

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**APLICAÇÕES DO INTERFERÔMETRO RADIAL PLANO NA
MEDIÇÃO DE TRANSLAÇÃO, DEFORMAÇÕES E TENSÕES
MECÂNICAS**

Tese submetida à

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA

para a obtenção do grau de

DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA

CELSO LUIZ NICKEL VEIGA

Florianópolis, março de 2003

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**APLICAÇÕES DO INTERFERÔMETRO RADIAL PLANO NA
MEDIÇÃO DE TRANSLAÇÃO, DEFORMAÇÕES E TENSÕES
MECÂNICAS**

CELSO LUIZ NICKEL VEIGA

Esta tese foi julgada adequada para a obtenção do título de

DOCTOR EM ENGENHARIA

ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA

sendo aprovada em sua forma final.

Orientador:

Prof. Armando Albertazzi Gonçalves Jr., Dr.Eng. _____

Coordenador do Curso:

Prof. José Antônio Bellini da Cunha Neto, Dr. _____

BANCA EXAMINADORA

Presidente:

Prof. Armando Albertazzi Gonçalves Jr., Dr.Eng.

Universidade Federal de Santa Catarina _____

Prof. Guillermo Héctor Kaufmann, Dr.

Universidade Nacional de Rosário - Argentina _____

Prof. Mikiya Muramatsu, Dr.

Universidade de São Paulo _____

Prof. Eduardo Alberto Fancello, D.Sc.

Universidade Federal de Santa Catarina _____

Prof. Marco Antonio Martins Cavaco, Ph.D.

Universidade Federal de Santa Catarina _____

Agradecimentos

- ❖ A minha família, pela compreensão, incentivo e apoio recebidos em todas as etapas deste trabalho.
- ❖ Aos meus pais, a quem tudo devo, em especial o exemplo de vida e dedicação.
- ❖ Ao Prof. Armando Albertazzi, pela orientação e pelas inúmeras horas dedicadas às suas discussões técnicas.
- ❖ Aos funcionários e colegas do LABMETRO, sem restringir, porém em especial àqueles mais diretamente ligados ao trabalho, Daniel P. Willemann, Ricardo Sutério e Rodrigo A. Vidotto.
- ❖ À Universidade Federal de Santa Catarina, por ter sido o cenário maior desta realização.
- ❖ Ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da UFSC, pela gestão e empenho no aperfeiçoamento da sua missão.
- ❖ Ao Programa de Pós-graduação em Metrologia Científica e Industrial da UFSC, pelo suporte através dos seus professores, e projetos associados.
- ❖ Ao CNPq - Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico, pela concessão da bolsa de estudos que viabilizou a primeira fase dos trabalhos.
- ❖ Ao PADCT/CTPETRO e à Petrobrás/CENPES, que financiaram importantes projetos associados a esta tese.
- ❖ À Pontifícia Universidade Católica do Paraná, pela confiança depositada.
- ❖ À Fundação CERTI, pelo apoio pessoal nas fases iniciais deste empreendimento.
- ❖ A todos não mencionados aqui, mas que, de alguma forma, contribuíram indiretamente para o sucesso deste trabalho.

Sumário

Lista de figuras.....	vii
Lista de tabelas.....	x
Lista de símbolos.....	xi
Publicações recentes do autor.....	xiii
Resumo.....	xiv
Abstract.....	xv
1 Introdução.....	1
2 A holografia eletrônica na Mecânica Experimental	4
2.1 Métodos usuais para a análise de tensões.....	4
2.2 Fundamentos da holografia eletrônica.....	6
2.3 A proposta do trabalho	12
3 O interferômetro radial	15
3.1 Configuração geral do interferômetro radial	15
3.2 O interferômetro radial em Bancada Experimental.....	18
3.3 O sistema MTRES	20
3.4 O sistema Roseta Óptica.....	21
3.5 Operação de medição.....	23
3.5.1 Procedimentos preliminares	23
3.5.2 Programa de medição	24
3.5.3 Algoritmos de processamento	27
3.5.4 Programa de simulação.....	29
4 Fontes de erros na medição com o interferômetro radial	31
4.1 Fontes de erros relacionadas ao subsistema de iluminação.....	31
4.2 Fontes de erros relacionadas ao subsistema de visualização.....	35
4.3 Fontes de erros relacionadas ao objeto medido.....	37
4.4 Fontes de erros relativas ao processamento dos dados.....	38
4.5 Fontes de erros relativas à operação e outros erros	39
4.6 Fontes de erros particulares do interferômetro tipo Roseta Óptica	40
4.7 Fontes de erros particulares do interferômetro tipo MTRES	41

4.8	Considerações finais	42
5	Medição de translação	44
5.1	Formulação do interferômetro radial	44
5.2	Calibração dos protótipos em translação	45
5.2.1	Calibração da Bancada Experimental	45
5.2.2	Calibração do sistema MTRES	46
5.2.3	Calibração do sistema Roseta Óptica	50
5.3	Ensaio de repetitividade em máquina de usinagem por eletroerosão a fio.....	51
5.4	Considerações finais	55
6	Medição de deformações e de tensões mecânicas	56
6.1	Formulação do interferômetro radial	56
6.1.1	Formulação para a medição de tensões e deformações uniformes	56
6.1.2	Formulação para a determinação das propriedades elásticas de materiais	60
6.2	Avaliação experimental de deformações e tensões	61
6.2.1	Ensaio com a Bancada Experimental	61
6.2.2	Ensaio com o sistema MTRES	63
6.2.3	Ensaio com a Roseta Óptica	67
6.3	Ensaio de determinação das propriedades elásticas de material.....	69
6.3.1	Determinação do módulo de elasticidade	69
6.3.2	Determinação do coeficiente de Poisson	70
6.4	Considerações gerais	71
7	Medição de gradientes de deformações e de tensões mecânicas	73
7.1	Formulação do interferômetro radial	73
7.1.1	Estado plano de tensões	74
7.1.2	Estado tridimensional de tensões.....	80
7.2	Discussão sobre os modelos propostos.....	82
7.2.1	Estado plano de tensões	84
7.2.2	Estado tridimensional de tensões.....	87
7.2.3	Tratamento das indeterminações práticas da formulação.....	89
7.2.4	Resumo das conclusões e outras considerações	90
7.3	Avaliação experimental de gradientes de deformações e de tensões	91
7.3.1	Ensaio com a Bancada Experimental	91
7.3.2	Ensaio com o sistema MTRES	97
7.3.3	Ensaio com a Roseta óptica	102
7.4	Considerações finais	104

8	Conclusões	106
9	Referências bibliográficas	111

Anexos

A I:	Formulação para o estado plano de tensões a partir da função de Airy de grau 4	117
A II:	Transformação angular de um estado com variação linear das tensões.....	119
A III:	Formulação do deslocamento radial a partir da transformação angular de um estado com variação linear das tensões	120
A IV:	Dados técnicos dos principais equipamentos utilizados.....	124
A V:	Desenhos dos corpos de prova.....	127

Lista de Figuras

Figura 2.1 – Esquema básico de iluminação da holografia eletrônica	7
Figura 2.2 – Interferômetro de iluminação simples /Assuiti, 1994/	9
Figura 2.3 – Mapa de franjas e de diferença de fase simulados nas quatro etapas do deslocamento de fase	10
Figura 2.4 – Seqüência dos mapas obtidos na Holografia Eletrônica	11
Figura 2.5 – Filtragem pelos mapas de seno e de coseno da diferença de fase.....	12
Figura 2.6 – Princípio de iluminação dupla com espelhos cônicos.....	13
Figura 3.1 – Configuração básica do interferômetro radial.....	16
Figura 3.2 – Características geométricas da iluminação no interferômetro radial	17
Figura 3.3 – Diagrama esquemático do interferômetro radial em bancada.....	19
Figura 3.4 – Foto da bancada experimental.....	19
Figura 3.5 – Sistema MTRES – Medidor de tensões residuais /Borges, 2000/.....	20
Figura 3.6 – Sistema Roseta Óptica /Willemann, 2002/	22
Figura 3.7 – Tela de aquisição das imagens durante ensaios	25
Figura 3.8 – Tela de processamento das imagens dos ensaios	27
Figura 3.9 – Programa para simulação de mapas de diferenças de fase.....	30
Figura 4.1 – Efeito da instabilidade do comprimento de onda do laser	32
Figura 4.2 – Resultado da instabilidade do diodo laser visível	32
Figura 4.3 – Efeito do feixe laser não colimado.....	33
Figura 4.4 – Efeitos de feixe laser não paralelo aos espelhos cônicos	34
Figura 4.5 – Simulação dos efeitos de excentricidade entre os anéis de iluminação e de amostragem.....	36
Figura 4.6 – Mapas de diferenças de fase resultantes da sensibilidade fora do plano.....	41
Figura 4.7 – Distorção da imagem por observação inclinada de uma grade de referência	42
Figura 5.1 – Componentes de deslocamento no anel de iluminação e imagem característica de translação	44
Figura 5.2 – Esquema da montagem para a calibração da bancada experimental e resultados do eixo X.....	46

Figura 5.3 – Interferômetro de Michelson simples empregado na calibração dos protótipos em translação /Willemann, 2002/	47
Figura 5.4 – Interferômetro de Michelson modificado, empregado na calibração dos protótipos em translação /Willemann, 2002/	48
Figura 5.5 – Erro de linearidade do atuador PZT no interferômetro de Michelson	49
Figura 5.6 – Resultados da calibração do sistema MTRES.....	50
Figura 5.7 – Resultados da calibração do sistema Roseta Óptica	51
Figura 5.8 – Ensaio na máquina de usinagem por eletroerosão a fio	51
Figura 5.9 – Repetitividade de posicionamento do cabeçote superior em relação à peça.....	52
Figura 5.10 – Repetitividade de posicionamento dos cabeçotes superior e inferior, em operação conjugada	53
Figura 5.11 – Representação gráfica do erro de posicionamento e da repetitividade nos pontos de ensaio	54
Figura 6.1 – Componentes de deslocamento no anel de iluminação como consequência de um estado plano e uniforme de tensões	57
Figura 6.2 – Mapas da diferença de fase característicos dos estados uniformes de tensão.....	60
Figura 6.3 – Dispositivo para gerar tensão uniforme na Bancada Experimental	62
Figura 6.4 – Corpo de prova instrumentado com extensômetros	62
Figura 6.5 – Resultados de ensaios sob tensão uniforme, com a Bancada Experimental	63
Figura 6.6 – Corpo de prova “U”	64
Figura 6.7 – Resultados da simulação do estado de tensões na base do corpo de prova “U” ..	64
Figura 6.8 – MTRES sobre a base do corpo de prova “U”	65
Figura 6.9 – Disposições do sistema MTRES na base do corpo de prova “U”.....	66
Figura 6.10 – Resultados de ensaios sob tensão uniforme, com o sistema MTRES.....	66
Figura 6.11 – Sistema Roseta Óptica acoplada ao corpo de prova “U”	67
Figura 6.12 – Disposições da Roseta Óptica na base do corpo de prova “U”	67
Figura 6.13 – Resultados de ensaios sob tensão uniforme, com o sistema Roseta Óptica.....	68
Figura 6.14 – Roseta Óptica montada no corpo de prova “I”, para ensaio em máquina universal de ensaios /Willemann, 2002/	69
Figura 6.15 – Módulo de elasticidade determinado em diferentes níveis de deformação.....	70
Figura 6.16 – Coeficiente de Poisson determinado em diferentes níveis de deformação	71

Figura 7.1 – Exemplos de condições que levam a gradientes de tensão no estado plano de tensões.....	75
Figura 7.2 – Viga larga engastada sujeita a uma força transversal (estado tridimensional de tensões)	81
Figura 7.3 – Superposição simplificada de esforços no estado tridimensional de tensões	81
Figura 7.4 – Mapas de diferença de fase relativos a gradientes de tensão no estado plano	85
Figura 7.5 – Avaliação numérica do gradiente longitudinal no estado plano	86
Figura 7.6 – Avaliação numérica do gradiente transversal no estado plano	87
Figura 7.7 – Mapas de diferença de fase relativos a gradientes de tensão no estado tridimensional (simulação, Material: alumínio, E: 70000 MPa, ν : 0,33)	88
Figura 7.8 – Dispositivo para a geração de gradiente transversal na bancada experimental ...	92
Figura 7.9 – Desvios do gradiente transversal de deformação, no ensaio com a bancada experimental	93
Figura 7.10 – Dispositivo para geração de gradiente longitudinal na bancada experimental ..	95
Figura 7.11 – Corpo de prova tipo “C”	98
Figura 7.12 – Resultados da simulação do estado de tensões no corpo de prova “C”	98
Figura 7.13 – Desvios do gradiente transversal de deformação, no ensaio com o sistema MTRES e corpo “C”	100
Figura 7.14 – Montagem do MTRES sobre o braço do corpo de prova “U”	101
Figura 7.15 – Roseta óptica acoplada ao corpo de prova “C”	103
Figura 7.16 – Desvios do gradiente transversal de deformação, no ensaio com a Roseta Óptica e corpo “C”	104
Figura A I.1 – Estado plano com variação hiperbólica de tensão	117
Figura A II.1 – Elementos de transformação angular do campo linear de tensões	119
Corpo de prova tipo “U”	127
Corpo de prova tipo “C”	128

Lista de Tabelas

Tabela 4.1 – Quadro resumo das fontes de erros no interferômetro radial	43
Tabela 7.1 – Coeficientes dos harmônicos H_1 e H_3 associados aos gradientes de tensão	83
Tabela 7.2 – Valores numéricos típicos dos coeficientes de H_1 e H_3 associados aos gradientes de tensão, para $\nu=0,3$	83
Tabela 7.3 – Coeficientes dos harmônicos H_1 e H_3 associados aos gradientes de deformação ..	83
Tabela 7.4 – Valores numéricos típicos dos coeficientes de H_1 e H_3 associados aos gradientes de deformação, para $\nu=0,3$	83
Tabela 7.5 – Avaliação numérica dos gradientes de tensão no estado tridimensional	89
Tabela 7.6 – Casos de gradientes não nulos de tensão a serem pressupostos pelo usuário	89
Tabela 7.7 – Resultados do ensaio de gradiente transversal de tensão, na bancada experimental (ensaio afastado da linha neutra)	93
Tabela 7.8 – Resultados do ensaio de gradiente longitudinal de tensão, na bancada experimental	96
Tabela 7.9 – Resultados do ensaio de gradiente transversal de tensão, com o sistema MTRES	99
Tabela 7.10 – Resultados do ensaio de gradiente longitudinal de tensão, com o sistema MTRES	101
Tabela 7.11 – Resultados do ensaio de gradiente transversal de tensão, com a Roseta Óptica	104
Tabela A III.1 – Elementos do operador $[R]$ em $[\varepsilon_{ab}] = [R] \cdot [P_{ab}]$	121

Lista de Símbolos

Símbolo	Unidade	Descrição
d	m	Deslocamento
f	m	Flecha
$f()$	--	Função genérica
h	m	Altura
i, j	--	Índices
k	--	Constante específica
l	m	Comprimento
n	--	Número de elementos da amostra
p	--	Vetor sensibilidade
q	--	Constante específica
r	m	Raio de avaliação (do anel de iluminação e amostragem)
s, t	--	Variáveis
u, v	m	Componentes de deslocamento
u_r	m	Deslocamento radial
x, y, z	m	Eixos do sistema coordenado
x_1, x_2	m	Eixos principais
D	$\mu\epsilon/m$	Gradiente de deformação
E	Pa	Módulo de elasticidade
F	N	Força
G	Pa	Módulo de cisalhamento
H	m	Amplitude de um harmônico
I	m^4	Momento de inércia
M	N.m	Momento
O	--	Origem
P, Q	--	Pontos
Re	--	Repetitividade, para um nível de confiança de 95%
S	Pa/m	Gradiente de tensão
T	m	Translação
W	nível de cinza	Sinal da câmera de TV
α	grau	Ângulo de incidência do feixe na superfície do objeto
β	grau	Ângulo principal
β_1	grau	Orientação do 1º harmônico (proporcional ao quadrado do raio)
β_3	grau	Orientação do 3º harmônico (proporcional ao quadrado do raio)
ϵ	$\mu\epsilon = \mu m/m$	Deformação normal

Símbolo	Unidade	Descrição
ϕ	rad	Ângulo de fase
$\Delta\phi$	rad	Diferença de fase
γ	rad	Deformação de cisalhamento
λ	m	Comprimento de onda
ν	adimensional	Coefficiente de Poisson
π	adimensional	Número pi
θ	grau	Ângulo polar do anel de avaliação
σ	Pa	Tensão normal
τ	Pa	Tensão de cisalhamento
ω	grau	Ângulo genérico
ξ	grau	Semi-ângulo de divergência do laser
ψ	grau	Semi-ângulo do espelho cônico
HE	--	Holografia Eletrônica
MMQ	--	Método dos mínimos quadrados
OF	--	Ordem de franja
RIPI	--	Radial in-plane interferometer – interferômetro radial plano

Publicações recentes do autor

com ALBERTAZZI Jr, A. G.; SOUSA, A. R. *A 2D Optical Displacement Transducer to Test the Sub-micron Positioning Repeatability of Ultra Precision Machines*. In: ASPE 2002 Annual Meeting (American Society for Precision Engineering), 2002, St. Louis - Missouri.

com ALBERTAZZI Jr., A. G.; WILLEMANN, D. P. *Concepção de um dispositivo portátil para medição de tensões e deformações com holografia eletrônica*. In: XVI Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, 2001, Uberlândia -MG.

com ALBERTAZZI Jr., A. G. *Medição de tensões e gradientes de tensões mecânicas com um interferômetro radial*. In: International Conference on Advanced Optical, Electrical and Legal Metrology, 2000, São Paulo. p.142 – 151

com ALBERTAZZI Jr, A.G., *Simultaneous Geometry and Displacement Measurement in Generic Surfaces by the Integration of ESPI with Photogrammetry*. In: International Symposium on Laser Metrology for Precision Measurement and Inspection in Industry, Florianópolis, 10/1999.

com ALBERTAZZI Jr., A. G.; HERBABETZKI, F. *Camera Based, Active Phase Stabilization for Electronic Holography*. In: International Symposium on Laser Metrology for Precision Measurement and Inspection in Industry, 1999, Florianópolis - SC.

com FANTIN, A. V.; ALBERTAZZI Jr., A. G.; HERBABETZKY, F. *Topogrametry: A practical tool for geometrical modeling*. In: 5. IFAC Workshop on Intelligent Manufacturing Systems (International Federation of Automatic Control), 11/1998, Gramado - RS. p. 381-386

Resumo

A Holografia Eletrônica é uma técnica eletroóptica muito empregada na mecânica experimental, mais propriamente na medição de pequenos deslocamentos e deformações. Diversas aplicações têm sido propostas e realizadas com esta técnica, como a análise de esforços mecânicos, de tensões residuais, de vibrações, o desenvolvimento de materiais compostos, entre outras. Pela equipe do LABMETRO-Laboratório de Metrologia e Automatização da UFSC, foi criado e desenvolvido recentemente um novo tipo de interferômetro, denominado Interferômetro Radial Plano. Por avaliar um campo plano de deslocamentos, o sistema possui um grande potencial para a medição de deformações superficiais em geral, passando a atuar como uma forma de roseta óptica. O presente trabalho esteve associado ao desenvolvimento de protótipos, com o objetivo de aproximar esta técnica a um produto de aplicação industrial, e envolveu especialmente o desenvolvimento e a avaliação experimental de modelos matemáticos para a medição com o interferômetro radial. Este documento apresenta, separadamente, os modelos propostos para diferentes tipos de medição, acompanhados de uma avaliação experimental com alguns sistemas disponíveis, baseados no interferômetro radial. Trata-se inicialmente da medição de translações, onde o interferômetro pode ser aplicado como um medidor de pequenos movimentos de translação no plano, portanto em duas coordenadas. Segue-se a apresentação da medição de tensões/deformações uniformes e uma abordagem complementar sobre a determinação de propriedades elásticas dos materiais. O estado plano de tensões e materiais isotrópicos foram considerados nos aspectos relativos à elasticidade. Na seqüência, os modelos para a medição de gradientes de tensão/ deformação estão apresentados e discutidos, considerando as mesmas condições elásticas. Em geral, o princípio de vigas sujeitas à flexão foi empregado para gerar os estados de tensão desejados na avaliação experimental. Uma série de observações e recomendações é exposta ao final do trabalho, com o objetivo de contribuir para o aperfeiçoamento da técnica de medição com o interferômetro radial plano.

Palavras-chave: holografia eletrônica, interferômetro radial, análise de tensões.

Abstract

The Electronic Holography is an electro-optic technique very useful in experimental mechanic analysis, mainly in measurement of small displacements and strains. Several applications have been proposed and developed with this technique. Applications like analysis of mechanical loading, residual stresses, vibrations and the development of composite materials can be solved using this technique. A new interferometer called Radial In-Plane Interferometer was recently created and developed by LABMETRO - Laboratory of Metrology and Automatization of the UFSC. The system evaluates a displacement plane field and this behavior defines a type of optical rosette, offering a great potential for superficial deformations measurement. The present work was especially involved to the development and the experimental evaluation of mathematical models for the measurements with the radial interferometer. In addition, it was associated with the development of prototypes with the objective to lead this technique to industrial application. This document individually presents the models considered for different types of measurements. Each one is followed by an experimental evaluation, which was carried out with some available systems based on radial interferometer. Initially, the measurement of translations is described, showing that the interferometer can be applied as a precise measurement device of small translation in the plane. The work follows with the measurement of stresses and deformations in a uniform field, taking to the determination of elastic properties of materials. The plane state of stresses and isotropic material has been considered by the elasticity point of view. In the sequence, this work deals with models for measurement of stress/strain gradients, considering the same elastic assumptions. The principle of bending beams was generally used in order to generate the desired state of stress in the experimental evaluation. A series of comments and recommendations are reported at the end of the work to contribute to the measurement technique improvement.

Keywords: speckle interferometry, ESPI, radial interferometer, stress analysis.

1 INTRODUÇÃO

O contínuo aperfeiçoamento dos produtos é uma característica marcante do contexto industrial do presente, e que leva ao encontro e superação de novas fronteiras do conhecimento. A mecânica experimental tem agrupado, neste sentido, um conjunto de tecnologias que objetivam dar informações qualitativas e quantitativas a respeito de aspectos mecânicos de componentes, para situações que não sejam suficientemente conhecidas ou previsíveis. Por outro lado, seu papel se estende aos outros níveis industriais, na medida em que as técnicas de medição possam ser adequadas para seu uso em campo, no controle da qualidade, em serviços e outras áreas. Buscam-se assim técnicas e instrumentação que sejam de fácil utilização, flexíveis na sua aplicação e a custos compatíveis.

A Holografia Eletrônica (HE) é uma técnica que muito tem se desenvolvido nas ultimas décadas, sendo conhecida também pela sigla ESPI (Electronic Speckle Pattern Interferometry). Um sistema de holografia eletrônica envolve, basicamente, um esquema de iluminação da superfície a medir com a luz de um laser, uma câmera de TV e processamento digital de imagens, através do qual diversos fenômenos podem ser investigados. A recente evolução da optoeletrônica e das tecnologias digitais tem favorecido muito a holografia eletrônica, superando limitações e abrindo novas perspectivas de aplicação. No campo da mecânica experimental, por exemplo, é empregada na análise de esforços mecânicos e deformações, na medição de tensões residuais e no estudo de vibrações. Muito útil tem sido também na ciência dos materiais, especialmente na análise do comportamento de materiais compostos, e a verificação de defeitos em componentes é um exemplo de aplicação em ensaios não destrutivos.

Há cerca de 15 anos, o LABMETRO – Laboratório de Metrologia e Automatização da UFSC – vem desenvolvendo pesquisas e aplicando a holografia eletrônica, motivado tanto pela percepção do potencial que a técnica oferece, como pelas progressivas conquistas com ela alcançadas. Um novo tipo de iluminação foi criado pela sua equipe, caracterizando um interferômetro radial, o que abriu um espectro de ação inovador dentro do qual o presente trabalho, entre outros, se inseriu. Esforços foram orientados na direção de colocar à disposição um instrumento para a medição de deformações locais em componentes mecânicos, e que tenha como características a facilidade de utilização, rapidez, e confiabilidade. Este sistema foi denominado de Roseta Óptica, e o desenvolvimento de

protótipos foi financiado pelo CTPETRO e apoiado pelo Centro de Pesquisas da Petrobrás, pelos programas de pós-graduação em Metrologia Científica e Industrial e em Engenharia Mecânica da UFSC.

A capacidade de avaliar um campo plano de deformações, oferecida pelo interferômetro radial, despertou a possibilidade de que o sistema seja capaz de reconhecer gradientes de tensão, o que se torna muito importante para um usuário localizar as regiões da peça onde as máximas tensões ocorrem. Neste contexto, o presente trabalho teve como objetivo, em um primeiro plano, desenvolver e avaliar os modelos de análise das informações obtidas do interferômetro radial, para a medição de translações, deformações e tensões e seus gradientes e, num segundo plano, avaliar metrologicamente dois protótipos disponíveis, um da Roseta Óptica e o outro do sistema MTRES, idealizado para medir tensões residuais. Os modelos e avaliações restringiram-se aos materiais isotrópicos.

O capítulo 2 desta tese introduz os principais conceitos envolvidos na holografia eletrônica e destaca as justificativas que motivaram o desenvolvimento do trabalho. A apresentação destes conceitos é também um subsídio para uma melhor compreensão dos demais tópicos abordados.

O capítulo 3 apresenta inicialmente a concepção geral do interferômetro radial. As particularidades dos sistemas disponíveis, e utilizados experimentalmente, são abordadas na seqüência, sem aprofundar-se em detalhes de projeto, mas destacando os aspectos que podem afetar o seu desempenho metrológico ou operacional.

O capítulo 4 foi dedicado a uma análise sistemática das fontes de erros. Considerações teóricas, sempre que possível, foram ancoradas em avaliações experimentais, especialmente com o propósito de traduzir numericamente a contribuição de cada fator considerado.

A medição de translação, que é a tarefa básica desempenhada pelo interferômetro radial, é introduzida no capítulo 5 através das respectivas equações aplicáveis ao caso. Ensaio realizado com os sistemas disponíveis e um estudo de caso são apresentados, seguidos de uma avaliação dos resultados.

O sexto capítulo avança para a medição de tensões e deformações uniformes, deduzindo a formulação correspondente e transformando-a para a aplicação na determinação de propriedades elásticas de materiais. Ensaio realizado sob condições controladas também são descritos.

A medição de gradientes de tensão e deformação é tratada no capítulo 7, onde as equações são deduzidas a partir de um modelo elástico linear. As condições para a medição

daqueles gradientes são discutidas com base na análise das equações e de algumas simulações numéricas. Os sistemas disponíveis foram submetidos a ensaios de avaliação também neste tipo de medição, tendo-se, em alguns casos, desenvolvido corpos de prova especiais para este fim.

O capítulo 8 finaliza o trabalho reunindo as conclusões mais importantes sobre os modelos desenvolvidos e os protótipos avaliados, assim como trazendo as principais contribuições para seu aperfeiçoamento.

2 A HOLOGRAFIA ELETRÔNICA NA MECÂNICA EXPERIMENTAL

A importância da Holografia Eletrônica na mecânica experimental introduz este capítulo, seguindo-se a apresentação dos conceitos fundamentais da técnica e dos objetivos do trabalho.

2.1 Métodos usuais para a análise de tensões

O objetivo da análise de tensões reside em identificar regiões do componente onde possam ocorrer níveis muito elevados de tensões, o que pode levá-lo a falhar no desempenho normal da sua função. Podem-se identificar as seguintes classes de abordagens empregadas na análise de tensões:

- Analítica: consiste de modelos baseados nas teorias gerais da elasticidade e plasticidade, definidos para formas geométricas regulares e distribuição dos esforços bem definida. Trata-se aqui dos casos clássicos envolvendo barras (vigas), eixos, placas, cascas, treliças, entre outros /Beer, 1995; Boresi, 1987; Popov, 1978/.
- Numérica: baseia-se em modelos computacionais que discretizam o componente em um grande número de elementos básicos, que são combinados para compor a geometria e as condições de vinculação e carregamento que representem o componente analisado. O comportamento de cada elemento básico segue um modelo analítico. Os métodos de elementos finitos (FEM – Finite Element Method), elementos no contorno (BEM – Boundary Element Method) e diferenças finitas (FDM – Finite Difference Method) fazem parte deste grupo /Bathe, 1996; Cook, 1989/.
- Experimental: compreende um conjunto de técnicas para medição de tensões ou deformações no componente real ou em modelos, sujeito a condições reais de carregamento ou que simulem aquelas em que se deseja conhecer o comportamento do componente. São especialmente indicados nos casos de grande complexidade / Han, 1998; Patorski, 1992; Dally, 1991; Kobayashi, 1987/.
- Técnicas híbridas: entende-se como sendo a associação de métodos experimentais com os demais, de tal forma que as tensões são determinadas através de um modelo que contenha

informações obtidas experimentalmente. Dá-se como exemplo um modelo de FEM que use como condições de contorno e níveis de carregamento dados fornecidos por processos experimentais /Sciammarella, 2001; Hawong, 2001; Barone, 2000; Coutinho, 1993; Bechini, 1990; Kobayashi, 1987/.

A tensão mecânica é uma grandeza não mensurável diretamente e resulta de uma definição matemática. As técnicas experimentais de medição de tensões se baseiam na medição dos efeitos provocados pelas tensões, ou mais propriamente, na medição da deformação que ocorre na superfície do componente. As tensões presentes no material são avaliadas indiretamente pela associação do campo de deformações com o modelo constitutivo para o material em questão /Laermann, 2001/. Existe hoje um grande número de técnicas experimentais, sendo exemplos clássicos a extensometria, holografia, “shearography” e moirè. A fotoelasticidade é uma das técnicas consagradas, e, ao contrário das anteriores, mostra os efeitos ópticos das tensões que se desenvolvem em um modelo do componente a ensaiar, confeccionado em material birefringente. /Pisarev, 2001; Kobayashi, 1987/.

A holografia eletrônica é o foco central do presente trabalho. É uma técnica que muito auxilia na análise qualitativa e quantitativa de um campo de deformações, através da visualização e processamento das franjas de interferência numa imagem do objeto estudado que estão associadas à movimentação da superfície. A recente evolução das fontes laser, câmeras de vídeo e computadores tem favorecido muito a holografia eletrônica, superando limitações e abrindo novas perspectivas de aplicação na mecânica experimental, na ciência de materiais e nos ensaios não destrutivos. Alguns exemplos podem ser listados:

- no estudo de propriedades de materiais /Vial-Edwards, 2001; Holstein, 2001; Toyooka, 2001; Zhang, 2001; Tominaga, 2001; Sutério, 1998; Shchepinov, 1996/;
- nos métodos híbridos de análises de tensões e deformações /Hack, 2001; Scalea, 1998; Coutinho, 1993/;
- na medição de tensões residuais em materiais metálicos /Diaz, 2001; Schmitt, 2000; Albertazzi, 1996/;
- na avaliação qualitativa da rigidez de componentes mecânicos, das deformações em montagem, fenômenos da plasticidade /Steinbichler, 2003; Siebert, 2002; Beeck, 2000; Etemeyer, 2000; Gong, 1999; Wykes, 1999; Pfeifer, 1998/;
- na inspeção de produtos, especialmente quanto à presença de imperfeições no material (descontinuidades) /GOM, 2003; Joenathan, 2000/;

- no estudo de materiais compostos, como as questões relacionadas à delaminação /Davila, 2002/;
- na análise de vibração em componentes mecânicos. /Krupka, 2001; Molin, 1999; Chen, 2002; GOM, 2003/;
- outras aplicações na área da eletrônica e da medicina /Roman, 1999/.

A holografia eletrônica constitui uma das linhas de pesquisa do Laboratório de Metrologia e Automatização da UFSC (LABMETRO), e vem sendo aplicada há 15 anos na medição de deformações mecânicas em geral. Alguns trabalhos relevantes de pesquisa e desenvolvimento são:

- o sistema denominado Estação Holográfica, baseado em um conjunto de elementos ópticos, dispositivos de montagem, hardware de aquisição e controle, e software, para a medição de diferentes componentes de deformação de um objeto /Kapp, 1997; Assuiti, 1994/;
- sistema MAVIB - Medidor de modos e amplitudes de vibrações usando iluminação estroboscópica /Sutério, 1998/;
- sistema MACIL - Medidor de deformações em superfícies cilíndricas internas /Albertazzi, 1997/;
- sistema MTRES - medidor de tensões residuais pelo método do furo, baseado no interferômetro radial plano, /Borges, 2000; Boettger, 1998; Rodacoski, 1997; Albertazzi, 1996/;
- Roseta Óptica, que vem sendo desenvolvida dentro do contexto do presente trabalho, com o objetivo de desempenhar a função equivalente à de uma roseta extensométrica na medição de deformações /Willemann, 2002; Veiga, 2000/.

A visão do potencial que o sistema Roseta Óptica oferece, associada à capacitação tecnológica na área da holografia eletrônica, motivou o desenvolvimento deste trabalho. O próximo item aborda os fundamentos desta técnica e apresenta a nomenclatura utilizada.

2.2 Fundamentos da holografia eletrônica

Holografia eletrônica (HE) denomina a técnica também conhecida na literatura internacional por ESPI, Electronic Speckle Pattern Interferometry, dispondo-se de diversas

fontes bibliográficas sobre o assunto /Rastogi, 2001; Gasvik, 1995; Sirohi, 1993; Robinson, 1993; Wikes, 1989/.

Quando uma luz monocromática e coerente (p.ex. laser) incide em uma superfície opaca e rugosa (Figura 2.1, direção s), pontos claros e escuros surgem ao se observar tal superfície, resultado da interferência dos múltiplos raios refletidos dos diversos pontos da microgeometria. Estes pontos são chamados de “*speckle*” (“mancha” em inglês) e formam um padrão granular claramente visível ao se observar a superfície, como ilustrado na Figura 2.1. O *speckle*, que pode ser entendido como um ruído, é indesejável em diversas aplicações por prejudicar a imagem. Na HE, entretanto, o *speckle* é o portador da informação sobre o fenômeno de interesse, podendo ser entendido como um sinal de alta frequência, portador de outro sinal de frequência mais baixa, que é o sinal de deslocamento da superfície iluminada /Creath, 1993/.

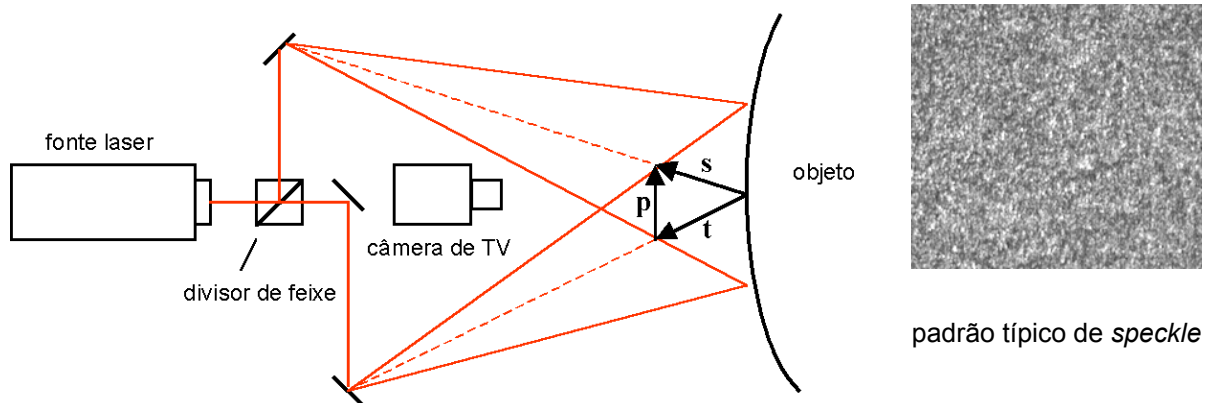


Figura 2.1 – Esquema básico de iluminação da holografia eletrônica

Se uma outra parcela de luz iluminar simultaneamente a superfície por outra direção (Figura 2.1, direção t), um novo padrão granular é gerado, e a imagem observada é resultado da interferência dos dois padrões (Figura 2.1). Uma câmera de TV adquire a imagem da superfície iluminada do objeto, e as intensidades podem ser determinadas em cada *pixel* de coordenadas x e y . Considerando o objeto iluminado pela primeira parcela do feixe laser, um campo de *speckles* é gerado com uma distribuição de intensidades $W_s(x,y)$, e pela segunda parcela, um campo $W_t(x,y)$. A câmera detecta na verdade o efeito da interferência dos dois campos, que é um terceiro campo de intensidades expresso por:

$$W = W_s + W_t + 2\sqrt{W_s W_t} \cos(\phi) \quad (2.1)$$

onde ϕ é a diferença de fase entre os dois campos de *speckle*. Quando a diferença de fase for um ângulo cômputo de 0° , tem-se a interferência construtiva, e quando for de 180° , tem-se

interferência destrutiva. A intensidade será intermediária para valores de diferença de fase também intermediários.

Quando os pontos da superfície mudarem levemente de posição, a intensidade luminosa dos *speckles* também varia, como resultado da mudança de caminho óptico percorrido pela luz, e, portanto, da condição de interferência dos raios refletidos. Assim, as medições pela HE pressupõem a comparação de dois padrões de *speckle*, cada qual sob uma condição do fenômeno que se queira observar, por exemplo, dois estados de deformação. Na prática, processa-se a subtração das imagens dos padrões de *speckle* relativos a cada estado, do que resulta uma imagem de franjas de interferência relativas ao fenômeno que alterou o padrão inicial. Na análise de tensões por esforço mecânico, por exemplo, faz-se a diferença de imagens entre um estado inicial e outro final de um carregamento. Cada franja expressa a região do objeto que sofreu a mesma quantidade de deslocamento na direção de sensibilidade do interferômetro. Além do próprio deslocamento que acontece na superfície do objeto, o número gerado de franjas depende também do comprimento de onda do laser e do vetor sensibilidade (vetor \mathbf{p} na Figura 2.1).

As duas configurações de iluminação mais usuais na holografia eletrônica oferecem diferentes condições de sensibilidade. No interferômetro de iluminação dupla (Figura 2.1), dois feixes iluminam simultaneamente o objeto e a configuração é sensível a deslocamentos da superfície que ocorrem na direção da diferença dos vetores unitários que apontam para as direções de iluminação ($\mathbf{p} = \mathbf{s} - \mathbf{t}$). Esta configuração de interferômetro é adotada para medir preferencialmente deslocamentos que ocorrem no plano tangente à superfície iluminada, situação referenciada também como sensibilidade “no plano” do objeto. O vetor sensibilidade não depende da posição da câmera, o que torna a distribuição das franjas que se formam sobre a imagem do objeto independente da posição em que a câmera esteja situada. O interferômetro radial, foco central deste trabalho, segue a configuração de iluminação dupla.

Na configuração do interferômetro de iluminação simples, um feixe ilumina o objeto e outro ilumina uma superfície de referência (Figura 2.2), de modo que a câmera adquire um padrão de *speckle* resultante da interferência dos padrões de superfícies distintas. Esta interferência se dá pela superposição das imagens através de um espelho parcial. A configuração é sensível (vetor sensibilidade \mathbf{p}) a deslocamentos da superfície que ocorrem na direção da soma dos vetores unitários que apontam para as direções de iluminação e de observação \mathbf{s} e \mathbf{t} . Este tipo de interferômetro é adotado preferencialmente para medir

deslocamentos normais, ou quase normais, à superfície iluminada, situação referenciada também como sensibilidade “fora do plano” do objeto.

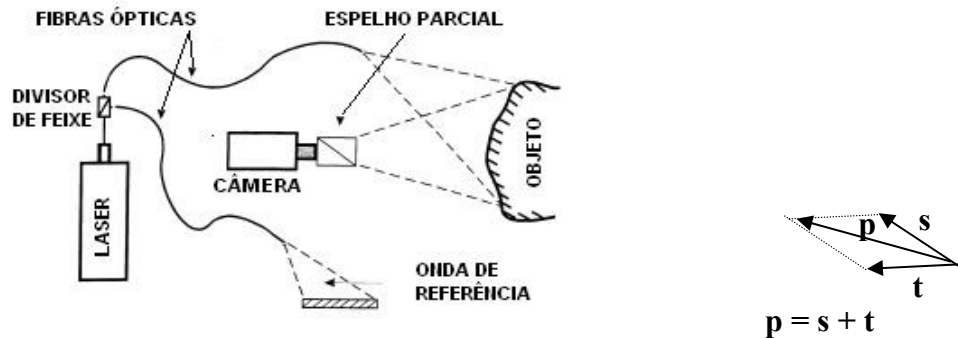


Figura 2.2 – Interferômetro de iluminação simples /Assuiti, 1994/

Em qualquer uma das configurações, as componentes do deslocamento \mathbf{d} são determinadas pela solução da equação vetorial abaixo, para cada ponto da imagem:

$$\frac{\lambda \cdot \Delta\phi}{2\pi} = \mathbf{p} \cdot \mathbf{d} \quad \text{ou} \quad \lambda \cdot OF = \mathbf{p} \cdot \mathbf{d} \quad \text{sendo} \quad OF = \frac{\Delta\phi}{2\pi} \quad (2.2)$$

onde λ é o comprimento de onda do feixe luminoso, $\Delta\phi$ é a diferença de fase do *speckle* no ponto (após e antes de ocorrer o deslocamento), \mathbf{p} é o vetor sensibilidade, \mathbf{d} é o vetor deslocamento que se deseja conhecer pela medição. A ordem de franja OF é um número inteiro relacionado a cada franja escura, e não inteiro para as demais regiões. O vetor sensibilidade (unitário) é conhecido previamente a partir das características geométricas da configuração óptica, mais propriamente das direções de iluminação e de observação do objeto. É conveniente destacar que a informação obtida dos deslocamentos na superfície serve então de base para avaliar, segundo um dado modelo, o fenômeno que lhes deu origem (como uma tensão mecânica decorrente de um carregamento).

A fase ϕ corresponde ao argumento da equação (2.1), e a técnica mais usual para a sua determinação é o deslocamento da fase (“phase shifting”). Para tanto, uma das parcelas do feixe que compõem a interferência, por exemplo \mathbf{s} na Figura 2.1, tem seu caminho óptico alterado em incrementos conhecidos (também chamados de passos). A fase (fracionária) dos *speckles* é obtida pelas intensidades registradas na câmera nos diversos passos do deslocamento de fase. O método de quatro passos é o mais usual e está ilustrado na Figura 2.3, através de mapas de franjas e de diferenças de fase simulados. O mapa de franjas é obtido pela simples subtração das imagens do objeto (portanto, dos *speckles*) entre os dois estados, e serve para visualizar o grau de deslocamento que ocorre durante as medições. Assumindo que na condição de deslocamento de fase 0° a superfície do objeto tenha sofrido uma translação

no sentido vertical, os mapas subseqüentes mostram o comportamento das franjas correspondente a cada passo do deslocamento de fase.

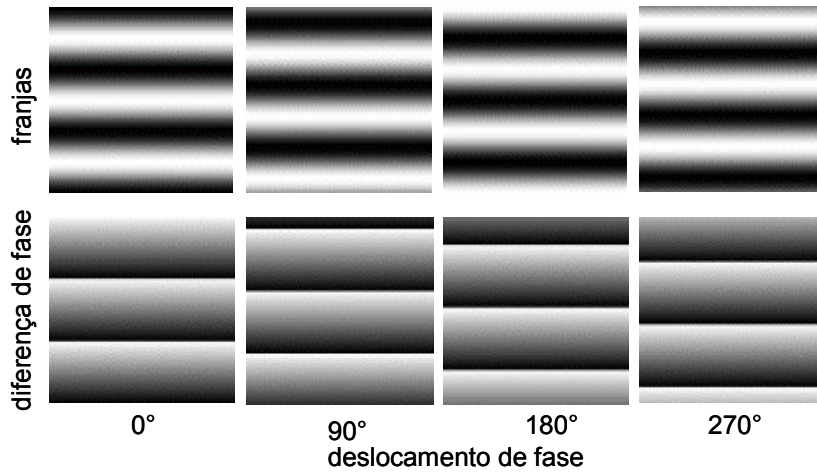


Figura 2.3 – Mapa de franjas e de diferença de fase simulados nas quatro etapas do deslocamento de fase

A fase ϕ de cada pixel da imagem é dada pela equação:

$$\phi = \arctan \frac{W_{270} - W_{90}}{W_0 - W_{180}} \quad (2.3)$$

onde W é a intensidade registrada pelo pixel em cada passo. Nos mapas de fase, os ângulos de fase são associados ao nível de cinza da imagem, numa distribuição linear tal que o ângulo de 0° é atribuído ao nível preto e o ângulo 360° ao nível branco. O processo de deslocamento de fase permite ainda reconhecer o sentido de crescimento da fase, que é ambíguo nos mapas de franjas.

Alternativamente à equação (2.3), a equação de Carré pode ser usada para calcular a fase, e foi adotada neste trabalho por ser mais imune a erros:

$$\phi = \arctan \frac{\sqrt{[(W_0 - W_{270}) + (W_{90} - W_{180})][3(W_{90} - W_{180}) - (W_0 - W_{270})]}}{(W_{90} + W_{180}) - (W_0 + W_{270})} \quad (2.4)$$

A Figura 2.4 ilustra uma seqüência do processo de aquisição da diferença de fase $\Delta\phi$, utilizada na equação (2.2) para encontrar o deslocamento na superfície. Em (a) tem-se os mapas de fase adquiridos em cada estado do objeto, e em (c) tem-se o mapa de diferenças de fase, o qual possui uma relação com o campo de deslocamentos sofrido pela superfície do objeto. A maneira como a fase é calculada não permite que seu valor seja diretamente determinado, mas apenas um ângulo cômruo dentro do intervalo $-\pi$ a $+\pi$, o que corresponde à parte fracionária da ordem de franja.

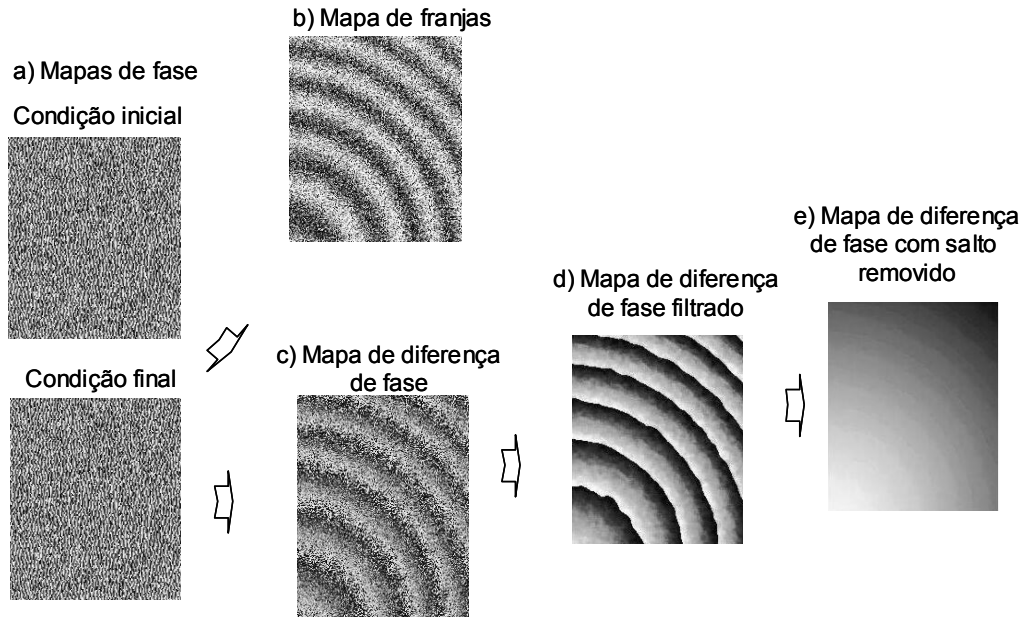


Figura 2.4 – Seqüência dos mapas obtidos na Holografia Eletrônica

Os mapas de fase obtidos com a HE têm como característica a presença de níveis elevados de ruídos. Este fato limita a quantidade de franjas que podem ser processadas nas imagens a algo entre 15 e 40 franjas. Como o *speckle* é ao mesmo tempo ruído e o portador do sinal de medição, é bastante conveniente que o seu efeito, enquanto ruído, seja minimizado. Na HE, filtros digitais tipo “passa baixas” são normalmente empregados para remover as componentes de alta frequência dos mapas de fase, eliminando o ruído trazido pelo *speckle* e preservando a parcela relativa ao sinal de medição (Figura 2.4.d). Filtros lineares não podem ser aplicados diretamente a mapas com salto de fase, pois distorcem a transição $-\pi$ a $+\pi$. Uma solução usual baseia-se no cálculo dos valores de seno e cosseno da diferença de fase, com o que a sua descontinuidade na transição é eliminada (Figura 2.5) /Albertazzi, 1993; Lürig, 1993/. Aplica-se então um filtro digital passa-baixas a estes mapas de seno e cosseno, e, da relação entre eles, determina-se o valor da tangente. A função inversa da tangente volta a fornecer novamente o valor da diferença de fase agora filtrada.

