UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

FABRICIO TADEU PAZIANI

**DESENVOLVIMENTO DE UM SISTEMA
AUTOMATIZADO E DEDICADO DE MEDIÇÃO**

Tese apresentada à Escola de Engenharia de
São Carlos da Universidade de São Paulo,
como parte dos requisitos para a obtenção do
Título de Doutor em Engenharia Mecânica.

ORIENTADOR: PROF. DR. BENEDITO DI GIACOMO

São Carlos
2005

P348d Paziani, Fabricio Tadeu
Desenvolvimento de um sistema automatizado e dedicado
de medição / Fabricio Tadeu Paziani. -- São Carlos, 2005.

Tese (Doutorado) -- Escola de Engenharia de São
Carlos-Universidade de São Paulo, 2005.
Área: Engenharia Mecânica.
Orientador: Prof. Dr. Benedito Di Giacomo.

1. Separação de erros. 2. Automação da medição.
3. Erro de retilineidade. 4. Erro de circularidade.
5. Métodos multi-sensoriais. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **FABRICIO TADEU PAZIANI**

Tese defendida e julgada em 28-09-2005 perante a Comissão Julgadora:

Prof. Dr. **BENEDITO DI GIACOMO (Orientador)**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

Aprovado

Prof. Dr. **ROBERTO HIDEAKI TSUNAKI**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

Aprovado

Prof. Titular **EDUARDO MORGADO BELO**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

Aprovado

Prof. Dr. **JOSÉ FRANCISCO FERREIRA RIBEIRO**
(Instituto de Ciências Matemáticas e de Computação/USP)

aprovado

Prof. Dr. **ANTONIO PIRATELLI FILHO**
(Universidade de Brasília/UnB)

aprovado

Prof. Associado **JONAS DE CARVALHO**
Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia
Mecânica

Profa. Titular **MARIA DO CARMO CALJURI**
Presidente da Comissão de Pós-Graduação

À minha esposa Andreia
Aos meus pais, Florivaldo e Carmen

AGRADECIMENTOS

Ao final deste trabalho, gostaria de expressar meus agradecimentos ao Prof. Dr. Benedito Di Giacomo, pela orientação segura, pelos inúmeros momentos de apoio e estímulo e pela confiança que sempre imprimiu à condução desta pesquisa;

Ao Prof. Dr. Roberto Hideaki Tsunaki, pelas contribuições e sugestões decisivas para o desenvolvimento deste trabalho;

Aos amigos José Cláudio Pinto de Azevedo, Rosenda Valdés Arencibia, Alexandre Machado Ferraz, Rita de Cássia Alves de Magalhães, Eraldo dos Santos Jr., Alessandra Teodoro, Andréa Cardoso, Márcia Kimie Nakazato, Juliana Keiko Sagawa e Enzo Barberio Mariano pela amizade cultivada ao longo dos anos e pelo incentivo constante;

Aos amigos Paulo Eduardo Lopes Barbieri, Alessandro Roger Rodrigues e Alexandre Simião Caporali pela amizade e pelos momentos de descontração;

Ao Dr. Alessandro Marques pelo imenso auxílio na elaboração dos programas computacionais. Nunca se vence uma guerra lutando sozinho!

Ao Sr. Luiz Carlos Neves pelo empenho habitual e pela execução esmerada do projeto mecânico deste trabalho;

Aos funcionários do Laboratório de Máquinas-Ferramenta Adão Santo Bolzan, José Carlos Botelho e José Carlos Risardi pela presteza com a qual sempre fui atendido;

Ao Sr. Samuel Rossini e ao Sr. Joel de Oliveira, da Sala de Metrologia da Volkswagen (São Carlos) pelas medições de circularidade incluídas neste trabalho;

Ao Sr. Marcello Montagnani da Taylor-Hobson do Brasil pela colaboração com programas para conversão de dados;

À Andreia, por me incentivar sempre, com alegria e força;

Aos meus pais, pelos ensinamentos e por sempre apoiarem as minhas decisões;

À Fapesp pela bolsa de estudos concedida durante a realização deste trabalho, através do processo nº 01/08869-9.

***Tudo tem a sua ocasião própria,
e há tempo para todo propósito debaixo do céu.***

***Há tempo de nascer, e tempo de morrer;
tempo de plantar, e tempo de arrancar o que se plantou;***

***Tempo de matar, e tempo de curar;
tempo de derribar, e tempo de edificar;***

***Tempo de chorar, e tempo de rir;
tempo de prantear, e tempo de dançar;***

***Tempo de espalhar pedras, e tempo de ajuntar pedras;
tempo de abraçar, e tempo de abster-se de abraçar;***

***Tempo de buscar, e tempo de perder;
tempo de guardar, e tempo de deitar fora;***

***Tempo de rasgar, e tempo de coser;
tempo de estar calado, e tempo de falar;***

***Tempo de amar, e tempo de odiar;
tempo de guerra, e tempo de paz.***

Ecl. 3; 1–8.

RESUMO

PAZIANI, F. T. (2005). *Desenvolvimento de um sistema automatizado e dedicado de medição*. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2005.

Sistemas dedicados de medição são especialmente recomendados para a inspeção repetida de uma característica mecânica. Entretanto, instrumentos e sistemas de medição apresentam erros que deterioram o resultado da inspeção. Tal circunstância demanda a aplicação de técnicas de separação de erros que viabilizem o desacoplamento dos erros induzidos pelo sistema de medição daqueles apresentados pelas peças medidas. Este trabalho tem por objetivo apresentar um sistema automatizado e dedicado à medição de erros de retilidade e circularidade em componentes mecânicos. Um robô industrial foi empregado para operar dispositivos de medição específicos para cada tipo de medida. Entretanto, robôs industriais apresentam erros de posicionamento relativamente grandes que impedem a utilização do sistema de coordenadas do equipamento como referência para medições precisas. Para minimizar o efeito dos erros do sistema de medição sobre o valor medido, foram aplicadas técnicas multi-sensoriais de separação de erros. Na medição do erro de retilidade, uma nova abordagem foi desenvolvida para minimizar a influência do erro de posicionamento axial dos sensores, que constitui a maior fonte de erros no processo de desacoplamento. Foram realizadas simulações computacionais e testes experimentais aplicados à medição do erro de retilidade e de circularidade de vários artefatos que comprovaram a efetividade da metodologia utilizada.

Palavras-chave: Separação de erros; Automação da medição; Erro de retilidade; Erro de circularidade; Métodos multi-sensoriais.

ABSTRACT

PAZIANI, F. T. (2005). *Development of an automated and dedicated measuring system*. Ph.D. Thesis – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2005.

Dedicated measuring systems are particularly recommended for the repetitive inspection of a mechanical feature. However, measuring instruments and systems present errors that deteriorate the result of the inspection. Such a circumstance demands the application of error separation techniques that perform decoupling of errors induced by the measuring system from part errors. This work aims to present an automated measuring system that is dedicated to the task of inspecting straightness and roundness errors in mechanical components. An industrial robot was employed to operate specific measuring devices for each measurement. However, industrial robots present relatively large positioning errors that prevent the use of their coordinate system as a reference to accurate measurements. In order to minimize the effect of the measuring system on the measured value, multi-probe error separation techniques were employed. On the straightness measurement, a new approach was developed to minimize the influence of the axial positioning error of the sensors, which consist of the major error source on the decoupling process. Computational simulations and experimental straightness and roundness tests were accomplished for various artefacts, which confirmed the effectiveness of the employed methodology.

Keywords: Error separation; Measurement automation; Straightness error; Roundness error; Multi-probe methods.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Configurações dos robôs e envelopes de trabalho	8
Figura 2.2 – Braço antropomórfico	9
Figura 2.3 – Acuracidade e repetibilidade	10
Figura 2.4 – Determinação do sistema de medição <i>Fonte: Bosch, 1995</i>	13
Figura 2.5 - (a) Máquina de medir e (b) Braço de medição	13
Figura 2.6 – Princípio de operação do Método STP	18
Figura 2.7 – Método Combinado de Três Pontos	20
Figura 2.8 – Medição com bloco em V	23
Figura 2.9 – Técnicas cordais de medição de erro de circularidade	23
Figura 2.10 – Técnicas radiais de medição de erro de circularidade	24
Figura 2.11 – (a) Verificação de eixos-árvore; (b) e (c) Fontes de erros	25
Figura 2.12 – Método de Tlusty para verificação de eixos-árvore	26
Figura 2.13 – Método de Bryan para verificação de eixos-árvore	27
Figura 2.14 – Método Misto	30
Figura 2.15 – Método Combinado de Três Pontos	31
Figura 3.1 – Movimentos de um corpo rígido	36
Figura 3.2 – (a) Micrômetro (Concordância com o Princípio de Abbè) e (b) Paquímetro (Transgressão do Princípio de Abbè)	41
Figura 3.3 – Erro de co-seno	42
Figura 3.4 – Calibração hipotética de um dos erros geométricos	43
Figura 3.5 – Método da reversão utilizando uma régua padrão	45
Figura 3.6 – Reversão de Donaldson	47
Figura 3.7 – Diagrama esquemático do método S2P	50
Figura 3.8 – Diagrama esquemático do método S3P	53
Figura 3.9 – Erro de posicionamento axial dos sensores	56
Figura 3.10 – Método S3P para medição de erro de circularidade	58
Figura 5.1 – Medição de erro de retilineidade	69
Figura 5.2 – Contribuição do erro do perfil da peça	72
Figura 5.3 – Contribuição do erro translacional do robô	73
Figura 5.4 – Contribuição da rotação do porta-sensores	74
Figura 5.5 – Alinhamento ideal (a) e erro de posicionamento, k_B (b)	75
Figura 5.6 – Medição do erro de circularidade através de três pontos	86
Figura 5.7 – Influência do erro de circularidade da peça	89
Figura 5.8 – Diagrama das componentes ortogonais do erro de movimentação radial	90
Figura 5.9 – IRB140: manipulador (a) e sistema de controle (b)	95

Figura 5.10 – Dispositivo de medição de erro de retilineidade	96
Figura 5.11 – Dispositivo de medição de erro de circularidade	96
Figura 5.12 – Coluna de medição	97
Figura 5.13 – Desenhos de conjunto dos dispositivos porta-sensores	98
Figura 5.14 – Sistemas de coordenadas da base (XYZ) e do punho (xyz)	99
Figura 5.15 – Procedimento de geração do TCP	100
Figura 5.16 – Substituição da ponta seca pelo transdutor	100
Figura 5.17 – Base de granito para medição	101
Figura 5.18 – Diagrama de blocos da placa de aquisição	104
Figura 5.19 – Fluxograma de medição do erro de retilineidade	106
Figura 5.20 – Fluxograma de medição do erro de circularidade	107
Figura 5.21 – Diagrama de tempos para medição do erro de retilineidade	108
Figura 5.22 – Diagrama de tempos para medição do erro de circularidade	109
Figura 5.23 – Algoritmos de separação de erro: (a) retilineidade e (b) circularidade	110
Figura 5.24 – Artefatos para medição	112
Figura 5.25 – Artefato cilíndrico (detalhe)	112
Figura 5.26 – Tipos básicos de trajetos – (a) linear (b) reorientado (c) circular	114
Figura 5.27 – Zona de precisão	115
Figura 5.28 – Seqüência de movimentos do dispositivo de medição de erro de retilineidade	116
Figura 5.29 – Seqüência de movimentos do dispositivo de medição de erro de circularidade	117
Figura 5.30 – Medição do erro de retilineidade	118
Figura 5.31 – Medição do erro de circularidade	118
Figura 6.1 – Medição do erro translacional do manipulador (R_R)	120
Figura 6.2 – Erro translacional do manipulador	121
Figura 6.3 – Medição do erro angular <i>pitch</i> do manipulador (δ)	123
Figura 6.4 – Erro angular <i>pitch</i> do manipulador	123
Figura 6.5 – Simulação dos erros – 1º caso	125
Figura 6.6 – Simulação das leituras dos sensores – 1º caso	126
Figura 6.7 – Comparação entre os erros simulados e calculados – 1º caso	126
Figura 6.8 – Diferenças entre erros simulados e calculados – 1º caso	127
Figura 6.9 – Simulação dos erros – 2º caso	128
Figura 6.10 – Simulação das leituras dos sensores – 2º caso	128
Figura 6.11 – Comparação entre os erros simulados e calculados – 2º caso	129
Figura 6.12 – Diferenças entre erros simulados e calculados – 2º caso	129
Figura 6.13 – Simulação dos erros – 3º caso	130
Figura 6.14 – Simulação das leituras dos sensores – 3º caso	130
Figura 6.15 – Comparação entre os erros simulados e calculados – 3º caso	131

Figura 6.16 – Diferenças entre erros simulados e calculados – 3º caso	131
Figura 6.17 – Influência do erro de posicionamento axial, k_B , sobre R_P	132
Figura 6.18 – Influência do erro de posicionamento axial, k_B , sobre R_P – detalhe	133
Figura 6.19 – Influência do erro de posicionamento axial, k_B , sobre R_R	134
Figura 6.20 – Influência do erro de posicionamento axial, k_B , sobre R_R – detalhe	134
Figura 6.21 – Influência do erro de posicionamento axial, k_B , sobre δ – detalhe	135
Figura 6.22 – Simulação dos erros – 1º caso	136
Figura 6.23 – Simulação das leituras dos sensores – 1º caso	137
Figura 6.24 – Comparação entre os erros simulados e calculados – 1º caso	138
Figura 6.25 – Erro de movimentação radial $e(\theta)_{CALC}$ – resultado da simulação	138
Figura 6.26 – Simulação das leituras dos sensores – 2º caso	139
Figura 6.27 – Comparação entre os erros simulados e calculados – 2º caso	139
Figura 6.28 – Erro de retilineidade do artefato Nº 1 – Modelo completo	141
Figura 6.29 – Erro de movimentação translacional – Modelo completo	142
Figura 6.30 – <i>Pitch</i> do manipulador – Modelo completo	143
Figura 6.31 – Erro de retilineidade do artefato Nº 2 – Modelo completo	144
Figura 6.32 – Erro de retilineidade do artefato Nº 3 – Modelo completo	144
Figura 6.33 – Erro de retilineidade do artefato Nº 1 – Modelo simplificado	145
Figura 6.34 – Erro de retilineidade do artefato Nº 2 – Modelo simplificado	146
Figura 6.35 – Erro de retilineidade do artefato Nº 3 – Modelo simplificado	146
Figura 6.36 – Erro de circularidade do colo Nº 1 – Diagrama cartesiano	147
Figura 6.37 – Erro de circularidade do colo Nº 1 – Diagrama polar	148
Figura 6.38 – Erro de circularidade do colo Nº 2 – Diagrama cartesiano	149
Figura 6.39 – Erro de circularidade do colo Nº 2 – Diagrama polar	149
Figura 6.40 – Erro de circularidade do colo Nº 3 – Diagrama cartesiano	150
Figura 6.41 – Erro de circularidade do colo Nº 3 – Diagrama polar	150
Figura 6.42 – Erro de circularidade do colo Nº 4 – Diagrama cartesiano	151
Figura 6.43 – Erro de circularidade do colo Nº 4 – Diagrama polar	152
Figura 6.44 – Erro de movimentação radial do eixo – Diagrama cartesiano	152
Figura 6.45 – Erro de movimentação radial do eixo – Diagrama polar	153

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Expressões para a calibração hipotética	43
Tabela 6.1 – Influência do erro de posicionamento axial (k_B) sobre R_P	133
Tabela 6.2 – Influência do erro de posicionamento axial (k_B) sobre R_R	134

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	1
2. SISTEMAS ROBÓTICOS E MÉTODOS DE SEPARAÇÃO DE ERROS	5
2.1. ROBÔS INDUSTRIAIS	6
2.1.1. CONFIGURAÇÕES DOS ROBÔS INDUSTRIAIS	7
2.1.2. ACURACIDADE E REPETIBILIDADE	9
2.2. SISTEMAS NÃO-CONVENCIONAIS DE MEDIÇÃO	12
2.2.1. SISTEMAS ROBÓTICOS DE MEDIÇÃO	14
2.3. MÉTODOS DE SEPARAÇÃO DE ERROS	16
2.3.1. MEDIÇÃO DE ERRO DE RETILINEIDADE	17
Métodos Multi-Sensoriais para Medição do Erro de Retilineidade	18
2.3.2. MEDIÇÃO DE ERRO DE CIRCULARIDADE	22
Métodos Multi-Sensoriais para Medição do Erro de Circularidade	28
3. ASPECTOS TEÓRICOS SOBRE MÉTODOS DE SEPARAÇÃO DE ERROS	34
3.1. FONTES DE ERROS EM SISTEMAS MECÂNICOS	34
3.1.1. ERROS GEOMÉTRICOS	35
3.1.2. TIPOS DE ERROS	36
Erros Quase-Estáticos	37
Erros Dinâmicos	38
Erros Cinemáticos	39
Erros da Ferramenta e da Peça	40
Outros Tipos de Erros	40
3.1.3. CLASSIFICAÇÃO DOS ERROS QUANTO AO COMPORTAMENTO	42
3.2. ASPECTOS TEÓRICOS SOBRE DESACOPLEMENTO DE ERROS	44
3.2.1. MÉTODOS DE MÚLTIPLA ORIENTAÇÃO	44
Reversão da Régua-Padrão	44
Reversão da Esfera-Padrão	46
3.2.2. MÉTODOS MULTI-SENSORIAIS	49
Medição do Erro de Retilineidade Através de Dois e Três Pontos	50
Medição do Erro de Circularidade Através de Três Pontos	58

4. SISTEMA DEDICADO E AUTOMATIZADO DE MEDIÇÃO	62
4.1. ELABORAÇÃO DOS MODELOS DE ERROS	64
4.2. DISPOSITIVOS DE MEDIÇÃO	65
4.3. INTERFACEAMENTO E PROGRAMAS COMPUTACIONAIS	65
4.4. TESTES SIMULADOS E EXPERIMENTAIS	67
5. MODELOS DE ERROS E DESENVOLVIMENTO DO SISTEMA AUTOMATIZADO E DEDICADO DE MEDIÇÃO	68
5.1. MODELO PARA A MEDIÇÃO DE ERRO DE RETILINEIDADE	69
5.1.1. ERROS DEVIDO AO PERFIL DA PEÇA	71
5.1.2. ERROS DEVIDO À TRANSLAÇÃO DO ROBÔ SEGUNDO A TRAJETÓRIA DE MEDIÇÃO	72
5.1.3. ERRO DEVIDO À ROTAÇÃO DO DISPOSITIVO PORTA-SENSORES	74
5.1.4. ERRO DE POSICIONAMENTO AXIAL DOS SENSORES	75
5.1.5. A REDUNDÂNCIA DE DADOS	81
5.1.6. SOLUÇÃO NUMÉRICA DO MODELO	85
5.2. MODELO PARA A MEDIÇÃO DE ERRO DE CIRCULARIDADE	86
5.2.1. ERRO DE CIRCULARIDADE DA PEÇA	88
5.2.2. ERRO DE MOVIMENTAÇÃO RADIAL	89
5.2.3. REDUNDÂNCIA DE DADOS E SOLUÇÃO DO MODELO	91
5.3. APARATO MECÂNICO E DISPOSITIVOS DE MEDIÇÃO	94
5.3.1. O ROBÔ INDUSTRIAL	95
5.3.2. OS DISPOSITIVOS DE MEDIÇÃO	95
Ponto Central da Ferramenta (TCP)	99
5.3.3. OS DISPOSITIVOS DE FIXAÇÃO	101
5.4. INTERFACE ELETRÔNICA E PROGRAMAS COMPUTACIONAIS	102
5.4.1. A PLACA DE CONVERSÃO AD/DA	102
5.4.2. O ALGORITMO DE MEDIÇÃO	105
5.5. MEDIÇÃO DOS ERROS	111
5.5.1. OS ARTEFATOS	111
5.5.2. MOVIMENTAÇÃO DO MANIPULADOR	112
Programação dos Movimentos do Manipulador	113
Movimentos do Manipulador para a Medição dos Erros de Retilidade e Circularidade	116

6 APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	119
6.1. MEDIÇÃO DOS ERROS DO MANIPULADOR	120
6.2. RESULTADOS DAS SIMULAÇÕES COMPUTACIONAIS	124
6.2.1. RESULTADOS SIMULADOS DA MEDIÇÃO DO ERRO DE RETILINEIDADE	124
6.2.2. RESULTADOS SIMULADOS DA MEDIÇÃO DO ERRO DE CIRCULARIDADE	136
6.3. RESULTADOS DAS MEDIÇÕES EXPERIMENTAIS DOS ERROS DE RETILINEIDADE E CIRCULARIDADE ATRAVÉS DO SISTEMA PROPOSTO	140
6.3.1. RESULTADOS DA MEDIÇÃO DO ERRO DE RETILINEIDADE	141
6.3.2. RESULTADOS DA MEDIÇÃO DO ERRO DE CIRCULARIDADE	147
7. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	154
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	159
ANEXOS	165

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

Em quase todos os aspectos da vida cotidiana, as medições ocupam posição especialmente importante. Na indústria, medições precisas são vitais, particularmente aquelas ligadas à Engenharia Mecânica, onde o conhecimento das dimensões é essencial para assegurar que os componentes produzidos através dos diversos processos de manufatura estejam dentro das especificações.

A informatização dos procedimentos de medição e a aplicação de sistemas comandados numericamente na execução de tarefas anteriormente realizadas apenas pelo homem exigem que hoje sejam projetados e construídos sistemas de medição integrados ao processo de manufatura. Grande parte das pesquisas desenvolvidas atualmente tem como cunho principal o estudo das formas e estratégias de medição, da integração dos sistemas de medição com os processos de fabricação e do

desenvolvimento de componentes com perspectivas de se tornarem produtos de alta tecnologia no futuro.

Um grande avanço no campo da integração dos sistemas de medição ao meio produtivo ocorreu com a introdução das Máquinas de Medir à Três Coordenadas (MM3C), que permitiram a realização de medições complexas em tempo recorde. Entre outros ganhos importantes, isto possibilitou também a diminuição da variedade de instrumentos convencionais nos laboratórios de Metrologia. Entretanto, durante a realização de medições repetitivas e de peças com geometria relativamente simples, as MM3C podem não ser tão eficientes e adequadas quanto os dispositivos dedicados de medição. Nestes casos, alguns fatores permitem o questionamento sobre a utilização e a conveniência das MM3C, entre eles, a quantidade de peças a serem inspecionadas (HOCKEN, 1995).

Problemas como estes têm levado pesquisadores a estudar cuidadosamente as aplicações e o desempenho metrológico dos dispositivos dedicados de medição, sua integração ao sistema produtivo e a manipulação apropriada dos dados provenientes de uma medição.

O Brasil, assim como inúmeros outros países, enfrenta ainda muitas dificuldades a serem superadas na área industrial. Dentre os vários problemas existentes, destaca-se a necessidade de automação dos processos de manufatura. Através da implementação de sistemas automatizados busca-se o aumento da produtividade, em conjunto com o aumento da qualidade dos produtos industrializados. Desta forma, fica garantida a competitividade do país frente às demais nações do globo.

Sob o ponto de vista da metrologia dimensional, a utilização de instrumentos dedicados e automáticos é capaz de proporcionar rapidez e objetividade ao processo de medição. Por exemplo, em indústrias que produzem centenas de milhares de peças cilíndricas simples, cujo diâmetro deve ser controlado em alguns micrometros, é altamente desejável a implementação de um sistema automático de medição, dedicado à única função de medir diâmetros. Neste caso, a MM3C não pode ser considerada uma alternativa viável.

A associação de um sistema flexível de posicionamento, ou seja, um robô industrial operando instrumentos de medição, é capaz de fornecer qualidade e velocidade ao processo de inspeção e ao mesmo tempo proporcionar alta adaptabilidade do sistema para medir as diversas características presentes em uma peça.

Entretanto, robôs industriais apresentam baixa acuracidade de posicionamento, fator este que impede a realização de medidas confiáveis sem a aplicação de alguma técnica de separação de erros que permita o desacoplamento do erro do robô. Ainda, as próprias técnicas de separação de erros encontradas na literatura corrente apresentam limitações que comprometem sua aplicação.

Diante do exposto, o objetivo deste trabalho é apresentar um sistema dedicado para avaliação automatizada de erros de retilidade e de circularidade, que utiliza como base um robô industrial. Para alcançar o objetivo proposto, foram desenvolvidos modelos representativos do sistema de medição que levam em consideração o tipo de medida realizada.

Foram projetados e construídos dispositivos de medição, assim como foram elaborados programas computacionais para a aquisição de dados e realização dos cálculos necessários. Foram realizados testes simulados e experimentais aplicados à medição dos erros de retilidade e de circularidade de vários artefatos. Uma breve descrição do desenvolvimento do trabalho encontra-se a seguir.

No capítulo dois desta tese é apresentada a revisão bibliográfica sobre robôs industriais e sua aplicação em sistemas de medição. Ainda, são discutidos alguns métodos clássicos de medição de erros de retilidade e circularidade, com ênfase especial aos métodos multi-sensoriais de separação de erros.

No capítulo três são abordados os tipos de erros presentes em um conjunto mecânico, como por exemplo, uma máquina-ferramenta, bem como aspectos teóricos relacionados às técnicas de separação de erros que fundamentam este trabalho.

O capítulo quatro deste trabalho apresenta a proposta realizada para a medição de erros de retilineidade e circularidade utilizando um robô industrial como instrumento de medição. Uma descrição das etapas envolvidas para a efetivação da proposta também é apresentada.

O desenvolvimento da metodologia proposta é apresentado no capítulo cinco. Neste, são descritos os modelos matemáticos relativos às medições dos erros de retilineidade e de circularidade, bem como o aparato mecânico, eletrônico e computacional desenvolvido para a realização do trabalho.

No capítulo seis, os resultados experimentais são apresentados. Também são discutidos e validados os modelos desenvolvidos para as medições propostas. Uma discussão sobre os métodos de solução dos modelos é realizada.

O capítulo sete apresenta as conclusões relacionadas ao trabalho desenvolvido e sugestões para futuros trabalhos.

CAPÍTULO 2

SISTEMAS ROBÓTICOS E MÉTODOS DE SEPARAÇÃO DE ERROS

A automação dos processos de fabricação experimentou forte crescimento nas duas últimas décadas, em parte devido à expansão do mercado de máquinas de controle numérico computadorizado. A utilização de máquinas-ferramenta automáticas é hoje lugar-comum.

Entretanto, os processos de medição efetivamente realizados nas linhas de produção ainda dependem da utilização de instrumentos e técnicas convencionais, realizadas manualmente, com exceção da utilização de máquinas de medir a três coordenadas (MM3C).

O advento das máquinas de medir proporcionou a medição de peças com geometrias complexas com maior rapidez. Entretanto a eficiência da medição por coordenadas é questionável no caso de grandes lotes de peças com geometrias simples. Neste caso, a medição através de instrumentos dedicados será mais rápida e eficaz.

A automatização do sistema de medição pode ser conseguida através do emprego de um robô industrial operando sensores adequados para o tipo de medição desejada. A baixa acuracidade de posicionamento dos robôs industriais convencionais, porém, inviabiliza a realização de medições precisas utilizando as coordenadas do próprio robô como referência, pois os erros de posicionamento do robô influenciam de forma deletéria a medida realizada. Nestes casos, torna-se necessária a aplicação de técnicas de separação de erros que produzam o desacoplamento entre o erro do mensurando e os erros induzidos pelo robô industrial.

2.1. ROBÔS INDUSTRIAIS

Segundo a definição da ISO 8373:1994 (*International Standards Organisation*): “O robô industrial é um manipulador controlado automaticamente, reprogramável e multifuncional, programável em três ou mais eixos”.

Nas últimas décadas, o interesse das indústrias com relação à aplicação de robôs nas linhas de produção cresceu enormemente. Preços menores, maior facilidade de implementação do sistema robótico e desempenho melhorado permitem a aplicação de robôs em um número cada vez maior de situações.

Robôs industriais são extensivamente utilizados nas linhas de produção na realização de tarefas repetitivas e relativamente simples, tais como soldagem a ponto, pintura, paletização, montagem de componentes, carregamento e descarregamento de máquinas-ferramenta. Normalmente estas tarefas exigem um número pequeno de garras, dispositivos de fixação e sensores. Ainda, os programas de movimentação do robô são mais simples nestes casos.

Alguns aspectos podem ser discutidos para justificar a implementação de sistemas robóticos. Primeiramente, as indústrias objetivam o aumento da qualidade dos produtos através da melhoria do

controle dos processos de fabricação. Esta ação torna-se facilitada em sistemas automáticos, pois é excluída a influência do operador humano.

Outro fator a ser considerado é a velocidade na execução de um determinado trabalho. A maior velocidade do robô, comparada à do operador humano, proporciona, entre outros predicados, que maior produtividade seja alcançada.

2.1.1 – Configurações dos robôs industriais

Robôs industriais apresentam-se em configurações mecânicas variadas, logo, a seleção da configuração mais adequada para a realização de uma determinada função é um importante aspecto a ser abordado. Na maioria dos manipuladores, existe uma distinção entre a função do braço propriamente dito e a função do punho. De modo geral, a função do braço é transportar e posicionar um elemento, e a função do punho é orientá-lo. (TODD, 1986). As configurações mais comuns de braços robóticos na indústria mecânica estão ilustradas na figura 2.1.

Os robôs de coordenadas *cartesianas* são baseados em conexões de juntas prismáticas e correspondem ao sistema de mais simples movimentação e posicionamento, dada a facilidade de cálculo dos movimentos necessários para transladar um elemento de um ponto a outro.

Os robôs de coordenadas *esféricas* compreendem a primeira montagem largamente utilizada pelas indústrias, sobretudo no abastecimento de prensas hidráulicas devido ao relativamente extenso alcance longitudinal.

Os braços robóticos de coordenadas *cilíndricas* são comumente empregados em montagem de placas de circuitos impressos além de manipulação de material e carregamento e descarregamento de máquinas.

Os robôs SCARA (*Selective Compliance Assembly Robot Arm*) são considerados os mais velozes entre as configurações, pois os servo-

motores têm seus eixos orientados verticalmente. Desta forma, a carga sobre os servo-motores não é afetada pela ação da gravidade.

Figura 2.1 – Configurações dos robôs e envelopes de trabalho

Os robôs *paralelos*, desenvolvidos a partir de uma plataforma de Stewart, são especialmente vantajosos quando altas taxas de aceleração são requeridas. No campo aeroespacial, são empregados como base para simuladores de voo. Existem MM3Cs e máquinas-ferramenta baseadas nesta configuração.

Os robôs *antropomórficos* apresentam amplo envelope de trabalho na direção vertical, relativamente grande em relação ao tamanho da unidade mecânica e também proporcionam grande mobilidade do punho. As aplicações comuns deste tipo de robô são a soldagem, a pintura e a manipulação de material.

Os robôs antropomórficos também são conhecidos como “*robôs de seis eixos*”, devido à sua configuração mecânica. Seis motores atuam de maneira coordenada para posicionar e orientar uma ferramenta instalada na extremidade do manipulador. A figura 2.2 mostra as direções de rotação dos seis eixos de um robô antropomórfico.

Figura 2.2 – Braço antropomórfico

A maior vantagem observada nesta configuração é a capacidade de orientar o punho do robô em todas as direções, e posicioná-lo em espaços muito limitados. De modo geral, robôs antropomórficos, se comparados com as demais configurações, requerem menores estruturas mecânicas para aplicações que envolvam envelopes de trabalho relativamente pequenos, o que pode ser traduzido em menor custo (CRAIG, 1989). Este conjunto de fatores conduziu à seleção do modelo antropomórfico para aplicação neste trabalho.

