\lambda_i$ ,  $f$  e  $r$

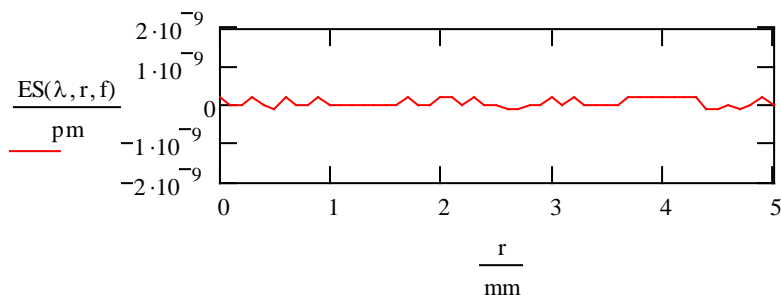
$$p(\lambda_i, r, f) := \frac{1}{\lambda} \cdot \left[ \frac{\lambda_i \cdot f \cdot [(r + \phi \text{doe}_i) \cdot \cos(\beta(f)) + \sin(\beta(f)) \cdot f] \dots}{+ (-r + \phi \text{doe}_i) \cdot \sqrt{\lambda^2 \cdot [f^2 + (r + \phi \text{doe}_i)^2] \dots}} \right. \\ \left. + \frac{+ (-\lambda_i^2 \cdot [(r + \phi \text{doe}_i) \cdot \cos(\beta(f)) \dots]^2}{+ \sin(\beta(f)) \cdot f} \right]^2 \dots}{f^2 + (r + \phi \text{doe}_i)^2} \\ \left. + \frac{\lambda_i \cdot f \cdot [(\phi \text{doe}_i - r) \cdot \cos(\beta(f)) + \sin(\beta(f)) \cdot f] \dots}{+ (-\phi \text{doe}_i - r) \cdot \sqrt{\lambda^2 \cdot [f^2 + (\phi \text{doe}_i - r)^2] \dots}} \right. \\ \left. + \frac{+ (-\lambda_i^2 \cdot [(-r) + \phi \text{doe}_i] \cdot \cos(\beta(f)) \dots]^2}{+ \sin(\beta(f)) \cdot f} \right]^2 \dots}{f^2 + (\phi \text{doe}_i - r)^2}$$

$$u = \frac{\lambda}{p} \cdot \text{OF} \quad u = \frac{\lambda}{p(\lambda, r, f)} \cdot \text{OF}$$

$$S = \frac{\lambda}{p(\lambda, r, f)} \quad \text{Sensibilidade da ordem de franja}$$

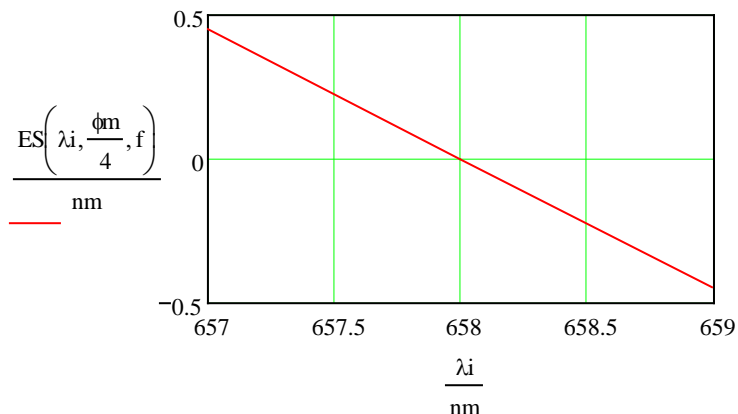
$$\text{ES}(\lambda_i, r, f) := \frac{\lambda_i}{p(\lambda_i, r, f)} - \frac{\lambda}{p\left(\lambda, \frac{\phi_m}{4}, f\right)} \quad \text{Função de erro de sensibilidade por OF}$$

$r := 0\text{-mm}, 0.1\text{-mm}.. 5\text{-mm}$  Nova faixa para  $r$ , já que o complemento já foi considerado na equação



Apenas para verificação da manipulação algébrica, o  $p$  é insensível ao raio, porque  $\beta$  também é.

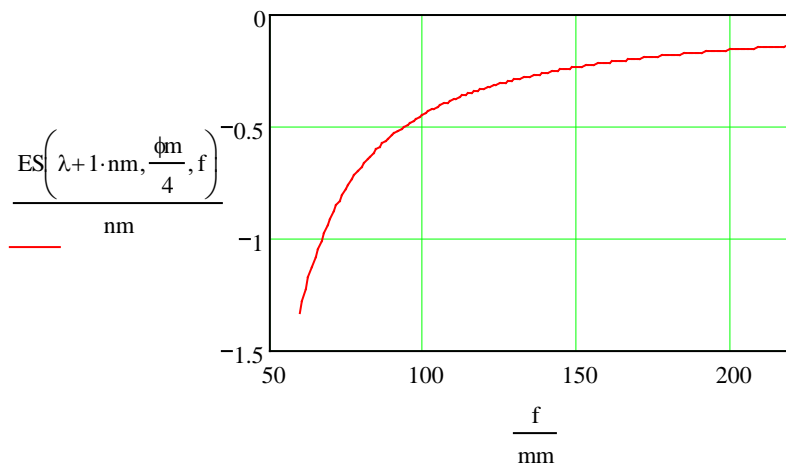
$\lambda_i := 657\text{-nm}, 658\text{-nm}.. 659\text{-nm}$  Faixa típica de variação com a temperatura



Com a iluminação divergente perdemos a compensação da variação do comprimento de onda, e para uma distância focal típica de projeto, a sensibilidade é recuperada em 50% da nominal.

$$f_{\text{v}} := 60 \cdot \text{mm}, 61 \cdot \text{mm}.. 220 \cdot \text{mm}$$

Faixa possível para escolha de  $f$ , respeitando o limite de  $30^\circ$  do DOE, até a divergência natural do LASER.



Conclusão: A opção da iluminação divergente não é boa do ponto de vista metrológico, tanto a sensibilidade é baixa, quanto a sensibilidade ao comprimento de onda é elevada, também haveria uma pequena sensibilidade fora do plano. Também o processo de impressão litográfica requer a geração de frequência variável na grade, o que pode levar a problemas de especificação com o fabricante.

Com base neste estudo, é possível de se inferir que a adoção de um DOE expensor não compensa o comprimento de onda também, pois devido a distância entre eles, quando houvesse variação de comprimento de onda haveria uma alteração no ângulo de divergência, que incidiria em um outro raio do DOE colimador, que estaria preparado para defletir o ângulo desta direção para a direção especificada, com base no comprimento de onda original. O primeiro DOE seria interessante apenas do ponto de vista de energia, pois aproveitaríamos a energia da ordem zero para a periferia, mas mesmo assim seria necessária a lente colimadora convencional.

## Apêndice C. Análise de resolução espacial de medição

### Análise de resolução espacial de medição

$L := 1024$	Número de pixels na direção de menor número de pontos do CCD	
$A_q := L^2$	Número de Pixels na área quadrada	$A_q = 1.049 \times 10^6$
$A_c := \pi \cdot \left(\frac{L}{2}\right)^2$	Número de Pixels na área circular projetada	$A_c = 824 \times 10^3$
$P := \pi \cdot L$	Perímetro de pixels sensíveis	$P = 3.217 \times 10^3$
$nS_u := \pi \cdot \left(\frac{L}{4}\right)^2$	Número médio de speckles sensíveis ao deslocamento	$nS_u = 206 \times 10^3$
$nS_\varepsilon := \pi \cdot \left[ \left(\frac{L}{4}\right)^2 - \frac{L}{2} \right]$	Número médio de ponto de medição de deformação	$nS_\varepsilon = 204 \times 10^3$
$nR := \frac{L}{4}$	Número de raios sensíveis	$nR = 256$
$R_{dir} := \frac{4}{L} \cdot 2 \cdot \pi$	Resolução de direção	$R_{dir} = 24.54 \times 10^{-3} \text{ rad}$
		$R_{dir} = \begin{pmatrix} 1 \\ 24 \\ 22.5 \end{pmatrix} \text{ DMS}$
$nSu_{dir} := \frac{1}{4} \cdot L$	Numero de pontos de medição de deslocamento por direção	$nSu_{dir} = 256$
$nS\varepsilon_{dir} := \frac{1}{4} \cdot L - 1$	Numero de pontos de medição de deformação por direção	$nS\varepsilon_{dir} = 255$