As imagens (c) e (d) na Figura 2.4 mostram um mapa fracionários de diferença de fase, isto é, dentro do intervalo de $-\pi$ a $+\pi$. A fase absoluta (contínua) consiste da integração dos valores fracionários da fase, onde múltiplos inteiros de 2π devem ser somados nos pontos de transição $+\pi$ a $-\pi$, operação também chamada de remoção do salto de fase ou “phase unwrapping” (Figura 2.4.e). Diversas técnicas têm sido propostas e avaliadas para esta operação, envolvendo desde a identificação das transições na imagem até métodos especiais de aquisição da fase /Albertazzi, 2001; Strand, 1999; Assundi, 1998; Kaufmann, 1998; Wolf, 1998; Fritz, 1997; Robinson, 1993/.

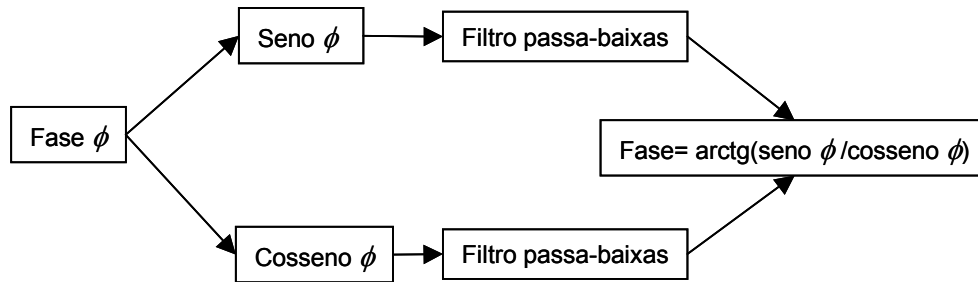


Figura 2.5 – Filtragem pelos mapas de seno e de cosseno da diferença de fase

Uma propriedade que pode ser atribuída à qualidade do sinal presente em cada pixel da imagem é a sua amplitude de modulação, que está diretamente ligada à visibilidade das franjas. Para um processo de deslocamento de fase com 4 passos, a amplitude de modulação é calculada pela equação (2.5), em unidades de nível de cinza:

$$AM = \frac{\sqrt{(W_{270} - W_{90})^2 + (W_0 - W_{180})^2}}{2} \quad (2.5)$$

Valores mais altos da amplitude de modulação estão associados à maior visibilidade das franjas e, conseqüentemente, maior confiabilidade no valor de fase calculado no pixel. Este parâmetro pode ser utilizado na ponderação dos dados nas etapas de processamento, isto é, associar a cada pixel um fator de peso proporcional à sua modulação, e, portanto, a sua confiabilidade.

2.3 A proposta do trabalho

O interferômetro radial foi inventado no LABMETRO – Laboratório de Metrologia e Automatização da UFSC, motivado pela necessidade de medir tensões residuais com a HE (Albertazzi, 1996). O interferômetro radial está sendo referenciado neste trabalho como RIPI (Radial In-Plane Interferometer). A configuração de iluminação dupla é realizada por meio de espelhos cônicos, como ilustrado na Figura 2.6. É um interferômetro do tipo de divisão da frente de onda. Em corte representa-se o par de espelhos cônicos que orientam duas porções do feixe laser que são dirigidas para um mesmo ponto do objeto, aqui escolhidas para deixar claro que caracterizam a iluminação dupla. Estes raios incidem neste ponto segundo direções simétricas, portanto com o mesmo ângulo em módulo em relação à normal à superfície, o que fornece a sensibilidade no plano transversal ao eixo do espelho. Considerando toda a região iluminada por todos os pares de raios ao longo do contorno do espelho, observa-se que a sensibilidade tem orientação radial.

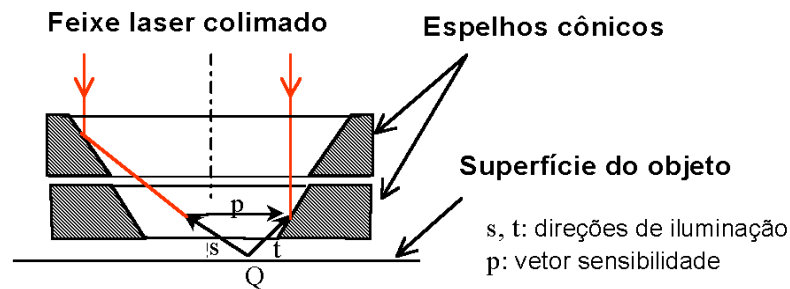


Figura 2.6 – Princípio de iluminação dupla com espelhos cônicos

Dois protótipos portáteis que empregam o interferômetro radial foram construídos pelo LABMETRO: a Roseta Óptica e o sistema MTRES. A Roseta Óptica foi concebida para medir deformações e tensões mecânicas na superfície de peças mecânicas, assumindo o papel das rosetas extensométricas. O MTRES – Medidor de Tensões Residuais – foi concebido para medir tensões residuais através do método do furo, sendo medido o campo de deslocamentos radiais resultante da execução de um pequeno furo na região onde agem as tensões residuais. Ambos os sistemas recentemente se tornaram operacionais e ainda não tinham sido avaliados com a profundidade necessária. Deste desenvolvimento surgiu a percepção do potencial que o RIPI oferece para a medição do campo de deformações e tensões. As considerações que seguem motivaram iniciativas de avançar as pesquisas para aplicar o RIPI na medição de translação, deformações e de tensões. Por translação entende-se aqui um campo uniforme e constante de deslocamentos em todos os pontos da região de interesse.

São então características atrativas da medição com o RIPI:

- sua sensibilidade natural para medição de deslocamentos radiais no plano o torna atrativo para caracterizar de uma só vez as componentes bidimensionais de grandezas como translação, deformações e tensões;
- a sua sensibilidade ao deslocamento de corpo rígido, que tem um caráter perturbador na medição de deformações, pode ser aproveitada para a medição de pequenas translações com elevada precisão;
- a capacidade de avaliar todo um campo plano de deformações (e não apenas em algumas direções discretas, como é usual nas rosetas extensométricas) aponta para a possibilidade de se avaliar gradientes de tensão/ deformação na região iluminada;
- a incerteza de medição observada nos trabalhos já realizados sinaliza para níveis equivalentes aos oferecidos pela extensometria;

- a potencial rapidez na preparação e na medição também pode se manter vantajosa em relação à extensometria;
- a mesma configuração adotada pelo medidor de tensões residuais pode ser empregada para medir translação, deformações e tensões mecânicas em geral desde que não seja utilizado o sistema de furação;
- a utilização de diodos laser na frequência da luz visível pode tornar o sistema mais seguro para uso por pessoal menos especializado.

O presente trabalho foi definido na direção de explorar, desenvolver e avaliar as várias possibilidades de medição de grandezas mecânicas com o RIPI. Mais especificamente, este trabalho pretende:

- Desenvolver e avaliar modelos de análise dos mapas de diferença de fase obtidos do RIPI
Os modelos abrangem a medição de translação, de tensões/ deformações uniformes, de gradientes de tensão/ deformação, e a determinação de propriedades elásticas dos materiais. Os dados de deslocamento radial medido constituem condições de contorno para resolver, segundo um dado modelo, os parâmetros de translação ou de um estado de tensões. A abordagem elástica tem como foco principal:
 - materiais isotrópicos, por tratarem-se da maioria dos materiais aplicados em engenharia;
 - estado plano de tensões: como a medição ocorre na superfície livre do objeto (região iluminada), a consideração deste estado é de maior interesse.
- Avaliar metrologicamente as potencialidades do RIPI e dos protótipos disponíveis
Como a aplicação do interferômetro radial ainda está em desenvolvimento na forma de protótipos de instrumentos, diversos aspectos têm sido investigados e algumas soluções têm sido propostas e implementadas. A avaliação dos resultados alcançados também se situa no escopo deste trabalho.
- Sugerir melhorias para os protótipos e para a técnica de medição
O uso dos protótipos nas medições previstas aponta para limitações que devem ser conhecidas e, na medida do possível, contornadas ou superadas.

O capítulo seguinte traz mais detalhes sobre a concepção geral do interferômetro radial e, na seqüência, apresenta as particularidades dos protótipos disponíveis e que foram utilizados experimentalmente neste trabalho.

3 O INTERFERÔMETRO RADIAL

O interferômetro radial plano (RIPI) baseia-se na holografia eletrônica com iluminação dupla, cujos princípios estão descritos no capítulo 2. Detalha-se agora sua configuração física, realizada através de três sistemas de medição:

- um sistema experimental, implementado em bancada para avaliar o desempenho do RIPI em condições mais controladas;
- um sistema já existente, denominado MTRES, desenvolvido ao nível de protótipo para a medição de tensões residuais;
- um sistema que estivera em desenvolvimento, também ao nível de protótipo durante a realização do presente trabalho, denominado Roseta Óptica.

Uma breve descrição é apresentada neste capítulo, com vistas a subsidiar as subseqüentes análises de erros e de desempenho metrológico. Os principais aspectos relativos à operação e ao processamento dos dados também são abordados, a fim de consolidar a visão geral dos sistemas disponíveis na atualidade. No enfoque deste capítulo, as principais contribuições do presente trabalho foram a implementação do sistema experimental e o desenvolvimento do programa de medição empregado nos três sistemas.

3.1 Configuração geral do interferômetro radial

A Figura 3.1 ilustra a configuração geral do interferômetro radial empregada nos sistemas de medição deste trabalho, que se compõe de dois subsistemas principais: um de iluminação, e outro de visualização.

O subsistema de iluminação tem a função de gerar e fazer incidir o feixe de luz coerente sobre a superfície do objeto, produzindo o anel de iluminação. Compreende, basicamente, os seguintes elementos:

- fonte laser,
- lente divergente (plano-côncava), responsável pela expansão do feixe laser,
- lente colimadora,
- espelho 45°, que possui uma abertura para permitir a observação da região iluminada,

- espelhos cônicos superior e inferior, que configuram a iluminação dupla do interferômetro,
- deslocador de fase, que não está representado, porém atua normalmente no espelho cônico superior.

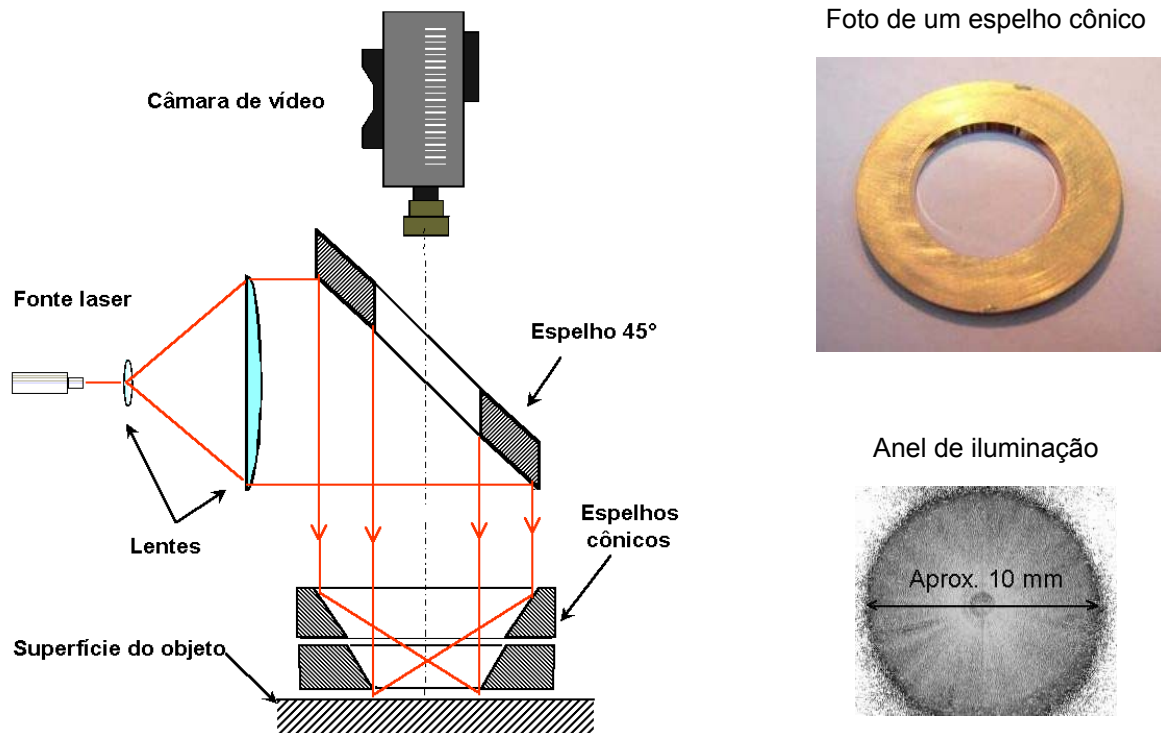


Figura 3.1 – Configuração básica do interferômetro radial

O subsistema de visualização tem a função de adquirir as imagens dos padrões de *speckle*, e envolve basicamente a objetiva, o diafragma e a câmera de vídeo. Os dados são extraídos das imagens, numa distribuição de circunferências de avaliação teoricamente concêntricas com o anel de iluminação. Denominou-se de anel de amostragem ao conjunto destas circunferências (do raio mínimo ao raio máximo de avaliação).

Outros módulos também compõem um sistema de medição, como /Willemann, 2002/:

- unidade de processamento, que controla a execução das medições e extrai as informações numéricas das imagens;
- interface de alimentação, aquisição e controle, entre a unidade de processamento e outros elementos do *hardware*;
- subsistema de fixação do interferômetro na superfície do objeto a medir.

A Figura 3.2 representa alguns parâmetros geométricos do interferômetro que são mencionados neste trabalho. O dimensionamento geral é realizado pela óptica geométrica e é

específico de cada forma construtiva, envolvendo outras características não representadas na figura. Alguns comentários são oportunos aqui:

- uma região de sombra é gerada no centro do anel de iluminação (Figura 3.1), propositalmente formada pela folga existente entre os dois espelhos cônicos (*gap* h_g , Figura 3.2); sem este artifício, o excesso de luz no centro do anel provocaria um ofuscamento e prejuízo na qualidade das imagens;
- o diâmetro externo do anel de iluminação foi dimensionado pelos critérios principais de:
 - similaridade a um extensômetro de resistência elétrica comum,
 - nível de deformação correspondente a um carregamento usual, que leve à geração de uma densidade de franjas de interferência factível de ser processada com os recursos previstos;
- a abertura do diafragma foi mantida em torno de 8, uma vez que esta é a condição recomendada para a resolução espacial das câmeras empregadas (a abertura afeta o tamanho do *speckle*) /Kapp, 1997/;

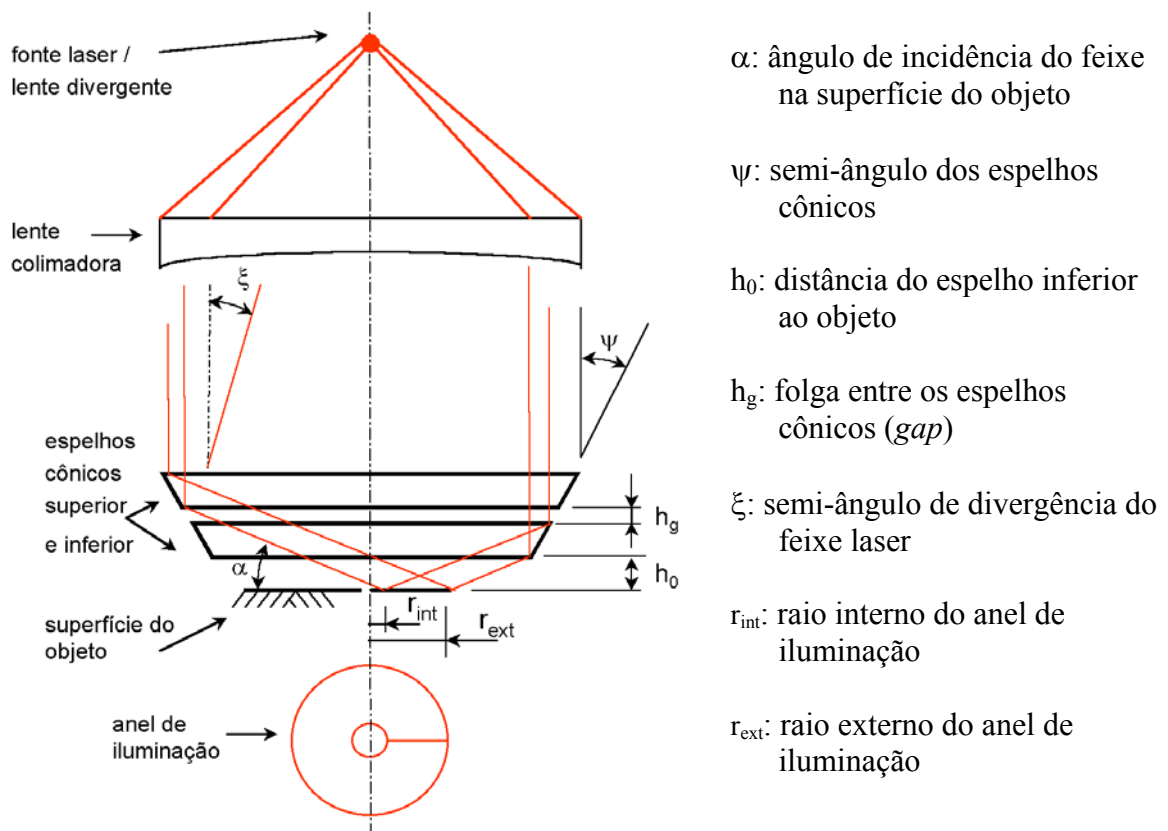


Figura 3.2 – Características geométricas da iluminação no interferômetro radial

Algumas características podem ser relacionadas de modo aproximado, com vistas a dar uma noção das condições geométricas das configurações:

- o anel de iluminação tem um diâmetro externo de 10 mm e interno de 1,5 mm;
- a distância do espelho inferior ao objeto situa-se entre 1 e 3 mm;
- a folga entre os espelhos cônicos é cerca de 0,4 mm;
- o diâmetro do espelho cônico situa-se em torno de 25 mm e sua espessura de 1 a 2 mm.

Os tópicos que seguem apresentam de modo sucinto as configurações dos sistemas disponíveis e que foram avaliados experimentalmente. O Anexo A.IV traz outros detalhes técnicos dos equipamentos e componentes utilizados.

3.2 O interferômetro radial em Bancada Experimental

Um sistema experimental foi implementado neste trabalho com os objetivos de avaliar fatores de influência e o desempenho do interferômetro radial sob condições mais controladas, bem como de testar preliminarmente os algoritmos de cálculo de um estado de tensões. A Figura 3.3 mostra esquematicamente a configuração do sistema e a Figura 3.4 ilustra a montagem física em bancada de laboratório. O corpo de prova é uma barra de alumínio que atravessa lateralmente a foto, na horizontal.

As principais características desta configuração podem ser assim resumidas:

- fonte laser HeNe, comprimento de onda $\lambda = 0,6328 \mu\text{m}$
- fibra multimodo, que já provê a expansão do feixe
- ângulo dos espelhos cônicos $\psi = 60^\circ$, resultando no ângulo de incidência sobre o objeto de $\alpha = 30^\circ$
- câmera/placa digitalizadora de imagens: resolução espacial 640x480 *pixels*
- sensibilidade radial típica: 2,74 OF/ μm
- deslocador de fase com atuador PZT realimentado e mecanismo de lâminas paralelas
- ampliação típica do sistema de visualização: 0,025 mm/*pixel*

Algumas particularidades da configuração podem ser mencionadas:

- alguns graus de liberdade existiram para o ajuste dos componentes ópticos, como as translações para centralização dos espelhos cônicos e a inclinação do espelho 45° ;

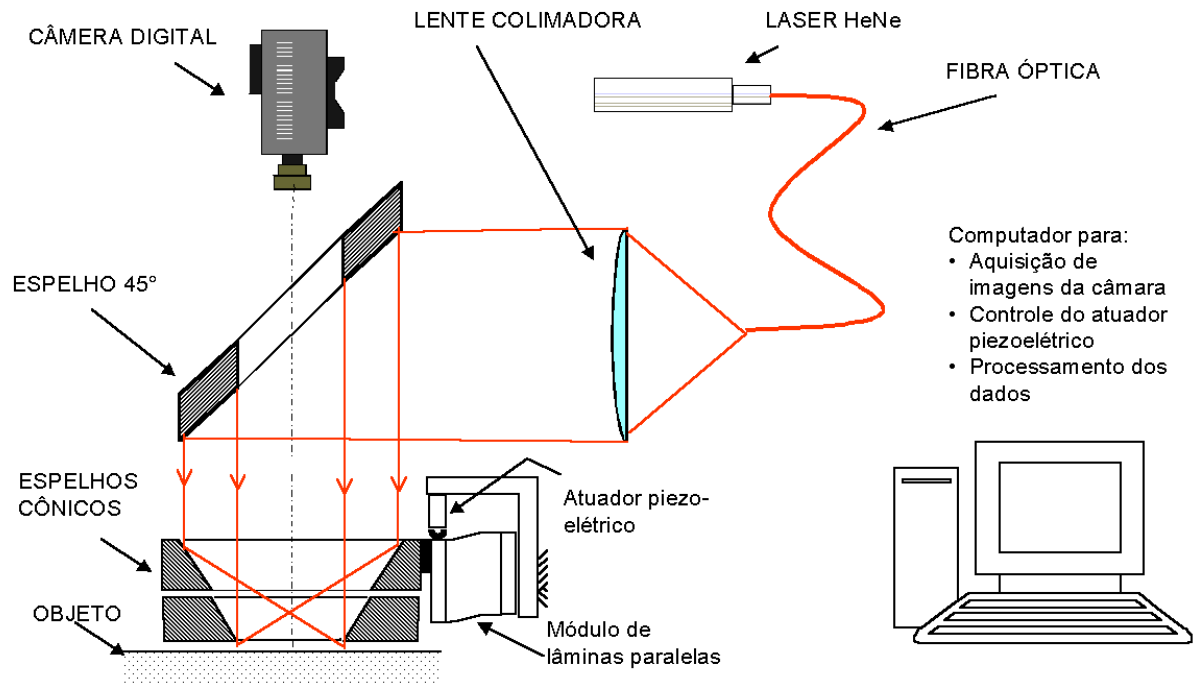


Figura 3.3 – Diagrama esquemático do interferômetro radial em bancada

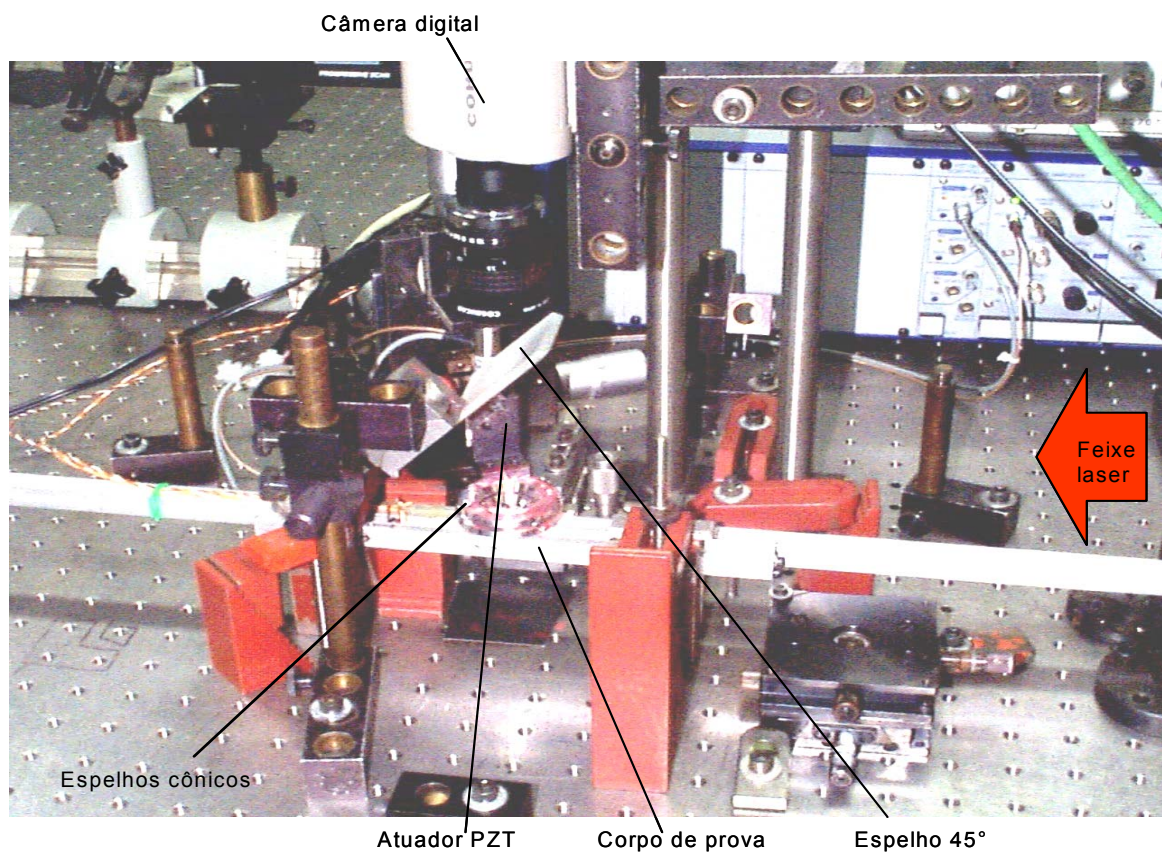


Figura 3.4 – Foto da bancada experimental

- o interferômetro é fixo na bancada e não pode acompanhar a translação do objeto, o que requer estratégias próprias para minimizar este sinal indesejado quando se trata da medição de deformações.
- apresentou melhor qualidade dos mapas de diferenças de fase, em comparação com os outros sistemas;

3.3 O sistema MTRES

O protótipo do medidor de tensões residuais pelo método do furo é denominado de MTRES, e fora desenvolvido antes do presente trabalho, aplicando o princípio do interferômetro radial /Borges, 2000; Albertazzi, 1996/. A Figura 3.5 mostra uma vista geral do instrumento, podendo-se observar a presença da furadeira no elemento central, que opera no mesmo eixo do interferômetro radial.



Figura 3.5 – Sistema MTRES – Medidor de tensões residuais /Borges, 2000/

As principais características desta configuração podem ser assim resumidas:

- dois tipos de diodo laser foram empregados: um de luz não visível com um comprimento de onda $\lambda = 0,785 \mu\text{m}$ (nominal) e outro de luz visível com $\lambda = 0,664 \mu\text{m}$ (nominal)

- ângulo dos espelhos cônicos $\psi = 60^\circ$, resultando no ângulo de incidência sobre o objeto de $\alpha = 30^\circ$ (em relação à superfície da peça)
- câmera tipo CCD *on-board*, produzindo imagens com resolução espacial 640x480 *pixels*
- deslocador de fase: com atuadores PZT, dispendo-se de 3 elementos simétricos que suportam o espelho cônico superior (similar ao mostrado na Figura 3.6.c)
- ampliação típica do sistema de visualização: 0,023 mm/*pixel*
- sensibilidade radial típica: 2,21 OF/ μm para o laser não visível e 2,63 OF/ μm para o laser visível

Algumas particularidades da configuração podem ser mencionadas:

- a furadeira pneumática está ausente nas aplicações do presente trabalho;
- para permitir o acesso da furadeira, a câmera de vídeo é alojada fora do eixo do interferômetro, resultando na observação inclinada do anel de iluminação e, portanto, numa distorção da imagem; o processamento da imagem corrige tal distorção por um fator denominado de “razão de aspecto”;
- a utilização do laser de luz visível trouxe maior facilidade e qualidade no alinhamento dos componentes ópticos, quando comparado ao laser de luz não visível;
- a distância entre as patas de fixação (sobre o objeto) é grande, o que tem pouca importância na medição de tensões residuais, mas resulta em deslocamentos relativos excessivos quando o objeto for submetido a um carregamento mecânico.

3.4 O sistema Roseta Óptica

A experiência adquirida no desenvolvimento do sistema MTRES e a percepção do potencial oferecido pelo interferômetro radial para a medição de deformações levaram a um novo projeto de medidor baseado no RIPI /Willemann, 2002/. A Figura 3.6 mostra tal sistema, que foi denominado de Roseta Óptica por ter a função análoga às rosetas extensométricas, ou seja, determinar as deformações principais de um estado de tensões. Tendo em vista sua aplicação, a concepção já buscou atender a requisitos como robustez mecânica, rigidez de fixação e dimensões reduzidas. A mesma figura ilustra o sistema de unhas e imãs de terras raras, que tem a função de fixar a Roseta em objetos ferromagnéticos.

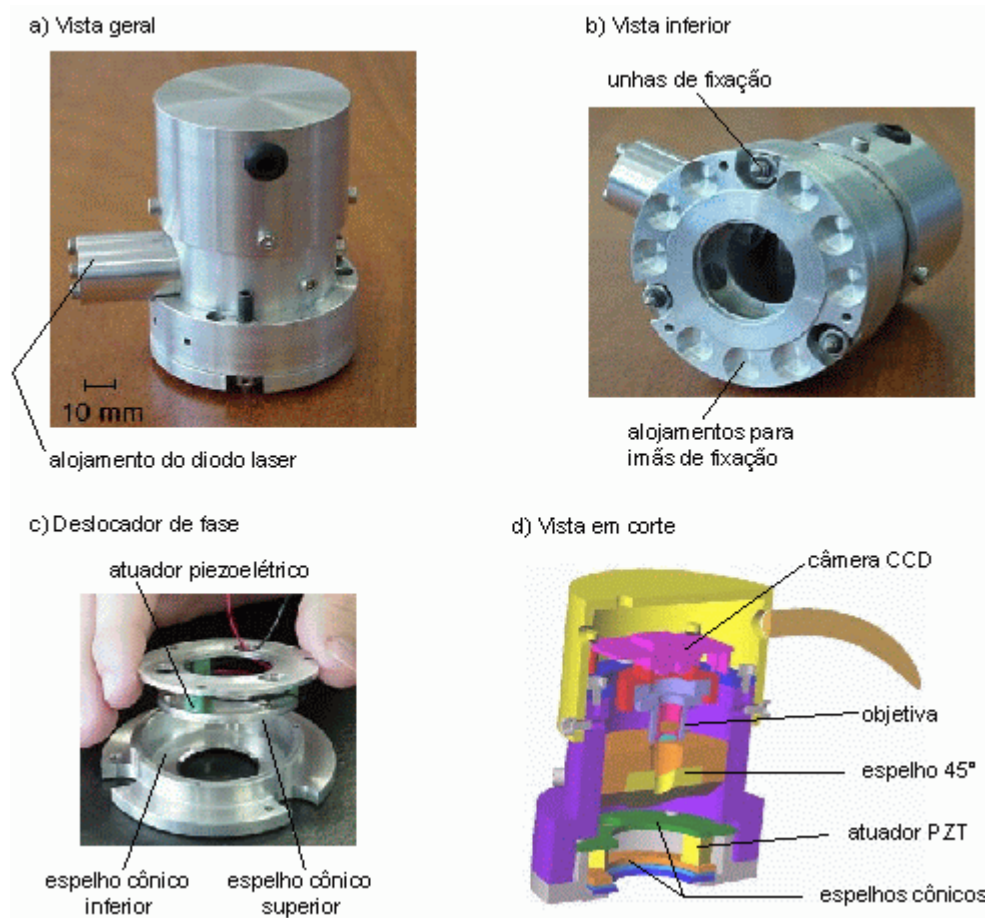


Figura 3.6 – Sistema Roseta Óptica /Willemann, 2002/

As principais características desta configuração podem ser assim resumidas:

- Fonte laser: diodo laser de luz não visível $\lambda = 0,785 \mu\text{m}$ (nominal)
- ângulo dos espelhos cônicos $\psi = 60^\circ$, com um ângulo médio de incidência sobre o objeto de $\alpha = 16^\circ$ (em relação à superfície)
- câmera tipo CCD *on-board* produzindo imagens com resolução espacial 640×480 pixels
- deslocador de fase: com atuadores PZT, dispostos simetricamente suportando o espelho cônico superior (Figura 3.6.c)
- ampliação típica do sistema de visualização: $0,016 \text{ mm/pixel}$
- sensibilidade radial típica: $2,45 \text{ OF}/\mu\text{m}$

A principal particularidade da configuração reside na ausência de colimação do feixe laser que incide nos espelhos cônicos, adotada neste projeto visando à redução das dimensões do protótipo. O feixe laser foi mantido com uma divergência de aproximadamente 28° ($\xi = 14^\circ$ na Figura 3.2), do que resulta um ângulo de incidência $\alpha: 16^\circ$.

3.5 Operação de medição

3.5.1 Procedimentos preliminares

Alguns procedimentos de ajuste (de caráter interno ao sistema) ou de regulagem (a cada medição) devem ser realizados preliminarmente, e estão descritos a seguir.

a) Determinação da ampliação do sistema de visualização

A partir de um alvo simétrico com dimensões conhecidas (p.ex. círculo), determina-se a razão entre a dimensão do alvo e a respectiva distância em *pixels* na imagem (eixo X).

b) Determinação da razão de aspecto do sistema de visualização

A partir de um alvo simétrico (p.ex. círculo), determina-se a razão entre as distâncias Y e X, em *pixels*, na imagem (Y/X).

c) Calibração do atuador PZT

Trata-se de determinar uma constante específica de controle do atuador PZT, relativa ao incremento da tensão elétrica aplicada que produza um deslocamento do espelho cônico correspondente à geração de uma ordem de franja nos mapas de diferenças de fase. Uma função do programa de medição permite aplicar a tensão progressivamente enquanto a diferença de intensidade na imagem é registrada. A constante corresponde à diferença de tensão entre dois mínimos (ou máximos) sucessivos de intensidade.

d) Determinação da posição do centro do interferômetro na imagem

O processamento dos valores de diferença de fase é realizado em coordenadas polares a partir de diversas circunferências de avaliação, ao longo da imagem da região iluminada. O processo de determinação do centro do interferômetro na imagem é importante para uma correta correspondência do ponto da imagem com o ponto iluminado. Havendo excentricidade entre os anéis de iluminação e de amostragem, e na presença de um sinal de translação, o processamento resulta em valores aparentes de deformação (ou tensão). O seguinte conjunto de equações empíricas foi determinado para avaliar a correção da excentricidade x_0, y_0 em relação a um centro previamente definido (estimado pelo usuário, ou mesmo o próprio centro geométrico da imagem).

$$\begin{cases} x_0 T_x + y_0 T_y = 2rH_0 \\ -x_0 T_x + y_0 T_y = 2rH_{2C} \\ -x_0 T_y - y_0 T_x = 2rH_{2S} \end{cases}$$

(3.1)

sendo T_x e T_y as componentes de translação e H_0 , H_{2C} e H_{2S} os valores dos harmônicos, todos determinados pelo programa a partir de um mapa de diferenças de fase obtido pela medição de uma translação pura. O cálculo dos harmônicos é tratado no item 3.5.3 abaixo. É recomendável que este processo seja executado quando a posição relativa entre o interferômetro e a superfície do objeto for alterada.

e) Brilho e contraste da imagem

Em função da condição de reflexão do feixe laser na superfície do objeto, é recomendável que estas condições sejam reguladas em cada aplicação, de modo a evitar a saturação da imagem. O recurso de regulagem está disponível na tela de aquisição, descrita no item seguinte, facilitado por cores que indicam os pontos de saturação. Visualiza-se neste caso a “imagem ao vivo”, que corresponde à imagem direta do anel de iluminação.

3.5.2 Programa de medição

O procedimento geral de medição segue as seguintes etapas básicas:

- entrada de dados diversos, relativos ao material da peça e à configuração do sistema RIPI,
- aquisição do mapa de fase na condição inicial de deformação ou de translação (mapa de referência),
- aplicação de cada nível do carregamento ou translação,
- aquisição do mapa de fase do respectivo nível,
- processamento das informações em termos de tensões e/ou deformações e de translação.

Os três sistemas RIPI foram avaliados neste trabalho pelo mesmo programa de medição (“OpticalRosette”), adequando-se alguns módulos específicos ao *hardware* de cada um deles /Veiga, 2002/. Um segundo programa de medição foi desenvolvido ao longo do projeto da Roseta Óptica, sendo baseado nos mesmos princípios funcionais e incorporando algumas facilidades operacionais, especialmente no que tange ao gerenciamento dos dados. Apesar de não ter sido utilizado diretamente no presente trabalho, mais detalhes da sua operação podem ser encontrados em /Willemann, 2002/. Os principais parâmetros operacionais definidos no programa são:

- características do sistema óptico, como o comprimento de onda, a ampliação e a razão de aspecto do sistema de visualização, o ângulo de incidência do feixe no objeto (a rigor estes dados seriam acessíveis ao usuário com restrições),
- dados do material, como o módulo de elasticidade e o coeficiente de Poisson,
- raios interno e externo do anel de amostragem.

A aquisição das imagens é conduzida através da tela apresentada na Figura 3.7 e os principais recursos são descritos a seguir.

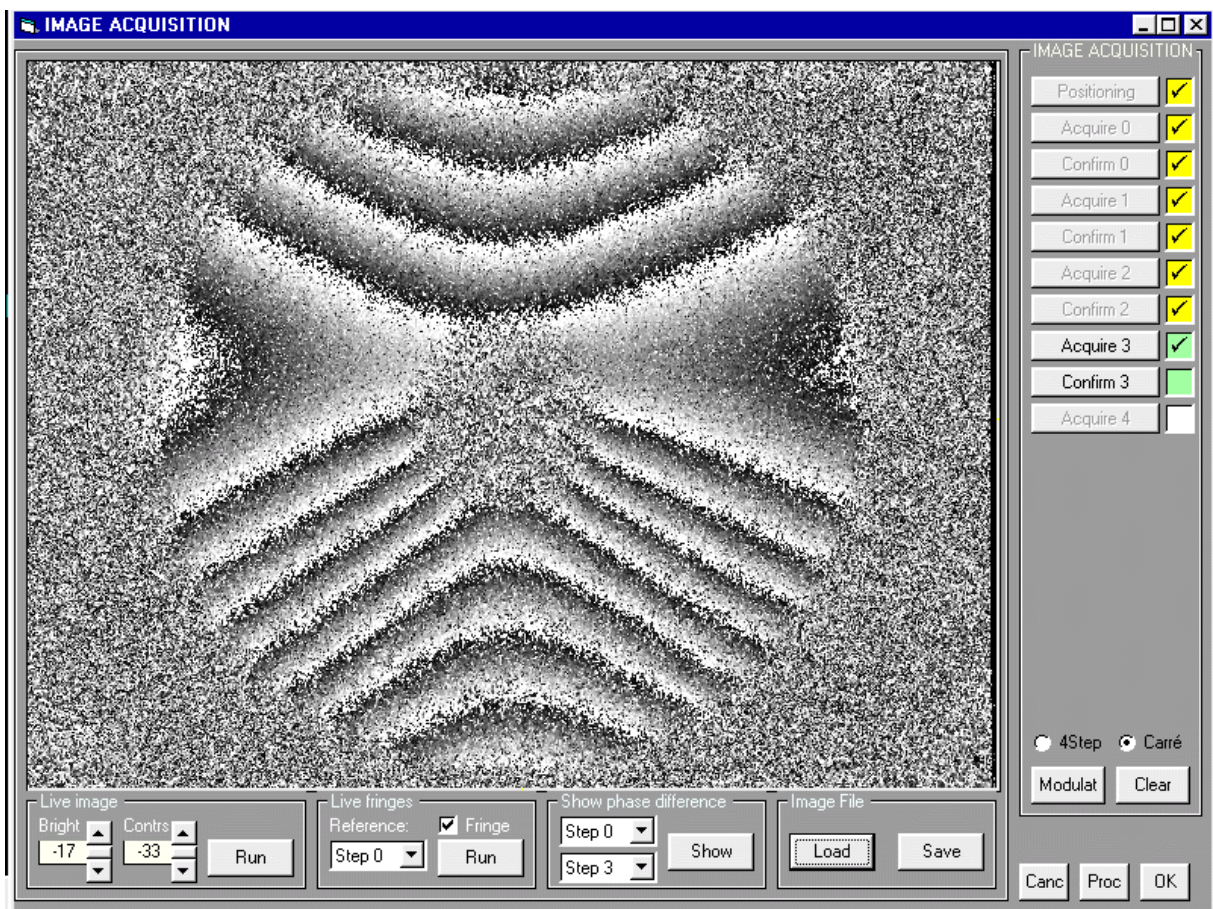


Figura 3.7 – Tela de aquisição das imagens durante ensaios

a) Visualização de franjas ao vivo

O sistema passa a adquirir continuamente imagens do anel de iluminação, de modo que a subtração da imagem de referência fornece um mapa de franjas relacionado aos deslocamentos que estão sendo medidos. Este mapa de franjas auxilia no controle do grau de deformação ou translação presentes no ensaio, uma vez que o processamento pode ser frustrado se a variação de fase for excessiva. Um limite prático de dez franjas tem se mostrado seguro com os sistemas disponíveis.

b) Aquisição em etapas

Quando o processo tende a gerar um excessivo número de franjas na imagem, ele pode ser fracionado em etapas intermediárias de menor intensidade, compondo um ensaio em cascata. Posteriormente, os dados obtidos do processamento podem ser combinados para chegar ao resultado final. O tratamento destes dados não foi implementado no presente trabalho.

c) Subtração dos mapas de fase

A cada etapa de translação ou carregamento, é possível visualizar e gravar em arquivo o respectivo mapa de diferenças de fase, para reprocessamento posterior (como representado na Figura 3.8).

A tela de processamento está reproduzida na Figura 3.8. Apresentam-se a seguir apenas os aspectos gerais das suas principais funções, uma vez que a interpretação depende da conceituação que será apresentada especialmente nos capítulos 6 e 7. Comenta-se ainda que as funções de processamento implementadas têm um caráter de investigação, oferecendo portanto opções que seriam desnecessárias, ou restritas, a um usuário final.

A região superior da tela contém as entradas das condições de processamento:

- parâmetros para a remoção do salto de fase;
- opção de cálculo - tensões (deformações), propriedades do material, ou determinação do centro do interferômetro;
- modelo a ser adotado na descrição do estado de tensões.

A região inferior apresenta os resultados do processamento:

- valores processados em tensão ou deformação, segundo os eixos cartesianos (da câmera), os eixos principais, ou uma direção qualquer a definir;
- valores processados de translação, ângulo principal, outros ângulos e componentes de harmônicos relacionados ao estado de gradientes de tensão;
- seleção de imagem a ser visualizada na tela.

Duas miras são representadas sobre a imagem contida na tela:

- indicação das direções principais;
- mira móvel para definir a direção de transformação do estado de tensões medido.

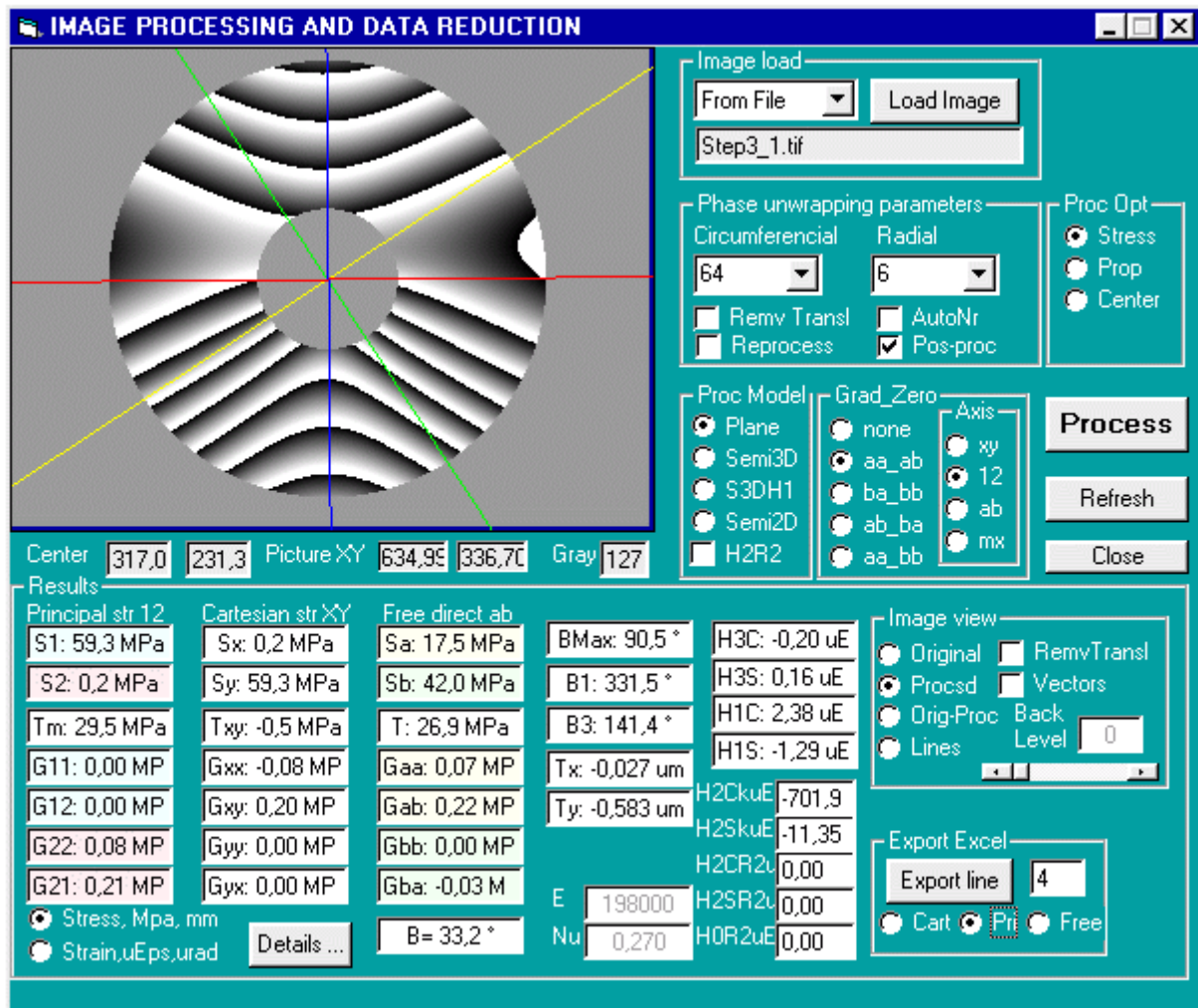


Figura 3.8 – Tela de processamento das imagens dos ensaios

Entre as imagens selecionáveis para visualização, as mais importantes são:

- mapa de diferenças de fase processado, ou seja, simulado a partir dos valores determinados pelo processamento (como apresentado na Figura 3.8);
- diferença entre as imagens original e processada, que expressa o resíduo de informação não descrito pelo modelo;
- remoção da componente de translação, que permite visualizar a parcela do sinal relativa às deformações.