2.1.2 – Acuracidade e repetibilidade

Segundo Appleton e Williams (1987), a repetibilidade de posicionamento de um robô pode ser definida como a largura da distribuição formada pelos pontos atingidos, enquanto a acuracidade é definida como a diferença entre a posição programada e a média das posições atingidas, tais como ilustrado na figura 2.3.

A acuracidade de posicionamento de um robô não é fundamental para que um robô realize satisfatoriamente as tarefas programadas. As aplicações mais comumente encontradas na indústria requerem, de modo geral, boa repetibilidade de posicionamento.

Figura 2.3 – Acuracidade e repetibilidade

Freqüentemente os programas de movimentação do manipulador são elaborados *on-line*, ou seja, o operador posiciona manualmente um ponto conveniente do manipulador (que pode ser a extremidade de uma ferramenta acoplada ao punho do robô) em diversas posições no envelope de trabalho. Se o manipulador for capaz de atingir as posições programadas de maneira repetida, dentro de limites considerados adequados, então a tarefa programada será concluída de modo eficaz.

Piratelli-Filho, Di Giacomo e Siqueira (2000) realizaram uma análise do desempenho de um robô antropomórfico empregado em uma célula de soldagem. Através de medições experimentais, os autores levantaram os erros de movimentação do manipulador em vários trajetos dentro do envelope de trabalho, através de programação *on-line*. Enquanto a acuracidade de posicionamento atingiu valores tão altos quanto 1700 μm , a repetibilidade de posicionamento foi praticamente constante em todos os trajetos, com valor aproximado de 100 μm em todo o volume de trabalho.

Sob o ponto de vista econômico, entretanto, é muito mais vantajoso para as indústrias realizarem a programação dos manipuladores em modo

off-line, ou seja, o algoritmo de movimentação é construído em um ambiente computacional que reproduz um modelo cinemático do manipulador. Ao final da programação, o algoritmo é executado a partir do sistema de controle do manipulador e deste ponto em diante a qualidade da tarefa a ser executada é fortemente dependente da acuracidade de posicionamento. Sempre que uma posição e orientação do punho do manipulador forem definidas em coordenadas cartesianas em vez de posições gravadas, a acuracidade torna-se extremamente importante para que o equipamento possa realizar corretamente a tarefa. Para atividades como a pintura, por exemplo, uma eventual baixa acuracidade não alteraria a qualidade do produto final. No caso da solda a ponto, erros podem ser acumulados e produzir resultados indesejados.

As fontes de erros em robôs podem ser segmentadas em quatro categorias. Erros geométricos, dinâmicos, térmicos e erros provenientes do próprio sistema mecânico.

Erros geométricos, apesar de pequenos, são inevitáveis devido a inacuracidades inerentes aos processos de fabricação. Dependendo da configuração do robô, estes erros podem se manifestar como erros de movimentação translacional e/ou rotacional, erros de ortogonalidade e erros de paralelismo. Segundo Greenway (2000), raramente estes erros são considerados nas equações que descrevem o comportamento cinemático do robô. Contrariamente, os valores designados pelo fabricante são utilizados, resultando em cálculos cinemáticos imperfeitos.

Erros dinâmicos associados aos movimentos do robô resultam tanto da inércia do sistema, que varia com a aceleração e com a carga exercida sobre o robô, quanto das solicitações estruturais excitadas pela própria movimentação do equipamento. Para a maioria das tarefas industriais, estes erros são negligenciados, pois ocorrem principalmente durante a movimentação, e não nos pontos que são atingidos de forma quase-estática ao final de cada trajetória.

Dadas as propriedades mecânicas dos materiais utilizados na construção dos robôs, ocorrem erros devido às contrações e expansões

térmicas. Como estes erros produzem alterações na geometria do sistema, é comum serem classificados como erros geométricos. Porém, como ocorrem sob o efeito da variação de temperatura, são normalmente denominados de erros termicamente induzidos. Geralmente, as fontes de calor que originam estes erros são os servo-motores, atrito nos mancais, mecanismos de transmissão de movimentos, circuitos eletrônicos e alterações ambientais.

Os erros provenientes do sistema mecânico incluem aqueles originados de calibração inapropriada, inacuracidade dos sensores de posição, folgas nos mancais e servo-motores deficientes.

Dada a variedade de erros existentes e a simultaneidade em que podem ocorrer, torna-se muito difícil e dispendioso identificar e compensar cada erro, seja no momento em que ocorrem, ou posteriormente, através de um algoritmo de compensação de erros.

2.2. SISTEMAS NÃO-CONVENCIONAIS DE MEDIÇÃO

A seleção de um sistema de medição deve levar em conta uma série de fatores, entre os quais a geometria a ser verificada, os níveis de tolerância exigidos, o número de peças a serem inspecionadas, o grau de complexidade da peça e a capacidade de reconfiguração do sistema para eventuais mudanças na linha de produção. A figura 2.4 indica que um sistema de medição pode ser determinado levando-se em conta o número de peças no lote e a variedade das peças a serem verificadas (HOCKEN, 1995).

As *máquinas de medir a três coordenadas* (MM3C) são talvez os mais flexíveis instrumentos de medição, com a capacidade de medir coordenadas cartesianas de pontos espaciais através de escalas de medição e um apalpador, freqüentemente do tipo *touch-trigger*, que pode ser substituído por sondas de varredura a laser ou câmeras CCD. Peças de geometrias complexas podem ser medidas com a utilização das MM3Cs

com certa facilidade. Os modelos mais modernos apresentam resolução de $0,1 \mu\text{m}$.

Figura 2.4 – Determinação do sistema de medição *Fonte: Bosch, 1995*

Alternativamente às MM3Cs, os braços articulados de medição são capazes de realizar medições através da leitura dos transdutores rotativos das articulações. O apalpador é posicionado manualmente sobre a peça e o usuário comanda a aquisição dos pontos de medida. A figura 2.5 ilustra uma MM3C e um braço de medição.

(a)

(b)

Figura 2.5 - (a) Máquina de medir e (b) Braço de medição

A posição do apalpador é calculada através do conhecimento das leituras dos encoders rotativos e dos comprimentos das partes que compõem o braço. A acuracidade deste sistema é de aproximadamente 12 μm ou ainda mais pobre, ou seja, substancialmente inferior à das MM3Cs.

Considerando o caso de lotes muito grandes contendo peças de geometria simples, os sistemas dedicados e automáticos de medição são potencialmente mais eficientes, como comentado anteriormente, podendo, inclusive realizar a medição de 100% das peças do lote, como os utilizados nos sistemas de montagem seletiva ou de controle de qualidade total.

Grant (1995) considera a medição do lote completo indesejável, pois representa a permissividade de ocorrência de erros durante o processo, ou seja, assegura que o processo é pobremente controlado. Entretanto, Boillot e Uota (2002) afirmam que o objetivo da inspeção total não é compensar o mau processo, mas identificar peças muito defeituosas. Uma justificativa adicional para a inspeção total é a classificação e separação das peças para montagem seletiva. Neste caso, uma MM3C não será tão eficaz quanto um sistema dedicado e automático de medição.

2.2.1 – Sistemas robóticos de medição

A aplicação de robôs industriais como instrumentos de medição não é trivial e a baixa acuracidade de posicionamento torna-se uma restrição grave. Os níveis de acuracidade atualmente proporcionados pelos robôs industriais não são suficientes para fornecer bons resultados no caso de medição por coordenadas. Fatores como as tolerâncias de fabricação das partes que compõem o robô, elasticidade nas juntas, resolução dos *resolvers*, limitações do sistema de controle, entre outros, produzem em cada robô um comportamento único que limita inclusive a aplicação de técnicas de compensação de erros.

Sobre braços antropomórficos, Hoshizaki e Bopp (1990), consideram que repetibilidade e acuracidade desta configuração são insuficientes para

executar tarefas que exijam alta precisão. A acuracidade é raramente citada nos prospectos dos fabricantes, sendo às vezes várias ordens de grandeza pior que a repetibilidade do robô (YOUNG e PICKIN, 2000).

No início do desenvolvimento das MM3Cs CNC, foi utilizada a designação “robô de medição” para identificar estes equipamentos automáticos de medição (BROWN & SHARPE DEA, 2004). Entretanto, esta designação é imprecisa, devendo ser evitada.

Sobre a possibilidade de um equipamento de medição ser acoplado à extremidade de um robô para realizar medições, Greenway (2000), comenta: “*Conceptually, a measurement device is mounted to the end-effector of a robot that moves this device into position to take a measurement. All measurements are related back to robot position; the measurement accuracy will only be as accurate as the robot positioning*”. O vínculo entre medições realizadas e a posição do robô o descredencia como base para um sistema de medição.

Furutami e Kamahora (2001) desenvolveram um artefato para calibração de um robô paralelo utilizado como MM3C. O artefato, análogo a uma barra de esferas, consiste de dois anéis metálicos unidos por um fio também metálico. Como o robô paralelo apresentou acuracidade igual a 1 mm, a acuracidade do artefato, igual a 0,15 mm, foi suficiente para realizar a calibração. Porém, torna-se inviável a realização de medidas precisas com instrumento que apresenta tal acuracidade.

Kato, Sone e Nomura (1991) apresentaram um sistema de medição no qual um robô industrial dotado de um sensor de deslocamento foi utilizado para medir erro de circularidade. O robô posicionou o sensor em três pontos distintos sobre a peça e uma leitura foi tomada de cada vez. O valor do erro foi calculado através do método dos três pontos (MITSUI, 1982). Como a faixa de leitura do apalpador era de $\pm 2 \mu\text{m}$, um atuador piezoelétrico teve como objetivo posicionar o sensor de deslocamento dentro da faixa para realizar a medida. Comparando-se os valores obtidos com valores de medição em instrumento comercial, os autores observaram erros de até 17% nas componentes de 1 μm (10 a 12 lóbulos).

No campo da medição sem contato, muitas empresas vêm implementando dispositivos de varredura a laser na extremidade de manipuladores com o objetivo de realizar medições ditas mais precisas. Entretanto, a acuracidade das medições realizadas através destes sistemas é limitada pela acuracidade do robô, que é da ordem de 0,1 mm. Portanto, a utilização da posição do robô como referência para as medidas tomadas pelo sistema laser deve ser realizada com cautela e quando conveniente, apenas.

São exemplos deste tipo de aplicação: Lee e Park (2000) desenvolveram algoritmos para inspeção de peças de forma livre por varredura a laser. Boillot e Uota (2002) utilizaram a medição com braço robótico e sensor óptico laser para a verificação de cordões de solda em carrocerias de veículos automotores. Picard (2002) desenvolveu um algoritmo para avaliar e corrigir o posicionamento na montagem de partes de veículos através de robôs. Estes exemplos tratam de aplicações que exigem baixos níveis de precisão, permitindo a realização de medidas tendo por referência a posição do robô.

Como é possível observar, sistemas robóticos de medição quase sempre são destinados a verificações de dimensões de grande tolerância, devido à ausência de uma referência adequada para a realização das medidas.

Para tornar as medições independentes do sistema de referência do robô, faz-se necessária a aplicação de métodos de separação de erros que permitam o desacoplamento entre os erros do objeto verificado e aqueles advindos do sistema robótico de medição.

2.3. MÉTODOS DE SEPARAÇÃO DE ERROS

A aplicação de técnicas de separação de erros é especialmente desejável em medições nas quais os erros provenientes do sistema de medição apresentam grandezas não negligenciáveis se comparado aos

erros do mensurando. Nestes casos, considerar o instrumento como referência para a medição constitui um equívoco.

No caso da medição automatizada e dedicada de retilidade, os erros originados da baixa acuracidade de posicionamento do robô desqualificam o equipamento como referência para a medição. Para que seja possível extrair resultados confiáveis de um sistema de medição cujos erros possam até mesmo exceder aos da peça verificada, é essencial que sejam empregados métodos de separação que eliminem a influência dos erros do sistema de medição na leitura do erro da peça.

2.3.1 – Medição do erro de retilidade

As técnicas de múltipla orientação, comumente conhecidas como técnicas de reversão, são caracterizadas pela manipulação mecânica de um grau de liberdade do sistema exceto a direção de deslocamento do sensor utilizado. Esta operação inverte o sinal de uma componente do erro.

O método da reversão, que têm sua origem na década de 1940, é talvez o mais conhecido e foi desenvolvido para avaliar máquinas-ferramenta produzidas na época (BRYAN e CARTER, 1989).

Basicamente, o método requer a realização de duas medições, envolvendo normalmente uma guia e uma régua padrão. O objetivo da utilização do método da reversão é inverter o sinal do erro da guia, permitindo o desacoplamento do erro da régua padrão, sempre presente na medição. Deve ser observado que a mais importante limitação apresentada por este método simples é a manipulação do transdutor durante o processo de reversão.

O trabalho de Evans, Hocken e Estler (1996) apresenta uma revisão extremamente abrangente de inúmeras técnicas de reversão, aplicáveis a uma vasta gama de situações comumente encontradas na indústria mecânica.

MÉTODOS MULTI-SENSORIAIS PARA MEDIÇÃO DO ERRO DE RETILINEIDADE

Os métodos multi-sensoriais para medição de erro de forma apresentam a vantagem de prescindir da manipulação do mensurando tal como requerido nas técnicas de reversão.

Um método para a medição do erro de retilineidade, denominado *Método STP* (do inglês "*Sequential Two Points*", ou "*Dois Pontos Seqüenciais*"), foi aplicado por Tanaka et al (1981) para avaliar uma fresadora de grande porte. O método permitiu que o erro de retilineidade das guias principais da fresadora fosse obtido isento do erro de retilineidade de um artefato utilizado como referência. O método opera da seguinte forma: dois sensores de deslocamento do tipo *eddy-current*, fixos ao carro principal da máquina-ferramenta, são transladados ao longo da direção de avanço com o objetivo de detectar o deslocamento relativo entre máquina e artefato. Os sinais dos transdutores são coletados em intervalos regulares correspondentes à distância entre os sensores. O erro de retilineidade é calculado através de um algoritmo em termos dos deslocamentos relativos medidos, produzindo resultado comparável aos obtidos por interferômetro Laser. A figura 2.6 ilustra o princípio de funcionamento do método STP.

Figura 2.6 – Princípio de operação do Método STP

Deve ser salientado que o objetivo da investigação de Tanaka et al foi o desenvolvimento de uma técnica para avaliar a máquina para uma

futura implementação de procedimentos de compensação de erros durante a usinagem.

O interesse na medição dos erros da peça teve início com o trabalho de Tozawa et al (1982), que verificaram o erro de cilindricidade de uma peça em um torno CNC através de medidas do erro de retilineidade em diversas geratrizes de um cilindro associadas com a medição do erro de circularidade em algumas seções transversais da peça, e foi assumida a hipótese de inexistência de movimento do centro da peça na direção radial. Entretanto, tal movimento pode ser significativo a ponto de induzir erros no perfil identificado. A aplicação da reversão de Donaldson (Donaldson, 1972) ao sistema permitiria a determinação do erro de cilindricidade independentemente do erro de movimentação do centro da peça.

Tanaka e Sato (1986) elaboraram um método que utiliza três sensores para medição do erro de retilineidade. O método, denominado *STrP* (do inglês "*Sequential Three Points*", ou "*Três Pontos Seqüenciais*"), é uma extensão direta do princípio de operação do método STP. O acréscimo de um sensor ao sistema ilustrado na figura 2.6 permite o desacoplamento entre o erro angular *yaw*, erro de movimentação do carro devido ao erro de retilineidade das guias e o erro de retilineidade do artefato. Simulações computacionais demonstraram a aplicabilidade do método. Todavia, não foram apresentados resultados de testes experimentais que comprovassem a eficácia do método em situações práticas.

Um método multi-sensorial baseado no método STP para a detecção de componentes em alta frequência no perfil de retilineidade através de dois sensores foi desenvolvido por Kiyono e Gao (1994). O denominado *Método Combinado* requer a aquisição de vários conjuntos de dados em intervalos menores que a distância entre os sensores. Um algoritmo foi elaborado para determinar as alturas relativas entre os vários grupos de dados. O método prosseguiu com o cancelamento do erro do sistema de medição através da diferença entre as leituras dos dois sensores.

Finalmente, a integração numérica da saída diferencial resultou o perfil aproximado da peça.

Em um trabalho subsequente, Gao e Kiyono (1996) discutiram a influência dos erros de posicionamento do dispositivo porta-sensores ao longo do comprimento de medição de um perfil do tipo degrau através do método Combinado. Foi verificado que erros significativos na avaliação do perfil são originados do caráter descontínuo do perfil e da área sensora do transdutor sobre a margem do degrau.

O método Combinado não produz o desacoplamento do erro angular do porta-sensores, tendo sua aplicação restrita a situações nas quais o erro angular não seja significativo. Uma extensão do método Combinado para medição com três sensores foi desenvolvida por Gao e Kiyono (1997a), que possibilitaria a separação do erro angular do sistema de medição. O sistema está ilustrado na figura 2.7. A determinação do perfil medido foi conseguida através da dupla integração numérica da saída diferencial dos sensores. Os resultados apresentados foram consistentes, mas os autores não discutiram a qualidade das guias sobre as quais o dispositivo porta-sensores é movimentado. Aparentemente, o erro de retilidade das guias seria muito menor que o erro do perfil. A grandeza do erro angular e o efeito do erro de posicionamento axial também não foram discutidos pelos autores.

Figura 2.7 – Método Combinado de Três Pontos

Algumas técnicas no domínio da frequência para medição do erro de retilidade foram desenvolvidas a partir de diferentes abordagens do método multi-sensorial descrito por Whitehouse para medição do erro de circularidade (WHITEHOUSE, 1976). Li et al (1996) propuseram uma técnica freqüencial para estimar o erro de retilidade em tornos de ultra-precisão. Foi desenvolvido um algoritmo para tratar os dados de medição de forma a simular um comportamento periódico que permitisse a aplicação da Transformada Discreta de Fourier (DFT) ao conjunto de dados.

Os resultados apresentados não avaliaram a influência do erro angular sobre o erro medido, pois os experimentos foram executados com dois sensores apenas, em discordância com o desenvolvimento teórico, realizado para três sensores.

Fung e Yang (2000) utilizaram a mesma aproximação da técnica no domínio da frequência de Whitehouse para medir o erro de movimentação de um carro sobre as guias de uma máquina-ferramenta visando compensação ativa de erro. Os autores consideraram a hipótese que cada passo de medição corresponde a um ciclo completo de uma função periódica, facilitando a aplicação da Transformada de Fourier. A influência do erro angular não foi avaliada.

Gao et al (2002) desenvolveram um sistema multi-sensorial para medição do erro de retilidade de perfis cilíndricos. O sistema consistiu de dois dispositivos de medição, cada um contendo três sensores de deslocamento. O processo de medição foi realizado em duas etapas.

Na primeira etapa, o cilindro foi medido em duas geratrizes diametralmente opostas através do duplo sistema de medição. Na etapa seguinte, foi realizada a reversão do cilindro e a medição das geratrizes do cilindro foi repetida. Atenção deve ser dispensada ao fato da compensação do erro de posicionamento axial dos sensores dever-se exclusivamente à utilização da técnica da reversão. Ainda, a aplicação do método da reversão sugere que se pode prescindir do método multi-sensorial e do elevado número de sensores.

O erro de posicionamento axial, que introduz uma deformação de perfil parabólico no resultado da medição, e que está discutido nos capítulos subseqüentes desta tese, não foi avaliado pelo autor.

Um arranjo multi-sensorial para avaliação de perfil em uma superfície cilíndrica foi apresentado por Endo, Gao e Kiyono (2003). Com o objetivo de verificar desvios de circularidade e retilineidade, cinco sensores foram empregados na tomada de dados de deslocamento ao longo de uma trajetória espiral descrita sobre a superfície de um cilindro. A técnica de desacoplamento de erros utilizada, no domínio da frequência, produziu bons resultados apenas na estimativa da circularidade. Não foram apresentados resultados do desacoplamento do erro de retilineidade.

Weingärtner e Elster (2004) propuseram um sistema que requer a utilização de quatro sensores de deslocamento para a medição de erros de forma em superfícies. O sistema é basicamente uma extensão do método dos três pontos. O quarto sensor asseguraria que a representação da superfície examinada seria única quando o passo de medição é inferior à distância entre os sensores. A deformação provocada pelo erro de posicionamento axial dos sensores não foi discutida, tampouco foram apresentados resultados experimentais da aplicação do sistema proposto.

2.3.2 – Medição do erro de circularidade

De modo geral, as técnicas de medição do erro de circularidade podem ser classificadas em diametrais, cordais e radiais. A técnica *diametral* consiste na realização de diversas medições do diâmetro da peça, sendo o erro de circularidade considerado como a metade da diferença entre o máximo e o mínimo diâmetros obtidos. O método diametral deve ser aplicado somente quando o perfil da peça é previamente conhecido e contém número par de lóbulos. Em perfis com número ímpar de lóbulos, a medição diametral produz sempre o mesmo resultado e o erro não pode ser detectado (WHITEHOUSE, 1994).

Os métodos *cordais* requerem o posicionamento da peça a ser medida em um bloco em forma de V e em seguida fazê-la girar enquanto

são observadas as leituras de um transdutor de deslocamento, como mostra a figura 2.8.

Precisamente, a leitura do transdutor indica alterações na direção vertical devido à variação da corda entre os pontos de contato da peça e as faces do prisma V. Quando o espaçamento entre os lóbulos da peça for uniforme e um ângulo adequado do V for utilizado, é possível converter a variação da corda em variação radial, e assim inferir sobre o erro de circularidade da seção avaliada.

Figura 2.8 – Medição com bloco em V

Variações desta técnica podem ser aplicadas na medição de grandes diâmetros externos ou internos, como pode ser observado nas figuras 2.9 (a) e (b), respectivamente.

Figura 2.9 – Técnicas cordais de medição do erro de circularidade

Eixos longos podem ser apoiados sobre dois blocos V similares, com o instrumento posicionado aproximadamente na metade do comprimento do eixo, como mostrado na figura 2.9 (c) (DAGNALL, 1976).

Deve ser salientado que as técnicas de medição através de blocos V não constituem métodos de três pontos, mas técnicas para a verificação do erro de circularidade em peças com baixo número de lóbulos.

As técnicas *radiais* fornecem uma estimativa do erro de circularidade através da comparação direta da forma da peça com um círculo, que pode ser conseguida com a utilização de uma referência mecânica, como um disco ou um mancal de precisão.

Os instrumentos de medição de erro de circularidade geralmente realizam medições radiais e podem ser de dois tipos: de mesa rotativa ou de eixo rotativo. A figura 2.10 ilustra instrumentos de medição radial do erro de circularidade.

Figura 2.10 – Técnicas radiais de medição do erro de circularidade

Os instrumentos de mesa rotativa permitem a troca da seção de medição sem alteração da configuração inicial de medição e praticamente sem limitações quanto ao local do elemento cujo desvio deva ser medido. Os instrumentos de eixo rotativo, por sua vez, permitem maior facilidade nos processos de centragem e nivelamento.

No método ilustrado na figura 2.10(c), um artefato padrão em forma de disco é usado como referência para o sinal do transdutor sobre a peça. A diferença entre os dois sinais é uma estimativa do erro de circularidade da peça. Neste caso, porém, três situações podem ocorrer: primeiro,

poderá existir erro de concentricidade entre o artefato padrão e a peça, de modo que o sinal diferencial conterá tanto informação sobre o erro de circularidade da peça quanto sobre o erro de concentricidade entre o disco e a peça. Segundo, o erro de circularidade do padrão pode não ser negligenciável com relação ao erro de circularidade da peça, produzindo uma estimativa deturpada do erro da peça e terceiro, a própria peça poderá girar excêntrica sobre os pontos.

Assim, dependendo da acuracidade desejada para a medida, torna-se necessário desacoplar o erro de circularidade da peça dos erros induzidos pelo sistema de medição e artefatos-padrão.

Georg Schlesinger publicou em 1927 uma compilação abrangente de técnicas para a avaliação e especificação de máquinas-ferramenta. Os instrumentos de medição utilizados por Schlesinger basicamente consistiram de relógios comparadores, níveis de bolha e artefatos-padrão.

Em referência aos testes de acuracidade de eixos-árvore, Schlesinger salienta que três fontes de erros devem ser observadas: a inclinação do eixo-árvore com relação ao eixo de rotação; a excentricidade do eixo-árvore com relação ao eixo de rotação e o erro de circularidade da superfície de teste (SCHLESINGER, 1970). A figura 2.11 (a) ilustra o teste para eixos-árvore de Schlesinger e as figuras 2.11 (b) e (c) ilustram os erros de inclinação e de circularidade do padrão e erro de excentricidade.

Figura 2.11 – (a) Verificação de eixos-árvore; (b) e (c) Fontes de erros

O pioneirismo de Schlesinger estimulou o trabalho de Pierre Salmon alguns anos depois, que também compilou uma série de testes de inspeção e aceitação de máquinas-ferramenta (SALMON, 1954). Os procedimentos propostos e estabelecidos primeiramente por Schlesinger e mais tarde por Salmon permaneceram por décadas como padrões para a verificação de máquinas-ferramenta.

Devido aos avanços nas técnicas de projeto e construção de máquinas-ferramenta na década de 1950, tornou-se necessário o aprimoramento dos métodos de avaliação e especificação. Jiri Tlustý propôs a utilização de dois transdutores indutivos de deslocamento perpendicularmente dispostos entre si para medir simultaneamente a posição de uma esfera padrão acoplada ao eixo-árvore.

Os sinais de saída dos transdutores foram amplificados e serviram de entrada para os canais horizontal e vertical de um osciloscópio. A esfera padrão foi fixada de forma levemente excêntrica com relação ao centro de rotação, de modo que produzisse um círculo de referência na tela do osciloscópio. Quaisquer diferenças entre o sinal real e o círculo indicariam imperfeições no movimento radial do eixo-árvore (TLUSTY, 1957). A figura 2.12 ilustra o sistema utilizado por Tlustý.

Figura 2.12 – Método de Tlustý para verificação de eixos-árvore

Um sistema alternativo ao descrito por Tlustý foi proposto por Bryan et al. (1967), no qual apenas um sensor foi empregado para verificar o erro de movimentação radial de uma esfera padrão fixa na extremidade de um eixo-árvore, como ilustrado na figura 2.13.

Dois padrões cilíndricos foram utilizados para gerar um círculo de referência no osciloscópio. Os padrões cilíndricos foram fixados à placa com a mesma excentricidade, porém, separadas por um ângulo de noventa graus. Os sinais dos dois padrões cilíndricos foram eletricamente multiplicados pelo sinal do sensor que verifica a esfera padrão. Esta modulação causa alterações no raio do círculo mostrado no osciloscópio que representam diretamente as variações que seriam introduzidas em uma peça usinada na máquina avaliada.

Figura 2.13 – Método de Bryan para verificação de eixos-árvore

Devido à construção de máquinas cada vez mais precisas e que produziam peças em maior quantidade e dentro de tolerâncias cada vez mais estreitas, a utilização de artefatos-padrão como referência para a medição dos desvios das máquinas tornou-se insuficiente, pois houve uma equiparação entre os níveis de acuracidade da máquina e dos padrões.

Até então, as técnicas de verificação de Schlesinger, Thusty e Bryan dependiam de uma boa referência mecânica, cujo erro de forma era desprezado, para produzirem resultados satisfatórios. Ainda, a essência dos processos consistia em caracterizar o comportamento do eixo-árvore para assim inferir a qualidade das peças ali manufaturadas.

Uma técnica de múltipla orientação desenvolvida por Donaldson permite que erros provenientes do padrão utilizado como referência sejam separados do erro de movimentação radial do eixo-árvore (DONALDSON, 1972). Um transdutor fixo mede em uma revolução, de maneira acoplada, o erro de circularidade de uma esfera padrão e o erro de movimentação

radial do eixo no qual a esfera está fixa. Em seguida, transdutor e esfera são rotacionados 180° com relação à uma referência no eixo-árvore, e nova leitura é realizada. Na segunda leitura, um dos erros tem o seu valor invertido, permitindo o seu desacoplamento.

Uma recente variação do método de Donaldson foi aplicada ao protótipo de uma máquina de medição de erro de circularidade (HORIKAWA, MARUYAMA e SHIMADA, 2001). Através da utilização de uma referência auxiliar, o denominado *IRM (Improved Reversal Method)* permitiu estimar o erro de circularidade de um artefato de modo independente da acuracidade de rotação do elemento rotativo do sistema. O aparato experimental admite a utilização de eixos apoiados em mancais de rolamentos, permitindo uma significativa redução de custos.

MÉTODOS MULTI-SENSORIAIS PARA MEDIÇÃO DO ERRO DE CIRCULARIDADE

Mitsui (1982) apresentou um sistema para a avaliação de eixos-árvore de máquinas-ferramenta através do *Método dos Três Pontos*. O aparato experimental desenvolvido contou com três sensores capacitivos de deslocamento, fixos ao carro transversal de um torno. A detecção do ângulo de rotação do eixo foi conseguida com a utilização de um encoder rotativo com resolução de 2048 pulsos por revolução, fixo em uma das extremidades do eixo.

Os experimentos realizados por Mitsui tiveram como objetivo comparar os resultados da aplicação do método dos três pontos com aqueles obtidos da medição utilizando um padrão esférico. A esfera padrão foi fixada na extremidade de um eixo de 50 mm de diâmetro e 150 mm de comprimento. A medição foi realizada simultaneamente com ambos os métodos e durante o processo de usinagem. Os resultados comprovaram que a medição através do método dos três pontos é menos susceptível à vibração do conjunto peça-eixo-árvore.

A análise dos componentes em frequência espacial dos sinais provenientes de ambos os métodos revelou que picos correspondentes aos efeitos vibratórios apresentaram amplitudes muito inferiores na medição

por três pontos. Ainda sobre este método, os picos relativos ao erro de circularidade do padrão, como esperado, não estão presentes, porém aparecem claramente no sinal medido convencionalmente. Em outras palavras, o resultado da medição com padrão esférico foi modificado pelo erro de circularidade do padrão.

Shinno et al (1987) aplicaram o método dos três pontos em um processo de medição do erro de circularidade em mancais aerostáticos de ultraprecisão. Três transdutores capacitivos de deslocamento foram utilizados nas medições. O movimento rotacional do eixo foi medido através de encoder rotativo. Os pulsos da saída do encoder foram empregados para acionar um conversor A/D que permitiu o registro dos dados. Os valores do erro de circularidade obtidos através do experimento variaram de 13 a 17 nm.

O *Método dos Quatro Pontos*, proposto por Zhang e Wang (1993) é uma técnica multi-sensorial diretamente derivada do método dos três pontos. Uma vez que o arranjo entre os três sensores foi determinado, estabelece-se também a função transferência do processo de medição.

Os autores consideraram que, dependendo da separação angular estabelecida entre os sensores no método dos três pontos, certos componentes em frequência podem apresentar coeficientes de transferência muito baixos, podendo originar grandes erros na faixa em questão. Com o objetivo de estabelecer coeficientes de transferência relativamente grandes para todos os harmônicos, um sistema contendo quatro sensores foi empregado. Entretanto, o método dos quatro pontos somente apresenta vantagem significativa sobre o método dos três pontos quando da verificação de um número muito grande de harmônicos, acima de 80, constituindo casos muito específicos na indústria mecânica.

Gao, Kiyono e Nomura (1996) apresentaram um método multi-sensorial para a medição do erro de circularidade, denominado *Método Misto*. Esta técnica demandou a utilização de dois sensores de deslocamento e um sensor angular. A figura 2.14 ilustra o método.

