UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS

ANDRÉ LUÍS DE AGUIAR MIRANDOLA

Desenvolvimento de controladores de forças generalizadas em manipuladores industriais

Serviço de Pós-Graduação EESC/USP
EXEMPLAR REVISADO
Data de entrada no Serviço 27/10/2006
Ass.:

DEDALUS - Acervo - EESC
31100104395

São Carlos
2006

ANDRÉ LUÍS DE AGUIAR MIRANDOLA

Desenvolvimento de controladores de forças generalizadas em manipuladores industriais

Dissertação apresentada a Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo para obtenção do título de Mestrado em Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Engenharia Mecânica.
Orientador: Prof. Assoc. Glauco A. de Paula Caurin

EESC-USP
Biblioteca
CAMPUS DE S. CARLOS

São Carlos
2006

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **ANDRÉ LUÍS DE AGUIAR MIRANDOLA**

Dissertação defendida e julgada em 22/09/2006 perante a Comissão Julgadora:

aprovado

Prof. Associado **GLAUCO AUGUSTO DE PAULA CAURIN (Orientador)**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

aprovado

Prof. Dr. **JOSÉ GUILHERME SABE**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

APROVADO

Profª. Associada **ROSELI APARECIDA FRANCELIN ROMERO**
(Instituto de Ciências Matemáticas e de Computação/USP)

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

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

AGRADECIMENTOS

A Deus, pois sem ele nada haveria.

Ao Prof. Dr. Glauco Augusto de Paula Caurin, pela confiança no meu potencial como pesquisador e apoio durante o processo de definição e orientação da dissertação.

À Escola de Engenharia de São Carlos, pela oportunidade de realização do curso de mestrado.

Ao Laboratório de Dinâmica e ao Núcleo de Manufatura Avançada (NUMA), pelo auxílio e por colocar a disposição o ambiente de manufatura experimental.

Aos meus pais e minhas irmãs, pelo apoio emocional.

Aos meus colegas do Laboratório de Mecatrônica, que contribuíram direta ou indiretamente para a execução deste trabalho.

RESUMO

MIRANDOLA, A. L. A. **Desenvolvimento de controladores de forças generalizadas em manipuladores industriais**. 2006. 115f. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2006.

Esta dissertação estuda a otimização da capacidade de interação de manipuladores robôs com o meio externo através do controle das forças e torques envolvidas no contato. Os modelos adotados para as análises levam em consideração a interação entre a extremidade do manipulador e uma superfície. Neste trabalho, são investigadas diferentes metodologias para controle de forças, assim como as vantagens e desvantagens de cada método estudado para comparar e desenvolver um controle adequado das forças de contato. Devido às divergências encontradas na literatura, foram implementadas experimentalmente duas abordagens distintas conhecidas por Controle Cinestático e Controle Híbrido. Também, como parte do ambiente experimental, foi desenvolvido um protótipo de um micro manipulador com um grau de liberdade instalado na extremidade do robô. O micro manipulador simplifica a implementação de controle de força ativo, pois trabalha de forma independente do acionamento "fechado" dos robôs industriais abordados no trabalho. Assim é possível manter uma força arbitraria desejada no contato com a superfície. O controlador de força se sobrepõe ao controlador de posições convencional do manipulador para produzir o comportamento desejado na interação com o meio externo.

Palavras-chave: Controle de forças. Teoria Helicoidal. Controle Híbrido. Controle Cinestático.

ABSTRACT

MIRANDOLA, A. L. A. **Development of generalized force controller for industrial robots.** 2006. 115f. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2006.

The optimization of a conventional industrial robot manipulator capacity to interact with the surrounding environment is analyzed in this work. The models adopted for the analysis take into account the contact between the robot and an external surface. Different force control approaches are analyzed regarding their implementation advantages and disadvantages. Due to the well known contradictions in the literature experiments were carried out using the Kinestatic control and the Hybrid control. A micro manipulator with one degree of freedom was developed and installed at the end effector in association with the tool tester. With this system it is possible change the contact force on the surface. The simultaneous coordinate work of the robot position control and the micro manipulator system force control are use to produce a desired behavior in the interaction with the external surface.

Keywords: Forces controls. Screw Theory. Hybrid Control. Kinestatic Control.

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO 10

1.1 Motivação 10

1.2 Panorama Atual dos Manipuladores Industriais 11

1.3 Justificativa do Trabalho 13

1.4 Objetivo do Trabalho 14

1.5 Organização da Dissertação 14

2. REVISÃO DA LITERATURA 16

2.1 Robôs na Industria e Tendência 17

2.2 Breve Discussão da Morfologia da Rebarba 19

2.3 Processo de Rebarbação 20

2.4 Rebarbação Automática 21

2.5 Controle de Posição X Controle de Interação 23

2.6 Controle Indireto de Força X Controle Direto de Força 24

3. SISTEMAS DE CONTROLE 27

3.1 Métodos e Estratégias de Rebarbação Automática 27

3.1.1 Ajustes Finos no Sistema 29

3.1.2 Sistemas Passivos de Correção da Trajetória 29

3.1.3 Sistema Ativos de Controle da Trajetória 32

3.2 Sistema de Controle Baseados em Força 34

3.3 Tipos de Controle Ativos 36

3.1.1 Controle Híbrido Força e Posição 37

3.3.2 Controle de Impedância 39

3.3.3 Controle Direto de Força 42

3.3.4 Controle Cinestático 43

3.3.5 Estratégias de Controle para Objetos Desconhecidos 45

3.3.6 Sistemas de Controle Baseados em Outras Soluções de Sensoriamento 47

4. CONTROLE CINESTÁTICO 50

4.1 Mapeamento Generalizado da Rigidez (Propriedades Geométricas da Rigidez Espacial) 52

4.2 Primeira Representação Analítica: Um Produto Escalar Positivo-Definido para Heligiros 55

4.3 Segunda Representação Analítica: Os Auto-Helicoides de Rigidez (Não Variantes para Movimentos Euclidianos) 57

4.4 Modelo geral de Rigidez Espacial 59

4.5 Exemplos de Aplicações Robóticas 62

5. DESENVOLVIMENTO DO AMBIENTE EXPERIMENTAL 70

5.1 Manipulador Automático 71

5.2 Sensor de Força e Torque 72

5.3 Placas de Controle 73

5.4 Projeto, Desenvolvimento e Construção de Um Protótipo de Uma Ferramenta Ativa 74

6. CONTROLE E SIMULAÇÃO 78

6.1 Desenvolvimento do Controlador 78

6.2 Simulação e Testes Iniciais 80

7. EXPERIMENTOS E RESULTADOS 82

7.1 Ambiente de trabalho 82

7.2 Experimentos 86

7.3 Cenários dos Experimentos 88

7.4 Resultados 89

7.4.1 Caso 1 90

7.4.2 Caso 2 94

7.4.3 Caso 3 (Complementar) 100

8. CONCLUSÃO 105

8.1 Trabalhos Futuros 106

REFERÊNCIAS 109

1. INTRODUÇÃO

1.1. MOTIVAÇÃO

Tornou-se inadequado o simples controle de posição em uma interação entre robô com o meio externo. Isso é devido aos inevitáveis erros e incertezas que causam uma variação da força de contado na interação robô-meio. Já nos trabalhos de manipulação de peças a força necessária para segurar um objeto é ditada pelo operador, não possuindo uma realimentação da força para o controlador. Nos últimos anos, foram desenvolvidos manipuladores que trabalham em conjunto com dois ou mais manipuladores cooperando-se na realização de uma mesma tarefa. Para isso tem-se que controlar a força dessa manipulação conjunta da interação robô-robô.

O problema do controle da força é uma evolução natural do controle de posição, em que a resposta da força de contato fornecida pelo sensor de força e torque é usada para gerenciar a interação do robô manipulador com o meio externo.

Também, esse estudo é motivado pelo desenvolvimento de novos sensores os quais ficam mais hábeis e adequados para um completo sensoriamento do processo de interesse. Robôs que usam controle de força, torque, toque, distância, visual do processo, entre outros, estão ficando cada vez mais comum em um típico chão de fábrica.

A implementação e o desenvolvimento de processos de rebarbação realizadas por manipuladores ainda hoje não apresentam resultados satisfatórios em aplicação industriais. Em

muitos casos, resultados obtidos em simulações por computador não encontram validação quando submetidos a testes experimentais.

1.2. PANORAMA ATUAL DOS MANIPULADORES INDUSTRIAIS

Nas últimas décadas, os manipuladores foram transferidos dos laboratórios de pesquisas para as linhas de montagens industriais devido ao avanço de seu controle e ao aumento de sua confiabilidade. Os manipuladores substituem a mão-de-obra humana nas indústrias em tarefas repetitivas ou de grandes esforços, enfrentando desafios reais que requer controles complexos. Porém, muitas vezes não desempenharam suas tarefas com eficiência.

Para melhorar seu desempenho, os manipuladores são constantemente pesquisados em laboratórios de pesquisas e desenvolvimento. Essas pesquisas procuram proporcionar ao robô maior autonomia, maior controle, precisão nas tarefas, aumentar a capacidade de carga e proporcionar tarefas complexas ao manipulador, como exemplo, montagem e desmontagem de componentes. Essas pesquisas objetivam um nicho de aproveitamento ideal para a aplicação de robôs, com fundamentos de aproveitar sua flexibilidade, capacidade de programação, utilização de ferramentas universais e aplicações que necessitam de controle de força.

Atualmente, o uso de manipuladores são majoritariamente empregados em manipulação de peças (transporte de peças), como mostrado na figura 1, possuindo grande sucesso para esta finalidade. Apesar do robô ser tecnologicamente avançado, a tarefa de manipulação não exige um sistema complexo pois não há contato direto com o meio externo, ou seja, não há interação com o meio. Portanto, os robôs são utilizados nessas tarefas sem o uso de sua total capacidade

tecnológica por não demonstrar eficiência em aplicações complexas, como exemplo, a operação de remoção de material, possuindo apenas 3% (Figura 1).

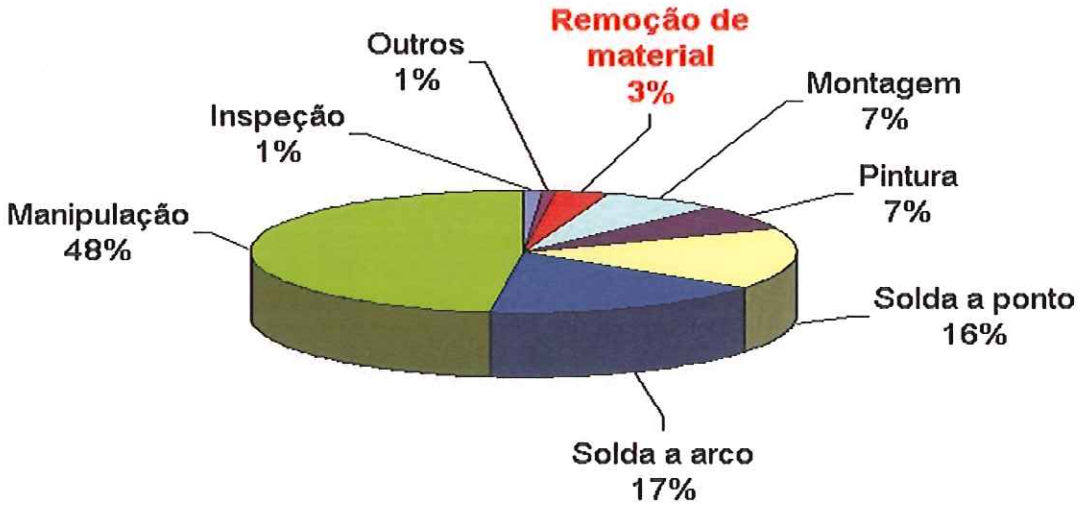


Figura 1 – Distribuição do uso de manipuladores na indústria (*Robotic Industrial Association*)

Para a remoção de materiais, há soluções comerciais como equipamentos dedicados a esses processos que são controlados pela trajetória desejada. Porém, como demonstrado pelo gráfico da figura 1 a baixa porcentagem de aplicação, não possui eficiência e confiança nessas tais soluções comerciais.

Para exemplificar algumas aplicações, três tarefas realizadas por robôs e suas complexidades são apresentadas:

- **Manipulação**: controle de posição e garras robustas para a fixação;
- **Soldagem e Pintura**: apenas o controle de posição por não manter contato direto com a peça;
- **Remoção e Montagem**: maior interação com a superfície e a necessidade de controle de força e posição simultâneos.

Muitas vezes o robô consegue realizar uma tarefa de montagem com um controle de posição. Porém, esta montagem não está sendo supervisionada o que pode acarretar erros e danos a ambos. Portanto, os manipuladores não possuem um controle de força e posição simultâneos exigidos para tarefas críticas.

1.3. JUSTIFICATIVA DO TRABALHO

Com o pensamento evidenciado acima, esta dissertação de mestrado tem como justificativa proporcionar aos manipuladores industriais tarefas complexas. Estas tarefas muitas vezes simples para um humano, como a montagem de um componente, mas complexas e de difícil monitoração e controle para um manipulador. Quando há uma interação com o meio, o manipulador necessita de um controle apropriado para interagir, devido às inconsistências encontradas no meio.

Este trabalho propõe um estudo para a otimização dos manipuladores que interagem com uma superfície qualquer e tomando como base o controle das forças envolvidas no processo. Para essa finalidade, o comportamento das forças de contato será analisado como função do deslocamento imposto à ferramenta. Os modelos adotados para as análises levam em consideração a interação entre o manipulador e a superfície.

Com este trabalho, serão investigados as diferenças entre as metodologias, as vantagens e desvantagens de cada método estudado, comparar e desenvolver um controle adequado para a força de contato, verificar as falhas nos resultados e adquirir conhecimento com a revisão bibliográfica do assunto.