## Apêndice D. Análise de Faixa de Medição

### Análise de Faixa de Medição

#### Roseta óptica difrativa para medição de deformações e tensões impostas

$\lambda := 650 \cdot \text{nm}$	Comprimento de onda do LASER	
$S_v := 1$	Vetor sensibilidade	
$r_M := 2.5 \cdot \text{mm}$	Raio de medição	
$n_{p_{OF}} := 16$	Numero de pontos por ordem de franja, para uma boa determinação do mapa de fase	
$n_{PMu_{raio}} := 256$	Número de pontos de medição de deslocamento no raio	
$n_{M_F} := \frac{n_{PMu_{raio}}}{n_{p_{OF}}}$	Número máximo de franjas	$n_{M_F} = 16$
$u_{\max} := n_{M_F} \cdot \frac{\lambda}{S_v}$	Deslocamento Máximo	$u_{\max} = 10.4 \mu\text{m}$
$\varepsilon_M := \frac{u_{\max}}{r_M}$	Deformação máxima mensurável	$\varepsilon_M = 4160 \frac{\mu\text{m}}{\text{m}}$
$E_{aço} := 207 \cdot \text{GPa}$	Módulo de elasticidade do aço	
$\sigma_{M_{aço}} := E_{aço} \cdot \varepsilon_M$	Máxima tensão mensurável por passo de medição, no aço	$\sigma_{M_{aço}} = 861.1 \text{ MPa}$
$E_{alum} := 72 \cdot \text{GPa}$	Módulo de elasticidade do aço	
$\sigma_{M_{alum}} := E_{alum} \cdot \varepsilon_M$	Máxima tensão mensurável por passo de medição, no alumínio	$\sigma_{M_{alum}} = 299.5 \text{ MPa}$

## Roseta Óptica difrativa para a medição de tensões residuais pelo método do furo

$v_{\text{aço}} := 0.295$  Coeficiente de Poisson do aço

$v_{\text{alum}} := 0.33$  Coeficiente de Poisson do alumínio

$r_0 := 0.95 \cdot \text{mm}$  Raio médio do furo

$r_{\text{min}} := 1 \cdot \text{mm}$  Raio mínimo de medição

$$A_{\text{aço}r_{\text{min}}} := \frac{1 + v_{\text{aço}}}{2 \cdot E_{\text{aço}}} \cdot \frac{r_0^2}{r_{\text{min}}} \quad \text{Coeficiente A para furo passante no raio mínimo no aço}$$

$$A_{\text{aço}r_{\text{min}}} = 2.823 \frac{\mu\text{m}}{\text{GPa}}$$

$$B_{\text{aço}r_{\text{min}}} := \frac{1}{2 \cdot (E_{\text{aço}})} \cdot \frac{r_0^2}{r_{\text{min}}} \cdot \left( 4 - \frac{1 + v_{\text{aço}}}{r_{\text{min}}^2} \cdot r_0^2 \right) \quad \text{Coeficiente B para furo passante no raio mínimo}$$

$$B_{\text{aço}r_{\text{min}}} = 6.172 \frac{\mu\text{m}}{\text{GPa}}$$

$$\sigma_{\text{aço}r_{\text{min}}} := \frac{u_{\text{max}}}{A_{\text{aço}r_{\text{min}}} + B_{\text{aço}r_{\text{min}}}} \quad \text{Máxima tensão residual uniaxial para o aço}$$

$$\sigma_{\text{aço}r_{\text{min}}} = 1156 \text{ MPa}$$

Em relação à tensão de escoamento do aço ASTM 4340, temperado e revenido por 2 horas a 250 °C.

$$\frac{\sigma_{\text{aço}r_{\text{min}}}}{1528 \cdot \text{MPa}} = 75.667 \%$$

$$A_{\text{alum}r_{\text{min}}} := \frac{1 + v_{\text{alum}}}{2 \cdot E_{\text{alum}}} \cdot \frac{r_0^2}{r_{\text{min}}} \quad \text{Coeficiente A para furo passante no raio mínimo no alumínio}$$

$$A_{\text{alum}r_{\text{min}}} = 8.336 \frac{\mu\text{m}}{\text{GPa}}$$

$$B_{\text{alum}r_{\text{min}}} := \frac{1}{2 \cdot (E_{\text{alum}})} \cdot \frac{r_0^2}{r_{\text{min}}} \cdot \left( 4 - \frac{1 + v_{\text{alum}}}{r_{\text{min}}^2} \cdot r_0^2 \right)$$

Coeficiente B para furo passante no raio mínimo

$$B_{\text{alumr}_{\min}} = 17.547 \frac{\mu\text{m}}{\text{GPa}}$$

$$\sigma_{\text{alum}_{\max}} := \frac{u_{\max}}{A_{\text{alumr}_{\min}} + B_{\text{alumr}_{\min}}}$$

Máxima tensão residual uniaxial  
para o alumínio

$$\sigma_{\text{alum}_{\max}} = 402 \text{ MPa}$$

Em relação à tensão de escoamento do  
alumínio 7078, com tratamento térmico T6.

$$\frac{\sigma_{\text{alum}_{\max}}}{78 \cdot \text{ksi}} = 74.717 \%$$

## Apêndice E. Análise de resolução do sistema de medição.

### Roseta óptica difrativa para medição de deformações e tensões impostas

$\lambda := 650\text{-nm}$	Comprimento de onda	
$S_v := 1$	Módulo dos vetores sensibilidade no interferômetro	
$r_m := 2.5\text{-mm}$	Raio da região de medição	
$n_{bit} := 10$	Níveis de cinza na discretização da imagem	
$\Delta I := \frac{1}{2^{n_{bit}}}$	Discretização da medição de Intensidade	$\Delta I = 9.766 \times 10^{-4}$
$A_m := 0.5$	Máxima amplitude de modulação possível	$A_m = 0.5$
$\Delta\phi := \sqrt{2} \cdot \frac{\Delta I}{A_m}$	Resolução da medição de fase no pior ângulo resultante (45°) pelo método de 4 passos	
		$\Delta\phi = 2.762 \times 10^{-3} \text{ rad}$ $\Delta\phi = 0.158 \text{ deg}$
$\Delta u := \frac{\lambda}{S_v} \cdot \frac{\Delta\phi}{2 \cdot \pi}$	Resolução na medição de deslocamento	$\Delta u = 0.286 \text{ nm}$
$\Delta\varepsilon := \frac{\Delta u}{r_m}$	Resolução na medição de deformação	$\Delta\varepsilon = 0.114 \frac{\mu\text{m}}{\text{m}}$

### Roseta Óptica difrativa para a medição de tensões residuais pelo método do furo

$E := 207\text{-GPa}$	Módulo de elasticidade
$\nu := 0.295$	Coeficiente de Poisson
$r_0 := 0.95\text{-mm}$	Raio médio do furo
$n_l := 1024$	Número de linhas na imagem
$r_{0_{max}} := 2\text{-mm}$	Raio do campo máximo de medição de diâmetro de furo

$\Delta r_0 := \frac{r_{0\max} \cdot 2}{nl}$	Resolução de medição do raio do furo	$\Delta r_0 = 3.9 \mu\text{m}$
$r_{\min} := 1 \cdot \text{mm}$	Mínimo raio de amostragem	
$r_{\max} := 5 \cdot \text{mm}$	Máximo raio de amostragem	
$\Delta r := \frac{r_{\max} \cdot 2}{nl}$	Resolução da medida do raio de amostragem	$\Delta r = 9.8 \mu\text{m}$
$r_{\text{med}} := \frac{r_{\min} + r_{\max}}{2}$	Raio médio no campo de medição	$r_{\text{med}} = 3 \text{mm}$
$A(r) := \frac{1 + \nu}{2 \cdot E} \cdot \frac{r_0^2}{r}$	Coefficiente A para furo passante	$A(r_{\text{med}}) = 941 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$
$\Delta A(r) := \sqrt{\left( \frac{-1}{2} \cdot \frac{1 + \nu}{E} \cdot \frac{r_0^2}{r^2} \cdot \Delta r \right)^2 + \left( \frac{1 + \nu}{E} \cdot \frac{r_0}{r} \cdot \Delta r_0 \right)^2}$	Resolução de A	$\Delta A(r_{\text{med}}) = 8.3 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$
$B(r) := \frac{1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r_0^2}{r} \cdot \left( 4 - \frac{1 + \nu}{r^2} \cdot r_0^2 \right)$	Coefficiente B para furo passante	$B(r_{\text{med}}) = 2812 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$
$\Delta B(r) := \sqrt{\left[ \frac{-1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r_0^2}{r^2} \cdot \left( 4 - \frac{1 + \nu}{r^2} \cdot r_0^2 \right) + \frac{1}{E} \cdot \frac{r_0^4}{r^4} \cdot (1 + \nu) \right] \cdot \Delta r \dots}$ $\sqrt{+ \left[ \frac{1}{E} \cdot \frac{r_0}{r} \cdot \left( 4 - \frac{1 + \nu}{r^2} \cdot r_0^2 \right) - \frac{1}{E} \cdot \frac{r_0^3}{r^3} \cdot (1 + \nu) \right] \cdot \Delta r_0}$	Resolução de B	$\Delta B(r_{\text{med}}) = 24 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$
$\sigma_1 := 70\% \cdot 70 \cdot \text{ksi}$	Tensão circunferencial usual em gasodutos classe API 70	$\sigma_1 = 338 \text{MPa}$