3.5.3 Algoritmos de processamento

Os tópicos abaixo fazem referência e tecem alguns comentários a respeito dos principais algoritmos utilizados no programa, uma vez que a maioria deles já estivera implementada em outros desenvolvimentos de processamento de imagens.

a) Mapeamento polar – retangular

Os mapas de diferenças de fase devem ser processados em termos de coordenadas polares, como será descrito para os modelos nos respectivos capítulos. O mapeamento corresponde a uma mudança de variáveis, onde o mapa polar é transformado para um mapa retangular. Este processo visa apenas facilitar a lógica de programação com matrizes. /Albertazzi, 1998/.

b) Remoção do salto de fase

A remoção do salto de fase (*phase unwrapping*) foi apresentada no item 2.2 e ilustrada na Figura 2.4. Este processamento é realizado no programa pelo método dos mínimos quadrados em blocos (*block least squares* /Strand, 1999/), que dispensa uma filtragem prévia dos mapas de diferenças de fase, e sua robustez provém do processamento através de pequenas áreas da imagem.

Um outro método de remoção do salto de fase está implementado e sendo testado no desenvolvimento do sistema Roseta Óptica, tendo como característica a utilização da amplitude de pseudomodulação espacial como indicador da qualidade do valor de fase em cada *pixel* /Albertazzi, 2001; Kaufmann, 1998; Fritz, 1997/. Uma vantagem desta ponderação reside na supressão de regiões da imagem com baixa qualidade, ou mesmo com ausência, de iluminação. Mais além, este método pode melhorar a qualidade do processamento das tensões, quando os valores de fase dos *pixels* com menor modulação passam a ter menor peso também na avaliação numérica.

c) Método dos harmônicos

O processamento pelo método dos harmônicos, de um mapa de diferenças de fase gerado pelo RIPI, fora adotado por /Rodacoski, 1997/ e também é adequado aos modelos aqui deduzidos. Tal mapa é cíclico no intervalo 0 a 360°, podendo ser descrito por uma série de Fourier discreta, cuja expressão geral está transcrita abaixo nas equações (3.2) /Weinsstein, 2003/.

$$f(\theta) = \frac{1}{2}H_0 + \sum_{k=1}^{\infty} H_{kc} \cos(k\theta) + \sum_{k=1}^{\infty} H_{ks} \sin(k\theta) \quad (3.2)$$

$$H_0 = \frac{1}{\pi} \int_{-\pi}^{\pi} f(\theta) d\theta \quad H_{kc} = \frac{1}{\pi} \int_{-\pi}^{\pi} f(\theta) \cos(k\theta) d\theta \quad H_{ks} = \frac{1}{\pi} \int_{-\pi}^{\pi} f(\theta) \sin(k\theta) d\theta$$

Valores de deslocamento radial $f(\theta)$, obtidos dos mapas de diferença fase absoluta, são analisados em cada raio de amostragem, calculando-se coeficientes dos termos H_s em seno e H_c em coseno da série. O índice k denota a ordem do termo da série e θ o ângulo polar

do ponto considerado da circunferência de avaliação. Nos capítulos 5 a 7 será demonstrado que as componentes de tensão e de translação podem ser avaliadas a partir dos coeficientes dos harmônicos.

A princípio, os harmônicos calculados ao longo de apenas uma circunferência são suficientes para determinar as tensões e direções principais e as componentes de translação. Para tornar o processamento mais robusto, sinais de várias circunferências são analisados e os valores das tensões calculados pelo método dos mínimos quadrados, a partir dos valores dos harmônicos. Comenta-se ainda que o método dispensa a filtragem dos mapas de fase. Particularidades das componentes que se manifestam, como translação e deformação, serão abordadas nos capítulos correspondentes.

d) Método dos mínimos quadrados - MMQ

O método dos mínimos quadrados é consagrado na solução de sistemas de equações lineares, sendo adotado em diversas partes do processamento /Weinsstein, 2003; Press, 1992/. Os modelos descritos nos capítulos 5 a 7 podem ser expressos por equações lineares, que relacionam o deslocamento radial com as translações e deformações na superfície do objeto. Em particular, o método possui duas propriedades importantes quando comparado ao método dos harmônicos:

- não requer que os pontos amostrados situem-se em posições angulares regularmente distribuídas ao longo de um anel de amostragem, o que é importante quando o mapa de diferenças de fase apresentar regiões de má qualidade, ou mesmo descontinuidades;
- os resultados do processamento ponderam todo o sinal do mapa de diferenças de fase; em contraposição, o método dos harmônicos é seletivo, ou seja, a parcela do sinal que não corresponda aos termos considerados da série não é avaliada e permanece como resíduo.

Por outro lado, o MMQ mostrou, neste trabalho e em relação ao método dos harmônicos, a desvantagem de não permitir uma analogia dos coeficientes com o fenômeno físico observado.

3.5.4 Programa de simulação

Um programa de simulação foi desenvolvido ao longo do trabalho, e empregado tanto na geração quanto na avaliação de mapas de fase conforme os modelos matemáticos propostos (Figura 3.9) /Veiga, 2000/. Seu papel foi importante na visualização dos padrões de

fase e dos vetores de deslocamento, para diferentes condições de carregamento do objeto, e na análise dos respectivos sinais presentes nas imagens.

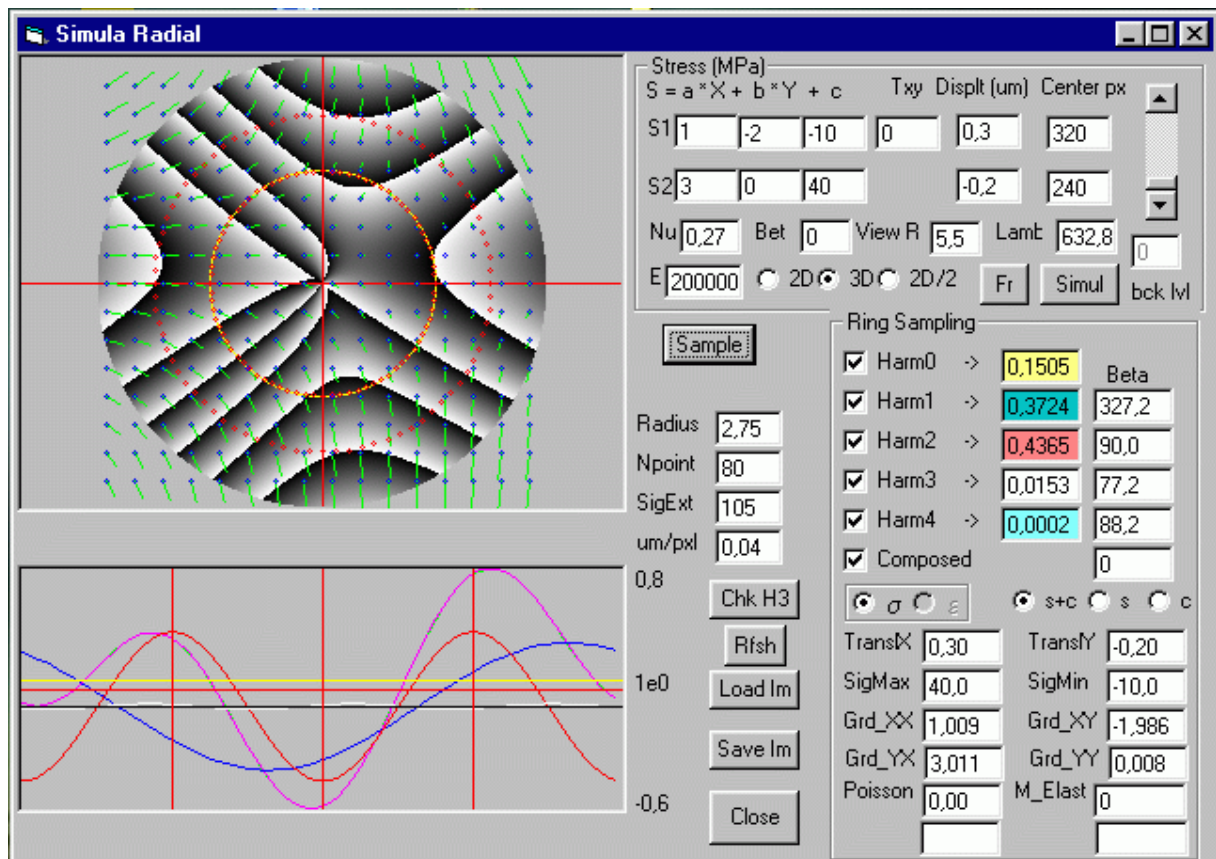


Figura 3.9 – Programa para simulação de mapas de diferenças de fase

O capítulo 4 que segue analisa sistematicamente as diversas fontes de erros do interferômetro radial e aborda aspectos particulares dos protótipos utilizados neste trabalho. Algumas avaliações experimentais complementam esta análise com o propósito de traduzir numericamente a contribuição dos fatores considerados.

4 FONTES DE ERROS NA MEDIÇÃO COM O INTERFERÔMETRO RADIAL

Apesar de simples, os sistemas baseados no interferômetro radial estão sujeitos a influências diversas que podem prejudicar as medições. Alguns fatores podem ser determinados e corrigidos, outros, de natureza constante, podem ser compensados pelo próprio processo de subtração dos mapas de fase, e outros restam como incerteza do processo. Este capítulo discrimina a maior parte dos fatores de influência que podem estar presentes no interferômetro radial e traz alguns dados experimentais relativos aos sistemas envolvidos no trabalho. A combinação racional dos fatores e dos seus efeitos não é elementar, pois envolve não apenas os componentes eletroópticos e mecânicos do sistema e o algoritmo de processamento, mas também o objeto e a natureza dos deslocamentos que ocorrem na sua superfície.

4.1 Fontes de erros relacionadas ao subsistema de iluminação

a) Comprimento de onda do laser

O laser HeNe empregado na bancada óptica tem reconhecida estabilidade, na ordem de 0,03 nm /Kapp, 1997/, o que permite desconsiderar esta fonte de influência.

As especificações técnicas dos diodos laser utilizados nos demais protótipos apresentam um desvio admissível para o comprimento de onda, em relação ao valor nominal, em torno de $\pm 0,010 \mu\text{m}$. Uma calibração em deslocamento, como descrita no capítulo 5, permite corrigir o erro no comprimento de onda do laser, juntamente com outras componentes que afetam a sensibilidade do sistema.

Por outro lado, variações em função da temperatura ou da potência aplicada ao diodo laser não são informadas pelo fabricante. Por esta razão, um experimento foi conduzido a fim de observar o sinal de medição ao longo de um período de tempo após a ativação do diodo laser, podendo-se constatar um mapa de diferença de fase como ilustrado na Figura 4.1.a. Um significativo aumento da temperatura é percebido na carcaça do sistema, do que provavelmente decorra uma pequena translação do interferômetro radial, evidenciada neste mapa. A Figura 4.1.b mostra o efeito da instabilidade do comprimento de onda, traduzido por uma variação radial e uniforme da fase, decorrente da diferença de caminhos ópticos que existe entre os dois espelhos cônicos.

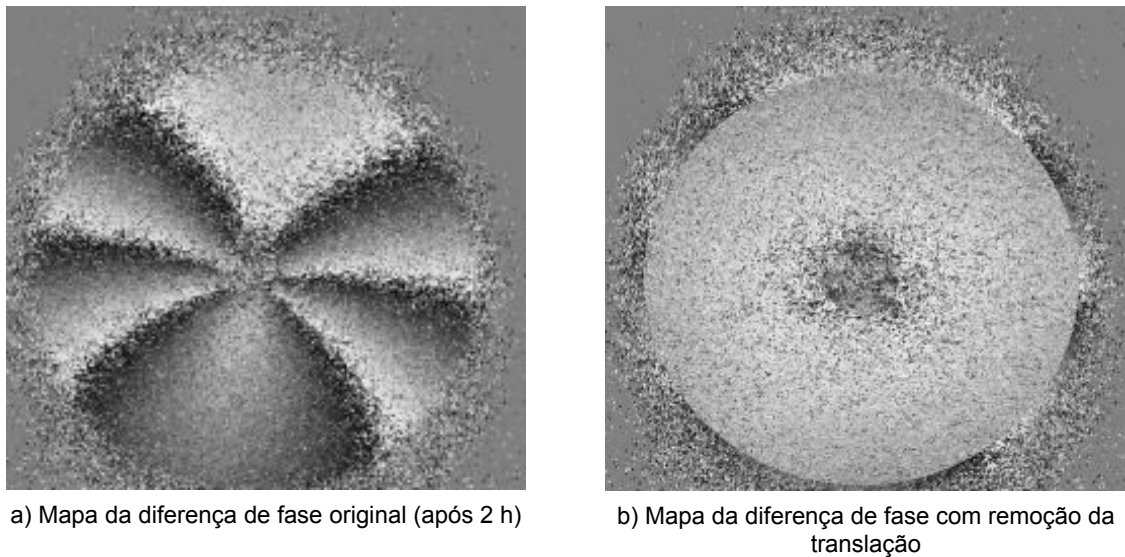


Figura 4.1 – Efeito da instabilidade do comprimento de onda do laser

O processamento dos mapas de diferença de fase do experimento com o diodo laser visível (sistema MTRES) leva a um sinal de deformação aparente uniforme ($\epsilon_1 = \epsilon_2$), como ilustrado na Figura 4.2. Observa-se que cerca de uma hora é o tempo necessário para se atingir uma estabilidade razoável do diodo laser.

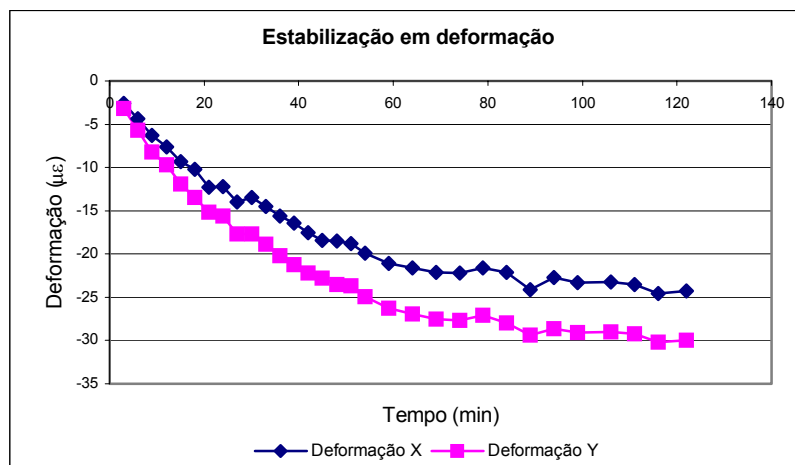


Figura 4.2 – Resultado da instabilidade do diodo laser visível

b) Ângulo dos espelhos cônicos em relação ao valor nominal

Um erro no ângulo dos espelhos cônicos afeta o ângulo de incidência do laser na superfície do objeto de modo simétrico e, portanto, a sensibilidade do interferômetro. O efeito pode ser corrigido por um fator proporcional obtido na calibração em deslocamento, como será abordado no capítulo 5. Medições prévias dos espelhos apontaram para um erro inferior a $\pm 30^\circ$ /Rodacoski, 1997/.

c) Erros de forma dos espelhos cônicos

Como os espelhos cônicos são fabricados por processo de precisão, considera-se o erro de forma desprezível. De qualquer modo, seus efeitos manifestam-se como componentes aparentes de tensão/deformação (inclusive gradientes) ao ser medida uma translação pura. Na calibração em deslocamento, o resíduo pode ser assumido como parcela de incerteza residual.

d) Excentricidade dos espelhos cônicos

A excentricidade dos espelhos cônicos não tem influência significativa na sensibilidade do interferômetro, pois o processo de determinação do centro localiza a posição de um ponto médio relativo aos dois espelhos cônicos. Experimentos com excentricidade de até ± 5 pixels comprovaram este fato.

e) Divergência do feixe laser incidente nos espelhos cônicos (ou erro de colimação do feixe)

A Figura 4.3 ilustra o efeito da variação do ângulo de incidência de cada fração do feixe na superfície dos espelhos cônicos, podendo-se observar que o ângulo de incidência sobre a superfície do objeto também varia. Na região central do anel de iluminação, o vetor sensibilidade situa-se perpendicular ao eixo dos espelhos, passando a inclinar-se em posições mais afastadas deste centro.

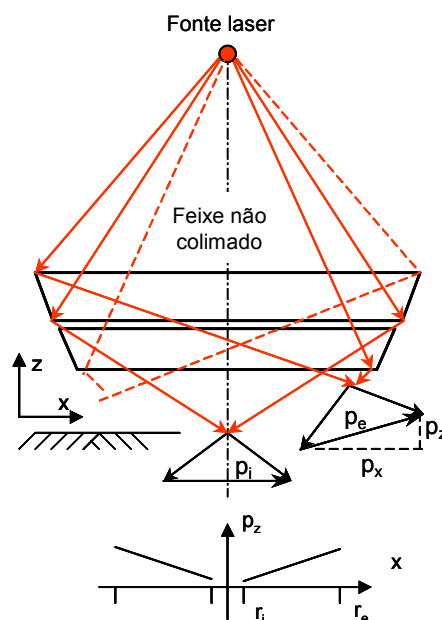


Figura 4.3 – Efeito do feixe laser não colimado

O efeito mais expressivo é o surgimento da componente de sensibilidade fora do plano (direção z da Figura 4.3). Como conseqüência, uma translação nesta direção gera um sinal de fase que varia uniformemente com o raio. Como este fator é característico da Roseta Óptica, em função da sua própria concepção, alguns valores numéricos estão apresentados adiante no item

4.6. Nos demais sistemas, o ajuste entre a lente colimadora e a fonte laser deve servir-se de técnicas usuais de alinhamento óptico. Dificuldades maiores são naturalmente encontradas quando se emprega o diodo laser de luz não visível. Os experimentos mostraram que avaliação de mapas de diferença de fase obtidos por simples translação fora do plano pode ser um bom método para verificar a qualidade do ajuste quanto à colimação do feixe.

Um segundo efeito é a variação da sensibilidade no sentido radial (p_x na Figura 4.3), que, entretanto, se mostra desprezível para o ângulo dos espelhos empregados.

f) Paralelismo do feixe com o eixo dos espelhos cônicos

A Figura 4.4 ilustra a condição geométrica desta fonte de erros, assumindo o feixe laser colimado. Como consequência, tem-se a inclinação do vetor sensibilidade de modo uniforme ao longo de uma linha diametral do anel de iluminação, deixando de ser perpendicular ao eixo dos espelhos cônicos. Entretanto, este efeito agora na linha diametral ortogonal à primeira (saindo do plano do papel) é praticamente nulo. Com isto, a sensibilidade fora do plano varia com a posição angular do anel de iluminação (em relação ao plano de inclinação do feixe laser).

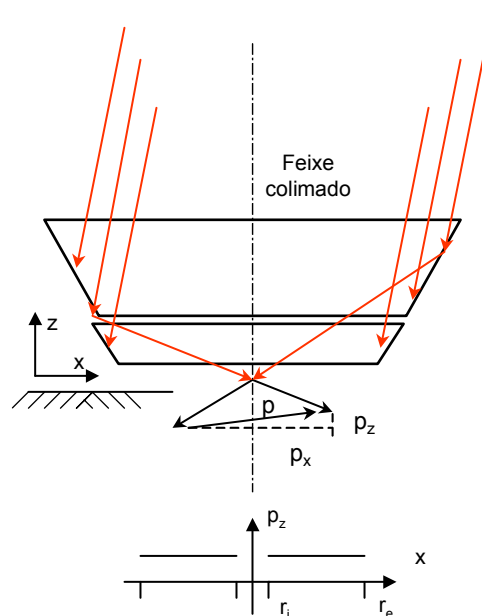


Figura 4.4 – Efeitos de feixe laser não paralelo aos espelhos cônicos

Este fator tem o mesmo efeito de uma inclinação da superfície do objeto em relação aos espelhos cônicos (item 4.5.a), porém é consequência de um mau ajuste interno do conjunto de iluminação. Uma vez corrigido, não deverá voltar a influenciar nas medições.

Na medição de tensões/deformações com a bancada óptica, uma inclinação proposital do feixe em relação aos espelhos cônicos foi provocada por meio de uma rotação do “espelho 45°”, tendo-se encontrado erros na ordem de 1% por minuto de inclinação deste espelho. Entretanto,

os experimentos mostraram que se pode obter um alinhamento satisfatório pela observação da imagem ao vivo do anel de iluminação, quando as duas parcelas do feixe situam-se concêntricas e isentas de ovalização.

g) Paralelismo entre os espelhos cônicos

Duas componentes deste erro devem ser consideradas:

- ajuste mecânico inicial entre os espelhos, e
- movimento não paralelo do espelho cônico móvel, gerado pelo deslocador de fase.

A primeira componente tem um efeito principal que equivale a uma excentricidade dos espelhos, e pode ser corrigida de maneira equivalente (item 4.1.d). A segunda componente leva a uma variação não uniforme da fase no processo de deslocamento de fase, o que pode ser observado no procedimento de calibração do atuador piezoelétrico como o movimento de uma franja ao longo da imagem, em lugar de uma variação uniforme de intensidade. O efeito, sendo de natureza sistemática em cada mapa de fase adquirido, é eliminado como descrito no item 4.1.h que segue. A parcela aleatória deste efeito resulta em erros aleatórios espaciais nos mapas de diferença de fase.

h) Deslocamento de fase

Neste trabalho, os mapas de fase são determinados pelo método de 4 passos e o algoritmo de Carré (item 2.2). Este algoritmo é pouco sensível à quantidade total do deslocamento aplicado pelo deslocador de fase (atuador piezoelétrico ou PZT), sendo adotado com vantagem nos casos onde o deslocamento de fase deve ser próprio para cada região de iluminação (por exemplo em feixes não colimados). No interferômetro radial, este algoritmo compensa a rotação do espelho cônico móvel (rolamento), descrito acima, e da constante de controle do atuador PZT. Experimentos com esta constante alterada de -20 a $+20\%$ comprovaram que o algoritmo é robusto neste sentido.

Por outro lado, erros de linearidade e histerese do deslocador de fase não são compensados e têm como efeito um erro aleatório espacial nos mapas de diferença de fase. Estes fatores não foram analisados experimentalmente.

4.2 Fontes de erros relacionadas ao subsistema de visualização

a) Erro de concentricidade entre os anéis de iluminação e de amostragem

Através de simulações, demonstrou-se que a excentricidade gera, no processamento das circunferências de avaliação, um harmônico aparente de uma ordem superior à ordem que estiver

presente no sinal do anel de iluminação. Os capítulos 5, 6 e 7 apresentam a relação que existe entre os sinais dos harmônicos com os deslocamentos que ocorrem na superfície do objeto. Pode-se adiantar que a excentricidade em questão gera a indicação de uma deformação uniforme aparente quando ocorrer uma translação real, e, sucessivamente, gera a indicação de um gradiente aparente de deformação na presença de uma deformação uniforme real. A Figura 4.5 ilustra estes efeitos de maneira simulada, para uma circunferência com raio de avaliação 4 mm, translação de 5 μm , tensão de 40 MPa ($E: 210000 \text{ MPa}$, $\nu: 0,3$) e excentricidade de 0,3 mm.

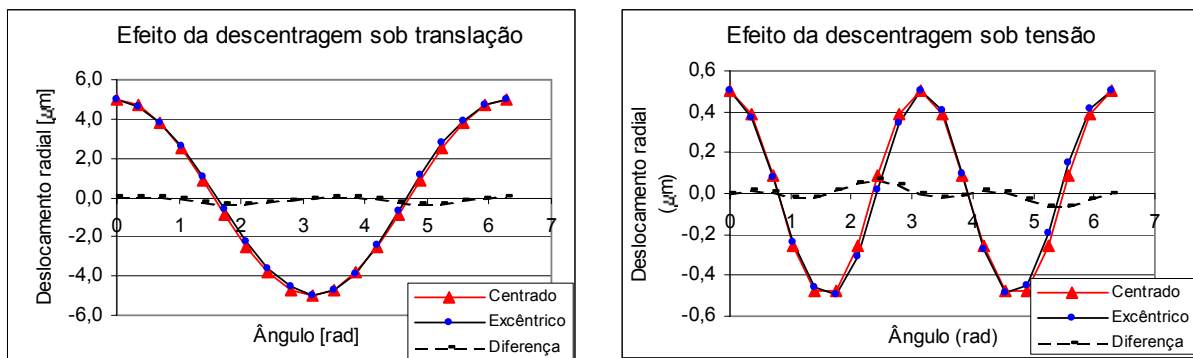


Figura 4.5 – Simulação dos efeitos de excentricidade entre os anéis de iluminação e de amostragem

A determinação do centro do interferômetro na imagem, como descrito no item 3.5.1.d, baseia-se no efeito acima e foi adotada com sucesso em todos os experimentos. A posição do centro assim determinada pode deixar de ser válida quando houver variações de distância ou de inclinação entre o interferômetro e o objeto, que podem ocorrer na operação de regulagem preliminar de uma medição.

b) Fator de ampliação da imagem

O fator de ampliação da imagem é obtido através da imagem de um padrão óptico dimensional, como o reticulado mencionado no item 4.7, sendo expresso por um fator de comprimento do objeto por *pixel* da imagem.

O erro de ampliação não influencia a medição de deslocamentos, porém afeta a medição de tensões de modo proporcional e a de gradientes de modo proporcional ao quadrado. Este efeito foi comprovado pela introdução de um erro no fator de ampliação no processamento de imagens simuladas.

c) Inclinação da câmera em relação à superfície do objeto

A inclinação da câmera em relação à superfície do objeto leva a uma observação em perspectiva, tendo como principal efeito uma diferença de ampliação nos dois eixos ortogonais

da imagem. Este fator é característico do sistema MTRES, sendo descrito no item 4.7, e seu efeito é inexpressivo nos demais sistemas.

d) Aberrações ópticas das lentes

Pela multiplicidade de condições, é difícil prever o efeito de aberrações ópticas nas diversas medições com o RIPI. Lentes de qualidade superior foram empregadas nos sistemas avaliados e nenhuma constatação pode ser atribuída a este fator. Por outro lado, seus efeitos estão naturalmente embutidos nos resíduos de deformação e seus gradientes quando se realiza a calibração do sistema em deslocamento.

e) Outras influências da câmera

Como um sistema eletroóptico, a câmera pode apresentar erros relativos à sua própria dimensão e à quantização da intensidade luminosa. Os erros introduzidos por estes aspectos foram considerados secundários na presente abordagem.

4.3 Fontes de erros relacionadas ao objeto medido

a) Comportamento elástico do objeto medido

Os capítulos 6 e 7 apresentam os modelos para a avaliação de deformações e tensões, assumindo as hipóteses de um comportamento elástico do material, o qual pode não corresponder exatamente ao comportamento do objeto sendo ensaiado. Tal divergência leva a erros na avaliação quantitativa do estado de deformações e tensões, podendo ser causada por fatores como:

- valores inexatos das propriedades elásticas do material, como o módulo de elasticidade e o coeficiente de Poisson, que são empregados nos modelos;
- anisotropia e não-homogeneidades do material;
- desvios das condições geométricas e dinâmicas em relação às hipóteses simplificativas do modelo pressuposto (por exemplo para o estado plano de tensões).

b) Formação dos speckles

Como a HE baseia-se na diferença de dois mapas de fase, a estabilidade morfológica dos speckles é muito importante para que um mínimo de ruído resulte no mapa de diferença de fase. A existência de reflexões especulares, de speckles hipermodulantes, speckles objetivos ou regiões com intensidade luminosa inadequada, leva a uma deterioração da relação sinal/ruído. A consequência observada concretamente é o prejuízo na repetitividade dos resultados quando as condições de avaliação forem modificadas, como os raios do anel de amostragem e os

parâmetros de remoção do salto de fase. Por envolverem sinais de amplitude relativamente mais baixa, os gradientes de deformação/tensão sofrem mais os efeitos dos ruídos do que os demais parâmetros do estado.

c) Camadas depositadas (pintura)

Na HE, é usual cobrir a superfície do objeto com uma pigmentação opaca, de modo a evitar reflexões especulares e melhorar a modulação dos *speckles*. Deve-se assegurar que exista uma correspondência da deformação na superfície externa iluminada com aquela do material de base (corpo). Testes realizados com camadas finas de tinta e revelador para líquido penetrante mostraram não haver significativa diferença de resultados em diversas medições.

4.4 Fontes de erros relativas ao processamento dos dados

a) Remoção do salto de fase

A remoção do salto de fase é susceptível a erros na presença de ruídos na imagem e em condições de alta densidade de franjas de interferência, podendo dar origem a dois tipos de erros:

- um erro local, individualmente em *pixels* isolados ou em conjuntos de *pixels*, conforme o tipo de algoritmo;
- um erro que se propaga ao longo de linhas, caracterizando regiões com erro do salto de fase.

O primeiro tipo de erro acontece aleatoriamente, podendo-se assumir que o efeito se anule, em média, ao utilizar-se um conjunto suficiente de *pixels* e algoritmos ponderados de avaliação. O segundo tipo leva a erros mais grosseiros que podem, e devem, ser identificados por levarem a distorções consideráveis nos deslocamentos radiais. Nos programas desenvolvidos, esta última condição é detectada pelo usuário, quando analisa se existe um resíduo maior do que uma ordem de franja na imagem de fase resultante da subtração entre os mapas de diferença de fase com salto removido e o simulado com os parâmetros recentemente obtidos do processamento.

b) Ajuste de funções aos dados experimentais e determinação dos coeficientes

Alguns fatores podem ser apontados como causas deste tipo de erro:

- limitações do método numérico para extrair os parâmetros característicos do modelo de deslocamentos/deformações/tensões na presença de ruídos;

- nível elevado de erros aleatórios nos dados das circunferências de avaliação, de modo que os resultados variam consideravelmente conforme a definição dos raios do anel de amostragem (interno e externo);
- resolução espacial limitada da câmera digital.

Sobre este último fator, deve-se esclarecer que a solução numérica pelo método dos harmônicos pressupõe que o incremento angular nas circunferências de amostragem seja constante, e o atendimento desta condição fica tanto mais prejudicado quanto menor for a resolução espacial da câmera. Observou-se, por exemplo, que o valor encontrado do harmônico de 3ª ordem sofre maiores variações nos menores raios de avaliação. O processamento pelo método m.m.q, se adequadamente implementado, pode ser insensível a esta influência.

O processamento que pondera a amplitude de modulação, como mencionado no capítulo 3, pode reduzir o efeito de alguns desses fatores mencionados.

4.5 Fontes de erros relativas à operação e outros erros

a) Erro de perpendicularidade entre a superfície do objeto e o eixo dos espelhos cônicos.

Este fator tem o mesmo efeito que a inclinação do feixe laser em relação ao eixo dos espelhos cônicos (item 4.1.f), Figura 4.4. Quando a superfície do objeto situa-se inclinada (p.ex. pela má ajustagem do sistema RIPI sobre o objeto), então as componentes de deslocamento fora do plano são percebidas pelo interferômetro e erroneamente interpretadas como componentes que estariam acontecendo no plano do objeto /D. Albrecht, 1999/.

Adicionalmente no sistema MTRES, analisou-se um efeito relacionado à distorção do anel de iluminação como consequência da sua projeção levemente inclinada sobre a superfície do objeto (em torno de 5' nos experimentos). Em princípio, este efeito se mostrou parcialmente corrigível através da transformação “afine” na imagem, como está descrito no item 4.7. Entretanto, em termos práticos, nenhuma implementação foi realizada para corrigir a inclinação em uma direção qualquer que possa decorrer da má regulagem dos apoios sobre o objeto, na operação normal do sistema.

Uma variação da perpendicularidade entre o eixo dos espelhos a superfície do objeto pode ocorrer ainda como consequência do próprio carregamento do objeto. Uma inclinação entre o objeto e o interferômetro leva ao deslocamento fora do plano e, como consequência, a uma degradação da correlação dos speckles. No âmbito deste trabalho não foi encontrada uma sistemática plausível para sua correção.

b) Deslocamento fora do plano

O deslocamento fora do plano leva à perda de correlação entre os speckles, e portanto, a mapas de diferenças de fase mais ruidosos. Observou-se que o ruído aumenta consideravelmente para deslocamentos fora do plano acima de 5 μm . A inclinação entre o interferômetro e a superfície do objeto durante o carregamento leva aos efeitos descritos nos itens 4.2.a e 4.5.a, com a agravante de que estes efeitos se superpõem ao sinal de interesse. Por estas razões, recomenda-se que os apoios do sistema RIPI sobre o objeto situem-se o mais próximo possível do anel de iluminação.

c) Translação como consequência do carregamento

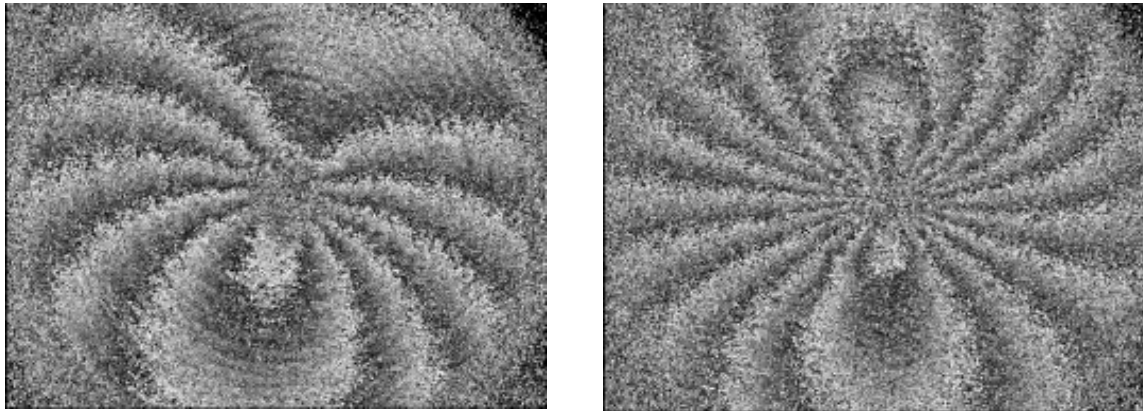
A ocorrência de uma translação indesejável é intrínseca ao processo de medição de tensões e deformações, em função da distância entre os apoios do sistema de medição e o anel de iluminação. Nestas medições, a translação não traz informação de interesse e apenas aumenta o número de franjas, levando a um nível de ruído mais significativo (degradação da imagem, pois os *speckles* tendem a perder correlação). Ainda, em combinação com outros fatores de natureza óptica, a translação pode gerar falsas informações sobre o estado de tensões e deformações.

d) Ambiente

Vibrações ambientais provocam variações de fase na etapa de aquisição, elevando os níveis de ruídos nos mapas de diferenças de fase. O prejuízo é tanto maior quanto maior for o deslocamento relativo ocorrido entre o interferômetro e o objeto, podendo ocorrer inclusive o desaparecimento das franjas de interferência. Câmeras e placas de aquisição de imagens mais rápidas podem atenuar este efeito, porém não podem eliminar totalmente o erro na fase.

4.6 Fontes de erros particulares do interferômetro tipo Roseta Óptica

O principal fator de influência na Roseta Óptica é a sua sensibilidade fora do plano, que foi abordada no item 4.1.e. A Figura 4.6 ilustra mapas de diferenças de fase obtidos com a Roseta Óptica, sob movimentos do objeto que expressam os efeitos desta sensibilidade. O processamento das imagens de deslocamento fora do plano acusou um efeito característico no harmônico de ordem zero (como ilustrado na Figura 4.1), levando a uma deformação uniforme aparente da ordem de $\varepsilon_1 \sim \varepsilon_2 \sim +5 \mu\varepsilon$ para cada micrometro de deslocamento no sentido de aproximação entre o objeto e a Roseta Óptica. O processamento das imagens de inclinação leva a um sinal no 1º harmônico proporcional ao quadrado do raio de avaliação, que, como será descrito no capítulo 7, é interpretado como um gradiente de deformação aparente. O efeito no gradiente radial de deformação foi avaliado em $\sim 0,4 \mu\varepsilon/\text{mm}$ a cada minuto de inclinação.

a) Efeito sob translação fora do plano (25 μm)

b) Efeito sob inclinação (25')

Figura 4.6 – Mapas de diferenças de fase resultantes da sensibilidade fora do plano

Estas duas avaliações de efeito apontam para a gravidade dos efeitos da sensibilidade fora do plano, especialmente considerando-se que deslocamentos neste sentido podem decorrer do comportamento do próprio objeto ao ser carregado. Um agravante desta condição na Roseta Óptica surge da distância relativamente grande entre as patas de apoio, inscritas em um diâmetro de aproximadamente 65 mm.

Por outro lado, tal sensibilidade fora do plano pode ser aproveitada em futuro desenvolvimento de um sistema RIPI próprio para a medição de translação em três direções.

4.7 Fontes de erros particulares do interferômetro tipo MTRES

O sistema MTRES, pela sua concepção, possui a inclinação da câmera em relação à superfície do objeto como fator particular de influência (item 4.2.c). A adoção do fator “razão de aspecto” corrige a dimensão da imagem na direção Y em relação a uma dada ampliação aplicada na dimensão X. Uma distorção devida à perspectiva da imagem ainda permanece, especialmente no sistema MTRES, o que leva a uma variação da dimensão X ao longo da posição Y, como ilustra a Figura 4.7 (o efeito foi reforçado na ilustração). Um modelo apropriado foi elaborado para corrigir este efeito, dentro do conceito de transformação “afine” /National, 1999/ para processamento de imagens na forma das equações (4.1). Os coeficientes da transformação são determinados com auxílio de um reticulado de referência cujas dimensões são conhecidas, através de um sistema de equações (4.1) com dados de diversos pontos do reticulado.

A transformação foi implementada e avaliada em mapas de diferença de fase relativos a translação do objeto. Concluiu-se que existe pouco efeito na região central da tela, onde a

imagem do anel de iluminação se situa, e o benefício da correção não ficou evidente. Por esta razão, apenas a correção da razão de aspecto permaneceu implementada, que corresponde ao fator s_y/s_x das equações (4.1).

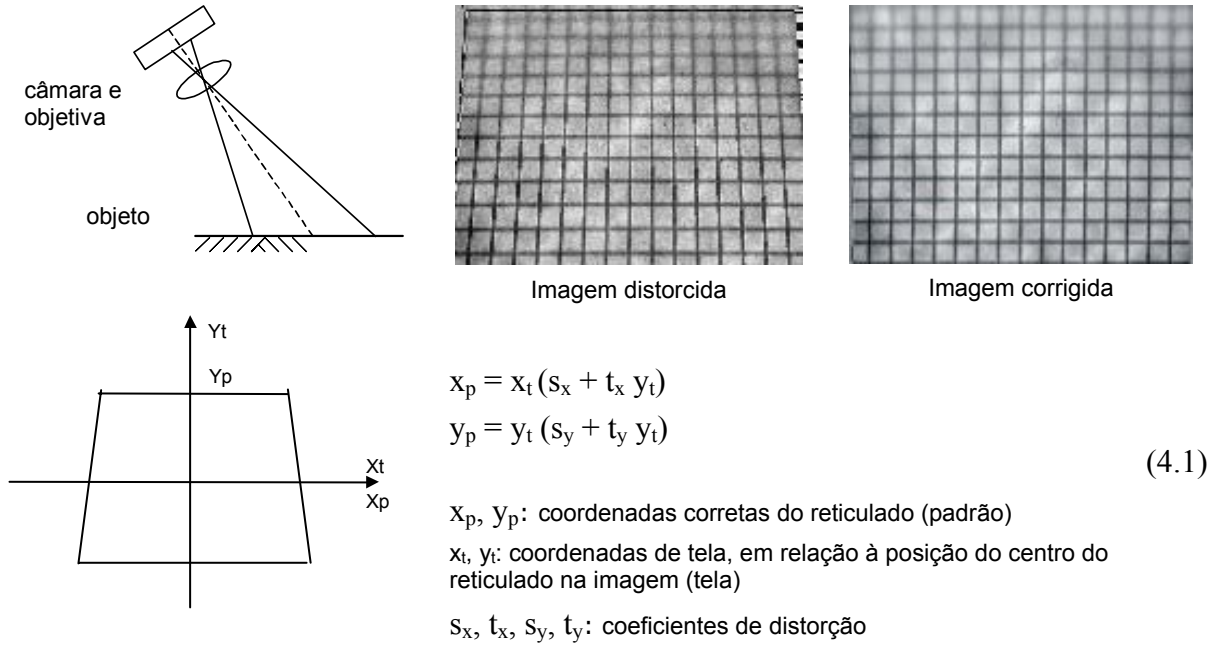


Figura 4.7 – Distorção da imagem por observação inclinada de uma grade de referência

4.8 Considerações finais

A medição de translação pura se mostrou um meio simples e eficaz para, no mínimo, verificar a presença das fontes de erros mais importantes aqui tratadas.

A Tabela 4.1 agrupa os fatores descritos acima, atribui um grau de importância de cada fator para o desempenho do interferômetro radial e comenta a possibilidade de correção do erro. Os fatores que não podem ser corrigidos permanecem como erros residuais que compõem a incerteza de medição do sistema.

Tabela 4.1 – Quadro resumo das fontes de erros no interferômetro radial

Importância: (+) maior, (\pm) regular, (-) menor

Corrigível e não corrigível: na utilização ou manutenção

Fontes de erros	Importância e possibilidade de correção
4.1 Fontes de erros relacionadas ao subsistema de iluminação	
Comprimento de onda do laser	(+) corrigível
Ângulo dos espelhos cônicos em relação ao valor nominal	(+) corrigível
Erros de forma dos espelhos cônicos	(-) não corrigível
Excentricidade dos espelhos cônicos	(+) corrigível
Divergência do feixe laser incidente nos espelhos cônicos (ou erro de colimação do feixe)	(+) não corrigível
Paralelismo do feixe com o eixo dos espelhos cônicos	(\pm) não corrigível
Paralelismo entre os espelhos cônicos	(-) não corrigível
Deslocamento de fase	(-) não corrigível
4.2 Fontes de erros relacionadas ao subsistema de visualização	
Erro de concentricidade entre os anéis de iluminação e de amostragem	(+) corrigível
Fator de ampliação da imagem	(+) corrigível
Inclinação da câmera em relação à superfície do objeto	(+) corrigível
Aberrações ópticas das lentes	(-) não corrigível
Outras influências da câmera	(-) não corrigível
4.3 Fontes de erros relacionadas ao objeto	
Comportamento elástico do objeto medido	(+) não corrigível
Formação dos speckles	(-) não corrigível
Camadas depositadas (pintura)	(-) não corrigível
4.4 Fontes de erros relativas ao processamento dos dados	
Remoção do salto de fase	(\pm) não corrigível
Ajuste de funções aos dados experimentais	(-) não corrigível
4.5 Fontes de erros relativas à operação e outros erros	
Erro de perpendicularidade entre a superfície do objeto e o eixo dos espelhos cônicos.	(+) corrigível
Deslocamento fora do plano	(+) não corrigível
Translação como consequência do carregamento	(\pm) não corrigível
Ambiente	(\pm) não corrigível

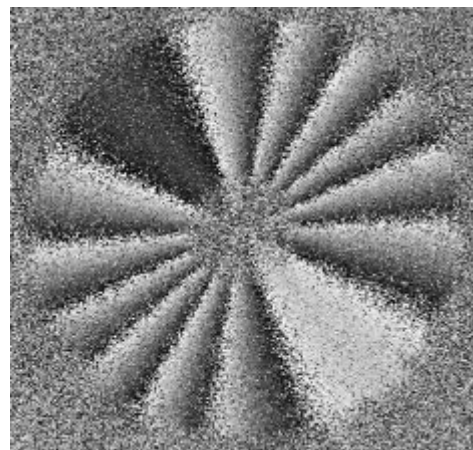
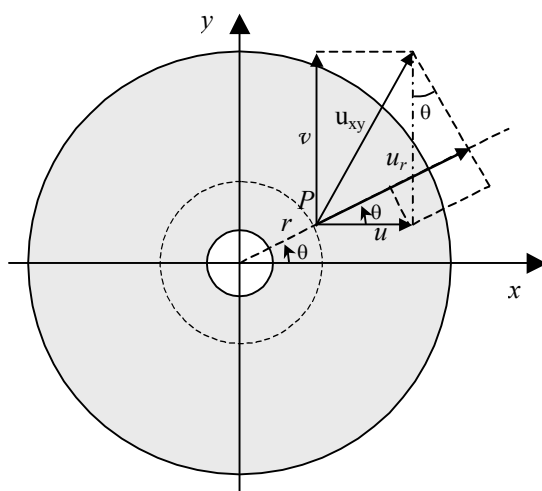
5 MEDIÇÃO DE TRANSLAÇÃO

A medição de translação é a tarefa mais simples atendida pelos sistemas RIPI, determinando-se as suas componentes em duas direções ortogonais dadas pelos eixos da câmera. O potencial de aplicação reside na medição de pequenas quantidades de deslocamentos, como, por exemplo, na avaliação da repetitividade de posicionamento em máquinas e dispositivos de precisão e na análise do comportamento de conjuntos mecânicos quanto à temperatura ou esforços mecânicos.

Este capítulo apresenta a formulação para a medição de translação, que é bastante simples. Seguem-se os resultados da calibração dos protótipos envolvidos no trabalho, como expressão fundamental da sua avaliação metrológica. Por fim, apresenta-se um estudo de caso, aplicando o sistema MTRES no ensaio de repetitividade de uma máquina de usinagem por eletroerosão.

5.1 Formulação do interferômetro radial

O modelo é desenvolvido para deslocamentos no plano XY, correspondente ao anel de iluminação. O eixo Z é atribuído à direção fora do plano.



Translação X-0,8 e Y+0,9 μm

Figura 5.1 – Componentes de deslocamento no anel de iluminação e imagem característica de translação

Seja P um ponto da região iluminada no campo XY, situado nas coordenadas polares (r, θ) , e que sofreu o deslocamento u_{xy} no plano, com suas componentes u e v . O interferômetro é sensível apenas à projeção deste deslocamento na direção radial, que é descrito pela expressão:

$$u_r(r, \theta) = u \cos \theta + v \sin \theta \quad (5.1)$$

Como está sendo considerada uma translação do objeto, então o deslocamento u_{xy} é o mesmo para todos os pontos da imagem, e a equação (5.1) acima pode ser escrita:

$$u_r(r, \theta) = T_x \cos \theta + T_y \sin \theta \quad (5.2)$$

Pela análise de harmônicos tem-se que as componentes de translação serão expressas pelos harmônicos de ordem 1 em seno e cosseno, ou seja:

$$T_x = H_{1C} \quad T_y = H_{1S} \quad (5.3)$$

Observa-se que as componentes dos harmônicos são independentes do raio de avaliação. A forma do mapa de fase da imagem da Figura 5.1, com as linhas de fase constante sempre apontando para o centro, confirma esta propriedade uma vez que a fase não varia com o raio, mas apenas com o ângulo polar.

5.2 Calibração dos protótipos em translação

A calibração em translação tem como principal vantagem a simplicidade de realização, quando comparada, por exemplo, à geração de deformações de referência. Como mencionado no capítulo 4, a simples avaliação de translações pode expressar ainda os efeitos de alguns fatores de influência.

Um objetivo importante da calibração é determinar um fator de ajuste da sensibilidade, uma vez que ela depende de um conjunto de condições geométricas dos componentes ópticos e do comprimento de onda do laser.

5.2.1 Calibração da Bancada Experimental

Um experimento foi conduzido para avaliar a existência de algum erro grosseiro do sistema. Para tanto, um anteparo foi disposto sobre uma mesma micrométrica, cujo movimento foi medido pelo interferômetro radial e por um medidor eletroóptico de deslocamento, este servindo como referência para a comparação (Figura 5.2). Este medidor tem como características principais a resolução de 0,1 μm e erro máximo de $\pm 0,1 \mu\text{m}$.

O gráfico da Figura 5.2 mostra o resultado da calibração apenas do eixo X, pois os desvios do eixo Y foram ainda inferiores a estes apresentados. Conclui-se que o desvio médio é

pequeno, inferior ao incremento digital do padrão, podendo assim ser considerado desprezível. A repetitividade máxima foi de $\pm 0,4 \mu\text{m}$ (95%, $n=4$).