1.4. OBJETIVO DO TRABALHO

Como desafio, o presente trabalho desenvolverá um protótipo de uma ferramenta com um grau de liberdade adicional para ser implementada em um manipulador. E, será aplicado um controle de força ativo para manter uma força desejada constante no contato com uma superfície. Este controle será aplicado em paralelo com o controle do manipulador para ser independente do controlador do robô. Também, estudará as metodologias para o controle ativo de força.

1.5. ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO

No capítulo 1, foi exposta a motivação que originou o trabalho e o cenário na aplicação dos manipuladores no meio industrial, juntamente com a justificativa da pesquisa e seus objetivos.

No capítulo 2, é apresentado a tendência de aplicações dos manipuladores na indústria e a necessidade de certas aplicações que envolve contato entre robôs e superfície. Também, confronta os controle de posição com controle da interação (força) e o controle indireto da força com o controle direto da força. Neste capitulo, é iniciada a revisão bibliográfica sobre o assunto pesquisado.

No capítulo 3, apresenta-se os métodos e as estratégias de rebarbação automatizadas e os diversos tipos de controles para manter a força de aplicação constante em uma superfície.

No capítulo 4, o Controle Cinestático é examinado com maior magnitude e estudado alguns casos aplicados por Griffis e Duffy (1991).

No capítulo 5, é exposto o ambiente experimental desenvolvido para realizar os testes de controle ativo. Também, é apresentado o desenvolvimento da ferramenta protótipo para atuar no controle de força ativamente e adicionar um grau de liberdade no manipulador.

No capítulo 6, é desenvolvido o controle de força para aplicação no ambiente experimental do capítulo anterior.

No capítulo 7, são mostrados os experimentos realizados e as características de diversos cenários. Nestes cenários são testados dois modelos de controle: Controle Cinestático e Controle Híbrido.

No capítulo 8, o trabalho será concluído e apresentará alguns trabalhos futuros.

2. REVISÃO DA LITERATURA

As pesquisas em controle de força e posição começaram duas décadas atrás e seu estado da arte foi citado nos anos oitenta, por Whitney (1987). O progresso da última década foi avaliado por Vukobratovic et al. (1993), Schutter et al. (1998) e Siciliano e Villani (1999). Prescreveram que atualmente há uma vasta quantia de trabalhos nesta área. Esses autores defenderam a idéia de que os robôs devem ter seus controles de força, de contato, de distância e de visão em tempo real para serem eficazes na automatização. Quando o robô tem controle isolado de posição, é inevitável a ocorrência de erros de posição devido às incertezas em seu contato na interação com o meio. Por outro lado, o controle isolado da força – sem levar em conta a posição – deve ser assistido por um operador apto a manejá-lo (GORINEVKI et al., 1997).

O simples controle de posição tornou-se inadequado quando há interação entre o robô com a área de trabalho. Isso é devido aos inevitáveis erros e incertezas na interação do robô com uma superfície, causando notadamente variações na força de contado. Já nos trabalhos de manipulação de peças, a força necessária para segurar um objeto é determinada pelo programador, não possuindo uma realimentação (*feedback*) desta força para o controlador do robô. Nos últimos anos, foram desenvolvidos manipuladores que trabalham em conjunto, dois ou mais manipuladores que se cooperam na realização da mesma tarefa (FEATHERSTONE et. al., 1999). Para isso, tem-se que controlar a força dessa manipulação conjunta da interação robô-robô.

O problema do controle da força é tratado como uma evolução natural do problema do controle da posição, em que a resposta da força de contato fornecida pelo sensor de força e torque é usado para gerenciar a interação do robô manipulador com a área de trabalho (SICILIANO e VILLANI, 1999).

Neste capítulo será apresentada uma breve revisão bibliográfica dos trabalhos desenvolvidos em laboratórios de diversos países. Com isso, pode-se demonstrar a importância no meio acadêmico e a necessidade da indústria por manipuladores confiáveis para tarefas complexas e, também, pela substituição da mão-de-obra humana em tarefas insalubres e enfadonhas.

2.1. ROBÔS NA INDUSTRIA E TENDÊNCIA

Os comandos dos robôs industriais utilizam o paradigma proposto originalmente por Joseph Engelberger baseado na capacidade de controlar sua posição, sendo designados como dispositivos de posicionamento. Esta abordagem dificulta a utilização de robôs industriais na automação de processos complexos de manipulação como exemplo: montagem de mecanismos, montagem de máquinas e rebarbação de peças metálicas obtidas por fundição. Para estes tipos de tarefas a interação com o meio externo exige a capacidade de se controlar simultaneamente força e posição.

Atualmente, a produção de manufaturados está em constante crescimento nas indústrias, gerando demanda cada vez maior em suas linhas de produção e necessidade em diminuir os tempos de operações como de usinagem e manipulação. Além disso, o mercado de produção tem

o objetivo de cada vez mais diminuir o estoque e possuir uma produção continua ou produção enxuta.

A utilização de manipuladores no meio industrial está em constante crescimento devido à fatores como aumento da segurança na realização de tarefas, aumento da velocidade de trabalho, redução de seu peso próprio, redução de custo e facilidade de programação, implementação e reprogramação (DE-GOL, 1995, e VALENTE 2003). Os manipuladores são sucesso em aplicações que não envolvem contato, como nas operações de solda e pintura (HORGAN, 1985). Nestes casos a inexistência de contato manipulador-ferramenta-peça possibilita a utilização de controladores tradicionais de posição isoladamente, sem a preocupação de manter uma força no contato.

Entretanto, há uma demanda para a aplicação de robôs em operações de usinagem. Tais operações envolvem chanframento (ASAKAWA et al., 1998; GE et al., 1995), polimento (JINNO et al., 1995; LEE et al.; 2001) e rebarbação (KAZEROONI et al., 1986; VALENTE, 2003; SICILIANO e VILLANI, 1999; entre outros).

Segundo Bone e Elbestawi (1994 e 1996), os humanos não conseguem aplicar uma pressão uniforme sobre uma peça usinada e os operadores limitam o tamanho e a velocidade das ferramentas. Além do mais, os manipuladores trabalham 24 horas/dia, parando somente em caso de falha ou para manutenção preventiva.

2.2. BREVE DISCUSSÃO DA MORFOLOGIA DA REBARBA

Nas operações de usinagem, muitas máquinas ou operações de corte deixam cantos vivos ou rebarbas, prejudicando a peça na montagem ou na manipulação desta e devem ser removidas em operações finais utilizando ferramentas de acabamentos ou similares.

Neste tópico serão apresentados sucintamente os estudos realizados por Valente (2003) sobre classificação, formação, e soluções para minimizar a rebarba.

Uma rebarba pode ser classificada com base no seu mecanismo de formação, no ponto de vista da terminologia de usinagem, levando se em conta a aresta de corte diretamente envolvida na formação da rebarba e direção da formação do material e na localização da rebarba, forma e mecanismo de formação. Também foi estudado a modelagem dos mecanismos de formação de rebarba para conhecer previamente os resultados das operações de usinagem e do formato final da rebarba. Como nesse estudo, pode traçar estratégias de rebarbação mais eficientes e propor métodos para diminuir a sua formação.

Antes de aplicar antecipadamente a automação da rebarbação como resposta a eliminação completa da rebarba, foi proposto soluções para minimizar a rebarba. Esta ideologia pode ser aplicada ainda no desenvolvimento do projeto – ciclo de desenvolvimento de um produto – com a verificação e eliminação de possíveis cantos vivos ou arestas obliquas ou de processos e ferramentas inadequadas. Também pode se minimizar a rebarba com a análise individual do ferramental e dos parâmetros de corte que ainda tem grande influência no processo de formação de rebarba. Deste modo, foi examinado parâmetros como localização e tamanho final da rebarba em ensaios experimentais realizados por ele e de outros pesquisadores. Assim, foram propostas ações para diminuir a formação da rebarba, porém não foi conseguido eliminar por completo.

2.3. PROCESSO DE REBARBAÇÃO

A rebarbação nas industrias é tratada como uma operação inevitável e de grande importância para obter um acabamento adequado em peças que necessitem de tal operação. Porém, a rebarbação não agrega valor a peça, ou seja, é uma operação que demanda tempo e custo, sem acréscimo de preço ao produto final. Para melhorar os métodos de rebarbação, tornando-os rápidos, baratos e sem uso da mão de obra humana, muitos cientistas estudam a utilização de manipuladores industriais em operações de usinagem. Todos possuem o objetivo de implementar sistemas baratos, genéricos, rápidos e que realizem tarefas sem a necessidade de interferência humana e de retrabalhos, ou seja, acabamento aceitável.

Numa visão geral do cenário industrial pode ser encontrado uma série de trabalhos buscando melhores técnicas para minimizar e remover a rebarba. Porém, o desenvolvimento de novos materiais e os avanços das técnicas de usinagem vem requisitando cada vez mais aprimoramentos dos sistemas de rebarbação (PROCTOR, 1989). Este panorama ocorre em muitas industrias de manufatura, como as automotivas nas quais possuem grande produção diária e necessitam de avanços em seus sistemas de usinagem e produção sem a interferência humana, ou seja, uma completa automatização dos processos.

Muitos autores citam que os problemas de rebarbação devem ser estudados caso a caso, uma vez que a qualidade requerida para a rebarbação varia de uma peça a outra ou os requisitos da rebarbação podem ser diferentes em uma mesma peça dependendo da funcionalidade da superfície (PERSOONS, 1997).

Os casos que necessitam de uma automação do processo de rebarbação são os processos ou produtos que exigem um chanfro com geometria definida ou um raio específico de

concordância definido no seu desenho. Este caso exige efetivamente uma operação de usinagem controlada e não mais uma simples operação de remoção de rebarba, não há possibilidade de utilizar métodos manuais.

O uso de manipuladores na operação de rebarbação surge como uma solução interessante para substituir o ineficiente e custoso processo de rebarbação manual. Para isso, os manipuladores são mais consistentes, seguros e rápidos que um ser humano. Além disso, os humanos não conseguem aplicar uma pressão uniforme sobre a peça e os operadores também limitam o tamanho e a velocidade das ferramentas de rebarbação. Também, os manipuladores industriais trabalham em média 23 horas por dia, parando somente em caso de falha ou para manutenção preventiva.

2.4. REBARBAÇÃO AUTOMÁTICA

Com o propósito de aumentar o controle da rebarbação, melhorar seu acabamento, uniformizá-lo e automatizá-la, diversas soluções para automação da operação de rebarbação são pesquisadas há vários anos e são consideradas como alternativas para substituir a rebarbação manual (VALENTE, 2003; BONE, 1991). Estas soluções variam desde o desenvolvimento de equipamento especializado, passando pela própria máquina CNC e culminando na utilização de robôs industriais para a execução da rebarbação.

Muitos equipamentos especializados representam soluções específicas para alguns métodos de rebarbação e apresentam determinadas particularidades e são mais adequados para alguns aspectos relacionados à geometria, ao material e aos requisitos de acabamento de borda da peça (GILLESPIE, 1996). Esses equipamentos apresentam nível básico de automação,

representam soluções simples e baratas os quais muitas vezes são construídos na própria fábrica através de reformas de máquinas antigas. Contudo, esses equipamentos normalmente se baseiam em soluções dedicadas, na qual pequenas alterações no produto podem requerer um rearranjo no projeto da máquina. Esta limitação sugere uso de equipamentos mais flexíveis, como o caso das próprias máquinas CNC ou a utilização de manipuladores.

As empresas estão comprovando a possibilidade de reduzir os custos da operação de rebarbação através da realização deste processo nas mesmas máquinas de usinagem. Assim, as rebarbas são removidas ainda nas máquinas CNC, imediatamente após as operações de usinagem da peça. Contudo, a rebarbação nas máquinas CNC nem sempre é possível. Em alguns casos, devido ao grande volume de produção, as máquinas CNC não possuem tempo disponível para executar essa operação extra. Assim, torna-se viável o investimento em um novo equipamento do que o aumento do tempo de usinagem da peça. Além disso, a máquina pode se tornar um gargalo na sua linha de produção devido ao aumento do tempo-máquina, sem a possibilidade de diminuição desse tempo extra. Uma outra limitação da operação de rebarbação realizada pelas máquinas CNC é que sua aplicação não abrange o universo de peças com geometria complexas, principalmente considerando furos e concavidades internas à peça (VALENTE, 2003).

Portanto, como refletido no parágrafo acima, este é um nicho ideal para a aplicação de manipuladores industriais com o aproveitamento de toda sua flexibilidade de operação. Por Gillespie (1996), a destreza dos manipuladores é resultado da soma da ampla capacidade de programação de movimentos e da utilização de ferramentas e sistemas de fixação universais. Deste modo, estes conseguem operar todos os lados de uma peça, sem a necessidade de alterar sua fixação, e alcançam regiões impossíveis em outros métodos, como os furos e inserções. Além do mais, os manipuladores necessitam somente de uma troca do programa e de ferramenta

de trabalho no caso de uma troca no processo ou na peça a ser rebarbada, o oposto de outros métodos os quais necessitam da troca de ferramenta ou requerem novos acessórios para operar uma nova geometria de peça.

Dificuldades encontradas pela rebarbação realizadas por manipuladores:

- Igualmente ao processo de rebarbação manual, o robô necessita aplicar uma força constante na ferramenta contra a peça, porém este não é hábil o suficiente para manter essa força com o controle da posição;

- O controle de força deve ser capaz de remover toda a rebarba e não se deslocar de sua trajetória devido às imprecisões no tamanho e na localização da rebarba.

- complexidade entre as partes: peças fundidas ou usinadas, as imperfeições de durezas superficiais, sua interação com a peça e a programação de robôs com arquiteturas fechadas e tediosas.