O sistema desenvolvido permitiu a separação entre o erro de circularidade da peça medida e as componentes ortogonais do erro de movimentação radial do eixo. A saída diferencial dos sensores produziu o cancelamento das componentes ortogonais do movimento radial do eixo. O erro de circularidade pôde ser determinado através da análise de Fourier do sinal diferencial dos sensores de deslocamento.

Figura 2.14 – Método Misto

Em medições realizadas em dois artefatos cilíndricos de 80 mm de diâmetro, foram obtidos erros de circularidade de aproximadamente 12 μm e 8 μm . O erro de movimentação radial do eixo foi determinado a partir do sinal de um dos sensores de deslocamento e do erro de circularidade avaliado. No primeiro artefato foi obtido o valor de 30 μm para o erro de movimentação radial do eixo, e no segundo artefato foi verificado um erro de 20 μm .

A desvantagem do método apresentado reside no fato de os sensores consistirem de dispositivos ópticos, como fontes de Laser, espelhos e lentes, que tornam dificultosa a implementação do método em ambientes pobremente controlados.

Em um trabalho subsequente, Gao, Kiyono e Sugawara (1997) propuseram uma simplificação do método misto tal que apenas dois sensores fossem utilizados. O arranjo denominado *Método Misto Ortogonal* consistiu de um sensor de deslocamento e um sensor angular

ortogonalmente dispostos. Este arranjo proporcionou coeficientes de transferência relativamente altos para uma faixa extensa de frequências espaciais. A técnica foi aplicada à verificação do erro de circularidade de um artefato esférico de precisão. O erro de circularidade obtido através da aplicação do método misto ortogonal foi de aproximadamente 60 nm. O erro de movimentação radial do eixo foi estimado em 800 nm. Apesar da aparente simplificação devido à redução do número de sensores e à alta resolução do método, deve ser observado que, como no método misto original, foram empregados sensores ópticos cuja utilização em ambiente industrial poderá produzir resultados insatisfatórios.

Gao e Kiyono (1997b) propuseram um método de separação de erros para avaliação *in situ* do erro de circularidade de artefatos cilíndricos, o denominado *Método Combinado de Três Pontos*, cujo princípio de operação teve como base o conceito desenvolvido para medição de erro de retilidade através do método combinado de dois pontos. Uma representação esquemática do método combinado de três pontos pode ser observada na figura 2.15.

Figura 2.15 – Método Combinado de Três Pontos

O método combinado de três pontos requer a aquisição de vários conjuntos de leituras dos sensores de deslocamento, tomadas em intervalos menores que a distância angular entre os sensores. O desacoplamento entre o erro de circularidade e as duas componentes do erro de movimentação radial do eixo-árvore foi alcançado através da

aplicação combinada da análise de Fourier e de interpolação através de aproximação por mínimos quadrados à leitura diferencial dos sensores. A utilização do método combinado na avaliação de uma amostra cilíndrica de 80 mm de diâmetro produziu o desacoplamento entre um erro de circularidade do tipo degrau da ordem de 30 μm e de um erro de movimentação radial da ordem de 15 μm .

Chen e Wu (1999) descreveram um método para a avaliação da acuracidade rotacional de eixos-árvore de máquinas-ferramenta que envolve a medição do erro de retilidade da geratriz do cilindro, bem como a avaliação do erro de circularidade em várias seções do artefato através do método dos três pontos para retilidade e circularidade, respectivamente. A acuracidade rotacional do eixo-árvore foi estimada através da determinação do mínimo cilindro circunscrito. Não foram apresentados resultados da aplicação prática do método proposto.

Recentemente, uma técnica multi-sensorial foi proposta por Gao, Kiyono e Satoh, (2002) para a medição simultânea de erros de movimentação radial e de movimentação angular de eixos-árvore e erro de circularidade de um artefato fixo à extremidade do eixo em questão. O denominado *Método Angular dos Três Pontos* emprega três sensores angulares bi-dimensionais para avaliar o erro total do eixo-árvore. Os transdutores bi-dimensionais foram compostos de dispositivos ópticos, sendo que o elemento sensor de cada conjunto consistiu de uma célula de quadrante posicionada à distância focal da respectiva lente autocolimadora. O valor do erro de circularidade do artefato, obtido através dos experimentos realizados, cujo valor foi de aproximadamente 30 μm , corresponde ao valor determinado para o mesmo conjunto artefato-eixo-árvore por meio do método dos três pontos convencional.

Uma das mais recentes contribuições à medição através de três pontos foi realizada por Muralikrishnan et al. (2005), que sugeriram uma série de ângulos que devem ser evitados na ocasião do posicionamento angular dos transdutores para minimizar a supressão harmônica de componentes em frequência.

Pode ser dito que a medição multi-sensorial de erros de forma é um campo plenamente aberto para a pesquisa, pois diversos aspectos ainda requerem melhor entendimento e as técnicas desenvolvidas até o presente permitem melhorias, principalmente com relação à análise estatística dos resultados das medições e à análise da incerteza de medição associada ao processo de medição.

CAPÍTULO 3

ASPECTOS TEÓRICOS SOBRE MÉTODOS DE SEPARAÇÃO DE ERROS

Neste capítulo será realizada uma classificação das fontes de erros observados em máquinas-ferramenta, instrumentos e sistemas de medição, quanto ao tipo e comportamento. Em seguida, serão abordados os fundamentos teóricos referentes aos métodos clássicos de separação de erros, com relação à aplicação e à natureza da medição.

3.1. FONTES DE ERROS EM SISTEMAS MECÂNICOS

Em quaisquer processos de medição, busca-se obter resultados que representem satisfatoriamente a dimensão observada para um dado nível de precisão. Mas, como instrumentos e sistemas de medição estão sujeitos a erros, os resultados obtidos podem não ser suficientemente acurados.

Portanto, a análise de erros é, sem dúvida, um ponto extremamente importante para o melhoramento do desempenho dos sistemas de medição.

A apresentação deste item consiste de uma breve descrição dos erros geométricos e da classificação dos erros quanto ao tipo e quanto ao comportamento.

3.1.1 – Erros Geométricos

De modo geral, os instrumentos de medição são compostos de guias deslizantes, mesas, fusos, eixos e, em muitos casos, elementos ópticos.

São denominados erros geométricos os desvios da geometria de um elemento que causam movimentos indesejáveis entre os componentes do sistema, provocando erro na dimensão observada. Por exemplo, em máquinas-ferramenta, estes deslocamentos indesejáveis modificam a posição prevista para a ponta da ferramenta e, portanto, acarretam erro na usinagem. Para máquinas que possuem três eixos de movimentação tal erro pode ser denominado de *erro volumétrico*.

O erro volumétrico é dado pela equação [3.1], onde E_x , E_y , e E_z são as componentes do erro nas direções X, Y e Z, respectivamente.

$$E = \sqrt{E_x^2 + E_y^2 + E_z^2} \quad [3.1]$$

Para introduzir a terminologia utilizada no tratamento dos erros geométricos, considera-se um carro de uma máquina como um corpo rígido que translada ao longo de uma guia. Os movimentos indesejáveis que ocorrem em outras direções que não a direção preferencial, são considerados erros, como observado na figura 3.1.

Desses erros, dois são erros de translação, ou erros de retilineidade horizontal e vertical, e três são erros de rotação, denominados de *roll*, *pitch* e *yaw*, conforme a direção de movimento do elemento. Um sexto erro pode

ser também observado na figura 3.1. Este ocorre na própria direção preferencial e é conhecido como erro de *posicionamento* propriamente dito ou ainda simplesmente por erro de *posição*.

Figura 3.1 – Movimentos de um corpo rígido

Para que uma análise de erro volumétrico seja realizada, um sistema de referência deve ser adotado. A direção positiva dos eixos e dos vetores unitários $\vec{i}$, $\vec{j}$, $\vec{k}$, associados às direções X , Y e Z , respectivamente, é dada pela regra da mão direita. Ela também determina o sinal positivo das rotações, também chamadas de movimento angular, de acordo com a direção positiva dos eixos principais.

Cada um dos elementos de movimentação possui os seis erros individuais, também chamados de erros paramétricos, além dos eventuais erros que ocorrem entre eles, tais como erros de perpendicularismo e paralelismo, erros não paramétricos. A combinação adequada destes erros gera as componentes do erro volumétrico.

3.1.2 – Tipos de Erros

Em um procedimento de medição, o conhecimento dos erros que influenciam o resultado da medição torna-se necessário para melhor

decidir como compensa-los. Cabe, então, apresentar os diversos tipos de erros existentes.

Os tipos de erros podem ser basicamente classificados em: erros quase-estáticos ou estáticos, erros cinemáticos, erros dinâmicos, os erros da ferramenta e os da peça. Exemplos de erros que se enquadram em cada tipo são dados a seguir (HOCKEN, 1980).

ERROS QUASE-ESTÁTICOS

Os erros quase estáticos são aqueles que causam desvios na posição ideal e que variam lentamente com o tempo. Eles estão relacionados com a estrutura da máquina (HOCKEN, 1980). Segundo Kiridena e Ferreira (1994a,b), os erros quase estáticos contribuem com aproximadamente 70% do erro total. São considerados erros quase estáticos:

➤ *Erros devido a carregamentos*

Os erros quase-estáticos devido a carregamentos são aqueles causados por forças que variam lentamente devido a eventuais movimentos relativos. Tais forças podem ser:

a) Cargas devido ao peso próprio da máquina

A distribuição do peso na máquina não é constante, podendo ocorrer deflexões na estrutura devido a deslocamentos de cabeçotes, carros, montagem de dispositivos e outros componentes.

b) Cargas devido ao peso próprio das peças

O peso da peça usinada pode produzir deformações nas guias e barramentos e deflexões na estrutura da máquina. Além destes esforços, existem também aqueles devido a fixações incorretas, projetos descuidados, materiais fora de especificação, etc.

Muitos trabalhos analisaram a contribuição dessas diversas influências no erro final e dentre eles podem ser destacados os artigos de Murthy (1970), Schultschik (1977), Diakonova (1984) e Shiraishi (1989).

➤ ***Erros termicamente induzidos***

Os desvios ocorridos na posição ideal, devido a variações de temperatura na máquina, são denominados erros termicamente induzidos ou simplesmente erros térmicos (Bryan, 1968, 1990). Podem ser assinaladas seis fontes de influências térmicas, a saber: influência do ambiente, emprego de sistema de refrigeração, presença de indivíduos, presença de outras máquinas, processo de usinagem e memória térmica.

A influência de temperaturas diferentes de 20°C é muito significativa visto que o padrão de medidas é válido para temperaturas em torno de 20°C. Porém, na construção de máquinas-ferramenta podem ser utilizadas temperaturas diferentes e materiais com coeficientes de expansão térmica distintos. Estes elementos, quando submetidos a outras temperaturas, diferentes da temperatura de referência (20°C), sofrem diferentes deformações e geram um erro denominado erro de expansão diferencial.

Fontes de calor tais como pessoas, máquina, processo de usinagem e memória térmica criam temperaturas não uniformes. As temperaturas não uniformes englobam gradientes de temperatura (ou efeitos estáticos) e variação de temperatura.

ERROS DINÂMICOS

Os erros dinâmicos, por sua natureza, variam consideravelmente no tempo (FERREIRA e LIU, 1993). Estes erros em geral estão associados aos movimentos ou comportamento dinâmico da máquina (HOCKEN, 1980). Estes erros podem se separados da seguinte forma:

➤ ***Erros no eixo-árvore.***

Muitas máquinas-ferramenta possuem um eixo árvore que é o responsável pela movimentação da peça durante a usinagem. Ele suporta a peça, como por exemplo, no caso de tornos, ou a ferramenta, no caso de fresadoras e retificadoras e, portanto, erros inerentes a ele produzem uma

forte influência sobre o erro final da peça (BRYAN e VANHERCK, 1975; PIVOVAR, 1986).

Estes erros podem ser causados por: problemas no projeto, folgas, desgastes nos mancais, esforços além da capacidade do eixo, etc. (PEREIRA, 1995).

➤ ***Erros devido a vibrações***

As máquinas-ferramenta estão sujeitas a uma série de fatores que causam, durante qualquer movimentação, vibrações. Alguns destes fatores são:

- Desbalanceamento de partes rotativas (eixos; fusos; mancais; ferramentas tais como rebolo, fresas, etc...);
- Problemas no processo de corte tais como:
 - Ferramenta de arestas múltiplas desalinhadas;
 - Deterioração excessiva da ponta da ferramenta;
 - Condições de usinagem inadequadas;
- Problemas de movimentação de elementos devido ao desgaste das guias e mancais, etc.;
- Fonte externa de vibração como o solo inadequado onde a máquina esta instalada.

Estes erros além de afetarem as características das peças usinadas, também afetam a suas dimensões e prejudicam os componentes da máquina.

ERROS CINEMÁTICOS

Os erros cinemáticos são aqueles que ocorrem devido ao não sincronismo entre os elementos de movimentação de uma máquina-ferramenta enquanto esta executa uma operação, tal como operação de corte, medição, posicionamento (LOVE e SCARR, 1973; PEREIRA, 1995).

Dentre as principais causas dos erros cinemáticos podem ser citados os erros de passo de rosca de fusos e porcas ou engrenagens, folgas, desgastes nos pontos de contato entre os elementos, erro de leitura nos encoders e erro de acionamento de motores (BIN et al, 1984).

ERROS DA FERRAMENTA E DA PEÇA

Existem erros que estão associados às ferramentas e peças e que possuem influência significativa no erro total de peças usinadas (HOCKEN et al, 1980). Estes erros podem ocorrer devido à fixação inadequada de peças e ferramentas, ao desgaste da ferramenta, às tensões internas dos materiais e outros fatores.

OUTROS TIPOS DE ERROS

Outros possíveis erros em sistemas e instrumentos de medição podem ser descritos, tais como:

➤ Transgressão do Princípio de Abbè

O enunciado original do princípio de Abbè foi publicado no volume X do “*Journal for Instrumental Information*” e diz basicamente: “A linha de referência de um sistema de medição deve ser colinear com a linha de medição da peça” (BRYAN, 1979).

Em muitos instrumentos o Princípio de Abbè não é seguido, isto é, o eixo de referência da escala do sistema de medição não é colinear com a linha de medição da peça a ser medida. A esta distância dá-se o nome de *Braço de Abbè*.

Em 1979, Bryan propôs uma generalização do Princípio de Abbè e enuncia que: “O sistema de medição de deslocamento deve estar colinear com o ponto funcional no qual o deslocamento é medido. Se isto não for possível, todas as guias que transferem o deslocamento devem estar livres de movimentos angulares ou os dados do movimento angular devem ser usados para calcular e compensar tais desvios”.

Duas situações estão apresentadas na figura 3.2 (a) e (b). No caso (a), o eixo de medição coincide com a da escala do instrumento, ou seja, há concordância com o princípio de Abbè. No caso (b), os eixos da medição e da escala não coincidem, constituindo uma transgressão do princípio de Abbè. Nesta última situação os dados do desvio angular devem ser usados para corrigir a leitura.

Figura 3.2 – (a) Micrômetro (Concordância com o Princípio de Abbè) e (b) Paquímetro (Transgressão do Princípio de Abbè)

A definição clássica do princípio de Abbè é aplicável para deslocamentos uni-dimensionais. Zhang (1989) apresentou uma generalização do que foi enunciado por Bryan em 1979. Ele apresenta fórmulas para o cálculo do erro de Abbè para medições bi e tri dimensionais afirmando que este pode ser estendido para todos os casos da metrologia dimensional.

➤ **Erro de Co-seno**

O erro de co-seno é a diferença entre o valor medido e a dimensão real, quando o eixo de medição não se encontra perfeitamente alinhado à direção de medida (LINK, 1979). O valor medido (M) é dado pela expressão:

$$M = L \cos(\theta) \quad [3.2]$$

onde L é o comprimento da régua e θ é o ângulo de desalinhamento.

A figura 3.3 apresenta esquematicamente o erro de co-seno.

Figura 3.3 – Erro de co-seno

3.1.3 – Classificação dos erros quanto ao comportamento

Os erros, de uma forma geral, podem ser classificados quanto ao seu comportamento e pode-se dizer que são compostos por três parcelas distintas que são a aleatória, a sistemática e a histerética.

Erros sistemáticos são aqueles que permanecem constantes em grandeza e sinal ou variam, de acordo com uma lei definida, quando um número considerável de medições de um mesmo valor é efetuado sob as mesmas condições. Uma vez determinados, ocorrem de maneira previsível em todo o volume de trabalho da máquina. Estes erros podem ser compensados através de programas computacionais (SHEN e DUFFIE, 1991).

Os erros aleatórios por sua vez são resultados de influências externas e internas, não controladas, que provocam o aparecimento de erros não repetitivos, em geral diferem para cada leitura, podendo-se apenas ter noção dos seus limites. Tais erros somente podem ser avaliados estatisticamente (SLOCUM, 1992). Em muitos casos, assume-se que os erros aleatórios são normalmente distribuídos. Mesmo que durante a realização dos testes sejam mantidas constantes todas as variáveis externas ou internas, os erros aleatórios estarão sempre presentes provocando variações nas medições sucessivas.

A *histerese* é definida com sendo a diferença que pode ser observada, em cada posição de medida, quando os dois sentidos de aproximação, ida e volta, são avaliados. A histerese pode ser reduzida através de um projeto mais adequado e/ou ajuste mecânicos (FRENCH e HUMPHRIES, 1967).

Para melhor compreensão dessa classificação, tem-se o resultado de uma calibração hipotética de um dos seis erros de um elemento móvel de uma máquina, mostrado na figura 3.4 Este gráfico foi criado com o erro sendo medido um certo número de vezes em cada posição do carro nos dois sentidos de deslocamento do mesmo, isto é, ida e volta. As expressões (3.3 a 3.6) mostradas na tabela 3.1 foram propostas por Weck (1984).

Figura 3.4 – Calibração hipotética de um dos erros geométricos

Tabela 3.1 – Expressões para a calibração hipotética		
Histerese	$U_i = \bar{x}_i \uparrow - \bar{x}_i \downarrow $	[3.3]
Erro aleatório	$Ps_i = 6 \bar{s}_i$	[3.4]
Desvio padrão	$\bar{s}_i = (\bar{s}_i \uparrow + \bar{s}_i \downarrow) / 2$	[3.5]
Erro sistemático	$\bar{\bar{X}} = \frac{\sum_{i=1}^n (\bar{x}_i \uparrow - \bar{x}_i \downarrow)}{n}$	[3.6]

A parcela sistemática, segundo Weck (1984), é obtida utilizando a média das trajetórias de “ida” e “volta”. Por esta definição, os erros de “ida”

e “volta” que possuïrem a mesma amplitude e sinais contrários vão produzir erro sistemático nulo, apesar de presentes.

A parcela aleatória do erro é o valor igual a ± 3 vezes o desvio padrão. O desvio padrão é obtido a partir dos dados de erro medidos para cada posição de calibração do elemento. Este valor é determinado separadamente para cada um dos sentidos de deslocamento. Pode-se, eventualmente assumir que, se a máquina está adequadamente ou mecanicamente ajustada, as parcelas aleatórias dos erros são praticamente as mesmas para o sentido de “ida” e “volta”.

3.2. ASPECTOS TEÓRICOS SOBRE DESACOPLAMENTO DE ERROS

Neste tópico serão descritas as equações fundamentais de separação de erros. Inicialmente serão abordados os métodos clássicos de múltipla orientação, ou técnicas de reversão, para medição de erros de retilidade e de circularidade. Em seguida serão descritos, de forma generalizada, os métodos multi-sensoriais para medição de erros de retilidade e circularidade.

3.2.1. – Métodos de múltipla orientação

A separação de erros através das técnicas de múltipla orientação, ou técnicas de reversão, é conseguida através da inversão do sinal de uma componente do erro. Esta operação requer a manipulação mecânica de um grau de liberdade do sistema exceto a direção de sensibilidade do sensor utilizado.

REVERSÃO DA RÉGUA-PADRÃO

Uma medição do erro de retilidade através do método da reversão é realizada em duas etapas, conforme a representação da figura 3.5. Inicialmente a régua padrão é posicionada em uma mesa móvel sobre as

guias cujo erro deseja-se medir. Iniciado o movimento, o sensor de deslocamento, estacionário, fornece uma leitura correspondente à soma dos erros individuais de retilidade da régua e da guia.

Figura 3.5 – Método da reversão utilizando uma régua padrão

Denominando-se os erros de retilidade da guia e da régua padrão através de $G(x)$ e $R(x)$, respectivamente, a leitura do sensor na primeira etapa da medição pode ser escrita como:

$$L_1(x) = R(x) + G(x) \quad [3.7]$$

Após realizada a primeira etapa medição, o carro é recuado à posição inicial e, em seguida, a régua e o transdutor deverão sofrer uma rotação de 180° em torno do eixo longitudinal da régua, como indica a figura 3.5 (b). Desta maneira o transdutor percorrerá o mesmo lado utilizado na medição inicial.

É necessário salientar que, durante a segunda medição, o transdutor detecta o erro da régua com o mesmo sentido da primeira

medição. Entretanto, o erro da guia será percebido com o sentido contrário em relação à primeira medição. A segunda indicação será:

$$L_2(x) = R(x) - G(x) \quad [3.8]$$

O sistema formado pelas equações 3.7 e 3.8 pode ser resolvido e os erros da régua e da guia podem ser individualmente obtidos em função das duas leituras realizadas:

$$\begin{aligned} R(x) &= \frac{L_1(x) + L_2(x)}{2} \\ G(x) &= \frac{L_1(x) - L_2(x)}{2} \end{aligned} \quad [3.9]$$

As indicações L_1 e L_2 podem ser expandidas na forma polinomial:

$$L_n(x) = A_n + B_n x + C_n x^2 \quad [3.10]$$

O primeiro termo representa o deslocamento inicial registrado pelo sensor e o segundo termo representa o desalinhamento entre a régua e a guia. Ambos os termos podem ser removidos através de procedimentos de ajuste, os quais, entretanto, sempre introduzem incerteza.

Em termos práticos, porém, as maiores fontes de incerteza no método da reversão da régua são fatores ambientais, como temperatura e vibração. Outras fontes menores de incerteza estão relacionadas ao processo de posicionamento da régua e do sensor de deslocamento depois de efetuada a reversão do artefato (EVANS, HOCKEN e ESTLER, 1996).

REVERSÃO DA ESFERA-PADRÃO

O método da reversão de Donaldson para a verificação de eixos-árvore consiste na manipulação de um arranjo experimental conforme indicado nas figuras 3.6 (a) e (b). Uma posição inicial arbitrária entre o

sensor e a referência, originalmente uma esfera padrão, é tomada e identificada com uma marca adequada (DONALDSON, 1972).

Figura 3.6 – Reversão de Donaldson

O conjunto (eixo e referência) é girado 360° e a indicação do sensor de deslocamento é registrada. A indicação corresponde ao movimento radial do eixo, dado por $e(\theta)$, somado ao erro de circularidade do padrão, dado por $s(\theta)$, conforme a figura 3.6 (a).

A segunda configuração requer que tanto o sensor quanto o padrão sejam girados de 180° em torno do eixo de rotação da máquina, e então um novo registro da indicação do sensor é tomado.

A saída dos indicadores fornece, para as duas verificações:

$$\begin{aligned} L_1(\theta) &= s(\theta) + e(\theta) \\ L_2(\theta) &= s(\theta) - e(\theta) \end{aligned} \quad [3.11]$$

Desta maneira, os erros originados do movimento radial do eixo e o erro de circularidade da referência podem ser obtidos separadamente:

$$\begin{aligned} s(\theta) &= \frac{L_1(\theta) + L_2(\theta)}{2} \\ e(\theta) &= \frac{L_1(\theta) - L_2(\theta)}{2} \end{aligned} \quad [3.12]$$

Deve ser observado que em ambos os casos a indicação do erro do padrão permanece a mesma, dentro dos limites de repetibilidade do sistema. Entretanto, a leitura do erro de movimentação radial do eixo tem o seu sinal invertido quando o sensor e o padrão são girados, permitindo assim a separação dos dois erros.

Duas abordagens alternativas ao método de Donaldson podem ser delineadas.

A primeira abordagem refere-se à utilização simultânea de dois transdutores posicionados a 180° entre si, ao redor do eixo. As indicações dos sensores são:

$$\begin{aligned} L_1(\theta) &= s(\theta) + e(\theta) \\ L_2(\theta) &= s(\theta - \pi) - e(\theta) \end{aligned} \quad [3.13]$$

Se os sinais indicados pelos transdutores forem decompostos em componentes harmônicas discretas ($n=0, 1, 2, \dots$) sendo que $n=1$ corresponde a uma ondulação por revolução (*UPR*, do inglês *undulation per revolution*) da peça, os resultados da análise de Fourier para L_1 , L_2 , e e s são F_1 , F_2 , F_e e F_s , respectivamente.

$$\begin{aligned} F_1(n) &= F_s(n) + F_e(n) \\ F_2(n) &= F_s(n)e^{-jn\pi} - F_e(n) \end{aligned} \quad [3.14]$$

A partir das equações [3.14] é possível eliminar a componente em frequência relativa ao erro sistemático e . Considerando $L=L_1+L_2$,

$$F_L(n) = F_s(n)(1 + e^{-jn\pi}) \quad [3.15]$$

O termo $(1 + e^{-jn\pi})$ é uma função ponderadora e apresenta amplitude igual a $2\cos(n\pi/2)$. Esta característica torna detectáveis apenas os harmônicos pares do sinal analisado. Desta forma, apenas informação

sobre harmônicos pares pode ser obtida quando são utilizados dois sensores diametralmente opostos.

A segunda abordagem envolve a utilização de duas orientações da peça com relação ao eixo do instrumento e um sensor apenas. As orientações configuram 180° entre si. As indicações dos sensores são:

$$\begin{aligned} L_1(\theta) &= s(\theta) + e(\theta) \\ L_2(\theta) &= s(\theta - \pi) + e(\theta) \end{aligned} \quad [3.16]$$

As funções transformadas de Fourier associadas são:

$$\begin{aligned} F_1(n) &= F_s(n) + F_e(n) \\ F_2(n) &= F_s(n)e^{-jn\pi} + F_e(n) \end{aligned} \quad [3.17]$$

Tomando $L = L_1 - L_2$, a eliminação de $e(\theta)$ pode ser alcançada, produzindo:

$$F_I(n) = F_s(n)(1 - e^{-jn\pi}) \quad [3.18]$$

Neste caso, a função ponderadora apresenta grandeza igual a $2 \sin(n\pi/2)$ e apenas informação sobre harmônicos ímpares pode ser detectada (WHITEHOUSE, 1976).

3.2.2. – Métodos multi-sensoriais

Todas as técnicas multi-sensoriais de separação de erros requerem a manipulação de um determinado grau de liberdade do conjunto peça-sistema de medição que não a direção de sensibilidade do transdutor. Esta operação altera a fase de uma componente do erro.

MEDICAÇÃO DO ERRO DE RETILINEIDADE ATRAVÉS DE DOIS E TRÊS PONTOS

De modo geral, as técnicas multi-sensoriais de separação de erros diferenciam-se não somente com relação ao número de sensores utilizados, mas também com relação ao passo de medição. Quando este é igual à distância de separação entre os sensores, refere-se à técnica como *método seqüencial* (S2P é o acrônimo mais recentemente utilizado para designar a técnica), e quando o passo de medição é diferente da distância entre os sensores, refere-se à técnica como *método generalizado* (G2P). Tal diferenciação é válida tanto para a medição do erro de retilineidade quanto de circularidade. Frequentemente, nos métodos generalizados para retilineidade e circularidade, o passo de medição é muito menor que a separação entre os sensores.

A figura 3.7 ilustra esquematicamente o método seqüencial de dois pontos para medição do erro de retilineidade:

Figura 3.7 – Diagrama esquemático do método S2P

Seja o erro de retilineidade da peça em um ponto i no comprimento de medição representado por X_i e o erro de movimentação translacional do dispositivo de medição, Z_i . As leituras dos sensores A e B em cada ponto são, respectivamente, S_{Ai} e S_{Bi} .

Conforme indicado na figura 3.7, a leitura S_{Ai} corresponde à soma entre o erro de retilineidade X da peça no ponto $i-1$ e o erro de movimentação translacional Z do dispositivo de medição no ponto i . A leitura S_{Bi} corresponde à soma entre o erro de retilineidade da peça no ponto i e o erro translacional no ponto i .

Uma série de leituras de deslocamento, em função de X_i e Z_i , pode ser relacionada através dos dois sensores (TANAKA et al, 1981):

$$\begin{aligned}
 &\begin{cases} S_{A_i} = X_{i-1} + Z_i \\ S_{B_i} = X_i + Z_i \end{cases} \\
 &\begin{cases} S_{A_{i+1}} = X_i + Z_{i+1} \\ S_{B_{i+1}} = X_{i+1} + Z_{i+1} \end{cases} \\
 &\begin{cases} S_{A_{i+2}} = X_{i+1} + Z_{i+2} \\ S_{B_{i+2}} = X_{i+2} + Z_{i+2} \end{cases} \\
 &\left(\begin{array}{ccc} \vdots & \vdots & \vdots \end{array} \right) \\
 &\begin{cases} S_{A_n} = X_{n-1} + Z_n \\ S_{B_n} = X_n + Z_n \end{cases}
 \end{aligned} \tag{3.19}$$

Nas equações [3.19], $i=1,...,n$ corresponde ao número de medidas realizadas através do sistema de medição, na direção x .

Pode ser observado que existe uma lei de formação bem definida nas equações que compõem o sistema [3.19]. Como os valores dos deslocamentos relativos S_A e S_B são conhecidos através das indicações dos transdutores, é possível resolver [3.19] para X e Z separadamente, ou seja,

$$\begin{cases} Z_i = Z_{i-1} + S_{A_i} - S_{B_i} \\ X_i = S_{B_i} - Z_i \end{cases} \tag{3.20}$$

Assumindo que $Z_1=0$ no início da medição, os erros de retilidade da peça e translacional do sistema de medição podem ser determinados.

O método seqüencial descrito pode ser convenientemente empregado na verificação de perfis que apresentem variações suaves ao longo do comprimento de medição. Para perfis que apresentam componentes de erros de alta frequência, a aplicação do método generalizado é mais indicada. A medição em incrementos pequenos em relação à distância entre os sensores pode produzir maior discretização do perfil, e conseqüentemente, melhor identificação das componentes de frequências mais altas.

O modelo generalizado considera a representação da superfície de medição através de uma função, $f(x)$, (KIYONO e GAO, 1994). As leituras dos transdutores podem ser expressas como:

$$\begin{cases} S_{A_i} = f(x_i) - Z(x_i) \\ S_{B_i} = f(x_i - L) - Z(x_i) \end{cases} \quad [3.21]$$

onde L corresponde à distância de separação entre os sensores. Como $Z(x_i)$ é percebido simultaneamente através dos dois sensores, seu valor será cancelado na saída diferencial. Seja ΔS_i a saída diferencial dos sensores A e B em um determinado ponto i do comprimento de medição:

$$\Delta S_i = S_{A_i} - S_{B_i} = f(x_i) - f(x_i - L) \quad [3.22]$$

Uma aproximação da derivada de $f(x_i)$ pode ser expressa por:

$$f'(x_i) = \frac{\Delta S_i}{L} = \frac{f(x_i) - f(x_i - L)}{L} \quad [3.23]$$

Uma aproximação do perfil em questão pode ser obtida através da integração de $f'(x_i)$:

$$f(x_i) = \sum_{i=1}^n f'(x_i) \cdot s \quad [3.24]$$

onde $s \ll L$ corresponde ao passo de medição. Deve ser salientado que $s \ll L$ não é uma condição obrigatória, apenas proporciona maior número de pontos para representar o perfil.