$$\sigma_2 := 0.5 \cdot \sigma_1 \quad \text{Tensão longitudinal típica em um terminal flangeado de gasodutos} \quad \sigma_2 = 169 \text{ MPa}$$

$$\tau_{xy} := 0 \text{ MPa} \quad \text{Neste caso não há tensão de cisalhamento}$$

$$u(r, \theta) := A(r) \cdot (\sigma_1 + \sigma_2) + B(r) \cdot (\sigma_1 - \sigma_2) \cdot \cos(2 \cdot \theta)$$

$$\text{Deslocamento radial} \quad u(r_{\text{med}}, 0 \cdot \pi) = 952 \text{ nm}$$

$$u_{\text{med}}(r) := \int_0^{2 \cdot \pi} u(r, \theta) \, d\theta \cdot \frac{1}{2 \cdot \pi} \quad \text{Nível médio de deslocamentos nos círculos de amostragem}$$

$$u_{\text{med}}(r_{\text{med}}) = 477 \text{ nm}$$

$$K_1 := \frac{u_{\text{med}}(r_{\text{med}})}{A(r_{\text{med}})} \quad \text{Cálculo de } K_1 \quad K_1 = 506.8 \text{ MPa}$$

$$\Delta K_1 := \sqrt{\left( \frac{u_{\text{med}}(r_{\text{med}}) \cdot \Delta A(r_{\text{med}})}{A(r_{\text{med}})^2} \right)^2 + \left( \frac{\Delta u}{A(r_{\text{med}})} \right)^2}$$

$$\text{Resolução no cálculo de } K_1 \quad \Delta K_1 = 4.5 \text{ MPa}$$

$$AH1(r) := \frac{u(r, 0) - u\left(r, \frac{\pi}{2}\right)}{2} \quad \text{Amplitude de modulação da primeira harmônica} \quad AH1(r_{\text{med}}) = 475 \text{ nm}$$

$$K_2 := \frac{AH1(r_{\text{med}})}{B(r_{\text{med}})} \quad \text{Cálculo de } K_2 \quad K_2 = 168.9 \text{ MPa}$$

$$\Delta K_2 := \sqrt{\left( \frac{AH1(r_{\text{med}}) \cdot \Delta B(r_{\text{med}})}{B(r_{\text{med}})^2} \right)^2 + \left( \frac{\Delta u}{B(r_{\text{med}})} \right)^2}$$

$$\text{Resolução no cálculo de } K_2 \quad \Delta K_2 = 1.4 \text{ MPa}$$

$\sigma_1 := \frac{K_1 + K_2}{2}$	Verificação da determinação de tensões	$\sigma_1 = 338 \text{ MPa}$
$\sigma_2 := \frac{K_1 - K_2}{2}$		$\sigma_2 = 169 \text{ MPa}$
$\Delta\sigma := \sqrt{\left(\frac{\Delta K_1}{2}\right)^2 + \left(\frac{\Delta K_2}{2}\right)^2}$	Resolução na determinação de tensões	$\Delta\sigma = 2.4 \text{ MPa}$
$\sigma_{VM} := \sqrt{\sigma_1^2 - \sigma_1 \cdot \sigma_2 + \sigma_2^2}$	Tensão eq. de Von Misses	$\sigma_{VM} = 293 \text{ MPa}$
Resolução em relação ao critério de falha		$\frac{\Delta\sigma}{\sigma_{VM}} = 0.806 \%$
Resolução em relação a tensão de escoamento		$\frac{\Delta\sigma}{70 \cdot \text{ksi}} = 0.489 \%$

## Apêndice F. Estimativa da Incerteza de medição da ROD

### Roseta óptica difrativa para medição de deformações e tensões impostas

Por ponto de medição

$\lambda := 660\text{-nm}$	Comprimento de Onda	
$\Lambda := 1.32\text{-}\mu\text{m}$	Passo da grade difração do DOE	
$\Delta\Lambda := 5\text{-nm}$	Erro no Passo da grade de Difração	
$r_m := 2.5\text{-mm}$	Raio de medição	
$RE := 1024$	Resolução espacial da Câmera CCD	
$\Delta r_m := \frac{2 \cdot r_m}{RE}$	Incerteza de medição dos pixels	$\Delta r_m = 4.9\text{ }\mu\text{m}$
$\Delta x := 8.7\text{-nm}$	Erro de Posicionamento do PZT usado para gerar deslocamento de fase	
$\Delta I := \frac{2.8}{256}$	Erros combinados de uma Câmera CCD ensaiada	$\Delta I = 1.094\%$
$A_m := \frac{42}{256}$	Amplitude de modulação típica	$A_m = 16\%$
$\Delta OF := \frac{1}{2 \cdot \pi} \cdot \sqrt{\left(\sqrt{2} \cdot \frac{\Delta I}{A_m}\right)^2 + \left(\frac{2 \cdot \pi}{\lambda} \cdot \Delta x\right)^2}$	Incerteza na medição de fase	$\Delta OF = 2\%$

### Análise de importância dos componentes de incerteza da ordem de franja:

Incerteza devida a relação $\Delta I/A_m$	$\frac{1}{2 \cdot \pi} \cdot \sqrt{2} \cdot \frac{\Delta I}{A_m} = 1.5\%$
Incerteza devida ao erro de deslocamento de fase	$\frac{\Delta x}{\lambda} = 1.3\%$
$OF := 16$	Número máximo de franjas



$$u := \frac{1}{2} \cdot \text{OF} \cdot \Lambda \quad \text{Equação para determinação do deslocamento com a ROD} \quad u = 10.56 \mu\text{m}$$

$$\Delta u := \sqrt{\left(\frac{1}{2} \cdot \Lambda \cdot \Delta \text{OF}\right)^2 + \left(\frac{1}{2} \cdot \text{OF} \cdot \Delta \Lambda\right)^2} \quad \text{Cálculo do erro na medição do deslocamento} \quad \Delta u = 42.1 \text{ nm}$$

### **Análise de importância dos componentes de incerteza do deslocamento:**

$$\text{Incerteza devida a incerteza na ordem de franja} \quad \frac{1}{2} \cdot \Lambda \cdot \Delta \text{OF} = 13.182 \text{ nm}$$

$$\text{Incerteza devida ao período do elemento óptico difrativo:} \quad \frac{1}{2} \cdot \text{OF} \cdot \Delta \Lambda = 40 \text{ nm}$$

$$\varepsilon := \frac{u}{r_m} \quad \text{Deformação máxima mensurável} \quad \varepsilon = 4224 \frac{\mu\text{m}}{\text{m}}$$

$$\Delta \varepsilon := \sqrt{\left(\frac{\Delta u}{r_m}\right)^2 + \left(\frac{u \cdot \Delta r_m}{r_m^2}\right)^2} \quad \text{Incerteza pontual de medição de deformação na condição de máximo raio e máxima deformação} \quad \Delta \varepsilon = 18.8 \frac{\mu\text{m}}{\text{m}}$$

$$\frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon} = 0.44 \%$$

### **Incerteza da média dos pontos de medição em uma dada direção**

$$n_{\text{dir}} := \frac{\text{RE}}{8} \quad \text{Número médio de direções sensíveis (estimado no raio médio)} \quad n_{\text{dir}} = 128$$

$$n_{\text{eq}_{\text{dir}}} := 2 \cdot \left( \sum_{i = -\frac{n_{\text{dir}}}{4}}^{\frac{n_{\text{dir}}}{4} - 1} \cos\left(i \cdot \frac{8}{\text{RE}} \cdot 2 \cdot \pi\right) \right) \quad \text{Número de pontos equivalentes, numa dada direção em função da sensibilidade radial} \quad n_{\text{eq}_{\text{dir}}} = 81.5$$

$$n_r := 254 \quad \text{Número de raios de medição}$$

$$\text{Número de pontos redundantes} \quad n_{\text{eq}_{\text{dir}}} \cdot n_r = 20694$$

$$\Delta M_u := \frac{\Delta u}{\sqrt{n_{eq_{dir}} \cdot n_r}} \quad \begin{array}{l} \text{Incerteza da média de medição} \\ \text{de deslocamentos da região,} \\ \text{numa dada direção definida} \end{array} \quad \Delta M_u = 0.293 \text{ mm}$$

$$\Delta M_\varepsilon := \frac{\Delta \varepsilon}{\sqrt{n_{eq_{dir}} \cdot n_r}} \quad \begin{array}{l} \text{Incerteza da média de medição} \\ \text{de deformação da região, numa} \\ \text{dada direção definida} \end{array} \quad \Delta M_\varepsilon = 0.13 \frac{\mu\text{m}}{\text{m}}$$