2.5. CONTROLE DE POSIÇÃO X CONTROLE DE INTERAÇÃO

Controlar a interação do robô manipulador com o meio é um ponto crítico para o sucesso da execução de inúmeras tarefas onde o TCP – entendido como uma garra na ponta do robô ou uma ferramenta qualquer – manipula um objeto ou executa alguma tarefa em uma superfície (GRIFFIS e DUFFY, 1991; SICILIANO e VILLANI, 1999). Durante essa interação, o meio apresenta restrições na trajetória geométrica que pode estar situado no caminho do TCP (movimentos restritos). Neste caso, com a estratégia de controle isolado do percurso – posição e orientação – tende a falhar se não for precisamente planejada, tanto o manipulador (cinemática e dinâmica) como o meio (característica geométricas e mecânicas).

Na prática, sem essa precisão resulta em erros de planejamento que pode causar elevadas forças de contato e provocar desvio do TCP da trajetória desejada ou pré-determinada. Se o sistema de controle não reagir a essas forças de contato, pode acontecer a saturação dos atuadores das juntas ou a quebra de uma das partes da interação.

Alta rigidez do meio e precisão no controle de posição podem ser alcançados se garantir uma flexibilidade durante a interação (GRIFFIS e DUFFY, 1991). Pode ser conseguido de modo idêntico a forma passiva pela intervenção de um apropriado esquema mecânico flexível – *compliant* – entre o TCP do manipulador e o meio, ou em uma forma ativa pela esquematização de uma apropriada estratégia do controle da interação.

A força de contato é uma grandeza que descreve completamente o estado da interação. Por essa razão, para otimizar o desempenho do robô, as grandezas de força devem ser conhecidas e estarem disponíveis. Com esse propósito, um sensor de força e torque nas três coordenadas XYZ é recomendado ser montado em um manipulador robótico, tipicamente entre o pulso do robô e o TCP, e sua leitura será enviada para uma unidade de controle em tempo real por uma interface adequada.

2.6. CONTROLE INDIRETO DE FORÇA X CONTROLE DIRETO DE FORÇA

A principal diferença entre as duas estratégicas de controle de uma interação – controle indireto e controle direto da força – é a forma de conseguir o controle da força via controle da posição, diferenciado na realimentação de resposta da força (*loop* de controle). O controle direto de força permite controlar a força de contato em um desejado valor, deste modo, fechando o laço de controle de força (SICILIANO e VILLANI, 1999).

O "Controle *Compliance*" (ou Controle de Flexibilidade) e o "Controle de Impedância" pertencem a primeira categoria a qual o erro de posição está relacionado com a força de contato através de uma rigidez mecânica ou impedância dos parâmetros ajustáveis. Segundo Henriksson (2000), um manipulador na categoria do controle de impedância é descrito por um equivalente sistema massa-mola-amortecedor com as forças de contado como entradas. A impedância resultante em diferentes tarefas espaciais é tipicamente não-linear e binário. Se um sensor de força e torque estiver disponível, então a medida da força pode ser usada na lei de controle tal como para conseguir uma impedância linear.

Se um modelo detalhado do meio estiver disponível, uma estratégia adotada neste caso é o "Controle de Força e Posição Híbrido". Neste controle o objetivo é controlar a posição em direções onde há tarefas sem restrições (livres de forças) e a força em direções onde há tarefas com restrições (uso da força). Como em muitas situações não há esse modelo detalhado do meio, uma estratégia (ainda da segunda categoria) eficaz é o "Controle Interno/Externo da Posição/Força". Neste controle, um laço externo (loop) de controle de força é fechado em volta de um laço interno (loop) de controle de posição. Esses são tipicamente encontrados em robôs manipuladores modernos (RAIBERT e CRAIG, 1981; KAZEROONI et al., 1986; HER e KAZEROONI, 1991.)

Na seqüência de embutir o laço do controle de posição em direções sem restrições, a posição do TCP desejado pode ser de entrada do laço interno do esquema do "Controle Interno/Externo da Posição/Força". O resultado é um controle paralelo composto de uma ação de controle de força e uma ação de controle da posição, em que o padrão está designado tal como dominar a última na ordem de assegurar o controle de força ao longo de tarefas em direções restritas (com uso de força).

O estudo do problema do controle de posição serve não somente para entender suas limitações, mas também para verificar as possibilidades de realizar um controle indireto de uma força de contado com uma estratégia puramente de controle de posição. Os resultados desses esquemas são os "Controles de Flexibilidade" (*"Compliance"*) e "Controle de Impedância", dependendo se o modelo base for estático ou dinâmico (GRIFFIS, 1991).

Especial interesse é dado para o controle de uma interação em que há seis graus de liberdade que envolve posição e orientação do *"end-effector"* quando há forças e momentos aplicados. O fechamento do laço de retorno da força permite controle direto da força de contato (momento) da direção de uma tarefa restrita (forçada).

3. SISTEMAS DE CONTROLE

Neste capítulo serão detalhados os diversos métodos pesquisados de aplicações diretas em manipuladores para operações de rebarbação, ou seja, controle de operações que envolvem contatos diretos com uma superfície qualquer.

3.1. MÉTODOS E ESTRATÉGIAS DE REBARBAÇÃO AUTOMÁTICA.

Idealmente, o controle de força pode ser inserido no controle do manipulador. Entretanto, estudos mostram que muitos manipuladores industriais possuem baixo tempo de resposta que limita sua habilidade de controlar a profundidade de chanframento com altos distúrbios provocados pelas incertezas no cavaco (BONE, 1991). Essa dificuldade gera uma necessidade de adaptar os manipuladores industriais com a adaptação de uma ferramenta especial na sua ultima articulação para controlar com maior precisão a interação robô-meio.

Segundo Valente (2003), na maioria das operações de rebarbação com uso de manipuladores, o sistema manipula a ferramenta, que é avançada contra a borda da peça a ser rebarbada. As ferramentas mais comuns utilizadas neste caso são as fresas, rebolos, discos abrasivos e escovas abrasivas. Esta estratégia de manipulação é indicada principalmente nos casos em que as peças são muito pesadas. Também, a peça pode estar fixa em uma mesa rotativa, permitindo um reposicionamento desta, com o objetivo de facilitar o alcance da ferramenta em todos os lados da peça. Além do mais, a ferramenta de rebarbação pode ser trocada

automaticamente nos casos de peças com geometrias complexas ou com a necessidade de chanfros diferentes em locais específicos da peça.

De outro modo, pode-se trocar a configuração do sistema: manipular a peça contra uma ferramenta fixa. Esta configuração pode ser empregada para peças leves as quais exigem várias ferramentas para a remoção das rebarbas (GILLESPIE, 1987). Assim, ao redor do manipulador estarão dispostas diversos tipos de ferramenta e este poderá escolher as ferramentas mais adequadas para a peça em questão. Esta configuração também pode ser usada em casos de uma mesma linha de usinagem possuir peças distintas ou que necessitem de acabamentos diversificados. Mesmo que nessa configuração atingir uma maior área de usinagem, pode ser indispensável uma segunda fixação da peça no robô para atingir todas as bordas da peça e remover as rebarbas encobertas pela primeira fixação.

Como alertam Liu e Asada (1993), as operações de rebarbação são difíceis de serem automatizadas pelo motivo de os robôs industriais não possuírem rigidez suficientes para suportar os esforços decorrentes da interação entre a ferramenta e a peça. Também, as bordas resultantes de operações de usinagem possuem características irregulares e imprevisíveis, tanto na localização como no tamanho, adicionando mais dificuldade para os manipuladores. Portanto, com o uso de um controle tradicional de posição e com as incertezas acima mencionadas geram grandes esforços de contatos na interação do robô com uma superfície.

Com a idéia de melhorar o processo de rebarbação utilizando robôs, Persoons (1997) propôs seguir três linhas de atuação que serão detalhadas nas próximas secções:

- aumentar a precisão do robô através de ajustes finos no sistema;
- controle passivo baseado na inclusão de elementos elásticos ao sistema;
- controle ativo do contato entre a ferramenta de rebarbação e a peça.

3.1.1. Ajustes Finos no Sistema

Os manipuladores industriais apresentam baixos erros de repetibilidade: capacidade do sistema de retornar a um ponto gravado e programado. Contudo, erros de acuracidade – programação do robô para atingir uma posição absoluta no espaço – é relativamente alto. Desta forma, as coordenadas fornecidas ao sistema através de uma programação off-line não serão atingidas com precisão (BROWN, 1998).

Para evitar esses erros, Persoons (1997) apresenta algumas técnicas para realizar ajustes finos nos transdutores – sensores de posição – e nos servos a fim de se obter uma melhor acuracidade do sistema. Através desta técnica, pode-se melhorar a acuracidade do sistema para 0,05 mm na leitura dos sensores de posição. Em teoria, este método eliminaria a necessidade de adicionar determinadas elasticidades, uma vez que as coordenadas absolutas seriam atingidas dentro do valor de precisão indicado acima. Entretanto, na prática existem outras imperfeições no sistema de rebarbação que impedem sua aplicação, como variação dimensional da peça, desalinhamento da peça, desgaste da ferramenta, entre outras. Portanto, esta estratégia de ajuste fino no sistema não é muito recomendada devido às imperfeições e incertezas apresentadas.

3.1.2. Sistemas Passivos de Correção da Trajetória

Como as imprecisões do robô, da ferramenta, da peça e do sistema de fixação afetam o comportamento do sistema de rebarbação robótica, torna-se indispensável o acréscimo de elasticidade ao sistema para compensar estas irregularidades (PERSOONS, 1997). Esta

elasticidade extra é adicionada à elasticidade estrutural inerente ao sistema, localizada nas juntas do robô e no sistema de fixação da peça.

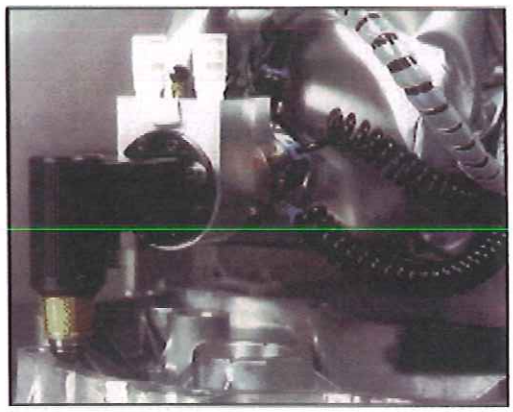
Segundo Her e Kazerooni (1991), o conjunto manipulador e ferramentas de corte devem possuir flexibilidade e rigidez nas direções tangente e normal, respectivamente. Ou seja, flexibilidade na direção tangencial permita o conjunto robô-ferramenta se adaptar as forças tangenciais de corte, enquanto rigidez na direção normal impede o conjunto de responder as forças normais de corte. Porém, para seguir um contorno de uma superfície qualquer, o conjunto deve possuir flexibilidade na direção normal.

A elasticidade adicional pode estar presente na própria ferramenta, através da utilização de ferramentas flexíveis tais como escovas abrasivas e discos abrasivos flexíveis (VALENTE, 2003). Estas ferramentas apresentam a vantagem de não produzir rebarbas secundárias (PROCTOR, 1989). Contudo, estas apresentam uma baixa taxa de remoção de rebarba, além de não serem indicadas para rebarbação de materiais duros.

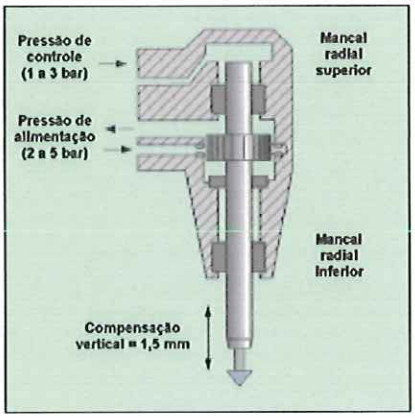
Para atingir uma maior taxa de remoção ou gerar uma superfície com geometria definida – chanfros ou raios específicos – são indicadas ferramentas rígidas, tais como fresas e rebolos. Entretanto, estas ferramentas sendo usadas em um sistema passivo geralmente produzem rebarbas secundárias, podem apresentar problemas de vibração e podem danificar a peça caso a operação não seja devidamente controlada (PROCTOR, 1989). Novamente, a solução para tais imperfeições está no acréscimo de uma elasticidade ao suporte da ferramenta, através de elementos passivos ou através de sistemas ativos de controle. Os sistemas passivos normalmente se baseiam na montagem de uma mola entre a ferramenta e o punho do robô (WARNECKE e ABELE, 1983).

De acordo com Proctor (1989), a vantagem dos sistemas passivos está na simplicidade, baixo custo e no fato de não exigirem nenhum controle externo. Entretanto, a principal desvantagem é a impossibilidade de controlar as força de contato, o que pode resultar em superfícies desalinhadas ou com imperfeições devido à vibração da ferramenta (VAN BRUSSEL e PERSOONS, 1996). Graves (1999) acrescentou que o valor ideal da constante de mola varia de caso a caso e uma escolha inadequada deste valor pode levar a grandes trepidações da ferramenta de rebarbação, ou seja, compromete o acabamento final da peça.

Entretanto, alguns sistemas comerciais conseguem maior robustez através da utilização de um dispositivo pneumático de compensação (GRAVES, 1999), conforme figura 2. Através de modificações da vazão e da pressão de controle de 1 a 3 bar (entrada superior) é possível ajustar a flexibilidade do movimento de compensação vertical do dispositivo. Já a velocidade de rotação da ferramenta pode ser controlada através de variações da vazão e da pressão de alimentação de 2 a 5 bar (entrada e saída inferior).



(a)



(b)

Figura 2 – Sistema comercial de rebarbação robótica: (a) foto do sistema durante a operação de rebarbação; (b) detalhe do dispositivo pneumático de compensação vertical de irregularidades da borda da peça.(GRAVES, 1999).

Contudo, tais sistemas comerciais de rebarbação robótica exigem um operador extremamente treinado para programação dessa operação, uma vez que é necessário ajustar precisamente o ângulo de inclinação da ferramenta, a velocidade de avanço do robô e a rigidez do dispositivo a fim de se evitar trepidações da ferramenta. Todavia, estes sistemas podem ser ainda se tornar instáveis caso sejam aplicados para remoção de rebarbas maiores.