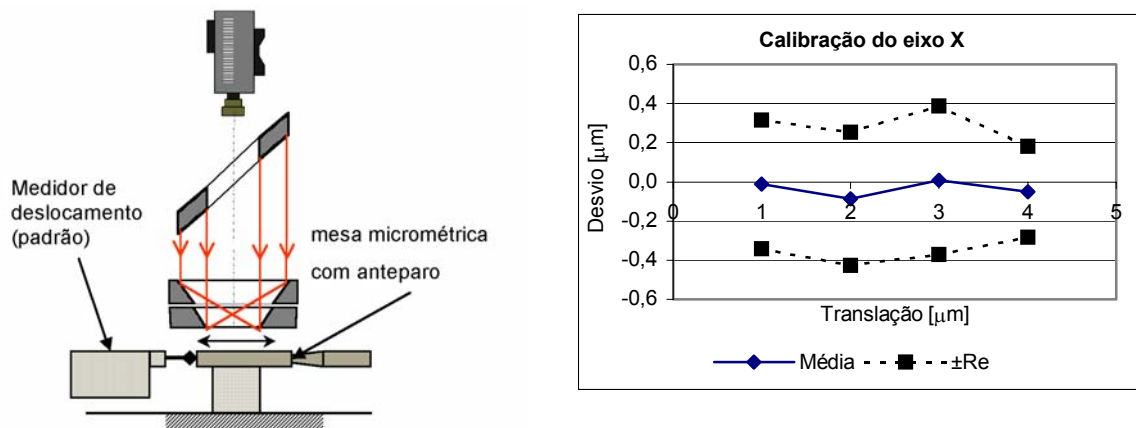


Figura 5.2 – Esquema da montagem para a calibração da bancada experimental e resultados do eixo X

5.2.2 Calibração do sistema MTRES

O interferômetro de Michelson é um arranjo óptico capaz de medir deslocamentos com elevada resolução e a configuração empregada nos experimentos está esquematizado na Figura 5.3 /Willemann, 2002/. Um feixe de laser He-Ne é originado no ponto P e dirigido ao divisor de feixe (DF), onde é dividido em duas frações, que, por sua vez, percorrem trajetórias distintas. Cada fração é refletida em um espelho, sendo um deles móvel (EM) e outro fixo (EF), percorrendo as distâncias d_1 e d_2 respectivamente. Os feixes refletidos retornam ao divisor de feixe (DF) e são desviados para o anteparo do interferômetro de Michelson. Neste processo, a diferença entre os caminhos ópticos nos braços do interferômetro é $2(d_1-d_2)$, e franjas de interferência podem ser vistas no anteparo (tela) através da câmera de vídeo.

Um deslocamento do espelho EM provoca uma movimentação das franjas de interferência na razão de uma Ordem de Franja (OF) a cada deslocamento do espelho móvel correspondente a meio comprimento de onda do laser. Na montagem experimental desenvolvida, um atuador piezoelétrico é acoplado ao espelho móvel, através de um mecanismo de lâminas paralelas, com o objetivo de provocar pequenos deslocamentos a serem medidos pelo interferômetro de Michelson (um detalhe também pode ser visto na Figura 5.4).

O deslocamento é determinado pela equação (5.4):

$$d = \frac{1}{2} \lambda OF \tag{5.4}$$

onde λ é o comprimento de onda do laser He-Ne ($0,6328 \mu\text{m}$), e OF é o número de franjas que passam no anteparo.

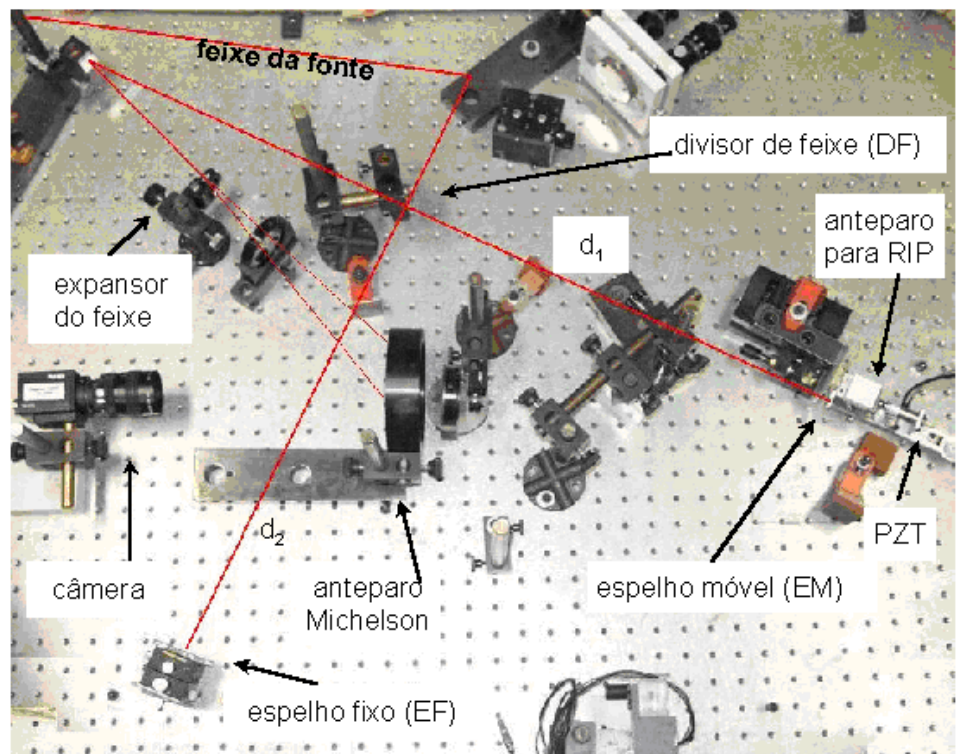
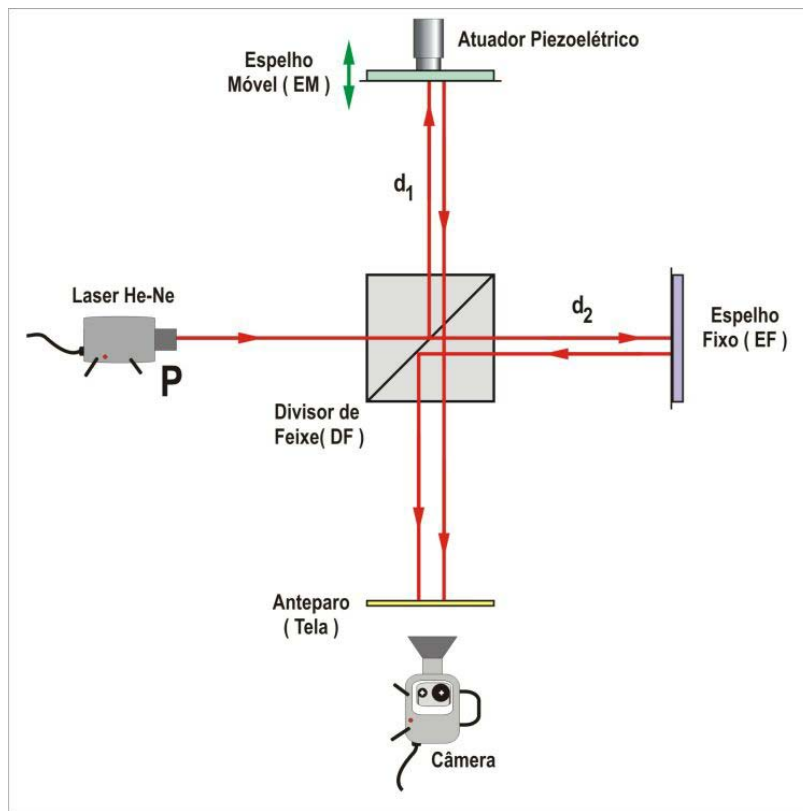


Figura 5.3 – Interferômetro de Michelson simples empregado na calibração dos protótipos em translação /Willemann, 2002/

O atuador piezoelétrico é controlado por um *driver* cujo sinal de entrada consiste de uma tensão de 0 a 10 V, que, por sua vez, é comandada pelo computador através de um conversor D/A (digital/ analógico). Dois pequenos *softwares* foram utilizados no experimento: um deles controla a tensão aplicada no atuador piezoelétrico e o outro conta o número de franjas que passam na tela (inclusive frações de franja) /Albertazzi, 2001/.

Um segundo arranjo do interferômetro de Michelson foi implementado em conjunto com o primeiro, com uma pequena modificação para aumentar a sensibilidade (Figura 5.4).

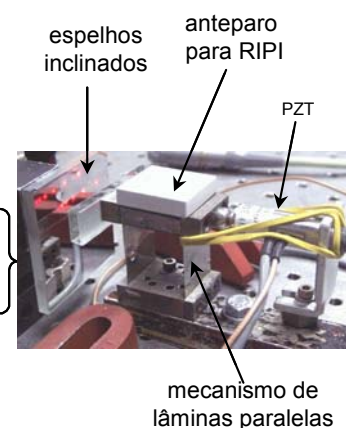
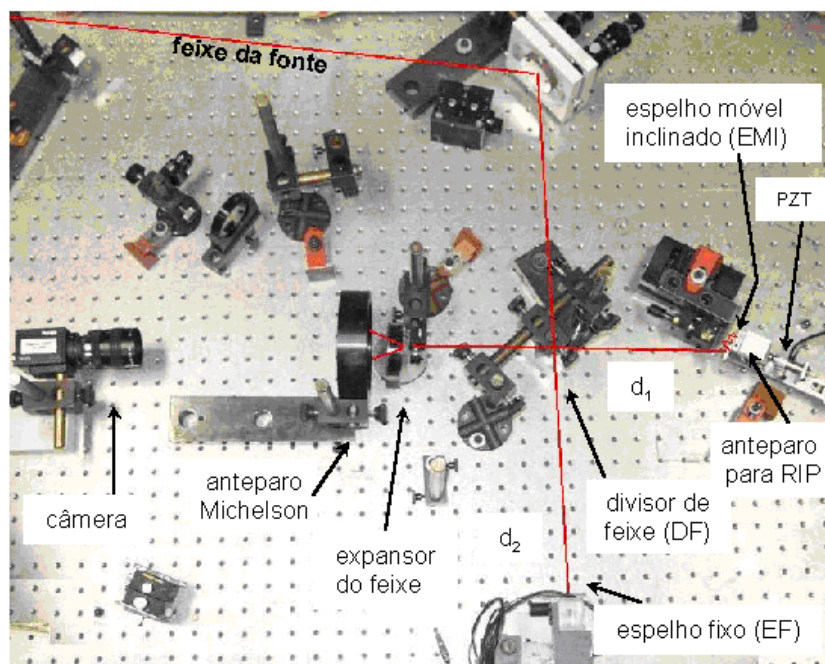
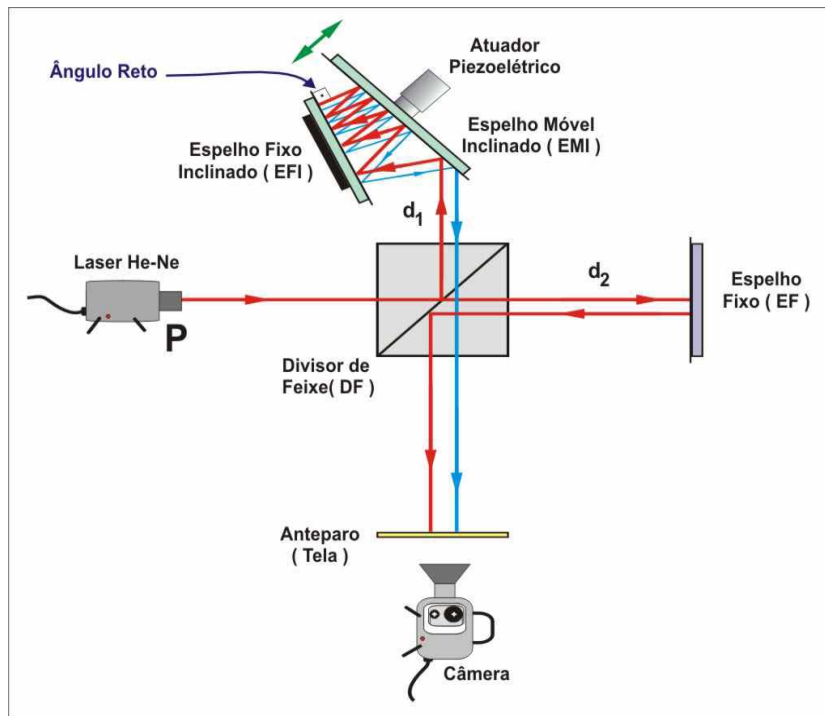


Figura 5.4 – Interferômetro de Michelson modificado, empregado na calibração dos protótipos em translação /Willemann, 2002/

O feixe laser incide agora de modo inclinado no espelho móvel inclinado (EMI), e, frontalmente, um espelho fixo (EFI) é acrescentado. Desta forma, o feixe sofre múltiplas reflexões e a sensibilidade do interferômetro é aumentada em relação à montagem simples, uma vez que o número de franjas é muito maior para um mesmo deslocamento do espelho móvel. Um ou outro arranjo interferométrico é ativado pela introdução ou remoção de um espelho intermediário na montagem. Alguns detalhes adicionais sobre as montagens na bancada podem ser encontrados em /Willemann, 2002/.

O interferômetro simples é adotado como referência para determinar a sensibilidade do interferômetro modificado, uma vez que ela depende da inclinação dos espelhos EMI e EFI. Para tanto, uma medição de franjas (contagem) é realizada com cada arranjo do interferômetro, seqüencialmente, aplicando-se um mesmo incremento de tensão no atuador PZT. A sensibilidade ampliada é então obtida a partir da razão entre os números de franjas medidos com o interferômetro modificado e o simples, respectivamente. O deslocamento provocado pelo atuador PZT, medido pelo interferômetro modificado, é também medido pelo sistema MTRES através de um anteparo A linearidade do atuador PZT foi preliminarmente analisada com o interferômetro modificado, aplicando-se níveis de tensão dentro da sua faixa de controle (1,5 a 9,5 V), como ilustra a Figura 5.5. Optou-se então por utilizar a região acima de 5 V para realizar os ensaios, por oferecer maior faixa de deslocamento sob uma boa condição de linearidade.

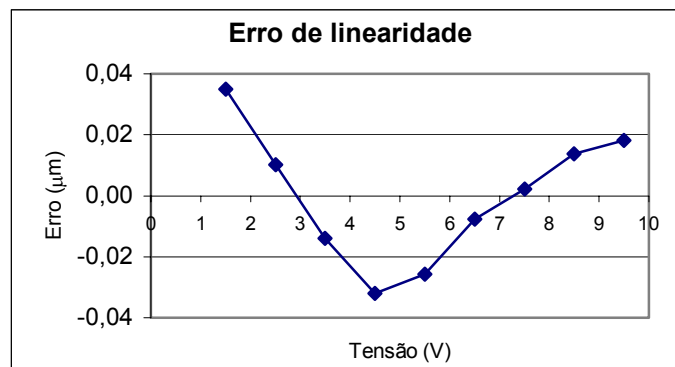


Figura 5.5 – Erro de linearidade do atuador PZT no interferômetro de Michelson

A sensibilidade do interferômetro modificado, usado na calibração da Roseta Óptica, foi 9,5 vezes aquela do interferômetro simples. Deve-se esclarecer que o benefício do interferômetro modificado reside apenas na melhor resolução da medição do deslocamento do espelho móvel, o que contribui para alcançar melhor repetitividade na calibração.

A calibração foi conduzida em 5 níveis de translação, correspondentes a incrementos de tensão entre 5,0 e 7,0 V aplicados no atuador PZT. A limitação de 7,0 V decorreu da grande

densidade de franjas resultante, acima da qual tem-se maior dificuldade de processamento. O MTRES foi posicionado de modo a medir aquela translação por componentes nos seus eixos X e Y. A Figura 5.6 mostra os resultados encontrados na calibração do sistema MTRES provido de um diodo laser de luz visível.

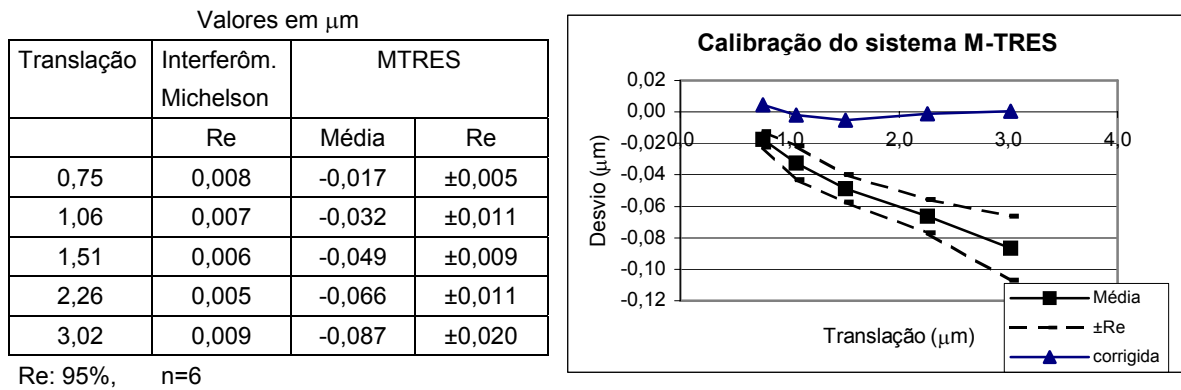


Figura 5.6 – Resultados da calibração do sistema MTRES

As seguintes observações podem ser feitas com base nestes resultados:

- a repetitividade do interferômetro de Michelson inclui a influência do atuador PZT, demonstrando o bom desempenho deste componente;
- os valores de repetitividade do MTRES são piores do que os do interferômetro, chegando a $\pm 0,02 \mu\text{m}$;
- a tendência determinada do MTRES foi corrigida através do valor do comprimento de onda do diodo laser, passando de $0,658 \mu\text{m}$ para $0,678 \mu\text{m}$.

5.2.3 Calibração do sistema Roseta Óptica

A calibração do sistema Roseta Óptica foi conduzida do mesmo modo como descrito no item 5.2.2 acima. A sensibilidade do interferômetro modificado foi agora de 8,7 vezes aquela do interferômetro simples, e apenas dois níveis de translação foram aplicados. A Figura 5.7 mostra os resultados encontrados na calibração. As seguintes observações podem ser feitas com base nestes resultados:

- a repetitividade da Roseta Óptica situa-se na mesma ordem de grandeza daquela do interferômetro modificado, em torno de $\pm 0,010 \mu\text{m}$;
- a tendência determinada da Roseta Óptica foi corrigida através do valor do comprimento de onda do diodo laser (parâmetro de configuração do programa de medição, passando de $0,785 \mu\text{m}$ para $0,779 \mu\text{m}$).

Valores em μm

Translação	Interferôm. Michelson	Roseta Óptica	
	Re	Média	Re
1,489	$\pm 0,004$	0,012	$\pm 0,005$
2,974	$\pm 0,012$	0,022	$\pm 0,009$

Re: 95%, n=6

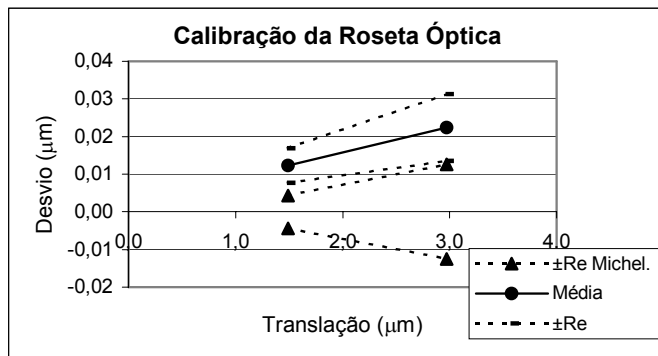


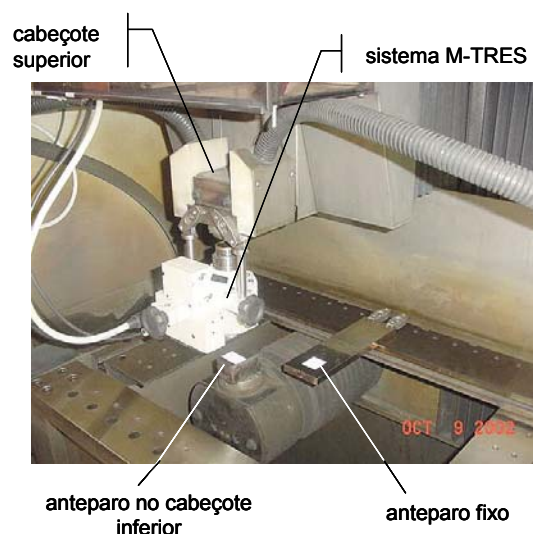
Figura 5.7 – Resultados da calibração do sistema Roseta Óptica

5.3 Ensaio de repetitividade em máquina de usinagem por eletroerosão a fio

A faixa de medição dos protótipos permite avaliar características de repetitividade, histerese e estabilidade de posicionamento em máquinas e dispositivos de precisão. Alguns ensaios foram realizados em uma máquina de usinagem por eletroerosão a fio, com o objetivo de demonstrar a aplicação do sistema RIPI como medidor de deslocamento 2D e avaliar aspectos metrológicos e operacionais nesta aplicação (Figura 5.8.a). A análise da máquina propriamente não foi uma questão central, pois isto exigiria tanto uma consideração mais profunda tanto da cinemática dos movimentos como de ensaios complementares. O sistema MTRES foi utilizado nestes ensaios (Figura 5.8.b).



a) Vista geral da máquina



b) Montagem do sistema MTRES

Figura 5.8 – Ensaio na máquina de usinagem por eletroerosão a fio

Na usinagem por eletroerosão a fio, o corte da peça ocorre por um fenômeno de descargas elétricas entre o fio e o material da peça, banhados em uma solução dielétrica. A peça permanece estacionária enquanto o fio é feito percorrer a geometria programada. O fio é conduzido por dois cabeçotes, um inferior caracterizado pelos eixos X e Y, e outro superior, pelos eixos U e V. Dois modos de movimentação do fio são possíveis:

- os cabeçotes XY e UV movimentam-se de modo conjugado, resultando numa superfície usinada com a mesma geratriz;
- os cabeçotes XY e UV movimentam-se de forma independente, porém coordenada de modo a resultar numa desejada inclinação da geratriz da superfície; deste modo pode-se obter, por exemplo, superfícies cônicas.

O sistema MTRES foi fixado ao cabeçote superior UV como pode ser visto na Figura 5.8.b, ocupando a posição do fio de corte, que não está presente. Este cabeçote pode ser movimentado também no sentido vertical de modo a posicionar o MTRES na adequada distância ao anteparo. Tendo em vista os objetivos mencionados acima, dois ensaios foram realizados na máquina de eletroerosão e estão descritos a seguir.

a) Avaliação da repetitividade de posicionamento do cabeçote superior UV em relação à peça

Um anteparo fixo foi montado na máquina do mesmo modo como o são as peças a usinar, ficando o cabeçote inferior sem função neste ensaio (Figura 5.9).



a) MTRES sobre o anteparo fixo

b) Esquema de movimentação do cabeçote

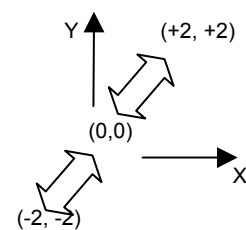


Figura 5.9 – Repetitividade de posicionamento do cabeçote superior em relação à peça

O experimento tem a seguinte seqüência:

- posicionamento inicial $U=0$ e $V=0 \mu\text{m}$, definido aproximadamente no centro da área de trabalho, e aquisição do mapa de referência;

- posicionamento em UV = (+2; +2), (0; 0), (-2; -2), (0; 0) μm , com a aquisição do mapa de fase em cada um destes passos;
- repetição dos passos do item anterior, a fim de avaliar a repetitividade de posicionamento.

Condição de ensaio: velocidade ajustada em 1% ~ 0,15 mm/s ~ 9 mm/min.

Os seguintes resultados sobre o erro de posicionamento podem ser destacados:

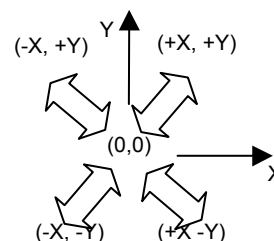
- Erro máximo de posicionamento (sistemático) EP: 0,1 μm
- Repetitividade Re: $\pm 0,2 \mu\text{m}$ (95%, n=8)

- b) Avaliação do erro de posicionamento do cabeçote superior em relação ao inferior, na condição de operação conjugada.

Neste ensaio, um anteparo foi fixado ao cabeçote inferior (Figura 5.10) de modo que o MTRES meça a translação relativa entre os dois cabeçotes.



a) MTRES sobre o cabeçote inferior



b) Esquema de movimentação dos cabeçotes

Figura 5.10 – Repetitividade de posicionamento dos cabeçotes superior e inferior, em operação conjugada

O experimento tem a seguinte seqüência:

- posicionamento inicial em X,U= 0 e Y,V= 0 μm , aproximadamente no centro da área de trabalho, e aquisição da imagem de referência;
- posicionamento nos vértices de retângulos com diferentes dimensões, atingidos sempre por uma trajetória a partir do centro da área de trabalho; retângulos com dimensões XY (UV) de 30x15, 60x30 e 90x45 mm foram escolhidos;

- repetição dos passos do item anterior, a fim de avaliar a repetitividade de posicionamento.

Condição e ensaio: velocidade ajustada em 60 % ~ 9 mm/s = 540 mm/min

Os seguintes resultados podem ser destacados no ponto central:

- Repetitividade do posicionamento unidirecional Re: $\pm 1,0 \mu\text{m}$ (95%, n=5)
- Repetitividade do posicionamento bidirecional Re: $\pm 2,0 \mu\text{m}$ (95%, n=10)
- Histerese em X: $0,2 \mu\text{m}$; em Y: $1,0 \mu\text{m}$

Nos vértices têm-se os seguintes resultados:

- Repetitividade máxima: em X $\pm 2,2 \mu\text{m}$; e Y: $\pm 0,9 \mu\text{m}$ (95%, n=5)
- Erro máximo de posicionamento (sistemático) EP em X: $-2,2 \mu\text{m}$; em Y: $-2,8 \mu\text{m}$.

A Figura 5.11 representa graficamente o erro de posicionamento e a repetitividade nos pontos de ensaio.

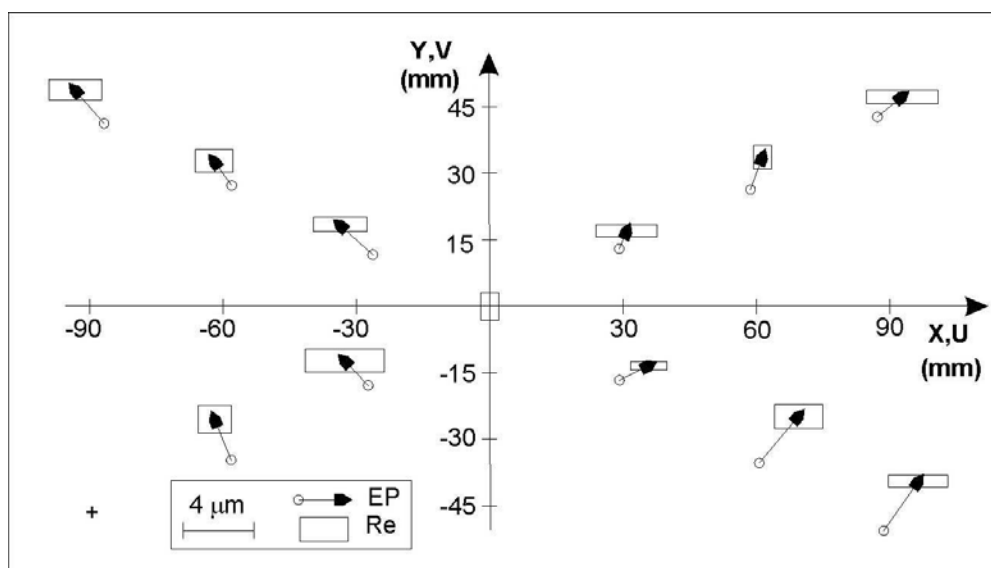


Figura 5.11 – Representação gráfica do erro de posicionamento e da repetitividade nos pontos de ensaio

A posição do vértice (-90,-45) não pode ser avaliada pois o deslocamento excedeu a faixa de medição do MTRES. A rigor, nenhuma correlação forte pode ser feita entre os dois ensaios (itens 'a' e 'b'), uma vez que tanto a velocidade quanto o montante de translação foram muito diferentes.

O sistema RIPI se mostrou de fácil aplicação e o ensaio pôde ser conduzido com rapidez (cerca de 30 s por ponto de posicionamento). O sistema mostrou alguma vulnerabilidade a vibrações:

- de baixa frequência, transmitidas aparentemente pelo solo, e cujo efeito afeta o processo de aquisição da fase (o deslocamento de fase é lento em relação à perturbação);
- de alta frequência, produzidas na própria máquina por seus motores, e cujo efeito prejudica o contraste dos mapas das diferenças de fase.

A faixa de medição do MTRES ainda foi insuficiente para avaliar, em um único passo de ensaio, todo o deslocamento relativo entre os cabeçotes. A avaliação em cascata é a solução natural para estes casos, mediante um adequado plano de posicionamento. Através deste, e dos ensaios anteriores, pôde-se avaliar que a faixa de medição em uma única etapa, fica limitada a $4\ \mu\text{m}$ de translação.

5.4 Considerações finais

A experiência tem mostrado que, nas melhores condições com os protótipos disponíveis, o processamento dos mapas de diferenças de fase pode ser realizado com até cerca de 40 franjas de interferência (ou 10 franjas por quadrante). Em termos de translação, esta quantidade corresponde a uma faixa em torno de $-4\ \mu\text{m}$ a $+4\ \mu\text{m}$.

As calibrações dos protótipos permitem estimar que a incerteza na medição de deslocamentos com um sistema RIPI situa-se em torno de $\pm 0,02\ \mu\text{m}$.

Quanto à sua incerteza de medição, o interferômetro radial se mostrou um ótimo medidor de deslocamentos, e representa uma solução muito interessante para ensaios de repetitividade em mecanismos de precisão. Como esta aplicação ainda não constituiu um foco importante no projeto dos protótipos, as possibilidades de fixação se mostram ainda restritas.

6 MEDIÇÃO DE DEFORMAÇÕES E DE TENSÕES MECÂNICAS

A medição de deformações e de tensões mecânicas constitui o principal foco de aplicação do interferômetro radial, pelo potencial que ele oferece para a medição completa de todas as componentes que caracterizam os estados de deformações e tensões. Entre os estados elásticos simplificados, o estado plano de tensões foi escolhido para o desenvolvimento do modelo matemático, considerando especialmente que o correspondente campo de deformações seja medido na superfície do objeto. O modelo proposto a seguir tem como finalidade exprimir os parâmetros do estado, seja em termos de tensões ou de deformações, a partir do campo radial de deslocamentos medido na superfície do objeto. Algumas premissas da elasticidade clássica são também assumidas:

- as tensões e deformações são expressas pelos seus valores médios na região iluminada;
- o estado é descrito por tensões normais e de cisalhamento em um sistema cartesiano ortogonal;
- os materiais são considerados isotrópicos e com comportamento perfeitamente elástico e linear.

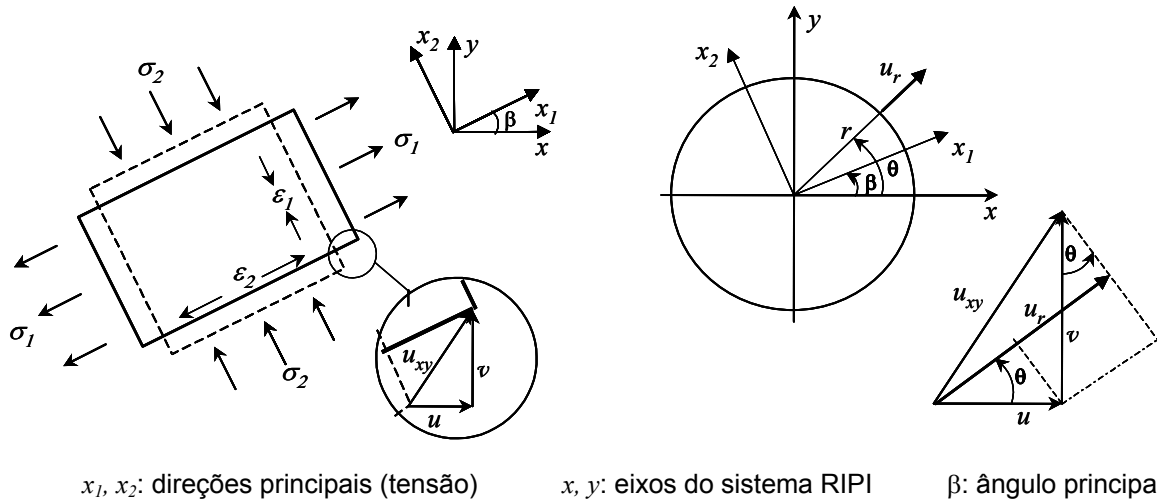
Este capítulo segue apresentando a avaliação experimental dos protótipos disponíveis, que foi conduzida com corpos de prova submetidos a esforços sob condições controladas. Algumas limitações e causas de erros foram identificadas e discutidas, no sentido de contribuir para a evolução do sistema de medição.

6.1 Formulação do interferômetro radial

6.1.1 Formulação para a medição de tensões e deformações uniformes

Considera-se um elemento sujeito a um estado plano e uniforme de tensão, com a tensão principal σ_1 orientada segundo o ângulo β em relação ao sistema coordenado XY do RIPI (Figura 6.1 à esquerda). A tensão de cisalhamento τ_{12} é nula nas direções principais. Um ponto deste elemento sofre, como consequência das tensões σ_1 e σ_2 , um deslocamento u_{xy} com suas componentes u e v nas direções X e Y respectivamente. Todas estas quantidades devem ser

avaliadas a partir da componente de deslocamento radial u_r de cada ponto deste campo, uma vez que esta é a informação obtida com o interferômetro radial (Figura 6.1 à direita).



x_1, x_2 : direções principais (tensão) x, y : eixos do sistema RIPI β : ângulo principal

Figura 6.1 – Componentes de deslocamento no anel de iluminação como consequência de um estado plano e uniforme de tensões

As equações clássicas de transformação de tensões do estado plano permitem relacionar as componentes de tensão σ_x , σ_y e τ_{xy} , com σ_1 e σ_2 e o ângulo principal β (Thimoshenko, 1980; Popov, 1978):

$$\sigma_x = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cos(2\beta) \qquad \sigma_y = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cos(2\beta) \qquad (6.1)$$

$$\tau_{xy} = \frac{\sigma_2 - \sigma_1}{2} \sin(2\beta) \qquad \operatorname{tg} 2\beta = \frac{2\tau_{xy}}{\sigma_x - \sigma_y}$$

As equações constitutivas exprimem as deformações normais ϵ_x, ϵ_y e de cisalhamento γ_{xy} :

$$\epsilon_x = \frac{\sigma_x - \nu\sigma_y}{E} \qquad \epsilon_y = \frac{\sigma_y - \nu\sigma_x}{E} \qquad \gamma_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{G}$$

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} = \text{módulo de cisalhamento} \qquad \nu = \text{coeficiente de Poisson} \qquad (6.2)$$

Por outro lado, as deformações são definidas como:

$$\epsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} \qquad \epsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} \qquad \gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \qquad (6.3)$$

sendo u e v as componentes de deslocamento nas direções x e y .

Parte-se então da integração das deformações normais de (6.3), juntamente com (6.2), que resulta nas componentes de deslocamento u e v :

$$u = \int_0^x \varepsilon_x \partial x = \frac{\sigma_x - \nu \sigma_y}{E} x + f_u(y) + k_u' \quad v = \int_0^y \varepsilon_y \partial y = \frac{\sigma_y - \nu \sigma_x}{E} y + f_v(x) + k_v' \quad (6.4)$$

As funções $f_u(y)$ e $f_v(x)$ podem ser obtidas considerando a deformação de cisalhamento γ_{xy} , através das derivadas parciais de (6.4), e a ortogonalidade de x e y :

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} = \frac{\partial f_u(y)}{\partial y} + \frac{\partial f_v(x)}{\partial x} \Rightarrow f_u(y) = k \frac{\tau_{xy}}{G} y + k_u'' \quad f_v(x) = (1-k) \frac{\tau_{xy}}{G} x + k_v'' \quad (6.5)$$

A constante k é introduzida nas equações (6.5) apenas como artifício para fracionar o termo de cisalhamento nas parcelas de $f_u(y)$ e $f_v(x)$.

As coordenadas x e y podem ser convertidas em coordenadas polares r e θ por:

$$x = r \cos \theta \quad y = r \sin \theta \quad (6.6)$$

O interferômetro radial detecta a projeção u_r do deslocamento u_{xy} expressa por:

$$u_r = u \cos \theta + v \sin \theta \quad (6.7)$$

Assim, por conveniente substituição das equações (6.4), (6.5) e (6.6) em (6.7), e fazendo $T_x = k_u' + k_u''$ e $T_y = k_v' + k_v''$, tem-se:

$$u_r(r, \theta) = \frac{r}{E} (\cos^2 \theta - \nu \sin^2 \theta) \sigma_x + \frac{r}{E} (\sin^2 \theta - \nu \cos^2 \theta) \sigma_y + \frac{r}{G} (\sin \theta \cos \theta) \tau_{xy} + T_x \cos \theta + T_y \sin \theta \quad (6.8)$$

Considerando conhecidas as propriedades do material, as únicas incógnitas são as componentes de tensão e as constantes T_x e T_y . Através desta equação é possível determinar as componentes de tensão a partir de um conjunto de valores de deslocamento radial, extraídos dos mapas de fase nas respectivas posições em coordenadas polares (r, θ) . Uma vez que se tratam de equações lineares, o método dos mínimos quadrados pode ser empregado para encontrar estas incógnitas.

Considerando agora as relações trigonométricas:

$$\cos^2 \theta = \frac{1}{2}(1 + \cos 2\theta) \quad \sin^2 \theta = \frac{1}{2}(1 - \cos 2\theta) \quad \sin 2\theta = 2 \cdot \sin \theta \cdot \cos \theta$$

que, quando substituídas na equação (6.8), levam a uma nova forma de exprimir $u_r(r, \theta)$:

$$u_r(r, \theta) = \frac{r(1-\nu)}{2E}(\sigma_x + \sigma_y) + \frac{r(1+\nu)}{2E}(\sigma_x - \sigma_y)\cos 2\theta + \frac{r(1+\nu)}{E}\tau_{xy}\sin 2\theta + T_x \cos \theta + T_y \sin \theta \quad (6.9)$$

Da equação(6.9), pode-se observar que:

- a primeira parcela, que contém a soma das tensões normais, é proporcional ao raio e independente de θ ;
- a segunda parcela, que contém a diferença das tensões normais, é multiplicada pelo raio e por $\cos 2\theta$;
- a terceira parcela, que contém a tensão de cisalhamento, é multiplicada pelo raio e por $\sin 2\theta$;
- as componentes de translação T_x e T_y independem do raio, mas dependem de $\sin \theta$ e $\cos \theta$.

A análise pelos harmônicos do sinal, como descrita no item 3.5.3, também é adequada à formulação aqui desenvolvida. Assim, o processamento de imagens é conduzido em um sistema coordenado polar, determinando-se os coeficientes da série de Fourier discreta, para os harmônicos de ordem zero (H_0), ordem um (H_1) e ordem dois (H_2). As componentes em seno e cosseno destes harmônicos correspondem aos coeficientes da equação (6.9), o que permite determinar as componentes de tensão σ_x , σ_y e γ_{xy} assumindo E e ν conhecidos, como descrito nas equações (6.10). Conforme as equações (6.1), o ângulo principal β é determinado como a relação entre os termos em seno e cosseno do segundo harmônico (H_{2S} e H_{2C}). As componentes de translação podem ser obtidas pelas componentes em seno e cosseno do primeiro harmônico.

$$\begin{aligned} \sigma_x + \sigma_y &= \frac{2H_0 E}{r(1-\nu)} & \sigma_x - \sigma_y &= \frac{2H_{2C} E}{r(1+\nu)} & \tau_{xy} &= \frac{H_{2S} E}{r(1+\nu)} & T_x &= H_{1C} \\ & & & & & & T_y &= H_{1S} \\ \sigma_x &= \frac{E}{r} \left[\frac{H_0}{(1-\nu)} + \frac{H_{2C}}{(1+\nu)} \right] & \sigma_y &= \frac{E}{r} \left[\frac{H_0}{(1-\nu)} - \frac{H_{2C}}{(1+\nu)} \right] & \beta &= \arctan \left(\frac{H_{2S}}{H_{2C}} \right) \end{aligned} \quad (6.10)$$

As tensões principais podem ser obtidas pelas funções inversas de (6.1), ou, como também se pode demonstrar pelas mesmas equações, diretamente pelos valores dos harmônicos:

$$\begin{aligned} \sigma_1 + \sigma_2 &= \frac{2H_0 E}{r(1-\nu)} & \sigma_1 - \sigma_2 &= \frac{2H_2 E}{r(1+\nu)} & \text{sendo } H_2 &= \sqrt{H_{2C}^2 + H_{2S}^2} \\ \sigma_1 &= \frac{E}{r} \left[\frac{H_0}{(1-\nu)} + \frac{H_2}{(1+\nu)} \right] & \sigma_2 &= \frac{E}{r} \left[\frac{H_0}{(1-\nu)} - \frac{H_2}{(1+\nu)} \right] \end{aligned} \quad (6.11)$$

Embora não sejam utilizados na medição, apresentam-se os invariantes de tensão como sendo:

$$I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 = \frac{2H_0E}{r(1-\nu)} \quad I_2 = \sigma_1\sigma_2 = \left[\frac{H_0E}{r(1-\nu)} \right]^2 - \left[\frac{H_2E}{r(1+\nu)} \right]^2 \quad I_3 = 0$$

O deslocamento radial $u_r(r,\theta)$ pode ser expresso também em termos das componentes de deformação nos eixos coordenados XY:

$$u_r(r, \theta) = \varepsilon_x r \cos^2 \theta + \varepsilon_y r \sin^2 \theta + \gamma_{xy} r \sin \theta \cos \theta + T_x \cos \theta + T_y \sin \theta \quad (6.12)$$

e

$$u_r(r, \theta) = \frac{(\varepsilon_x + \varepsilon_y)}{2} r + \frac{(\varepsilon_x - \varepsilon_y)}{2} r \cos 2\theta + \gamma_{xy} \frac{r}{2} \sin 2\theta + T_x \cos \theta + T_y \sin \theta \quad (6.13)$$

As deformações podem ser determinadas de modo análogo às tensões, pelos métodos dos mínimos quadrados ou dos harmônicos, por exemplo.

A Figura 6.2 à esquerda ilustra um mapa de diferença de fase típico de um estado de tração uniaxial na direção Y (aço, σ_y : 40 MPa). Uma pequena assimetria pode ser observada, que é devida à presença de um sinal translação. À direita, a figura ilustra um mapa simulado de um estado plano hidrostático de tensão (aço, σ : 40 MPa).

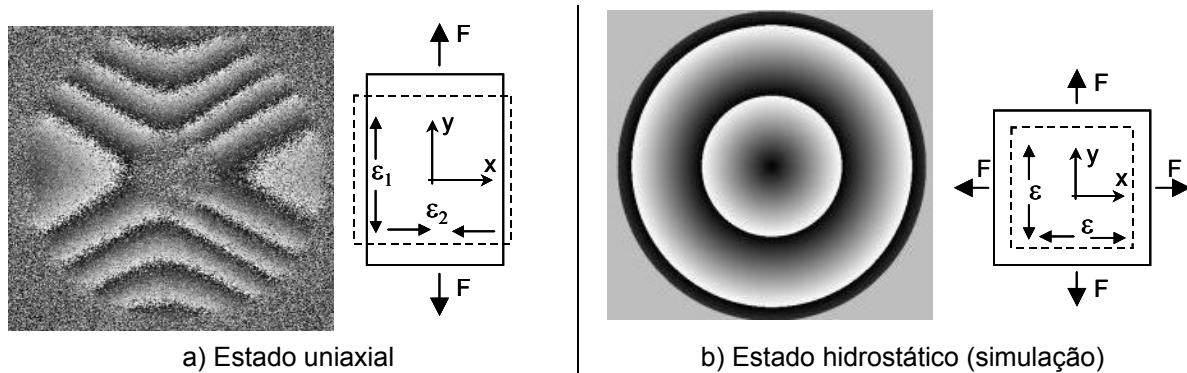


Figura 6.2 – Mapas da diferença de fase característicos dos estados uniformes de tensão

6.1.2 Formulação para a determinação das propriedades elásticas de materiais

As equações (6.11) oferecem também uma solução para quando se deseja determinar as propriedades elásticas do material, tendo-se σ_1 e σ_2 previamente conhecidas. A formulação proposta considera a média dos efeitos nos harmônicos H_0 e H_2 :

$$E = \frac{r}{4} \left[\frac{(1-\nu)(\sigma_1 + \sigma_2)}{H_0} + \frac{(1+\nu)(\sigma_1 - \sigma_2)}{H_2} \right] \quad \nu = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2)H_2 - (\sigma_1 - \sigma_2)H_0}{(\sigma_1 + \sigma_2)H_2 + (\sigma_1 - \sigma_2)H_0} \quad (6.14)$$

O cálculo do coeficiente de Poisson independe do módulo de elasticidade, pois é definido por uma razão entre as deformações que são diretamente medidas pelo RIPI. Tal cálculo ainda dispensa o conhecimento do valor de tensão se o estado for uniaxial (σ_1 ou $\sigma_2 = 0$).

6.2 Avaliação experimental de deformações e tensões

Medições de estados uniformes de tensão foram conduzidas com os protótipos disponíveis, através de corpos de prova instrumentados com extensômetros de resistência elétrica. A sistemática geral de análise consistiu da comparação entre as indicações de deformação medidas pelos protótipos e aquelas fornecidas pelos extensômetros. Os valores de tensão também foram avaliados em alguns casos, quando um valor de referência foi obtido analiticamente a partir do conhecimento das condições geométricas e do esforço aplicado.

6.2.1 Ensaio com a Bancada Experimental

Como estimativa básica e preliminar da incerteza na medição de deformações, obteve-se o valor de $\pm 3 \mu\epsilon$ (95%, $n=16$), indicado como resíduo na calibração em deslocamento (capítulo 5). Isto corresponde a uma incerteza na medição de tensões na ordem de $\pm 0,6$ MPa para o aço e $\pm 0,2$ MPa para o alumínio.

O dispositivo ilustrado na Figura 6.3 foi desenvolvido com o objetivo de gerar um campo uniforme de tensão (deformação), numa intensidade média (cerca de 60 MPa). Uma barra de aço biapoada é sujeita à flexão pura a quatro pontos, caracterizando no seu centro uma região onde o momento fletor é constante, e, por conseguinte, com tensão e deformação superficiais uniformes /Thimoshenko, 1980; Popov, 1978/. Como um deslocamento do objeto na direção axial do interferômetro (perpendicular à superfície medida) leva à perda de qualidade da imagem, o deslocamento relativo à flecha f_1 (Figura 6.3) é evitado pela barra compensadora, que, por um dimensionamento adequado das distâncias, sofre a flecha f_2 de mesma magnitude que f_1 , porém no sentido contrário. Com este mecanismo, o deslocamento fora do plano resultante no centro da barra não superou cerca de 2 μm .

Apesar desta solução, os experimentos mostram ser grande a dificuldade em evitar todas as componentes de deslocamento, sem que restrições às deformações fossem introduzidas. Parafusos micrométricos foram então acoplados à barra compensadora, a fim de corrigir a translação residual no plano, eventualmente presente a cada condição de carregamento.