$$\frac{\Delta M_\varepsilon}{\varepsilon} = 0.003 \%$$

## Roseta Óptica difrativa para a medição de tensões residuais pelo método do furo

Incerteza por raio de medição com três direções

$$E := 207 \cdot \text{GPa} \quad \text{Módulo de elasticidade}$$

$$\Delta E := 3 \cdot \text{GPa} \quad \text{Incerteza no Módulo de elasticidade}$$

$$\nu := 0.285 \quad \text{Coeficiente de Poisson}$$

$$\Delta \nu := .015 \quad \text{Incerteza no coeficiente de Poisson}$$

$$r_0 := 0.8 \cdot \text{mm} \quad \text{Raio médio do furo}$$

$$\Delta r_0 := \sqrt{25^2 + 8^2} \cdot \mu\text{m} \quad \begin{array}{l} \text{Incerteza de forma e medição do raio} \\ \text{do furo} \end{array} \quad \Delta r_0 = 26 \mu\text{m}$$

$$r_{\min} := 1 \cdot \text{mm} \quad \text{Mínimo raio de amostragem}$$

$$r_{\max} := 5 \cdot \text{mm} \quad \text{Máximo raio de amostragem}$$

$$\Delta r := \sqrt{\left(\frac{r_{\max} \cdot 4}{RE}\right)^2 + (25 \cdot \mu\text{m})^2} \quad \begin{array}{l} \text{Resolução da medida do} \\ \text{raio de amostragem} \end{array} \quad \Delta r = 31.7 \mu\text{m}$$

$$r := \frac{r_{\min} + r_{\max}}{2} \quad \text{Raio médio no campo de medição} \quad r = 3 \text{ mm}$$

$$A := \frac{1 + \nu}{2 \cdot E} \cdot \frac{r_0^2}{r} \quad \text{Coeficiente A para furo passante} \quad A = 662 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$$

$$\Delta A := \sqrt{\left(\frac{-1}{2} \cdot \frac{1+\nu}{E} \cdot \frac{r_0^2}{r^2} \cdot \Delta r\right)^2 + \left(\frac{1+\nu}{E} \cdot \frac{r_0}{r} \cdot \Delta r_0\right)^2 + \left(\frac{1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r_0^2}{r} \cdot \Delta \nu\right)^2 + \left(\frac{-1}{2} \cdot \frac{1+\nu}{E^2} \cdot \frac{r_0^2}{r} \cdot \Delta E\right)^2} \dots$$

**Incerteza do coeficiente A**

$\Delta A = 45.7 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$

### Análise de importância dos componentes de incerteza do coeficiente A:

Incerteza devida ao raio do furo:  $\left| \frac{1+\nu}{E} \cdot \frac{r_0}{r} \cdot \Delta r_0 \right| = 43.452 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$

Incerteza devida ao módulo de elasticidade:  $\left| \frac{-1}{2} \cdot \frac{1+\nu}{E^2} \cdot \frac{r_0^2}{r} \cdot \Delta E \right| = 9.596 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$

Incerteza devida ao coeficiente de Poisson:  $\left| \frac{1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r_0^2}{r} \cdot \Delta \nu \right| = 7.729 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$

Incerteza devida ao raio de um ponto de medição:  $\left| \frac{-1}{2} \cdot \frac{1+\nu}{E} \cdot \frac{r_0^2}{r^2} \cdot \Delta r \right| = 7.002 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$

$$B := \frac{1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r_0^2}{r} \cdot \left(4 - \frac{1+\nu}{r^2} \cdot r_0^2\right)$$

**Coefficiente B para furo passante**  $B = 2014 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$

$$\Delta B := \sqrt{\left[\frac{-1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r_0^2}{r^2} \cdot \left(4 - \frac{1+\nu}{r^2} \cdot r_0^2\right) + \frac{1}{E} \cdot \frac{r_0^4}{r^4} \cdot (1+\nu)\right]^2 \cdot \Delta r^2 + \left[\frac{1}{E} \cdot \frac{r_0}{r} \cdot \left(4 - \frac{1+\nu}{r^2} \cdot r_0^2\right) - \frac{1}{E} \cdot \frac{r_0^3}{r^3} \cdot (1+\nu)\right]^2 \cdot \Delta r_0^2 + \left(\frac{-1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r_0^4}{r^3} \cdot \Delta \nu\right)^2 + \left[\frac{-1}{2 \cdot E^2} \cdot \frac{r_0^2}{r} \cdot \left(4 - \frac{1+\nu}{r^2} \cdot r_0^2\right)\right]^2 \cdot \Delta E^2}$$

**Incerteza do coeficiente B**

$\Delta B = 134 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$

### Análise de importância dos componentes de incerteza do coeficiente B:

Incerteza devida ao raio do furo:

$$\left| \left[ \frac{1}{E} \cdot \frac{r0}{r} \cdot \left( 4 - \frac{1+\nu}{r^2} \cdot r0^2 \right) - \frac{1}{E} \cdot \frac{r0^3}{r^3} \cdot (1+\nu) \right] \cdot \Delta r0 \right| = 129.08 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$$

Incerteza devida ao módulo de elasticidade:

$$\left| \frac{-1}{2 \cdot E^2} \cdot \frac{r0^2}{r} \cdot \left( 4 - \frac{1+\nu}{r^2} \cdot r0^2 \right) \cdot \Delta E \right| = 29.19 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$$

Incerteza devida ao raio de um ponto de medição:

$$\left| \frac{-1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r0^2}{r^2} \cdot \left( 4 - \frac{1+\nu}{r^2} \cdot r0^2 \right) + \frac{1}{E} \cdot \frac{r0^4}{r^4} \cdot (1+\nu) \right| \cdot \Delta r = 20.303 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$$

Incerteza devida ao coeficiente de Poisson:  $\left| \frac{-1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r0^4}{r^3} \cdot \Delta \nu \right| = 0.55 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$

$u_{\text{med}} := 338 \cdot \text{nm}$  Deslocamentos médio medidos no Raio médio

$\Delta H1 := 340 \cdot \text{nm}$  Amplitude de modulação do primeiro Harmônico

$$K_1 := \frac{u_{\text{med}}}{A} \quad \text{Cálculo de } K_1 \quad K_1 = 510.5 \text{ MPa}$$

$$\Delta K_1 := \sqrt{\left( \frac{u_{\text{med}} \cdot \Delta A}{A^2} \right)^2 + \left( \frac{\Delta u}{A} \right)^2} \quad \text{Incerteza no cálculo de } K_1 \quad \Delta K_1 = 72.7 \text{ MPa}$$

### Análise de importância da componente K1:

Incerteza devida a incerteza no deslocamento  $\frac{\Delta u}{A} = 63.6 \text{ MPa}$

Incerteza devida a incerteza do coeficiente A  $\frac{u_{\text{med}} \cdot \Delta A}{A^2} = 35.2 \text{ MPa}$

$$K_2 := \frac{AH1}{B} \quad \text{Cálculo de } K_2 \quad K_2 = 168.8 \text{ MPa}$$

$$\Delta K_2 := \sqrt{\left(\frac{AH1 \cdot \Delta B}{B^2}\right)^2 + \left(\frac{\Delta u}{B}\right)^2} \quad \text{Incerteza no cálculo de } K_2 \quad \Delta K_2 = 23.7 \text{ MPa}$$

### Análise de importância da componente K2:

Incerteza devida a incerteza no deslocamento  $\frac{\Delta u}{B} = 20.911 \text{ MPa}$

Incerteza devida a incerteza do coeficiente B  $\frac{AH1 \cdot \Delta B}{B^2} = 11.2 \text{ MPa}$

$$\sigma_1 := \frac{K_1 + K_2}{2} \quad \text{Determinação de tensões} \quad \sigma_1 = 340 \text{ MPa}$$

$$\sigma_2 := \frac{K_1 - K_2}{2} \quad \sigma_2 = 171 \text{ MPa}$$

$$\Delta \sigma := \sqrt{\left(\frac{\Delta K_1}{2}\right)^2 + \left(\frac{\Delta K_2}{2}\right)^2} \quad \text{Incerteza na determinação de tensões} \quad \Delta \sigma = 38.2 \text{ MPa}$$

### Análise de importância na incerteza das tensões

Incerteza na tensão devida a incerteza do componente K1:  $\frac{\Delta K_1}{2} = 36.356 \text{ MPa}$

Incerteza na tensão devida a incerteza do componente K2:  $\frac{\Delta K_2}{2} = 11.866 \text{ MPa}$

$$\sigma_{VM} := \sqrt{\sigma_1^2 - \sigma_1 \cdot \sigma_2 + \sigma_2^2} \quad \text{Tensão eq. de Von Misses} \quad \sigma_{VM} = 294 \text{ MPa}$$

Incerteza em relação ao critério de falha  $\frac{\Delta \sigma}{\sigma_{VM}} = 13\%$