3.1.3. Sistemas Ativos de Controle da Trajetória

Os sistemas ativos empregados no controle de trajetória apresentam vantagens em relação aos sistemas passivos devido a não obtenção de algumas condições de impedância por elementos passivos. No caso de sistemas ativos, sua flexibilidade pode ser alterada dependendo das condições e características do contato. Além disso, os sistemas passivos precisam rotacionar a ferramenta para manter o alinhamento dos elementos elásticos em relação às direções normais e tangenciais da peça. Portanto, com uso de dispositivos ativos com dois graus de liberdade, as flexibilidades normais e tangenciais podem ser alteradas eletronicamente, permitindo acompanhar bordas complexas em taxas constantes de avanço.

Entretanto, o estabelecimento de valores adequados de rigidez para as direções normais e tangenciais é uma tarefa complexa, mesmo com sistemas ativos. Estes valores devem levar em consideração a necessidade de implementar dois movimentos na ferramenta sobre a peça com o objetivo de remover todas as rebarbas (HSU & FU, 2000). Um dos movimentos é responsável por aplicar força adequada à remoção das rebarbas enquanto evita qualquer dano à peça. O outro movimento é responsável pelo acompanhamento do contorno da peça e assegura que a

ferramenta manterá contato com a borda em toda a operação. Para atender a estes dois movimentos, Kazerooni et al. (1986) e Her e Kazerooni (1991) mostraram contradições entre as condições de rigidez impostas ao processo. A operação de rebarbação requer flexibilidade na direção tangencial à borda e rigidez na direção normal (figura 3). A flexibilidade na direção tangencial permite ao sistema acomodar-se em relação às forças de corte tangenciais. Enquanto a rigidez na direção normal impede que o manipulador responda às forças de corte nesta direção, ou seja, que essas forças ou vibrações sejam transmitidas para o manipulador, abalando sua rigidez. Contudo, para acompanhar o contorno da peça, o manipulador também requer flexibilidade da direção normal. Este conflito de exigências é abordado pelos pesquisadores através de dois problemas acoplados entre si: controle do processo de remoção de material e acompanhamento do contorno da peça.

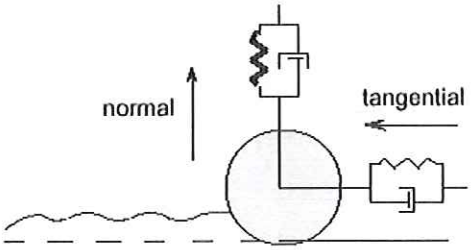


Figura 3 - Ilustração das componentes de rigidez tangencial e normal durante a operação de rebarbação.

Partindo-se deste princípio, Her e Kazerooni (1991) propuseram um sistema de controle da trajetória com baixa sensibilidade na direção normal, de forma que a ferramenta rejeite as forças de corte e siga a trajetória de forma bem próxima. Já na direção tangencial, propuseram

um controle de força para variar a velocidade de avanço da ferramenta ao longo da borda da peça e manter relativamente constante as forças de corte na direção tangencial.

Tal como Her e Kazerooni, diversos outros pesquisadores buscam técnicas de monitoramento e controle adequados para atender às exigências apresentadas acima: controle do processo de remoção de material e acompanhamento do contorno da peça. Como o grande objetivo é evitar a ocorrência de forças elevadas de contato, grande parte dos pesquisadores partiu para a utilização de sensores de força a fim de controlar a posição do *"end-effector"* e as forças de contato, tal como Siciliano e Villani (1999), Valente (2003), entre outros.

Siciliano e Villani (1999) comentaram que o contato real entre o manipulador com uma superfície é naturalmente um fenômeno distribuído em que as características locais e do conjunto são envolvidas. Além disso, efeitos de atrito proporcionam uma flexibilidade natural e local do contato entre as partes. Sendo assim, a interação entre dois sistemas é influenciada pelas recíprocas cargas das respectivas características flexibilidade. Então, é possível descrever uma flexibilidade ativa conforme a ferramenta impõe se sobre a superfície ou vice-versa, considerando uma das duas opções de natureza flexível e a outra rígida.

3.2. SISTEMA DE CONTROLE BASEADOS EM FORÇA

Partindo de informações do contato provindas dos sensores de força, algumas propostas surgiram para atuar sobre o processo. Conforme Persoons (1997), algumas destas utilizavam realimentação de força para alterar o fluxo do programa. Nesse caso, antes que a força de contato excedesse um limite determinado, algumas linhas de comando eram inseridas automaticamente para reduzir a velocidade de avanço da ferramenta. Em outras propostas avançadas, os dados da

força de contato eram utilizados para redefinir a sua trajetória, antes que o manipulador executasse esta trajetória. Por fim, a informação da força também pode ser utilizada para ajustar on-line a trajetória da ferramenta. Dornfels e Lisiewics (1992) acrescentam que neste caso, as alterações on-line da trajetória podem ser realizadas através de um reposicionamento do braço do robô ou através de micro-manipuladores instalados no punho do robô.

Proctor (1989) afirmou que o controle direto do braço do robô é atrapalhado por alguns de seus parâmetros, como: sua alta inércia, protocolos de comunicação entre o controlador e os servo-motores fechados, atrasos de resposta do seu controlador e atritos das juntas. Considerando a implementação de um micro-manipulador, o robô torna-se responsável pela execução de uma trajetória pré-definida, enquanto este novo dispositivo realiza ajustes finos com relação à superfície da peça. A grande maioria dos micro-manipuladores é construída através de guias lineares, que permitem ajustar a profundidade de corte da ferramenta. Persoons (1997) adicionou que para facilitar a implementação do controle de força, uma mola também é acrescentada entre a ferramenta e o punho do robô, ou entre a ferramenta e a base do micro-manipulador. O objetivo desta montagem é reduzir tanto o ruído como a velocidade de reação do sistema.

Proctor citou que o controle de micro-manipuladores pode ser independente ou integrado ao controle do robô. Sua integração é solicitada quando o erro definido pelo controlador da ferramenta extrapola a área de atuação do micro-manipulador. Tal fato ocorre quando o atuador do micro-manipulador, assim como sua guia, está trabalhando próximo ao final de seu curso. De acordo com esta estratégia, o manipulador é utilizado para um posicionamento grosseiro da ferramenta, enquanto o micro-manipulador é responsável por ajustes finos da trajetória e movimentos precisos com relação à borda da peça. A implementação de controle de força ativo permite manter a força de contato constante e obter uma qualidade superficial adequada.

Bone et. al. (1991) implementou num robô PUMA-560 um sistema de controle ativo baseado na força normal aplicada na rebarbação robótica. A finalidade do sistema era de controlar a profundidade do chanfro numa peça com um mínimo de rugosidade na sua superfície. Isso foi realizado por uma variação mínima da força normal de chanframento em tempo real. Bone verificou os resultados simulados no computador comparando-os com os experimentos de controle de força em tempo real. Neste trabalho, foram utilizados 6 tipos de controladores e verificou-se o desempenho de cada procedimento baseando na variação da força e na rugosidade da superfície do chanfro.

Bone planejou a sua lei de controle baseado em modelos que combinam uma determinada posição com um distúrbio (perturbação) estatístico o qual são identificáveis dos dados experimentais. Citou ainda que muitos dos algoritmos de controle de força são avaliados baseando no objetivo de conseguir um mínimo de rugosidade na superfície do chanfro, sem interferir no formado final da peça.

3.3. TIPOS DE CONTROLE ATIVOS

Apesar das diversas variações de controles ativos propostos, Budiman e Tomizuka (1999) e Khatib (1987) subdividem as aplicações em três grandes classes: Controle Híbrido Força e Posição, Controle de Impedância, Controle Direto de Força, entre outros tipos de controles.

3.3.1. Controle Híbrido de Força e Posição

O Controle Híbrido de Força e Posição foi proposta por Raibert e Craig (1981). Nesta estratégia, seus controladores de força e posição são implementados de maneira não conflitante. Sendo assim, dois laços paralelos são utilizados para controlar separadamente as variáveis de força e posição, embora estes controles apresentem ações simultâneas e complementares. Tal fato é atingido através da sobreposição das ações de controle. Os laços de controle de posição e de força possuem diferentes leis de controle para controlar a operação: para posição usa-se o PID e para força, PI. O diagrama conceitual do controle híbrido é apresentado na figura 4.

Asada (1986) expôs que seria impossível comandar um único grau de liberdade através do controle de força e posição simultaneamente. Hogan (1985) acrescentou que um determinado grau de liberdade pode aplicar força sobre o meio ou pode aplicar deslocamento ou velocidade sobre o meio, porém seria impossível a aplicação de ambos. Partindo-se deste princípio, a estratégia proposta por Raibert e Craig (1981) utilizou um vetor de seleção S, que especifica qual grau de liberdade estará sob controle de força e qual estará sob controle de posição. Deste modo, enquanto cada grau de liberdade do manipulador é controlado por apenas um laço (laço de força ou laço de posição), ambos os laços agem de forma cooperativa para controlar cada junta do sistema.

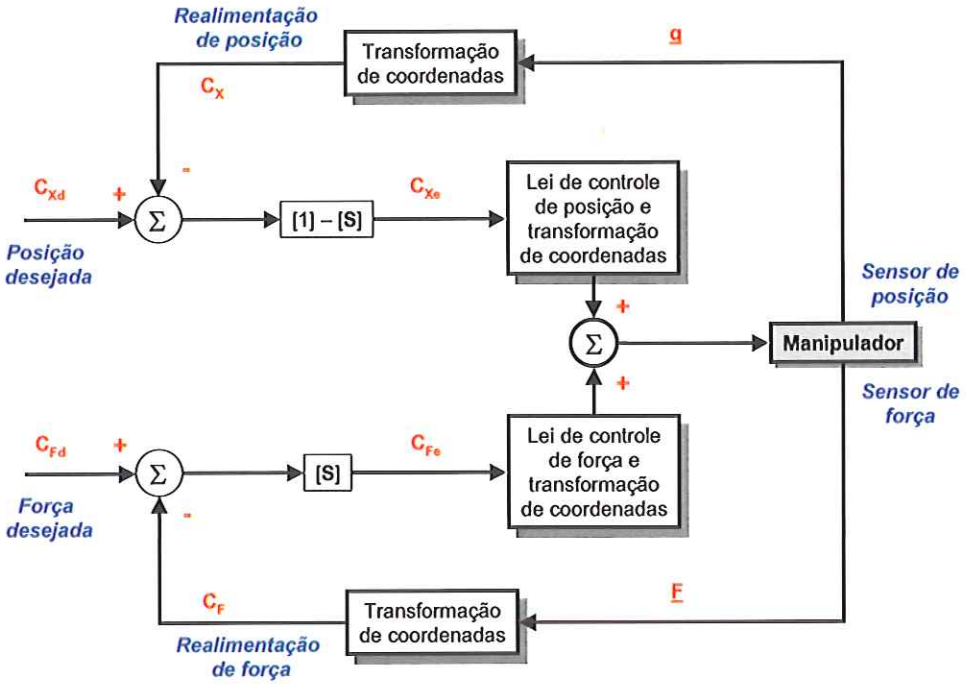


Figura 4 - Diagrama conceitual do Controle Híbrido de Força e Posição apresentado por Raibert e Craig (1981).

O Controle Híbrido requer uma descrição explicita da área de trabalho ou da peça, pois necessita, como entrada do controle, a posição desejada – contorno da peça – e a força aplicada na peça.

Pode-se destacar os seguintes trabalhos que utilizam o Controle Híbrido de Força e Posição para comandar o contato durante a operação de rebarbação robótica: Kiguchi e Fukuda (1997; 2000) e Hsu e Fu (2000).

3.3.2. CONTROLE DE IMPEDÂNCIA

O controle de impedância foi proposto inicialmente por Hogan (1985 e 1988). Segundo Hogan, a conseqüência mais importante da interação dinâmica entre dois sistemas é que um deve fisicamente complementar o outro. Assim, enquanto um sistema aceita uma força como entrada e reage com um deslocamento (característica de admitância), o outro sistema inversamente recebe um deslocamento e responde com uma força como saída (característica de impedância). Portanto, considerando uma junta hipotética, um dos lados dessa junta deve apresentar característica de impedância, já o outro, característica de admitância, ou vice-versa. Em uma melhor investigação, na maioria das tarefas de manipulação, o meio externo contém inércia e/ou impõe condições de contorno ao movimento do robô. Desta maneira, os sistemas normalmente assumem força como entrada e determinam o seu próprio movimento como resposta à excitação provinda da ferramenta. Estes sistemas são caracterizados como admitâncias. Conseqüentemente, o meio externo assume normalmente o comportamento de admitância para o controle do manipulador. Desta forma, para garantir a compatibilidade física com a admitância do meio, o manipulador deve assumir o comportamento de impedância.

Partindo-se deste princípio, Hogan afirmou que uma estratégia genérica para comandar o manipulador é o controle do seu movimento, adicionando distúrbios a este movimento que têm a forma de impedância. A interação dinâmica entre o manipulador e o meio deve então ser modulada, regulada e controlada através dessa impedância, cuja estratégia originou o nome: controle por impedância.

A distinção desse controle de impedância dos demais métodos de controle é que o controlador baseia-se em implementar uma relação dinâmica entre as variáveis de manipulação –

posição da ferramenta e força exercida pela ferramenta – ao contrário de outros métodos que recomendam controlar separadamente estas duas grandezas. Através de controle da posição da ferramenta, um manipulador deve ser movimentado dentro de algumas condições de contorno e manter simultaneamente as forças adequadas ao contato. Esta estratégia simples de controlar uma relação ao contrário de uma posição ou velocidade teve grande impacto sobre os problemas de controle dos manipuladores.