Os métodos multi-sensoriais de dois pontos não consideram o efeito da rotação do dispositivo porta-sensores no processo de medição. Para desacoplar o erro angular do sistema de medição, utiliza-se um terceiro sensor.

De modo semelhante aos métodos de dois pontos, define-se o método *seqüencial* dos três pontos (*S3P*) quando o passo de medição é igual à separação entre os sensores (TANAKA e SATO, 1986). Refere-se ao método *generalizado* dos três pontos (*G3P*) quando o passo de medição é menor que a distância L entre os sensores (GAO e KIYONO, 1997a). A figura 3.8 ilustra esquematicamente o método *S3P*.

Figura 3.8 – Diagrama esquemático do método S3P

Um conjunto de equações pode ser desenvolvido a partir do esquema da figura 3.8, de maneira análoga ao desenvolvimento para dois sensores descrito em [3.19]:

$$\begin{aligned}
 & \begin{cases} S_{A_i} = X_{i-1} + Z_i - \delta_i \\ S_{B_i} = X_i + Z_i \\ S_{C_i} = X_{i+1} + Z_i + \delta_i \end{cases} \\
 & \begin{cases} S_{A_{i+1}} = X_i + Z_{i+1} - \delta_{i+1} \\ S_{B_{i+1}} = X_{i+1} + Z_{i+1} \\ S_{C_{i+1}} = X_{i+2} + Z_{i+1} + \delta_{i+1} \end{cases} \\
 & \begin{cases} S_{A_{i+2}} = X_{i+1} + Z_{i+2} - \delta_{i+2} \\ S_{B_{i+2}} = X_{i+2} + Z_{i+2} \\ S_{C_{i+2}} = X_{i+3} + Z_{i+2} + \delta_{i+2} \end{cases} \\
 & \left(\begin{array}{ccc} \vdots & \vdots & \vdots \end{array} \right) \\
 & \begin{cases} S_{A_n} = X_{n-1} + Z_n - \delta_n \\ S_{B_n} = X_n + Z_n \\ S_{C_n} = X_{n+1} + Z_n + \delta_n \end{cases}
 \end{aligned} \tag{3.25}$$

para $i=1, \dots, n$, que corresponde ao número de pontos de medição.

No modelo *S3P*, é assumida a hipótese que a rotação do dispositivo de medição sempre ocorre sobre o sensor central, logo, o erro *pitch* do dispositivo de medição atua somente nos sensores *A* e *C*. Assim, o valor observado através do sensor *B* corresponde à soma entre o erro de retilineidade da peça e o erro de movimentação translacional do dispositivo de medição no ponto *i*. A leitura do sensor *A* corresponde à soma entre três parcelas, sendo estas o erro de retilineidade *X* da peça no ponto *i-1*, o erro translacional *Z* do dispositivo de medição no ponto *i* e o deslocamento δ do sensor devido à rotação do dispositivo de medição quando este encontra-se também no ponto *i*. A leitura do sensor *C* corresponde à soma entre o erro de retilineidade da peça no ponto *i+1*, o erro translacional *Z* no ponto *i* e o deslocamento δ do sensor devido à

rotação do dispositivo de medição no ponto i . Deve ser observado que quando δ contribui com um valor positivo na leitura do sensor A , a mesma quantidade contribui com um valor negativo na leitura do sensor C e vice-versa.

A solução do sistema [3.25] produz o desacoplamento dos erros X , Z e δ , em cada ponto i de medição, assumindo $Z_1=\delta_1=0$ no ponto inicial.

$$\begin{cases} Z_i = Z_{i-1} + S_{B_i} - S_{C_{i-1}} + \delta_{i-1} \\ \delta_i = X_{i-1} + Z_i - S_{A_i} \\ X_i = S_{B_i} - Z_i \end{cases} \quad [3.26]$$

Se não existirem outras fontes de erros e se o erro de retilineidade da peça não apresentar variações abruptas, as equações do sistema [3.26] representam coerentemente o perfil medido e os erros do sistema de medição.

O método $G3P$, de forma análoga ao $G2P$, é indicado quando existe a necessidade de discretizar o perfil em um número maior de pontos, como no caso de peças contendo irregularidades do tipo degrau. Novamente, representando a superfície através de $f(x)$, tem-se as leituras dos três sensores da seguinte forma:

$$\begin{cases} S_{A_i} = f(x_i - L) + Z(x_i) - \delta(x_i) \\ S_{B_i} = f(x_i) + Z(x_i) \\ S_{C_i} = f(x_i + L) + Z(x_i) + \delta(x_i) \end{cases} \quad [3.27]$$

para $i=1, \dots, n$. A saída diferencial dos sensores, ΔS_i , na qual os erros Z e δ , provenientes do sistema de medição, são cancelados é dada pela equação [3.28].

$$\Delta S_i = \frac{1}{L} \cdot \left[\frac{S_{C_i} - S_{B_i}}{L} - \frac{S_{B_i} - S_{A_i}}{L} \right] \cong \frac{f'(x_i) - f'(x_i - L)}{L} \cong f''(x_i) \quad [3.28]$$

Uma aproximação do perfil pode ser obtida através da dupla integração de [3.28]. É assumido que $Z(x_1)=0$.

$$f(x_i) \cong \sum_{i=1}^n \left(\sum_{j=1}^i \Delta S(x_i) \cdot s \right) \cdot s, \quad i=1, \dots, n \quad [3.29]$$

onde n é o número de pontos amostrados e s é o intervalo de amostragem dos dados.

A diferença entre os termos esquerdo e direito da equação [3.29] é consequência de erros de processamento de dados, causados em razão dos cálculos de diferenciação e integração numéricas.

A maior fonte de erros no método *G3P*, entretanto, é devida a inacuracidades no posicionamento dos transdutores no dispositivo de medição. Os sensores de deslocamento de uso comum em indústrias e laboratórios, em sua maioria, são projetados para realizar medidas relativas, ou seja, o valor *zero* absoluto do sensor é desconhecido.

Sejam ε_A , ε_B e ε_C os erros de posicionamento axial dos sensores, ou seja, os erros de ajuste das leituras *zero* dos transdutores *A*, *B* e *C*, respectivamente, no método *G3P*. A figura 3.9 ilustra os erros de posicionamento dos sensores no dispositivo de medição.

Figura 3.9 – Erro de posicionamento axial dos sensores

Considerando o erro de posicionamento axial de cada sensor, o sistema [3.27] pode ser reescrito da seguinte maneira:

$$\begin{cases} S_{A_i} = f(x_i - L) + Z(x_i) - \delta(x_i) + \varepsilon_A \\ S_{B_i} = f(x_i) + Z(x_i) + \varepsilon_B \\ S_{C_i} = f(x_i + L) + Z(x_i) + \delta(x_i) + \varepsilon_C \end{cases} \quad [3.30]$$

Uma estimativa do perfil de retilidade é dada pela equação [3.31]:

$$f(x_i) = \sum_{i=1}^n \left(\sum_{j=1}^i \Delta S(x_i) \cdot s \right) \cdot s + \left(\frac{\alpha}{2L^2} \cdot x_i^2 \right) \quad [3.31]$$

Na equação acima, α corresponde à diferença entre as leituras *zero* dos sensores, definida como segue:

$$\alpha = (\varepsilon_C - \varepsilon_B) + (\varepsilon_A - \varepsilon_B) = \varepsilon_C - 2\varepsilon_B + \varepsilon_A \quad [3.32]$$

O termo quadrático na equação [3.31] surge em razão da dupla integração da constante α . É necessário salientar que a deterioração do resultado da medição é exclusivamente devido ao erro de posicionamento axial dos sensores. Como este termo é proporcional ao quadrado da posição ao longo do comprimento de medição, até mesmo a verificação de peças de dimensões relativamente reduzidas poderão estar sujeitas a grandes erros de avaliação

Para a obtenção de resultados acurados com a aplicação dos métodos *S3P* e *G3P*, é necessário medir α com grande precisão. Teoricamente, α poderia ser medido através da utilização de uma superfície de referência, como sugere a figura 3.9, acima.

Nos casos práticos, entretanto, a medição acurada de α não é facilmente realizável devido à dificuldade de produzir uma superfície suficientemente plana e à dificuldade de realizar o ajuste da posição do sensor no dispositivo de medição. Uma aplicação interessante do método da reversão para desacoplar o erro de posicionamento axial dos sensores pode ser encontrada em Gao et al (2002).

MEDIÇÃO DO ERRO DE CIRCULARIDADE ATRAVÉS DE TRÊS PONTOS

Os métodos de três pontos para medição do erro de circularidade são especialmente adequados para a avaliação das peças na própria máquina-ferramenta onde são produzidos. Nestes métodos, três sensores de deslocamento são dispostos ao redor da peça com o objetivo de detectar simultaneamente o erro de circularidade e as componentes ortogonais do erro de movimentação radial do eixo-árvore.

A figura 3.10 ilustra esquematicamente o princípio operacional do método seqüencial dos três pontos (S3P) para medição do erro de circularidade. No método S3P, o intervalo de amostragem dos dados é igual à separação angular entre os sensores.

Sejam três sensores A , B e C apresentando separação angular igual a ϕ entre si, estacionários e que verificam a superfície da peça enquanto esta é rotacionada.

Figura 3.10 – Método S3P para medição do erro de circularidade

A intersecção entre as linhas de ação dos sensores ocorre no centro de rotação, denominado C_R , enquanto o centro da peça está em C_P . Seja $r(\theta_i)$ o erro de circularidade da peça e P um ponto no perfil. O ângulo θ é contado a partir do eixo x . As leituras dos três transdutores são denotadas por S_A , S_B e S_C e podem ser escritas através das seguintes expressões (GAO e KIYONO, 1997b):

$$\begin{cases} S_A(\theta_i) = r(\theta_i) + e_x(\theta_i) \\ S_B(\theta_i) = r(\theta_i - \phi) + e_x(\theta_i)\cos\phi + e_y(\theta_i)\sin\phi \\ S_C(\theta_i) = r(\theta_i - 2\phi) + e_x(\theta_i)\cos 2\phi + e_y(\theta_i)\sin 2\phi \end{cases} \quad [3.33]$$

para $i=0, \dots, n-1$ corresponde ao número de pontos medidos na peça, e $e_x(\theta_i)$ e $e_y(\theta_i)$ são as componentes do erro de movimentação radial do eixo-árvore nas direções x e y , respectivamente.

A saída diferencial dos três sensores, $\Delta S(\theta_i)$, é dada através da equação [3.34], na qual as componentes ortogonais do erro de movimentação radial do eixo são canceladas:

$$\begin{aligned} \Delta S(\theta_i) &= S_A(\theta_i) - 2\cos\phi \cdot S_B(\theta_i) + S_C(\theta_i) \\ &= r(\theta_i) - 2\cos\phi \cdot r(\theta_i - \phi) + r(\theta_i - 2\phi) \end{aligned} \quad [3.34]$$

Assumindo $r(\theta_{i-2})=0$, o perfil de circularidade pode ser obtido através da seguinte expressão:

$$r(\theta_i) = -r(\theta_{i-2}) + 2\cos\phi \cdot r(\theta_{i-1}) + S_A(\theta_i) - 2\cos\phi \cdot S_B(\theta_i) + S_C(\theta_i) \quad [3.35]$$

na qual $i=2, \dots, n-1$.

Refere-se ao método generalizado dos três pontos (*G3P*) quando o intervalo de amostragem dos pontos sobre a superfície da peça é diferente do ângulo de separação entre os sensores. A solução através do método *G3P* pode ser obtida através de duas abordagens. A primeira diz respeito à aproximação através da integração dupla da saída diferencial dos sensores, definida como *I-G3P*, descrita a seguir.

$$f''(\theta_i) = \frac{\Delta S(\theta_i)}{(R\phi)^2} = \frac{[r(\theta_i) - r(\theta_i - \phi)\cos\phi] - [r(\theta_i - \phi)\cos\phi - r(\theta_i - 2\phi)]}{(R\phi)^2} \quad [3.36]$$

Ou, aproximadamente,

$$\begin{aligned} f''(\theta_i) &\cong \frac{[r(\theta_i) - r(\theta_i - \phi)] - [r(\theta_i - \phi) - r(\theta_i - 2\phi)]}{(R\phi)^2} \\ &\cong \frac{1}{R\phi} \cdot \left[\frac{r(\theta_i) - r(\theta_i - \phi)}{R\phi} - \frac{r(\theta_i - \phi) - r(\theta_i - 2\phi)}{R\phi} \right] \quad [3.37] \\ &\cong \left[\frac{r'(\theta_i) - r'(\theta_i - \phi)}{R\phi} \right] \cong r''(\theta_i) \end{aligned}$$

onde R é o raio da peça.

O perfil de circularidade aproximado, $Z(\theta_i)$ pode então ser obtido a partir da integração dupla de [3.37]:

$$Z(\theta_i) = \sum_{k=1}^n \left[\sum_{j=1}^k f''(\theta_i) \cdot R\theta_i \right] \cdot R\theta_i \quad [3.37]$$

para $i=1, \dots, n-1$.

No método *I-G3P*, o erro de aproximação de $r(\theta_i)$ para $Z(\theta_i)$ é introduzido a partir de duas operações, sendo a primeira a própria aproximação de $r(\theta_i)$ por $f'''(\theta_i)$, e a segunda a operação de dupla integração numérica.

A segunda abordagem para a solução do método *G3P* para erro de circularidade consiste da aplicação da análise de Fourier, denominada *DFT-G3P*. Considerando a equação [3.34] como um sistema no qual $r(\theta_i)$ é a entrada e $\Delta S(\theta_i)$ é a saída, a relação entre a entrada $r(\theta_i)$ e a saída $DS(\omega_i)$ pode ser definida através da seguinte função transferência (GAO, KIYONO e NOMURA, 1996; GAO e KIYONO, 1997b):

$$H(\omega_i) = \frac{\Delta S(\omega_n)}{R(\omega_n)} = 1 - 2 \cos \phi - e^{-j\omega_i \phi} + e^{j2\omega_i \phi} \quad [3.38]$$

onde $i=1,\dots,n-1$ corresponde ao número de pontos medidos no perfil, $\Delta S(\omega_i)$ e $R(\omega_i)$ são as Transformadas Discretas de Fourier de $\Delta S(\theta_i)$ e $r(\theta_i)$, respectivamente. $R(\omega_i)$ pode ser obtido a partir de $\Delta S(\omega_i)$ e $H(\omega_i)$. Assim, $r(\theta_i)$ pode ser determinado através da Transformada Inversa de Fourier de $R(\omega_i)$.

Dependendo da disposição angular dos sensores, o coeficiente de transferência aproxima-se de zero e o método *DFT-G3P* pode suprimir determinadas componentes harmônicas de frequências relativamente altas presentes no perfil. Entretanto, as componentes em frequências menores, de especial interesse em aplicações industriais convencionais, geralmente são identificadas com boa acuracidade.

CAPÍTULO 4

SISTEMA DEDICADO E AUTOMATIZADO DE MEDIÇÃO

O sistema de medição aqui apresentado foi desenvolvido para a avaliação automática de erros de forma de componentes mecânicos. Algumas características do sistema construído são a rapidez e eficiência do processo de medição e a capacidade de configuração do conjunto para medições dedicadas de erros de retilidade ou de circularidade.

Dentre os erros de forma, certamente os de maior importância para a indústria mecânica são os erros de retilidade e de circularidade, pois caracterizam a qualidade de inúmeros processos de fabricação. Ainda, as medições de retilidade e circularidade permitem a verificação de outras formas. Por exemplo, é possível estimar erro de planicidade através da extensão da medição do erro de retilidade em duas dimensões. Da mesma forma, é possível verificar erro de cilindridade através da

medição do erro de retilineidade da geratriz de um cilindro associada à medição do erro de circularidade em diversas seções.

Para a avaliação de erros de forma, freqüentemente recorre-se ao uso de instrumentos que dependem de uma referência mecânica acurada, seja uma guia de deslizamento, um plano de referência ou um eixo de rotação. Entretanto, instrumentos e padrões apresentam erros que freqüentemente são desconsiderados, mas são capazes de comprometer o resultado da medição. Convencionalmente, diz-se que a repetibilidade de qualquer instrumento de medição deve ser dez vezes melhor que a tolerância admitida na peça a ser verificada.

Neste trabalho, um robô articulado foi utilizado como base de um sistema dedicado e automatizado de medição de erros de retilineidade e circularidade.

Para realizar a medição do erro de retilineidade, o robô foi programado para conduzir um dispositivo contendo três sensores de deslocamento sobre um artefato. Uma vez que os erros da movimentação do robô são muito grandes para serem negligenciados, o robô não pôde ser considerado referência para a medição. Para tornar a medição independente do posicionamento do robô, foi elaborado um modelo multi-sensorial de medição que permitiu o desacoplamento matemático entre o erro do artefato medido dos erros produzidos pelo sistema de medição.

Os modelos pré-existentes recorrem a soluções nas quais o valor do erro em um determinado ponto é calculado em função do valor no ponto anterior e o valor inicial do erro é definido por hipótese. Tais modelos são susceptíveis a erros que se acumulam a cada passo e deterioram os resultados.

Neste trabalho, o erro de retilineidade foi determinado através da solução de um sistema linear de equações especificamente elaborado para medição com redundância de dados. O modelo de erros foi formulado considerando as variáveis representativas do sistema e forneceu solução simultânea para todas as variáveis.

Na medição do erro de circularidade, o robô foi empregado para conduzir o dispositivo porta-sensores até a posição de medição. Neste caso, a proposta considera especificamente o erro de circularidade do artefato medido e os originados do movimento de rotação do suporte entre pontos.

Para um melhor entendimento do sistema dedicado e automatizado de medição desenvolvido, o assunto foi subdividido em quatro partes: elaboração dos modelos de erros, projeto e construção do aparato mecânico para medição, elaboração dos programas computacionais, testes simulados e experimentais.

4.1. ELABORAÇÃO DOS MODELOS DE ERROS

Foi elaborado um modelo de erros específico para cada uma das medições realizadas através do sistema proposto.

O primeiro modelo, desenvolvido para medição do erro de retilidade, foi elaborado a partir do estudo dos erros presentes no conjunto peça-sistema de medição. Foram considerados no modelo os seguintes erros: erro de retilidade da peça, erro de movimentação translacional do manipulador, *pitch* do porta-sensores, erros de alinhamento entre a peça e o robô e erro de posicionamento axial dos sensores no dispositivo de medição. O último constitui a fonte principal de erro no sistema, pois introduz um componente de erro de perfil parabólico nos resultados da medição. A inclusão do erro de posicionamento axial no modelo de erros elimina a necessidade do uso de superfícies de referência para pré-calibração do dispositivo porta-sensores, procedimento descrito e utilizado por outros autores, sabidamente ineficaz.

O segundo modelo, desenvolvido para a medição do erro de circularidade, utiliza uma estrutura tradicional encontrada na literatura especializada, que considera o erro de circularidade da peça e as componentes ortogonais do erro de movimentação radial do eixo de rotação do artefato.

4.2. DISPOSITIVOS DE MEDIÇÃO

A construção do aparato mecânico para as medições foi definida a partir dos modelos de erros de maneira compatível com as estratégias de medição envolvidas e com os métodos de separação de erros.

O dispositivo porta-sensores de medição do erro de retilidade foi construído para abrigar três sensores indutivos de deslocamento. Os sensores foram paralelamente dispostos uns com relação aos outros. A distância entre os sensores foi estabelecida em 18 mm e corresponde ao passo de medição. A medição foi realizada através da movimentação, pelo braço robótico, do dispositivo sobre o artefato para aquisição dos sinais. Desta maneira, medições redundantes foram tomadas em um conjunto de pontos no artefato. Com este procedimento foram produzidos dados para a identificação do perfil da peça através do método de separação de erros.

Para a medição do erro de circularidade foi desenvolvido um sistema de fixação para artefatos cilíndricos que consiste de um apoio entre pontos cuja rotação foi realizada por meio de um motor de passo. Um dispositivo porta-sensores foi construído para conter três sensores indutivos de deslocamento dispostos em intervalos angulares de 15°. O dispositivo porta-sensores foi posicionado sobre a peça através do manipulador e em seguida o motor de passo foi acionado para girar o suporte entre pontos enquanto as leituras dos sensores sobre o artefato foram coletadas.

4.3. INTERFACEAMENTO E PROGRAMAS COMPUTACIONAIS

Os procedimentos de medição multi-sensorial requerem a aquisição das leituras dos transdutores e a realização dos cálculos para separação de erros. Uma interface AD/DA foi implementada com três objetivos: aquisição dos sinais analógicos dos três sensores de deslocamento, comunicação com o sistema de controle do manipulador e a rotação do suporte entre pontos. Constituem a interface, além da placa de aquisição

de dados, uma coluna eletrônica de medição, programas computacionais e conexões.

O programa para acesso às funções da placa de aquisição foi elaborado em ambiente *Delphi™*. A aquisição dos sinais dos sensores foi realizada como segue: os transdutores foram conectados a uma coluna eletrônica de medição que realizou a demodulação dos sinais. A coluna foi conectada à placa de aquisição para conversão dos sinais de tensão analógica em palavras digitais de 12 bits. Os dados das medições foram submetidos a curvas de calibração que realizaram a correspondência entre os valores de tensão elétrica provenientes dos sensores em valores de comprimento para utilização nos cálculos de separação de erros. Todos os dados foram posteriormente armazenados em arquivos em um microcomputador para referência futura.

Dois canais de comunicação analógica foram implementados para realizar o acionamento dos movimentos do manipulador e fornecer os *triggers* para a aquisição dos dados de medição do erro de retilineidade. As instruções de movimentação foram programadas no próprio sistema de controle do robô. A interface AD/DA também foi empregada para acionar a rotação do sistema entre pontos, através de um motor de passo, e estabelecer *triggers* para a aquisição das leituras do erro de circularidade.

Também foram desenvolvidos algoritmos para a solução numérica dos modelos de separação de erros. O processo de separação requer a resolução de um sistema matricial de equações formado por uma matriz de coeficientes que pondera um vetor de incógnitas, ou seja, um vetor que contém as variáveis a serem determinadas, e do vetor solução composto pelas leituras dos três sensores. Como a matriz dos coeficientes deste sistema é esparsa e retangular, a resolução do sistema exigiu a aplicação de um algoritmo específico de decomposição de matrizes. Neste caso foi empregada a decomposição *QR* para representar a matriz dos coeficientes como o produto entre uma matriz real ortonormal e uma matriz triangular superior. O conhecimento da matriz triangular permitiu a solução para o vetor de erros através de uma abordagem por mínimos quadrados.

4.4. TESTES SIMULADOS E EXPERIMENTAIS

A eficiência do método de separação de erros foi avaliada através de simulações computacionais. Inicialmente foram gerados conjuntos de dados de erros do artefato e do sistema de medição. Em seguida, os erros foram acoplados levando-se em consideração a ordem dos sensores e o posicionamento relativo entre dispositivo e peça de forma que o arranjo resultante representasse as leituras dos sensores. O método de separação de erros foi aplicado e os resultados foram apresentados e comparados com os erros originalmente propostos.

Além das simulações computacionais, foram realizadas medições experimentais de erros de retilineidade e circularidade através do sistema proposto. No caso da medição do erro de retilineidade três réguas foram verificadas, sendo estas uma régua padrão de granito e duas réguas de aço que apresentam erros de forma introduzidos propositalmente. A medição do erro de circularidade foi realizada em quatro seções transversais de um artefato cilíndrico. Duas seções transversais foram intencionalmente modificadas de modo a apresentarem erros de forma mais pronunciados. Os resultados de ambas as medições foram apresentados e verificados por comparação com técnicas tradicionais de medição.

A validação dos resultados das medições com o sistema proposto foi realizada através da medição dos artefatos através de instrumentos e métodos tradicionalmente utilizados em metrologia dimensional. As três réguas utilizadas nos experimentos foram avaliadas em uma MM3C utilizando o método da reversão e os resultados comparados àqueles das medições com o sistema proposto. Os resultados da medição do erro de circularidade foram comparados com os valores obtidos através de um circularímetro. Os erros individuais do robô foram medidos através de um sistema interferométrico laser.

CAPÍTULO 5

MODELOS DE ERROS E DESENVOLVIMENTO DO SISTEMA AUTOMATIZADO E DEDICADO DE MEDIÇÃO

Neste capítulo é apresentada, de forma detalhada, a metodologia proposta para a modelagem do sistema de medição através de redundância de dados para cálculo dos erros de retilidade e circularidade.

Para melhor entendimento dos aspectos abordados, este capítulo foi dividido em cinco partes. Inicialmente é desenvolvido o modelo matemático referente à medição do erro de retilidade. Em seguida, é desenvolvido o modelo de medição do erro de circularidade. Posteriormente, são descritos os elementos mecânicos que compõem o sistema de medição. Na quarta parte estão detalhados os aspectos relacionados à aquisição dos dados através da interface eletrônica e às rotinas computacionais. A quinta parte trata dos procedimentos de medição e validação das medidas efetuadas.

5.1. MODELO PARA A MEDIÇÃO DO ERRO DE RETILINEIDADE

O modelo proposto para a medição do erro de retilidade foi desenvolvido visando a aplicação do método S3P de medição, no qual o passo de medição equivale à distância de separação entre os sensores. A figura 5.1 ilustra esquematicamente a medição.

Figura 5.1 – Medição do erro de retilidade

Um modelo matemático que descreva as leituras dos sensores pode ser desenvolvido a partir da hipótese de que somente quatro fontes de erros contribuem para o valor do sinal lido, a saber: erros devido ao perfil da peça, erros na trajetória descrita pelo sistema de medição, erros provocados pela rotação do dispositivo porta-sensores e os erros de posicionamento axial relativo dos sensores no dispositivo de medição. Desta forma, os valores produzidos pelos três sensores podem ser expressos como a soma, ou superposição, das contribuições das quatro fontes supracitadas:

$$\begin{cases} S_{A_i} = S_{A_i}^P + S_{A_i}^R + S_{A_i}^D + S_{A_i}^E \\ S_{B_i} = S_{B_i}^P + S_{B_i}^R + S_{B_i}^D + S_{B_i}^E \\ S_{C_i} = S_{C_i}^P + S_{C_i}^R + S_{C_i}^D + S_{C_i}^E \end{cases} \quad [5.1]$$

$$i = 1, 2, \dots, N$$

onde:

$S_{A_i}, S_{B_i}, S_{C_i}$ são, respectivamente, as i -ésimas leituras dos sensores A, B e C ;

$S_{A_i}^P, S_{B_i}^P, S_{C_i}^P$ são as contribuições do perfil da peça no i -ésimo ponto de medição, lidas pelos sensores A, B e C , respectivamente;

$S_{A_i}^R, S_{B_i}^R, S_{C_i}^R$ são as contribuições do erro translacional do robô industrial, utilizado como base do sistema de medição, no i -ésimo ponto medido, respectivamente, sobre os sensores A, B e C ;

$S_{A_i}^D, S_{B_i}^D, S_{C_i}^D$ são as parcelas devido ao movimento angular do dispositivo porta-sensores no i -ésimo ponto de medição, sobre os sensores A, B e C , respectivamente;

$S_{A_i}^E, S_{B_i}^E, S_{C_i}^E$ são as contribuições dos erros de posicionamento axial dos sensores no dispositivo de medição no i -ésimo ponto, sobre os sensores A, B e C , respectivamente;

i indica um ponto de medição;

N é o número de pontos medidos, contabilizados no sistema.

Uma hipótese adicional em relação ao sistema de medição que também está implícita na expressão [5.1] é que a contribuição devido a cada uma das quatro fontes de erros pode ser analisada individualmente, ou seja, uma fonte de erro não modifica o comportamento das outras fontes, dentro de determinados limites, que não comprometam o grau de tolerância desejado para o sistema de medição. Como consequência, cada termo da expressão [5.1] é independente dos outros termos e podem ser desenvolvidos separadamente. Deve-se também observar que não existe nenhuma restrição quanto à amplitude e proporção relativa entre as contribuições.

5.1.1 – Erros devido ao perfil da peça

A contribuição da forma e do desalinhamento da peça ao i -ésimo valor medido por cada sensor pode ser definida como

$$\begin{cases} S_{A_i}^P = R_{P_{i-1}} + [CA_P + A_P \cdot x_{i-1}] \\ S_{B_i}^P = R_{P_i} + [CA_P + A_P \cdot x_i] \\ S_{C_i}^P = R_{P_{i+1}} + [CA_P + A_P \cdot x_{i+1}] \end{cases} \quad [5.2]$$

$$i = 1, 2, \dots, N$$

onde:

x_i é a coordenada que representa a i -ésima posição ao longo do perfil da peça;

R_{P_i} é o erro de retilineidade da peça na i -ésima posição de medida;

CA_P e A_P são os parâmetros da reta de referência (em relação a um sistema de referência) para o perfil da peça.

O sistema de equações [5.2] pode ser simplificado se for observado que o posicionamento no perfil da peça é discreto e que o passo de medição é constante e igual ao espaçamento entre sensores. Pode-se realizar a mudança de coordenadas $x_i \rightarrow i$, resultando:

$$\begin{cases} S_{A_i}^P = R_{P_{i-1}} + [CA_P + A_P \cdot (i - 1)] \\ S_{B_i}^P = R_{P_i} + [CA_P + A_P \cdot (i)] \\ S_{C_i}^P = R_{P_{i+1}} + [CA_P + A_P \cdot (i + 1)] \end{cases} \quad [5.3]$$

$$i = 1, 2, \dots, N$$

A figura 5.2 ilustra a contribuição do erro de retilidade e de inclinação da referência da peça na leitura dos sensores.

Figura 5.2 – Contribuição do erro do perfil da peça

Deve ser observado que modelos semelhantes para passos diferentes do espaçamento entre os sensores podem ser desenvolvidos, mas estão além do escopo deste trabalho.

5.1.2 – Erros devido à translação do robô segundo a trajetória de medição

Assim como no caso da contribuição do erro do perfil da peça, pode-se expressar a contribuição do erro translacional do robô industrial ao longo do percurso de medição no valor observado pelos transdutores:

$$\begin{cases} S_{A_i}^R = R_{R_i} + [CA_R + A_R \cdot x_{i-1}] \\ S_{B_i}^R = R_{R_i} + [CA_R + A_R \cdot x_{i-1}] \\ S_{C_i}^R = R_{R_i} + [CA_R + A_R \cdot x_{i-1}] \end{cases} \quad [5.4]$$

$$i = 1, 2, \dots, N$$

onde:

R_{R_i} é o erro translacional do robô industrial na i -ésima posição de medição;

CA_R e A_R são, os parâmetros da reta de referência para o erro de translação do robô.

Novamente, como no caso do perfil da peça, o sistema [5.4] pode ser simplificado:

$$\begin{cases} S_{A_i}^R = R_{R_i} + [CA_R + A_R \cdot (i - 1)] \\ S_{B_i}^R = R_{R_i} + [CA_R + A_R \cdot (i - 1)] \\ S_{C_i}^R = R_{R_i} + [CA_R + A_R \cdot (i - 1)] \end{cases} \quad [5.5]$$

$$i = 1, 2, \dots, N$$

A contribuição do erro translacional do robô em um determinado ponto é a mesma sobre os três sensores, ou seja, $S_{A_i}^R = S_{B_i}^R = S_{C_i}^R$. A figura 5.3 ilustra esquematicamente a contribuição do erro translacional do robô sobre a leitura dos sensores.