Incerteza em relação a tensão de escoamento  $\frac{\Delta \sigma}{70 \cdot \text{ksi}} = 7.9\%$

Incerteza global

$$\begin{aligned}
& \left[ \left( \frac{u_{\text{med}}}{2 \cdot A^2} \right)^2 \cdot \left( \frac{-1}{2} \cdot \frac{1 + \nu}{E^2} \cdot \frac{r_0^2}{r} \right)^2 \dots \cdot \Delta E \dots \right]^2 = 38.2 \text{ MPa} \\
& + \left( \frac{A H_1}{2 \cdot B^2} \right)^2 \cdot \left[ \frac{-1}{2 \cdot E^2} \cdot \frac{r_0^2}{r} \cdot \left( 4 - \frac{1 + \nu}{r^2} \cdot r_0^2 \right) \right]^2 \\
& + \left[ \left( \frac{u_{\text{med}}}{2 \cdot A^2} \right)^2 \cdot \left( \frac{1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r_0^2}{r} \right)^2 + \left( \frac{A H_1}{2 \cdot B^2} \right)^2 \cdot \left( \frac{-1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r_0^4}{r^3} \right)^2 \cdot \Delta v \dots \right]^2 \\
& + \left[ \left( \frac{u_{\text{med}}}{2 \cdot A^2} \right)^2 \cdot \left( \frac{1 + \nu}{E} \cdot \frac{r_0}{r} \right)^2 \dots \cdot \Delta r_0 \dots \right]^2 \\
& + \left( \frac{A H_1}{2 \cdot B^2} \right)^2 \cdot \left[ \frac{1}{E} \cdot \frac{r_0}{r} \cdot \left( 4 - \frac{1 + \nu}{r^2} \cdot r_0^2 \right) \dots \right]^2 \\
& \quad + \frac{1}{E} \cdot \frac{r_0^3}{r^3} \cdot (1 + \nu) \\
& + \left[ \left( \frac{u_{\text{med}}}{2 \cdot A^2} \cdot \frac{-1}{2} \cdot \frac{1 + \nu}{E} \cdot \frac{r_0^2}{r^2} \right)^2 \dots \cdot \Delta r \dots \right]^2 \\
& + \left[ \frac{A H_1}{2 \cdot B^2} \cdot \left[ \frac{-1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r_0^2}{r^2} \cdot \left( 4 - \frac{1 + \nu}{r^2} \cdot r_0^2 \right) \dots \right]^2 \right]^2 \\
& \quad + \frac{1}{E} \cdot \frac{r_0^4}{r^4} \cdot (1 + \nu) \\
& + \left( \sqrt{\frac{A^2 + B^2}{A^2 \cdot B^2}} \cdot \frac{\Delta u}{2} \right)^2
\end{aligned}$$

$$\sqrt{\frac{A^2 + B^2}{A^2 \cdot B^2} \cdot \frac{\Delta u}{2}} = 33.5 \text{ MPa} \quad \text{Incerteza devido ao erro de medição de deslocamento da ROD}$$

Incerteza devida a medição do raio e ao erro de forma do furo

$$\sqrt{\left( \frac{u_{\text{med}}}{2 \cdot A^2} \right)^2 \cdot \left( \frac{1 + \nu}{E} \cdot \frac{r0}{r} \right)^2 \dots \cdot \Delta r0 = 17.6 \text{ MPa} + \left( \frac{AH1}{2 \cdot B^2} \right)^2 \left[ \frac{1}{E} \cdot \frac{r0}{r} \cdot \left( 4 - \frac{1 + \nu}{r^2} \cdot r0^2 \right) - \frac{1}{E} \cdot \frac{r0^3}{r^3} \cdot (1 + \nu) \right]^2}$$

Incerteza devida a incerteza no módulo de elasticidade do material

$$\sqrt{\left( \frac{u_{\text{med}}}{2 \cdot A^2} \right)^2 \cdot \left( \frac{-1}{2} \cdot \frac{1 + \nu}{E^2} \cdot \frac{r0^2}{r} \right)^2 \dots \cdot \Delta E = 3.9 \text{ MPa} + \left( \frac{AH1}{2 \cdot B^2} \right)^2 \left[ \frac{-1}{2 \cdot E^2} \cdot \frac{r0^2}{r} \cdot \left( 4 - \frac{1 + \nu}{r^2} \cdot r0^2 \right) \right]^2}$$

Incerteza devida a incerteza no coeficiente de Poisson

$$\sqrt{\left( \frac{u_{\text{med}}}{2 \cdot A^2} \right)^2 \cdot \left( \frac{1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r0^2}{r} \right)^2 + \left( \frac{AH1}{2 \cdot B^2} \right)^2 \cdot \left( \frac{-1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r0^4}{r^3} \right)^2 \cdot \Delta \nu = 2.98 \text{ MPa}}$$

Incerteza devida a medição do raio do grão óptico

$$\sqrt{\left( \frac{u_{\text{med}}}{2 \cdot A^2} \cdot \frac{-1}{2} \cdot \frac{1 + \nu}{E} \cdot \frac{r0^2}{r^2} \right)^2 \dots \cdot \Delta r = 2.83 \text{ MPa} + \left[ \frac{AH1}{2 \cdot B^2} \cdot \left[ \frac{-1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r0^2}{r^2} \cdot \left( 4 - \frac{1 + \nu}{r^2} \cdot r0^2 \right) + \frac{1}{E} \cdot \frac{r0^4}{r^4} \cdot (1 + \nu) \right] \right]^2}$$

Incerteza da tensão residual, considerando média dos pontos de medição

$$nPM_r := \frac{\int_{r_{\min}}^{r_{\max}} 2 \cdot \pi \cdot r \, dr}{\pi \cdot r_{\max}^2} \cdot \left( n_r \cdot \frac{n_{\text{dir}}}{3} \right) \quad \begin{array}{l} \text{Número de pontos de} \\ \text{medição redundantes} \end{array} \quad nPM_r = 10404$$

$$\Delta MA := \sqrt{\left( \frac{\left( \frac{-1}{2} \cdot \frac{1+\nu}{E} \cdot \frac{r_0^2}{r^2} \cdot \Delta r \right)^2}{\sqrt{nPM_r}} \right)^2 + \left( \frac{\left( \frac{1+\nu}{E} \cdot \frac{r_0}{r} \cdot \Delta r_0 \right)^2}{\sqrt{\frac{n_{\text{dir}}}{3}}} \right)^2 \dots + \left( \frac{\left( \frac{1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r_0^2}{r} \cdot \Delta \nu \right)^2}{\sqrt{nPM_r}} \right)^2 + \left( \frac{\left( \frac{-1}{2} \cdot \frac{1+\nu}{E^2} \cdot \frac{r_0^2}{r} \cdot \Delta E \right)^2}{\sqrt{nPM_r}} \right)^2}$$

**Incerteza da média do coeficiente A**

$$\Delta MA = 14 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$$

**Análise de importância na média dos componentes de incerteza do coeficiente A:**

Incerteza devida ao módulo de elasticidade:

$$\left| \frac{-1}{2} \cdot \frac{1+\nu}{E^2} \cdot \frac{r_0^2}{r} \cdot \Delta E \right| = 9.6 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$$

Incerteza devida ao coeficiente de Poisson:

$$\left| \frac{1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r_0^2}{r} \cdot \Delta \nu \right| = 7.73 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$$

Incerteza devida ao raio do furo:

$$\left| \frac{1+\nu}{E} \cdot \frac{r_0}{r} \cdot \Delta r_0 \cdot \sqrt{\frac{3}{n_{\text{dir}}}} \right| = 6.65 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$$

Incerteza devida ao raio de um ponto de medição:

$$\left| \frac{-1}{2} \cdot \frac{1+\nu}{E} \cdot \frac{r_0^2}{r^2} \cdot \frac{\Delta r}{\sqrt{nPM_r}} \right| = 0.07 \frac{\text{nm}}{\text{GPa}}$$



$$\Delta MB := \sqrt{\left[ \frac{\left[ \frac{-1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r0^2}{r^2} \cdot \left( 4 - \frac{1 + \nu}{r^2} \cdot r0^2 \right) + \frac{1}{E} \cdot \frac{r0^4}{r^4} \cdot (1 + \nu) \right] \cdot \Delta r}{\sqrt{nPM_r}} \right]^2 + \left[ \frac{\left[ \frac{1}{E} \cdot \frac{r0}{r} \cdot \left( 4 - \frac{1 + \nu}{r^2} \cdot r0^2 \right) - \frac{1}{E} \cdot \frac{r0^3}{r^3} \cdot (1 + \nu) \right] \cdot \Delta r0}{\sqrt{\frac{n_{dir}}{3}}} \right]^2 + \left( \frac{-1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r0^4}{r^3} \cdot \Delta \nu \right)^2 + \left[ \frac{-1}{2 \cdot E^2} \cdot \frac{r0^2}{r} \cdot \left( 4 - \frac{1 + \nu}{r^2} \cdot r0^2 \right) \cdot \Delta E \right]^2} \right. \dots$$