Segundo Stepien (1987), o controle de impedância é uma aproximação genérica para o controle de força e posição que força o manipulador comportar-se como um sistema massa-mola-amortecedor cujos parâmetros (inércia-rigidez-amortecimento) podem ser especificados arbitrariamente. Deste modo, a posição é controlada por altas impedâncias ou seja molas com alta rigidez; e força, por baixas impedâncias ou molas flexíveis.

Conforme Henriksson (2000), a forma mais simples de impedância é a relação estática entre força (saída) e deslocamento (entrada):

$$F = K(x_r - x) \tag{3.1}$$

sendo F é a força atuante na *"end-effector"*, x é a posição do *"end-effector"*, x_r é a posição de referência e K é a constante que corresponde à rigidez do sistema.

Henriksson ainda definiu outro importante termo da impedância do manipulador, que é a relação entre força (saída) e velocidade (entrada):

$$F = D \cdot \frac{d}{dt}(x_r - x) \tag{3.2}$$

sendo D uma constante que corresponde ao amortecimento.

O terceiro termo utilizado na relação de impedância está relacionado com as acelerações e inércias do sistema. Contudo, em algumas circunstâncias, este termo pode ser desconsiderado, bem como os termos de atrito e ações gravitacionais sobre o sistema (Hogan, 1985). Considerando tal fato, as equações anteriores podem ser combinadas em uma única relação de impedância:

$$F = K \cdot (x_r - x) + D \cdot \frac{d}{dt}(x_r - x) \tag{3.3}$$

Por fim, pode-se definir uma variável de controle y_i através da seguinte equação:

$$y_i = K \cdot (x_r - x) + D \cdot \frac{d}{dt}(x_r - x) - F \tag{3.4}$$

Uma estratégia de controle que mantém yi = 0 resultará em um comportamento desejado de impedância, ou seja, um compromisso entre os erros de trajetória e os erros de força. Caso este movimento não encontre restrições por parte do meio (F = 0), então o robô irá se mover sob controle de posição.

Dentre os trabalhos que utilizam o controle de impedância para comandar o contato ferramenta-peça durante a operação de rebarbação robótica, destacam-se: Her e Kazerooni (1991), Asokan e Singaperumal (1997), Salisbury (1987) e Siciliano e Villani (1999).

3.3.3. CONTROLE DIRETO DE FORÇA

Tomastik et al. (1997) afirma, contudo, que existem algumas desvantagens na aplicação do Controle Híbrido e do Controle de Impedância. Ambos incorporam ações do controle de posição, buscando manter uma trajetória desejada. Contudo, esta trajetória ideal é influenciada por diversos fatores (desalinhamento da peça, erros dimensionais da peça, erros de posicionamento do robô, etc) prejudicando a ação de controle. Já a estratégia de Controle Direto de Força tem como objetivo obter uma força específica de contato entre o robô e a peça, conforme Henriksson (2000). Esta estratégia pode ser implementada através de uma diversidade de técnicas, sendo mais comum o método de controle externo de força e interno de posição (figura 5).

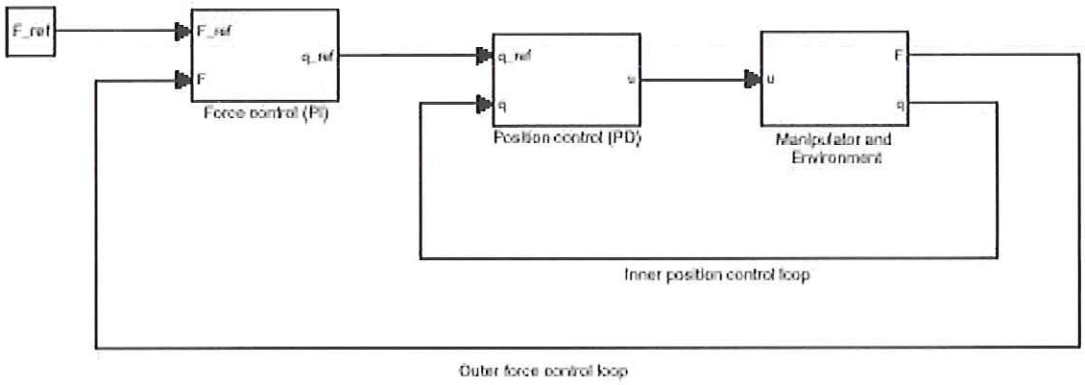


Figura 5 - Esquema do controle direto de força proposto por Henriksson (2000).

Segundo Henriksson, o controle externo de força compara a força medida F com a força de referência F_ref e determina como saída uma posição desejada q_ref para o controle de posição da ferramenta. O controle interno de posição, atuando como escravo dos comandos do

controle externo de força, é responsável apenas por manter a posição da ferramenta o mais próximo possível da posição de referência.

Tomastik et al. (1997) acrescenta que a vantagem do controle direto de força é que este se acomoda aos erros de desalinhamento, fixação ou dimensão da peça, uma vez que busca manter um nível de força correspondente a uma determinada taxa de remoção de material. Contudo, esta vantagem se transforma também em um dos grandes limitadores deste método, uma vez que este não compensa possíveis variações no tamanho da rebarba. Como exemplo, nos caso de rebarbas grandes, o nível de força desejado pode não ser suficiente para a remoção das rebarbas. De forma contrária, no caso de rebarbas pequenas, a manutenção do nível de força desejado poderá resultar em remoção excessiva de material da borda da peça.

Maiores detalhes sobre a estratégia de controle direto de força podem ser encontrados em Chiaverini e Siciliano (1999), Siciliano e Villani (1999) e Budiman e Tomizuka (1999).

3.3.4. CONTROLE CINESTÁTICO

O problema do controle de movimento para um robô manipulador pode ser formulado com a análise dos torques das juntas nas quais garante que o *"end-effector"* atinge posição e orientação desejadas. O caminho usual para resolver este problema quando o *"end-effector"* não estabelece um contato com o meio consiste de duas fases: primeiramente inverte-se a cinemática do manipulador para calcular suas variáveis correspondentes das juntas em uma dada posição e orientação do *"end-effector"*. Depois, o controle é designado para garantir que as juntas alcançam os valores calculados. Este é chamado de Controle Cinestático.

Griffis (1991) propôs uma nova teoria sobre controle simultâneo de força e posição de manipuladores em tarefas com esforços, através de uma abordagem baseada em estudos generalizados de rigidez espacial. Essa abordagem descreve um contato de dois corpos rígidos como função da rigidez espacial, mapeada em um pequeno heligiro interagindo com um correspondente heliforça entre os corpos.

Definimos heligiro (*"screw"*) como um pequeno deslocamento em hélice entre dois corpos rígidos ou, de maneira alternativa, como um movimento helicoidal infinitesimal. Definimos heliforça (*"wrench"*) como uma força generalizada com componente linear e torcional ou como uma força helicoidal.

O mapeamento descrito acima é fundamentado em uma sólida teoria geométrica e é modelado por um heligiro genérico que pode ser decomposto em um heligiro de liberdade (movimentos livres) e um heligiro de flexibilidade (movimentos flexíveis), estabelecidos por um produto escalar positivo-definido. Deste modo, quando controlamos um heligiro genérico do TCP de um manipulador (incluindo sua flexibilidade, junta de translação adicional e o sensor de força e torque), controla-se simultaneamente o heliforça de esforços e o heligiro de liberdade de uma tarefa envolvendo esforços, e estes foram aperfeiçoados com uso do produto interno escalar determinados pelos heligiro.

Griffis afirmou que esse mapeamento de rigidez produz um novo caminho e atrativo para ser utilizado no controle de sistemas de força e torque através de deslocamentos espaciais particulares. A rigidez do robô é a única propriedade que é independente da tarefa desempenhada pela ferramenta ou pela garra do robô. Essas teoria, chamada de "Controle Cinestático" (*"Kinestatic Control"*) será demonstrada no capítulo 4.

3.3.5. Estratégias de Controle para Objetos Desconhecidos

Kigushi e Fukuda (2000) argumentam que o Controle Híbrido e o Controle de Impedância são implementados assumindo-se que o formato do objeto é previamente conhecido. Chen e Tung (2000) acrescentam que no Controle de Impedância, a trajetória da ferramenta é estabelecida de forma a manter uma profundidade em relação à borda conhecida da peça. Para se atingir um comportamento estável, deve-se escolher um pequeno valor para a profundidade, que depende a rigidez do manipulador. Contudo, para objetos desconhecidos, planejar a trajetória visando manter um valor adequado da profundidade, e conseqüentemente um comportamento estável, é uma tarefa praticamente impossível.

Partindo-se deste princípio, Chen e Tung propõem um método inovador de projeção geométrica que permite o planejamento da trajetória a partir de uma distância arbitrária em relação à borda da peça. Tal método projeta a trajetória da ferramenta que intercede a peça em uma nova trajetória distanciada da profundidade da borda.

Contudo, Kigushi e Fukuda (2000) acrescentam mais uma limitação do Controle Híbrido e do Controle de Impedância, que assumem como conhecidos os valores de força e velocidades de avanço desejados. Entretanto, tais condições não são triviais considerando a aplicação do sistema em operações de rebarbação. Nestas operações, é impossível prover com exatidão o tamanho e a posição da rebarba. Analisando a operação de rebarbação manual, nota-se os operadores escolhem a força a ser aplicada e a velocidade de avanço da ferramenta em função do tamanho da rebarba e das propriedades do material, sempre utilizando uma base de conhecimento adquirido.

Em face desta situação, Liu e Asada (1993) introduziram um método de transferência de habilidades utilizando redes neurais artificiais para armazenar relações entre as tarefas relacionadas ao processo e os parâmetros estratégicos de controle. Contudo, o controlador neural proposto não apresentou reações satisfatórias frente a situações inesperadas, com uma baixa capacidade de generalização.

Kigushi e Fukuda (1997 e 2000) propuseram um controlador híbrido força e posição baseado em uma associação de redes neurais e lógica *fuzzy*, denominado Controle Híbrido *Fuzzy* Neural. O projeto de um controlador *fuzzy* se baseia na transferência de habilidades humanas de controle sob a forma de regras lingüísticas. Segundo os autores, o sistema proposto não necessita de experimentação ou treinamento prévio. O sistema é composto por um planejador inteligente, capaz de adquirir conhecimento a ponto de definir as forças e velocidades desejadas, seguido pelo controlador híbrido *fuzzy* neural para comandar a tarefa de rebarbação de objetos desconhecidos.

Hsu e Fu (2000) propuseram um sistema semelhante, composto por um laço externo gerador de comandos, que automaticamente determina o perfil do movimento a ser executado pela ferramenta, bem como as forças desejadas para chanframento da borda. Em seguida, um controlador de força e posição *fuzzy* adaptativo é responsável por manter as forças desejadas dentro de uma certa flexibilidade, bem como seguir a trajetória planejada em tempo real.

3.3.6. Sistemas de Controle Baseados em Outras Soluções de Sensoriamento

Todos os controladores vistos estão baseados apenas nas informações de força. Nesta análise, desconsideram-se evidentemente as informações de posição da ferramenta, visto que esta não fornece dados confiáveis sobre o contato. Entretanto, Bone e Elbestawi (1994) alertam que existem limitações do controle de força quando este atua de forma isolada. Quando ocorrem grandes variações no tamanho da rebarba, na dureza do material ou na velocidade de avanço, a força não oferece informações corretas sobre a profundidade do chanfro. Outra desvantagem da aplicação isolada de sensores de força é que estes exigem uma remoção suficiente de material para geração de uma força de contato mensurável. Gillespie (1987) acrescenta ainda que a flexibilidade inerente ao robô (notadamente nas juntas) afeta a medida do sensor, principalmente porque é difícil determinar o valor da flexibilidade, já que esta depende da posição de cada uma das juntas. Assim, segundo Wiens et al. (1997), quando o sensor de força está montado no punho do robô, torna-se muito difícil definir com exatidão as direções das forças que agem sob uma borda de geometria complexa. Por fim, Khatib (1987) acrescenta que quando em movimento, o *end-effector* está sujeito à ação de forças inerciais, centrífugas e de Coriolis. Conforme Khatib, a magnitude destas forças dinâmicas não podem ser ignoradas pelo controlador quando grandes acelerações e movimentos rápidos são permitidos.

Portanto, outras abordagens para realimentação do sistema foram propostas em adição ao controle de força. Isto inclui ferramentas especializadas para auxiliar no contorno da peça ou a aplicação de outros sensores para aprimorar o monitoramento da rebarbação. Sendo assim, foram propostos sistemas de rebarbação robótica baseados em: emissão acústica, potência, acelerômetro, torque, informações visual, etc. Cada sensor apresenta suas particularidades,

vantagens e desvantagens. Uma análise completa de todos estes sensores, suas características e aplicações podem ser encontradas em Byrne et al. (1995), Jemielniak (1999) e Dornfeld (1998).

Uma destas informações adicionais pode ser o sinal de emissão acústica (EA) gerada no processo. Dornfeld e Erickson (1989) e Valente (2003) propuseram um sistema de rebarbação utilizando sensores de emissão acústica, capaz de operar apenas em pequenas profundidades. Segundo Oliveira e Felipe. (1998), a grande vantagem deste método é que ele não interfere no processo, uma vez que o sinal pode ser captado por um sensor acoplado em um ponto externo da estrutura da máquina. Sua grande desvantagem é a baixa repetibilidade do valor RMS (*Root Mean Square*) do sinal, que apresenta um comportamento randômico e extremamente influenciado por pequenas alterações na montagem do sensor, na fixação da peça, na topologia da ferramenta, entre outras. Contudo, o sinal acústico é excelente para avaliar a existência de contato entre superfícies móveis, com uma velocidade de resposta bastante alta.