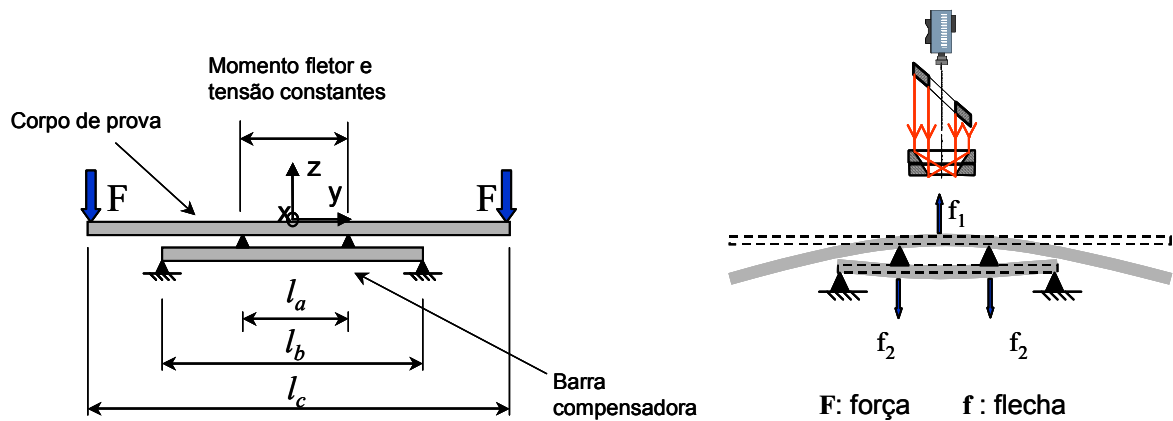


Figura 6.3 – Dispositivo para gerar tensão uniforme na Bancada Experimental

O corpo de prova foi instrumentado com dois extensômetros, aplicados na região em torno do anel de iluminação, como mostra a Figura 6.4. Como valor da deformação longitudinal assumiu-se a média entre as deformações medidas pelos dois extensômetros. Massas foram empregadas para gerar a força F , aplicadas em 3 níveis correspondentes a deformações em torno de 100, 200 e 300 $\mu\epsilon$.

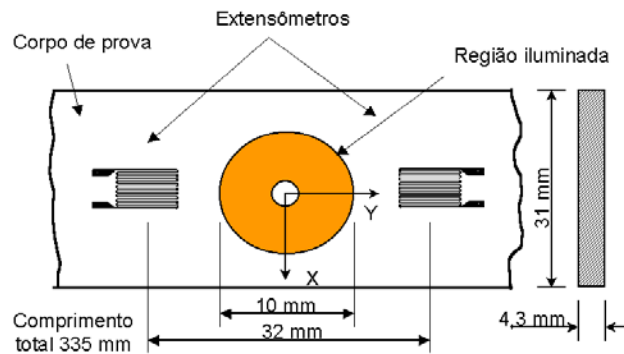
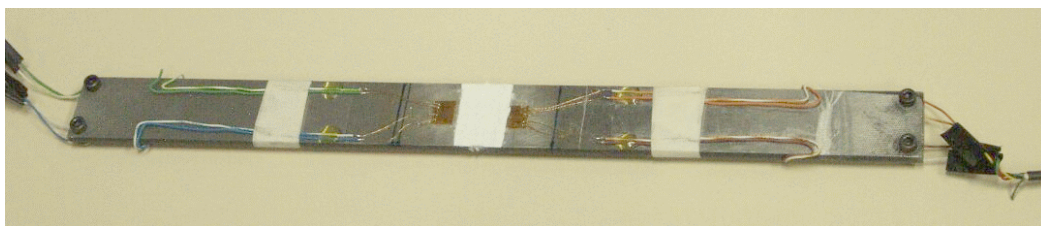


Figura 6.4 – Corpo de prova instrumentado com extensômetros

A Figura 6.5 apresenta os gráficos com os resultados processados em termos de deformações e de tensões.

Os resultados em termos de deformações podem ser assim resumidos:

- * a repetitividade típica da medição com os extensômetros e com o sistema RIPI foi a mesma, de $\pm 2,5 \mu\epsilon$ (95%, $n=3$);
- * o desvio máximo do sistema RIPI em relação aos extensômetros (Média+Re) foi de $\pm 8 \mu\epsilon$.

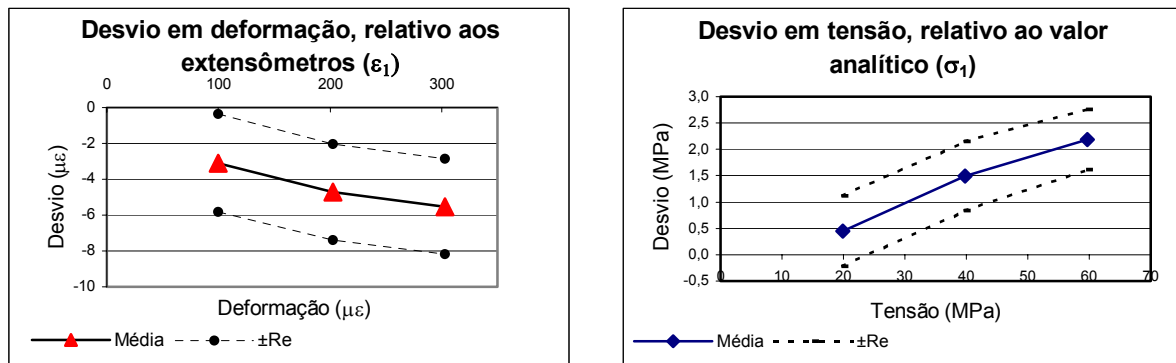


Figura 6.5 – Resultados de ensaios sob tensão uniforme, com a Bancada Experimental

Os valores de referência para a tensão foram obtidos pela formulação clássica para flexão simples de uma barra sujeita a um momento constante /Beer, 1995; Popov, 1978/:

$$\sigma = \frac{Mh}{I} \quad M = F_p \frac{l_c - l_a}{2} \quad (6.15)$$

onde M é o momento, h é altura da superfície à linha neutra, I é o momento de inércia, F_p é o peso das massas aplicadas na barra, l_a e l_c são comprimentos conforme a Figura 6.3.

O módulo de elasticidade foi obtido por ensaio sob simples tração em uma máquina universal de ensaio de materiais, através do levantamento da relação entre a tensão e a deformação. O valor encontrado e adotado no processamento foi $E = (204 \pm 2)$ GPa. Os resultados podem ser assim resumidos:

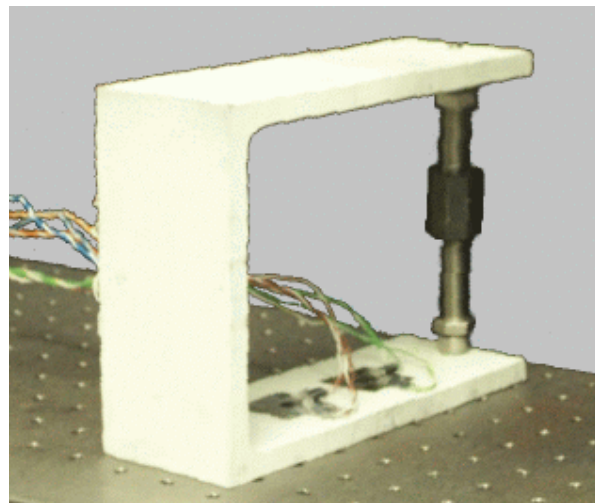
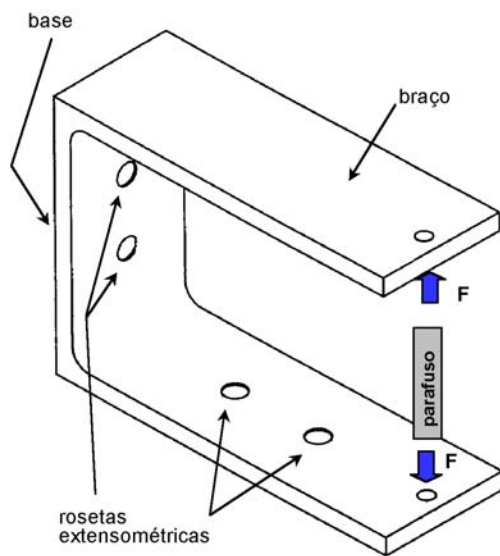
- * o desvio médio mostrou um comportamento proporcional, podendo-se estimá-lo em 3,5 % do valor medido;
- * a repetitividade na determinação de tensões foi uniforme em $\pm 0,7$ MPa (95%, n=3), envolvendo o processo de carregamento como fonte de incerteza.

O desvio médio na indicação de tensões pode conter parcelas sistemáticas decorrentes das características geométricas da montagem, de atrito no dispositivo, e do valor do módulo de elasticidade.

6.2.2 Ensaio com o sistema MTRES

Como estimativa básica e preliminar da incerteza na medição de deformações, indicado como resíduo na calibração em deslocamento (capítulo 5), obteve-se o valor de $\pm 2 \mu\epsilon$ (95%, n=16). Isto corresponde a uma incerteza na medição de tensões na ordem de $\pm 0,4$ MPa para o aço e $\pm 0,15$ MPa para o alumínio.

Um corpo de prova, denominado “U”, foi construído com o mesmo princípio da flexão a quatro pontos como aplicado na Bancada Experimental (Figura 6.6). O esforço é aplicado entre os braços por meio de um parafuso, no sentido de afastá-los, gerando tensões aproximadamente uniformes de tração e de compressão nas faces, respectivamente, interna e externa da base.



Material: Aço AISI 4340

Figura 6.6 – Corpo de prova “U”

O estado de tensões foi simulado por um software de análise estrutural por elementos finitos /ANSYS/, e o resultado gráfico para as tensões normais σ_x e σ_y na base estão ilustrados na Figura 6.7.

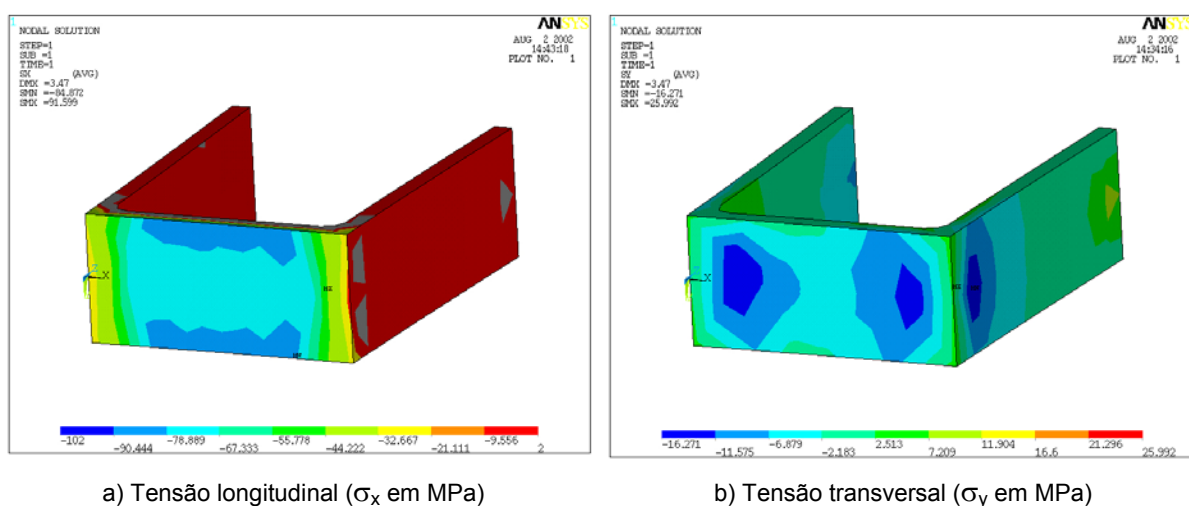


Figura 6.7 – Resultados da simulação do estado de tensões na base do corpo de prova “U”

A análise dos dados numéricos de tensão, extraídos de uma região central da base (diâmetro de 10 mm), indica uma variação menor do que 0,2 MPa na direção longitudinal e

menor do que 0,3 MPa na direção transversal. Tanto as pequenas variações de tensão como a presença de uma tensão transversal de compressão, observadas na Figura 6.7, podem ser atribuídas ao aumento de rigidez da seção na região do braço, que impõe uma elevada resistência ao encurvamento da base nestas extremidades. Este corpo de prova também foi instrumentado com duas rosetas extensométricas retangulares, aplicadas na região mediana e interna da base, como pode ser visto na Figura 6.6. Os valores de deformação longitudinal e transversal, indicados pelos extensômetros, foram tomados como a média entre as deformações medidas pelos respectivos sensores.

Em termos de deformações, constatou-se boa coerência entre o comportamento previsto na simulação numérica e aquele medido experimentalmente pelos extensômetros. A razão entre as deformações transversal e longitudinal foi de -0,193 no primeiro caso, e de -0,200 no segundo.

Um ensaio foi conduzido com o sistema MTRES na base do corpo de prova “U”. Três elementos esféricos adicionais foram fixados na face inferior do MTRES com os objetivos de viabilizar o apoio sobre o corpo de prova e de aproximá-los da região de medição (Figura 6.8), de modo que as patas originais não foram utilizadas.

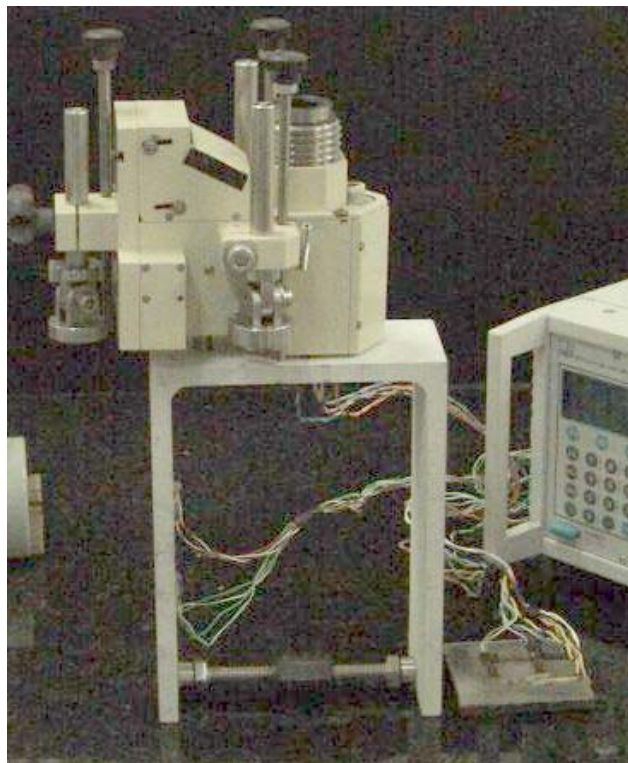


Figura 6.8 – MTRES sobre a base do corpo de prova “U”

Como o apoio do sistema é realizado por três patas e o corpo de prova assume a forma cilíndrica quando deformado, então o deslocamento fora do plano entre a superfície deste corpo e o sistema MTRES depende da disposição entre eles. Dois ensaios foram realizados, prevendo

diferentes posições angulares das patas de apoio sobre o corpo de prova, como ilustrado na Figura 6.9. Apenas os resultados do ensaio na posição 1 estão apresentados na Figura 6.10, pois a posição 2 resultou numa rotação do MTRES em torno do seu eixo X, levando a imagens de má qualidade e a maiores desvios na medição. Em qualquer dos casos, a degradação dos mapas de diferenças de fase restringiu o ensaio a baixos níveis de carregamento.



Figura 6.9 – Disposições do sistema MTRES na base do corpo de prova “U”

Deformação extensômetros	Desvio de indicação do MTRES		Ângulo principal
	ϵ_1	ϵ_2	
ϵ_{2ER}	ϵ_1	ϵ_2	β
($\mu\epsilon$)	Média \pm Re ($\mu\epsilon$)		graus
-20	-6,5 \pm 6,7	-3,7 \pm 2,1	87 \pm 3
-40	-11,7 \pm 2,2	-5,9 \pm 0,5	87 \pm 1
-60	-13,5 \pm 1,9	-7,2 \pm 1,3	87 \pm 1
-80	-9,4 \pm 4,7	-5,1 \pm 0,7	88 \pm 1

95%, n=3

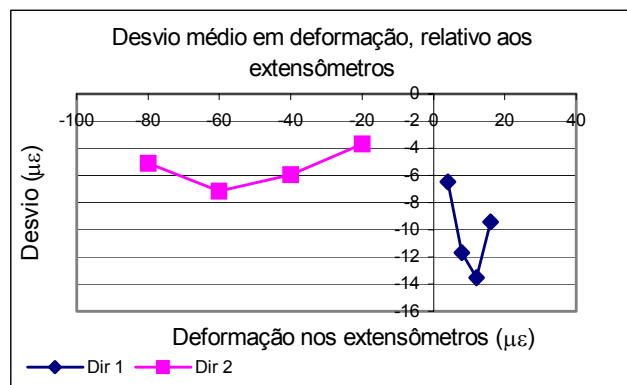


Figura 6.10 – Resultados de ensaios sob tensão uniforme, com o sistema MTRES

Os resultados em termos de deformações podem ser assim resumidos:

- a repetitividade típica da medição com os extensômetros foi de $\pm 1,2 \mu\epsilon$;
- a repetitividade da medição com o MTRES foi de $\pm 2 \mu\epsilon$ para a deformação mais intensa ϵ_2 , e de $\pm 7 \mu\epsilon$ para a menos intensa (95%, n=3);
- o desvio máximo do sistema RIPI em relação aos extensômetros (Média+Re) foi de $\pm 15 \mu\epsilon$.
- a repetitividade típica para o ângulo principal foi de $\pm 1^\circ$.

A análise das deformações médias aponta para a presença de uma sensibilidade fora do plano, o que foi comprovado em ensaio específico posterior. Neste ensaio ficou evidente a

importância de que os apoios de um sistema RIPI sobre o objeto situem-se o mais próximo possível da região de medição.

6.2.3 Ensaio com a Roseta Óptica

Como estimativa básica e preliminar da incerteza na medição de deformações com a Roseta Óptica, obteve-se o valor de $\pm 4 \mu\epsilon$ (95%, n=16), indicado como resíduo na calibração em deslocamento (capítulo 5).

O mesmo corpo de prova “U” descrito no item 6.2.2 foi utilizado no ensaio do sistema Roseta Óptica (Figura 6.11). Ainda do mesmo modo como no sistema MTRES, a Roseta foi disposta em duas orientações diferentes (eixos da câmera) em relação à superfície do corpo de prova, como está esquematizado na Figura 6.12



Figura 6.11 – Sistema Roseta Óptica acoplada ao corpo de prova “U”



Figura 6.12 – Disposições da Roseta Óptica na base do corpo de prova “U”

Os valores de deformação longitudinal e transversal, indicados pelos extensômetros, foram tomados como a média entre as deformações medidas pelos respectivos sensores. O gráfico da Figura 6.13 apresenta o desvio médio de indicação da Roseta em relação aos valores medidos com os extensômetros (aqui apenas o desvio médio).

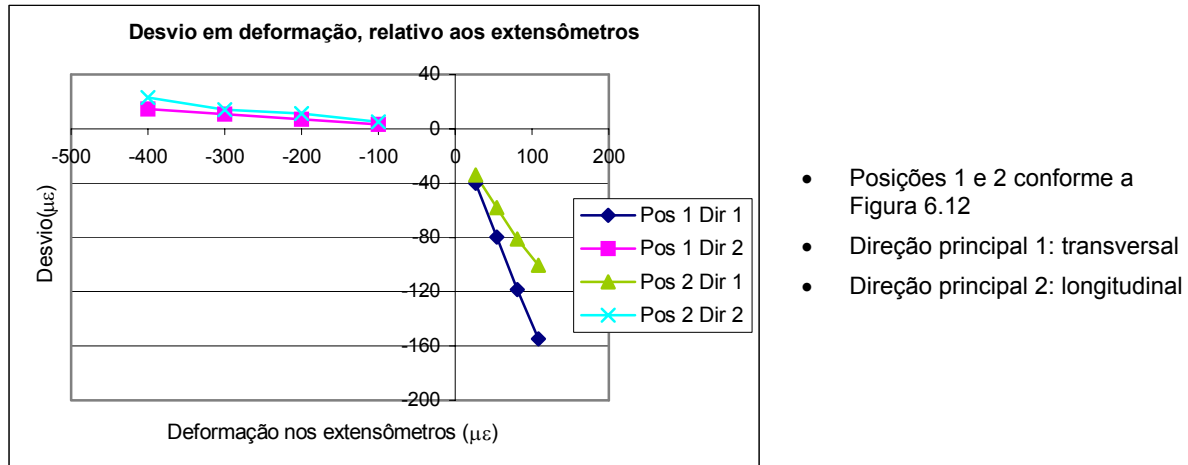


Figura 6.13 – Resultados de ensaios sob tensão uniforme, com o sistema Roseta Óptica

O valor máximo de repetitividade na indicação das deformações pelos extensômetros foi de $\pm 1 \mu\epsilon$ e pela Roseta foi de $\pm 10 \mu\epsilon$ (95%, $n=3$).

As seguintes observações podem ser feitas a partir destes resultados:

- a deformação máxima (em valor absoluto, na direção longitudinal) pôde ser obtida com uma aproximação razoável, com desvio na ordem de 6%;
- a deformação mínima (em valor absoluto, na direção transversal) chegou a diferir em 160% do valor esperado;
- o efeito em cada deformação principal ϵ_1 e ϵ_2 medida é diferente para cada disposição da Roseta Óptica.

Este ensaio demonstra o grau de prejuízo que a sensibilidade fora do plano, combinada com a distância entre as patas de apoio, traz para as medições. Como perturbação do sinal de medição, associam-se as componentes de translação e da própria deformação da superfície do objeto, na direção fora do plano. Assim, a atual configuração da Roseta Óptica pode ser aplicada apenas como meio de avaliar de forma limitada um estado de tensão que tenha a característica uniaxial preponderante. Pode-se esperar que em campos mais simétricos (em direção ao hidrostático) os erros também cheguem a valores inaceitáveis.

Um experimento foi conduzido com a Roseta Óptica por /Willemann, 2002/, servindo-se de um corpo de prova tipo “I” submetido à tração simples em uma máquina universal de ensaios de materiais (Figura 6.14). Neste caso, os efeitos da sensibilidade fora do plano são mínimos, uma vez que praticamente nenhuma deformação ocorre nesta direção. Entretanto, um desvio sistemático foi observado entre as indicações da Roseta e dos extensômetros, e Willemann determinou uma equação linear de correção. Uma análise mais detalhada dos seus dados revelou

a existência de um comportamento semelhante ao observado nos presentes ensaios, porém com muito menor intensidade, onde um menor desvio em relação aos extensômetros acontece na direção da deformação máxima (em valor absoluto, aqui na direção do esforço de tração).



Figura 6.14 – Roseta Óptica montada no corpo de prova “I”, para ensaio em máquina universal de ensaios /Willemann, 2002/

6.3 Ensaio de determinação das propriedades elásticas de material

O módulo de elasticidade e o coeficiente de Poisson são as propriedades elásticas de maior interesse em projetos de engenharia com materiais considerados isotrópicos e homogêneos. Entre as técnicas adotadas para a determinação destas propriedades, aquelas denominadas de estáticas são as mais consagradas e difundidas, envolvendo métodos como tração, compressão, torção e flexão /Sutério, 1998/. O método da flexão a quatro pontos foi explorado neste trabalho a fim de ilustrar esta aplicação do interferômetro radial, considerando a disponibilidade da montagem na Bancada Experimental para a sua realização.

6.3.1 Determinação do módulo de elasticidade

O ensaio corresponde integralmente àquele apresentado no item 6.2.1, com uma viga sujeita à flexão simples, sendo que o módulo de elasticidade é determinado como a razão entre a tensão e a deformação presentes na superfície do objeto, como indicado na equação (6.2). A tensão é determinada analiticamente a partir das massas aplicadas e das características geométricas, conforme as equações (6.15), e a deformação é medida pelo interferômetro RIPI. O

gráfico da Figura 6.15 apresenta o resultado obtido nos três níveis de tensão, do que se pode extrair as seguintes conclusões:

- a melhor repetitividade é obtida nas condições de maior tensão, onde o erro relativo da medição é menor, com valor ± 2 GPa (95%, n=3);
- o resultado médio para o módulo de elasticidade corresponde a 198 GPa.

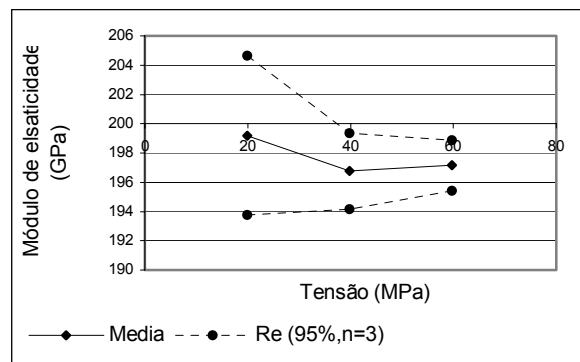


Figura 6.15 – Módulo de elasticidade determinado em diferentes níveis de deformação

Como valor de referência para comparação, o módulo de elasticidade foi determinado também por ensaio sob simples tração em uma máquina universal de ensaio de materiais, através do levantamento da relação entre a tensão normal e a deformação. A tensão foi determinada pela razão entre a força aplicada e a área da seção transversal, e a deformação foi medida por um extensômetro de deformação total, obtendo-se o valor de $E = (204 \pm 2)$ GPa. Apesar da significativa diferença entre os valores (3%), o resultado pode ser considerado satisfatório, levando-se em conta que:

- a calibração da bancada experimental em deslocamento (capítulo 5) não dispôs de um sistema de medição padrão com incerteza baixa o bastante para uma adequada correção da sensibilidade do sistema RIPI;
- no item 6.2.1, a comparação com resultados medidos por extensômetros aponta para uma sensibilidade do interferômetro RIPI 2% mais baixa; se esta sensibilidade fosse corrigida em +2%, o módulo de elasticidade seria calculado como $E = 202$ GPa.

6.3.2 Determinação do coeficiente de Poisson

Tendo-se um estado uniaxial e uniforme de tensão na direção x , o coeficiente de Poisson é determinado pela razão $\nu = -\epsilon_y/\epsilon_x$. Os dados do ensaio do item 6.2.1, com uma barra sujeita à flexão simples, são utilizados aqui também para demonstrar a determinação desse coeficiente. O

gráfico da Figura 6.16 mostra o resultado obtido nos três níveis de deformação, do que se pode extrair as seguintes observações:

- a melhor repetitividade é obtida nas condições de maior deformação, onde o erro relativo da medição é menor, com valor $\pm 0,003$ (95%, $n=3$);
- o resultado médio para o coeficiente corresponde a 0,27 (adimensional), que equivale ao valor usual para o aço; isto demonstra a adequação do sistema nesta aplicação.

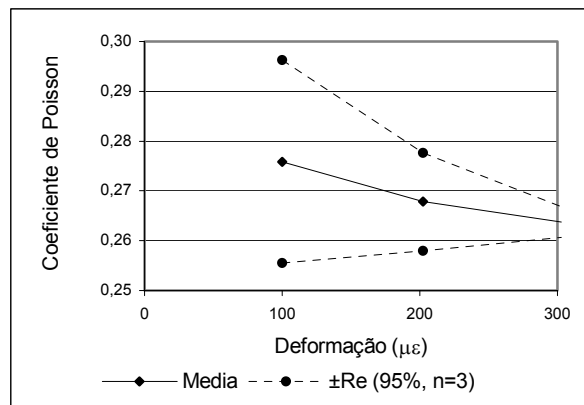


Figura 6.16 – Coeficiente de Poisson determinado em diferentes níveis de deformação

6.4 Considerações gerais

Algumas considerações de ordem geral podem ser resumidas como segue.

- À semelhança de uma roseta extensométrica, o interferômetro radial permite avaliar as componentes médias do estado de deformações na região iluminada (deformações principais e direção principal).
- Os experimentos, apesar de serem conduzidos sob condições controladas, mostram a adequação do modelo matemático proposto.
- O ângulo principal é calculado com uma incerteza desprezável ($\pm 1^\circ$).
- A translação no plano foi um efeito expressivo presente na utilização dos sistemas, normalmente como resultado da própria deformação dos corpos de prova e do mau acoplamento entre o interferômetro e a região iluminada. A translação não traz qualquer informação de interesse, porém origina sinais de fase significativos em relação a aqueles gerados pela deformação, prejudicando a qualidade das imagens e dos resultados.
- Os experimentos deste trabalho restringiram-se a níveis baixos de tensão, relativamente ao limite de resistência dos materiais. Observou-se, em geral, melhor repetitividade sob

maiores deformações, quando se tem melhor relação sinal-ruído. Acredita-se que condições sob níveis mais altos levem a uma inversão desta tendência, quando as perturbações também se tornem mais significativas.

- Os ensaios realizados com a Bancada Experimental estiveram menos sujeitos às fontes de erros presentes no demais protótipos, permitindo estimar que a incerteza de medição potencial do sistema RIPI na medição de deformações situe-se na ordem de $\pm 5 \mu\epsilon$, para os níveis de carregamento experimentados e o estágio tecnológico atual dos protótipos.
- Quando comparado aos extensômetros de resistência, um sistema baseado no RIPI apresenta vantagens operacionais significativas (na preparação da medição). Por outro lado, a confiabilidade pode ficar comprometida, pois o extensômetro está mecanicamente acoplado à superfície, indicando diretamente seu comportamento, enquanto que o outro, pelo seu método de iluminação, pode ficar afetado de algumas fontes de erros, como foram discutidas neste trabalho.

A análise apresentada neste capítulo assumiu a presença de um estado uniforme de tensões na região de medição. A abordagem do capítulo que segue avança em direção à análise de um estado variável de tensões, caracterizado por componentes adicionais relativas aos gradientes de tensão.

7 MEDIÇÃO DE GRADIENTES DE DEFORMAÇÕES E DE TENSÕES MECÂNICAS

A capacidade de o interferômetro radial ser usado para quantificar gradientes de tensões e deformações é avaliada neste capítulo. Estas informações são de grande interesse, por exemplo, na busca da região com máxima tensão ao longo de um componente mecânico. Para a análise dos gradientes, as tensões deixam de ser consideradas constantes, como tratado no capítulo 6, e passam a ser expressas por uma função linear da posição.

Dois modelos que relacionam os parâmetros do estado de tensão com as informações de deslocamento radial fornecidas pelo RIPI são deduzidos neste capítulo. O estudo envolve a sua formulação, uma discussão sobre as restrições identificadas, e, ao final, a avaliação experimental dos protótipos em corpos de prova.

7.1 Formulação do interferômetro radial

Considerando que o estado de tensões seja descrito pelas componentes de tensões normais e de cisalhamento em um sistema cartesiano ortogonal, em materiais isotrópicos e regime elástico linear, dois modelos estão sendo propostos, abrangendo, respectivamente:

- estado plano de tensões, e
- estado tridimensional de tensões.

O estado plano de tensões é eleito como o caso principal, pois representa a condição assumida em diversas situações de medição em superfícies livres. O estado tridimensional está proposto de modo particularizado, a fim de oferecer um modelo alternativo para alguns casos onde a hipótese do primeiro não seja adequada. Deve-se esclarecer que os modelos aqui propostos têm por objetivo avaliar de modo apenas aproximado um estado variável de tensões e deformações, uma vez que, na experimentação, não se pode pressupor *a priori* que as condições geométricas e de carregamento sejam conhecidas.

7.1.1 Estado plano de tensões

Das pressuposições da elasticidade plana, é conveniente lembrar que:

- a superfície livre do objeto deve ser plana (e onde a medição é realizada),
- os esforços ocorrem em direções paralelas a este plano e uniformemente ao longo da espessura do objeto, e
- nenhum esforço é aplicado na superfície livre.

O modelo adotado para considerar os gradientes de tensão são derivados das funções de Airy trazidas da elasticidade clássica /Dally, 1991/. A função de Airy de grau 3 contempla parcelas relativas aos gradientes de tensão, ou seja, assume que a tensão possa variar linearmente com a posição dentro do campo, e leva às seguintes expressões das tensões:

$$\begin{cases} \sigma_x = S_{xx}x + S_{xy}y + S_{x0} \\ \sigma_y = S_{yx}x + S_{yy}y + S_{y0} \\ \tau_{xy} = f(x, y) \end{cases} \quad (7.1)$$

Os coeficientes das equações (7.1) exprimem os seguintes parâmetros do estado de tensões:

- S_{x0}, S_{y0} : tensão média (parcela constante no campo de avaliação),
- S_{xx}, S_{yy} : gradientes longitudinais de tensão normal,
- S_{xy}, S_{yx} : gradientes transversais de tensão normal; por exemplo, S_{xy} representa o gradiente da tensão σ_x na direção y .

A tensão de cisalhamento é, por hipótese, variável no campo XY, e ainda será deduzida adiante. Tratando-se do estado plano de tensões, as outras componentes σ_z, τ_{yz} e τ_{xz} são nulas, e o estado presente na superfície é o mesmo abaixo dela, no interior do material. A título de exemplo, o estado plano proposto pode ser realizado como ilustrado na Figura 7.1:

- gradiente transversal de tensão, por uma viga sujeita à flexão simples, observada lateralmente;
- gradiente longitudinal de tensão, por uma barra de seção variável, sujeita à tração simples; embora a figura ilustre um perfil trapezoidal, a geometria mais correta para um gradiente constante (teoricamente) corresponde a um perfil hiperbólico.

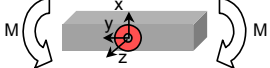
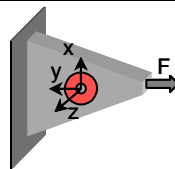
Condição geométrica e de medição	Configuração física	Componentes não nulas de tensão
Viga sujeita à flexão simples (momento puro), medição lateral sobre a linha neutra		S_{yx}
Idem, afastado da linha neutra		$S_{y0} S_{yx}$
Barra de seção variável sujeita à tração		$S_{y0} S_{yy} \tau_{xy}$

Figura 7.1 – Exemplos de condições que levam a gradientes de tensão no estado plano de tensões

As equações de equilíbrio no estado plano são:

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + F_x = 0 \\ \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + F_y = 0 \end{cases} \quad (7.2)$$

onde as forças de campo (ou de corpo) F_x e F_y são consideradas desprezíveis na análise em questão. Derivando as equações (7.1) e substituindo-as em (7.2), então o atendimento da condição de equilíbrio no estado proposto acontece para:

$$\begin{cases} \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = -\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} = -S_{xx} \\ \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} = -\frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = -S_{yy} \end{cases}$$

A integração destas equações fornece:

$$\begin{cases} \tau_{xy} = -S_{xx}y + f_x(x) + k_x' \\ \tau_{xy} = -S_{yy}x + f_y(y) + k_y' \end{cases}$$

Entendendo que $f_x(x) = -S_{yy}x$ e $f_y(y) = -S_{xx}y$, a combinação das equações acima leva à expressão da tensão de cisalhamento:

$$\tau_{xy} = -S_{yy}x - S_{xx}y + \tau_{xy0} \quad (7.3)$$

onde $\tau_{xy0} = k_x' = k_y''$ é a tensão média de cisalhamento. Aqui se observa que o cisalhamento também varia com a posição XY, e o campo de tensões fica então caracterizado pelas equações:

$$\begin{cases} \sigma_x = S_{xx}x + S_{xy}y + S_{xo} \\ \sigma_y = S_{yx}x + S_{yy}y + S_{yo} \\ \tau_{xy} = -S_{yy}x - S_{xx}y + \tau_{xyo} \end{cases} \quad (7.4)$$

A substituição das equações (7.4) na equações constitutivas apresentadas no capítulo 6 leva a:

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} = \frac{\sigma_x - \nu\sigma_y}{E} = \frac{S_{xx} - \nu S_{yx}}{E}x + \frac{S_{xy} - \nu S_{yy}}{E}y + \frac{S_{xo} - \nu S_{yo}}{E} \quad (7.5)$$

$$\varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} = \frac{\sigma_y - \nu\sigma_x}{E} = \frac{S_{yx} - \nu S_{xx}}{E}x + \frac{S_{yy} - \nu S_{xy}}{E}y + \frac{S_{yo} - \nu S_{xo}}{E}$$

sendo u e v as componentes de um deslocamento u_{xy} nas direções x e y respectivamente.

Convertendo e integrando estas equações, as componentes u e v resultam:

$$u = \int_0^x \varepsilon_x \cdot \partial x = \frac{S_{xx} - \nu S_{yx}}{2E}x^2 + \frac{S_{xy} - \nu S_{yy}}{E}xy + \frac{S_{xo} - \nu S_{yo}}{E}x + f_u(y) + k'_u \quad (7.6)$$

$$v = \int_0^y \varepsilon_y \cdot \partial y = \frac{S_{yx} - \nu S_{xx}}{E}xy + \frac{S_{yy} - \nu S_{xy}}{2E}y^2 + \frac{S_{yo} - \nu S_{xo}}{E}y + f_v(x) + k'_v$$

As funções $f_u(y)$ e $f_v(x)$ podem ser obtidas considerando a definição da deformação de cisalhamento γ_{xy} e a ortogonalidade de x e y :

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} = \frac{\tau_{xy}}{G} \quad G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (7.7)$$

onde G é o módulo de cisalhamento. Derivando as equações (7.6), e, juntamente com a equação (7.3), substituindo na igualdade (7.7), tem-se:

$$\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} = \frac{S_{xy} - \nu S_{yy}}{E}x + \frac{\partial f_u(y)}{\partial y} + \frac{S_{yx} - \nu S_{xx}}{E}y + \frac{\partial f_v(x)}{\partial x} = 2\frac{1+\nu}{E}(-S_{yy}x - S_{xx}y + \tau_{xyo})$$

Discriminando as parcelas dependentes de x e de y , e separando τ_{xyo} em duas frações complementares k e $(1-k)$, tem-se:

$$\begin{aligned} \frac{\partial f_u(y)}{\partial y} &= -\frac{S_{yx} - \nu S_{xx}}{E}y + 2\frac{1+\nu}{E}(-S_{xx}y + k\tau_{xyo}) \\ \frac{\partial f_v(x)}{\partial x} &= -\frac{S_{xy} - \nu S_{yy}}{E}x + 2\frac{1+\nu}{E}[-S_{yy}x + (1-k)\tau_{xyo}] \end{aligned}$$

que, integradas, levam a:

$$f_u(y) = -\frac{1}{2E} [S_{yx} + (2 + \nu)S_{xx}]y^2 + 2\frac{1+\nu}{E}k\tau_{xyo}y + k_u''$$

$$f_v(x) = -\frac{1}{2E} [S_{xy} + (2 + \nu)S_{yy}]x^2 + 2\frac{1+\nu}{E}(1-k)\tau_{xyo}x + k_v''$$

Agrupando $T_x = k_u' + k_u''$ e $T_y = k_v' + k_v''$, então as equações (7.6), das componentes de deslocamento u e v , tornam-se:

$$u = \frac{S_{xx} - \nu S_{yy}}{2E}x^2 - \frac{1}{2E} [S_{yx} + (2 + \nu)S_{xx}]y^2 + \frac{S_{xy} - \nu S_{yy}}{E}xy + \frac{S_{xo} - \nu S_{yo}}{E}x + k\frac{\tau_{xyo}}{G}y + T_x$$

$$v = -\frac{1}{2E} [S_{xy} + (2 + \nu)S_{yy}]x^2 + \frac{S_{yy} - \nu S_{xx}}{2E}y^2 + \frac{S_{yx} - \nu S_{xx}}{E}xy + \frac{S_{yo} - \nu S_{xo}}{E}y + (1-k)\frac{\tau_{xyo}}{G}x + T_y \quad (7.8)$$

De maneira análoga ao apresentado no capítulo 5, o interferômetro radial detecta apenas a projeção u_r do deslocamento u_{xy} , tal que:

$$u_r = u \cos \theta + v \sin \theta \quad (7.9)$$

Expressando ainda x e y em coordenadas polares r e θ nas equações (7.8):

$$x = r \cos \theta \quad y = r \sin \theta$$

e substituindo u e v em (7.9), tem-se:

$$u_r(r, \theta) = \frac{r^2}{2E} [\cos^3 \theta - (2 + 3\nu) \sin^2 \theta \cos \theta] S_{xx} + \frac{r^2}{2E} [-\nu \sin^3 \theta + \sin \theta \cos^2 \theta] S_{xy} +$$

$$+ \frac{r^2}{2E} [\sin^3 \theta - (2 + 3\nu) \sin \theta \cos^2 \theta] S_{yy} + \frac{r^2}{2E} [-\nu \cos^3 \theta + \sin^2 \theta \cos \theta] S_{yx} +$$

$$+ \frac{r}{E} (\cos^2 \theta - \nu \sin^2 \theta) S_x + \frac{r}{E} (\sin^2 \theta - \nu \cos^2 \theta) S_y + \frac{r}{G} \sin \theta \cos \theta \tau_{xyo} + T_x \cos \theta + T_y \sin \theta \quad (7.10)$$

Esta formulação permite determinar as componentes do estado de tensões a partir de um conjunto de valores conhecidos de deslocamento radial u_r , extraído dos mapas de fase nas respectivas posições em coordenadas polares (r, θ) . O método dos mínimos quadrados pode ser empregado para encontrar a solução do sistema de equações assim construído.

A equação (7.10) pode ser expressa também com ângulos múltiplos de θ , considerando as seguintes relações trigonométricas:

$$\cos^2 \theta = \frac{1}{2}(1 + \cos 2\theta) \quad \sin^2 \theta = \frac{1}{2}(1 - \cos 2\theta) \quad \sin \theta \cos \theta = \frac{\sin 2\theta}{2}$$

$$\begin{aligned} \cos^3 \theta &= \frac{1}{4}(3 \cos \theta + \cos 3\theta) & \sin^3 \theta &= \frac{1}{4}(3 \sin \theta - \sin 3\theta) \\ \sin^2 \theta \cos \theta &= \frac{1}{4}(\cos \theta - \cos 3\theta) & \sin \theta \cos^2 \theta &= \frac{1}{4}(\sin 3\theta + \sin \theta) \end{aligned}$$

A equação (7.10) passa a ser escrita então como:

$$\begin{aligned} u_r(r, \theta) &= \frac{r^2}{8E}(1+\nu)(3S_{xx} - S_{yx})\cos 3\theta + \frac{r^2}{8E}(1+\nu)(-3S_{yy} + S_{xy})\sin 3\theta + \\ &+ \frac{r^2}{8E}(1-3\nu)(S_{xx} + S_{yx})\cos \theta + \frac{r^2}{8E}(1-3\nu)(S_{yy} + S_{xy})\sin \theta + \\ &+ \frac{r}{2E}(1-\nu)(S_{x0} + S_{y0}) + \frac{r}{2E}(1+\nu)(S_{x0} - S_{y0})\cos 2\theta + \frac{r}{E}(1+\nu)\tau_{xy0}\sin 2\theta \\ &+ T_x \cos \theta + T_y \sin \theta \end{aligned} \tag{7.11}$$

A equação (7.11) permite o processamento pelo método dos harmônicos, como descrito no capítulo 3, sendo que as componentes da tensão média, a direção principal e a translação podem ser determinadas a partir dos mesmos termos deduzidos na formulação do capítulo 6. Os gradientes de tensão podem ser discriminados pela solução do seguinte sistema de equações, a partir dos harmônicos de ordem 1 e 3:

$$\left\{ \begin{aligned} 3S_{xx} - S_{yx} &= \frac{8.E}{(1+\nu)r^2} H_{C3} \\ -3S_{yy} + S_{xy} &= \frac{8.E}{(1+\nu)r^2} H_{S3} \\ S_{xx} + S_{yx} &= \frac{8E}{(1-3\nu)r^2} H_{C1} \\ S_{yy} + S_{xy} &= \frac{8E}{(1-3\nu)r^2} H_{S1} \end{aligned} \right. \tag{7.12}$$

O campo de deslocamentos radiais pode ser escrito em termos das componentes de deformação e seus gradientes. Assim, as expressões (7.5) podem ser rescritas como:

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= D_{xx}x + D_{xy}y + D_{x0} & \varepsilon_y &= D_{yx}x + D_{yy}y + D_{y0} \end{aligned} \tag{7.13}$$

onde:

- D_{xx}, D_{yy} : gradientes longitudinais de deformação
- D_{xy}, D_{yx} : gradientes transversais de deformação
- D_{x0}, D_{y0} : deformações médias

tal que:

$$\begin{aligned}
 D_{xx} &= \frac{S_{xx} - \nu S_{yy}}{E} & D_{xy} &= \frac{S_{xy} - \nu S_{yx}}{E} & D_{xo} &= \frac{S_{xo} - \nu S_{yo}}{E} \\
 D_{yx} &= \frac{S_{yx} - \nu S_{xx}}{E} & D_{yy} &= \frac{S_{yy} - \nu S_{xy}}{E} & D_{yo} &= \frac{S_{yo} - \nu S_{xo}}{E}
 \end{aligned}
 \tag{7.14}$$

Nota-se que os gradientes de tensão e de deformação se relacionam através das equações constitutivas.

A expressão do deslocamento radial em termos de deformação e harmônicos pode ser desenvolvida com base nas mesmas considerações feitas para chegar à equação (7.10), e resulta:

$$\begin{aligned}
 u_r(r, \theta) &= \frac{r^2}{8(1-\nu)} [(3-\nu)D_{xx} - (1-3\nu)D_{yx}] \cos 3\theta + \frac{r^2}{8(1-\nu)} [-(3-\nu)D_{yy} + (1-3\nu)D_{xy}] \sin 3\theta + \\
 &+ \frac{r^2(1-3\nu)}{8(1-\nu)} (D_{xx} + D_{yx}) \cos \theta + \frac{r^2(1-3\nu)}{8(1-\nu)} (D_{yy} + D_{xy}) \sin \theta + \\
 &+ \frac{r}{2} [(D_{xo} + D_{yo}) + (D_{xo} - D_{yo}) \cos 2\theta + \gamma_{xyo} \sin 2\theta] + T_x \cos \theta + T_y \sin \theta
 \end{aligned}
 \tag{7.15}$$

A solução para os gradientes de deformação pode ser encontrada pelo sistema de equações:

$$\left\{ \begin{aligned}
 (3-\nu)D_{xx} - (1-3\nu)D_{yx} &= \frac{8(1+\nu)}{r^2} H_{C3} \\
 -(3-\nu)D_{yy} + (1-3\nu)D_{xy} &= \frac{8(1+\nu)}{r^2} H_{S3} \\
 D_{xx} + D_{yx} &= \frac{8(1-\nu)}{(1-3\nu)r^2} H_{C1} \\
 D_{yy} + D_{xy} &= \frac{8(1-\nu)}{(1-3\nu)r^2} H_{S1}
 \end{aligned} \right.
 \tag{7.16}$$

A deformação de cisalhamento pode ser deduzida a partir das equações (7.3), (7.7) e (7.14):

$$\gamma_{xy} = \frac{2}{1-\nu} [-(D_{xx} + \nu D_{yx})x - (D_{yy} + \nu D_{xy})y] + \gamma_{xyo}
 \tag{7.17}$$

O estado de tensões ou deformações determinado nas direções x e y , conforme a formulação apresentada, pode ser transformado para uma direção qualquer através das equações de transformação para o estado plano de tensões /Timoshenko, 1980/.

Outra quantidade de interesse prático é o gradiente radial de deformação D_r , definido por:

$$D_R = \frac{\partial^2 u_r}{\partial r^2} \quad (7.18)$$

que, quando calculado a partir da equação (7.15), se expressa por:

$$D_R = \frac{1}{8(1-\nu)} [(3-\nu)D_{xx} - (1-3\nu)D_{yy}] \cos 3\theta + \frac{1}{8(1-\nu)} [-(3-\nu)D_{yy} + (1-3\nu)D_{xx}] \sin 3\theta + \frac{(1-3\nu)}{8(1-\nu)} (D_{xx} + D_{yy}) \cos \theta + \frac{(1-3\nu)}{8(1-\nu)} (D_{yy} - D_{xx}) \sin \theta \quad (7.19)$$

O gradiente radial de deformações possui duas componentes, uma no 1º harmônico e outra no 3º harmônico, cujos valores máximos acontecem nas respectivas direções:

$$\beta_1 = \arctg\left(\frac{H_{S1}}{H_{C1}}\right) \quad \text{e} \quad \beta_3 = \frac{1}{3} \arctg\left(\frac{H_{S3}}{H_{C3}}\right) \quad (7.20)$$

Considerando o regime perfeitamente elástico, as soluções em termos de tensões ou de deformações levam a resultados equivalentes sobre o campo analisado, uma vez que relacionam-se de modo exato através das equações constitutivas. Constata-se ainda que as equações (7.13) e (7.17), admitindo-se uma distribuição de tensões linear em x e y , atendem às equações de equilíbrio do estado plano de tensões /Timoshenko, 1980/.

O Anexo A I traz a formulação deduzida pela função de Airy de grau 4, que inclui um termo adicional não linear no campo de tensões. Este modelo não foi implementado nem avaliado, por considerar-se que as condições tecnológicas atuais dos protótipos não possibilitam discriminar esta componente do campo de tensões pressuposto.