**Incerteza da média do coeficiente B**

$$\Delta MB = 35 \frac{nm}{GPa}$$

**Análise de importância na média dos componentes de incerteza do coeficiente B:**

Incerteza devida ao módulo de elasticidade:  $\left| \frac{-1}{2 \cdot E^2} \cdot \frac{r0^2}{r} \cdot \left( 4 - \frac{1 + \nu}{r^2} \cdot r0^2 \right) \cdot \Delta E \right| = 29.19 \frac{nm}{GPa}$

Incerteza devida ao raio do furo:

$$\left| \left[ \frac{1}{E} \cdot \frac{r0}{r} \cdot \left( 4 - \frac{1 + \nu}{r^2} \cdot r0^2 \right) - \frac{1}{E} \cdot \frac{r0^3}{r^3} \cdot (1 + \nu) \right] \cdot \Delta r0 \cdot \sqrt{\frac{3}{n_{dir}}} \right| = 19.761 \frac{nm}{GPa}$$

Incerteza devida ao coeficiente de Poisson:  $\left| \frac{-1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r0^4}{r^3} \cdot \Delta \nu \right| = 0.55 \frac{nm}{GPa}$

Incerteza devida ao raio de um ponto de medição:

$$\left| \frac{-1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r0^2}{r^2} \cdot \left( 4 - \frac{1 + \nu}{r^2} \cdot r0^2 \right) + \frac{1}{E} \cdot \frac{r0^4}{r^4} \cdot (1 + \nu) \right| \cdot \frac{\Delta r}{\sqrt{nPM_r}} = 0.199 \frac{nm}{GPa}$$

$$\Delta MK_1 := \sqrt{\left(\frac{u_{\text{med}} \cdot \Delta MA}{A^2}\right)^2 + \left(\frac{\Delta u}{A \cdot \sqrt{nPM_T}}\right)^2}$$

**Incerteza da média no cálculo de  $K_1$**

$$\Delta MK_1 = 10.8 \text{ MPa}$$

### **Análise de importância da componente $K_1$ :**

Incerteza na média devida a incerteza do coeficiente A

$$\frac{u_{\text{med}} \cdot \Delta MA}{A^2} = 10.8 \text{ MPa}$$

Incerteza na média devida a incerteza no deslocamento

$$\frac{\Delta u}{A \cdot \sqrt{nPM_T}} = 0.6 \text{ MPa}$$

### **Incerteza da média no cálculo de $K_2$**

$$\Delta MK_2 := \sqrt{\left(\frac{AH1 \cdot \Delta MB}{B^2}\right)^2 + \left(\frac{\Delta u}{B \cdot \sqrt{nPM_T}}\right)^2}$$

$$\Delta MK_2 = 3 \text{ MPa}$$

### **Análise de importância da componente $K_2$ :**

Incerteza na média devida a incerteza do coeficiente B

$$\frac{AH1 \cdot \Delta MB}{B^2} = 3 \text{ MPa}$$

Incerteza na média devida a incerteza no deslocamento

$$\frac{\Delta u}{B \cdot \sqrt{nPM_T}} = 0.21 \text{ MPa}$$

$$\Delta M\sigma := \sqrt{\left(\frac{\Delta MK_1}{2}\right)^2 + \left(\frac{\Delta MK_2}{2}\right)^2}$$

**Incerteza da média na determinação de tensões**

$$\Delta M\sigma = 5.6 \text{ MPa}$$

### **Análise de importância na incerteza das tensões**

Incerteza na tensão devida a incerteza do componente  $K_1$ :

$$\frac{\Delta MK_1}{2} = 5.4 \text{ MPa}$$

Incerteza na tensão devida a incerteza do componente  $K_2$ :

$$\frac{\Delta MK_2}{2} = 1.5 \text{ MPa}$$

**Incerteza da média em relação ao critério de falha**

$$\frac{\Delta M\sigma}{\sigma_{VM}} = 1.9\%$$

**Incerteza da média em relação a tensão de escoamento**

$$\frac{\Delta M\sigma}{70\text{-ksi}} = 1.2\%$$

Incerteza global

$$\begin{aligned}
 & \left[ \left( \frac{u_{\text{med}}}{2 \cdot A^2} \right)^2 \cdot \left( \frac{-1}{2} \cdot \frac{1 + \nu}{E^2} \cdot \frac{r0^2}{r} \right)^2 \dots \cdot \Delta E \dots \right]^2 = 5.6 \text{MPa} \\
 & + \left( \frac{AH1}{2 \cdot B^2} \right)^2 \cdot \left[ \frac{-1}{2 \cdot E^2} \cdot \frac{r0^2}{r} \cdot \left( 4 - \frac{1 + \nu}{r^2} \cdot r0^2 \right) \right]^2 \\
 & + \left[ \left( \frac{u_{\text{med}}}{2 \cdot A^2} \right)^2 \cdot \left( \frac{1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r0^2}{r} \right)^2 + \left( \frac{AH1}{2 \cdot B^2} \right)^2 \cdot \left( \frac{-1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r0^4}{r^3} \right)^2 \cdot \Delta \nu \dots \right]^2 \\
 & + \left[ \frac{3}{n_{\text{dir}}} \cdot \left( \frac{u_{\text{med}}}{2 \cdot A^2} \right)^2 \cdot \left( \frac{1 + \nu}{E} \cdot \frac{r0}{r} \right)^2 \dots \cdot \Delta r0 \dots \right]^2 \\
 & + \left( \frac{AH1}{2 \cdot B^2} \right)^2 \cdot \left[ \frac{1}{E} \cdot \frac{r0}{r} \cdot \left( 4 - \frac{1 + \nu}{r^2} \cdot r0^2 \right) \dots \right]^2 \\
 & + \frac{1}{E} \cdot \frac{r0^3}{r^3} \cdot (1 + \nu) \\
 & + \left[ \left( \frac{u_{\text{med}}}{2 \cdot A^2} \cdot \frac{-1}{2} \cdot \frac{1 + \nu}{E} \cdot \frac{r0^2}{r^2} \right)^2 \dots \cdot \Delta r \dots \right]^2 \\
 & + \left[ \frac{AH1}{2 \cdot B^2} \cdot \frac{\frac{-1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r0^2}{r^2} \cdot \left( 4 - \frac{1 + \nu}{r^2} \cdot r0^2 \right) + \frac{1}{E} \cdot \frac{r0^4}{r^4} \cdot (1 + \nu)}{\sqrt{nPM_r}} \right]^2 \\
 & + \left( \frac{A^2 + B^2}{A^2 \cdot B^2 \cdot nPM_r} \cdot \frac{\Delta u}{2} \right)^2
 \end{aligned}$$

Incerteza devida a incerteza no módulo de elasticidade do material

$$\sqrt{\left(\frac{u_{\text{med}}}{2 \cdot A^2}\right)^2 \cdot \left(\frac{-1}{2} \cdot \frac{1 + \nu}{E^2} \cdot \frac{r0^2}{r}\right)^2 \dots \cdot \Delta E = 3.9 \text{ MPa}} \\ + \left(\frac{AHI}{2 \cdot B^2}\right)^2 \cdot \left[\frac{-1}{2 \cdot E^2} \cdot \frac{r0^2}{r} \cdot \left(4 - \frac{1 + \nu}{r^2} \cdot r0^2\right)\right]^2$$

Incerteza devida a incerteza no coeficiente de Poisson

$$\sqrt{\left(\frac{u_{\text{med}}}{2 \cdot A^2}\right)^2 \cdot \left(\frac{1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r0^2}{r}\right)^2 + \left(\frac{AHI}{2 \cdot B^2}\right)^2 \cdot \left(\frac{-1}{2 \cdot E} \cdot \frac{r0^4}{r^3}\right)^2 \cdot \Delta \nu = 2.98 \text{ MPa}}$$

Incerteza devida a medição do raio e ao erro de forma do furo

$$\sqrt{\frac{3}{n_{\text{dir}}} \cdot \left[\left(\frac{u_{\text{med}}}{2 \cdot A^2}\right)^2 \cdot \left(\frac{1 + \nu}{E} \cdot \frac{r0}{r}\right)^2 \dots \right.} \\ \left. + \left(\frac{AHI}{2 \cdot B^2}\right)^2 \cdot \left[\frac{1}{E} \cdot \frac{r0}{r} \cdot \left(4 - \frac{1 + \nu}{r^2} \cdot r0^2\right) - \frac{1}{E} \cdot \frac{r0^3}{r^3} \cdot (1 + \nu)\right]^2\right] \cdot \Delta r0 = 2.7 \text{ MPa}}$$