Dornfeld e Lisiewicz (1992) ainda acrescentam que os sinais de EA saturam para profundidades de rebarbação maiores que 0,7 mm. Porém, o sensor de força perde sensibilidade para profundidades menores que 0,5 mm. Desta forma, o sensor de EA apresenta excelente sensibilidade para profundidades abaixo do limite de força, e o sensor de força apresenta excelente sensibilidade acima do limite de saturação do sensor acústico. A adição da informação acústica ao controlador de força permite desempenhos satisfatórios em regiões onde o sensor de força não era adequado. Este é o grande segredo da fusão de sensores: aproximar sensores com diferentes faixas de atuação para melhorar o desempenho do sistema. Surge, assim, um novo ramo de pesquisa que busca a adequada fusão de dois ou mais sensores.

Outras informações adicionais ao monitoramento do processo são ainda pesquisadas, como é o caso da informação visual (figura 6). Os sensores de visão podem ser utilizados para

localizar e medir as rebarbas, juntamente para avaliar a profundidade do chanfro durante a rebarbação. Seliger e Hsieh (1991) implementaram um sistema de rastreamento a laser para medir o perfil da rebarba e planejar off-line a trajetória do robô. Bone e Elbestawi (1994 e 1996) acrescentam que a fusão das informações visuais e de força permite um maior controle, sensibilidade e segurança da operação. O sensor de força pode monitorar on-line o contato ferramenta-peça, enquanto o sensor de visão torna-se responsável pela avaliação do desempenho da operação.

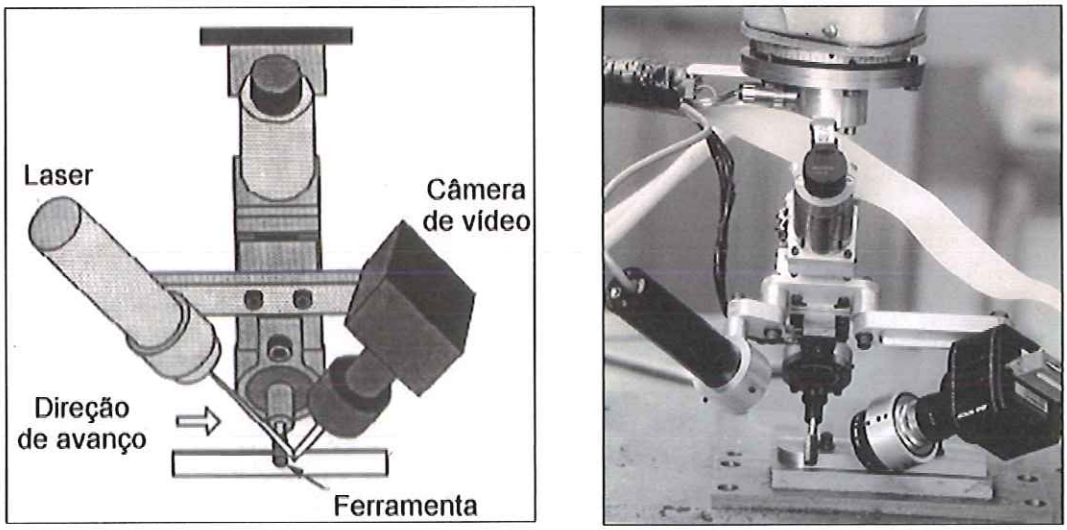


Figura 6 - Sistema de rebarbação robótica realimentado com informações visuais, proposto por Bone e Elbestawi (1994)

4. CONTROLE CINESTÁTICO

Griffis (1991) apresentou uma nova teoria de controle baseada no mapeamento da rigidez espacial do manipulador, essencial para estabelecer controle simultâneo de força e posição em tarefas que envolvem esforços. A rigidez espacial representa quantitativamente o relacionamento que uma articulação flexível impõe entre um heligiro (pequeno deslocamento em hélice entre dois corpos rígidos) e uma heliforça de interação entre os corpos. Para isso, elementos flexíveis são introduzidos na extremidade do manipulador para representar o contato com a área de trabalho.

A forma de controle estudada neste trabalho explora o conceito de rigidez espacial entre o último corpo do manipulador e área de trabalho para uma tarefa de controle de força capaz de ser conduzida de forma simultânea ao deslocamento do manipulador segundo uma trajetória pré-definida.

A rigidez espacial entre dois corpos rígidos conectados por uma articulação flexível é modelada através do uso de um corpo flexível de dimensão seis, como a rigidez de um mecanismo paralelo passivo. O modelo mais simples para essa mola espacial é um mecanismo paralelo que consiste de seis molas lineares e conectadas a duas plataformas (figura 7). Este modelo é mais completo que modelos anteriores e largamente aceitos que demonstram dependência da existência de um centro de flexibilidade usado por Salisbury (1980), Manson (1981 e 1982), Raibert e Craig (1981) e Whitney (1982).

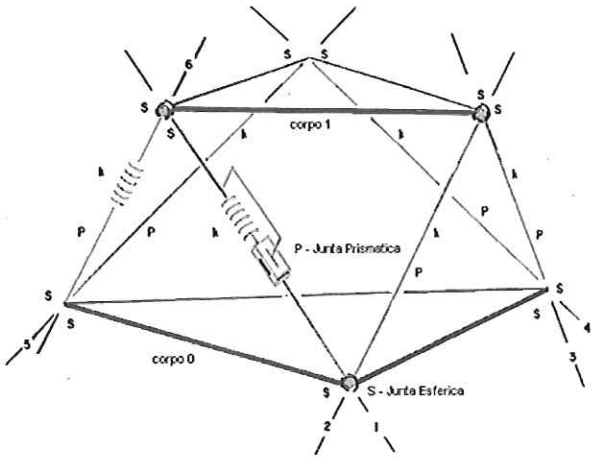


Figura 7 – Arranjo espacial (Plataforma Stewart-Gough) para seis molas lineares. Cada mola é conectada à dois corpos rígidos dispostos em paralelo (quando descarregados). Series de articulações S (esférica)-P(prismática)-S (esférica) são utilizadas para garantir que as molas recebam somente esforços unidirecionais. O parâmetro k representa a rigidez individual de cada mola de translação

O modelo proposto consiste de seis cadeias com articulações em serie do tipo esférica-prismática-esférica dispostas de forma não paralela, conforme indicado na Figura 7. Um mecanismo mais genérico deste tipo consistiria de seis pontos de conexão distintos em ambas as plataformas. Este nível de complexidade não é requerido para quantificar uma rigidez espacial simétrica entre dois corpos rígidos. Pode-se utilizar uma "Plataforma Stewart" de geometria octogonal (a figura geométrica formada tem oito faces). Os dois corpos (placas) podem então ser conectadas pelas seis "pernas" aos pares, compartilhando três pontos de contato em cada plataforma. Na prática as seis molas podem ser concebidas de forma que a rigidez espacial resultante corresponde à rigidez espacial da articulação real entre os corpos rígidos para uma ampla faixa de deslocamento relativo entre os mesmos.

O uso deste modelo para elaborar estratégias de controle complementa de forma mais abrangente outras abordagens como "Controle de Rigidez", "Controle Híbrido" ou "Controle de Impedância", as quais essencialmente podem atribuir estimativas errôneas de rigidez do sistema robótico e necessitam da existência de um centro de flexibilidade (*"center-of-compliance"*).

4.1. MAPEAMENTO GENERALIZADO DA RIGIDEZ (PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS DA RIGIDEZ ESPACIAL)

Considera-se inicialmente um corpo rígido 1 conectado ao corpo rígido 0 por uma articulação flexível inicialmente sem carga. Por meio desta rigidez espacial, a articulação restringe (não impede) qualquer movimento relativo entre os corpos. Assim, o mapeamento resultante da rigidez é uma correspondência única associando um heligiro com uma heliforça correspondente, resultante da interação entre eles. Como foi definido anteriormente.

A figura 8 ilustra esta relação de dependência de uma articulação flexível sugerindo que para uma dada heliforça resultante aplicado ao corpo 1 de intensidade δf na hélice $\$_1$, ou seja, na direção helicoidal $\$_1$, o heligiro correspondente do corpo 1 relativo no corpo 0 proporciona uma variação angular $\delta\theta$ e linear $h_2 * \delta\theta$ no helicoide $\$_2$.

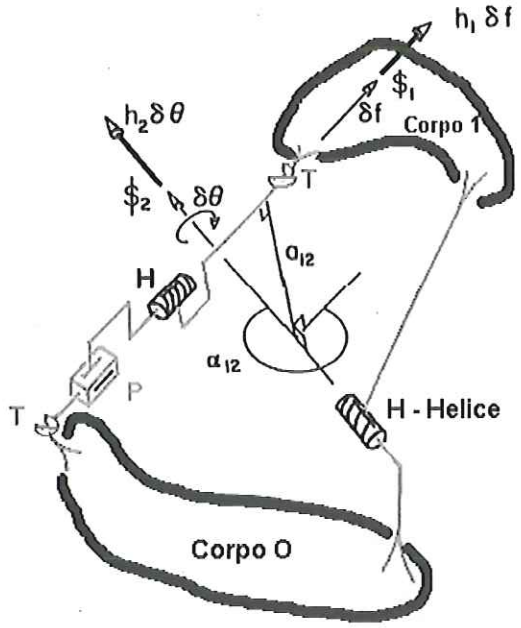


Figura 8 – Ilustração da relação de dependência de uma articulação flexível através do conceito de rigidez espacial representada por helicoides

Griffis (1991) examinou um sistema de molas espaciais ligando dois corpos rígidos e uma articulação flexível inicialmente descarregada. Com este sistema, concluiu que qualquer trabalho imposto ao sistema é positivo e, com a figura 8, pode-se representá-lo pela fórmula:

$$\delta f\, \delta\theta\left((h_1 + h_2)\cos\alpha_{12} - a_{12}\, sen\alpha_{12}\right) > 0 \qquad (4.1)$$

onde h_1 e h_2 são os passos dos helicoides $\$_1$ e $\$_2$, e a_{12} e α_{12} são respectivamente a distância perpendicular e o ângulo de giro entre as linhas das duas hélices. Essa equação é a somatória de três produtos: do trabalho realizado pela força na translação $(\delta f\, h_2\, \delta\theta \cos\alpha_{12})$, o trabalho

realizado pela força na rotação $\left(-a_{12}\,\delta f\,\delta\theta\,sen\alpha_{12}\right)$ e o trabalho realizado pelo binário na rotação $\left(h_1\,\delta f\,\delta\theta\cos\alpha_{12}\right)$.

A transformação dos helicóides apresentada na figura 8 é representada analiticamente por duas abordagens geométricas diferentes. Cada uma das representações analíticas necessita do uso de uma matriz de rigidez de dimensão 6x6 para mapear a rigidez. Estas duas matrizes de rigidez - [K] e [k] - diferem geometricamente: [K] é empregado para determinar um produto escalar baseado na energia potencial para hélice, enquanto [k] define os "autoheligiro" e "autorigides" (numa analogia a autovalores) para a transformação, ou seja, propriedades invariável de mapeamento.

Uma heliforça em uma hélice será representado como uma coordenada genérica do tipo "ray" que especifica um vetor em R^6, $\hat{w}=\left[\vec{f};\vec{m}_o\right]$, onde $\vec{f}$ é um vetor de força na direção da heliforça e $\vec{m}_o$ é um vetor momento referenciado na origem. Esta ordenação de helicoides é baseada na definição de Plücker de uma coordenada "ray" (MASON, 2001). Entretanto, um heligiro sobre uma hélice pode ser representado de duas formas diferentes, um baseado no "ray", $\hat{d}=\left[\vec{\phi};\vec{x}_o\right]$ e o outro baseado em "eixos" genéricos para o qual é definido um vetor em R^6, $\hat{D}=\left[\vec{X}_o;\vec{\theta}\right]$. Plücker definiu que os eixos fossem duais aos "ray", assim, o eixo é uma linha formada duplamente no encontro de dois planos. Para um, heligiro tanto $\vec{\phi}$ como $\vec{\theta}$ representam a direção de uma rotação finita e pequena, e $\vec{x}_o$ e $\vec{X}_o$ representam pequenos deslocamentos da origem. Assim, a representação de eixo e de "ray" para mesmo heligiro são relacionados por:

$$\begin{bmatrix}\vec{\phi}\\ \vec{x}_o\end{bmatrix}=\begin{bmatrix}0_3 & 1_3\\ 1_3 & 0_3\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\vec{X}_o\\ \vec{\theta}\end{bmatrix} \tag{4.2}$$

o qual pode ainda ser reescrito como:

$$\hat{d} = [\Delta]\hat{D} \tag{4.3}$$

com $[\Delta]$ representando uma matriz simétrica 6x6. Como a sua inversa $[\Delta]^{-1} = [\Delta]$, pode se dizer que:

$$\hat{D} = [\Delta]\hat{d} \tag{4.4}$$

A transformação descrida pelas equações (4.3) e (4.4) permitem mapear um eixo de coordenadas para um "ray" (ou um "ray" para um eixo).

4.2. PRIMEIRA REPRESENTAÇÃO ANALÍTICA: UM PRODUTO ESCALAR POSITIVO-DEFINIDO PARA HELIGIROS

A primeira representação analítica de um mapeamento de rigidez [K] é uma correlação generalizada dos movimentos helicoidais que assumem a forma:

$$\hat{w} = [K]\hat{D} \tag{4.5}$$

onde a coordenada axial $\hat{D}$ representa o heligiro utilizando coordenadas "ray", $\hat{w}$ representa a heliforça, e [K] é matriz simétrica (não singular) 6x6. Na figura 8, a hélice $\$_2$ com coordenadas axiais $\hat{D} = [\vec{X}_o ; \vec{\theta}]$ é transformada na hélice $\$_1$ com coordenadas "ray" $\hat{w} = [\vec{f} ; \vec{m}_o]$.