7.1.2 Estado tridimensional de tensões

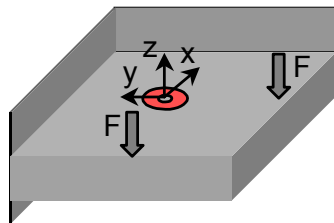
Para melhor representar algumas situações de interesse prático um segundo modelo, orientado ao estado tridimensional de tensões, foi desenvolvido. O principal motivador para este modelo foi o caso da viga engastada sujeita a uma carga transversal na extremidade, uma configuração simples que aparece com frequência nas análises de resistência mecânica. O campo de tensões da face perpendicular ao engaste e no plano de atuação da força, como ilustrado na Figura 7.2, é melhor descrito por um estado tridimensional de tensões, considerando o caso de uma viga larga, que fora deduzido por Saint-Venant /Timoshenko, 1980/. Neste caso, o cisalhamento τ_{yz} , apesar de ser nulo na superfície, não o é abaixo dela.

Condição geométrica e de medição	Configuração física	Componentes não nulas
Viga engastada sujeita a uma força na extremidade, medição frontal, viga larga		$S_{yy} \tau_{xy}$

Viga larga tridimensional	Formulação do modelo de Saint Venant	Formulação em termos dos gradientes de tensão (em $z=q$)
	$\sigma_y = -\frac{Fyz}{I} \quad \sigma_x = \sigma_z = 0$ $\tau_{yz} = -\frac{1}{1+\nu} \frac{F}{2I} (q^2 - z^2)$ $\tau_{xy} = -\frac{\nu}{1+\nu} \frac{F}{I} xz \quad \tau_{xz} = 0$	$\sigma_y = S_{yy}.y \quad \sigma_x = \sigma_z = 0$ $\tau_{xy} = -\frac{\nu}{1+\nu} S_{yy}.x$ $S_{yy} = -\frac{F}{I} q \quad \tau_{yz} = \tau_{xz} = 0$

Figura 7.2 – Viga larga engastada sujeita a uma força transversal (estado tridimensional de tensões)

O modelo assume uma superposição simplificada de esforços como ilustrada na Figura 7.3, levando à combinação de equações na direção y (como na Figura 7.2) com correspondentes equações na direção x . Tem-se então na superfície um campo definido de modo semelhante às equações (7.4):



$$\begin{cases} \sigma_x = S_{xx}.x + S_{xy}.y + S_{xo} \\ \sigma_y = S_{yx}.x + S_{yy}.y + S_{yo} \\ \tau_{xy} = \frac{\nu}{1+\nu} (-S_{yy}.x - S_{xx}.y) + \tau_{xyo} \\ \sigma_z = 0, \tau_{xz} = 0, \tau_{yz} = 0 \end{cases} \quad (7.21)$$

Figura 7.3 – Superposição simplificada de esforços no estado tridimensional de tensões

A formulação acima foi obtida considerando as equações de equilíbrio para um estado tridimensional de tensões:

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} + F_x = 0 \\ \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} + F_y = 0 \\ \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + F_z = 0 \end{cases}$$

Apesar de τ_{yz} ser nula na superfície, a sua derivada é não nula:

$$\frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} = \frac{1}{1+\nu} (S_{xx} + S_{yy})$$

A formulação u_r resulta então:

$$\begin{aligned} u_r(r, \theta) = & \frac{r^2}{8E} [(1+3\nu)S_{xx} - (1+\nu)S_{yy}] \cos 3\theta + \frac{r^2}{8E} [-(1+3\nu)S_{yy} + (1+\nu)S_{xx}] \sin 3\theta + \\ & + \frac{r^2}{8E} [(3-3\nu)S_{xx} + (1-3\nu)S_{yy}] \cos \theta + \frac{r^2}{8E} [(3-3\nu)S_{yy} + (1-3\nu)S_{xx}] \sin \theta + \\ & + \frac{r}{2E} (1-\nu)(S_{x_0} + S_{y_0}) + \frac{r}{2E} (1+\nu)(S_{x_0} - S_{y_0}) \cos 2\theta + \frac{r}{E} (1+\nu) \tau_{xy_0} \sin 2\theta + T_x \cos \theta + T_y \sin \theta \end{aligned} \quad (7.22)$$

A equação (7.22) pode ser reescrita em termos de deformações:

$$\begin{aligned} u_r(r, \theta) = & \frac{r^2}{8} \left[\left(1 + \frac{2\nu}{1-\nu^2}\right) D_{xx} - \left(3 - \frac{2}{1-\nu^2}\right) D_{yy} \right] \cos 3\theta + \frac{r^2}{8} \left[-\left(1 + \frac{2\nu}{1-\nu^2}\right) D_{yy} + \left(3 - \frac{2}{1-\nu^2}\right) D_{xx} \right] \sin 3\theta + \\ & + \frac{r^2}{8} \left[\left(3 - \frac{2\nu}{1-\nu^2}\right) D_{xx} + \left(3 - \frac{2}{1-\nu^2}\right) D_{yy} \right] \cos \theta + \frac{r^2}{8} \left[\left(3 - \frac{2\nu}{1-\nu^2}\right) D_{yy} + \left(3 - \frac{2}{1-\nu^2}\right) D_{xx} \right] \sin \theta + \\ & + \frac{r}{2} [(D_{x_0} + D_{y_0}) + (D_{x_0} - D_{y_0}) \cos 2\theta + \gamma_{xy_0} \sin 2\theta] + T_x \cos \theta + T_y \sin \theta \end{aligned} \quad (7.23)$$

Sistemas de equações na forma equivalente aos (7.12) e (7.16) levam agora à solução das componentes do estado tridimensional.

A deformação de cisalhamento γ_{xy} é dada por:

$$\gamma_{xy} = -\frac{2\nu}{1-\nu^2} [(D_{yy} - \nu D_{xx})x + (D_{xx} - \nu D_{yy})y] + \gamma_{xy_0} \quad (7.24)$$

e o gradiente radial de deformação D_R por:

$$\begin{aligned} D_R = \frac{\partial^2 u_r}{\partial r^2} = & \frac{1}{4} \left[\left(1 + \frac{2\nu}{1-\nu^2}\right) D_{xx} - \left(3 - \frac{2}{1-\nu^2}\right) D_{yy} \right] \cos 3\theta + \frac{1}{4} \left[-\left(1 + \frac{2\nu}{1-\nu^2}\right) D_{yy} + \left(3 - \frac{2}{1-\nu^2}\right) D_{xx} \right] \sin 3\theta + \\ & + \frac{1}{4} \left[\left(3 - \frac{2\nu}{1-\nu^2}\right) D_{xx} + \left(3 - \frac{2}{1-\nu^2}\right) D_{yy} \right] \cos \theta + \frac{1}{4} \left[\left(3 - \frac{2\nu}{1-\nu^2}\right) D_{yy} + \left(3 - \frac{2}{1-\nu^2}\right) D_{xx} \right] \sin \theta \end{aligned} \quad (7.25)$$

7.2 Discussão sobre os modelos propostos

Os parâmetros relativos à translação e ao estado médio de tensões ou deformações equivalem aos mesmos apresentados no capítulo 6 e não serão aqui comentados. A abordagem que segue concentra-se então na análise dos gradientes, tendo por objetivo delimitar as condições em que o interferômetro radial e os modelos propostos trazem informações confiáveis a respeito do campo de tensões analisado.

Para facilitar a observação dos modelos, as tabelas abaixo resumem os coeficientes dos harmônicos de ordem 1 e 3 que são associados aos gradientes de tensão ou de deformação pressupostos nos modelos. Para dar uma ordem de grandeza, os valores numéricos típicos destes coeficientes estão listados para um coeficiente de Poisson igual a 0,3.

Tabela 7.1 – Coeficientes dos harmônicos H_1 e H_3 associados aos gradientes de tensão

Estado de tensões	$H_{C3}/\frac{r^2}{8E}$		$H_{S3}/\frac{r^2}{8E}$		$H_{C1}/\frac{r^2}{8E}$		$H_{S1}/\frac{r^2}{8E}$	
	S_{xx}	S_{yx}	S_{yy}	S_{xy}	S_{xx}	S_{yx}	S_{yy}	S_{xy}
Plano	$3 + 3\nu$	$-(1 + \nu)$	$-(3 + 3\nu)$	$1 + \nu$	$1 - 3\nu$	$1 - 3\nu$	$1 - 3\nu$	$1 - 3\nu$
Tridimensional	$1 + 3\nu$	$-(1 + \nu)$	$-(1 + 3\nu)$	$1 + \nu$	$3 - 3\nu$	$1 - 3\nu$	$3 - 3\nu$	$1 - 3\nu$

Tabela 7.2 – Valores numéricos típicos dos coeficientes de H_1 e H_3 associados aos gradientes de tensão, para $\nu=0,3$

Estado de tensões	$H_{C3}/\frac{r^2}{8E}$		$H_{S3}/\frac{r^2}{8E}$		$H_{C1}/\frac{r^2}{8E}$		$H_{S1}/\frac{r^2}{8E}$	
	S_{xx}	S_{yx}	S_{yy}	S_{xy}	S_{xx}	S_{yx}	S_{yy}	S_{xy}
Plano	3,9	-1,3	-3,9	1,3	0,1	0,1	0,1	0,1
Tridimensional	1,9	-1,3	-1,9	1,3	2,1	0,1	2,1	0,1

Tabela 7.3 – Coeficientes dos harmônicos H_1 H_3 associados aos gradientes de deformação

Estado de tensões	$H_{C3}/\frac{r^2}{8}$		$H_{S3}/\frac{r^2}{8}$		$H_{C1}/\frac{r^2}{8}$		$H_{S1}/\frac{r^2}{8}$	
	D_{xx}	D_{yx}	D_{yy}	D_{xy}	D_{xx}	D_{yx}	D_{yy}	D_{xy}
Plano	$\frac{3-\nu}{1-\nu}$	$-\frac{1-3\nu}{1-\nu}$	$-\frac{3-\nu}{1-\nu}$	$\frac{1-3\nu}{1-\nu}$	$\frac{1-3\nu}{1-\nu}$	$\frac{1-3\nu}{1-\nu}$	$\frac{1-3\nu}{1-\nu}$	$\frac{1-3\nu}{1-\nu}$
Tridimensional	$1 + \frac{2\nu}{1-\nu^2}$	$-\left(3 - \frac{2}{1-\nu^2}\right)$	$-\left(1 + \frac{2\nu}{1-\nu^2}\right)$	$3 - \frac{2}{1-\nu^2}$	$3 - \frac{2\nu}{1-\nu^2}$	$3 - \frac{2}{1-\nu^2}$	$3 - \frac{2\nu}{1-\nu^2}$	$3 - \frac{2}{1-\nu^2}$

Tabela 7.4 – Valores numéricos típicos dos coeficientes de H_1 e H_3 associados aos gradientes de deformação, para $\nu=0,3$

Estado de tensões	$H_{C3}/\frac{r^2}{8}$		$H_{S3}/\frac{r^2}{8}$		$H_{C1}/\frac{r^2}{8}$		$H_{S1}/\frac{r^2}{8}$	
	D_{xx}	D_{yx}	D_{yy}	D_{xy}	D_{xx}	D_{yx}	D_{yy}	D_{xy}
Plano	3,9	-0,1	-3,9	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1
Tridimensional	1,7	-0,8	-1,7	0,8	2,3	0,8	2,3	0,8

As seguintes observações gerais devem ser feitas a respeito das equações (7.11), (7.15), (7.22), (7.23) e das tabelas 7.1 a 7.4:

- Os efeitos dos gradientes de tensão sobre o deslocamento radial são proporcionais ao quadrado do raio, e se manifestam nos harmônicos de ordem 1 e 3.
- Por princípio, a solução das quatro componentes de gradientes de tensão e de deformação é possível, uma vez que também quatro equações compõem a formulação do modelo.
- O 1º harmônico se expressa por duas componentes: uma constante, originada pela translação T_x e T_y , e outra dependente do quadrado do raio, decorrente dos gradientes. A fim de que se possam discriminar tais parcelas, dados devem ser extraídos de pontos situados em diferentes raios. Quando o método dos harmônicos for adotado, dados extraídos de, no mínimo, dois diferentes raios de avaliação, devem ser considerados nos cálculos.

Os itens seguintes discutem particularidades de cada modelo e trazem algumas análises baseadas em simulações numéricas realizadas com auxílio de um software de análise estrutural por elementos finitos /ANSYS/. Condições particulares de tensão foram simuladas, e os dados de posição e de deslocamento dos nós foram extraídos e processados segundo os modelos propostos. Os respectivos algoritmos foram implementados tanto em planilha eletrônica Excel /Microsoft/, para o processamento pelo método dos harmônicos, como num *software* específico de simulação “SimulaTensões”, para o processamento pelo método dos mínimos quadrados – MMQ /Veiga, 2000/. Assim foi possível comparar os parâmetros calculados pelos algoritmos com aqueles estabelecidos para a simulação numérica.

7.2.1 Estado plano de tensões

No caso particular em que o coeficiente de Poisson se aproxima do valor 1/3, os coeficientes do primeiro harmônico desvanecem em decorrência da parcela multiplicativa $(1 - 3\nu)$. Por outro lado, os coeficientes dos harmônicos contêm duas parcelas de gradientes, o que leva a algumas conseqüências:

- não é possível, na prática, discriminar todos os gradientes de tensão ou de deformação;
- diferentes estados de gradientes de tensão podem levar ao mesmo mapa de diferenças de fase;
- o sinal no mapa de diferenças de fase, relativo aos gradientes, tende a se anular na situação particular em que $S_{yx} \sim 3S_{xx}$ ou $S_{xy} \sim 3S_{yy}$.

Como a maioria dos materiais metálicos possui ν próximo a $1/3$, as seguintes observações ainda podem ser feitas a respeito da avaliação de um estado plano de tensões:

- o 3º harmônico expressa um sinal mais intenso dos gradientes do que o 1º harmônico;
- a Tabela 7.4 mostra que o RIPI é pouco sensível aos gradientes transversais de deformação;
- a pequena influência dos gradientes de tensão no 1º harmônico gera uma ambigüidade: a princípio, em termos dos deslocamentos e deformações radiais decorrentes dos gradientes, tudo o que ocorre em um ângulo θ qualquer do 3º harmônico ocorre também em $\theta + 120^\circ$ e em $\theta + 240^\circ$; no sentido inverso, torna-se praticamente impossível determinar as direções dos gradientes a menos de uma ambigüidade de -120° ou $+120^\circ$. Observa-se que, a partir do ângulo β_3 , a cada 60° tem-se uma direção de interesse, na qual se pode supor que exista um gradiente de tensão.

A Figura 7.4 ilustra alguns aspectos mencionados acima, e torna evidente o fato de que a sensibilidade apenas radial do interferômetro é o fator preponderante que limita a discriminação completa dos gradientes. A componente tangencial do deslocamento não é percebida pelo interferômetro. Os mapas desta figura foram obtidos por simulação (material: alumínio, E : 70000 MPa, ν : 0,33), e a malha de pontos representa os vetores de deslocamento de modo ampliado.

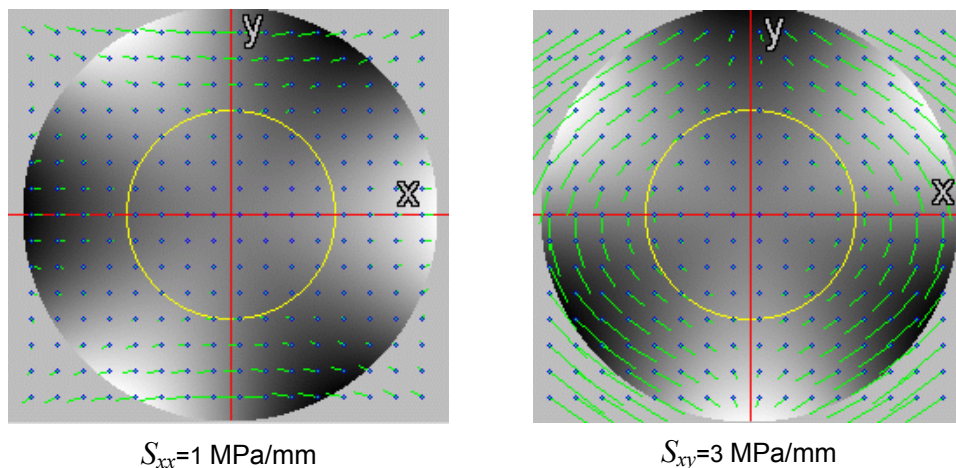


Figura 7.4 – Mapas de diferença de fase relativos a gradientes de tensão no estado plano

O modelo do estado plano de tensões foi analisado através da simulação numérica por elementos finitos, envolvendo, de forma isolada, gradientes longitudinal e transversal de tensões /Ansys/.

- Gradiente longitudinal: foi simulado por uma barra de seção variável sujeita à tração simples, como ilustrada na Figura 7.5. A espessura da barra é constante e a sua largura foi dimensionada pela relação $\sigma_y = F/A$, de modo a gerar um gradiente constante de tensão na

direção de aplicação da força (nominal de -0,5 MPa/mm). O resultado ilustrado na Figura 7.5 comprova o estado presumido na simulação, especialmente na região inferior da barra:

- em (b) e no detalhe da região amostrada (d), observa-se a uniformidade do gradiente de tensão S_{yy} , pelo aspecto linear e uniforme do padrão de cores;
- em (c), observa-se a variação da tensão principal σ_1 , pelo aspecto levemente curvado do padrão de cores, demonstrando a presença da tensão de cisalhamento;

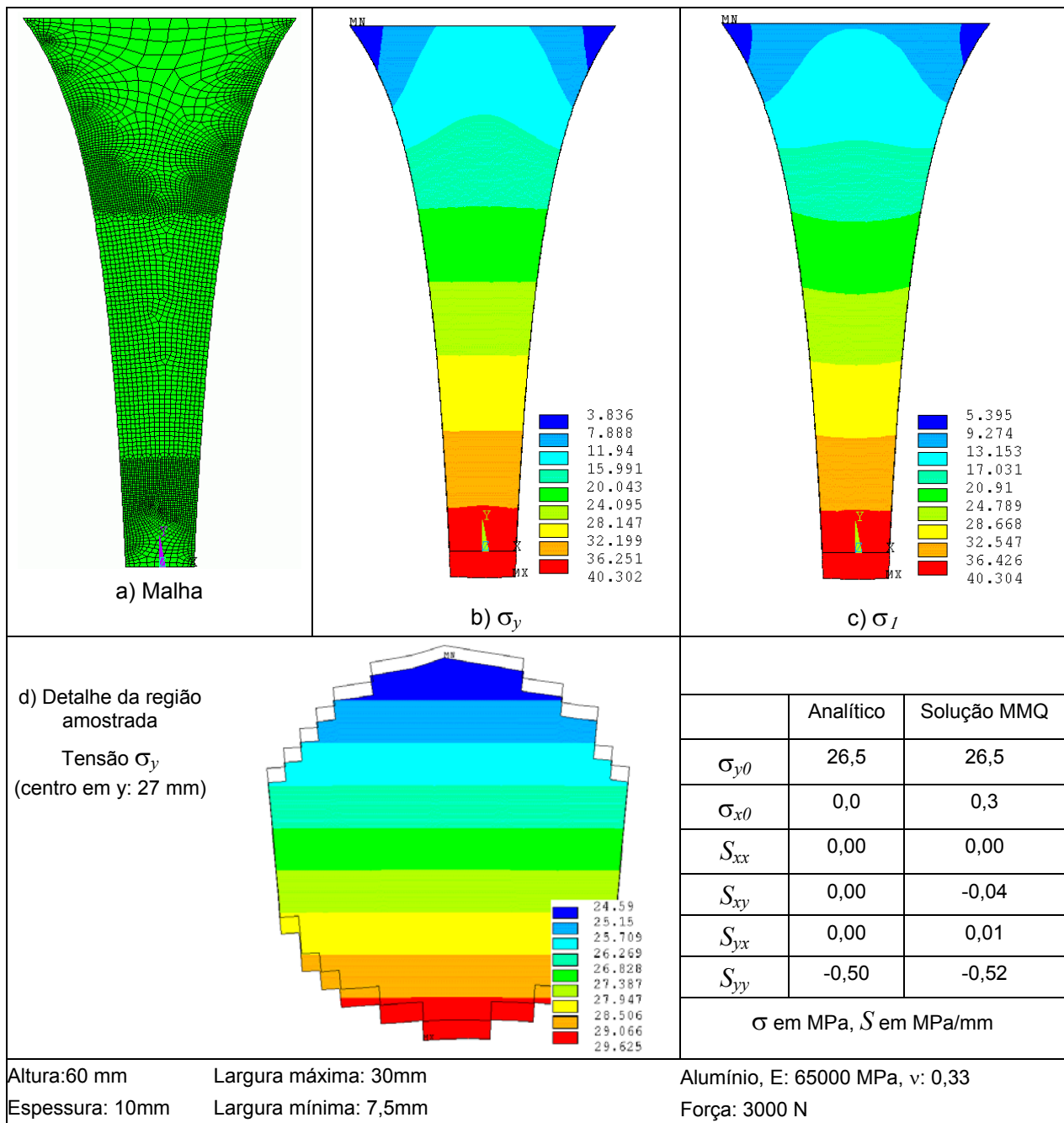


Figura 7.5 – Avaliação numérica do gradiente longitudinal no estado plano

O processamento mostra a concordância satisfatória de todas as componentes do estado de tensão com os valores analíticos, comprovando a coerência do modelo e da sua implementação em software. Na tabela da Figura 7.5, a tensão σ_{y0} foi obtida analiticamente pelo produto do gradiente nominal com a posição central y da região amostrada.

- Gradiente transversal: foi simulado por uma viga retangular sujeita à flexão a 4 pontos, cuja tensão seria medida sobre a linha neutra (Figura 7.6). Para o processamento pelo método dos harmônicos, 4 anéis de 36 pontos cada foram definidos na malha.

O resultado da avaliação mostra coerência do valor do gradiente transversal com o valor analítico, embora desvios significativos existam em todas as componentes. Tais desvios são atribuídos à combinação do baixo valor dos coeficientes (1-3v) na equação (7.11) com a imprecisão do deslocamento fornecido pela simulação.

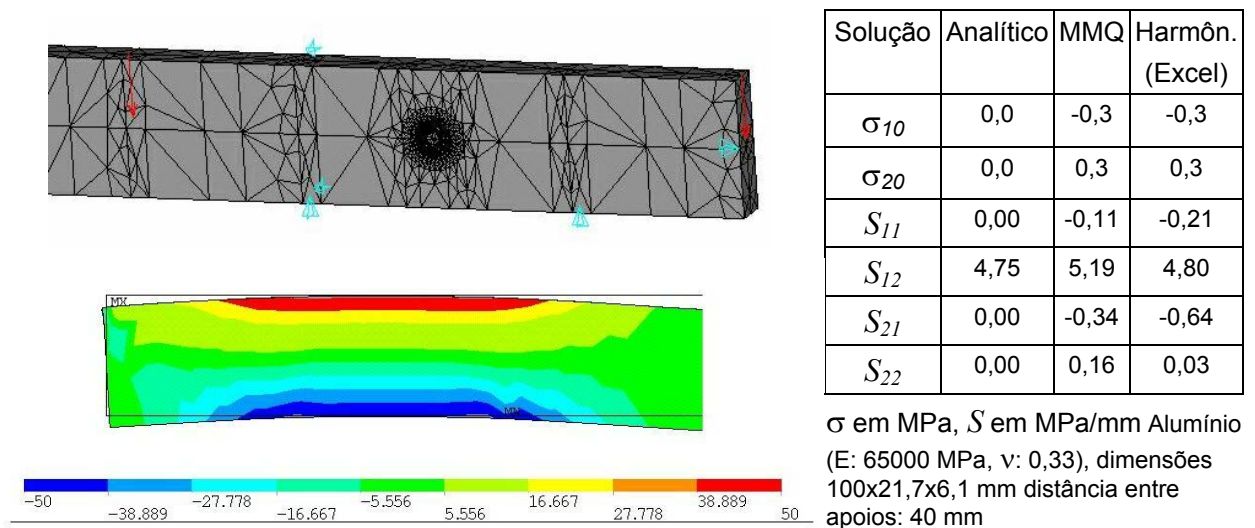


Figura 7.6 – Avaliação numérica do gradiente transversal no estado plano

7.2.2 Estado tridimensional de tensões

A Tabela 7.1 mostra que, quando o coeficiente de Poisson tende a 1/3, apenas os gradientes transversais de tensão deixam de se expressar na componente do 1º harmônico. Os gradientes longitudinais ainda contribuem neste sinal, levando às seguintes consequências favoráveis:

- nenhuma indeterminação existe em termos de gradientes de deformação (Tabelas 7.3 e 7.4);
- a orientação do gradiente longitudinal pode ser determinada pelo ângulo β_1 , equação (7.20);
- pode-se adotar a existência de um valor significativo do coeficiente do primeiro harmônico como indicador de que existe o estado tridimensional de tensões.

Um gradiente transversal de tensões, por outro lado, expressa seu efeito apenas na componente do H_3 , na direção transversal ao ângulo β_3 , assim como acontece no estado plano. Outra constatação reside na coincidência dos ângulos β_1 e β_3 quando existir apenas o gradiente longitudinal. A Figura 7.7 ilustra, por mapas de diferença de fase simulados, os aspectos mencionados acima.

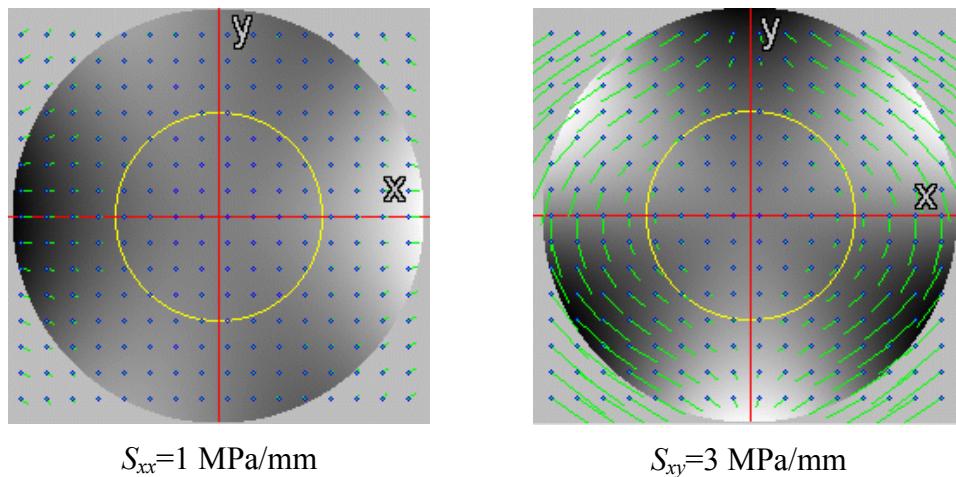


Figura 7.7 – Mapas de diferença de fase relativos a gradientes de tensão no estado tridimensional (simulação, Material: alumínio, E: 70000 MPa, ν : 0,33)

A análise do modelo tridimensional foi realizada também com resultados de simulação numérica por elementos finitos:

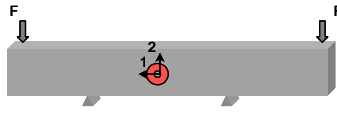
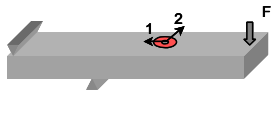
- a) Gradiente transversal: foram usados os mesmos dados da simulação da barra sujeita à flexão a 4 pontos, ilustrada na Figura 7.6 e Tabela 7.5.
- b) Gradiente longitudinal: foi simulado por uma barra sujeita à flexão a 3 pontos, como ilustrada na Figura 7.6, porém carregada agora no sentido transversal (Tabela 7.5)

Os resultados da avaliação mostram coerência com os valores analíticos, confirmando os seguintes aspectos:

- o modelo tridimensional é adequado para descrever o gradiente longitudinal gerado na condição proposta (flexão a 3 pontos);
- o gradiente transversal se expressa com praticamente os mesmos valores nos modelos plano e tridimensional;
- o processo numérico de avaliação (mínimos quadrados ou harmônicos) não traz diferença significativa nos resultados.

Outro aspecto observado foi a total inconsistência de resultados ao se avaliar o gradiente longitudinal com o modelo para o estado plano (última coluna da Tabela 7.5.b), atribuída à singularidade trazida pelos termos em $(1 - 3\nu)$.

Tabela 7.5 – Avaliação numérica dos gradientes de tensão no estado tridimensional

a) Gradiente transversal (flexão a 4 pontos)				b) Gradiente longitudinal (flexão a 3 pontos)				
								
	Analítico	MMQ	Harmônicos		Analítico	MMQ	Harmônicos	MMQ Plano
σ_{10}	0,0	-0,30	-0,30	σ_{10}	26,0	26,4	26,0	26,4
σ_{20}	0,0	0,30	0,30	σ_{20}	0,0	-0,1	-0,1	-0,1
S_{11}	0,00	0,00	0,00	S_{11}	-0,52	-0,50	-0,48	-25,39
S_{12}	4,70	4,72	4,71	S_{12}	0,00	0,00	0,13	0,42
S_{21}	0,00	-0,01	-0,01	S_{21}	0,00	0,08	0,00	-75,35
S_{22}	0,00	0,00	0,00	S_{22}	0,00	0,00	-0,01	0,14
σ em MPa, S em MPa/mm				Alumínio (E: 65000 MPa, ν : 0,33) dimensões 100x6,1x21,7 mm				

7.2.3 Tratamento das indeterminações práticas da formulação

Como a maioria dos materiais de engenharia possui o coeficiente de Poisson próximo a 1/3, nos casos gerais de medição surge a indeterminação originada pelos termos em $(1 - 3\nu)$ na solução dos gradientes de tensão. Do ponto de vista matemático, uma alternativa válida para contornar esta indeterminação é permitir que apenas duas componentes dos gradientes de tensão sejam não nulas. Para tanto, deve-se dispor de informações complementares sobre o problema para decidir quais são as componentes não nulas dos gradientes no elemento sendo medido. Estas componentes são calculadas pelas equações (7.12) do estado plano, ou suas equivalentes do estado tridimensional, a partir das componentes do H_3 , conforme as possibilidades esquematizadas na Tabela 7.6. Os respectivos gradientes de deformação, decorrentes da simplificação das equações (7.14), para estes casos, foram também relacionados nesta tabela.

Tabela 7.6 – Casos de gradientes não nulos de tensão a serem pressupostos pelo usuário

Caso		H_{S3}	H_{C3}	D_{xx}	D_{xy}	D_{yy}	D_{yx}
1	Gradientes da tensão na direção X	S_{xx}	S_{xy}	S_{xx}/E	S_{xy}/E	$-\nu S_{xy}/E$	$-\nu S_{xx}/E$
2	Gradientes da tensão na direção Y	S_{yx}	S_{yy}	$-\nu S_{yx}/E$	$-\nu S_{yy}/E$	S_{yy}/E	S_{yx}/E
3	Gradientes transversais de tensão	S_{yx}	S_{xy}	$-\nu S_{yx}/E$	S_{xy}/E	$-\nu S_{xy}/E$	S_{yx}/E
4	Gradientes longitudinais de tensão	S_{xx}	S_{yy}	S_{xx}/E	$-\nu S_{yy}/E$	S_{yy}/E	$-\nu S_{xx}/E$

Os casos 1 e 2 são os mais prováveis, pois tratam dos gradientes de uma única componente de tensão. A avaliação de gradientes não nulos nas direções principais pode ser feita por uma transformação do sinal do harmônico H_3 para o ângulo principal β :

$$\begin{aligned} H_{C3\beta} &= H_{C3} \cos(3\beta) + H_{S3} \sin(3\beta) \\ H_{S3\beta} &= H_{S3} \cos(3\beta) - H_{C3} \sin(3\beta) \end{aligned}$$

7.2.4 Resumo das conclusões e outras considerações

As conclusões mais importantes da avaliação numérico-analítica são aqui resumidas:

- Pôde-se comprovar a validade dos modelos propostos a partir de campos de tensão simulados numericamente.
- O processamento de dados simulados considerou um coeficiente de Poisson próximo a 1/3, que corresponde a praticamente todos os materiais usados na engenharia, e mostra que não é possível discriminar adequadamente todas as componentes de gradientes de tensão ao mesmo tempo.
- Uma informação razoável sobre os gradientes pode ser obtida ao se restringir duas das componentes como nulas. Com isto, se está presumindo as direções nas quais as outras componentes sejam não nulas. Nas aplicações de interesse prático em geral, a direção de avaliação dos gradientes de tensão deve coincidir com uma direção principal.
- Quando o valor do sinal da parcela dependente do raio do 1º harmônico for significativo, pode-se assumir que se tem uma condição melhor descrita pelo estado tridimensional e que existe um gradiente longitudinal de tensão na respectiva direção.
- É importante escolher o modelo de análise mais próximo da condição do objeto, entre o estado plano ou tridimensional de tensões, pois o uso indevido do modelo pode levar a resultados alterados de um fator de 2.
- Da forma como foi definido, o gradiente radial de deformação, uma vez existindo, denuncia a presença de gradientes de tensão. Entretanto, sua informação tem um caráter apenas escalar, não indicando claramente a direção de maior crescimento das tensões.
- A direção do ângulo β_3 expressa uma possível direção com máximo gradiente radial de deformação. As outras possíveis direções são $\beta_3 + 120^\circ$ e $\beta_3 + 240^\circ$.
- Teoricamente, é possível que exista uma combinação de gradientes de tensão que leve a um valor muito baixo do sinal do gradiente radial de deformação. Em outros termos, um baixo

gradiente radial de deformação não permite afirmar que os gradientes de tensão também sejam baixos.

- O RIPI é pouco sensível aos gradientes transversais de deformação.
- As simulações mostraram que o processamento discrimina adequadamente a parcela de tensão (ou deformação) uniforme, ou seja, mesmo na presença de gradientes, a parcela uniforme é determinada corretamente, qualquer que seja o modelo adotado (tridimensional ou plano).
- Não foi identificada diferença significativa de resultados que possa ser atribuída aos métodos de avaliação por harmônicos ou mínimos quadrados. Porém, diferenças foram observadas em função da quantidade, distribuição e imprecisão dos valores de deslocamento radial usados na solução das equações.

7.3 Avaliação experimental de gradientes de deformações e de tensões

Ensaios sob condições controladas foram realizados para avaliar a medição de gradientes transversal e longitudinal, utilizando os sistemas RIPI disponíveis.

7.3.1 Ensaios com a Bancada Experimental

Alguns valores de incerteza podem ser estimados pelos ensaios anteriores, quando um valor de gradiente é apresentado como resíduo indevido no processamento de um estado de tensões idealmente uniforme. Assim, de ensaios de deslocamento e de tensão (capítulos 5 e 6), pode-se estimar uma incerteza típica de $\pm 1,0 \mu\epsilon/\text{mm}$ para os gradientes de deformação, e, respectivamente, de $\pm 0,2 \text{ MPa}/\text{mm}$ para os gradientes de tensão (referente ao aço, com $E: 200000 \text{ MPa}$).

Gradiente transversal

Um dispositivo baseado na flexão a 4 pontos de uma viga foi preparado para a avaliação do gradiente transversal no vão central (Figura 7.8). Como descrito no capítulo 6, o dispositivo foi provido de uma barra compensadora, com o objetivo de minimizar a componente de translação vertical decorrente da flexão da viga. O corpo de prova (viga), em alumínio, tem seção transversal quadrada e foi instrumentado com extensômetros de resistência elétrica (ER), que forneceram valores de referência sobre as deformações nas faces opostas (ϵ_{yER}).

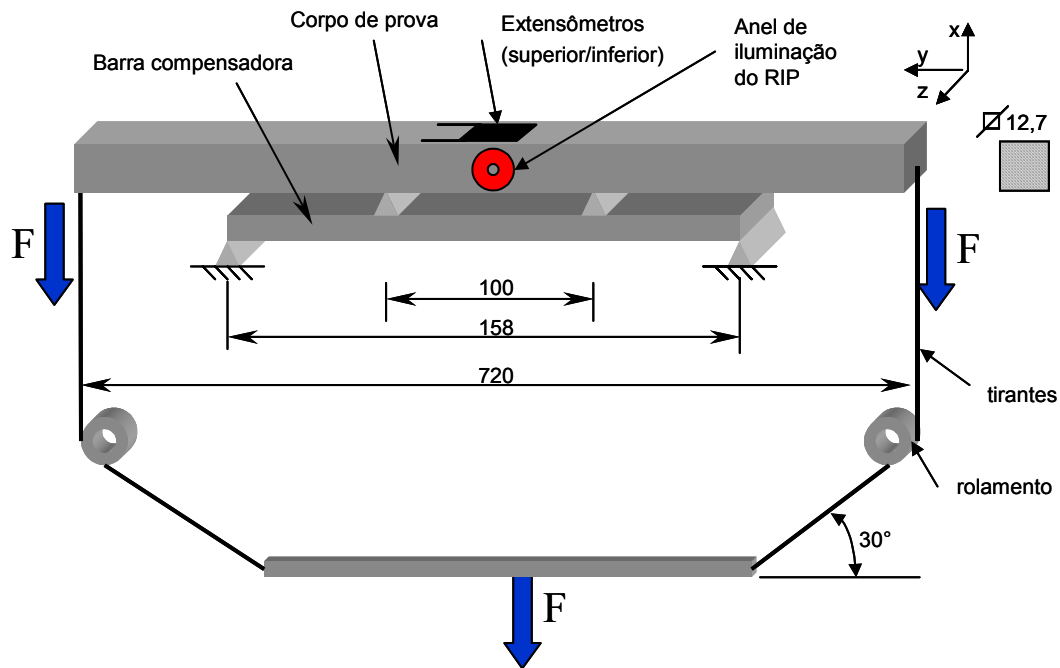


Figura 7.8 – Dispositivo para a geração de gradiente transversal na bancada experimental

A força foi gerada por massas conhecidas, transmitidas à viga através de tirantes inclinados, de modo a se alcançar um maior nível do carregamento. A mudança na inclinação dos tirantes, como consequência dos incrementos da massa, foi avaliada e considerada desprezível. O módulo de elasticidade foi determinado experimentalmente pela medição do deslocamento na extremidade do corpo de prova (flecha f) quando submetido a uma força F , e pela expressão /Bouchel, 1979/:

$$f = \frac{Fpq^2}{2EI} \left(1 + \frac{2q}{3p} \right)$$

sendo p o comprimento do vão central (100 mm) e q o comprimento em balanço (310 mm). Para uma força $F = 19,6$ N, encontrou-se $E = 81.000 \pm 1.000$ MPa.

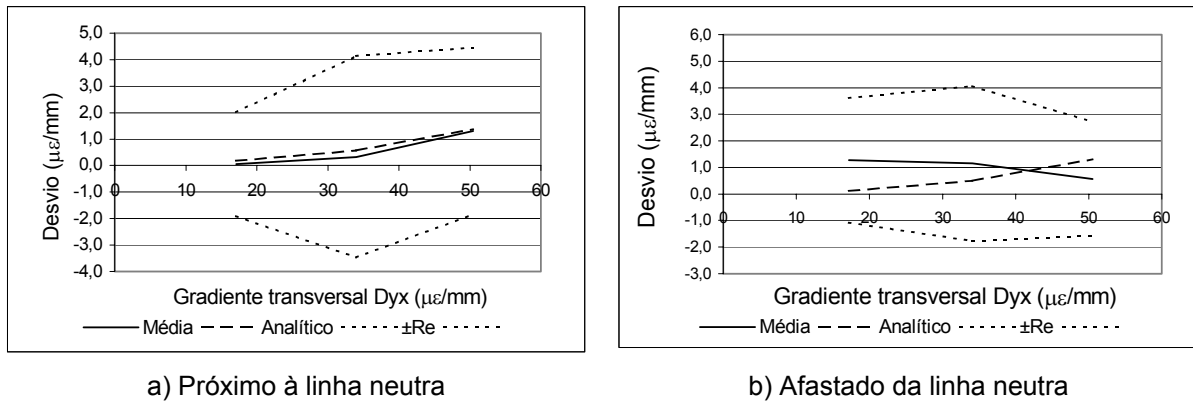
Dois ensaios relativos ao gradiente foram realizados, em diferentes posições do interferômetro sobre a viga:

- próximo da linha neutra da viga ($X = 0,10$ mm), com tensão média de tração quase nula, e
- afastado da linha neutra da viga ($X = -2,35$ mm), com tensão média compressiva.

O processamento foi efetuado considerando o estado plano de tensões, adotando como nulos os gradientes da tensão σ_x ($S_{xx} = S_{xy} = 0$). A razão entre a diferença das deformações medidas pelos extensômetros e a espessura do corpo de prova foi tomada como referência para o gradiente transversal de deformação D_{yxER} . Para efeito de comparação com esta informação, um valor analítico de gradiente também foi calculado a partir da força aplicada e da condição

geométrica da barra, conforme as equações 6.15 e 6.2. A deformação média, que corresponde à deformação no centro do anel de iluminação, foi calculada pela sua posição x em relação à linha neutra ($D_{yoER} = x.D_{yxER}$).

Os gráficos da Figura 7.9 reúnem os principais resultados e a Tabela 7.7 apresenta, a título de discussão, outros resultados do ensaio afastado da linha neutra.



a) Próximo à linha neutra
 b) Afastado da linha neutra
 Figura 7.9 – Desvios do gradiente transversal de deformação, no ensaio com a bancada experimental

Tabela 7.7 – Resultados do ensaio de gradiente transversal de tensão, na bancada experimental (ensaio afastado da linha neutra)

Extensômetros		Valores médios indicados pelo RIPI, em termos de deformação										
Força	ϵ_{yER}	D_{yxER}	D_{xo}	D_{yo}	D_{xx}	D_{xy}	D_{yy}	D_{yx}	γ_{xyo}	β	β_1	$3\beta_3$
9,8	-109,1	17,2	14,4	-35,1	-6,1	0,0	-0,1	18,5	6,0	3	209	179
19,6	-216,5	34,1	28,0	-71,4	-11,6	0,0	0,1	35,2	14,5	4	141	181
29,4	-321,1	50,5	39,9	-106,2	-16,9	-0,1	0,3	51,1	21,5	4	199	181
Desvio dos valores indicados pelo RIPI, em termos de deformação (Média ± Re, 95%, n=5)												
9,8	±0,5	±0,1	1,1±3,2	5,3±3,2	-0,4±0,8	0,0±0,4	-0,1±1,3	1,3±2,3	±3,7	±2	±177	±12
19,6	±0,7	±0,1	1,5±1,6	8,8±2,6	-0,4±1,0	0,0±0,3	0,1±0,9	1,1±2,9	±8,3	±2	±56	±4
29,4	±1,4	±0,2	0,7±0,8	12,6±4,7	-0,2±0,7	-0,1±0,5	0,3±1,5	0,6±2,1	±7,2	±1	±175	±5
N	µε	µε/mm	µε	µε	µε/mm	µε/mm	µε/mm	µε/mm	µrad	grau	grau	grau
Referência: extensômetros (ϵ_{yER})												

Os seguintes comentários podem ser feitos a respeito dos resultados em termos de deformação:

- o gradiente transversal de deformação avaliado pelo RIPI se aproxima tanto do valor analítico como do valor obtido pelos extensômetros; em relação este último, o erro médio

apresenta um comportamento diverso, variando de 0,6 a 1,3 $\mu\epsilon/\text{mm}$, e a repetitividade esteve dentro da faixa de $\pm 3 \mu\epsilon/\text{mm}$;

- os outros gradientes de deformação (D_{xx} , D_{xy} , D_{yy}) mantêm-se abaixo de $\pm 1,5 \mu\epsilon/\text{mm}$;
- as componentes do 1º harmônico, associadas aos gradientes, resultaram inexpressivas frente àquelas do 3º harmônico ($H_1 < H_3/15$), confirmando a previsão do modelo;
- o desvio da deformação média tende a crescer com o carregamento, chegando a 13 $\mu\epsilon$ e $Re = \pm 5 \mu\epsilon$; entretanto, o desvio médio em termos relativos mostra pequena redução com o aumento do carregamento;
- a repetitividade do ângulo principal β foi boa, inferior a $\pm 2^\circ$; No ensaio próximo à linha neutra o ângulo principal resultou incerto, pois o valor das tensões (deformações) principais é baixo;
- o ângulo β_3 , associado ao gradiente de tensão, resultou com uma repetitividade $\pm 4^\circ$; O seu valor, em torno de 60° , também é coerente com as conclusões do item 7.2.1, uma vez que a direção X é a direção de interesse (portanto a 0°);
- o processamento com base no modelo tridimensional leva a resultados equivalentes aos encontrados aqui.

A respeito dos resultados em termos de tensão, acrescentam-se as seguintes observações:

- o desvio máximo do gradiente de tensão S_{yx} é de $\pm 0,3 \text{ MPa/mm}$, valor que é coerente com as diversas observações feitas em outros experimentos (corpo de prova em alumínio);
- o desvio máximo do gradiente longitudinal S_{yy} decorrente da solução (residual) é inferior a $\pm 0,15 \text{ MPa/mm}$ (S_{xx} e S_{xy} foram presumidos como nulos);
- as tensões médias foram indicadas com desvios menores do que $(1,3 \pm 0,4) \text{ MPa}$.

Gradiente longitudinal

A avaliação experimental do gradiente longitudinal de tensão baseou-se na flexão de uma viga sob momento variável. O dispositivo adotado no experimento para tensão constante (capítulo 6) foi modificado para permitir a medição no braço lateral (em balanço), como ilustrado na Figura 7.10. Os pontos de apoio do corpo de prova e da barra compensadora foram posicionados de modo a reduzir os efeitos da flexão no sentido axial do interferômetro, relativos tanto à translação quanto à inclinação do corpo de prova. Massas foram aplicadas para a geração da força F . Um valor de tensão ($\sigma_{1\text{analítico}}$) no centro do anel de iluminação foi calculado

analiticamente pelas equações 6.15, considerando a posição y do RIPI em relação ao ponto de aplicação da força.

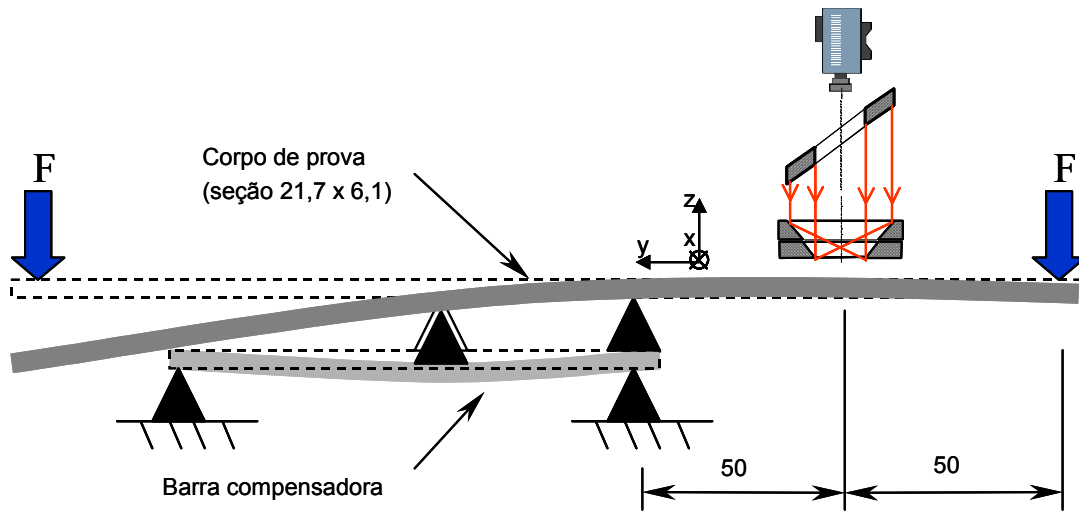


Figura 7.10 – Dispositivo para geração de gradiente longitudinal na bancada experimental

Algumas simplificações foram introduzidas nos ensaios:

- as propriedades elásticas (alumínio) foram determinadas de modo aproximado pelo próprio sistema RIPI, como descrito no item 6.3, tendo-se encontrado o valor de E : (62000 ± 2000) MPa e ν : $(0,33 \pm 0,03)$.
- o gradiente longitudinal de referência ($S_{11 \text{ med}}$) foi tomado como sendo a razão entre a tensão média indicada pelo sistema RIPI e a distância da posição de medição ao ponto de aplicação da força.