Figura 5.3 – Contribuição do erro translacional do robô

5.1.3 – Erro devido à rotação do dispositivo porta-sensores

A contribuição do erro provocado pela rotação do dispositivo de fixação dos sensores pode ser expressa como

$$\begin{cases} S_{A_i}^D = -\delta_i \\ S_{B_i}^D = 0 \\ S_{C_i}^D = +\delta_i \end{cases} \quad [5.6]$$

$$i = 1, 2, \dots, N$$

onde δ_i é a contribuição do desvio de orientação na i -ésima posição, dada por:

$$\delta_i = \theta_i \cdot L \quad [5.7]$$

onde:

θ_i é o erro angular (*pitch*) do dispositivo porta-sensores, em radianos;

L é a distância de separação entre os sensores.

A figura 5.4 ilustra o *pitch* do porta-sensores. É assumida a hipótese que a rotação ocorre sobre o sensor central. Assim, se o erro angular provocar um acréscimo em $S_{A_i}^D$, um decréscimo correspondente de mesmo valor ocorre em $S_{C_i}^D$, enquanto $S_{B_i}^D$ não tem seu valor alterado.

Figura 5.4 – Contribuição da rotação do porta-sensores

5.1.4 – Erro de posicionamento axial dos sensores

O principal erro introduzido pelos sensores é o erro de calibração de uma referência única para os sensores quando fixas no dispositivo de medição.

Um procedimento de calibração poderia ser realizado utilizando-se um plano de referência para obter o alinhamento ideal dos sensores, como ilustra a figura 5.5 (a). Entretanto, quaisquer erros de posicionamento axial (em relação a um plano ideal) provocam erros no valor de referência utilizado pelos sensores.

Este erro pode ser expresso de várias formas, dependendo de como é escolhida a referência. Ele pode ser reduzido a um erro de posicionamento (constante de calibração k_B) do sensor central se as leituras zero dos sensores das extremidades forem tomadas como referência, como pode ser observado na figura 5.5 (b).

Figura 5.5 – Alinhamento ideal (a) e erro de posicionamento, k_B (b)

A escolha dos sensores das extremidades como referência também fixa a orientação de um sistema de coordenadas. A orientação do sistema de coordenadas é definida pela reta que passa pelos pontos de referência dos sensores das extremidades (eixo x) e pela reta definida pela normal à reta anterior (eixo z). A origem deste sistema de coordenadas coincide com

o primeiro ponto do erro de retilidade obtido do perfil da peça, que é identicamente zero, imposto pelo modelo.

Portanto, pode-se expressar a contribuição do erro introduzido pelos sensores como:

$$\begin{cases} S_{A_i}^E = 0 \\ S_{B_i}^E = k_B \\ S_{C_i}^E = 0 \end{cases} \quad [5.8]$$

$$i = 1, 2, \dots, N$$

onde k_B é uma constante que caracteriza o erro de posicionamento do sensor central com relação a um sistema de referências concebido a partir das leituras *zero* dos sensores das extremidades.

O sistema de coordenadas definido anteriormente será utilizado para todo o modelo de erros e será deste ponto em diante referenciado como *sistema de referência global*.

Substituindo as expressões [5.3], [5.5], [5.6] e [5.8] na expressão [5.1,] obtém-se:

$$\begin{cases} S_{A_i} = R_{P_{i-1}} + [CA_P + A_P \cdot (i - 1)] + R_{R_i} + [CA_R + A_R \cdot (i - 1)] - \delta_i \\ S_{B_i} = R_{P_i} + [CA_P + A_P \cdot i] + R_{R_i} + [CA_R + A_R \cdot (i - 1)] + k_B \\ S_{C_i} = R_{P_{i+1}} + [CA_P + A_P \cdot (i + 1)] + R_{R_i} + [CA_R + A_R \cdot (i - 1)] + \delta_i \end{cases} \quad [5.9]$$

$$i = 1, 2, \dots, N$$

Para um conjunto de N leituras dos sensores, pode-se montar o sistema de equações:

$$\begin{cases}
 S_{A_1} = R_{P_0} + CA_P + R_{R_1} + CA_R - \delta_1 \\
 S_{B_1} = R_{P_1} + CA_P + A_P + R_{R_1} + CA_R + k_B \\
 S_{C_1} = R_{P_2} + CA_P + 2A_P + R_{R_1} + CA_R + \delta_1 \\
 \hline
 S_{A_2} = R_{P_1} + CA_P + A_P + R_{R_2} + CA_R + A_R - \delta_2 \\
 S_{B_2} = R_{P_2} + CA_P + 2A_P + R_{R_2} + CA_R + A_R + k_B \\
 S_{C_2} = R_{P_3} + CA_P + 3A_P + R_{R_2} + CA_R + A_R + \delta_2 \\
 \hline
 S_{A_3} = R_{P_2} + CA_P + 2A_P + R_{R_3} + CA_R + 2A_R - \delta_3 \\
 S_{B_3} = R_{P_3} + CA_P + 3A_P + R_{R_3} + CA_R + 2A_R + k_B \\
 S_{C_3} = R_{P_4} + CA_P + 4A_P + R_{R_3} + CA_R + 2A_R + \delta_3 \\
 \hline
 \vdots \\
 \hline
 S_{A_N} = R_{P_{N-1}} + [CA_P + A_P \cdot (N-1)] + R_{R_N} + [CA_R + A_R \cdot (N-1)] - \delta_N \\
 S_{B_N} = R_{P_N} + [CA_P + A_P \cdot N] + R_{R_N} + [CA_R + A_R \cdot (N-1)] + k_B \\
 S_{C_N} = R_{P_{N+1}} + [CA_P + A_P \cdot (N+1)] + R_{R_N} + [CA_R + A_R \cdot (N-1)] + \delta_N
 \end{cases}$$

[5.10]

As linhas tracejadas no sistema [5.10] distinguem as equações obtidas em uma única posição de leitura do dispositivo porta-sensores durante o deslocamento do sistema de medição. O sistema [5.10] pode ser reescrito em uma outra ordem, agrupando as equações que contém os mesmos termos do erro de retilineidade da peça:

$$\left\{ \begin{array}{l}
 S_{A_1} = R_{P_0} + CA_P + R_{R_1} + CA_R - \delta_1 \\
 \hline
 S_{A_2} = R_{P_1} + CA_P + A_P + R_{R_2} + CA_R + A_R - \delta_2 \\
 \hline
 S_{B_1} = R_{P_1} + CA_P + A_P + R_{R_1} + CA_R + k_B \\
 \hline
 S_{A_3} = R_{P_2} + CA_P + 2A_P + R_{R_3} + CA_R + 2A_R - \delta_3 \\
 \hline
 S_{B_2} = R_{P_2} + CA_P + 2A_P + R_{R_2} + CA_R + A_R + k_B \\
 \hline
 S_{C_1} = R_{P_2} + CA_P + 2A_P + R_{R_1} + CA_R + \delta_1 \\
 \hline
 S_{A_4} = R_{P_3} + CA_P + 3A_P + R_{R_4} + CA_R + 3A_R - \delta_4 \\
 \hline
 S_{B_3} = R_{P_3} + CA_P + 3A_P + R_{R_3} + CA_R + 2A_R + k_B \\
 \hline
 S_{C_2} = R_{P_3} + CA_P + 3A_P + R_{R_2} + CA_R + A_R + \delta_2 \\
 \hline
 \vdots \\
 \hline
 S_{B_N} = R_{P_N} + [CA_P + A_P \cdot N] + R_{R_N} + [CA_R + A_R \cdot (N - 1)] + k_B \\
 \hline
 S_{C_{N-1}} = R_{P_N} + [CA_P + A_P \cdot N] + R_{R_{N-1}} + [CA_R + A_R \cdot (N - 2)] + \delta_{N-1} \\
 \hline
 S_{C_N} = R_{P_{N+1}} + [CA_P + A_P \cdot (N + 1)] + R_{R_N} + [CA_R + A_R \cdot (N - 1)] + \delta_N
 \end{array} \right.$$

[5.11]

As linhas tracejadas no sistema [5.11] separam as equações que contém os mesmos termos de retilidade da peça. Novamente, pode-se reescrever o sistema [5.11] agrupando-se as leituras efetuadas por cada sensor.

$$\left\{ \begin{array}{l}
 S_{A_1} = R_{P_0} + CA_P + R_{R_1} + CA_R - \delta_1 \\
 S_{A_2} = R_{P_1} + CA_P + A_P + R_{R_2} + CA_R + A_R - \delta_2 \\
 S_{A_3} = R_{P_2} + CA_P + 2A_P + R_{R_3} + CA_R + 2A_R - \delta_3 \\
 S_{A_4} = R_{P_3} + CA_P + 3A_P + R_{R_4} + CA_R + 3A_R - \delta_4 \\
 \vdots \\
 S_{A_N} = R_{P_{N-1}} + CA_P + [A_P \cdot (N-1)] + R_{R_N} + [CA_R + A_R(N-1)] - \delta_N \\
 \hline
 S_{B_1} = R_{P_1} + CA_P + A_P + R_{R_1} + CA_R + k_B \\
 S_{B_2} = R_{P_2} + CA_P + 2A_P + R_{R_2} + CA_R + A_R + k_B \\
 S_{B_3} = R_{P_3} + CA_P + 3A_P + R_{R_3} + CA_R + 2A_R + k_B \\
 S_{B_4} = R_{P_4} + CA_P + 4A_P + R_{R_4} + CA_R + 3A_R + k_B \\
 \vdots \\
 S_{B_N} = R_{P_N} + CA_P + [A_P \cdot N] + R_{R_N} + [CA_R + A_R \cdot (N-1)] + k_B \\
 \hline
 S_{C_1} = R_{P_2} + CA_P + 2A_P + R_{R_1} + CA_R + \delta_1 \\
 S_{C_2} = R_{P_3} + CA_P + 3A_P + R_{R_2} + CA_R + A_R + \delta_2 \\
 S_{C_3} = R_{P_4} + CA_P + 4A_P + R_{R_3} + CA_R + 2A_R + \delta_3 \\
 S_{C_4} = R_{P_5} + CA_P + 5A_P + R_{R_4} + CA_R + 3A_R + \delta_4 \\
 \vdots \\
 S_{C_N} = R_{P_{N+1}} + CA_P + [A_P \cdot (N+1)] + R_{R_N} + [CA_R + A_R(N-1)] + \delta_N
 \end{array} \right.$$

[5.12]

Uma análise do sistema de equações [5.12] revela o número de equações e incógnitas:

Número de incógnitas = $3N + 7$, sendo estas discriminadas abaixo:

$$R_{P_0} \text{ a } R_{P_{N+1}} = N+2;$$

$$R_{R_1} \text{ a } R_{R_N} = N;$$

$$CA_P, A_P, CA_R, A_R \text{ e } k_B = 5;$$

$$\delta_1 \text{ a } \delta_N = N;$$

Número de equações = $3N$.

A análise do número de equações e do número de incógnitas gerado pelo modelo mostra que o número de incógnitas é maior que o número de equações. Desta forma é impossível resolver o sistema [5.12] através de métodos numéricos convencionais, exigindo a utilização de métodos numéricos específicos, mais poderosos, para se obter uma solução satisfatória, como a decomposição em valores singulares.

Existem duas formas de gerar um número maior de equações. A primeira seria a utilização de dispositivos com quatro sensores, e a segunda, a utilização de dados de múltiplos experimentos (ou *corridas*, numa adaptação livre do inglês *runs*) em um único sistema de equações. O método de separação de erros com a utilização de dados de múltiplas corridas representa uma abordagem diferenciada dos métodos tradicionais de redundância de dados.

A seguir é proposta uma metodologia para a utilização de dados de múltiplas corridas.

5.1.5 – A redundância de dados

Um modelo utilizando dados de M corridas pode ser derivado do sistema [5.12] simplesmente justapondo-se as equações geradas pelos novos conjuntos de dados:

$$\left\{ \begin{array}{l}
 S_{A_1}^j = R_{P_0}^j + CA_P^j + R_{R_1}^j + CA_R^j - \delta_1^j \\
 S_{A_2}^j = R_{P_1}^j + CA_P^j + A_P^j + R_{R_2}^j + CA_R^j + A_R^j - \delta_2^j \\
 S_{A_3}^j = R_{P_2}^j + CA_P^j + 2A_P^j + R_{R_3}^j + CA_R^j + 2A_R^j - \delta_3^j \\
 S_{A_4}^j = R_{P_3}^j + CA_P^j + 3A_P^j + R_{R_4}^j + CA_R^j + 3A_R^j - \delta_4^j \\
 \vdots \\
 S_{A_N}^j = R_{P_{N-1}}^j + CA_P^j + [A_P^j \cdot (N-1)] + R_{R_N}^j + [CA_R^j + A_R^j(N-1)] - \delta_N^j \\
 \hline
 S_{B_1}^j = R_{P_1}^j + CA_P^j + A_P^j + R_{R_1}^j + CA_R^j + k_B^j \\
 S_{B_2}^j = R_{P_2}^j + CA_P^j + 2A_P^j + R_{R_2}^j + CA_R^j + A_R^j + k_B^j \\
 S_{B_3}^j = R_{P_3}^j + CA_P^j + 3A_P^j + R_{R_3}^j + CA_R^j + 2A_R^j + k_B^j \\
 S_{B_4}^j = R_{P_4}^j + CA_P^j + 4A_P^j + R_{R_4}^j + CA_R^j + 3A_R^j + k_B^j \\
 \vdots \\
 S_{B_N}^j = R_{P_N}^j + CA_P^j + [A_P^j \cdot N] + R_{R_N}^j + [CA_R^j + A_R^j \cdot (N-1)] + k_B^j \\
 \hline
 S_{C_1}^j = R_{P_2}^j + CA_P^j + 2A_P^j + R_{R_1}^j + CA_R^j + \delta_1^j \\
 S_{C_2}^j = R_{P_3}^j + CA_P^j + 3A_P^j + R_{R_2}^j + CA_R^j + A_R^j + \delta_2^j \\
 S_{C_3}^j = R_{P_4}^j + CA_P^j + 4A_P^j + R_{R_3}^j + CA_R^j + 2A_R^j + \delta_3^j \\
 S_{C_4}^j = R_{P_5}^j + CA_P^j + 5A_P^j + R_{R_4}^j + CA_R^j + 3A_R^j + \delta_4^j \\
 \vdots \\
 S_{C_N}^j = R_{P_{N+1}}^j + CA_P^j + [A_P^j \cdot (N+1)] + R_{R_N}^j + [CA_R^j + A_R^j(N-1)] + \delta_N^j \\
 j = 1, 2, \dots, M
 \end{array} \right. \quad [5.13]$$

onde o índice j indica a corrida a qual pertence o grupo de equações e respectivos parâmetros.

O sistema de equações [5.13] possui $M(3M)$ equações e $M(3N+7)$ incógnitas, ou seja, o numero de equações e incógnitas foram aumentadas

na mesma proporção em relação ao sistema de equações [5.12]. Portanto, o sistema [5.13] também tem mais incógnitas que equações. Porém, pode-se diminuir o número de incógnitas utilizando-se o conhecimento que se tem do sistema de medição.

Se as condições dos ensaios forem mantidas, especialmente a temperatura, o erro de reticidade da peça deve ser o mesmo para qualquer corrida e, portanto, o número de incógnitas é diminuído de $(M-1)*(N+2)$. Desta forma obtém-se o sistema:

$$\left\{ \begin{array}{l}
 S_{A_1}^j = R_{P_0} + CA_P^h + R_{R_1}^k + CA_R^s - \delta_1^t \\
 S_{A_2}^j = R_{P_1} + CA_P^h + A_P^h + R_{R_2}^k + CA_R^s + A_R^s - \delta_2^t \\
 S_{A_3}^j = R_{P_2} + CA_P^h + 2A_P^h + R_{R_3}^k + CA_R^s + 2A_R^s - \delta_3^t \\
 S_{A_4}^j = R_{P_3} + CA_P^h + 3A_P^h + R_{R_4}^k + CA_R^s + 3A_R^s - \delta_4^t \\
 \vdots \\
 S_{A_N}^j = R_{P_{N-1}} + CA_P^h + [A_P^h \cdot (N-1)] + R_{R_N}^k + [CA_R^s + A_R^s(N-1)] - \delta_N^t \\
 \hline
 S_{B_1}^j = R_{P_1} + CA_P^h + A_P^h + R_{R_1}^k + CA_R^s + k_B^v \\
 S_{B_2}^j = R_{P_2} + CA_P^h + 2A_P^h + R_{R_2}^k + CA_R^s + A_R^s + k_B^v \\
 S_{B_3}^j = R_{P_3} + CA_P^h + 3A_P^h + R_{R_3}^k + CA_R^s + 2A_R^s + k_B^v \\
 S_{B_4}^j = R_{P_4} + CA_P^h + 4A_P^h + R_{R_4}^k + CA_R^s + 3A_R^s + k_B^v \\
 \vdots \\
 S_{B_N}^j = R_{P_N} + CA_P^h + [A_P^h \cdot N] + R_{R_N}^k + [CA_R^s + A_R^s \cdot (N-1)] + k_B^v \\
 \hline
 S_{C_1}^j = R_{P_2} + CA_P^h + 2A_P^h + R_{R_1}^k + CA_R^s + \delta_1^t \\
 S_{C_2}^j = R_{P_3} + CA_P^h + 3A_P^h + R_{R_2}^k + CA_R^s + A_R^s + \delta_2^t \\
 S_{C_3}^j = R_{P_4} + CA_P^h + 4A_P^h + R_{R_3}^k + CA_R^s + 2A_R^s + \delta_3^t \\
 S_{C_4}^j = R_{P_5} + CA_P^h + 5A_P^h + R_{R_4}^k + CA_R^s + 3A_R^s + \delta_4^t \\
 \vdots \\
 S_{C_N}^j = R_{P_{N+1}} + CA_P^h + [A_P^h \cdot (N+1)] + R_{R_N}^k + [CA_R^s + A_R^s(N-1)] + \delta_N^t
 \end{array} \right.$$

$j = 1, 2, \dots, M$

onde:

$j=1, 2, 3, \dots, M$ indica a corrida a qual pertence o grupo de equações;

$h = 0$ ou $h = 1$ ou $h=M$ é o número de retas de referência para o perfil da peça;

$k = 1$ ou $k = M$ é o número dos erros translacionais do sistema de medição;

$s = 0$ ou $s = 1$ ou $s = M$ é o número de retas de referência do erro translacional do sistema de medição;

$t = 0$ ou $t = 1$ ou $t = M$ é o número de erros de rotação do sistema porta-sensores;

$v = 0$ ou $v = 1$ ou $v = M$ é o número das constantes que caracterizam o erro de posicionamento axial do sensor central.

O sistema de equações [5.14] constitui um modelo de erros “sintonizável”. Através da escolha adequada dos valores dos índices (h , k , s , t e v) pode-se “ajustar” o modelo de erros às condições específicas de medição. Com a determinação de um único perfil de peça para todo o conjunto de dados das corridas no sistema de equações [5.14] torna este sistema sobredeterminado, o qual pode ser resolvido pelo método dos mínimos quadrados.

O sistema de equações [5.14] também pode escrito na forma matricial:

$$\{S\} = [C] \cdot \{P\} \quad [5.15]$$

onde:

$\{S\}$ é o vetor coluna composto pelas leituras dos sensores, ou, mais detalhadamente;

$$\{S\} = \left[\{S_A\}^1 \{S_B\}^1 \{S_C\}^1 \{S_A\}^2 \{S_B\}^2 \{S_C\}^2 \dots \{S_A\}^M \{S_B\}^M \{S_C\}^M \right]^T \quad [5.16]$$

Cada elemento $\{S_A\}^j$ é definido como:

$$\{S_A\}^j = \left[S_{A1}^j \ S_{A2}^j \ \dots \ S_{AN}^j \right] \quad [5.17]$$

e S_{Ai}^j é a i -ésima leitura do sensor A da corrida j .

$\{P\}$ é o vetor coluna composto pelos parâmetros a serem determinados $(R_P, CA_P, A_P, R_R, CA_R, A_R, \delta_I$ e $k_B)$;

$$\{P\} = \left[\{R_P\} \{CA_P \ A_P\} \{R_R\} \{CA_R \ A_R\} \{\delta\} \{k_B\} \right]^T \quad [5.18]$$

onde:

$$\begin{aligned} \{R_P\} &= \left[R_{P_0} \ R_{P_1} \ R_{P_2} \ \dots \ R_{P_{N+1}} \right] \\ \{CA_P \ A_P\} &= \left[CA_P^1 \ A_P^1 \ CA_P^2 \ A_P^2 \ \dots \ CA_P^h \ A_P^h \right] \\ \{R_R\} &= \left[\{R_R\}^1 \ \{R_R\}^2 \ \dots \ \{R_R\}^k \right] \\ \{R_R\}^k &= \left[R_{R_1}^k \ R_{R_2}^k \ \dots \ R_{R_N}^k \right] \\ \{CA_R \ A_R\} &= \left[CA_R^1 \ A_R^1 \ CA_R^2 \ A_R^2 \ \dots \ CA_R^s \ A_R^s \right] \\ \{\delta\} &= \left[\{\delta\}^1 \ \{\delta\}^2 \ \dots \ \{\delta\}^t \right] \\ \{\delta\}^t &= \left[\delta_1^t \ \delta_2^t \ \dots \ \delta_N^t \right] \\ \{k_B\} &= \left[k_B^1 \ k_B^2 \ \dots \ k_B^v \right] \end{aligned} \quad [5.19]$$

e $[C]$ é a matriz dos coeficientes nos parâmetros $\{P\}$. A matriz dos coeficientes é retangular e é definida pelo sistema [5.14].

5.1.6 – Solução numérica do modelo

Obtido o sistema de equações [5.15], é necessário resolvê-lo para a determinação dos parâmetros desejados. Entretanto a solução do sistema [5.15], pelo método dos mínimos quadrados, possui algumas dificuldades. Uma análise da matriz dos coeficientes $[C]$ revela que esta é numericamente mal condicionada, resultando em uma matriz quase singular e com posto deficiente para solução clássica por mínimos quadrados. Desta forma, a obtenção de uma solução satisfatória pelo método dos mínimos quadrados tradicional é impossível, pois as limitações apresentadas pela matriz $[C]$ causam erros de arredondamento que inviabilizam o cálculo da solução, fato este que implica a necessidade da utilização de métodos numéricos mais poderosos na solução modelo proposto. Dois métodos, baseados na decomposição da matriz dos coeficientes, podem ser utilizados para se obter uma solução válida do sistema [5.15]. O primeiro método é a decomposição QR , e a segunda é decomposição em valores singulares, SVD .

A decomposição QR é uma decomposição triangular ortogonal indicada na solução de sistemas mal condicionados. Além disso, existe uma variante da decomposição QR com pivoteamento que possibilita a solução de sistemas retangulares como é o caso do sistema [5.15].

Neste trabalho foi utilizada a decomposição QR previamente programada no pacote de rotinas numéricas MATLAB.

A metodologia desenvolvida difere-se das anteriores por sua robustez às variações das condições ambientais e por sua eficiência na determinação do perfil de peças, mesmo quando o erro de trajetória do robô é uma ordem de grandeza maior do que o perfil da peça medida.

5.2. MODELO PARA A MEDIÇÃO DO ERRO DE CIRCULARIDADE

A medição multi-sensorial do erro de circularidade envolve a determinação de três parâmetros do conjunto peça-sistema de medição, a saber: o erro de circularidade do artefato e as componentes ortogonais do erro de movimentação radial do eixo nas direções X e Y . A figura 5.6 ilustra a medição através de três pontos.

Figura 5.6 – Medição do erro de circularidade através de três pontos

Os três sensores, fixos a um dispositivo de medição, são dispostos ao redor de um artefato cilíndrico e registram leituras de deslocamento enquanto o artefato é rotacionado sobre o ponto O' . É assumido que o centro da peça está em O e que os eixos que definem as direções sensíveis dos transdutores se interceptam em O' . Para um ponto P no perfil da peça, após uma rotação θ_i , as leituras dos sensores podem ser representadas através do modelo tradicional de três pontos:

$$\begin{cases} S_A(\theta_i) = r(\theta_i) + e_X(\theta_i) \\ S_B(\theta_i) = r(\theta_i - \phi) + e_X(\theta_i) \cdot \cos(\phi) + e_Y(\theta_i) \cdot \sin(\phi) \\ S_C(\theta_i) = r(\theta_i - 2\phi) + e_X(\theta_i) \cdot \cos(2\phi) + e_Y(\theta_i) \cdot \sin(2\phi) \end{cases} \quad [5.20]$$

$$i = 1, 2, \dots, N$$

No sistema [5.20], tem-se que:

$S_A(\theta_i)$, $S_B(\theta_i)$ e $S_C(\theta_i)$ são, respectivamente, as leituras dos sensores A , B e C , na posição θ_i do artefato;

$r(\theta_i)$ é o erro de circularidade do perfil em um determinado ponto da superfície do artefato. Na figura 5.6, o erro de circularidade corresponde a $r(\theta_i) = \bar{R} - R(\theta_i)$;

$e_X(\theta_i)$ e $e_Y(\theta_i)$ são as componentes do erro de movimentação radial do eixo de rotação do sistema de fixação do artefato.

ϕ é o ângulo de separação entre os sensores;

θ é a rotação imposta ao artefato;

i indica um ponto de medição no perfil do artefato;

N é o número de pontos medidos.

Quando a medição é realizada com passo angular igual ao ângulo de separação entre os sensores (ϕ), o modelo descrito pelo sistema [5.20] é chamado de *Método S3P* para medição de erro de circularidade (GAO e KIYONO, 1997b). O modelo utilizado pelo método *S3P* está descrito no sistema abaixo:

$$\begin{cases} S_{Ai} = r_i + e_{Xi} \\ S_{Bi} = r_{i+1} + e_{Xi} \cdot \cos(\phi) + e_{Yi} \cdot \sin(\phi) \\ S_{Ci} = r_{i+2} + e_{Xi} \cdot \cos(2\phi) + e_{Yi} \cdot \sin(2\phi) \end{cases} \quad [5.21]$$

$$i = 1, 2, \dots, N$$

Caso seja adotado um passo angular diferente (freqüentemente menor) que a separação entre os sensores, o sistema dado por [5.20]

torna-se o *Método G3P* para medição do erro de circularidade. O sistema [5.20] pode ser reescrito:

$$\begin{cases} S_{A_i} = S_{A_i}^P + S_{A_i}^S \\ S_{B_i} = S_{B_i}^P + S_{B_i}^S \\ S_{C_i} = S_{C_i}^P + S_{C_i}^S \end{cases} \quad [5.22]$$

$$i = 1, 2, \dots, N$$

onde:

$S_{A_i}, S_{B_i}, S_{C_i}$ correspondem às i -ésimas leituras dos sensores A , B e C ;

$S_{A_i}^P, S_{B_i}^P, S_{C_i}^P$ são as contribuições do erro de forma de perfil do artefato na i -ésima posição de medida, lidas pelos sensores A , B e C ;

$S_{A_i}^S, S_{B_i}^S, S_{C_i}^S$ correspondem às componentes ortogonais do erro de movimentação radial do eixo de rotação do artefato.

Neste trabalho optou-se pela utilização do modelo generalizado, pois este permite que o perfil do artefato seja discretizado em um grande número de pontos, pois a medição do erro de circularidade é realizada em intervalos muito inferiores à separação angular entre os sensores.

5.2.1 – Erro de circularidade da peça

A contribuição do erro de circularidade da peça no i -ésimo ponto de medição pode ser escrita como:

$$\begin{cases} S_{A_i}^P = r_i \\ S_{B_i}^P = r_{i+m} \\ S_{C_i}^P = r_{i+2m} \end{cases} \quad [5.23]$$

$$i = 1, 2, \dots, N$$

onde:

r_i é o erro de circularidade da peça no i -ésimo ponto de medida;

m corresponde ao número de passos angulares em um intervalo de ϕ radianos.

A figura 5.7 ilustra a contribuição do erro de circularidade da peça sobre as leituras dos sensores.

Figura 5.7 – Influência do erro de circularidade da peça

Deve ser observado que a posição de medida é contabilizada a partir do sensor A e cresce ao longo da direção de medição.

5.2.2 – Erro de movimentação radial

O erro de movimentação radial é definido por Bryan como “o movimento de um eixo em uma direção perpendicular ao mesmo em um ponto particular ao longo do eixo” (BRYAN, CLOUSER e HOLLAND, 1967, p.154).

É possível expressar a contribuição do erro de movimentação radial do eixo como:

$$\begin{cases} S_{Ai}^S = e_{Xi} \\ S_{Bi}^S = e_{Xi} \cdot \cos(\phi) + e_{Yi} \cdot \sin(\phi) \\ S_{Ci}^S = e_{Xi} \cdot \cos(2\phi) + e_{Yi} \cdot \sin(2\phi) \end{cases} \quad [5.24]$$

$$i = 1, 2, \dots, N$$

A figura 5.8 ilustra esquematicamente as componentes ortogonais do erro de movimentação radial do eixo. O centro da peça encontra-se em O e o centro de rotação está em O' .

Figura 5.8 – Diagrama das componentes ortogonais do erro de movimentação radial

Substituindo as equações [5.23] e [5.24] na expressão [5.22], tem-se o modelo para medição do erro de circularidade:

$$\begin{cases} S_{Ai} = r_i + e_{Xi} \\ S_{Bi} = r_{i+m} + e_{Xi} \cdot \cos(\phi) + e_{Yi} \cdot \sin(\phi) \\ S_{Ci} = r_{i+2m} + e_{Xi} \cdot \cos(2\phi) + e_{Yi} \cdot \sin(2\phi) \end{cases} \quad [5.25]$$

$$i = 1, 2, \dots, N$$

Um desenvolvimento semelhante ao proposto para a medição do erro de retilidade pode ser utilizado, e está descrito a seguir.

5.2.3 –Redundância de dados e solução do modelo

Para um conjunto de N leituras de dados dos sensores, é possível estabelecer o seguinte sistema de equações:

$$\begin{cases}
 S_{A1} = r_1 + e_{X1} \\
 S_{B1} = r_{1+m} + e_{X1} \cos \phi + e_{Y1} \sin \phi \\
 S_{C1} = r_{1+2m} + e_{X1} \cos 2\phi + e_{Y1} \sin 2\phi \\
 \dots\dots\dots \\
 S_{A2} = r_2 + e_{X2} \\
 S_{B2} = r_{2+m} + e_{X2} \cos \phi + e_{Y2} \sin \phi \\
 S_{C2} = r_{2+2m} + e_{X2} \cos 2\phi + e_{Y2} \sin 2\phi \\
 \dots\dots\dots \\
 S_{A3} = r_3 + e_{X3} \\
 S_{B3} = r_{3+m} + e_{X3} \cos \phi + e_{Y3} \sin \phi \\
 S_{C3} = r_{3+2m} + e_{X3} \cos 2\phi + e_{Y3} \sin 2\phi \\
 \vdots \\
 \dots\dots\dots \\
 S_{Ai} = r_i + e_{Xi} \\
 S_{Bi} = r_{i+m} + e_{Xi} \cos \phi + e_{Yi} \sin \phi \\
 S_{Ci} = r_{i+2m} + e_{Xi} \cos 2\phi + e_{Yi} \sin 2\phi
 \end{cases} \quad [5.26]$$

$$i = 1, 2, \dots, N$$

onde m corresponde ao número de pontos de medida dentro do intervalo angular ϕ .