Incerteza devido ao erro de medição de deslocamento da ROD

$$\sqrt{\frac{A^2 + B^2}{A^2 \cdot B^2 \cdot nPM_r} \cdot \frac{\Delta u}{2}} = 0.328 \text{ MPa}$$

Incerteza devida a medição do raio do grão óptico

$$\sqrt{\left( \frac{u_{\text{med}}}{2 \cdot A^2} \cdot \frac{\frac{-1}{2} \cdot \frac{1+\nu}{E} \cdot \frac{r_0^2}{r^2}}{\sqrt{nPM_r}} \right)^2 + \left[ \frac{AH1}{2 \cdot B^2} \cdot \frac{\frac{-1}{2} \cdot \frac{r_0^2}{E} \cdot \left( 4 - \frac{1+\nu}{r^2} \cdot r_0^2 \right) + \frac{1}{E} \cdot \frac{r_0^4}{r^4} \cdot (1+\nu)}{\sqrt{nPM_r}} \right]^2} \cdot \Delta r = 0.028 \text{ MPa}$$

**Apêndice G. Dados brutos da calibração da Roseta óptica difrativa, com o LASER de projeto de 660 nm**

Posicionamento SMP				Ciclo 1					
OF	r μm	teta °	LASER 2x μm	arquivo	hora	x μm	y μm	r μm	teta °
0	0,000		<b>0,00</b>	1Dc1p00	15:39				
0,1	0,066	90	<b>0,13</b>	1Dc1p01	15:40	-0,019	0,055	0,058	109,1
0,2	0,132	90	<b>0,26</b>	1Dc1p02	15:42	-0,037	0,113	0,119	108,1
0,25	0,165	90	<b>0,33</b>	1Dc1p03	15:43	-0,036	0,148	0,152	103,7
0,33	0,218	90	<b>0,44</b>	1Dc1p04	15:44	-0,057	0,197	0,205	106,1
0,5	0,330	90	<b>0,66</b>	1Dc1p05	15:45	-0,1	0,317	0,332	107,5
0,667	0,440	90	<b>0,88</b>	1Dc1p06	15:46	-0,12	0,415	0,432	106,1
0,75	0,495	90	<b>0,99</b>	1Dc1p07	15:47	-0,135	0,473	0,492	105,9
0,8	0,528	90	<b>1,06</b>	1Dc1p08	15:48	-0,148	0,505	0,526	106,3
1	0,660	90	<b>1,32</b>	1Dc1p09	15:49	-0,179	0,629	0,654	105,9
1,33	0,878	90	<b>1,76</b>	1Dc1p10	15:50	-0,209	0,818	0,844	104,3
1,67	1,102	90	<b>2,20</b>	1Dc1p11	15:52	-0,249	1,006	1,036	103,9
2	1,320	90	<b>2,64</b>	1Dc1p12	15:52	-0,275	1,191	1,222	103,0
2,5	1,650	90	<b>3,30</b>	1Dc1p13	15:55	-0,315	1,472	1,505	102,1
3	1,980	90	<b>3,96</b>	1Dc1p14	15:56	-0,341	1,745	1,778	101,1
3	1,980	90	<b>3,96</b>	1Dc1p15	15:57	-0,332	1,742	1,773	100,8
2	1,320	90	<b>2,64</b>	1Dc1p16	15:59	-0,214	1,161	1,181	100,4
1	0,660	90	<b>1,32</b>	1Dc1p17	16:00	-0,096	0,586	0,594	99,3
0	0,000		<b>0,00</b>	1Dc1p18	16:01	0,034	-0,005	0,034	-8,4
-1	-0,660	270	<b>1,32</b>	1Dc1p19	16:04	0,164	-0,588	0,610	-74,4
-2	-1,320	270	<b>2,64</b>	1Dc1p20	16:06	0,306	-1,17	1,209	-75,3
-3	-1,980	270	<b>3,96</b>	1Dc1p21	16:08	0,438	-1,734	1,788	-75,8
-3	-1,980	270	<b>3,96</b>	1Dc1p22	16:09	0,423	-1,718	1,769	-76,2
-2	-1,320	270	<b>2,64</b>	1Dc1p23	16:10	0,252	-1,104	1,132	-77,1
-1	-0,660	270	<b>1,32</b>	1Dc1p24	16:11	0,113	-0,512	0,524	-77,6
0	0,000		<b>0,00</b>	1Dc1p25	16:13	-0,008	0,067	0,067	96,8

Ciclo 2						Ciclo 3					
arq	hora	x	y	r	teta	arq	hora	x	y	r	teta
		$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$^{\circ}$			$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$^{\circ}$
1Dc2p00	16:30					1Dc3p00	17:03				
1Dc2p01	16:31	-0,021	0,051	0,055	112,4	1Dc3p01	17:06	-0,037	0,043	0,057	130,7
1Dc2p02	16:31	-0,046	0,116	0,125	111,6	1Dc3p02	17:06	-0,021	0,103	0,105	101,5
1Dc2p03	16:32	-0,051	0,145	0,154	109,4	1Dc3p03	17:09	-0,037	0,143	0,148	104,5
1Dc2p04	16:34	-0,059	0,194	0,203	106,9	1Dc3p04	17:10	-0,051	0,192	0,199	104,9
1Dc2p05	16:34	-0,091	0,308	0,321	106,5	1Dc3p05	17:10	-0,073	0,303	0,312	103,5
1Dc2p06	16:35	-0,114	0,405	0,421	105,7	1Dc3p06	17:12	-0,08	0,391	0,399	101,6
1Dc2p07	16:38	-0,131	0,484	0,501	105,1	1Dc3p07	17:13	-0,093	0,447	0,457	101,8
1Dc2p08	16:39	-0,12	0,493	0,507	103,7	1Dc3p08	17:14	-0,099	0,478	0,488	101,7
1Dc2p09	16:40	-0,153	0,611	0,630	104,1	1Dc3p09	17:15	-0,137	0,604	0,619	102,8
1Dc2p10	16:41	-0,195	0,803	0,826	103,6	1Dc3p10	17:16	-0,17	0,788	0,806	102,2
1Dc2p11	16:42	-0,226	0,999	1,024	102,7	1Dc3p11	17:17	-0,203	0,979	1,000	101,7
1Dc2p12	16:43	-0,257	1,184	1,212	102,2	1Dc3p12	17:18	-0,239	1,169	1,193	101,6
1Dc2p13	16:44	-0,293	1,463	1,492	101,3	1Dc3p13	17:19	-0,282	1,456	1,483	101,0
1Dc2p14	16:46	-0,331	1,755	1,786	100,7	1Dc3p14	17:20	-0,327	1,737	1,768	100,7
1Dc2p15	16:47	-0,316	1,739	1,767	100,3	1Dc3p15	17:21	-0,314	1,725	1,753	100,3
1Dc2p16	16:49	-0,21	1,164	1,183	100,2	1Dc3p16	17:23	-0,215	1,152	1,172	100,6
1Dc2p17	16:51	-0,09	0,584	0,591	98,8	1Dc3p17	17:24	-0,106	0,583	0,593	100,3
1Dc2p18	16:52	0,038	-0,009	0,039	-13,3	1Dc3p18	17:25	0,008	-0,001	0,008	-7,1
1Dc2p19	16:54	0,17	-0,598	0,622	-74,1	1Dc3p19	17:27	0,133	-0,584	0,599	-77,2
1Dc2p20	16:55	0,302	-1,187	1,225	-75,7	1Dc3p20	17:28	0,266	-1,166	1,196	-77,1
1Dc2p21	16:57	0,424	-1,759	1,809	-76,4	1Dc3p21	17:30	0,377	-1,739	1,779	-77,8
1Dc2p22	16:58	0,416	-1,749	1,798	-76,6	1Dc3p22	17:30	0,364	-1,729	1,767	-78,1
1Dc2p23	16:58	0,235	-1,132	1,156	-78,3	1Dc3p23	17:32	0,184	-1,115	1,130	-80,6
1Dc2p24	17:00	0,078	-0,534	0,540	-81,7	1Dc3p24	17:33	0,044	-0,516	0,518	-85,1
1Dc2p25	17:01	-0,037	0,043	0,057	130,7	1Dc3p25	17:35	-0,073	0,062	0,096	139,7