O modelo para o estado tridimensional e valores nulos para os gradientes da tensão σ_2 nulos foram adotados no processamento dos dados. A Tabela 7.8 reúne os principais resultados.

Os seguintes comentários podem ser feitos a respeito dos resultados em termos de tensão:

- a tensão média apresentou uma repetitividade melhor do que $\pm 0,9$ MPa;
- o desvio do gradiente longitudinal se manteve abaixo de $(0,05 \pm 0,30)$ MPa/mm;
- o gradiente transversal (resíduo) se manteve abaixo de $(0,08 \pm 0,40)$ MPa/mm;
- a repetitividade do ângulo principal manteve-se em $\pm 3^\circ$, e a do β_3 reduziu progressivamente com o aumento do carregamento;
- a orientação β_1 é coerente com o comportamento esperado, apontando para a direção do crescimento da tensão;

- A amplitude do 1º harmônico foi tipicamente 1,5 vez o valor do 3º, e sua repetitividade é fraca para os níveis mais baixos de carregamento. Estes aspectos são desfavoráveis à consideração destas componentes no cálculo dos gradientes.

Tabela 7.8 – Resultados do ensaio de gradiente longitudinal de tensão, na bancada experimental

		Valores médios indicados pelo RIPI, em termos de tensão							
Força	$\sigma_{1analítico}$	σ_1	σ_2	S_{11}	S_{12}	$S_{11\ med}$	β	β_1	$3\beta_3$
9,8	3,6	3,6	0,0	0,07	0,01	0,07	89	96	270
19,6	7,3	7,4	0,0	0,15	0,03	0,15	89	94	274
29,4	10,9	10,9	0,0	0,23	0,03	0,22	89	98	270
39,2	14,6	14,6	0,0	0,34	0,06	0,29	88	99	272
49,0	18,2	18,1	-0,1	0,41	0,08	0,36	88	107	273
58,8	21,8	21,8	0,0	0,48	0,03	0,44	89	99	268
		Desvio dos valores indicados pelo RIPI, em termos de tensão (Média \pm Re, 95%, n=3)							
9,8	3,6	0,0 \pm 0,4	0,0 \pm 0,8	0,00 \pm 0,08	0,01 \pm 0,14	Referência	\pm 2	\pm 76	\pm 83
19,6	7,3	0,1 \pm 0,4	0,0 \pm 0,7	0,00 \pm 0,08	0,03 \pm 0,16	"	\pm 3	\pm 60	\pm 49
29,4	10,9	0,0 \pm 0,6	0,0 \pm 0,9	0,01 \pm 0,15	0,03 \pm 0,27	"	\pm 3	\pm 74	\pm 49
39,2	14,6	0,0 \pm 0,4	0,0 \pm 0,7	0,05 \pm 0,12	0,06 \pm 0,26	"	\pm 3	\pm 12	\pm 32
49,0	18,2	-0,1 \pm 0,6	-0,1 \pm 0,7	0,05 \pm 0,31	0,08 \pm 0,16	"	\pm 3	\pm 21	\pm 20
58,8	21,8	0,0 \pm 0,2	0,0 \pm 0,9	0,05 \pm 0,23	0,03 \pm 0,39	"	\pm 3	\pm 14	\pm 40
N	MPa	MPa	MPa	MPa/mm	MPa/mm	MPa/mm	grau	grau	grau
$S_{11\ med} = \sigma_1 / 50$		$S_{21} = S_{22} = 0$							

Outros experimentos não descritos acima apontam para alguns aspectos complementares às análises feitas sobre as duas componentes de gradientes:

- a repetitividade a ser atribuída ao RIPI pode ser melhorada se a influência do dispositivo de ensaio for reduzida (evitando-se translação e rotação pela aplicação do carregamento);
- o processamento em cascata levou a diferenças menores do que 3% em relação ao processamento em um único passo; o desvio do primeiro harmônico em relação ao valor teórico esperado, entretanto, resultou ainda mais elevado no processamento em cascata;
- um outro ensaio de medição na face lateral da viga comprovou a presença do gradiente transversal, porém o longitudinal não pôde ser discriminado, pois seu valor esperado foi muito próximo da repetitividade observada;

As seguintes estimativas de incerteza de medição podem ser feitas para os gradientes:

- deformação: $\pm 3 \mu\epsilon/\text{mm}$,
- tensão: 0,2 MPa/mm para E: 65000 MPa, ou 0,5 MPa/mm para E: 200000 MPa.

Com relação às orientações angulares, as seguintes conclusões podem ser colocadas:

- a direção principal β é determinada com confiabilidade, desde que as deformações principais sejam bem distintas;
- a orientação do termo do 1º harmônico que é variável com o raio expressa a orientação do gradiente longitudinal, porém com incerteza elevada para baixos níveis deste gradiente;
- a orientação do termo do 3º harmônico que é variável com o raio apresenta uma incerteza intermediária, porém está sujeita à ambigüidade dos ângulos múltiplos de 120°.

7.3.2 Ensaio com o sistema MTRES

Os resíduos de gradientes indicados em ensaios anteriores fornecem a seguinte estimativa inicial para os erros mínimos do MTRES:

- na calibração em deslocamento (capítulo 5), observou-se existirem parcelas sistemáticas e aleatórias de gradientes em valores de até $\pm 2 \mu\epsilon/\text{mm}$; a parcela sistemática aponta para existência de fontes de erros sistemáticos;
- no ensaio em tensão (capítulo 6, com o corpo de prova “U”) predominaram erros aleatórios, com uma repetitividade avaliada em $\pm 0,7 \mu\epsilon/\text{mm}$; observa-se que o nível de deformação neste ensaio foi baixo (até apenas $80 \mu\epsilon$).

Gradiente transversal

Um corpo de prova, denominado de “C”, foi desenvolvido para a geração de gradientes transversal e longitudinal (Figura 7.11). O corpo de prova se baseia na flexão a 4 pontos de uma viga, e o esforço é aplicado através de um parafuso na extremidade dos braços, no sentido de aproxima-los. Duas regiões podem ser utilizadas:

- base: corresponde ao segmento central da viga, onde o momento e a tensão σ_x são constantes ao longo da direção X, e existe um gradiente transversal S_{xy} bem caracterizado;
- braço: corresponde ao ramo em balanço da viga, onde o momento varia ao longo de Y e os gradientes transversal S_{xy} e longitudinal S_{yy} estão presentes.

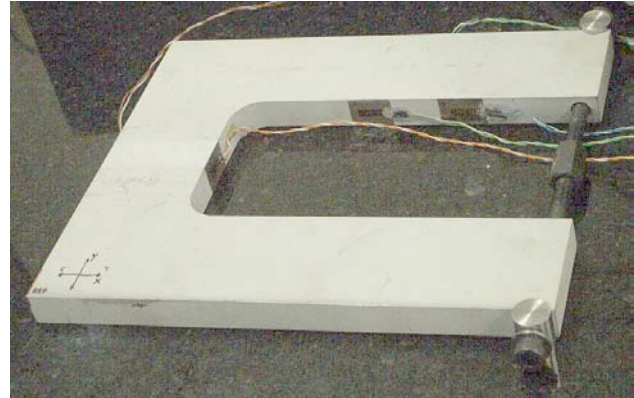
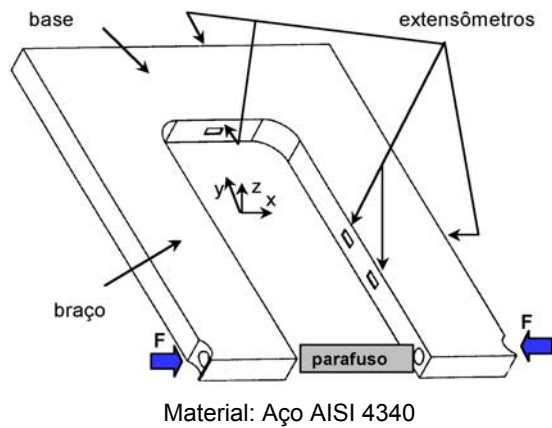


Figura 7.11 – Corpo de prova tipo “C”

O estado de tensões foi simulado por um software de análise estrutural por elementos finitos /ANSYS/, e o resultado gráfico para as tensões normais σ_x e σ_y estão ilustrados na Figura 7.12. Os diagramas confirmam os estados de tensão pretendidos na concepção do corpo de prova.

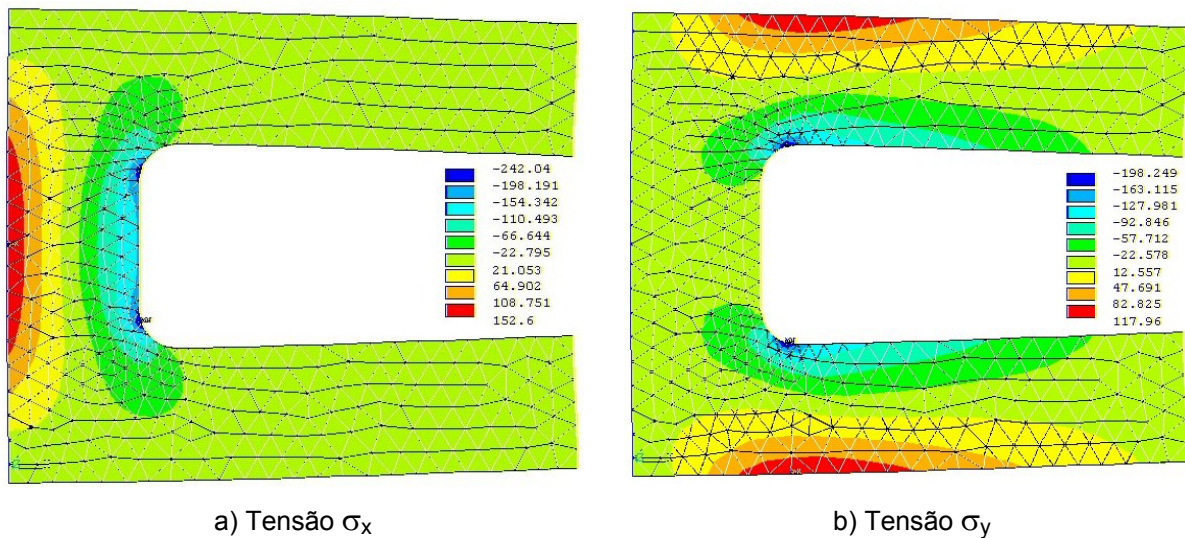


Figura 7.12 – Resultados da simulação do estado de tensões no corpo de prova “C”

O corpo de prova foi instrumentado com extensômetros de resistência elétrica (ER), aplicados nas faces laterais da base e de um dos braços, sendo que neste último, 4 sensores foram empregados, de modo a avaliar o gradiente longitudinal de deformação (Figura 7.11).

A deformação na base devida à força cortante foi avaliada analiticamente como sendo em torno de 5% da deformação medida pelos extensômetros na base. Embora não seja desprezível, esta parcela foi desconsiderada por razão de simplicidade, uma vez que o interesse maior deste ensaio reside nos gradientes de tensão.

Dois ensaios foram realizados, em diferentes posições do MTRES sobre o corpo de prova, sendo que apenas os resultados do primeiro estão apresentados na seqüência:

- na base, afastado da linha média ($y = 22,5$ mm), com tensão de tração, e
- no braço, afastado da linha média ($x = 20$ mm), com tensão de tração.

O processamento considerou o estado plano de tensões e adotou como nulos os gradientes da tensão σ_x ou σ_y , conforme o ensaio. A razão entre a diferença das deformações medidas pelos pares de extensômetros e a distância entre eles foi tomada como referência para os respectivos gradientes de deformação (de modo análogo ao descrito no item 7.3.1). Os gráficos da Tabela 7.9 e a Figura 7.13 reúnem os principais resultados.

Tabela 7.9 – Resultados do ensaio de gradiente transversal de tensão, com o sistema MTRES

Extensômetros		Valores médios indicados pelo MTRES, em termos de deformação									
ϵ_{xER}	D_{xyER}	D_{xo}	D_{yo}	D_{xx}	D_{xy}	D_{yy}	D_{yx}	γ_{xyo}	β	β_1	$3\beta_3$
102,3	2,92	73,5	-22,0	-0,1	2,9	-0,8	0,0	-13	176	73	95
201,0	5,74	142,9	-43,6	-0,6	6,8	-1,8	0,2	-26	176	113	105
302,3	8,63	213,0	-64,3	-0,5	9,5	-2,6	0,1	-32	177	31	99
407,3	11,63	288,6	-86,9	-0,6	13,0	-3,5	0,2	-28	178	45	98
		Desvio dos valores indicados pelo MTRES, em termos de deformação (Média \pm Re, 95%, n=3)									
102,3	--	7,7 \pm 2,6	-4,3 \pm 2,3	-0,1 \pm 0,3	0,0 \pm 1,5	0,0 \pm 0,4	0,0 \pm 0,1	\pm 39	\pm 12	\pm 337	\pm 20
201,0	--	13,7 \pm 0,6	-8,7 \pm 4,0	-0,6 \pm 0,4	1,0 \pm 3,0	-0,3 \pm 0,8	0,2 \pm 0,1	\pm 16	\pm 2	\pm 165	\pm 3
302,3	--	18,7 \pm 1,4	-11,8 \pm 1,6	-0,5 \pm 1,5	0,8 \pm 2,3	-0,2 \pm 0,6	0,1 \pm 0,4	\pm 5	\pm 0	\pm 112	\pm 27
407,3	--	26,7 \pm 1,1	-16,2 \pm 2,8	-0,6 \pm 0,5	1,3 \pm 0,2	-0,4 \pm 0,0	0,2 \pm 0,1	\pm 9	\pm 1	\pm 17	\pm 7
$\mu\epsilon$	$\mu\epsilon/\text{mm}$	$\mu\epsilon$	$\mu\epsilon$	$\mu\epsilon/\text{mm}$	$\mu\epsilon/\text{mm}$	$\mu\epsilon/\text{mm}$	$\mu\epsilon/\text{mm}$	μrad	grau	grau	grau
Referência: extensômetros (ϵ_{xER})											

Os resultados permitem extrair as seguintes observações:

- o gradiente transversal de deformação se aproxima do valor obtido pelos extensômetros, com uma repetitividade que permanece dentro da faixa de $\pm 3 \mu\epsilon/\text{mm}$;
- o desvio dos outros gradientes de deformação mantêm-se abaixo de $\pm 2 \mu\epsilon / \text{mm}$;
- com exceção do primeiro nível de carregamento, a repetitividade do ângulo principal β foi boa, inferior a $\pm 2^\circ$;
- o ângulo β_3 , associado ao gradiente de tensão, variou muito, deixando em dúvida a sua confiabilidade neste ensaio;
- as deformações médias D_{xo} e D_{yo} foram obtidas com aproximação apenas razoável, com erro sistemático em torno de 10%.

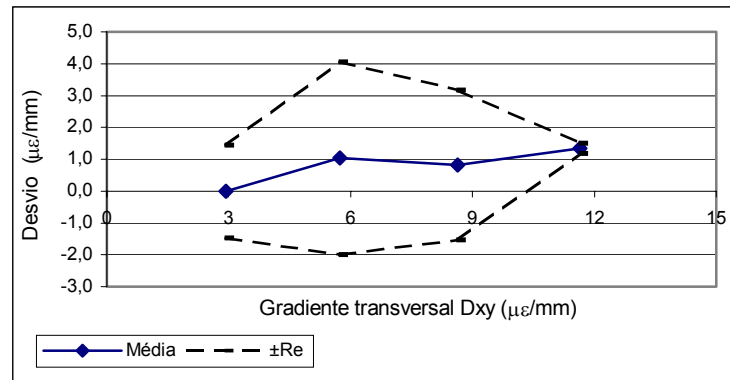


Figura 7.13 – Desvios do gradiente transversal de deformação, no ensaio com o sistema MTRES e corpo “C”

Um ensaio equivalente ao descrito acima foi realizado no braço do corpo de prova “C”, onde existe o gradiente longitudinal de tensão, além do transversal. Infelizmente não foi possível aproveitar os resultados deste ensaio uma vez que os valores do gradiente longitudinal possíveis de gerar foram de no máximo 0,5 MPa/mm, que é um valor muito baixo quando comparado com a incerteza do RIPI.

Gradiente longitudinal

O corpo de prova tipo “U”, apresentado no capítulo 6, foi utilizado para gerar um gradiente longitudinal de tensão através da flexão do braço. O MTRES foi montado na face externa do braço, com seu eixo Y orientado longitudinalmente, como ilustra a Figura 7.14. O MTRES foi apoiado em 3 esferas adicionais, que foram dispostas de modo mais próximo ao anel de iluminação, sendo que as patas tiveram apenas a função de atrair o MTRES contra o corpo de prova. A face interna do braço possui duas rosetas extensométricas (de resistência elétrica), distanciadas de 50 mm, que fornecem valores de referência para a comparação com a indicação do MTRES:

- a deformação média ε_{xER} , ε_{yER} é dada por uma das rosetas, em cuja posição o MTRES foi disposto;
- o gradiente de deformação longitudinal D_{yyER} é dado pela razão entre a diferença das deformações longitudinais e a distância entre as rosetas;
- o gradiente de deformação transversal foi estimado analiticamente como $D_{xy} = -\nu D_{yy}$.

O processamento dos dados considerou o modelo tridimensional de tensões e os gradientes de tensão na direção X como nulos e a Tabela 7.10 reúne os resultados do ensaio.

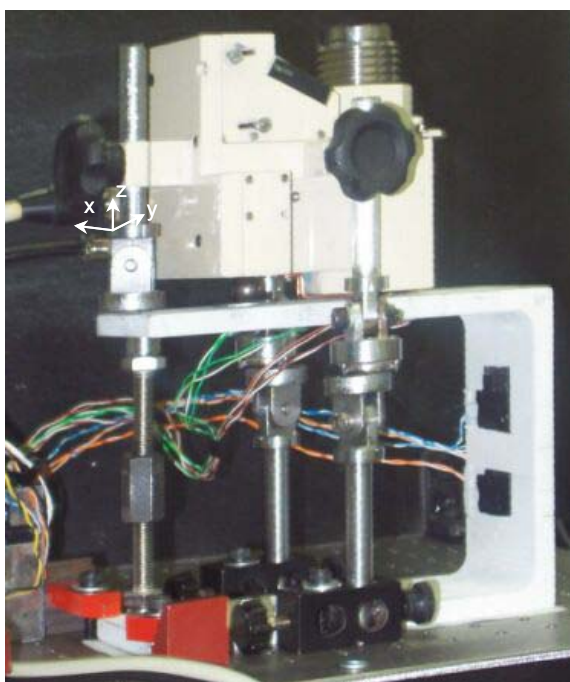


Figura 7.14 – Montagem do MTRES sobre o braço do corpo de prova “U”

Tabela 7.10 – Resultados do ensaio de gradiente longitudinal de tensão, com o sistema MTRES

Extensômetros			Valores médios indicados pelo RIPI, em termos de deformação								
ϵ_{xER}	ϵ_{yER}	D_{yyER}	D_{xo}	D_{yo}	D_{xx}	D_{xy}	D_{yy}	D_{yx}	β	β_1	$3\beta_3$
14	-58,0	-0,50	13,4	-53,4	-0,28	-0,11	0,42	1,05	1	211	236
28	-117,0	-1,00	28,4	-109,4	-0,33	-0,10	0,37	1,23	1	278	249
42	-175,0	-1,50	42,8	-163,8	-0,08	-0,05	0,18	0,31	1	272	270
56	-236,0	-2,02	56,0	-219,8	-0,09	0,09	-0,33	0,35	1	278	270
Desvio dos valores indicados pelo RIPI, em termos de deformação (Média \pm Re, 95%, n=5)											
Refer.	Refer.	Refer.	-0,6 \pm 7,1	4,6 \pm 4,7	-0,28 \pm 0,71	-0,25 \pm 0,57	0,92 \pm 2,11	1,05 \pm 2,64	\pm 1	\pm 256	\pm 128
“	“	“	0,4 \pm 1,9	7,6 \pm 3,0	-0,33 \pm 0,23	-0,37 \pm 0,32	1,37 \pm 1,20	1,23 \pm 0,87	\pm 0	\pm 200	\pm 59
“	“	“	0,8 \pm 1,1	11,2 \pm 4,5	-0,08 \pm 0,19	-0,45 \pm 0,69	1,68 \pm 2,54	0,31 \pm 0,71	\pm 1	\pm 74	\pm 6
“	“	“	0,0 \pm 3,6	16,2 \pm 2,5	-0,09 \pm 0,79	-0,46 \pm 0,23	1,69 \pm 0,85	0,35 \pm 2,92	\pm 0	\pm 31	\pm 34
$\mu\epsilon$	$\mu\epsilon$	$\mu\epsilon$	$\mu\epsilon$	$\mu\epsilon$	$\mu\epsilon/\text{mm}$	$\mu\epsilon/\text{mm}$	$\mu\epsilon/\text{mm}$	$\mu\epsilon/\text{mm}$	grau	grau	grau
Referência: extensômetros (ϵ_{yER})											

Os resultados permitem extrair as seguintes observações:

- as deformações médias D_{xo} e D_{yo} foram obtidas com aproximação apenas razoável, com erro sistemático de até 10%;
- o gradiente longitudinal indicado é inconsistente com o valor de referência;
- a análise destes erros sugere que a principal causa reside na inclinação do MTRES em relação à superfície do braço, como decorrência da própria flexão (rotação em torno do seu eixo X);

- a dispersão dos ângulos relacionados aos gradientes (β_1 e β_3) diminui com o aumento do esforço aplicado;
- constatou-se, pelos dados de deformação indicados pelos extensômetros, que existe uma tensão transversal similar àquela presente na base do corpo de prova, provavelmente resultante da presença aresta de transição entre o braço e a base, como mencionado também no capítulo 6.

A partir deste ensaios, pôde-se estimar como incerteza geral na medição de gradientes de deformação um valor de $\pm 4 \mu\epsilon/\text{mm}$.

7.3.3 Ensaios com a Roseta óptica

Os resíduos de gradientes indicados em ensaios anteriores fornecem a seguinte estimativa inicial para os erros mínimos da Roseta:

- na calibração em deslocamento (capítulo 5), gradientes de até $6 \mu\epsilon/\text{mm}$ ocorreram, para deslocamentos de até $3 \mu\text{m}$;
- no ensaio em tensão (capítulo 6), os gradientes transversais de deformação mostraram apenas leve tendência de crescimento com a deformação principal, porém a componente aleatória se mostrou da mesma ordem de grandeza do valor médio calculado. Valores de -1 a $+5 \mu\epsilon/\text{mm}$ ocorreram entre os diversos carregamentos e ciclos (o valor teórico esperado é nulo).

Como ensaio específico para a avaliação da Roseta, apenas a medição de gradientes transversais foi realizada, uma vez que o sistema foi desativado para submeter-se à implementação de melhorias e a testes, impossibilitando a conclusão desta etapa.

Para a avaliação de um gradiente transversal de tensão, um ensaio semelhante àquele realizado com o MTRES foi conduzido com o corpo de prova “C” (item 7.3.2). A Roseta foi posicionada sobre a base do corpo de prova (Figura 7.15), afastada em 10 mm da linha média, medindo, portanto, uma tensão de tração. A orientação angular da Roseta não coincidiu com os eixos do corpo de prova, porém o eixo Y situou-se próximo ao eixo longitudinal da base. A deformação de referência foi dada pelos extensômetros, como também está descrito no item 7.3.2.

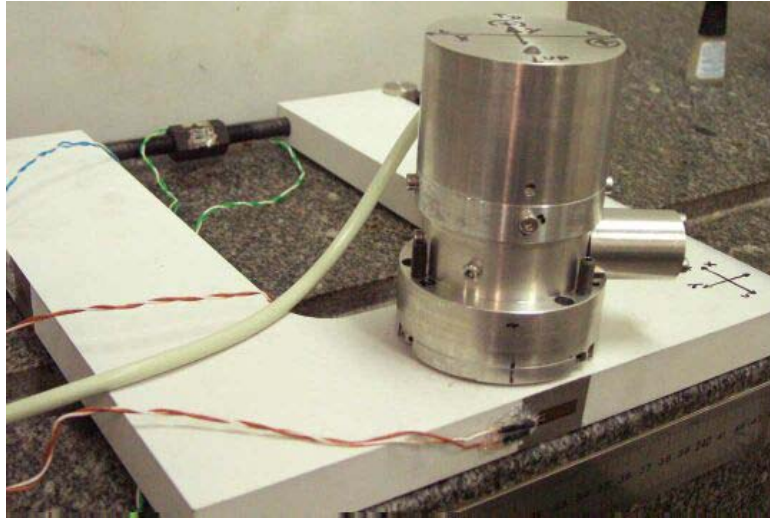


Figura 7.15 – Roseta óptica acoplada ao corpo de prova “C”

O processamento considerou o estado plano de tensões e adotou como nulos os gradientes da tensão σ_2 , que corresponde à direção transversal da base. A Tabela 7.11 e a Figura 7.16 reúnem os principais resultados. Os valores indicados pela Roseta correspondem às direções principais, tal que a direção 1 aponta na direção longitudinal da base do corpo de prova.

Os resultados permitem extrair as seguintes observações:

- o gradiente transversal de deformação se aproxima do valor obtido pelos extensômetros, com uma repetitividade inferior a $\pm 3 \mu\epsilon/\text{mm}$;
- o desvio dos outros gradientes de deformação mantêm-se abaixo de $\pm 4 \mu\epsilon / \text{mm}$;
- embora o gradiente longitudinal D_{22} tenha sido avaliado coerentemente, o seu homólogo D_{11} foi apresentado com mesma ordem de grandeza (quando deveria ser nulo), apontando para a pouca validade destas informações;
- o ângulo β_3 , associado ao gradiente de tensão, resultou com uma repetitividade que melhora com aumento do carregamento;
- os dados dos harmônicos (não apresentados) mostram que o valor da componente do 1º harmônico dependente do raio, associada aos gradientes, não é significativa; isto indica que o estado plano é aplicável na condição do ensaio;
- a repetitividade do ângulo principal β se manteve inferior a $\pm 2^\circ$;
- as deformações médias D_{10} e D_{20} foram indicadas com um desvio muito elevado; o erro médio negativo nas duas componentes sinaliza para a sensibilidade fora do plano como principal causa.

Os valores de repetitividade avaliados restringem-se muito às condições dos ensaios, uma vez que a Roseta se mostrou muito susceptível a influências relacionadas à sensibilidade fora do plano.

Tabela 7.11 – Resultados do ensaio de gradiente transversal de tensão, com a Roseta Óptica

Extensômetros		Valores médios indicados pelo MTRES, em termos de deformação								
ϵ_{IER}	D_{I2ER}	D_{10}	D_{20}	D_{11}	D_{12}	D_{22}	D_{21}	β	β_1	$3\beta_3$
28,6	2,9	20,0	-11,3	-1,8	3,7	-1,0	0,5	77	112	18
57,1	5,7	42,7	-22,8	-2,0	5,2	-1,4	0,5	78	230	12
85,7	8,6	65,0	-33,6	-2,2	9,8	-2,7	0,6	78	198	-1
114,3	11,4	82,9	-40,6	-2,6	11,1	-3,0	0,7	81	96	7
Desvio dos valores indicados pelo RIPI, em termos de deformação (Média \pm Re, 95%, n=3)										
28,6	--	-8,6 \pm 2,9	-3,6 \pm 2,5	-1,8 \pm 0,5	0,8 \pm 3,0	-0,2 \pm 0,8	0,5 \pm 0,1	\pm 1	\pm 148	\pm 21
57,1	--	-14,5 \pm 2,0	-7,4 \pm 3,5	-2,0 \pm 0,5	-0,5 \pm 0,9	0,1 \pm 0,2	0,5 \pm 0,1	\pm 2	\pm 193	\pm 14
85,7	--	-20,7 \pm 2,7	-10,5 \pm 6,0	-2,2 \pm 1,3	1,2 \pm 2,2	-0,3 \pm 0,6	0,6 \pm 0,4	\pm 2	\pm 112	\pm 13
114,3	--	-31,4 \pm 6,1	-9,7 \pm 7,6	-2,6 \pm 1,1	-0,3 \pm 3,3	0,1 \pm 0,9	0,7 \pm 0,3	\pm 1	\pm 161	\pm 7
$\mu\epsilon$	$\mu\epsilon/\text{mm}$	$\mu\epsilon$	$\mu\epsilon$	$\mu\epsilon/\text{mm}$	$\mu\epsilon/\text{mm}$	$\mu\epsilon/\text{mm}$	$\mu\epsilon/\text{mm}$	grau	grau	grau
Referência: extensômetros (ϵ_{IER})										

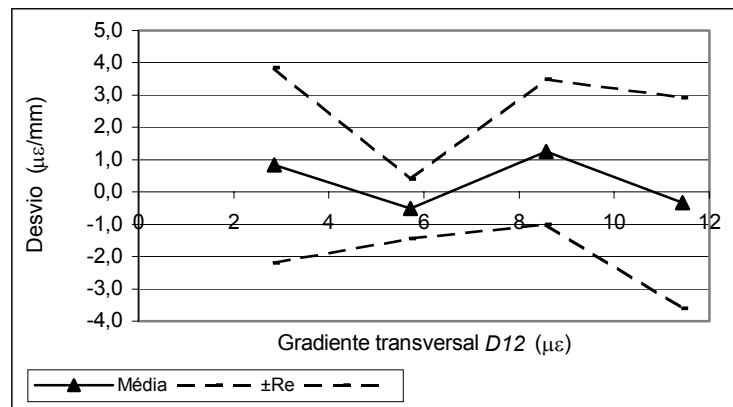


Figura 7.16 – Desvios do gradiente transversal de deformação, no ensaio com a Roseta Óptica e corpo “C”

7.4 Considerações finais

Complementa-se o item 7.2.4 com outras considerações a respeito da medição de gradientes de tensão/ deformação:

- A quantificação das tensões e deformações uniformes se mostrou confiável mesmo na presença de gradientes, pois os efeitos são facilmente discrimináveis pelo processamento.

- Os níveis mais altos de carregamento levaram a uma melhor repetitividade na medição, pela sua melhor relação sinal-ruído. Os sistemas RIPI devem ser avaliados, portanto, sob níveis superiores aos aqui praticados, a fim de conhecer a real limitação da sua faixa de medição.
- Os ensaios mostraram a adequação dos sistemas RIPI para medição do gradiente transversal de tensão / deformação, e inadequação para o gradiente longitudinal. Estas características estão relacionadas apenas aos níveis práticos em que estes gradientes acontecem, relativamente à incerteza do sistema.
- Os melhores resultados foram encontrados com a Bancada Experimental, pois havia melhor controle das condições geométricas em geral.
- Os corpos de prova se prestaram para estas avaliações, mas deve-se considerar que existem limitações sobre uniformidade do estado pressuposto.
- Embora a discriminação dos gradientes de tensão / deformação seja limitada pelo mau condicionamento das informações dadas pelo RIPI, a medição dos gradientes radiais de deformação é factível e permanece à disposição para atender outras propostas de modelos de análise.
- A medição de um mesmo estado de tensões com um sistema RIPI disposto em diferentes posições do objeto pode ser uma alternativa para contornar a indeterminação prática dos gradientes de tensão. Apesar da maior complexidade do modelo, que envolve a correlação dos dados geométricos, e de algumas limitações, como a repetição do carregamento, esta possibilidade reforça o potencial de medição com a Roseta Óptica.

8 CONCLUSÕES

Os diversos capítulos deste trabalho apresentaram, segundo suas respectivas abordagens, discussões a respeito da técnica de medição e dos protótipos avaliados. Os itens que seguem reúnem as principais conclusões deste trabalho, de modo estruturado segundo os aspectos gerais, pontos positivos, limitações e recomendações.

a) Comentários gerais

- O princípio do interferômetro radial se mostrou adequado a detectar os sinais de translação, de deformação radial e do gradiente radial de deformação.
- A faixa de medição do deslocamento radial é limitada a cerca $\pm 4 \mu\text{m}$, como resultado de translação e/ ou deformação.
- O modelo para a medição de translação e de tensões/ deformações uniformes se mostrou adequado às aplicações em que foi submetido à avaliação experimental.
- Quando comparado ao extensômetros de resistência, um sistema baseado no RIPI apresenta vantagens operacionais significativas (na preparação da medição). Por outro lado, a confiabilidade pode ficar comprometida por fontes de erros que podem se manifestar pelo desacoplamento que existe entre o objeto e o interferômetro.
- A dimensão adotada do anel de iluminação, em torno de 10 mm, se mostrou adequada à observação e caracterização dos fenômenos pretendidos.
- As diferentes fontes de erros foram analisadas isoladamente neste trabalho, embora ajam de modo simultâneo nas medições. O resultado desta investigação tem um importante papel no aperfeiçoamento do sistema, orientando as diretrizes que levem à minimização dos fatores de influência.
- A análise de erros, que incluiu avaliações experimentais, mostrou aspectos importantes sobre as fontes de erros, discriminando-as quanto a sua significância e possibilidade de detecção e correção.
- A utilização de fontes laser de luz visível nos protótipos avaliados foi um significativo avanço com benefícios sobre a segurança pessoal e a qualidade do alinhamento óptico dos componentes do sistema.
- A tecnologia dos sistemas RIPI ainda não está consolidada, e continua sendo objeto de reflexões, estudos e experimentação.

- Considerando o estágio tecnológico atual dos protótipos e a ordem de grandeza dos mensurandos envolvidos nos experimentos, pode-se estimar as seguintes incertezas de medição que um sistema RIPI potencialmente oferece:
 - translação: $\pm 0,02 \mu\text{m}$
 - deformação: $\pm 5 \mu\epsilon$
 - gradiente de deformação: $\pm 4 \mu\epsilon/\text{mm}$
- Os corpos de prova elaborados para os ensaios se mostraram muito práticos na utilização, porém as características dos campos de tensões efetivamente obtidos não são suficientemente lineares ou uniformes como originalmente desejados.
- O programa para simulação dos mapas de diferença de fase, relativos a um estado de tensões que se queira analisar, certamente será uma ferramenta útil aos iniciantes na técnica que desejem se familiarizar com a interpretação daqueles mapas.

b) Limitações da técnica

- A aplicação dos protótipos se mostrou restrita a superfícies planas ou quase planas, especialmente quando se pretende avaliar gradientes de tensão / deformação.
- A medição é limitada a condições estáticas de deslocamento e deformação.
- A grande sensibilidade dos protótipos os torna susceptíveis a vibrações induzidas pelo equipamento sob ensaio.
- A medição de gradientes de tensão ou deformação se mostrou limitada para os materiais de engenharia, por uma indeterminação decorrente da combinação da sensibilidade apenas radial do RIPI, do efeito de Poisson e do estado elástico presente no objeto sendo medido.
- Alguma avaliação dos gradientes pode ser feita apenas de forma parcial a partir do conhecimento prévio de algumas condições elásticas do estado sendo medido, como forma de contornar a dificuldade existente de discriminar todas as informações.

c) Limitações dos protótipos disponíveis

- A bancada experimental, apesar de muito ter auxiliado nos experimentos, mostrou que a falta de acoplamento mecânico entre o RIPI e corpo de prova leva a translações, que, normalmente com algumas dificuldades, devem ser compensadas
- Na Roseta Óptica, os aspectos desfavoráveis ao protótipo foram:

- a sensibilidade fora do plano, decorrente da divergência do feixe de iluminação (o projeto está sendo reconsiderado para eliminar esta característica);
 - a distância entre os pontos de apoio sobre o objeto (unhas de fixação) situam-se ainda muito afastadas entre si;
 - o ângulo de incidência do feixe sobre o objeto é muito rasante, ficando susceptível a erros;
 - a pequena distância entre a base e a superfície do objeto restringe a aplicação se uma curvatura ou saliência estiver presente na superfície medida.
- No sistema MTRES, a distância entre apoios, que não tem influência prática na medição de tensões residuais, se confirmou crítica na medição de tensões e deformações mecânicas. Este aspecto também não tem influência direta na medição de translação.
 - O programa de medição foi desenvolvido com vistas a atender às investigações desenvolvidas neste trabalho, e portanto, não conta com uma interface apropriada para atender um usuário final.

d) Aspectos positivos da técnica

- Quanto à sua incerteza de medição, o interferômetro radial se mostrou um ótimo medidor de translação em duas dimensões, e representa uma solução muito interessante para ensaios de repetitividade em mecanismos de precisão.
- Sua aplicação na medição de tensões e deformações médias mostrou-se igualmente vantajosa, quando comparada com a extensometria, contando que alguns aspectos de projeto sejam revistos de modo a reduzir erros de medição.
- A quantificação das tensões e deformações uniformes se mostrou confiável mesmo na presença de gradientes, pois os efeitos são facilmente discrimináveis pelo processamento.
- O desempenho do sistema também é favorável na determinação de propriedades elásticas de materiais. Se comparado aos extensômetros de deformação total, usuais nas máquinas de ensaio, um sistema RIPI oferece a vantagem da medição em duas direções, e portanto da determinação direta do coeficiente de Poisson.
- Embora a discriminação dos gradientes de tensão / deformação seja limitada pelo mau condicionamento das informações dadas pelo RIPI, a medição dos gradientes radiais de deformação é factível e permanece à disposição para atender outras propostas de modelos de análise.

e) Aspectos positivos dos protótipos

- A bancada experimental permitiu obter as melhores imagens dentre os sistemas avaliados, bem como maior facilidade de processamento (remoção do salto de fase) e maior qualidade de resultados. As razões para tal vantagem não foram esclarecidas, mas o fato indica a existência de fatores que podem levar a uma melhoria dos protótipos
- A Roseta Óptica apresentou boa portabilidade e seu projeto já incorpora algumas características adequadas ao uso em campo.
- O programa de medição tem seus algoritmos corretamente implementados e podem ser utilizados na continuidade dos trabalhos, oferecendo diversos recursos de processamento, ainda em caráter de investigação.

f) Recomendações sobre a técnica

- A distância entre os apoios do RIPI sobre o objeto deve ser minimizada nos protótipos, a fim de reduzir a translação relativa decorrente da própria deformação do objeto.
- A adoção de uma câmera com maior resolução é recomendável, a fim de que a quantidade e qualidade dos dados amostrados sejam maiores. Este aspecto é mais importante na avaliação de gradientes de tensão / deformação.
- Um incremento na velocidade de aquisição e processamento pode auxiliar no sentido de reduzir a susceptibilidade dos sistemas a vibrações.
- O processamento das imagens considerando amplitude de modulação dos pixels como um fator de ponderação, no sentido de selecionar dados com maior qualidade, deve levar a resultados numéricos mais repetitivos, e portanto mais confiáveis.
- Quanto aos algoritmos implementados no programa de medição, recomenda-se a adoção do método dos mínimos quadrados na solução dos sistemas de equações. Os valores de harmônicos, que são úteis nas eventuais interpretações físicas, podem ser então calculados a partir daquelas soluções encontradas.
- Como regra geral, deve-se minimizar o surgimento de componentes de translação, pois, na presença de erros de natureza geométrica (desalinhamento óptico e mecânico), tendem a influenciar os resultados de deformação e gradientes de deformação.
- Medidas para melhorar a estabilidade do comprimento de onda do diodo laser devem ser consideradas nos novos projetos.

g) Recomendações para futuros trabalhos

- O princípio de ensaios em cascata foi utilizado neste trabalho apenas quando excepcionalmente foi necessário. Uma frente de trabalho consiste no aperfeiçoamento dos algoritmos e implementação em software do gerenciamento dos dados relativos às diversas etapas de ensaio. A avaliação de ensaios em cascata envolve, a princípio, apenas a soma de coeficientes numéricos dos respectivos termos das equações e sua solução segundo os mesmos modelos propostos. Adianta-se que um estudo sobre o acúmulo de incertezas se torna mais importante na avaliação de gradientes de tensão pois, experimentalmente, sua orientação se mostrou imprecisa nos níveis mais baixos de tensão.
- A medição de um mesmo estado de tensões com um sistema RIPI disposto em diferentes posições do objeto não foi discutida neste trabalho. Esta pode ser uma alternativa para contornar a indeterminação prática dos gradientes de tensão identificada neste trabalho e manter esta possibilidade de medição com a Roseta Óptica.
- A miniaturização do anel de iluminação e a adequação da óptica restante são vistas como forte potencial da técnica para a medição de deformações em microcomponentes, apesar de representar um novo patamar na tecnologia do RIPI. Esta possibilidade cobre uma necessidade não atendida pelos sistemas disponíveis, como a extensometria.
- A montagem experimental do interferômetro de Michelson modificado mostrou-se muito útil, especialmente por colocar à disposição um sistema de medição de deslocamentos com uma incerteza mais compatível com os sistemas RIPI. O aperfeiçoamento desta configuração de interferômetro, ainda que em caráter laboratorial, pode torná-lo de utilização mais prática e atender a outras aplicações.
- Apesar das limitações encontradas para a discriminação dos gradientes de tensão e deformação, outros modelos devem ser propostos e avaliados.
- Os ensaios realizados envolveram níveis de carregamento baixo a médio, sob os quais se obteve uma noção do desempenho metrológico. Os novos desenvolvimentos deverão sofrer uma avaliação também sob níveis mais elevados, buscando identificar os limites práticos da sua faixa de medição.
- A aplicação do RIPI na medição de deformações em materiais compostos é uma linha natural de investigação na continuidade do trabalho. O autor sugere restringir a abordagem inicial aos materiais ortotrópicos, à medição de tensões médias (tensões principais) e à determinação das propriedades elásticas desses materiais.

9 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALBERTAZZI JR., A. G.; SEARA, R.; ULIANA, P. B. *A new amplitude weighted filtering technique for noise reduction in images with 2p phase jump*, In SPIE Symposium: Interferometry- Techniques and Analysis II, 1993, p. 312-323.

ALBERTAZZI Jr, A.G.; RODACOSKI, M.R. *Residual Stresses Measurement Using a Radial Interferometer - a Preliminary Analysis*. In: VIII International Congress on Experimental Mechanics, 06/1996.

ALBERTAZZI Jr. A. G. et al. *Measurement of radial deformation of a long internal cylinder using ESPI*. In: Seminário Internacional de Metrologia para Controle da Qualidade - SI-MpCQ 97, 08/1997, Florianópolis/SC.

ALBERTAZZI Jr., A. G. *Fringe processing in non-regular domains by boundary-fitted image mapping*. In: SPIE Conference on Laser Interferometry IX: Techniques and Analysis. 07/1998. p.192-199.

ALBERTAZZI Jr., A. G.; *A robust hybrid phase unwrapping technique by block processing and successive approximation to a mathematical model*. In: Fringe 2001 – The 4th International Workshop on Automatic Processing of Fringe Patterns. Elsevier Science Publishing, 09/2001, Bremen. p. 265 – 270.

ALBERTAZZI Jr., A.G., et al. *Residual Stresses Measurement Using a Radial Interferometer - A Preliminary Analysis* In: VIII International Congress on Experimental Mechanics and Experimental /Numerical Mechanics in Electronic Packaging -Nashville/Tennessee, 08/1996 – p. 27-28.

ALBERTAZZI, A. G. J., *Softwares de aquisição e controle “ContaFranja.exe” e “RampaSer.exe”*, Laboratório de Metrologia e Automatização da UFSC, 2001.

ALBRECHT, D. *Estimation of the 2D measurement error introduced by in-plane and out-of-plane electronic speckle pattern interferometry instruments*. Optics and Lasers in Engineering, Elsevier Science, V.31, 1999.

ANSYS, Inc. *Software ANSYS (R) Mechanical Toolbar - Mechanical U*. Release 5.7.

ASSUNDI, A.; WENSEN, Z. *Fast phase-unwrapping algorithm based on a gray-scale mask and flood fill* -Applied Optics, 37, 08/1998, p. 5416-5420.

ASSUITI, C. H. *Metodologia integrada para a medição de forma geométrica, deslocamentos, deformações e tensões em superfícies não planas através da holografia eletrônica*. Florianópolis, 1994. Dissertação (Mestrado) - PPG-EMC Universidade Federal de Santa Catarina.

BATHE, K. J. - *Finite Element Procedures*. NY, USA: Prentice Hall, 1996.

BECHINI, M.; BERTINE, L. *Residual Stress Modelling by Experimental Measurements and Finite Element Analysis*" - Journal of Strain Analysis, V. 25, n.2, p. 103-108, 1990.

- BEECK, M. A.; HENTSCHEL, W., *Laser metrology – a diagnostic tool in automotive development processes*. Optics and Lasers in Engineering, Elsevier Science, V.34, 2000.
- BEER, F. P.; JOHNSON, E. R. *Resistência dos materiais*. Rio de Janeiro: Makron Books do Brasil, 1995.
- BOETTGER, J. *Desenvolvimento de um Sistema Portátil para Medição de Tensões Residuais em Campo Utilizando a Holografia Eletrônica e o Método do Furo*. Florianópolis, 1998. Dissertação (Mestrado) - PPG-EMC Universidade Federal de Santa Catarina.
- BORESI, A. P.; CHONG, K. P. *Elasticity in engineering mechanics*. 1a. ed., Elsevier Science Publishing, 1987.
- BORGES, M. R. *Otimização de um medidor portátil de tensões residuais*. Florianópolis, 2000. Dissertação (Mestrado) – PPG-EMC Universidade Federal de Santa Catarina.
- BOUCHEL, Ch.; LEITNER, A.; SASS, F. *Dubbel – Manual do engenheiro mecânico*. 1ª. ed. São Paulo: Hemus. 1979.
- C.A. SCIAMMARELLA, et al. *Stress Analysis of Weldments by Holographic Moiré and the Finite Element Method*. Experimental Mechanics (SEM), V. 40, n.1, p. 15, 03/2000
- CHEN, F.; MARCHI, M.M.; ALLEN, T.E. *Powertrain Engineering Using Holographic/Electronic Speckle Pattern Interferometry*. Proceedings of the SPIE - The International Society for Optical Engineering, V. 4778 (Interferometry XI), p. 302-311, 2002
- COOK, R. D.; MALKUS, D. S.; PLESHA, M. E. - *Concepts and Applications of Finite Element Analysis*. NY, USA: John Wiley & Sons, 3a. ed., 1989.
- COUTINHO, G. S. *Técnicas híbridas para análise de tensões combinando elementos finitos e holografia eletrônica*. Florianópolis, 1993. Dissertação (Mestrado) – PPG-EMC Universidade Federal de Santa Catarina.
- CREATH, K. *Speckle: Signal or noise ?* In: Fringe'93 - The 2th International Workshop on Automatic Processing of Fringe Patterns, 1993, Berlin: Akademie Verlag. p. 97-102, 1993.
- DALLY, J. W.; RILEY, W. F. *Experimental Stress Analysis*. 2 ed., McGraw-Hill, 1991.
- DAVILA, A. et al. *Measurement of sub-surface delaminations in carbon fiber composites using high-speed phase-shifted speckle interferometry and temporal phase unwrapping*. Artigo submetido à Optics and Lasers in Engineering, disponível em Elsevier Science Publishing online, maio/2002.
- DIAZ, F. V.; KAUFMANN, G.H.; MÖLLER, O. *Residual Stress Determination Using Blind-hole Drilling and Digital Speckle Pattern Interferometry with Automated Data Processing*. Experimental Mechanics (SEM), V. 41, n. 4, page 319, 12/2001.
- ETTEMEYER AG. <http://www.ettmeyer.de>, 2003.
- ETTEMEYER, A. *Combination of 3-D deformation and shape measurement by electronic speckle-pattern interferometry for quantitative strain- stress analysis*. Optical Engineering, V. 39, n. 1, p. 212-215, 2000.