A energia potencial armazenada (ou trabalho introduzido) no sistema de mola espacial pode ser expressa em termos de coordenadas axiais de heligiros e de coordenadas "ray" da heliforça, e a mesma expressão positiva-definida dada em (4.1), pode ser reescrita na forma:

$$\vec{X}_o \cdot \vec{f} + \theta \cdot \vec{m}_o = \hat{D}^T \hat{w} > 0 \tag{4.6}$$

Substituindo $\underline{w}$ em 4.5, implica que uma dada matriz [K] não-singular não é somente simétrica mas também positiva definida, ou seja:

$$\hat{D}^T \hat{w} = D^T [K] \hat{D} > 0 \tag{4.7}$$

A equação 4.7 introduz uma forma quadrática que pode ser usada para determinar um produto escalar positivo-definido baseado na energia potencial, para as coordenadas axiais de heligiros. A forma bi-linear simétrica para coordenadas axiais $\hat{D}_1$ e $\hat{D}_2$ do par de *twists* é portanto:

$$\left\langle \hat{D}_1, \hat{D}_2 \right\rangle = \hat{D}_1^T [K] \hat{D}_2 \tag{4.8}$$

cuja unidade é trabalho.

Como o produto escalar dado pela equação 4.8 é positivo e definido, ou seja, $\left\langle \hat{D}_1, \hat{D}_1 \right\rangle \geq 0$, *e* $\left\langle \hat{D}_1, \hat{D}_1 \right\rangle = 0$ se e somente se $\hat{D}_1 = 0$, não se pode estabelecer um sistema métrico Euclidiano constante para as hélices (*screws*). Na verdade o produto induz uma métrica elíptica por possuir uma forma quadrática positiva e definida que opera em coordenadas homogêneas,

isto é , somente um $\hat{D}$ imaginário satisfaz $D^T[K]\hat{D} = 0$ (coordenadas D = $[0,0,0,0,0,0]^T$ não são consideradas).

Por causa disso, o mapeamento de rigidez (e seus produtos escalares) não produz um sistema métrico Euclidiano, deve se passar por uma mudança em sua representação sempre que uma mudança de sistema de coordenadas entra em conflito (Griffs, 1991).

4.3. SEGUNDA REPRESENTAÇÃO ANALÍTICA: OS AUTO-HELICOIDES DE RIGIDEZ (NÃO VARIANTES PARA MOVIMENTOS EUCLIDIANOS)

A segunda representação analítica [k] de um mapeamento de rigidez é uma correlação generalizada de hélices que assumem a forma:

$$\hat{w} = [k]\hat{d} \tag{4.8}$$

Esta equação difere da correlação dada na equação 4.5 pois nesta o heligiro é especificado pelas coordenadas "ray" $\hat{d}$, ou seja, descreve um mapeamento de rigidez para dois corpos rígidos que estão conectados por uma união flexível generalizada. No exemplo da figura 8, a hélice $\$_2$ que é agora especificada pela coordenadas "ray" $\hat{d} = [\vec{\phi}\,;\vec{x}_o]$ é transformada na hélice $\$_1$ com as coordenadas "ray" $\hat{w} = [\vec{f}\,;\vec{m}_o]$.

A característica de [k] pode ser determinada substituindo (4.4) em (4.5), resultando:

$$\hat{w} = [K][\Delta]\hat{d} \tag{4.9}$$

e comparando com (4.8), obtém:

$$[k] = [K][\Delta] \tag{4.10}$$

esta combina eficazmente duas relações sucessivas de hélices, a primeira, "ray" para eixos, e a segunda, eixo para "ray". Portanto, a transformação global é uma equação colinear do mapeamento de rigidez, ou seja, "ray" para "ray".

Considerando que um heligiro de um ângulo $\delta\theta$ em uma hélice $\$_i$ é escolhido para ser transformado de acordo com o mapeamento de rigidez, tal que o heligiro de intensidade δf obtido age sobre a mesma hélice $\$_i$, figura 9. Assim, esta hélice é definida de acordo com os "auto-helicoides de rigidez" (**$\$_i$, i=1...6**) e a razão da intensidade da heliforça e do heligiro é definido como a correspondente "autorigidez" (**k_i, i=1...6**). Todas as seis ocorrências desses "auto-helicoides" e suas correspondente autorigidez podem ser determinado a partir dos "autovetores" e dos autovalores de [k] e estes são sempre valores reais, e assim, "auto-helicoides" e "autorigidez" do mapeamento de rigidez também são reais. Os "autorigidez" são invariantes com a mudança de sistema de coordenadas.

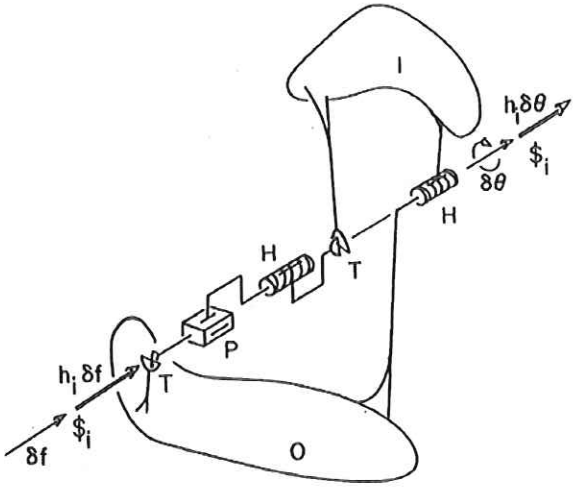


Figura 9 - Ilustração da relação dos auto-helicoides de rigidez $\$_i$

4.4. MODELO GERAL DE RIGIDEZ ESPACIAL

Para o modelo geral da rigidez ilustrado na figura 7, do tipo Plataforma Stewart, assume-se que:

- A união flexível recebe ou não aplicação de carga (forçada ou sem força);
- A Plataforma é referenciada em um sistema de coordenadas arbitrário, utilizando coordenadas "ray", $\hat{m}_i$, i= 1 a 6, nas seis linhas ilustrada neste modelo e forma a coluna da matriz [j] 6x6. Estas linhas são de fato molas lineares que restringem o movimento das seis juntas prismáticas dessa Plataforma e estas linhas também são linhas de ação de seis forças escalares, f_i, i=1 a 6.

Uma análise estática da plataforma, aplicando uma força no topo dessa plataforma, resulta numa força aplicada nas molas ($\sum_{i=1}^{6} f_i.\hat{m}_i$ em coordenadas "ray") que é igual a aplicação

de heliforças ($\hat{w}_0$ em coordenadas "ray") por outro corpo no topo desta plataforma. Isto pode ser expresso por:

$$\hat{w}_0 = [j]\underline{f} \tag{4.11}$$

onde $\underline{f}$ é um vetor R^6 de forças escalares ($\underline{f}_i$, i= 1 a 6) aplicadas na molas pela plataforma. Esta força, em uma linha de ação, é relacionada como a diferença entre as variações do tamanho da mola com carga e sem carga (extensão ou compreensão), conforme a equação $f_i = k_i(l_i - l_{0i})$, onde k_i é uma constante positiva da mola da enésima linha de ação.

Na análise estática do modelo, aplicam-se pequenas forças que geram pequenas deflexões nas linhas de ação (mudança no comprimento das pernas) a fim de obter uma representação da rigidez espacial, [K]. Assim, pequenas variações do estado anterior, dado pela equação 4.11, podem ser ajustadas por pequenas mudanças em $\hat{w}_0$ e $\underline{f}$ para ser respectivamente $\hat{w}$ e $\delta\underline{f}$.Considerando que as constantes das molas das seis linhas de ação formam uma matriz diagonal [k_i] e que $\delta f_i = k_i\,\delta l_i$, em que δl_i é uma pequena variação no comprimento da mola. Repetindo com todas as molas ou linhas de ação e substituindo em 4.11, permite escrever:

$$\hat{w} = [j][k_i]\delta\underline{l} \tag{4.12}$$

em que $\delta\underline{l}$ é um vetor em R^6 das deflexões escalares das molas (pernas). Os parâmetros da matriz diagonal são determinadas experimentalmente de tal forma que o modelo da plataforma Stewart representa com precisão a rigidez espacial da união real entre dois corpos.

O trabalho realizado por uma das molas é $f_i.\delta l_i$, e esta é igual a $(f_i\,\hat{m}_i)^T\,\hat{D}$, em que $\hat{D}$ é o heligiro do topo da plataforma relativo a sua base. Igualando essas duas expressões de trabalho, dividindo ambos os lados por f_i e repetindo para todas as molas, pernas, produz a expressão matricial:

$$\delta \underline{l} = [j]^T\,\hat{D} \tag{4.13}$$

Que por sua vez é a solução da cinemática inversa.

Substituindo esta expressão, 4.13, na equação 4.12, produz uma representação da formula de correlação do mapeamento de rigidez para o modelo resultante:

$$\hat{w} = [j][k_i\,[]j]^T\,\hat{D} \tag{4.14}$$

comparando com a equação 4.4, temos:

$$[K] = [j][k_i][j]^T \tag{4.15}$$

A matriz [K] contém 21 parâmetros independentes (devido a simetria), considerando que $[k_i]$ e [j] contem respectivamente 6 e 18 parâmetros independentes. Cada coluna de [j] consiste de 6 coordenadas "ray" de uma linha (4 parâmetros independentes) que ligam um ponto da base a um ponto do topo da plataforma. Conseqüentemente, as 6 colunas de [j] contêm separadamente um total de 24 parâmetros independentes. Entretanto, as seis linhas encontram-se aos pares em

seis pontos, os quais impõe seis condições e reduz [j] para conter um total de 18 parâmetros independentes, e estes em conjunto com os seis parâmetros de $[k_i]$ resultam num total de 24 parâmetros para $[k_i]$ e [j]. Portanto, dado um [K] genérico com 21 parâmetros independentes, é necessário especificar 3 condições adicionais (ou seja, resolver para $[k_i]$ e [j]). Estas escolhas livres adicionais pode resultar idealmente em um [j] virtual inalterado para uma extensa faixa de movimentos relativos entre os dois corpos rígidos. Em outras palavras, o modelo pode se desenhado, projetado tal que a alteração numa rigidez espacial real, [K], resultando de mudanças finitas em posições relativas e orientações entre dois corpos rígidos, são adaptados tanto quanto possível pelas mudanças exclusivamente em $[k_i]$.

4.5. EXEMPLOS DE APLICAÇÕES ROBÓTICAS

Nas aplicações robóticas, a ferramenta de aplicação é composta por dois corpos rígidos, o primeiro representa o conjunto formado por uma garra manipulando uma peça (conjunto garra-peça) e o outro é o punho do manipulador. Para aplicar o algoritmo desenvolvido por Griffis (1991), deve haver uma união flexível para conectar o punho do manipulador e o conjunto garra-peça. Esta união flexível deve ser totalmente instrumentada e possuir sensores capazes de medir as forças e os torques. Estes dispositivos servem para obter facilmente a rigidez espacial da ferramenta de aplicação.

Considerando uma aplicação em que um manipulador e sua garra (ou a ferramenta de aplicação) estejam livres de qualquer restrição, ou seja, não estão aplicando força, podem ser representados por uma união flexível de duas molas espaciais conectadas em série e engastadas na origem do sistema referencial (base do robô). Nesta representação, uma das molas será

considerada como o próprio manipulador conectando o punho do robô (*end-link*) e engastado na origem (sistema referencial). E a outra mola é a união flexível (dispositivo de aplicação da ferramenta) que conecta o punho do robô com a garra ou uma ferramenta de aplicação. O mapeamento de rigidez dessas duas molas em séries pode ser modelado como duas plataformas Stewart e representadas por K_1 e K_2, respectivamente. Assim, como demonstrado por Griffis, a rigidez espacial efetiva relacionado com ferramenta à origem, K_e, pode ser obtido como soma das inversas de K_1 e K_2. Portanto, com essa equação pode-se resumir que quando o resultado da inversa de K_1 é pequeno em comparação com a inversa de K_2, ou seja, quando o robô manipulador é mais rígido do que a ferramenta de aplicação (ou menos flexível do que a ferramenta), pode-se omitir a flexibilidade do robô manipulador. Assim, essa equação torna-se uma equivalência de $[K_e] \approx [K_2]$, em que o manipulador é muito rígido se comparado com a ferramenta de aplicação.

Em oposição, considera-se outra tarefa em que a ferramenta manipula ou trabalha com uma peça que está totalmente engastada – com restrições em todas as direções – e sem aplicação de força, conforme figura 10. Embora essa tarefa possui restrições em todas direções, esse conjunto apresenta seis graus de liberdade devido à flexibilidade da união flexível entre a ferramenta e o punho do manipulador. Contudo, essa tarefa rígida não possui heligiros da peça relativos à origem do sistema, porém, possui heligiros da ferramenta relativo ao punho do robô – em coordenadas axiais: $\hat{\boldsymbol{D}}_2$ – e também do punho do robô em relação à sua base – em coordenadas axiais: $\hat{\boldsymbol{D}}_1$. Além disso, esses devem estar na mesma hélice $ mas com rotações ($\delta\theta_2$ *e* $\delta\theta_1$) em direções opostas, ou seja, $\hat{\boldsymbol{D}}_1 = -\hat{\boldsymbol{D}}_2$. Assim, baseando em um heligiro do punho relativo a base do robô, a união flexível apresentará uma heliforça de coordenadas ray:

$\hat{w} = [K_2].\hat{D}_2$. Substituindo pela igualdade $\hat{D}_1 = -\hat{D}_2$, permite que o heligiro provido do punho aplique uma pequena heliforça no conjunto engastado garra-peça – ferramenta-peça – relativo à origem do sistema:

$$\hat{w} = -[K_2].\hat{D}_1 \tag{4.16}$$

Além disso, para controlar uma heliforça de coordenada *ray* $\hat{w}_r$ reagindo entre a ferramenta-peça à origem, é necessário primeiramente anular o erro entre a heliforça desejada e a heliforça real medida pelos sensores e de coordenadas *ray* $\hat{w}_s$. Para esse fim, é necessário um pequeno heligiro corretivo originário do punho do robô relativo à sua base. Para obter um adequado heligiro corretivo de coordenada axial $\hat{D}_C = \hat{D}_1$, inverte-se a equação (4.16):

$$\hat{D}_C = -G.[K_2]^{-1}.\hat{w}_e \tag{4.17}$$

onde G é um ganho escalar sem dimensão usado para limitar o ângulo $\delta\theta_c = \delta\theta_1$ do comando do heligiro corretivo, e $\hat{w}_e = \hat{w}_r - \hat{w}_s$. Este heligiro corretivo é fornecido para auxiliar os comandos dos motores do manipulador. Desse modo, o controle do heligiro do punho relativo à base do robô regula a heliforça de reação entre a ferramenta-peça e a origem do sistema.