No sistema [5.26], as equações separadas por linhas tracejadas referem-se ao mesmo ponto de medida.

A análise do número de equações e de incógnitas do sistema [5.26] mostra que o número de equações é igual ao número de incógnitas, ou seja, o número de incógnitas é igual a $3N$, como descrito abaixo:

$$r_1 \text{ a } r_N = N;$$

$$e_{X1} \text{ a } e_{XN} = N;$$

$$e_{Y1} \text{ a } e_{YN} = N;$$

e o número de equações é igual a $3N$.

Como o número de equações é igual ao número de incógnitas, o sistema poderia ser resolvido através da aplicação de métodos numéricos convencionais. Entretanto, a matriz dos coeficientes deste sistema é esparsa e apresenta posto deficiente. A solução de um sistema com tais características é geralmente ruim e pouco representativa da realidade, devido aos erros de processamento numérico.

Uma abordagem que proporciona o aumento do número de equações para contornar a limitação imposta pelo mau condicionamento da matriz dos coeficientes foi aplicada à medição do erro de retilidade, como descrito no item 5.1.5. A técnica emprega dados de múltiplas corridas e considera a hipótese que o erro do artefato permanece inalterado durante todo o processo de medição. Assim, para uma corrida j , tem-se o sistema:

$$\left\{ \begin{array}{l}
 S_{A1}^j = r_1 + e_{X1}^j \\
 S_{A2}^j = r_2 + e_{X2}^j \\
 S_{A3}^j = r_3 + e_{X3}^j \\
 \vdots \\
 S_{AN}^j = r_N + e_{XN}^j \\
 \hline
 S_{B1}^j = r_{1+m} + e_{X1}^j \cos \phi + e_{Y1}^j \sin \phi \\
 S_{B2}^j = r_{2+m} + e_{X2}^j \cos \phi + e_{Y2}^j \sin \phi \\
 S_{B3}^j = r_{3+m} + e_{X3}^j \cos \phi + e_{Y3}^j \sin \phi \\
 \vdots \\
 S_{BN}^j = r_m + e_{XN}^j \cos \phi + e_{YN}^j \sin \phi \\
 \hline
 S_{C1}^j = r_{1+2m} + e_{X1}^j \cos 2\phi + e_{Y1}^j \sin 2\phi \\
 S_{C2}^j = r_{2+2m} + e_{X2}^j \cos 2\phi + e_{Y2}^j \sin 2\phi \\
 S_{C3}^j = r_{3+2m} + e_{X3}^j \cos 2\phi + e_{Y3}^j \sin 2\phi \\
 \vdots \\
 S_{CN}^j = r_{2m} + e_{XN}^j \cos 2\phi + e_{YN}^j \sin 2\phi
 \end{array} \right. \quad [5.27]$$

$$j = 1, 2, \dots, M$$

No sistema [5.27], o sub-índice j indica a corrida a qual pertence o conjunto de equações. Para $M > 1$, o sistema acima apresenta número de equações maior que de incógnitas, portanto é sobredeterminado e uma solução pode ser obtida através do método dos mínimos quadrados.

O sistema [5.27] pode ser reescrito na forma matricial:

$$\{S\} = [D] \cdot \{Q\} \quad [5.28]$$

onde:

$\{S\}$ é o vetor coluna composto pelos dados adquiridos através do sistema de medição, ao redor do artefato;

$$\{S\} = \left[\{S_A\}^1 \ \{S_B\}^1 \ \{S_C\}^1 \ \{S_A\}^2 \ \{S_B\}^2 \ \{S_C\}^2 \ \dots \ \{S_A\}^M \ \{S_B\}^M \ \{S_C\}^M \right]^T \quad [5.29]$$

onde o elemento $\{S_A\}^j$ é definido por:

$$\{S_A\}^j = \left[S_{A1}^j \ S_{A2}^j \ \dots \ S_{AN}^j \right] \quad [5.30]$$

e S_{Ai}^j é a i -ésima leitura do sensor A medida na corrida j .

$\{Q\}$ é o vetor dos parâmetros a serem identificados (r , e_X e e_Y), em coluna;

$$\{Q\} = [\{r\} \{e_X\} \{e_Y\}]^T \quad [5.31]$$

onde:

$$\begin{aligned}
 \{r\} &= [r_1 \ r_2 \ \dots \ r_N] \\
 \{e_X\} &= [\{e_X\}^1 \ \{e_X\}^2 \ \dots \ \{e_X\}^j] \\
 \{e_X\}^j &= [e_{X1}^j \ e_{X2}^j \ \dots \ e_{XN}^j] \\
 \{e_Y\} &= [\{e_Y\}^1 \ \{e_Y\}^2 \ \dots \ \{e_Y\}^j] \\
 \{e_Y\}^j &= [e_{Y1}^j \ e_{Y2}^j \ \dots \ e_{YN}^j]
 \end{aligned} \tag{5.32}$$

e $[D]$ é a matriz dos coeficientes dos parâmetros $\{Q\}$, a qual é definida através do sistema [5.27]. A solução numérica do modelo de medição do erro de circularidade é obtida através da aplicação da decomposição QR , de forma análoga à solução do modelo para retilidade.

A utilização da decomposição QR na solução do modelo é necessária devido ao mau condicionamento da matriz dos coeficientes $[D]$, visto que esta é retangular e esparsa.

5.3. APARATO MECÂNICO E DISPOSITIVOS DE MEDIÇÃO

O *Sistema Automatizado e Dedicado de Medição (SADM)* foi desenvolvido utilizando-se como base um robô industrial de seis eixos ABB modelo IRB140. Como citado anteriormente, robôs antropomórficos permitem muito facilmente a orientação do punho em todas as direções. Ainda, são capazes de posicionar o punho em espaços reduzidos e transpor anteparos com maior facilidade que outras configurações. As vantagens mencionadas levaram à escolha do equipamento descrito a seguir.

5.3.1 – O robô industrial

O manipulador apresenta capacidade de carga igual a 5 kg e alcance igual a 810 mm, plenamente suficiente para manejar os dispositivos de medição. O sistema de controle do manipulador possui placas de conversão analógico-digital (A/D) para comunicação com equipamentos externos e com os algoritmos de aquisição e processamento de sinais. Com relação à segurança do operador, o equipamento possui circuito redundante monitorado de parada de emergência e chave seletora do modo de funcionamento. As figuras 5.9 (a) e (b) mostram o manipulador e o sistema de controle, respectivamente.

(a)

(b)

Figura 5.9 – IRB140: manipulador (a) e sistema de controle (b)

Além do robô industrial, integram o sistema os dispositivos de medição assim como os dispositivos de suporte, descritos a seguir.

5.3.2 – Os dispositivos de medição

Dois dispositivos porta-sensores foram projetados e construídos para a realização de medições de erros de retilidade e de circularidade.

O dispositivo de medição do erro de retilidade foi construído de modo compatível à aplicação do método proposto, ou seja, o dispositivo comporta três transdutores de deslocamento do tipo LVDT paralelamente dispostos em alojamentos bipartidos. A distância entre os sensores foi estabelecida em 18 mm e corresponde ao passo de medição. A figura 5.10

(a) mostra o dispositivo de medição do erro de retilidade com os três sensores montados. Em segundo plano é possível visualizar o flange de conexão ao punho do robô. A figura 5.10 (b) exhibe o dispositivo aberto.

(a)

(b)

Figura 5.10 – Dispositivo de medição do erro de retilidade

A configuração mecânica do dispositivo admite um ajuste apenas razoável do posicionamento axial dos transdutores. Como é impossível obter um alinhamento ideal, os sensores foram posicionados de modo que os três apresentassem, simultaneamente, curso suficiente para a realização da medição. A compensação do erro de posicionamento axial remanescente será possível através da aplicação do modelo de erros descrito no item 5.1.4.

O dispositivo de medição do erro de circularidade pode ser observado nas figuras 5.11 (a) e (b). O posicionamento axial dos transdutores é realizado de maneira análoga ao dispositivo de medição do erro de retilidade.

(a)

(b)

Figura 5.11 – Dispositivo de medição do erro de circularidade

Este dispositivo foi projetado para permitir a realização de medidas em uma família de dimensões, desde o diâmetro de 45 mm até 60 mm. Para a realização de medidas em peças com diâmetros não pertencentes à faixa especificada, torna-se necessária a construção de um novo dispositivo de medição.

De modo geral, o projeto dos dispositivos foi realizado tendo em vista a minimização da complexidade mecânica, a facilidade operacional e o baixo custo de execução. A área de contado entre os transdutores e os canais onde são assentados é suficientemente grande para proporcionar boa fixação preservando a integridade das estruturas externas dos mesmos. Os sensores indutivos empregados podem ser observados nos dispositivos das figuras 5.10 e 5.11. Os desenhos de conjunto dos dispositivos porta-sensores estão mostrados na figura 5.13. Os desenhos técnicos detalhados de cada dispositivo encontram-se anexos ao final deste trabalho.

Os três sensores utilizados foram conectados a uma coluna de medição TESA, para a demodulação dos sinais provenientes da medição. A coluna possui entrada para até quatro transdutores e também possui quatro saídas analógicas independentes. As saídas da coluna são então conectadas aos canais de leitura analógica na placa de aquisição através de um cabo paralelo. A figura 5.12 mostra a coluna de medição.

Figura 5.12 – Coluna de medição

Coluna Eletrônica de Medição TESA TT500

Faixa de operação: até ± 5 mm;

Resolução: Max. $0,1 \mu\text{m}$;

Frequência de amostragem: Max. 50 Hz;

Erro de linearidade: $< 0,012\%$;

Histerese: $< 0,005\%$;

Erro térmico: $0,008\%/^{\circ}\text{C}$

Tensão de saída do sensor: 3 V;

Corrente de saída do sensor: 3 mA;

Frequência da portadora: 13 kHz;

Impedância: $2,0 \text{ k}\Omega$;

Sensibilidade: $73,75 \text{ mV/V/mm} \pm 0,5\%$.

Figura 5.13 – Desenhos de conjunto dos dispositivos porta-sensores

PONTO CENTRAL DA FERRAMENTA (TCP)

A posição do manipulador e sua movimentação sempre relacionam o sistema de coordenadas do punho (xyz) com uma origem na base do robô (XYZ). A figura 5.14 ilustra ambos os sistemas de coordenadas.

Figura 5.14 – Sistemas de coordenadas da base (XYZ) e do punho (xyz)

Entretanto, a programação dos movimentos deve ser efetuada com relação às coordenadas espaciais de um ponto localizado na ferramenta que está acoplada ao punho do manipulador. Para tanto, é necessário definir o *Ponto Central da Ferramenta (TCP*, do inglês “*Tool Central Point*”).

A definição do TCP é necessária para transferir o sistema de coordenadas xyz para um ponto de interesse na ferramenta. O TCP é definido através do seguinte processo de calibração, realizado manualmente. Estando uma ponta seca adaptada ao punho do robô e havendo outra ponta seca como referência, deve-se movimentar o manipulador de modo que a ponta seca do manipulador coincida com a ponta seca de referência, em quatro orientações diferentes. As figuras 5.15 (a)–(d) ilustram as quatro orientações diferentes do manipulador com relação à ponta seca de referência:

Realizado este processo, o sistema de coordenadas xyz tem sua origem transportada para a extremidade da ponta seca. Em seguida, é

realizada a substituição da ponta seca pelo transdutor central. Para tanto, a extremidade da ponta seca deve tocar levemente uma superfície de referência.

Figura 5.15 – Procedimento de geração do TCP

Com o manipulador imóvel, a ponta seca é retirada do dispositivo de medição e o transdutor central é instalado com uma ligeira compressão, de tal forma que a leitura na coluna eletrônica seja a mais próxima de zero o possível. A figura 5.16 apresenta um diagrama esquemático do processo de instalação do transdutor.

Figura 5.16 – Substituição da ponta seca pelo transdutor

A transferência do TCP do punho do manipulador para o transdutor simplifica a reorientação do dispositivo e torna mais segura a realização dos movimentos de aproximação. Um TCP também foi gerado utilizando-se o dispositivo porta-sensores de medição do erro de circularidade.

5.3.3 – Os dispositivos de fixação

Uma mesa de granito foi especialmente projetada para permitir a fixação das peças utilizadas nas medições. Os artefatos para medição de retilidade são fixados diretamente na mesa, enquanto o artefato cilíndrico para medição de circularidade é fixado através de um sistema entre pontas.

Para a medição do erro de circularidade, é necessário fazer girar a peça enquanto a medida é realizada. Para tanto, utiliza-se um motor de passo unipolar Astrosyn Minebea acoplado ao sistema entre pontas. Dois pares de anéis arrastadores são utilizados para transmitir o torque ao artefato. A figura 5.17 mostra a base contendo uma régua metálica, o dispositivo entre pontas, os anéis arrastadores e o motor de passo.

Figura 5.17 – Base de granito para medição

5.4. INTERFACE ELETRÔNICA E PROGRAMAS COMPUTACIONAIS

A aquisição dos sinais de tensão proveniente dos transdutores foi realizada através da utilização de uma placa de aquisição de dados AQB11/12, produzida pela *T&S Equipamentos Eletrônicos*. A placa proporcionou as conversões analógico-digital e digital-analógico de sinais elétricos.

5.4.1 – A placa de conversão AD/DA

A placa de aquisição AQB11/12 é dividida em módulos de operação. Cada módulo implementa um conjunto específico de funções, a saber: entrada e saída digital, entrada analógica, saída analógica e contagem de pulsos. Estes módulos são divididos em canais independentes, onde cada canal implementa a função do módulo.

O *conversor analógico-digital (A/D)* implementado na placa AQB11/12 corresponde a um circuito integrado Burr Brown ADS7804, com circuito de amostragem e retenção (*sample-and-hold*) interno e tempo de conversão de 10 μ s, convertendo uma tensão analógica em uma palavra digital de 12 bits. Seus fundos de escala são selecionáveis por *jumpers*, podendo ser escolhidas as faixas: -1 V a +1 V, -5 V a +5 V e -10 V a +10 V. Os ajustes de zero e fundo de escala foram realizados através de potenciômetros montados na própria placa. Para proporcionar maior resolução, ou seja, alocar maior quantidade de números A/D para representar 1 μ m, o ganho total da placa foi alterado, permitindo a utilização de um fundo de escala de -300 μ m a +300 μ m. Desta forma, o fundo de escala de 600 μ m, representado por uma faixa de 4096 números A/D, produziu uma resolução de aproximadamente 0,15 μ m por número A/D, praticamente a mesma resolução do próprio sensor. Segundo o fabricante, a resolução do sensor LVDT é igual a 0,1 μ m. Entretanto, tal resolução somente pode ser alcançada quando utilizado o menor fundo de escala da coluna de medição. Como em metrologia mecânica dimensional

freqüentemente estabelece-se que a repetibilidade de um instrumento corresponde a dez vezes a sua resolução, espera-se que o SADM produza resultados satisfatórios quando o sistema realizar a medição de grandezas até aproximadamente $1,5\ \mu\text{m}$. Quando consideradas as demais imperfeições do sistema, como vibrações provocadas pelo funcionamento dos servo-motores do manipulador e do motor de passo sobre os sensores e sobre a mesa onde estão apoiados os artefatos, e também os efeitos da variação da temperatura ambiente sobre as leituras dos sensores, a resolução global do sistema é de aproximadamente $3\ \mu\text{m}$.

Os *conversores digital-analógico (D/A)* são implementados através de circuitos integrados Analog Devices AD7545 e são responsáveis pela conversão de palavras digitais de 12 bits em uma tensão proporcional na faixa de $-5\ \text{V}$ a $+5\ \text{V}$ ou na faixa de 0 a $10\ \text{V}$. A faixa é ajustável através de potenciômetros montados na placa.

O *multiplexador analógico* é implementado com um circuito integrado Burr Brown MPC506, permitindo a seleção de uma entre 16 entradas analógicas possíveis, que correspondem aos canais do módulo de conversão A/D. A seleção é realizada escrevendo-se o número do canal desejado, que pode variar de 0 a 15 no endereço do multiplexador. Após uma mudança de canal, é necessário aguardar um período de $5\ \mu\text{s}$ antes de iniciar a leitura do conversor A/D para garantir que a saída do multiplexer esteja estável.

As *portas de entradas e saídas digitais (PIO)* são implementadas com a utilização de um circuito integrado Intel 8255, com todos os bits livres. Estes bits estão agrupados em três portas de oito bits cada, que implementam os três canais do módulo PIO, cujo modo de operação pode ser individualmente programado por algoritmos computacionais, para cada canal. A programação do modo de operação do dispositivo é realizada por meio de palavras escritas no endereço Controle PIO. Leituras e escritas nos canais de entrada ou saídas digitais são feitas nos seus respectivos endereços.

Os *contadores digitais (CTD)* são implementados através do circuito integrado Intel 8254 com todos os seus contadores livres e realiza a contagem de pulsos, medida de tempo e divisão de frequência. Existem três contadores de 16 bits que implementam os canais do módulo CTD, cuja operação pode ser programada independentemente. A programação do modo de operação do contador é feita por meio de escritas no endereço Controle CTD.

O *oscilador* é utilizado para a geração de bases de tempo precisas e conhecidas que podem ser utilizadas no 8254 ou externamente em outra aplicação, uma vez que as 5 bases de tempo geradas pelo bloco estão presentes no respectivo conector. As bases são geradas a partir de um oscilador de alta precisão (cristal piezoelétrico de 0,1%) de 8 MHz, que passa por quatro divisores, gerando as frequências de 4, 2, 1 e 0,5 MHz.

O decodificador é responsável pela isolamento e decodificação entre os sinais do PC e a placa AQB11/12. Realiza também a seleção e comunicação entre os dispositivos da AQB11/12 e o PC através de instruções de I/O. O endereço base da AQB11/12 é selecionado através de *jumpers* na própria placa. A figura 5.18 apresenta o diagrama de blocos da placa AQB11/12.

Figura 5.18 – Diagrama de blocos da placa de aquisição

Foi implementada uma via de comunicação analógica entre a placa AD/DA e o sistema de controle do manipulador. Esta via é necessária para tornar possível o controle dos movimentos do manipulador através das saídas analógicas da placa de aquisição.

A unidade de entrada e saída analógicas do sistema de controle do manipulador possui 4 entradas analógicas com fundo de escala de -10 V a $+10\text{ V}$ e quatro saídas analógicas, senso três de tensão, com fundo de escala de -10 V a $+10\text{ V}$ e uma de corrente, de 4 mA a 20 mA .

5.4.2 – O algoritmo de medição

A elaboração do algoritmo de medição segue uma tendência que está sendo verificada nos trabalhos mais recentes produzidos no Laboratório de Metrologia da EESC – USP. Os trabalhos de MAGALHÃES (2003), VALDÊS (2003) e MARQUES (2003) utilizam programação orientada a objetos. A programação orientada a objetos confere ao algoritmo um aspecto agradável, objetivo e de fácil utilização. Neste trabalho optou-se pela linguagem Delphi TM dada a facilidade de programação e à existência de uma biblioteca de componentes visuais que permite a implementação de botões, janelas, gráficos e uma série de facilidades visuais. A linguagem Delphi também permite a utilização, com relativa simplicidade, da placa de conversão AD/DA para o acionamento dos comandos de movimentação do manipulador que estão descritos no item 5.5.2 desta tese.

A medição dos erros de retilidade e circularidade é realizada através de algoritmos individuais. Entretanto, os dois algoritmos apresentam estruturas lógicas muito semelhantes, ilustradas nas figuras 5.19 e 5.20. Os respectivos diagramas de tempos podem ser observados nas figuras 5.21 e 5.22.

Ambas as medições têm início com a zeragem (*reset*) de todas as saídas analógicas empregadas na comunicação entre o microcomputador e o manipulador. Em seguida é criado o arquivo de saída onde os dados das medições serão gravados e ocorre a ativação da leitura dos sensores.

Figura 5.19 – Fluxograma de medição do erro de retilidade

Figura 5.20 – Fluxograma de medição do erro de circularidade

Em seguida, a saída analógica **PC_out(1)** é ativada. O sistema de controle do manipulador recebe o sinal na entrada **M_In(1)** e inicia o movimento do manipulador para posicionamento no primeiro ponto de medição sobre o artefato. Deste ponto em diante, ocorrem ações específicas para o tipo de medição realizada. No caso da medição do erro de retilidade, é dado início ao laço de avanço do manipulador ao longo do comprimento do artefato e aquisição dos dados. Quando atinge o ponto de medida, o manipulador ativa a saída analógica **M_Out(1)**. O microcomputador recebe o sinal em **PC_In(1)** e inicia a aplicação do critério de estabilidade antes de armazenar as leituras.

t-1: Zerar todas as saídas;
t0: Iniciar o movimento do manipulador; Iniciar leitura dos sensores;
t1: Manipulador no ponto inicial de medição; Aquisição permitida;
t2: Aquisição em curso; Verificar estabilidade da leitura;
t3: Aquisição concluída; Zerar saídas para próximo ciclo; Mover manipulador para próximo ponto;
tN: Fechar arquivo de dados; Zerar todas as saídas; Fim.

Figura 5.21 – Diagrama de tempos para medição do erro de retilidade

Se as diferenças entre duas leituras consecutivas dos três sensores forem simultaneamente menores que $3\text{ }\mu\text{m}$, o algoritmo armazena os dados lidos em primeiro lugar e ordena o movimento do manipulador para o ponto de medida seguinte. Caso contrário, o algoritmo adquire novos dados até que duas leituras consecutivas dos sensores apresentem diferenças menores que $3\text{ }\mu\text{m}$.

Após o armazenamento das leituras, a saída analógica **PC_Out(2)** é ativada. O sinal detectado na entrada **M_In(2)** é utilizado para ordenar o avanço do manipulador e o ciclo é repetido até o final do trajeto de medição. Após o armazenamento do último ponto do trajeto, o manipulador é deslocado aproximadamente 3 mm além do comprimento de medição e em seguida retorna ao ponto final para iniciar o trajeto de volta. Realizados todos os trajetos, o arquivo de saída é fechado e as saídas são zeradas indicando o fim do algoritmo.

Figura 5.22 – Diagrama de tempos para medição do erro de circularidade

No caso da medição de circularidade o critério de estabilidade não é aplicado, pois o manipulador permanece imóvel durante a aquisição. O movimento necessário à medição é proporcionado pela rotação do artefato por um motor de passo acionado através da saída digital **PC_PIO**. As

leituras dos sensores podem ser coletadas a cada passo realizado pelo motor ou um número de passos entre duas coletas subseqüentes pode ser especificado.

Após a coleta dos dados, o manipulador é recolhido à posição inicial e o algoritmo de medição é finalizado. Neste ponto, os algoritmos de separação de erros propriamente ditos podem então ser aplicados às leituras dos sensores.

Os algoritmos de separação dos erros de retilineidade e de circularidade apresentam a mesma estrutura lógica e podem ser observados nas figuras 5.23 (a) e (b). Os programas foram elaborados em ambiente MatLAB devido à facilidade da implementação de rotinas numéricas pré-programadas.

Figura 5.23 –Algoritmos de separação de erro: (a) retilineidade e (b) circularidade

O algoritmo tem início com o carregamento do arquivo (ou arquivos) de saída do respectivo algoritmo de medição. Tais arquivos contém as leituras dos sensores. Em seguida, são inseridos os parâmetros de sintonia dos modelos.

A matriz dos coeficientes é estabelecida em função do tipo de medição, ou seja, do modelo de retilineidade ou circularidade e dos parâmetros de sintonia.

As soluções de ambos os modelos são obtidas através da decomposição *QR* da respectiva matriz dos coeficientes, em cada caso. A sub-rotina que realiza a decomposição *QR* encontra-se pré-programada no ambiente MatLAB e permite, como previamente discutido, a obtenção da solução através da decomposição da matriz dos coeficientes em uma matriz ortonormal e uma matriz triangular superior. Finalmente, os resultados são exibidos na forma de gráficos.

5.5. MEDIÇÃO DOS ERROS

Juntamente com a medição dimensional, as medições dos desvios da forma reta e da forma circular são, sem dúvida, as mais fundamentais da indústria mecânica. A verificação de tais características é de vital importância na fabricação de guias de máquinas e mancais. Ainda, as referidas medições podem ser expandidas para a verificação de vários outros desvios, como os de planicidade, cilindricidade, concentricidade e coaxialidade. Assim, foram estabelecidas estratégias específicas de medição para os problemas de retilineidade e de circularidade. A seguir são descritos os artefatos avaliados nas medições experimentais e os movimentos programados no manipulador para a realização das medições.

5.5.1 – Os artefatos

Para implementar o sistema proposto, foram utilizados quatro artefatos, mostrados na figura 5.24. Em primeiro plano é possível observar o artefato cilíndrico utilizado nas medições do erro de circularidade. Nos planos seguintes são mostradas as duas réguas de aço e a régua de granito empregadas nas medições do erro de retilineidade.

As réguas de aço foram usinadas de modo a apresentarem erros de retilineidade intencionalmente pronunciados. Por outro lado, a régua de

granito constitui um padrão metrológico do Laboratório, apresentando erro de retilidade muito pequeno. O artefato cilíndrico possui quatro colos, sendo que os dois mais interiores foram retificados e apresentam erros de circularidade normais para a operação de retificação.

Fig. 5.24 – Artefatos para medição

Já os colos mais exteriores foram retificados e posteriormente deformados através da realização de furos nas faces laterais. Esta ação provocou o surgimento de lóbulos relativamente grandes nos colos modificados. O furos podem ser observados detalhadamente na figura 5.25.

Figura 5.25 – Artefato cilíndrico (detalhe)

5.5.2 – Movimentação do manipulador

Para implementar o sistema automatizado de medição é necessário programar os movimentos do manipulador de forma compatível à aplicação dos métodos de medição.

Os programas de movimentação do manipulador podem ser realizados basicamente de duas maneiras.

A programação *off-line* requer a utilização de um modelo cinemático do manipulador, que geralmente faz parte de um pacote de programas computacionais fornecido pelo fabricante que permite definir e simular os movimentos do manipulador no envelope de trabalho. Em uma segunda etapa, realiza-se o carregamento dos programas no sistema de controle do robô para a execução dos movimentos. Este tipo de programação é muito dependente da acuracidade de posicionamento, pois, se o manipulador apresentar baixa acuracidade de posicionamento, a execução de um programa elaborado *off-line* pode implicar em colisões com outros itens no envelope de trabalho ou no cumprimento inadequado da tarefa.

A segunda maneira, ou programação *on-line*, utiliza um controlador manual para posicionar o manipulador nos pontos desejados no envelope de trabalho. A programação *on-line* é, portanto, mais dependente da repetibilidade de posicionamento. Devido à facilidade e à rapidez proporcionadas pela programação *on-line*, esta foi adotada neste trabalho e encontra-se descrita na seqüência.

PROGRAMAÇÃO DOS MOVIMENTOS DO MANIPULADOR

Os programas que comandam a movimentação do manipulador são efetuados em linguagem *RAPID*, específica para esta aplicação.

Uma seqüência de movimentos é conseguida através da definição de um conjunto de pontos no envelope de trabalho e de comandos que determinam o trajeto entre os pontos. As instruções de posicionamento do manipulador contêm as seguintes informações:

- Tipo de trajeto;
- Posição de destino para a qual o manipulador deve se mover;
- Velocidade de deslocamento;
- Dimensão da zona de precisão em torno do ponto de destino;
- Ferramenta utilizada.

O *tipo de trajeto* define o modo utilizado pelo manipulador para movimentar o TCP. Basicamente, os tipos de trajeto podem ser o *Linear*, o *Reorientado* (*joint motion*) e o *Circular*.

O modo *linear* (comando *MoveL*) desloca o TCP desde o ponto de origem até o ponto de destino de modo linear, ou seja, através de uma linha reta que une os pontos inicial e final. Este tipo de movimentação é desejável durante o percurso de medição do erro de retilidade, pois a reorientação do dispositivo não é conveniente.

O modo *reorientado* de movimentação (*MoveJ*) desloca o TCP de modo não retilíneo. Todos os eixos alcançam o ponto de destino simultaneamente. Esta movimentação pode ser mais rápida que o modo linear, sendo interessante para posicionar a dispositivo de medição no ponto de aproximação, antes da realização da medição.

O modo *circular* (*MoveC*) pode ser utilizado para mover o TCP circularmente para o destino. Durante o trajeto, a orientação da ferramenta permanece inalterada em relação ao centro do círculo descrito.

A figura 5.26 ilustra os três tipos básicos de trajetos.

Figura 5.26 – Tipos básicos de trajetos – (a) linear (b) reorientado (c) circular

A *posição de destino* corresponde às coordenadas espaciais de um ponto no envelope de trabalho do manipulador. Este ponto pode ser determinado a partir do posicionamento manual do robô, salvando as coordenadas do ponto no programa de movimentação.

A *velocidade de deslocamento* (em mm/s) é determinada pelo usuário conforme a necessidade exigida pela operação a ser realizada. No

caso da medição automatizada, as velocidades envolvidas são baixas, devido ao fato de haver a manipulação de transdutores e cabos. Quando a movimentação for realizada no modo manual, na fase de programação e testes, a velocidade efetiva do manipulador é de no máximo 25% da velocidade estipulada (ABB – GUIA DO USUÁRIO).

A *dimensão da zona de precisão* corresponde ao espaço delimitado por uma esfera que circunda um ponto de passagem. Dependendo da aplicação, não existe a necessidade de a ferramenta atingir todos os pontos programados, podendo apenas aproximar-se de um ponto de passagem. Tão logo o manipulador atinja esta zona, inicia o movimento para a próxima posição. O diâmetro da esfera que determina a zona de precisão é dado em milímetros.

Para o processo de medição automatizada, existe o interesse que o manipulador atinja os pontos específicos da medição, e o argumento *fine* é empregado para especificar uma zona de precisão de diâmetro igual a zero (segundo o fabricante). A figura 5.27 ilustra o conceito de zona de precisão.

Figura 5.27 – Zona de precisão

A *ferramenta utilizada* no manipulador deve corresponder à mesma ferramenta informada nos comandos de movimentação, pois os TCPs são diferentes para ferramentas diferentes. Um descuido na definição da ferramenta no algoritmo de movimentação pode levar a uma colisão devido à referência errônea do TCP, podendo inutilizar os transdutores.

MOVIMENTOS DO MANIPULADOR PARA A MEDIÇÃO DOS ERROS DE RETILINEIDADE E CIRCULARIDADE

A seqüência dos movimentos necessários à realização das medidas do erro de retilidade está ilustrada na figura 5.28. O manipulador não está representado na figura.

Figura 5.28 – Seqüência de movimentos do dispositivo de medição do erro de retilidade

Inicialmente foi determinado um ponto inicial, denominado p_{home} , a uma distância segura da peça a ser medida. Posteriormente, foi definido um ponto de aproximação à régua, denominado p_{aproxr} . O trajeto de p_{home} até p_{aproxr} é realizado através de movimento reorientado, devido à maior rapidez. O ponto p_{aproxr} está situado cerca de 20 mm acima do ponto do início da medição, p_{ir} .

O trajeto $p_{aproxr}-p_{ir}$ é realizado com movimento linear, pois é necessário manter a orientação do dispositivo de medição. Os movimentos subseqüentes são realizados com os transdutores tocando a régua para coletar os dados da medição, até o ponto final, p_{fr} . Para minimizar o atrito, a régua é levemente lubrificada com vaselina líquida. Como alternativa, poderiam ser utilizados sensores de não-contato. Porém, o resultado da medição poderia ser mascarado devido à relativamente grande área sensora dos transdutores de não contato, que poderia suavizar picos ou vales pronunciados do sinal.