- FRITZ, H. et al. "A phase unwrapping algorithm with reduced error propagation by means of pixel validation with a modulation criterion" The 3th International Workshop on Automatic Processing of Fringe Patterns, 1997, Berlim: Akademie Verlag. p. 142-144.
- GASVIK, K. J. *Optical Metrology*. John Wiley & Sons Ltda, 2 ed., 1995.
- GOM mbH. ESPI - Optical 3D-Deformation and Modal Analysis. <http://www.gom.com>, 2003
- GONG, X.L.; TOYOOKA, S. *Investigation on Mechanism of Plastic Deformation by Digital Speckle Pattern Interferometry*. Experimental Mechanics (SEM), V. 39, Number 1, p. 25, 03/1999
- HACK, E.K.; RINER, M. *3D ESPI and 3D shearography measurements applied to NDT and FEM analysis validation for industrial quality control*. Proceedings of the SPIE - The International Society for Optical Engineering, V. 4398, p. 155-167, 2001.
- HAN, B. *Recent Advancements of Moiré and Microscopic Moiré Interferometry for Thermal Deformation Analyses of Microelectronics Devices*. Experimental Mechanics (SEM), V. 38, n. 4, p. 278, 12/1998.
- HAWONG J.-S.; SHIN D.-C.; LEE, H.-J. *Photoelastic Experimental Hybrid Method for Fracture Mechanics of Anisotropic Materials*, Experimental Mechanics (SEM), V. 41, n. 1, p. 92, 03/2001.
- HOLSTEIN, D; JÜPTNER, W. *Determination of the mechanical properties of a laser beam welded join by means of a hybrid method*. In: Fringe 2001 – The 4th International Workshop on Automatic Processing of Fringe Patterns, 2001, Bremen. Elsevier Science Publishing. p.459-466.
- JOENATHAN, B. et al *Nondestructive Testing Using Temporal Phase Evaluation in Speckle Interferometry*, Experimental Mechanics (SEM), V. 40, n. 1, p. 106, 03/2000.
- KAPP, W. A. *Otimização do desempenho metrológico do sistema de medição Estação Holográfica*. Florianópolis, 1997. Dissertação (Mestrado) - PPG-EMC Universidade Federal de Santa Catarina.
- KAUFMANN, G. H.; GALIZZI, G. E. *Unwrapping of electronic speckle pattern interferometry phase maps: evaluation of an interactive weighted algorithm*. *Optical Engineering* V. 37, p. 622-628, 02/1998.
- KOBAYASHI, A.S. *Handbook on Experimental Mechanics*. Society for Experimental Mechanics, Prentice-Hall, Inc., 1987.
- KRUPKA, R.; ETTEMEYER, A. *Brake Vibration Analysis with Three-Dimensional Pulsed ESPI*. Experimental Techniques (SEM), V. 25, n. 2, p. 38, 03-04/2001.
- LAERMANN, K. H. *Reliable evaluation of measured data – an inverse problem*. In: Fringe 2001 – The 4th International Workshop on Automatic Processing of Fringe Patterns, 09/1991, Bremen. Elsevier Science Publishing. p. 443-450.
- LÜRIG, B.-W. *Special filter methods for reducing speckle noise in saw-tooth phase images* In: Fringe'93 - The 2th International Workshop on Automatic Processing of Fringe Patterns, 1993, Berlim: Akademie Verlag. p. 361- 366, 1993

MICROSOFT Corporation, *Software EXCEL 2000*.

MOLIN, N. E.; *Applications of whole field interferometry in mechanics and acoustics*. Optics and Lasers in Engineering, Elsevier Science, V.31, 1999.

NATIONAL Instruments Corporation, *IMAQ Vision User Manual*. Ed. maio-1999.

PATORSKI, K. *Handbook of the Moiré fringe technique*. Elsevier Science Publishing, Amsterdam, 1992.

PFEIFER, T. *Strain/Stress Measurements using Electronic Speckle Pattern Interferometry*. Proc. of SPIE, Three-Dimensional Imaging, Optical Metrology and Inspection IV, Vol 3520, 12/1998.

PISAREV, V. et al. *Reference fringe patterns as effective tool for local strain analysis based on holographic interferometry data*. In: Fringe 2001 – The 4th International Workshop on Automatic Processing of Fringe Patterns, 09/1991, Bremen. Elsevier Science Publishing. p.475-488.

POPOV, E. P. *Introdução à mecânica dos sólidos*. São Paulo: Edgard Blucher, 1978.

PRESS, W. H. et al. *Numerical Recipes in C: The art of Scientific Computing*. 2 ed., New York: Cambridge University Press, 1992.

RASTOGI, P. K. (Ed.) *Digital speckle pattern interferometry and related techniques*. Chichester: John Wiley & Sons, 2001.

ROBINSON, D. W.; REID, G. T. (Ed.). *Interferogram Analysis*. Londres: Institute of Physics Publishing, 1993.

RODACOSKI, M. R. *Medição de tensões residuais com holografia eletrônica /*. Florianópolis, 1997. Tese (Doutorado) - PPG-EMC Universidade Federal de Santa Catarina.

ROMAN, J. F.; PETZING, J. N.; TYRER, J. R. *Analysis of Loaded Mandible Behaviour Using Speckle Pattern Interferometry*. Strain (SEM), V. 35, n. 1 P. 3 - 6, 02/1999.

SCALEA, F. L.; HONG, S.S.; CLOUD, G.L. *Whole-field Strain Measurement in a Pin-loaded Plate by Electronic Speckle Pattern Interferometry and Finite Element Method*, Experimental Mechanics (SEM), V. 38, n. 1, p. 55, 03/1998

SCHMITT, D.R.; HUNT, R.W. *Inversion of Speckle Interferometer Fringes for Hole-drilling Residual Stress Determinations*. Experimental Mechanics (SEM), V. 40, n. 2, p. 129, 06/2000

SHCHEPINOV, V. P.; PISAREV, V. S. *Strain and stress analysis by holographic and speckle interferometry*. Chichester: John Wiley & Sons, 1996.

SIEBERT, T. et al. *Combine simulation and experiment in automotive testing with ESPI measurement*, Experimental Techniques (SEM), V. 26, n. 3, p. 42, 05-06/2002

SIROHI, R. S. *Speckle Metrology*, New York: Marcel Dekker, 1993.

STEIBICHLER Optotechnik GmbH. <http://www.steibichler.de>, 2003.

STRAND J.; JAIN, A. K. *Two-dimensional Phase Unwrapping Using a Block Least-Squares Method* IEEE Transactions on Image Processing, Vol. 8, 03/1999, p. 375 -386.

SUTERIO, R ; ALBERTAZZI Jr., A. G. *Comparação entre Extensometria e Holografia Eletrônica na Medição de Deformações em Peças Submetidas à Vibração Harmônica*. In: I Congresso Ibero-americano de Acústica / I Simpósio de Metrologia e Normalização em Acústica e Vibração, 04/1998, Rosário –Argentina. p. 643-646.

SUTÉRIO, R. *Caracterização de constantes elásticas de materiais isotrópicos por Holografia Óptica Eletrônica combinado ao método da ressonância mecânica*. Florianópolis, 1998. Dissertação (Mestrado) - Pós-MCI Universidade Federal de Santa Catarina.

TIMOSHENKO, S. P.; GOODIER, J. N. *Teoria da elasticidade*. 3^a. ed, Rio de Janeiro: Guanabara Dois. 1980.

TOMINAGA, M. et al. *In situ observation of tensile experiments on austenitic stainless steel by ESPI*. Proceedings of the SPIE - The International Society for Optical Engineering, V. 4416, p. 100-103, 2001.

TOYOOKA, S. et al. *Dynamic deformations analysis by ESPI*. In: Fringe 2001 – The 4th International Workshop on Automatic Processing of Fringe Patterns, 09/1991, Bremen. Elsevier Science Publishing. p.605-612.

VEIGA, C. L. N. *Software de aquisição e controle “OpticalRosette.exe”*. Laboratório de Metrologia e Automatização da UFSC, 2002.

VEIGA, C. L. N. *Software de simulação “SimulaTensões.exe”*. Laboratório de Metrologia e Automatização da UFSC, 2000.

VEIGA, C. L. N.; ALBERTAZZI Jr., A. G. *Aplicação do Interferômetro Radial na medição do estado plano de tensões*. In: Simpósio de Análise Experimental de Tensões, 2000, Florianópolis.

VIAL-EDWARDS, C. et al *Electronic Speckle Pattern Interferometry Analysis of Tensile Tests of Semihard Copper Sheets*, Experimental Mechanics (SEM), V. 41, n. 1 p. 58, 03/2001;

WEINSSTEIN, E. *Eric Weisstein's World of Mathematics (MathWorld™)*. www.mathworld.wolfram.com, 2003.

WILLEMANN, D. P. *Desenvolvimento de uma roseta óptica para medição de tensões e deformações utilizando holografia eletrônica*. Florianópolis, 2002. Dissertação (Mestrado) – Pos-MCI Universidade Federal de Santa Catarina.

WYKES, C. et. al; *Functional testing using rapid prototyped components and optical measurement*. Optics and Lasers in Engineering, Elsevier Science, V.31, 1999.

WYKES, C.; JONES, R. *Holographic and Speckle Interferometry*. Cambridge University Press, 1989.

WOLF, H. *Absolute Moirémeßtechnik zur Formerfassung nicht notwendigerweise stetiger Oberflächen - 5.ABW-Workshop Optische 3D-Formerfassung*, Technische Akademie Esslingen, 1998.

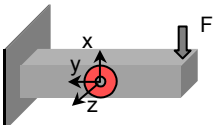
ZHANG, D.; AROLA, D.D.; ROULAND, J.A. *Evaluating the elastic modulus of bone using electronic speckle pattern interferometry*, Experimental Techniques, V. 25, n. 5, p. 32-34, 2001.

Anexos

A I: Formulação para o estado plano de tensões a partir da função de Airy de grau 4

Com o propósito de complementar o estudo a respeito do estado plano de tensões, uma extensão do modelo proposto pelas equações no capítulo 7 foi analisada, considerando sua importância na abordagem clássica da elasticidade. Trata-se do campo de tensões na face lateral de uma viga engastada sujeita a uma força transversal, no qual a tensão de cisalhamento e os gradientes da tensão normal estão presentes. A Figura A I.1 ilustra a realização deste estado, com a formulação analítica clássica para o estado e a formulação expressa em termos de gradientes de tensão. A literatura trata esta viga como sendo estreita /Beer, 1995, Timoshenko, 1980; Popov, 1978/.

A viga engastada sujeita a uma força transversal é tratada classicamente como um estado bidimensional de tensões, enfocando especialmente a tensão de cisalhamento no plano transversal ao engaste e paralelo à força cortante. Neste caso, a viga é considerada estreita, com largura unitária e sua análise experimental fica restrita à medição lateral da viga.

Condição geométrica e de medição	Configuração física	Componentes não nulas
Viga engastada sujeita a uma força na extremidade, medição lateral, viga estreita, na linha neutra		$S_{yxy} \tau_{xy}$
Idem, afastado da linha neutra		$S_{yy} S_{yxy} \tau_{xy}$

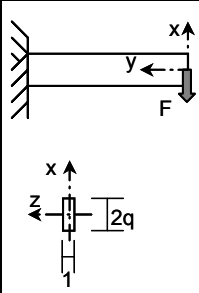
Viga estreita – bidimensional	Formulação clássica	Formulação em termos de gradientes de tensão
	$\sigma_y = -\frac{Fxy}{I} \quad \sigma_x = \sigma_z = 0$ $\tau_{xy} = -\frac{F}{2I}(q^2 - x^2)$ $\tau_{xy} = \tau_{xz} = 0$	$\sigma_y = S_{yxy}xy \quad \sigma_x = \sigma_z = 0$ $\tau_{xy} = \tau_{xyo} + \frac{S_{yxy}}{2}.x^2$ $S_{yxy} = -\frac{F}{I} \quad \tau_{yz} = \tau_{xz} = 0$

Figura A I.1 – Estado plano com variação hiperbólica de tensão

O campo de tensões no plano lateral depende das duas direções x e y , incluindo um termo não linear em xy , podendo ser modelado por uma função de Airy de 4º grau.

Superpondo equações correspondentes para as direções x e y , tem-se um campo definido de modo semelhante às equações (7.4):

$$\begin{cases} \sigma_x = S_{xx}x + S_{xy}y + S_{xxy}xy + S_{x0} \\ \sigma_y = S_{yx}x + S_{yy}y + S_{yyx}xy + S_{y0} \\ \tau_{xy} = -\frac{S_{yxy}}{2}x^2 - \frac{S_{xxy}}{2}y^2 - S_{yy}x - S_{xx}y + \tau_{xy0} \end{cases} \quad (\text{A I.1})$$

Adicionalmente, têm-se agora os termos hiperbólicos:

- S_{xxy} : gradiente da tensão normal σ_x nas direções x e y ,
- S_{yyx} : gradiente da tensão normal σ_y nas direções x e y .

O desenvolvimento da expressão de $u_{r,\theta}$ segue os mesmos passos das deduções do Capítulo 7, levando à seguinte expressão em termos dos harmônicos:

$$\begin{aligned} u_r(r, \theta) = & \frac{r^3}{12E}(1+\nu)(S_{xxy} - S_{yyx})\text{sen}4\theta + \frac{r^2}{8E}(1+\nu)(3S_{xx} - S_{yy})\text{cos}3\theta + \\ & + \frac{r^2}{8E}(1+\nu)(-3S_{yy} + S_{xx})\text{sen}3\theta + \frac{r^2}{8E}(1-3\nu)(S_{xx} + S_{yy})\text{cos}\theta + \frac{r^2}{8E}(1-3\nu)(S_{yy} + S_{xx})\text{sen}\theta + \\ & + \frac{r}{2E}(1-\nu)(S_{x0} + S_{y0}) + \frac{r}{2E}(1+\nu)(S_{x0} - S_{y0})\text{cos}2\theta + \frac{1}{E}\left[r(1+\nu)\tau_{xy0} - \frac{r^3}{6}\nu(S_{xxy} + S_{yyx})\right]\text{sen}2\theta + \\ & + T_x \text{cos}\theta + T_y \text{sen}\theta \end{aligned} \quad (\text{A I.2})$$

Os termos não lineares S_{xxy} e S_{yyx} devem ser obtidos a partir dos harmônicos de ordem 2 e 4, proporcionais ao cubo do raio. A experiência prévia com os outros modelos desencoraja a aplicação deste modelo hiperbólico, pois o sinal agora é ainda mais baixo frente aos ruídos. A discriminação dos harmônicos em mais componentes, que possuem menor expressão no sinal, seguramente será imprecisa nas condições experimentais existentes. Desprezando-se os termos não lineares, reverte-se ao modelo baseado na função de Airy de grau 3.

Anexo

A II: Transformação angular de um estado com variação linear das tensões

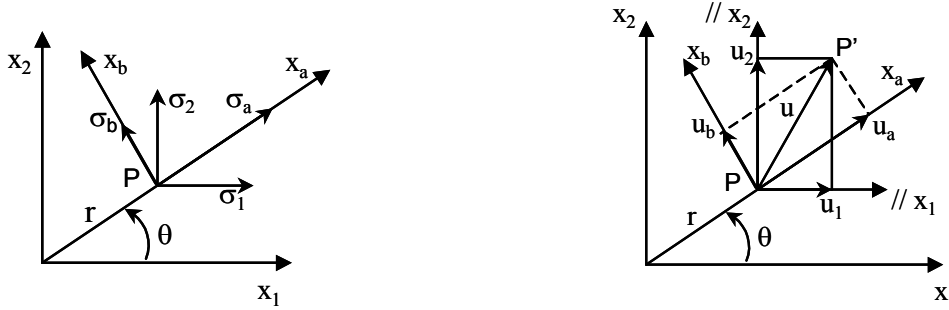


Diagrama para transformação de tensões

Diagrama para transformação do deslocamento

Figura A II.1 – Elementos de transformação angular do campo linear de tensões

A formulação é desenvolvida em termos matriciais, por simplicidade de notação. Admita-se um estado de tensões $[\sigma_{12}]$ definido nos eixos principais (x_1, x_2) através da matriz de campo F_{12} :

$$[\sigma_{12}] = [F_{12}] [P_{12}] \quad [\sigma_{12}] = \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{bmatrix} \quad [F_{12}] = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{10} \\ S_{21} & S_{22} & S_{20} \\ -S_{22} & -S_{11} & \tau_{12} \end{bmatrix} \quad [P_{12}] = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ 1 \end{bmatrix}$$

O campo de tensões segundo as direções ortogonais ‘ab’, tal que ‘a’ orienta-se numa direção ‘ θ ’ em relação a x_1 , pode ser expresso por:

$$[\sigma_{ab}] = [F_{ab}] [P_{ab}] \quad [\sigma_{ab}] = \begin{bmatrix} \sigma_a \\ \sigma_b \\ \tau_{ab} \end{bmatrix} \quad [F_{ab}] = \begin{bmatrix} S_{aa} & S_{ab} & S_{a0} \\ S_{ba} & S_{bb} & S_{b0} \\ -S_{bb} & -S_{aa} & \tau_{ab} \end{bmatrix} \quad [P_{ab}] = \begin{bmatrix} x_a \\ x_b \\ 1 \end{bmatrix}$$

Trata-se de determinar os termos da matriz de campo $[S_{ab}]$. O campo de tensões $[\sigma_{12}]$ é transformado para as direções ‘ab’ pela matriz de transformação $[W_\sigma]$:

$$[\sigma_{ab}] = [W_\sigma] [\sigma_{12}] \quad [W_\sigma] = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & 2sc \\ s^2 & c^2 & -2sc \\ -sc & sc & c^2 - s^2 \end{bmatrix} \quad \text{onde} \quad \begin{aligned} c^2 &= \cos^2\theta \\ s^2 &= \sin^2\theta \\ sc &= \sin\theta \cos\theta \end{aligned}$$

Por outro lado, a posição do ponto P é transformada de (x_1, x_2) para (x_a, x_b) por:

$$[P_{12}] = [W_P] [P_{ab}] \quad [W_P] = \begin{bmatrix} c & -s & 0 \\ s & c & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \text{onde} \quad \begin{aligned} s &= \sin \theta \\ c &= \cos \theta \end{aligned}$$

A matriz de campo $[S_{ab}]$ é obtida pelo conjunto de operações:

$$[\sigma_{ab}] = [W_\sigma] [F_{12}] [W_P] [P_{ab}] \quad \text{e assim,} \quad [F_{ab}] = [W_\sigma] [F_{12}] [W_P]$$

Anexo

A III: Formulação do deslocamento radial a partir da transformação angular de um estado com variação linear das tensões

Deduzem-se aqui as equações 7.11 e 7.22, agora a partir da transformação angular de um estado de tensões como formulada no anexo A II, que serve de base para o desenvolvimento.

A fim de generalizar a formulação para os estados plano e tridimensional, como tratados no capítulo 7, introduz-se o coeficiente L para o termo da tensão de cisalhamento, tal que:

- $L = 1$ para o estado plano, e
- $L = \frac{\nu}{1 + \nu}$ para o estado tridimensional de tensões.

O campo de tensões pode então ser descrito por:

$$[\sigma_{12}] = [F_{12}] [P_{12}] \quad [\sigma_{12}] = \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{bmatrix} \quad [F_{12}] = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{10} \\ S_{21} & S_{22} & S_{20} \\ -LS_{22} & -LS_{11} & \tau_{12} \end{bmatrix} \quad [P_{12}] = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ 1 \end{bmatrix}$$

A transformação de tensões para um ângulo θ , que exprime as componentes do estado para os eixos (x_a, x_b) , foi descrita no anexo A II e se expressa por:

$$[\sigma_{ab}] = [W_\sigma] [F_{12}] [W_P] [P_{ab}] \quad [W_\sigma] = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & 2sc \\ s^2 & c^2 & -2sc \\ -sc & sc & c^2 - s^2 \end{bmatrix} \quad [W_P] = \begin{bmatrix} c & -s & 0 \\ s & c & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

O campo de deformações $[\varepsilon_{ab}]$ nas direções (x_a, x_b) é obtido a partir da matriz de flexibilidade $[V]$ para materiais isotrópicos:

$$[\varepsilon_{ab}] = [V] [\sigma_{ab}] \quad [\varepsilon_{ab}] = \begin{bmatrix} \varepsilon_a \\ \varepsilon_b \\ \gamma_{ab} \end{bmatrix} \quad V = \begin{bmatrix} 1/E & -\nu/E & 0 \\ -\nu/E & 1/E & 0 \\ 0 & 0 & 1/G \end{bmatrix}$$

Por simplicidade de notação, define-se o operador $[R]$ para exprimir a deformação no sistema coordenado x_a, x_b :

$$[\varepsilon_{ab}] = [R] [P_{ab}] \quad [R] = [V] [W_\sigma] [F_{12}] [W_P] \quad [R] = \begin{bmatrix} R_{11} & R_{12} & R_{13} \\ R_{21} & R_{22} & R_{23} \\ R_{31} & R_{32} & R_{33} \end{bmatrix} \quad [P_{ab}] = \begin{bmatrix} x_a \\ x_b \\ 1 \end{bmatrix}$$

A matriz $[R]$ foi desenvolvida com auxílio de programação simbólica /MATLAB/, e os seus termos já expressos em termos de ângulos múltiplos estão reunidos na tabela A III.1.

Tabela A III.1 – Elementos do operador $[R]$ em $[\varepsilon_{ab}] = [R] \cdot [P_{ab}]$

$R_{11} = \{[(2L + 1)(1 + \nu)S_{11} - (1 + \nu)S_{21}]c3\theta +$ $+ [-(2L + 1)(1 + \nu)S_{22} + (1 + \nu)S_{12}]s3\theta +$ $+ [-[2L(1 + \nu) - (3 - \nu)]S_{11} + (1 - 3\nu)S_{21}]c\theta +$ $+ [-[2L(1 + \nu) - (3 - \nu)]S_{22} + (1 - 3\nu)S_{12}]s\theta\}/(4E)$	$R_{12} = \{[-(2L + 1)(1 + \nu)S_{22} + (1 + \nu)S_{12}]c3\theta +$ $+ [-(2L + 1)(1 + \nu)S_{11} + (1 + \nu)S_{21}]s3\theta +$ $+ [[2L(1 + \nu) + (1 - 3\nu)]S_{22} + (3 - \nu)S_{12}]c\theta +$ $+ [-[2L(1 + \nu) + (1 - 3\nu)]S_{11} - (3 - \nu)S_{21}]s\theta\}/(4E)$	$R_{13} = \{(1 - \nu)(S_{10} + S_{20}) +$ $+ (1 + \nu)(S_{10} - S_{20})c2\theta +$ $+ 2(1 + \nu)\tau_{12}s2\theta\}/(2E)$
$R_{21} = \{[-(2L + 1)(1 + \nu)S_{11} + (1 + \nu)S_{21}]c3\theta +$ $+ [(2L + 1)(1 + \nu)S_{22} - (1 + \nu)S_{12}]s3\theta +$ $+ [[2L(1 + \nu) + (1 - 3\nu)]S_{11} + (3 - \nu)S_{21}]c\theta +$ $+ [[2L(1 + \nu) + (1 - 3\nu)]S_{22} + (3 - \nu)S_{12}]s\theta\}/(4E)$	$R_{22} = \{[(2L + 1)(1 + \nu)S_{22} - (1 + \nu)S_{12}]c3\theta +$ $+ [(2L + 1)(1 + \nu)S_{11} - (1 + \nu)S_{21}]s3\theta +$ $+ [-[2L(1 + \nu) - (3 - \nu)]S_{22} + (1 - 3\nu)S_{12}]c\theta +$ $+ [[2L(1 + \nu) - (3 - \nu)]S_{11} - (1 - 3\nu)S_{21}]s\theta\}/(4E)$	$R_{23} = \{(1 - \nu)(S_{10} + S_{20}) -$ $(1 + \nu)(S_{10} - S_{20})c2\theta -$ $- 2(1 + \nu)\tau_{12}s2\theta\}/(2E)$
$R_{31} = \{[-(2L + 1)(1 + \nu)S_{22} + (1 + \nu)S_{12}]c3\theta +$ $+ [-(2L + 1)(1 + \nu)S_{11} + (1 + \nu)S_{21}]s3\theta +$ $+ [-(2L - 1)(1 + \nu)S_{22} - (1 + \nu)S_{12}]c\theta +$ $+ [(2L - 1)(1 + \nu)S_{11} + (1 + \nu)S_{21}]s\theta\}/(2E)$	$R_{32} = \{[-(2L + 1)(1 + \nu)S_{11} + (1 + \nu)S_{21}]c3\theta +$ $+ [(2L + 1)(1 + \nu)S_{22} - (1 + \nu)S_{12}]s3\theta +$ $+ [-(2L - 1)(1 + \nu)S_{11} - (1 + \nu)S_{21}]c\theta +$ $+ [-(2L - 1)(1 + \nu)S_{22} - (1 + \nu)S_{12}]s\theta\}/(2E)$	$R_{33} = [(1 + \nu)(S_{10} - S_{20})s2\theta +$ $+ 2(1 + \nu)\tau_{12}c2\theta]/E$

sendo:

$s\theta = \text{sen}\theta$

$s2\theta = \text{sen}2\theta$

$s3\theta = \text{sen}3\theta$

$c\theta = \text{cos}\theta$

$c2\theta = \text{cos}2\theta$

$c3\theta = \text{cos}3\theta$

$[\varepsilon_{ab}] = [R][P_{ab}]$

$$[R] = \begin{vmatrix} R_{11} & R_{12} & R_{13} \\ R_{21} & R_{22} & R_{23} \\ R_{31} & R_{32} & R_{33} \end{vmatrix}$$

$$[P_{ab}] = \begin{vmatrix} x_a \\ x_b \\ 1 \end{vmatrix}$$

Considerando a origem do sistema coordenado 'ab' no centro do RIPI:

$$u_a = \int_0^{x_a} \varepsilon_a dx_a = \frac{R_{11}}{2} x_a^2 + R_{12} x_a x_b + R_{13} x_a + f_a(x_b) + k'_a$$

$$u_b = \int_0^{x_b} \varepsilon_b dx_b = \frac{R_{22}}{2} x_b^2 + R_{21} x_a x_b + R_{23} x_b + f_b(x_a) + k'_b$$

$$\text{Sendo } \gamma_{ab} = \frac{\partial u_a}{\partial x_b} + \frac{\partial u_b}{\partial x_a}$$

$$R_{12} x_a + \frac{\partial f_a(x_b)}{\partial x_b} + R_{21} x_b + \frac{\partial f_b(x_a)}{\partial x_a} = R_{31} x_a + R_{32} x_b + R_{33}$$

e considerando a ortogonalidade de x_a e x_b , bem como a simetria da deformação de cisalhamento chega-se a:

$$f_a(x_b) = \frac{R_{32} - R_{21}}{2} x_b^2 + \frac{R_{33}}{2} x_b + k''_a$$

$$f_b(x_a) = \frac{R_{31} - R_{12}}{2} x_a^2 + \frac{R_{33}}{2} x_a + k''_b$$

e

$$u_a = \frac{R_{11}}{2} x_a^2 + \frac{R_{32} - R_{21}}{2} x_b^2 + R_{13} x_a + \frac{R_{33}}{2} x_b + R_{12} x_a x_b + k_a$$

$$u_b = \frac{R_{31} - R_{12}}{2} x_a^2 + \frac{R_{22}}{2} x_b^2 + \frac{R_{33}}{2} x_a + R_{23} x_b + R_{21} x_a x_b + k_b$$

Considerando o eixo 'a' contendo o vetor posição de P, em componentes polares (r, θ) , tal que:

$$x_a = r \qquad x_b = 0 \qquad u_a = u_{r, \theta}$$

então:

$$u_{r, \theta} = \frac{R_{11}}{2} r^2 + R_{13} r + k_a$$

Para o estado plano, $L = 1$ e os coeficientes R_{11} e R_{13} da tabela A III.1 se tornam:

$$R_{11} = \{[3(1 + \nu)S_{11} - (1 + \nu)S_{21}]c3t + [-3(1 + \nu)S_{22} + (1 + \nu)S_{12}]s3t + [(1 - 3\nu)S_{11} + (1 - 3\nu)S_{21}]ct + [(1 - 3\nu)S_{22} + (1 - 3\nu)S_{12}]st\}/(4E)$$

$$R_{13} = \{(1 - \nu)(S_{10} + S_{20}) + (1 + \nu)(S_{10} - S_{20})c2t + 2(1 + \nu) \tau_{12}s2t\}/(2E)$$

$$\begin{aligned}
u_r(r, \theta) = & \frac{r^2}{8E}(1 + \nu)(3S_{11} - S_{21})\cos 3\theta + \frac{r^2}{8E}(1 + \nu)(-3S_{22} + S_{12})\sin 3\theta + \\
& + \frac{r^2}{8E}(1 - 3\nu)(S_{11} + S_{21})\cos \theta + \frac{r^2}{8E}(1 - 3\nu)(S_{22} + S_{12})\sin \theta + \\
& + \frac{r}{2E}(1 - \nu)(S_{10} + S_{20}) + \frac{r}{2E}(1 + \nu)(S_{10} - S_{20})\cos 2\theta + \frac{r}{E}(1 + \nu)\tau_{12}\sin 2\theta + k_a
\end{aligned}$$

A menos da constante k_a , a expressão acima corresponde exatamente àquela deduzida no capítulo 7 para o deslocamento radial no estado plano de tensões. A constante k_a é deduzida à parte pelas mesmas considerações do capítulo 5, como sendo a parcela de translação uniforme de todos os pontos da região, e vale:

$$k_a = T_1 \cos \theta + T_2 \sin \theta$$

O deslocamento tangencial, não percebido pelo RIP, é expresso pela componente u_θ em $x_a = r$ e $x_b = 0$:

$$u_{r,\theta} = \frac{R_{31} - R_{12}}{2}r^2 + \frac{R_{33}}{2}r + k_b$$

A equação para o estado tridimensional é obtida pela substituição do correspondente valor de L nos coeficientes R_{11} e R_{13} da tabela A III.1.

Anexo**A IV: Dados técnicos dos principais equipamentos utilizados****a) Sistema Bancada Experimental**

Fonte laser: Spectra Physics, modelo 127

Potência: 25 mW

Comprimento de onda (nominal): 632,8 nm

Câmera: COHU, modelo 4815-2000

Resolução espacial: 640x480 *pixels*

Número de abertura (f number) usual nos experimentos: entre 5.6 e 8

Atuador piezoelétrico (PZT): Physik Instruente, modelo P841-10

Controlador do PZT: Physik Instruente, modelo P-864.00

b) Sistema M-TRES

Fonte laser: Diodo laser

Potência: 50 mW

Comprimento de onda (nominal): não visível ($\lambda = 785$ nm) e visível ($\lambda = 664$ típico)

Câmera: CCD *on-board*, Marshall Electronics Inc., modelo V-1260

Resolução horizontal: 540 TV lines

Número de abertura nominal (de projeto): 8

Atuador piezoelétrico (PZT): Piezomechanik GmbH, modelo Pst 150/7/7

Controlador do PZT: desenvolvido no LABMETRO/UFSC, especialmente para o protótipo

c) Sistema Roseta Óptica

Fonte laser: Diodo laser

Potência: 50 mW

Comprimento de onda (nominal): 785 nm

Câmera: CCD *on-board*, Marshall Electronics Inc., modelo V-1260

Resolução horizontal: 540 TV lines

Número de abertura nominal (de projeto): 8

Atuador piezoelétrico (PZT):

Controlador do PZT: desenvolvido no LABMETRO/UFSC, especial para o protótipo.

d) Medidor de deslocamentos para calibração da Bancada Experimental

Transdutor: Johannes Heidenhain, modelo MT-12

Incremento digital: 0,1 μm

e) Inteferômetro de Michelson

Fonte laser: Spectra Physics, modelo 127

Potência: 25 mW

Comprimento de onda (nominal): 632,8 nm

Câmera: Pulnix, modelo TM-7CN

Resolução espacial utilizada: 640x480 *pixels*

Atuador piezoelétrico (PZT): Physik Instruente, modelo P841-10

Controlador do PZT: Physik Instruente, modelo P-864.00

f) Máquina universal de ensaio de materiais

Fabricante: Instron

Modelo: 8502

Capacidade: 25 tf (250 kN)

Extensômetro de deformação total: Modelo: 2620-601

g) Máquina de usinagem por eletroerosão a fio

Fabricante: Charmilles Technologies, Suíça

Modelo: Robofil 290 CNC

Faixa de trabalho: X 400 Y 250 Z 200 mm.

h) Corpo de prova: barra de aço

Material: aço SAE 1020

Dimensões: 31 x 4,3 x 332 mm, retificada

Extensômetros de resistência elétrica: EXCEL, 350 Ω , k = 2,11

Ponte amplificadora: HBM - Hottinger Baldwin Messtechnik, modelo KWS-3080

Voltímetro digital: Hewlett Packard, modelo HP 34401-A

i) Corpo de prova: barra de alumínio de seção quadrada

Material: Alumínio 5052

Dimensões: 12,7 x 12,7 x 720 mm, retificada

Extensômetros de resistência elétrica: EXCEL, 350 Ω , k = 2,15

Ponte amplificadora: HBM - Hottinger Baldwin Messtechnik, modelo KWS-3080

j) Corpo de prova tipo “U”

Material: aço AISI 4340

Extensômetros de resistência elétrica: KIOWA, roseta XY, tipo KFC-5-D16-11, 120 Ω ,
k = 2,13

Ponte amplificadora: HBM - Hottinger Baldwin Messtechnik, modelo MGC-Plus

k) Corpo de prova tipo “C”

Material: aço AISI 4340

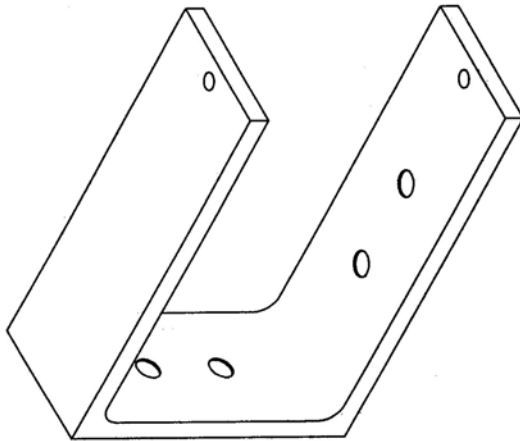
Extensômetros de resistência elétrica: KIOWA, linear, tipo KFC-10-C1-11, 120 Ω ,
k = 2,09

Ponte amplificadora: HBM - Hottinger Baldwin Messtechnik, modelo MGC-Plus

Anexo

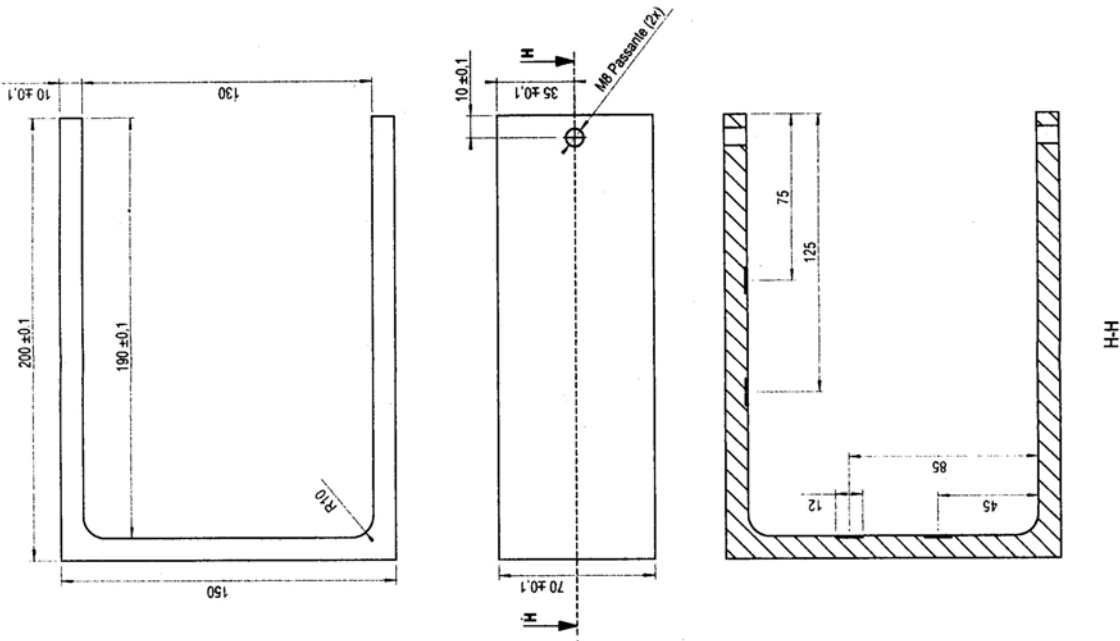
A V: Desenhos dos corpos de prova

Corpo de prova tipo “U”



VISTA ISOMÉTRICA
Escala 1:2

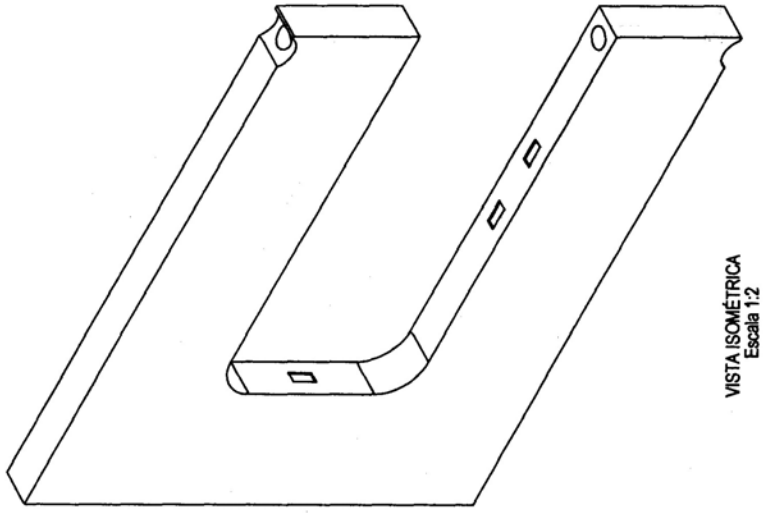
OBS.: Extensômetros X,Y
Marca KYOWA / tipo KFC-5-D16-11
k = 2.13



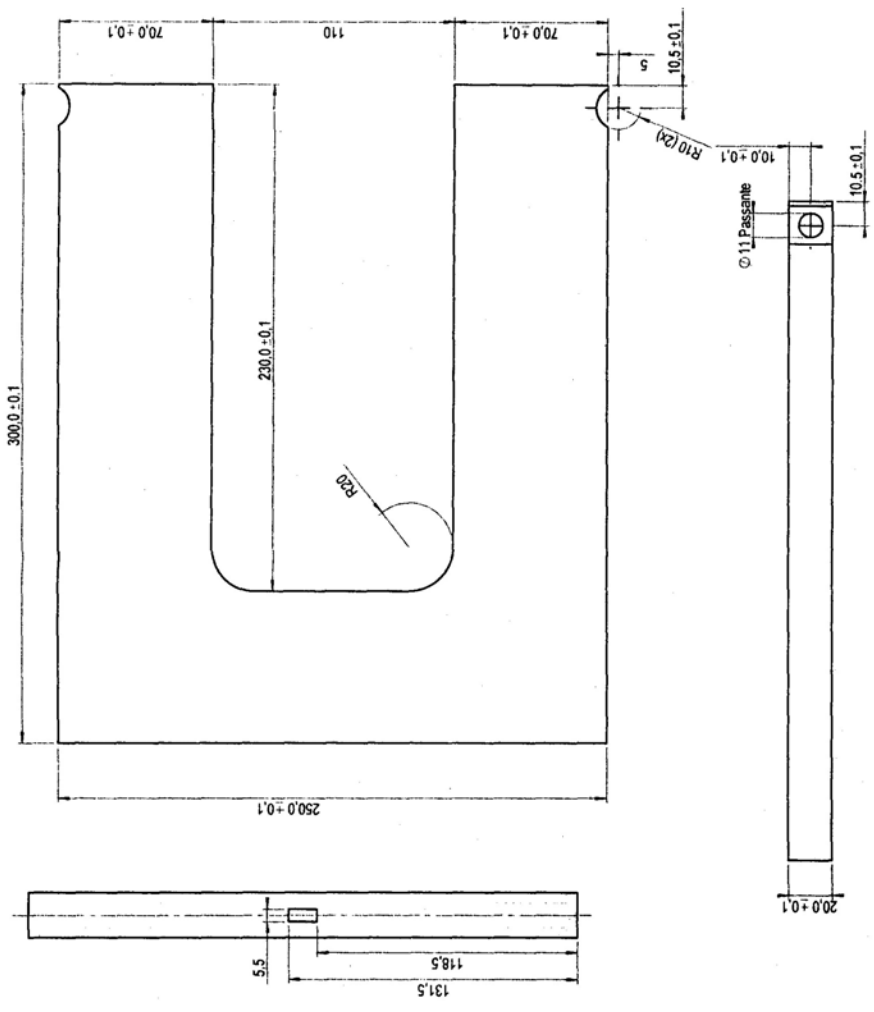
01	Corpo de Prova - U	01	App 4340
Quantidade	Nome de Peça	Número de Peça	Material
	DESVIOS MEDIDOS ADMISSÍVEIS SEM TOLERÂNCIAS INDICADAS (DIN 7185-m)	1000	1:2
		40	
		10	
		5	
		2	
		1	
	Desenho: RPS	Data: 04/09/2001	
	Responsável: CK/DPW	Revisão: 19/09/2001	
	Projeto: ROSETA ÓPTICA	Desenho n.º: 01	
		Arquivo: U_DRAWING_SLDRAW	



Corpo de prova tipo "C"



VISTA ISOMÉTRICA
Escala 1:2



01	Corpo de Prova 1	01	Apó 4340
	Nome da Peça	Material	
	DESVIOS MEDIOS ADMISSÍVEIS SEM TOLERÂNCIAS INDICADAS (DN 7168-m)	ESCALA	1:2
	1	0.08	
	2	0.15	
	3	0.25	
	4	0.40	
	5	0.60	
	6	1.00	
	7	1.60	
	8	2.50	
	9	4.00	
	10	6.30	
	11	10.00	
	12	16.00	
	13	25.00	
	14	40.00	
	15	63.00	
	16	100.00	
	17	160.00	
	18	250.00	
	19	400.00	
	20	630.00	
	21	1000.00	
	22	1600.00	
	23	2500.00	
	24	4000.00	
	25	6300.00	
	26	10000.00	
	27	16000.00	
	28	25000.00	
	29	40000.00	
	30	63000.00	
	31	100000.00	
	32	160000.00	
	33	250000.00	
	34	400000.00	
	35	630000.00	
	36	1000000.00	
	37	1600000.00	
	38	2500000.00	
	39	4000000.00	
	40	6300000.00	
	41	10000000.00	
	42	16000000.00	
	43	25000000.00	
	44	40000000.00	
	45	63000000.00	
	46	100000000.00	
	47	160000000.00	
	48	250000000.00	
	49	400000000.00	
	50	630000000.00	
	51	1000000000.00	
	52	1600000000.00	
	53	2500000000.00	
	54	4000000000.00	
	55	6300000000.00	
	56	10000000000.00	
	57	16000000000.00	
	58	25000000000.00	
	59	40000000000.00	
	60	63000000000.00	
	61	100000000000.00	
	62	160000000000.00	
	63	250000000000.00	
	64	400000000000.00	
	65	630000000000.00	
	66	1000000000000.00	
	67	1600000000000.00	
	68	2500000000000.00	
	69	4000000000000.00	
	70	6300000000000.00	
	71	10000000000000.00	
	72	16000000000000.00	
	73	25000000000000.00	
	74	40000000000000.00	
	75	63000000000000.00	
	76	100000000000000.00	
	77	160000000000000.00	
	78	250000000000000.00	
	79	400000000000000.00	
	80	630000000000000.00	
	81	1000000000000000.00	
	82	1600000000000000.00	
	83	2500000000000000.00	
	84	4000000000000000.00	
	85	6300000000000000.00	
	86	10000000000000000.00	
	87	16000000000000000.00	
	88	25000000000000000.00	
	89	40000000000000000.00	
	90	63000000000000000.00	
	91	100000000000000000.00	
	92	160000000000000000.00	
	93	250000000000000000.00	
	94	400000000000000000.00	
	95	630000000000000000.00	
	96	1000000000000000000.00	
	97	1600000000000000000.00	
	98	2500000000000000000.00	
	99	4000000000000000000.00	
	100	6300000000000000000.00	
	101	10000000000000000000.00	
	102	16000000000000000000.00	
	103	25000000000000000000.00	
	104	40000000000000000000.00	
	105	63000000000000000000.00	
	106	100000000000000000000.00	
	107	160000000000000000000.00	
	108	250000000000000000000.00	
	109	400000000000000000000.00	
	110	630000000000000000000.00	
	111	1000000000000000000000.00	
	112	1600000000000000000000.00	
	113	2500000000000000000000.00	
	114	4000000000000000000000.00	
	115	6300000000000000000000.00	
	116	10000000000000000000000.00	
	117	16000000000000000000000.00	
	118	25000000000000000000000.00	
	119	40000000000000000000000.00	
	120	63000000000000000000000.00	
	121	100000000000000000000000.00	
	122	160000000000000000000000.00	
	123	250000000000000000000000.00	
	124	400000000000000000000000.00	
	125	630000000000000000000000.00	
	126	1000000000000000000000000.00	
	127	1600000000000000000000000.00	
	128	2500000000000000000000000.00	
	129	4000000000000000000000000.00	
	130	6300000000000000000000000.00	
	131	10000000000000000000000000.00	
	132	16000000000000000000000000.00	
	133	25000000000000000000000000.00	
	134	40000000000000000000000000.00	
	135	63000000000000000000000000.00	
	136	100000000000000000000000000.00	
	137	160000000000000000000000000.00	
	138	250000000000000000000000000.00	
	139	400000000000000000000000000.00	
	140	630000000000000000000000000.00	
	141	1000000000000000000000000000.00	
	142	1600000000000000000000000000.00	
	143	2500000000000000000000000000.00	
	144	4000000000000000000000000000.00	
	145	6300000000000000000000000000.00	
	146	10000000000000000000000000000.00	
	147	16000000000000000000000000000.00	
	148	25000000000000000000000000000.00	
	149	40000000000000000000000000000.00	
	150	63000000000000000000000000000.00	
	151	100000000000000000000000000000.00	
	152	160000000000000000000000000000.00	
	153	250000000000000000000000000000.00	
	154	400000000000000000000000000000.00	
	155	630000000000000000000000000000.00	
	156	1000000000000000000000000000000.00	
	157	1600000000000000000000000000000.00	
	158	2500000000000000000000000000000.00	
	159	4000000000000000000000000000000.00	
	160	6300000000000000000000000000000.00	
	161	10000000000000000000000000000000.00	
	162	16000000000000000000000000000000.00	
	163	25000000000000000000000000000000.00	
	164	40000000000000000000000000000000.00	
	165	63000000000000000000000000000000.00	
	166	100000000000000000000000000000000.00	
	167	160000000000000000000000000000000.00	
	168	250000000000000000000000000000000.00	
	169	400000000000000000000000000000000.00	
	170	630000000000000000000000000000000.00	
	171	1000000000000000000000000000000000.00	
	172	1600000000000000000000000000000000.00	
	173	2500000000000000000000000000000000.00	
	174	4000000000000000000000000000000000.00	
	175	6300000000000000000000000000000000.00	
	176	10000000000000000000000000000000000.00	
	177	16000000000000000000000000000000000.00	
	178	25000000000000000000000000000000000.00	
	179	40000000000000000000000000000000000.00	
	180	63000000000000000000000000000000000.00	
	181	100000000000000000000000000000000000.00	
	182	160000000000000000000000000000000000.00	
	183	250000000000000000000000000000000000.00	
	184	400000000000000000000000000000000000.00	
	185	630000000000000000000000000000000000.00	
	186	1000000000000000000000000000000000000.00	
	187	1600000000000000000000000000000000000.00	
	188	2500000000000000000000000000000000000.00	
	189	4000000000000000000000000000000000000.00	
	190	6300000000000000000000000000000000000.00	
	191	10000000000000000000000000000000000000.00	
	192	16000000000000000000000000000000000000.00	
	193	25000000000000000000000000000000000000.00	
	194	40000000000000000000000000000000000000.00	
	195	63000000000000000000000000000000000000.00	
	196	100000000000000000000000000000000000000.00	
	197	160000000000000000000000000000000000000.00	
	198	250000000000000000000000000000000000000.00	
	199	400000000000000000000000000000000000000.00	
	200	630000000000000000000000000000000000000.00	

CBS: 6 Extensômetros Uniaxiais
 Marca KYOWA / tipo KFC-10-C1-11
 k = 2,09