Ciclo 4						Ciclo 5					
arq	hora	x μm	y μm	r μm	teta °	arq	Hora	x μm	y μm	r μm	teta °
1Dc4p00	17:56					1Dc5p00	18:26				
1Dc4p01	17:58	-0,010	0,051	0,052	101,1	1Dc5p01	18:27	-0,012	0,045	0,047	104,9
1Dc4p02	17:58	-0,023	0,101	0,104	102,8	1Dc5p02	18:27	-0,036	0,111	0,117	108,0
1Dc4p03	18:00	-0,036	0,15	0,154	103,5	1Dc5p03	18:28	-0,048	0,145	0,153	108,3
1Dc4p04	18:01	-0,037	0,174	0,178	102,0	1Dc5p04	18:28	-0,064	0,193	0,203	108,3
1Dc4p05	18:01	-0,067	0,292	0,300	102,9	1Dc5p05	18:29	-0,089	0,301	0,314	106,5
1Dc4p06	18:02	-0,082	0,384	0,393	102,1	1Dc5p06	18:30	-0,113	0,397	0,413	105,9
1Dc4p07	18:04	-0,087	0,446	0,454	101,0	1Dc5p07	18:30	-0,119	0,451	0,466	104,8
1Dc4p08	18:05	-0,107	0,481	0,493	102,5	1Dc5p08	18:31	-0,124	0,477	0,493	104,6
1Dc4p09	18:06	-0,133	0,597	0,612	102,6	1Dc5p09	18:31	-0,149	0,596	0,614	104,0
1Dc4p10	18:07	-0,168	0,787	0,805	102,1	1Dc5p10	18:32	-0,179	0,779	0,799	102,9
1Dc4p11	18:08	-0,197	0,974	0,994	101,4	1Dc5p11	18:33	-0,209	0,979	1,001	102,1
1Dc4p12	18:09	-0,232	1,163	1,186	101,3	1Dc5p12	18:34	-0,24	1,166	1,190	101,6
1Dc4p13	18:10	-0,27	1,446	1,471	100,6	1Dc5p13	18:35	-0,266	1,439	1,463	100,5
1Dc4p14	18:11	-0,298	1,719	1,745	99,8	1Dc5p14	18:36	-0,297	1,716	1,742	99,8
1Dc4p15	18:12	-0,288	1,713	1,737	99,5	1Dc5p15	18:37	-0,298	1,712	1,738	99,9
1Dc4p16	18:13	-0,205	1,148	1,166	100,1	1Dc5p16	18:37	-0,217	1,145	1,165	100,7
1Dc4p17	18:14	-0,09	0,571	0,578	99,0	1Dc5p17	18:39	-0,107	0,572	0,582	100,6
1Dc4p18	18:15	0,013	0,001	0,013	4,4	1Dc5p18	18:40	0,009	-0,012	0,015	-53,1
1Dc4p19	18:16	0,145	-0,593	0,610	-76,3	1Dc5p19	18:42	0,128	-0,596	0,610	-77,9
1Dc4p20	18:18	0,259	-1,171	1,199	-77,5	1Dc5p20	18:43	0,274	-1,187	1,218	-77,0
1Dc4p21	18:19	0,395	-1,754	1,798	-77,3	1Dc5p21	18:44	0,394	-1,763	1,806	-77,4
1Dc4p22	18:20	0,38	-1,743	1,784	-77,7	1Dc5p22	18:45	0,381	-1,755	1,796	-77,8
1Dc4p23	18:21	0,201	-1,123	1,141	-79,9	1Dc5p23	18:46	0,197	-1,14	1,157	-80,2
1Dc4p24	18:22	0,076	-0,539	0,544	-82,0	1Dc5p24	18:47	0,059	-0,542	0,545	-83,8
1Dc4p25	18:23	-0,055	0,05	0,074	137,7	1Dc5p25	18:48	-0,05	0,038	0,063	142,8



**Apêndice H. Dados brutos da calibração da Roseta óptica difrativa, usando um LASER com 532 nm para comprovar a invariância ao comprimento de onda.**

				Ciclo 1					
OF	r	teta	LASER	arq	hora	x	y	r	teta
	$\mu\text{m}$	$^{\circ}$	$2x \mu\text{m}$			$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$^{\circ}$
0	0,000		<b>0,00</b>	1D532c1p00	15:42				
0,5	0,330	90	<b>0,66</b>	1D532c1p01	15:42	-0,019	0,272	0,273	94,0
1	0,660	90	<b>1,32</b>	1D532c1p02	15:43	-0,041	0,562	0,563	94,2
1,5	0,990	90	<b>1,98</b>	1D532c1p03	15:44	-0,059	0,846	0,848	94,0
2	1,320	90	<b>2,64</b>	1D532c1p04	15:47	-0,103	1,195	1,199	94,9
2,5	1,650	90	<b>3,30</b>	1D532c1p05	15:47	-0,119	1,463	1,468	94,7
3	1,980	90	<b>3,96</b>	1D532c1p06	15:49	-0,148	1,735	1,741	94,9
0	0,000		<b>0,00</b>	1D532c1p07	15:50	-0,058	0,094	0,110	121,7

Ciclo 2						Ciclo 3					
arq	hora	x	y	r	teta	arq	hora	x	y	r	teta
		$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$^{\circ}$			$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$^{\circ}$
1D532c2p00	15:51					1D532c3p00	15:59				
1D532c2p01	15:52	-0,014	0,267	0,267	93,0	1D532c3p01	16:00	-0,013	0,264	0,264	92,8
1D532c2p02	15:53	-0,031	0,568	0,569	93,1	1D532c3p02	16:01	-0,04	0,553	0,554	94,1
1D532c2p03	15:54	-0,059	0,834	0,836	94,0	1D532c3p03	16:02	-0,068	0,851	0,854	94,6
1D532c2p04	15:55	-0,088	1,12	1,123	94,5	1D532c3p04	16:06	-0,107	1,131	1,136	95,4
1D532c2p05	15:56	-0,114	1,398	1,403	94,7	1D532c3p05	16:07	-0,134	1,406	1,412	95,4
1D532c2p06	15:56	-0,141	1,666	1,672	94,8	1D532c3p06	16:08	-0,157	1,678	1,685	95,3
1D532c2p07	15:57	-0,055	0,042	0,069	142,6	1D532c3p07	16:08	-0,064	0,041	0,076	147,4
Ciclo 4						Ciclo 5					
arq	hora	x	y	r	teta	arq	hora	x	y	r	teta
		$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$^{\circ}$			$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$^{\circ}$
1D532c4p00	16:11					1D532c5p00	16:18				
1D532c4p01	16:12	-0,017	0,272	0,273	93,6	1D532c5p01	16:19	-0,015	0,272	0,272	93,2
1D532c4p02	16:12	-0,037	0,554	0,555	93,8	1D532c5p02	16:20	-0,031	0,551	0,552	93,2
1D532c4p03	16:13	-0,055	0,827	0,829	93,8	1D532c5p03	16:20	-0,051	0,828	0,830	93,5
1D532c4p04	16:14	-0,075	1,101	1,104	93,9	1D532c5p04	16:21	-0,066	1,097	1,099	93,4
1D532c4p05	16:14	-0,091	1,372	1,375	93,8	1D532c5p05	16:22	-0,082	1,368	1,370	93,4
1D532c4p06	16:15	-0,11	1,641	1,645	93,8	1D532c5p06	16:25	-0,107	1,647	1,650	93,7
1D532c4p07	16:16	-0,013	0,012	0,018	137,3	1D532c5p07	16:26	-0,014	0,009	0,017	147,3

## Anexo A. Sistemas de medições padrões para a calibração da Roseta Óptica Difractiva.

Eixo X:

laser Interferométrico

- Fabricante: ..... RENISHAW
  - Procedência: ..... Inglaterra
  - Modelo: ..... ML 10
  - Número de série:..... G46035
  - Última calibração: ..... 15/03/2010
  - Faixa de medição:..... 30 m
  - Resolução: ..... 1 nm
  - Comprimento de onda: ..... 632,990564+/-  
0,000013 nm
  - Registro: ..... RC2033
- Interferômetro de espelho plano
- Fabricante: ..... Hewlett Packard
  - Procedência: ..... EUA
  - Modelo: ..... 10706A
  - Faixa de medição:..... 15 m
  - Resolução: ..... 0,5 nm
- Espelhos planos
- Fabricante: ..... Thorlabs
  - Procedência: ..... New Jersey, EUA
  - Modelo: ..... KM100-E02
  - Diâmetro:..... 25 mm
  - Planicidade: .....  $\lambda/10$

Eixo Y:

laser Interferométrico

Fabricante:           RENISHAW

- Procedência: ..... Inglaterra
- Modelo: ..... LASER 10
- Número de série:..... G35516
- Última calibração: ..... 17/02/2009
- Faixa de medição:..... 30 m
- Resolução: ..... 1 nm
- Comprimento de onda: ..... 632,990557+/-  
0,000027 nm
- Registro: ..... RC1903

## Interferômetro de espelho plano

- Fabricante: ..... Hewlett Packard
- Procedência: ..... EUA
- Modelo: ..... 10706A
- Faixa de medição: ..... 15 m
- Resolução: ..... 0,5 nm

## Espelhos planos

- Fabricante: ..... Thorlabs
- Procedência: ..... New Jersey, EUA
- Modelo: ..... KM100-E02
- Diâmetro: ..... 25 mm
- Planicidade: .....  $\lambda/10$