Para a medição do erro de circularidade é necessário um número menor de trajetetos. Deve ser salientado que a medição completamente automatizada do erro de circularidade envolveria a automatização do processo de fixação da peça em um suporte entre pontas. Como esta não é a mais relevante característica do processo e implicaria o desenvolvimento de um sistema de troca de dispositivos, optou-se por obter primeiramente resultados consistentes da medição e posteriormente a elaboração da fixação automática. O processo está ilustrado na figura 5.29.

Figura 5.29 – Seqüência de movimentos do dispositivo de medição do erro de circularidade

A determinação do ponto inicial p_{home} é idêntica à medição do erro de retilidade, ou seja, corresponde a um ponto afastado de uma distância segura com relação à peça, a partir do qual serão realizados os demais movimentos. Partindo do ponto p_{home} , o dispositivo de medição é levado até p_{aprox} através de um movimento reorientado. O ponto p_{aprox} está situado a aproximadamente 20 mm do ponto de medição, p_{ic} . O trajeto seguinte, $p_{aprox}-p_{ic}$, é realizado por um movimento linear, e os transdutores tocam a peça. Em seguida, o motor de passo rotaciona a ponta em contato com a peça, arrastando-a, e dispara a aquisição dos sinais dos transdutores, em conformidade com o método de medição.

As figuras 5.30 e 5.31 mostram, respectivamente, as medições dos erros de retilidade e circularidade através do SADM. Na figura 5.30 é

possível observar o manipulador e o porta-sensores sobre uma das réguas metálicas. À esquerda, observa-se outra régua metálica e a régua padrão e à direita, o artefato cilíndrico apoiado entre pontos.

Figura 5.30 – Medição do erro de retilineidade

Na figura 5.31, observa-se o manipulador sobre um dos colos do artefato cilíndrico durante a medição do erro de circularidade.

Figura 5.31 – Medição do erro de circularidade

Os resultados das medições realizadas com o sistema proposto estão detalhados no capítulo 6 desta tese. Após a realização das medidas com o sistema proposto, os resultados obtidos foram comparados com medições realizadas com padrões pertinentes.

CAPÍTULO 6

APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Neste capítulo estão apresentados os resultados obtidos através da aplicação do sistema proposto, denominado *Sistema Automatizado e Dedicado de Medição* (SADM). O sistema foi avaliado através da realização de testes que incluíram a medição dos artefatos mecânicos descritos no capítulo 5 desta tese. Inicialmente foi realizada a medição dos erros de retilidade e de *pitch* do deslocamento do punho do manipulador ao longo do trajeto utilizado durante o processo de medição. A partir do conhecimento prévio dos desvios de movimentação do manipulador, será possível avaliar a qualidade do desacoplamento dos erros através do algoritmo proposto por meio da comparação direta entre os resultados.

Em seguida, foram realizadas simulações computacionais com o objetivo de comprovar o funcionamento dos algoritmos de desacoplamento de erros de retilidade e de circularidade.

Finalmente, foram realizados testes experimentais considerando as medições do erro de retilidade e de circularidade dos artefatos já mencionados. Os resultados das medições foram comparados com os valores das medições dos artefatos através de técnicas e instrumentos tradicionalmente aceitos como adequados e aqui adotados como de referência, permitindo assim inferir sobre a eficiência do sistema no processo de desacoplamento e medição de erros.

As condições do ambiente onde os experimentos foram realizados não sofreram controle rigoroso, pois o sistema de medição foi desenvolvido com o objetivo de operar em ambientes industriais sem controle de temperatura. Desta maneira, optou-se por estabelecer a temperatura de trabalho de $22 \pm 2^\circ\text{C}$.

6.1. MEDIÇÃO DOS ERROS DO MANIPULADOR

Para a avaliação dos erros provenientes do movimento do manipulador ao longo da trajetória de medição, foi utilizado um sistema interferométrico laser HP 5529A. Foram realizadas as medições do erro de movimentação translacional vertical do porta-sensores (R_R), perpendicular à direção preferencial de movimento e o erro angular *pitch* (δ) do porta-sensores na direção preferencial. A montagem para a medição do erro de movimentação translacional está apresentada na figura 6.1.

Figura 6.1 – Medição do erro translacional do manipulador (R_R)

No teste ilustrado na figura 6.1 utilizou-se a fonte laser e as unidades ópticas convenientes: o *prisma de Wollaston*, ou interferômetro de medição de retilidade, e os espelhos refletos. Observa-se que a medição de R_R equivale à medição do erro de retilidade do manipulador. Entretanto, devido ao fato do manipulador ser constituído de uma cadeia articulada, a denominação “erro de movimentação translacional” parece mais adequada. A expressão “erro de retilidade” transmite a idéia de desvios no movimento linear entre juntas prismáticas deslizantes, e pode inclusive ser aplicada a algumas configurações de robôs industriais, como os cartesianos, por exemplo.

A figura 6.2 mostra o resultado da medição do erro translacional R_R . Foram realizados cinco ciclos de ida e cinco de volta do manipulador. No gráfico estão apresentados os valores médios de ida e de volta e também o desvio padrão (3σ) dos valores de ida. Os resultados estão apresentados tomando-se o alinhamento da curva $R_{R(IDA)}$ segundo o critério dos pontos extremos.

Figura 6.2 – Erro translacional do manipulador

Observa-se que o erro translacional do manipulador varia consideravelmente ao longo do trajeto de medição. Os valores médios de R_R representam uma estimativa da acuracidade de posicionamento do equipamento nos pontos programados medida na direção vertical, perpendicular à direção preferencial de medição. A máxima amplitude de R_R no ciclo médio de ida é igual a $99,5 \mu\text{m} \pm 5 \mu\text{m}$, valor que denota a

inadequação do equipamento para a realização de tarefas que exijam alta acuracidade de posicionamento. Caso o robô fosse utilizado diretamente como instrumento de medição, isto é, sem a separação do erro translacional R_R , apenas medições da ordem de pelo menos 1 mm poderiam ser realizadas com boa acuracidade.

O gráfico da figura 6.2 também permite observar que a histerese entre os ciclos de ida e de volta do manipulador é bastante acentuada no intervalo compreendido entre 100 mm e 250 mm do comprimento de medição. Normalmente, em sistemas de um grau de liberdade, os ciclos de ida e de volta apresentam-se distanciados entre si através de uma histerese constante e freqüentemente pouco expressiva. Em equipamentos complexos, como é o caso do robô utilizado, é esperado que a histerese apresente-se de forma mal comportada, pois para realizar o movimento em uma única direção, todos os seis motores trabalham simultaneamente.

No caso da medição de R_R , a histerese média é igual a 14,9 μm , atingido o máximo de 47,1 μm no ponto de medição correspondente a 126 mm. A alta histerese evidencia a carência de um aprimoramento no sistema de controle do manipulador. Esperava-se que a histerese atingisse a ordem de 100 μm . Surpreendentemente, em nenhum momento tal valor foi alcançado.

Além da baixa acuracidade de posicionamento, o gráfico da figura 6.2 revela que o manipulador apresenta baixa repetibilidade em grande parte dos pontos programados. A melhor repetibilidade observada é de aproximadamente 10 μm (3σ). A baixa repetibilidade de posicionamento indica a necessidade da calibração cuidadosa das posições angulares das juntas rotativas do equipamento. A figura 6.3 mostra a medição do erro angular *pitch* do porta-sensores ao longo do trajeto de medição. Neste teste foram empregados o sistema interferométrico laser, um interferômetro angular e um refletor angular.

Assim como na medição do erro de movimentação translacional, foram realizadas medições ao longo de cinco ciclos de ida e cinco de volta. A

figura 6.4 apresenta os resultados médios de ida e de volta, assim como o desvio padrão (3σ) dos resultados de ida.

Figura 6.3 – Medição do erro angular *pitch* do manipulador (δ)

O resultado médio do erro angular *pitch* verificado no ciclo de ida é de $-22,1$ segundos de grau, o que indica que, no caso de uma medição do erro de retilidade utilizando o SDAM, em média, durante o trajeto de ida, a rotação do porta-sensores provocaria um aumento na leitura do sensor C igual a $1,9 \mu\text{m}$ e respectiva diminuição na leitura do sensor A em $1,9 \mu\text{m}$. A maior rotação observada no ciclo de ida é igual a -96 segundos de grau. Neste caso extremo, a leitura do sensor C sofreria um acréscimo de $8,4 \mu\text{m}$ enquanto o sensor A, um decréscimo de mesmo valor.

Figura 6.4 – Erro angular *pitch* do manipulador

Observa-se através do desvio padrão do ciclo de ida que o erro angular δ é razoavelmente repetitivo nos pontos intermediários do trajeto de medição, ocorrendo uma grande degeneração nos primeiros pontos de medição. Nos dois pontos finais também ocorre um pequeno aumento do desvio padrão. Tais irregularidades podem ser atribuídas à mudança de sentido do movimento do manipulador nos pontos inicial e final de medição. Naturalmente, no primeiro ponto de medição as discrepâncias são maiores devido à grande mudança de direção do manipulador, vindo de um movimento de aproximação em direção ao primeiro ponto de medição. Aparentemente, após o manipulador percorrer alguns passos de medição, o erro angular tende a apresentar melhor repetibilidade.

6.2. RESULTADOS DAS SIMULAÇÕES COMPUTACIONAIS

As simulações computacionais foram realizadas com o objetivo de verificar a capacidade do método de desacoplamento dos erros compreendidos nos modelos de retilinearidade e circularidade tanto em situações esperadas na prática quanto em circunstâncias especiais. De modo geral, as simulações foram realizadas através da comparação da resposta dos modelos propostos em relação a entradas conhecidas.

6.2.1 – Resultados simulados da medição do erro de retilinearidade

As simulações computacionais de desacoplamento dos erros de retilinearidade foram realizadas com o objetivo de avaliar o processo de separação, ou seja, verificar a qualidade da solução numérica dos modelos quando a relação de grandeza entre os erros é alterada.

Inicialmente, três conjuntos de dados foram gerados para simular os erros de retilinearidade de um artefato longilíneo, R_{P_SIM} , translacional do sistema de medição, R_{R_SIM} , e os deslocamentos dos sensores A e C devido à rotação do porta-sensores, δ_{SIM} . A figura 6.5 mostra os erros simulados. Os valores de R_{R_SIM} foram estabelecidos de modo tal que apresentassem grandeza comparável à do respectivo erro medido através do

interferômetro laser. Alternativamente, o erro de retilineidade do artefato, R_{P_SIM} , foi simulado com o objetivo de apresentar amplitude levemente menor que R_{R_SIM} . Desta forma, procurou-se avaliar o método de desacoplamento de erros em uma condição provável de aplicação prática, ou seja, aquela na qual o erro do manipulador é maior que o erro de retilineidade do artefato a ser verificado e também maior que o erro devido à rotação do porta-sensores.

Figura 6.5 – Simulação dos erros – 1º caso

Em seguida, os dados simulados das leituras dos sensores foram gerados a partir do acoplamento dos erros propostos, segundo o modelo definido no item 5.1 desta tese. A soma dos erros de retilineidade da peça e de movimentação do porta-sensores em cada ponto de medição produz os dados percebidos pelo sensor B . Neste caso, a influência da rotação do porta-sensores sobre a leitura do sensor B é desprezível, admitindo a hipótese de que a rotação ocorre sempre em torno do centro do porta-sensores.

Os dados dos sensores A e C foram obtidos através da soma dos erros da peça e porta-sensores modificada através da adição (ou subtração) do erro angular *pitch* multiplicado pela distância de separação entre os sensores, de 18 mm. A figura 6.6 ilustra os dados simulados de entrada DA , DB e DC , referentes às leituras dos sensores A , B e C , respectivamente.

O passo seguinte consistiu da aplicação do método de separação de erros aos dados simulados. Para tanto, os dados simulados foram introduzidos no modelo de erros descrito pelo sistema [5.14]. As leituras redundantes foram geradas através da repetição do conjunto de dados simulados por dez vezes, simulando dez corridas.

Figura 6.6 – Simulação das leituras dos sensores – 1º caso

Em seguida o método de solução através da decomposição QR foi aplicado ao modelo e os erros simulados foram desacoplados. O resultado do desacoplamento pode ser observado na figura 6.7. Os valores simulados estão representados por símbolos sólidos, enquanto os valores calculados estão mostrados por símbolos abertos.

Figura 6.7 – Comparação entre os erros simulados e calculados – 1º caso

Pode ser observado que as amplitudes dos erros do manipulador e da peça tais como calculadas através do método de separação de erros

concordam com os valores simulados iniciais. Não existem diferenças práticas entre qualquer erro simulado e o seu respectivo calculado. No caso dos erros de retilineidade do artefato e translacional do manipulador, as diferenças encontram-se na ordem de $10^{-13} \mu\text{m}$, que corresponde à própria resolução do microcomputador utilizado e podem ser considerados como erros de arredondamento do processo de ajuste numérico inerente ao método de solução utilizado. No caso do erro devido à rotação do porta-sensores, a diferença entre os valores simulados e calculados é da ordem de 50 nm. Como δ_{CALC} apresenta uma variação total igual a $15,5 \mu\text{m}$, o erro do processo de separação pode ser desprezado, pois corresponde a 0,3 % da variação total de δ_{CALC} . A figura 6.8 mostra os erros de processamento numérico comentados acima, que podem ser definidos através do valor absoluto da diferença entre os erros simulados e seus respectivos calculados:

$$\begin{aligned}\Delta(R_P) &= |R_{P_{SIM}} - R_{P_{CALC}}| \\ \Delta(R_R) &= |R_{R_{SIM}} - R_{R_{CALC}}| \\ \Delta(\delta) &= |\delta_{SIM} - \delta_{CALC}|\end{aligned}\tag{6.1}$$

Figura 6.8 – Diferenças entre erros simulados e calculados – 1º caso

A análise dos gráficos das figuras 6.7 e 6.8 permite concluir que tanto o modelo para a medição do erro de retilineidade quanto o método de solução do modelo produziram o desacoplamento dos erros de maneira muito eficaz para o caso considerado.

O segundo caso simulado considera uma situação menos provável de ser encontrada na prática, mas que não pode ser desconsiderada, na qual os três erros apresentam a mesma ordem de grandeza. A figura 6.9 abaixo apresenta os erros simulados.

Figura 6.9 – Simulação dos erros – 2º caso

Novamente, os dados dos sensores foram produzidos a partir do acoplamento entre os erros em cada posição. A figura 6.10 mostra os dados gerados, aos quais foi imposto um desalinhamento em relação à origem de S_B , de aproximadamente 50 μm .

Figura 6.10 – Simulação das leituras dos sensores – 2º caso

Em seguida, os dados foram inseridos no modelo a e este foi aplicado o método de solução através de decomposição QR. O resultado do desacoplamento está mostrado na figura 6.11. Pode ser observado que os erros de retlineidade do artefato e translacional do manipulador foram

desacoplados e coincidem com os valores simulados. As diferenças $\Delta(R_P)$ e $\Delta(R_R)$ são da ordem de $10^{-13} \mu\text{m}$ e, portanto, irrelevantes.

Figura 6.11 – Comparação entre os erros simulados e calculados – 2º caso

Os valores de δ_{CALC} apresentaram uma diferença constante igual a $2,3 \mu\text{m}$ em relação a δ_{SIM} . Entretanto, o processo de separação de erros não fica comprometido, pois as grandezas relativas do resultado continuam preservadas. As diferenças mencionadas podem ser observadas na figura 6.12.

Figura 6.12 – Diferenças entre erros simulados e calculados – 2º caso

O terceiro caso simulado considera uma situação ainda mais crítica, na qual o erro de retilineidade do artefato é uma ordem de grandeza menor que os demais erros.

A figura 6.13 apresenta as simulações dos erros R_P , R_R e δ .

Figura 6.13 – Simulação dos erros – 3º caso

A figura 6.14 mostra as leituras simuladas a partir dos erros propostos. Neste caso não foi introduzido desalinhamento no conjunto de dados.

Figura 6.14 – Simulação das leituras dos sensores – 3º caso

A seguir, na figura 6.15, é mostrado o resultado do processo de desacoplamento de erros.

Observa-se que os erros de retlineidade do artefato e translacional do manipulador, como nos casos anteriores, coincidem com os valores simulados.

Aqui, novamente, as diferenças $\Delta(R_P)$ e $\Delta(R_R)$ são aproximadamente iguais a 10^{-13} μm , permitindo assim sua desconsideração.

Figura 6.15 – Comparação entre os erros simulados e calculados – 3º caso

No terceiro caso, os valores de δ_{CALC} apresentaram diferença constante igual a $16,8$ μm em relação a δ_{SIM} . Da mesma forma que no caso anterior, o processo de separação de erros permanece válido, pois as grandezas relativas são preservadas através da diferença constante. As diferenças $\Delta(R_P)$, $\Delta(R_R)$ e $\Delta(\delta)$ podem ser observadas na figura 6.16.

Figura 6.16 – Diferenças entre erros simulados e calculados – 3º caso

As simulações quanto às grandezas dos erros permitem concluir que o modelo proposto é capaz de desacoplar com facilidade os erros de retilidade do artefato e translacional do manipulador. Em três casos considerados, os erros R_P e R_R foram separados com erros de processamento numérico extremamente baixos. Em relação ao desacoplamento de δ , em um caso os erros de processamento numérico foram negligenciáveis. Em dois outros casos, porém, os erros calculados

apresentaram-se transladados em relação aos erros simulados. Contudo, tal translação não implica a desqualificação do processo de desacoplamento, pois as diferenças constantes mantêm a relação correta dos valores calculados.

Também foi realizada uma simulação computacional para avaliar o comportamento dos erros R_P , R_R e δ na presença de um erro de posicionamento axial no sensor B , (k_B), quando este não é considerado no modelo. Para a realização da simulação, foram tomados os dados da figura 6.6. Em uma sequência de seis testes, foram somados às leituras do sensor central, S_B , valores que simulam a presença do erro de posicionamento axial k_B . Os ensaios foram realizados com os seguintes valores para k_B : 0,1; 0,5; 1; 5; 10 e 50 μm .

A figura 6.17 ilustra o comportamento do erro de retilidade calculado do artefato, R_P , quando k_B está presente na leitura de S_B mas não é introduzido no modelo. É possível visualizar que, à medida que k_B aumenta, um termo de erro de perfil parabólico deteriora o resultado do desacoplamento na direção positiva do eixo das ordenadas.

Figura 6.17 – Influência do erro de posicionamento axial, k_B , sobre R_P

A figura 6.17 não permite a análise do início da escala nas ordenadas devido à grande amplitude de R_P para $k_B = 50 \mu\text{m}$. Para

proporcionar uma melhor visualização das curvas de menores amplitudes, a figura 6.18 reproduz em detalhe apenas o início das ordenadas da figura anterior.

Figura 6.18 – Influência do erro de posicionamento axial, k_B , sobre R_P – detalhe

É possível visualizar através da figura 6.18 como o gráfico de R_P é deformado pelo termo de erro de perfil parabólico, à medida que k_B cresce. A tabela 6.1 a seguir apresenta as amplitudes de cada curva e o erro percentual entre cada uma das curvas deformadas pela influência de k_B e a curva de referência ($k_B = 0$).

Tabela 6.1 – Influência do erro de posicionamento axial (k_B) sobre R_P

k_B (μm)	R_P (μm)	Erro percentual
0	41,6	0
0,1	43,6	4,8%
0,5	82,3	97,8%
1	137,3	230%
5	577,3	1288%
10	1127,3	2610%
50	5527,3	13187%

Pode ser observado através da tabela 6.1 que a presença de k_B deteriora muito rapidamente o erro de retilineidade da peça. Por exemplo, se um erro de posicionamento axial de apenas 0,5 μm não fosse levado em consideração no modelo de erros, o erro de retilineidade do artefato seria praticamente o dobro.

O erro de posicionamento axial também afeta o erro de movimentação translacional do manipulador, porém de forma invertida com relação ao erro de retilidade do artefato: um aumento do valor de k_B provoca uma diminuição em R_R .

A figura 6.19 mostra o comportamento de R_R em função de k_B .

Figura 6.19 – Influência do erro de posicionamento axial, k_B , sobre R_R

É possível perceber que k_B atua sobre R_R da mesma maneira que atua sobre R_P , apenas a direção de crescimento da parábola é invertida. A figura 6.20 mostra o detalhe da porção inicial do eixo das ordenadas.

Figura 6.20 – Influência do erro de posicionamento axial, k_B , sobre R_R – detalhe

Observa-se na figura 6.20, como o gráfico de R_R é sucessivamente deformado à medida que k_B aumenta. A tabela 6.2 a seguir apresenta uma comparação entre as amplitudes de cada curva de R_R e o erro percentual entre cada uma das curvas deformadas devido à influência de k_B e a curva de referência ($k_B = 0$).

k_B (μm)	R_P (μm)	Erro percentual
0	102,7	0
0,1	107,5	4,7%
0,5	127,5	24,1%
1	173,7	69,1%
5	589,7	474%
10	1126,9	997%
50	5523,9	5279%

Os dados da tabela 6.2 permitem visualizar o rápido crescimento do erro percentual com o crescimento de k_B . Os erros percentuais são menores que os observados na tabela 6.1 apenas devido ao fato de R_R ser maior que R_P .

O erro devido ao *pitch* do porta-sensores, δ , também sofre os efeitos da influência do erro de posicionamento k_B . A figura 6.21 mostra o detalhe do gráfico das curvas de δ para cada k_B avaliado.

Figura 6.21 – Influência do erro de posicionamento axial, k_B , sobre δ – detalhe

É possível observar que à medida que k_B cresce, as curvas descrevem uma rotação em torno de um ponto na região central do gráfico.

Apesar de rotacionadas, as curvas mantêm seu aspecto original preservado, mas mesmo assim δ não pode ser determinado, nem mesmo através do alinhamento das curvas, pois esta operação altera o valor relativo entre pontos sucessivos da curva.

Através das simulações computacionais da medição do erro de retilidade foi possível inferir sobre capacidade exibida pelo método proposto em separar os erros de maneira satisfatória, mesmo em situações onde o erro do artefato é dez vezes menor que os demais erros.

6.2.2 – Resultados simulados da medição do erro de circularidade

De maneira análoga à simulação computacional da medição do erro de retilidade, o algoritmo de desacoplamento do erro de circularidade também foi avaliado através da aplicação do modelo de erros conjunto de dados e posterior comparação do resultado obtido com a entrada dada ao modelo.

A figura 6.22 ilustra os erros simulados $r_{SIM}(\theta)$ e $e_{SIM}(\theta)$, respectivamente o erro de circularidade de um artefato cilíndrico e o erro de movimentação radial do eixo de rotação do mesmo.

Figura 6.22 – Simulação dos erros – 1º caso

O erro de circularidade simulado $r_{SIM}(\theta)$ foi construído a partir de uma série de senos e co-senos cujas amplitudes e frequências foram ajustadas para produzir uma série com cinco picos proeminentes, ou seja, 5 UPR (do inglês *Undulation per revolution*, ou número de lóbulos por revolução) mais harmônicos de amplitudes menores em um período. Desta forma, simula-se um perfil de cinco lóbulos.

O erro de movimentação radial do eixo, $e_{SIM}(\theta)$, foi composto a partir da soma entre uma componente em seno de frequência unitária e amplitude igual a $9\text{ }\mu\text{m}$, que simula a excentricidade entre o artefato e uma referência, e de uma componente em co-seno de frequência 20 UPR e amplitude $2\text{ }\mu\text{m}$, que simula o erro de movimentação radial propriamente dito. A partir da soma de $r_{SIM}(\theta)$ e $e_{SIM}(\theta)$ nas posições de medição, foram simuladas as leituras dos transdutores do sistema, S_A , S_B e S_C , mostradas na figura 6.23 abaixo.

Figura 6.23 – Simulação das leituras dos sensores – 1º caso

Em seguida, os dados simulados foram inseridos no modelo para medição do erro de circularidade, descrito no item 5.2 desta tese. O resultado pode ser observado no gráfico apresentado na figura 6.24.

Como pode ser observado na comparação da figura 6.24, os erros calculados $r_{CALC}(\theta)$ e $e_{CALC}(\theta)$ não apresentam diferenças significativas em relação aos seus respectivos simulados.

Neste caso, a maior diferença observada entre $r_{SIM}(\theta)$ e $r_{CALC}(\theta)$ é menor que $0,1 \mu\text{m}$.

Figura 6.24 – Comparação entre os erros simulados e calculados – 1º caso

No caso do erro de movimentação radial do eixo, a maior diferença entre $e_{SIM}(\theta)$ e $e_{CALC}(\theta)$ é de aproximadamente $0,25 \mu\text{m}$. O diagrama polar do erro de movimentação radial calculado, e_{SIM} está apresentado na figura 6.25.

Figura 6.25 – Erro de movimentação radial $e(\theta)_{CALC}$ – resultado da simulação

Outras simulações foram realizadas para avaliar a capacidade exibida pelo algoritmo em desacoplar os erros $r(\theta)$ e $e(\theta)$ em diferentes situações.

Em seguida, está apresentada a simulação de uma situação que ocorre freqüentemente na prática, a medição de um perfil tri-lobular.

Mais uma vez, as leituras simuladas dos sensores foram produzidas a partir do acoplamento entre os erros em cada posição. A figura 6.26 mostra os dados gerados. O erro de circularidade do perfil foi constituído de um seno com 3 UPR e 30 μm de amplitude. O erro de movimentação radial do eixo é o mesmo apresentado no caso anterior.

Figura 6.26 – Simulação das leituras dos sensores – 2º caso

Em seguida, os dados foram inseridos no modelo de desacoplamento e este foi aplicado o método de solução através de decomposição QR . O resultado do desacoplamento está mostrado na figura 6.28. Neste caso, as diferenças entre os valores simulados e calculados de ambos os erros foram inferiores a $10^{-3} \mu\text{m}$ e indicam a adequação do modelo de desacoplamento para os erros em questão.

A figura 6.27 mostra a comparação entre os resultados do processo de desacoplamento.

Figura 6.27 – Comparação entre os erros simulados e calculados – 2º caso

Através das simulações computacionais do desacoplamento do erro de circularidade, foi possível avaliar o desempenho do método de solução em diferentes situações. Os resultados apresentados neste item mostraram que a separação de erros através do SADM é eficaz.

6.3. RESULTADOS DAS MEDIÇÕES EXPERIMENTAIS DOS ERROS DE RETILINEIDADE E CIRCULARIDADE ATRAVÉS DO SISTEMA PROPOSTO

A seguir estão apresentados os resultados obtidos através da utilização do Sistema Automatizado e Dedicado de Medição em testes experimentais. Os resultados referem-se às medições do erro de retilineidade de duas réguas metálicas e de uma régua padrão de granito, além das medições do erro de circularidade de quatro colos distintos de um artefato cilíndrico.

Os artefatos também foram medidos através de métodos e instrumentos tradicionais, cujos resultados foram empregados como valores de comparação e validação das medidas realizadas com o SADM.

No caso da medição do erro de retilineidade, a validação foi realizada através da comparação dos valores obtidos através do sistema proposto com a medição dos mesmos artefatos utilizando-se o método da reversão em uma máquina de medir a três coordenadas (MM3C) do tipo ponte móvel, marca Brown and Sharpe. Na medição do erro de circularidade, o artefato foi medido através de um circularímetro marca Taylor-Hobson, modelo Talyrond 3 (TR3).

Tanto a MM3C quanto o circularímetro podem ser considerados como referências para as medidas, uma vez que são equipamentos conhecidos e aceitos no mundo científico e industrial.

6.3.1 – Resultados da medição do erro de retilidade

Como mostrado no capítulo 5, foram utilizados três artefatos para a avaliação do modelo de separação do erro de retilidade, aqui denominados: *Artefato Nº 01* (régua de aço), *Artefato Nº 02* (régua de aço) e *Artefato Nº 03* (régua padrão de granito). Em todos os casos, os artefatos foram medidos em 23 pontos ao longo do caminho de medição. O passo de medição é 18 mm.

Como também delineado no item 5.1 deste trabalho, o modelo de separação de erros pode ser configurado para incorporar um número variado de parâmetros de medição. Duas configurações diferentes do modelo para medição do erro de retilidade foram aplicadas aos conjuntos de leituras. O primeiro modelo, denominado *Modelo Completo*, considera a variação de todos os parâmetros da equação 5.14, ou seja, os parâmetros indexados por h , k , s , t e v são diferentes a cada corrida. Por outro lado, o denominado *Modelo Simplificado* considera que o parâmetro de índice h é único, ou seja, que a reta de referência do perfil do artefato é invariante durante todo o processo de medição. São apresentados resultados da aplicação de ambas as configurações.

A figura 6.28 abaixo apresenta o resultado da medição do artefato Nº 1 utilizando-se o modelo completo para a solução do sistema:

Figura 6.28 – Erro de retilidade do artefato Nº 1 – Modelo completo

O erro de retilidade R_P do artefato Nº 1, determinado através do sistema proposto é igual a $37,7 \pm 6,6 \mu\text{m}$ (2σ). O mesmo erro R_P segundo o

método da reversão é igual a $37,1 \pm 2,0 \mu\text{m}$ (2σ). Por razões estéticas, o desvio padrão referente ao método da reversão não está mostrado no gráfico da figura 6.28. A pequena diferença entre os valores máximos dos erros apresentados é igual a $0,6 \mu\text{m}$, que corresponde a um erro percentual de 1,59%, e permite concluir que o desacoplamento foi satisfatório. Os erros médios são iguais a $23,2 \mu\text{m}$ (SADM) e $23,0 \mu\text{m}$ (reversão) e também indicam a efetividade do desacoplamento. É possível observar algumas diferenças na forma dos perfis obtidos através dos dois métodos. A diferença máxima observada entre os dois resultados, igual a $2,5 \mu\text{m}$, é muito pequena se for considerado o comprimento total de medição do artefato, correspondente a 396 mm. O resultado geral da separação de R_P pode ser considerado bom neste caso.

A figura 6.29 abaixo mostra o resultado do desacoplamento do erro de movimentação translacional do manipulador, R_R , da medição do artefato Nº 1. Na mesma figura, é realizada a comparação com o erro obtido através do interferômetro laser. Nota-se que a curva em vermelho é a mesma apresentada na figura 6.2, como $R_{R(IDA)}$.

Figura 6.29 – Erro de movimentação translacional – Modelo completo

É possível observar que existe uma diferença considerável entre as duas curvas de R_R . Enquanto a medição através do SADM produziu um valor do erro total igual a $84,8 \pm 6,6 \mu\text{m}$, o sistema interferométrico laser forneceu $99,5 \pm 5 \mu\text{m}$. Tal diferença pode ser creditada ao fato da medição do artefato ter sido realizada em um trajeto levemente diferente daquele

no qual ocorreu a calibração através do interferômetro laser. Ainda, o valor de R_R fornecido através do SADM é o resultado de um ajuste numérico que considera simultaneamente os dados de ida e de volta, que permite que a histerese influencie de maneira prejudicial o resultado do desacoplamento.

A figura 6.30 apresenta o resultado do desacoplamento do erro angular *pitch* do manipulador, δ , através da medição com o SADM, comparado com a medição com interferômetro laser.

Figura 6.30 –*Pitch* do manipulador – Modelo completo

Da mesma maneira como ocorrido na medição de R_R , foram utilizados trajetos levemente diferentes na medição de δ através do interferômetro laser e através da medição do artefato Nº 1. Nota-se que a curva δ (Laser) corresponde à curva δ_{IDA} da figura 6.4, aqui repetida para efeito de comparação. Apesar da diferença observada nos gráficos, o valor médio fornecido através do SADM é igual a $-21,1$ segundos, e através do sistema interferométrico laser, igual a $-22,1$ segundos, indicando que o SADM pode fornecer uma boa estimativa do erro total em questão, mesmo sob influência da histerese entre os conjuntos de dados de ida e de volta.

Em seguida, estão apresentados os resultados referentes à medição do artefato Nº 2, utilizando-se solução através do modelo completo. A figura 6.31 mostra o resultado da separação do erro de retilidade do artefato Nº 2.

O artefato Nº 2 apresentou erro de retilidade R_p igual a $111,4 \pm 11,5 \mu\text{m}$ (2σ). Através do método da reversão, obteve-se um valor igual a $115,9 \pm 4,0 \mu\text{m}$ (2σ). A diferença entre os erros máximos é de $4,5 \mu\text{m}$, equivalente a um erro percentual igual a 3,9%.

Figura 6.31 – Erro de retilidade do artefato Nº 2 – Modelo completo

Nota-se uma melhor correspondência entre os perfis medidos no segundo artefato, se comparados à medição do artefato Nº 1. Este fato pode ser creditado à magnitude do erro de retilidade do artefato Nº 2, que se aproxima da magnitude do próprio erro de movimentação translacional, permitindo uma solução numérica melhor ajustada.

A figura 6.32 mostra os resultados da medição da régua padrão de granito (artefato Nº 3) através do sistema proposto e a comparação com os valores obtidos através do método da reversão. Neste caso também foi empregado o modelo completo para a solução do sistema.

Figura 6.32 – Erro de retilidade do artefato Nº 3 – Modelo completo

O valor do erro de retilidade R_P obtido através do sistema proposto é de $3,9 \pm 8,8 \mu\text{m}$ (2σ). O valor fornecido pelo método da reversão é igual a $1,5 \pm 1,0 \mu\text{m}$ (2σ). Neste caso, o grande erro percentual entre as medições, igual a 61,5%, pode ser atribuído ao fato do erro de retilidade da régua padrão ser extremamente baixo, aproximando-se da resolução do SADM, de aproximadamente $2 \mu\text{m}$. Em situações como esta, o método de solução é muito mais susceptível às influências de fontes de erros que não foram consideradas no modelo de separação, como vibração, por exemplo.

Em seguida, estão apresentados os resultados das medições dos três artefatos, porém utilizando-se o modelo simplificado de solução.

Pode-se observar na figura 6.33 os resultados para o artefato Nº 1:

Figura 6.33 – Erro de retilidade do artefato Nº 1 – Modelo simplificado

Neste caso, o valor obtido através do SADM é igual a $38,1 \pm 10,5 \mu\text{m}$ (2σ), enquanto o método da reversão forneceu um valor igual a $37,1 \pm 2,5 \mu\text{m}$ (2σ). A diferença entre os erros máximos é igual a $1 \mu\text{m}$, e corresponde a um erro percentual de 2,6%, que permite concluir que o desacoplamento é bom. A diferença entre os perfis das duas medições foi maior que a identificada através do modelo completo e é igual a $5,8 \mu\text{m}$. Uma indicação da separação satisfatória de R_P neste caso pode ser observada devido à pequena diferença dos erros médios, de $1,5 \mu\text{m}$. Os erros médios são $24,5 \mu\text{m}$ (SADM) e $23,0 \mu\text{m}$ (reversão).

Os resultados do desacoplamento dos erros na medição do artefato Nº 2 estão apresentados a seguir.

Figura 6.34 – Erro de retilidade do artefato Nº 2 – Modelo simplificado

Através da aplicação do modelo simplificado de medição, obteve-se o valor de R_P igual a $113,9 \pm 8,2 \mu\text{m}$ (2σ). Através do método da reversão, obteve-se R_P igual a $115,9 \pm 4,0 \mu\text{m}$ (2σ). O erro percentual entre as duas curvas da figura 6.34 é igual a 1,7%, ou seja, menos da metade do erro percentual obtido para o artefato Nº 2 utilizando o modelo completo. Os erros médios são $54,7 \mu\text{m}$ e $54,9 \mu\text{m}$, respectivamente, obtidos da aplicação do SADM e do método da reversão, que também sugerem a boa qualidade do desacoplamento. A figura 6.35 apresenta o resultado do cálculo do erro R_P do artefato Nº 3 através do modelo simplificado:

Figura 6.35 – Erro de retilidade do artefato Nº 3 – Modelo simplificado

O erro de retilidade obtido através do SADM é igual a $3,6 \pm 8,6 \mu\text{m}$ (2σ). O valor determinado pela aplicação do método da reversão é

igual a $1,5 \pm 1,0 \mu\text{m}$ (2σ). Neste caso, o erro percentual verificado entre as curvas da figura 6.35 corresponde a 58%. Novamente, a alta diferença entre os resultados deve-se ao erro muito pequeno da régua padrão, que é da mesma ordem de grandeza da resolução do SADM.

6.3.2 – Resultados da medição do erro de circularidade

Os resultados da medição do erro de circularidade através do sistema proposto foram comparados àqueles obtidos através da utilização de um medidor de circularidade. Com o sistema proposto, foram adquiridas leituras dos sensores em 108 pontos ao redor de cada um dos quatro colos do artefato cilíndrico analisado.

As figuras 6.36 e 6.37 apresentam o erro de circularidade $r(\theta)$ do colo Nº 1 obtido a partir da realização de três corridas, através do sistema automatizado e dedicado de medição. Para efeito de comparação, é mostrado o resultado da medição através do TR3. O resultado obtido com o SADM é igual a $21,8 \pm 3,0 \mu\text{m}$ (2σ). O erro $r(\theta)$ medido com o circularímetro é igual a $21,5 \pm 1,5 \mu\text{m}$ (2σ). O erro percentual médio na medição do colo Nº 1 é de apenas 1,38%, o que denota boa capacidade de desacoplamento apresentada pelo SADM na faixa em questão. O perfil de circularidade apresenta cinco lóbulos claramente diferenciados do restante do perfil. Nota-se que a medição através do SADM ressaltou algumas componentes harmônicas da frequência fundamental, fato atribuído à configuração angular dos sensores no dispositivo de medição.

Figura 6.36 – Erro de circularidade do colo Nº 1 – Diagrama cartesiano

Ambas as curvas apresentadas na figura 6.36 foram filtradas através da aplicação da Transformada Rápida de Fourier (FFT). A filtragem removeu dos perfis de circularidade as componentes em frequência acima de 40 UPR. Para a indústria mecânica convencional, o maior interesse reside na faixa de 1 a 20 UPR. Na figura 6.36, pode ser observado que existe uma grande concordância entre os valores de pico identificados através do SADM e os medidos no TR3. No caso do colo Nº 1, a separação pode ser considerada muito satisfatória. Abaixo, o diagrama polar correspondente às curvas da figura 6.36, mostrando claramente a distribuição circunferencial dos cinco picos presentes no colo Nº 1.

Figura 6.37 – Erro de circularidade do colo Nº 1 – Diagrama polar

Nas figuras 6.38 e 6.39 estão apresentados os resultados da medição do colo Nº 2 do artefato cilíndrico.

O erro de circularidade $r(\theta)$ do colo Nº 2 obtido através do SADM é igual a $0,9 \pm 1,8 \mu\text{m}$ (2σ), enquanto o TR3 forneceu um valor igual a $1,1 \pm 1,0 \mu\text{m}$ (2σ). Na medição do colo Nº 2, o método de solução numérica do modelo de separação de erros ficou limitado pela resolução do próprio sistema, além de sofrer da influência danosa da vibração proporcionada

pelo motor de passo ao fazer girar o artefato. Como consequência, o desacoplamento de $r(\theta)$ apresentou erro percentual de 18,2%.

Figura 6.38 – Erro de circularidade do colo Nº 2 – Diagrama cartesiano

Em seguida, a figura 6.39 apresenta o diagrama polar correspondente às medições do colo Nº 2. Deve ser salientado as componentes acima de 30 UPR de ambas as curvas foram filtradas do perfil através da aplicação da FFT. Nota-se que os dois perfis exibem uma suave componente de 2 UPR.

Figura 6.39 – Erro de circularidade do colo Nº 2 – Diagrama polar

Os erros referentes ao colo Nº 3 estão apresentados nas figuras 6.40 e 6.41. O valor obtido para $r(\theta)$ do colo Nº 3, através do sistema proposto é

igual a $2,0 \pm 1,0 \mu\text{m}$ (2σ). No mesmo colo, o resultado fornecido através do medidor de circularidade é igual a $0,9 \pm 1,0 \mu\text{m}$ (2σ).

Figura 6.40 – Erro de circularidade do colo Nº 3 – Diagrama cartesiano

Na medição do colo Nº 3, o SADM ressaltou uma componente de 2 UPR de $r(\theta)$ que também está presente no resultado obtido através do TR3, porém com menor amplitude. Com isso, aliado ao fato da resolução apresentada pelo sistema proposto ser muito próxima da grandeza do erro medido, a qualidade do desacoplamento não é ótima. Porém, a despeito apenas da componente de 2 UPR, o resultado em relação à forma de $r(\theta)$ na figura 6.40 é muito bom.

Figura 6.41 – Erro de circularidade do colo Nº 3 – Diagrama polar

No diagrama polar correspondente ao colo Nº 3, ambos os perfis foram filtrados através de FFT. As componentes maiores que 30 UPR foram removidas. Nota-se que a medição através do circularímetro não evidencia uma componente de 2 UPR identificada através do sistema proposto.

Os erros medidos no colo Nº 4 estão apresentados nos gráficos das figuras 6.42 e 6.43, a seguir. Através do sistema proposto, o $r(\theta)$ no colo Nº 4 foi estimado em $4,3 \pm 3,0 \mu\text{m}$ (2σ). No mesmo colo, o erro identificado através do medidor de circularidade TR3 é igual a $4,5 \pm 1,0 \mu\text{m}$ (2σ). Neste colo fica evidente a presença de uma componente relativamente expressiva de 5 UPR.

Figura 6.42 – Erro de circularidade do colo Nº 4 – Diagrama cartesiano

É possível perceber através da figura 6.42 que há uma coerência muito favorável entre $r(\theta)_{SADM}$ e $r(\theta)_{TR}$, que permite concluir que, em relação à forma do perfil, a separação foi bem-sucedida. Com relação à grandeza dos erros medidos, também pode-se dizer que o desacoplamento foi adequado, pois a diferença entre os perfis é igual a $0,2 \mu\text{m}$, que corresponde a um erro percentual igual a 4,4%.

A figura 6.24 mostra o diagrama polar correspondente ao colo Nº 4. As componentes acima de 40 UPR foram filtradas do perfil através de FFT. Nota-se a concordância entre os picos de ambas as curvas. O SADM salientou algumas componentes harmônicas da frequência espacial

5 UPR, fato este menos proeminente na curva obtida do TR3 e creditado à disposição angular dos sensores no dispositivo de medição.

Figura 6.43 – Erro de circularidade do colo Nº 4 – Diagrama polar

A seguir são apresentados os resultados do desacoplamento do erro de movimentação radial, $e(\theta)$, através do SADM. Na figura 6.44 é possível observar uma comparação entre o resultado fornecido pelo sistema proposto e aquele obtido através do método da reversão.

Figura 6.44 – Erro de movimentação radial do eixo – Diagrama cartesiano

O SADM produziu uma estimativa de $e(\theta)$ igual a 25,2 μm , enquanto o método da reversão forneceu um erro correspondente a 30,4 μm . O erro

percentual médio entre as estimativas é de 17%. A análise das curvas da figura 6.44 sugere que não existe relação clara entre ambas, mas é necessário observar que $e(\theta)_{SADM}$ foi resultado do desacoplamento de erros sobre o colo Nº 1 do artefato, enquanto $e(\theta)_{REVERSÃO}$ foi medido diretamente sobre a porção cilíndrica próxima ao cone do ponto rotativo.

Figura 6.45 – Erro de movimentação radial do eixo – Diagrama polar

As dissimilaridades entre as duas curvas podem ser atribuídas a deficiências do modelo de separação de erros, que podem ser diminuídas com a inclusão de novos termos ao modelo existente.

CAPÍTULO 7

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Neste trabalho, um Sistema Automatizado e Dedicado de Medição (SADM) foi desenvolvido para a aplicação em medições de erros de retilidade e circularidade de componentes mecânicos.

O sistema foi construído tendo como base um robô industrial de seis eixos que opera sensores de deslocamento convenientemente dispostos em arranjos específicos para o tipo de medição realizada.

Técnicas de separação de erros foram empregadas para desacoplar o erro do artefato medido dos erros provenientes do sistema de medição. Foram elaborados modelos específicos para cada tipo de medição.

O modelo para a medição do erro de retilidade foi desenvolvido de modo a considerar o erro de retilidade do artefato medido, o erro de movimentação translacional do manipulador, o *pitch* do porta-sensores, o

desalinhamento entre a peça e o robô e erro de posicionamento axial dos sensores no dispositivo de medição.

No caso da medição do erro de circularidade, o modelo desenvolvido considerou o erro de circularidade do artefato e as componentes ortogonais do erro de movimentação radial do eixo de rotação do artefato.

Foram desenvolvidos dispositivos porta-sensores específicos para as medições realizadas através do SADM. Um sistema para a fixação dos artefatos utilizados nas medições foi construído. Compõem este sistema uma base na qual são fixadas as réguas empregadas nas medições de retilidade e um sistema entre pontos rotativos para suportar e girar o artefato cilíndrico nas medições de circularidade. A rotação é conseguida através de um motor de passo.

Uma interface eletrônica foi implementada com o objetivo de efetuar a aquisição das leituras dos sensores, o controle do motor de passo e a comunicação com o sistema de controle do robô para acionamento dos movimentos necessários para a realização das medições. A interface é composta por uma placa de conversão de dados AD/DA, programas computacionais elaborados em linguagem orientada a objetos Delphi™ e conexões.

O algoritmo de separação de erros foi elaborado em ambiente MATLAB™. A solução de um sistema linear de equações foi conseguida a partir da aplicação da decomposição *QR* e ajuste através do método dos Mínimos Quadrados.

Foram realizados testes simulados e experimentais para verificar a eficiência dos algoritmos de separação de erros. Os testes experimentais de retilidade foram realizados com a medição de duas réguas metálicas que foram construídas com erros acentuados e com a medição de uma régua padrão de granito. Foram coletadas cinco medidas de ida e de volta do manipulador sobre cada artefato.

Os testes de circularidade foram realizados com a medição de quatro colos de um artefato cilíndrico. Foram realizadas dez medidas em cada colo.

Os resultados obtidos com o SADM foram comparados aos resultados de medições realizadas através de técnicas e instrumentos convencionais sobre os mesmos artefatos.

Além das observações apresentadas, pode-se ressaltar, a partir dos desenvolvimentos teóricos e experimentais, os seguintes pontos essenciais e conclusões:

- O sistema desenvolvido mostrou-se mecânica e eletronicamente robusto, com possibilidade para ser implementado em ambientes industriais;
- As simulações computacionais realizadas mostraram a capacidade do método em desacoplar os erros propostos. Na simulação da medição do erro de retilineidade, a diferença entre os erros simulado e calculado do artefato é desprezível (ordem de 10^{-13}). As diferenças no desacoplamento do erro de movimentação translacional do manipulador também foram da ordem de 10^{-13} ;
- Nas simulações da medição do erro de circularidade, o erro percentual no desacoplamento dos erros de circularidade simulado e calculado do artefato é igual a 0,5%, e no caso da separação do erro de movimentação radial, o erro percentual é igual a 1,8%;
- As medições experimentais através do SADM, tanto de retilineidade quanto de circularidade, foram realizadas muito mais rapidamente em relação às mesmas medidas tomadas com instrumentação e técnicas convencionais. A medição automatizada de retilineidade consome aproximadamente 12 minutos. A medição do mesmo erro através da reversão na MM3C leva aproximadamente 30 minutos. No caso da medição automatizada de circularidade, esta não consome mais que cinco minutos para realizar a verificação dos

quatro colos do artefato cilíndrico utilizado nos experimentos. Em um medidor de circularidade com centragem e nivelamento manuais, esta operação consumiria no mínimo 30 minutos;

- O custo de implantação do Sistema Automatizado e Dedicado de Medição corresponde a 75% do valor de uma MM3C CNC de pequeno porte e a 25% do custo de um medidor de circularidade automático. Para empresas que já possuam robôs instalados, o custo de implantação do SADM é reduzido em 90%, se considerado o mesmo modelo utilizado neste trabalho;
- O SADM elimina a influência do operador sobre a medida tomada, além de permitir medição integral do lote, visando a montagem seletiva;
- A aplicação do modelo simplificado no processo de separação do erro de retilidade permitiu aumentar a redundância do sistema, reduzindo erros em até 56% com relação ao modelo completo, em alguns casos;
- O sistema de coordenadas de referência proposto para o modelo de erros para retilidade, que agrega a constante de calibração do sensor central, k_B , ao modelo, permitiu o desacoplamento do erro de retilidade dos artefatos medidos tal que a influência do erro de posicionamento axial dos sensores fosse minimizada;
- A solução do modelo vetorial de erros para a medição de retilidade através da decomposição QR fornece o resultado de todas as variáveis do modelo em uma única operação e não recorre a substituições em outras equações do modelo, nem utiliza integração e/ou diferenciação numéricas, ficando livre de erros acumulados ao longo do comprimento de medição e grandes erros de processamento numérico.
- Ao modelo vetorial de erros para medição de circularidade também foi aplicada a decomposição QR , evitando assim o acúmulo de erros da solução por substituição;

- A configuração angular adotada no dispositivo porta-sensores para medição do erro de circularidade produziu boas estimativas das componentes harmônicas em 5 UPR introduzidas no artefato. O sistema proposto é considerado adequado para o desacoplamento de componentes harmônicas de até 40 UPR número mais que suficiente para grande parte da indústria mecânica.

Durante o desenvolvimento deste trabalho, ocorreu o surgimento de novas propostas, as quais estão aqui relacionadas e sugeridas para trabalhos futuros:

- Construção de dispositivos contendo quatro sensores para as medições de erros de retilidade e circularidade;
- Modificação dos modelos de erros para admitir medição com quatro sensores;
- Utilização de sensores do tipo escala óptica;
- Solução dos modelos através de Decomposição em Valores Singulares;
- Utilização de passo de medição do erro de retilidade menor que a separação entre os sensores;
- Estabelecimento de um procedimento para a determinação da incerteza de medição através do SADM.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- APPLETON, E.; WILLIAMS, D.J. (1987). *Industrial robot applications*. New York: Halsted Press.
- BIN, H.Z.; YAMAZAKI, K.; DEVRIES, M.F. (1984). A stochastic approach to the measurement and analysis of leadscrew drive kinematic errors. *Journal of Engineering for Industry*, v.106 p. 339-344
- BOILLOT, J.P.; UOTA, K. (2002). Flexible robotic measuring of weldments on production lines. *Industrial Robot: An International Journal*, v.29, n.1, p.43-48.
- BROWN & SHARPE DEA. (2004). Bravo Catalog. Disponível em: <http://www.dea.it/download/en/cat/Bravo_English.pdf>. Acesso em 22 out.
- BRYAN, J.B. (1968). International status of thermal error research. *Annals of the CIRP*, v.16, p.203-215.
- BRYAN, J.B. (1979). The Abbè principle revisited: an updated interpretation. *Precision Engineering*, v.1, n.1, p.129-132.
- BRYAN, J.B. (1990). International status of thermal error research. *Annals of the CIRP*, v.39, n.2, p.645-656.
- BRYAN, J.B.; CARTER, D.L. (1989). How straight is "straight?" *American Machinist*, n.133, p.61-65, Oct.
- BRYAN, J.B.; CLOUSER, R.; HOLLAND, E. (1967). Spindle Accuracy. *American Machinist*, Special report, 4th December, n.612, p.149-164.
- BRYAN, J.B.; VANHERCK, J. (1975). Unification of terminology – concerning the error motion of axes of rotation. *Annals of the CIRP*, v.24, n.2, p.555-562.
- CRAIG, J.J. (1989). *Introduction to robotics: mechanics and control*. 2nd ed. Reading, Massachusetts: Addison-Wesley.
- CHEN, C.K.; WU, S.C. (1999). A method for measuring and separating cylindrical and spindle errors in machine tool rotational parts. *Measurement Science and Technology*, v.10, n.2, p.76-83.
- DAGNALL, H. (1976). *Let's talk roundness*. Leicester, England: Rank Taylor Hobson.

- DIAKONOVA, H.P. (1984). Estimating the accuracy of metal-cutting machine tools from stiffness characteristics. *Soviet Engineering Research*, v.4, n.9, p.47-48.
- DONALDSON, R.R. (1972). A simple method for separating spindle error from test ball roundness error. *Annals of the CIRP*, v. 21, n. 1, p. 125-126.
- ENDO, K.; GAO, W.; KIYONO, S. (2003). A new multi-probe arrangement for surface profile measurement of cylinders. *JSME International Journal, Series C*, v. 46, n. 4, p. 1531-1537.
- EVANS, C.J.; HOCKEN, R.J.; ESTLER, W.T. (1996). Self-calibration: reversal, redundancy, error separation, and "absolute testing". *Annals of the CIRP*, v.45, n.2, p.617-634.
- FERREIRA, P.M.; LIU, C.R. (1993). A method for estimating and compensating quasistatic errors of machine tools. *Journal of Engineering for Industry*, v.115, n.1, p.149-159.
- FRENCH, D.; HUMPHRIES, S.H. (1967). Compensation for the backlash and alignment errors in a numerically controlled machine tool by a digital computer programme. *Proceedings of the 8th International MTDR Conference*, p.707-726.
- FUNG, E.H.K.; YANG, S.M. (2000). An error separation technique for measuring straightness motion error of a linear slide. *Measurement Science and Technology*, v.11, n.10, p.1515-1521.
- FURUTANI, R.; KAMAHORA, K. (2001). Development of a new artefact for the calibration of large scale instruments. *Measurement*, v.30, n.2, p.139-143.
- GAO, W.; KIYONO, S. (1996). High accuracy profile measurement of a machined surface by the combined method. *Measurement*, v.19, n.1, p.55-64.
- GAO, W.; KIYONO, S. (1997a). On-machine profile measurement of machined surface using the combined three-point method. *JSME International Journal, Series C*, v.40, n.2, p.253-259.
- GAO, W.; KIYONO, S. (1997b). On-machine roundness measurement of cylindrical workpieces by the combined three-point method. *Measurement*, v. 21, n.4, p.147-156.
- GAO, W.; KIYONO, S.; NOMURA, T. (1996). A new multiprobe method of roundness measurements. *Precision Engineering*, v.19, n.1, p. 37-45.

- GAO, W.; KIYONO, S.; SATOH, E. (2002). Precision measurement of multi-degree-of-freedom spindle errors using two-dimensional slope sensors. *Annals of the CIRP*, v.51, n.1, p.447-450.
- GAO, W.; KIYONO, S.; SUGAWARA, T. (1997). High-accuracy roundness measurement by a new error separation method. *Precision Engineering*, v.21, n.2-3, p.123-133.
- GAO, W.; YOKOYAMA, J.; KOJIMA, H.; KIYONO, S. (2002). Precision measurement of cylinder straightness using a scanning multi-probe system. *Precision Engineering*, v.26, n.3, p.279-288.
- GRANT, M.B. (1995). Financial evaluations. In: BOSCH, J.A. (Ed.) *Coordinate measuring machines and systems*. New York: Marcel Dekker, Inc. Cap.14, p.403-426.
- GREENWAY, B. (2000). Robot accuracy. *Industrial Robot: An international Journal*, v.27, n.4, p.257-265.
- HOCKEN, R.J. (1995). Measurement integration. In: BOSCH, J.A. (Ed.) *Coordinate measuring machines and systems*. New York: Marcel Dekker, Inc. Cap.13, p.391-402.
- HOCKEN, R.J.; MACHINE TOOL TASK FORCE. (1980). Machine tool accuracy. *Technology of Machine Tools*, v.5, Oct.
- HORIKAWA, O.; MARUYAMA, N.; SHIMADA, M. (2001). A low cost, high accuracy roundness measuring system. *Precision Engineering*, v.25, n.3, p.200-205.
- HOSHIZAKI, J.; BOPP, E. (1990). *Robot applications design manual*. New York: John Wiley & Sons.
- KATO, H.; SONE, R.Y.; NOMURA, Y. (1991). In-situ measuring system of circularity using an industrial robot and a piezoactuator. *International Journal of the Japan Society of Precision Engineering*, v.25, n.2, p.130-135.
- KIRIDENA, V.S.B.; FERREIRA, P.M. (1994a). Kinematic modeling of quasistatic errors of three-axis machining centers. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v.34, n.1, p. 85-100.
- KIRIDENA, V.S.B.; FERREIRA, P.M. (1994b). Parameter estimation and model verification of first order quasistatic error model for three-axis machining centers. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v.34, n.1, p.101-125.

- KIYONO, S.; GAO, W. (1994). Profile measurement of machined surface with a new differential method. *Precision Engineering*, v.16, n.3, p.212-218.
- LEE, K.H.; PARK, H.P. (2000). Automated inspection planning of free-form shape parts by laser scanning. *Robotics and Computer Integrated Manufacturing*, v.16, n.4, p.201-210.
- LI, C.J.; LI, S.; YU, J. (1996). High-resolution error separation technique for in-situ straightness measurement of machined tools and workpieces. *Mechatronics*, v.16, n.3, p.337-347.
- LINK, W. (1979). A utilização do laser na metrologia. *Tecnologia IPT*, n.2.
- LOVE, W.J.; SCARR, A.J. (1973). The determination of the volumetric accuracy of multi axis machines. *Proceedings of the 14th International MTDR Conference*, p.307-315.
- MAGALHÃES, R.C.A. (2003) *Desenvolvimento e implementação de um sistema para a medição do erro de planicidade de desempenos*. 37p. (Relatório final de atividades de Iniciação Científica). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos.
- MARQUES, A. (2003). *Uma interface eletrônica e computacional para medições a três coordenadas*. 150p. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos.
- MITSUI, K. (1982). Development of a new measuring method for spindle rotation accuracy by the three points method. *Proceedings of the 23rd International MTDR Conference*, p.115-121.
- MURALIKRISHNAN, B.; VENKATACHALAM, S.; RAJA, J.; MALBURG, M. (2005). A note on the three-point method for roundness measurement. *Precision Engineering*, v.29, n.2, p.227-260.
- MURTHY, R.L. (1970). Interaction of machine tool and workpiece rigidities. *International Journal Of Machine Tool Design And Research*, v.10, p.317-325.
- PEREIRA, P.H. (1995). *Levantamento e modelamento dos erros térmicos de uma retificadora cilíndrica CNC*. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos. Universidade de São Paulo, São Carlos.
- PICARD, M.P. (2002). Flexplace: watchmaker precision for robotic placement of automobile body parts. *Industrial Robot: An International Journal*, v.29, n.4, p.329-333.

- PIRATELLI-FILHO, A.; DI GIACOMO, B.; SIQUEIRA, M. L. (2000). Determination of straightness errors in a welding robot. *Proceedings of the 16th IMEKO World Congress*, p.63-67.
- PIVOVAR, L.E. (1986). Improvement of machining accuracy on multi-spindle automatic turning machines. *Soviet Engineering Research*, v.6, n.9, p.68-69.
- SALMON, P. (1954). *Machines – Outils: Réception Vérification*. 4th ed. Paris: Éditions Henri François et Fils.
- SCHLESINGER, G. (1970). *Testing machine tools*. 7th ed. Bristol: The Machinery Publishing Co., Ltd.
- SCHULTSCHIK, R. (1977). The components of the volumetric accuracy. *Annals of the CIRP*, v.2, n.1-2, p.223-228.
- SHEN, Y.L.; DUFFIE, N.A. (1991). Uncertainties in the acquisition and utilization of coordinate frames in manufacturing systems. *Annals of the CIRP*, v.40, n.1, p.527-530.
- SHINNO, H.; MITSUI, K.; TATSUE, Y. (1987). A new method for evaluating error motion of ultra precision spindle. *Annals of the CIRP*, v.36, n.1, p.381-384.
- SHIRAISHI, M. (1989). Scope of in-process measurement, monitoring and control techniques in machining processes - part 3: In process techniques for cutting processes and machine tools. *Precision Engineering*, v.11, n.1, p. 39-47.
- SLOCUM, A.H. (1992). *Precision machine design*. New Jersey: Prentice Hall.
- TANAKA, H.; SATO, H. (1986). Extensive analysis and development of straightness measurement by sequential-two-points method. *Journal of Engineering for Industry*, v.108, n.3, p.176-182.
- TANAKA, H.; TOZAWA, K.; SATO, H.; O-HORI, M.; SEKIGUCHI, H. (1981). Application of a new straightness measurement method to large machine tool. *Annals of the CIRP*, v.30, n.1, p.455-459.
- TLUSTY, J. (1959). Systems and methods of testing machine tools. *Microtecnic*, v.13, n.4, p.162-178.
- TODD, D.J. (1986). *Fundamentals of robot technology*. New York: John Wiley & Sons.

- TOZAWA, K., SATO, H.; O-HORI, M. (1982). A new method for the measurement of the straightness of machine tools and machined work. *Journal of Mechanical Design*, v.104, n.3, p.587-592.
- VALDÉS, R.A. (2003). *Modelo de sintetização de erros termicamente induzidos em máquinas de medir a três coordenadas*. 191p. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos.
- WECK, M. (1984). *Handbook of machine tools – v.4. Metrological analysis and performance tests*. London: John Wiley and Sons.
- WEINGÄRTNER, I.; ELSTER, C. (2004). System of four distance sensors for high-accuracy measurement of topography. *Precision Engineering*, v.28, n.2, p.164-170.
- WHITEHOUSE, D.J. (1976). Some theoretical aspects of error separation techniques in surface metrology. *Journal of Physics E: Scientific Instruments*, v.9, n.7, p.531-536.
- WHITEHOUSE, D.J. (1994). *Handbook of surface metrology*. Bristol: Institute of Physics Publishing.
- YOUNG, K.; PICKIN, C.G. (2000). Accuracy assessment of the modern industrial robot. *Industrial Robot: An international Journal*, v.27, n.6, p.427-436.
- ZHANG, G.X. (1989). A Study on the Abbè Principle and Abbè Error. *Annals of the CIRP*, v.38, n.1, p.525-528.
- ZHANG, G.X.; WANG, R.K. (1993). Four-point method of roundness and spindle error measurements. *Annals of the CIRP*, v.42, n.1, p.593-596.

ANEXOS

Dimensões em milímetros

Dispositivo para medição do erro de retilidade - Base			
Laboratório de Metrologia LAMAFA	DATA: 24/11/2003	ESCALA: 1:1	FOLHA 1/6
	Sistema Automatizado e Dedicado de Medição

Dimensões em milímetros

Dispositivo para medição do erro de retilineidade - Tampa			
Laboratório de Metrologia LAMAFE	DATA: 24/11/2003	ESCALA: 1:1	FOLHA 2/6
	Sistema Automatizado e Dedicado de Medição

Dimensões em milímetros

Dispositivo para medição do erro de circularidade - Base			
Laboratório de Metrologia LAMAFE	DATA: 24/11/2003	ESCALA: 1:1	FOLHA 4/6
	Sistema Automatizado e Dedicado de Medição

Dimensões em milímetros

Dispositivo para medição do erro de circularidade - Conexão			
Laboratório de Metrologia LAMAFE	DATA: 24/11/2003	ESCALA: 1:1	FOLHA 6/6
	Sistema Automatizado e Dedicado de Medição		