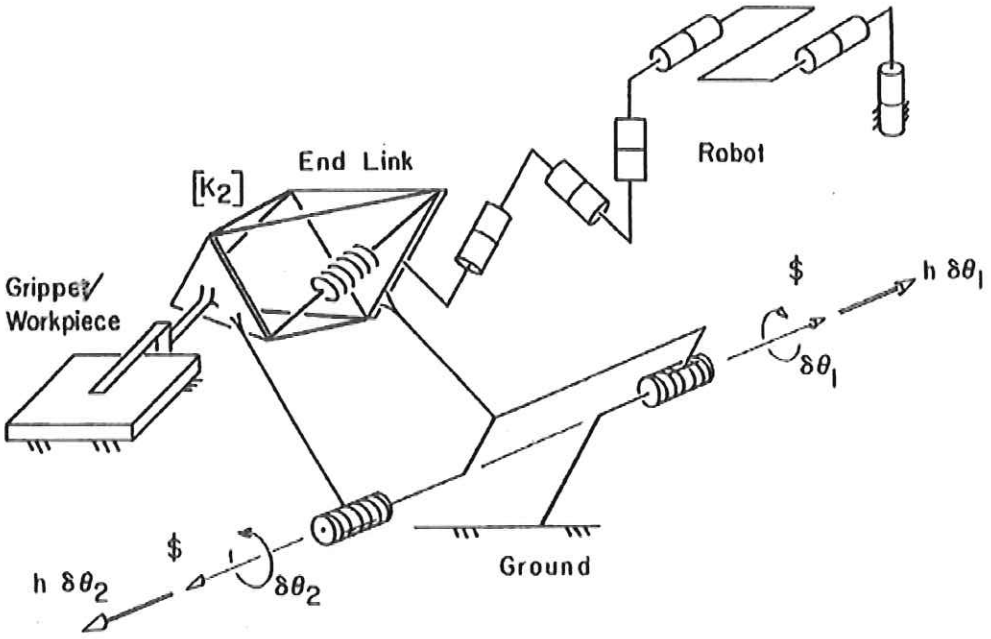


Figura 10 – Ilustração de uma tarefa em que a ferramenta de aplicação (garra) e a peça estão engastados à origem do sistema – restrições em todas as direções.

Apresentando outro exemplo em que o conjunto garra-peça está parcialmente engastado, ou seja, parcialmente restrito em relação à origem do sistema por meio de uma junta rígida. Esta junta permitirá somente os movimentos de rotação e translação no mesmo eixo sem perder contato, conforme a figura 11. Para este caso, uma possível hélice de uma heliforça de reação para este atuar, será um sistema com duas hélices, e esta heliforça de reação deve ser uma força sobre uma linha paralela e coplanar às linhas $\$_1$ e $\$_2$. Este sistema de heliforças é definido como heliforças de restrição que limitam o movimento do conjunto garra-peça em relação à origem, e suas coordenadas *ray*, $\hat{w}_r$, são obtidas por meio da combinação linear:

$$\hat{w}_r = \lambda_1.\hat{w}_1 + \lambda_2.\hat{w}_2 \tag{4.18}$$

onde os $\hat{w}_1$ *e* $\hat{w}_2$ são as coordenadas *ray* de $\$_1$ e $\$_2$.

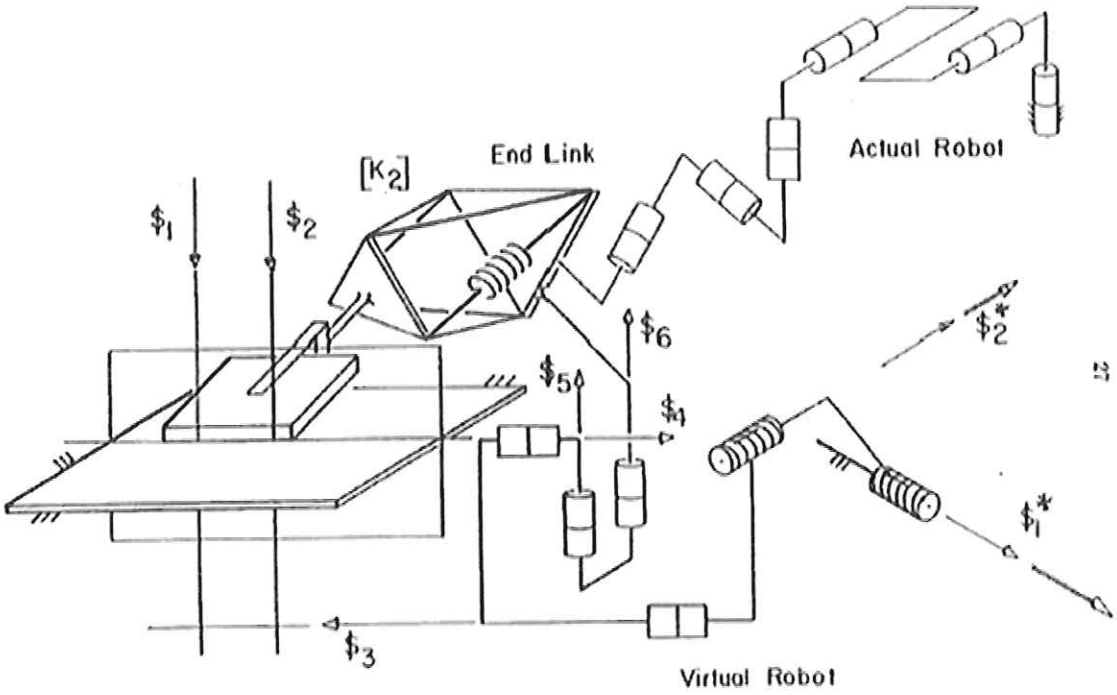


Figura 11 – Exemplo com garra-peça está parcialmente restrito (engastado) em relação à origem do sistema.

Ainda neste caso, a garra-peça possui ainda 4 graus de liberdade e são considerado inicialmente imóveis em relação ao sistema referencial. Para anular a "heliforça de erro" originado pela diferença entre um heliforça desejada e a heliforça aplicada, justapõe-se um "heligiro corretivo" do punho do robô relativo à sua origem e de coordenadas axiais, $\hat{D}_c$, obtidas pela equação (4.17). Esta correção é devida a esse "heligiro corretivo" não move o conjunto garra-peça, visto que a heliforça correspondente que é introduzido para anular o erro na união flexível é baseado como uma "heliforça de restrição" entre a garra-peça e a origem do sistema.

Como a heliforça desejada é aplicada na restrição são escritos como combinações lineares – 4.18 – também, a "heliforça de erro" pode ser escrita como uma combinação linear:

$$\hat{w}_e = \mu_1.\hat{w}_1 + \mu_2.\hat{w}_2 \tag{4.19}$$

onde $\hat{w}_e = \hat{w}_r - \hat{w}_s$ são coordenadas *ray* dessa "heliforça de erro". De (4.19) e (4.17) é deduzido que o "heligiro corretivo" deve também ser um elemento no sistema das duas hélices, e este sistema é definido como "heligiros de flexibilidade". Portanto, o "heligiro corretivo" – $\hat{D}_c$ – em coordenadas axial é obtida de uma combinação linear:

$$\hat{D}_c = \alpha_1 \hat{D}_1^* + \alpha_2 \hat{D}_2^* \tag{4.20}$$

em que $\hat{D}_1^*$ *e* $\hat{D}_2^*$ são coordenadas axiais de $\$_1^*$ e $\$_2^*$ independentes da escolha da origem, os quais são hélices que correspondem sujeito ao mapeamento de rigidez com as linhas de forças $\$_1$ e $\$_2$. As coordenadas axiais dos dois "heligiros de flexibilidade" – $\hat{D}_1^*$ *e* $\hat{D}_2^*$ – são obtidas pela relação:

$$\hat{D}_1^* = [K_2]^{-1}\hat{w}_1 \;\; e \;\; \hat{D}_2^* = [K_2]^{-1}\hat{w}_2 \neq 0 \tag{4.21}$$

De (4.1), deduz que as duas hélices $\$_1^*$ e $\$_2^*$ não são recíprocas às hélices $\$_1$ e $\$_2$, as quais distanciam das "heliforças de restrição", e de (4.7) tem-se:

$$(\hat{D}_1^*)^T \hat{w}_1 \neq 0 \; e \; (\hat{D}_2^*)^T \hat{w}_2 \neq 0 \tag{4.22}$$

Assim, está claro que as hélices estendidas dos "heligiros de flexibilidade" não são elementos de um sistema de 4 hélices as quais são recíprocas das "heliforças de restrição", chamados de "heligiros de liberdade" do conjunto garra-peça relativo à origem do sistema. Estes "heligiros *de* liberdade" constituem todos os heligiros permissíveis que são compatíveis com a área de trabalho e na figura 11 estão ilustrados essas hélices, isto é a linhas de rotação $\$_3$, $\$_4$, $\$_5$ e $\$_6$. Atribuindo as coordenadas axiais – $\hat{D}_i$, $i = 3\,à\,6$ – para estes 4 heligiros e inserindo dentro de coordenada axial-*ray*, a equação de reciprocidade permite que:

$$\hat{\boldsymbol{D}}_i^T \boldsymbol{w}_1 = 0 \;\; e \;\; \hat{\boldsymbol{D}}_i^T \boldsymbol{w}_2 = 0 \tag{4.23}$$

para i = 3 à 6.

Portanto os "heligiros de liberdade" são linearmente independentes dos "heligiros de flexibilidade". Na verdade, os dois sistemas são complementos ortogonais com respeito ao $[K_2]$.

É importante salientar que os "heligiros de liberdade" e as "heliforças de restrição" são determinados exclusivamente pela natureza do contato entre o conjunto garra-peça e a origem do sistema. Porém, os "heligiros de flexibilidade" são dependentes do mapeamento de rigidez do robô, representado como $[K_2]$, junto com as "heliforças de restrição". Também é importante ressaltar que as hélices $\$_1$ e $\$_2$ não depende da escolha do sistema referencial (origem do sistema) e essas duas hélices sempre são obtidos determinando uma representação adequada do mapeamento de rigidez. A única exigência deste mapeamento de rigidez é que tem que ser positivo e definido. E, também, a união flexível não necessita ser posicionada e orientada em qualquer caminho especial para realizar uma dada tarefa particular restringida.

Na figura 11 ilustra um robô manipulador virtual consistindo de seis hélices conectadas em series, $\$_1^*$, $\$_2^*$, $\$_3$, $\$_4$, $\$_5$ e $\$_6$. Este robô opera em paralelo ao robô real que controla os seis graus de liberdade de movimentação do punho (end link). Para melhor entendimento, quando essas seis juntas virtuais se deslocam, as coordenadas axiais dos heligiros resultantes produzem ($\$_1^*$, $\$_2^*$)e ($\$_3$, $\$_4$, $\$_5$ e $\$_6$) são respectivamente, $\hat{D}_c$ e $\hat{D}_b$ ("heligiros de flexibilidade" ou de correção e "heligiros de liberdade"). Pode-se concluir que estes dois heligiros, os quais juntos formam um heligiro final do pulso do robô (end link), produz um modo para controlar a "heliforça de reação" entre a área de trabalho e o chão, enquanto controla simultaneamente a posição da garra-peça engastada relativo a origem do sistema.

5. DESENVOLVIMENTO DO AMBIENTE EXPERIMENTAL

Como afirmado por Proctor (1989), um manipulador é ineficiente de se autocorrigir com dados de um sensor, devido ao controle direto do braço do robô ser prejudicado por algumas de suas características: alta inércia, protocolos de comunicação fechados, atrasos de resposta e atritos das juntas.

Por Dornfeld e Lisiewicz (1992), para um robô funcionar adequadamente em uma interação com o meio, é necessário adaptá-lo com uma ferramenta ativa a qual possa fazer alterações on-line da posição e trajetória através de micro-manipuladores instalados no punho do robô. Neste trabalho, a ferramenta ativa desenvolvida será provida de um grau de liberdade (translação) independente do controle do robô para adequar as forças e os torques de contato. Assim, o robô torna-se responsável pela execução de uma trajetória pré-definida, enquanto este novo dispositivo realiza ajustes finos com relação à superfície da peça.

Ainda, com o objetivo de controlar as forças envolvidas no contato desse micro-manipulador, o protótipo deverá possuir um sensor de força e torque tridimensional, como nos trabalhos desenvolvido por Bone e Elbestawi (1994), Siciliano e Villani (1999) e Valente (2003).

Neste capitulo será exposto uma breve apresentação do manipulador automático, do sensor de força e torque, das placas de aquisição de sinais e do desenvolvimento e a concepção do protótipo da ferramenta ativa, construída para ser utilizada neste trabalho.

5.1. MANIPULADOR AUTOMÁTICO

O manipulador utilizado é um robô comercial de fabricação da ABB com seis graus de liberdade (Figura 12). Este robô possui flexibilidade suficiente e acuracidade adequada para manipular uma ferramenta em seu TCP para interagir com uma superfície qualquer. Este robô possui controle de arquitetura fechada, não possuindo abertura no seu controle, e malha fechada das seis juntas articuladas (*"encoders"* ou *"resolvers"* encapsulados nos motores). Desta forma, possui um controle de posição com boa resolução e repetibilidade. Esse tipo de robô possui também limitações em seu trem de engrenagens, prejudicando a sua flexibilidade.

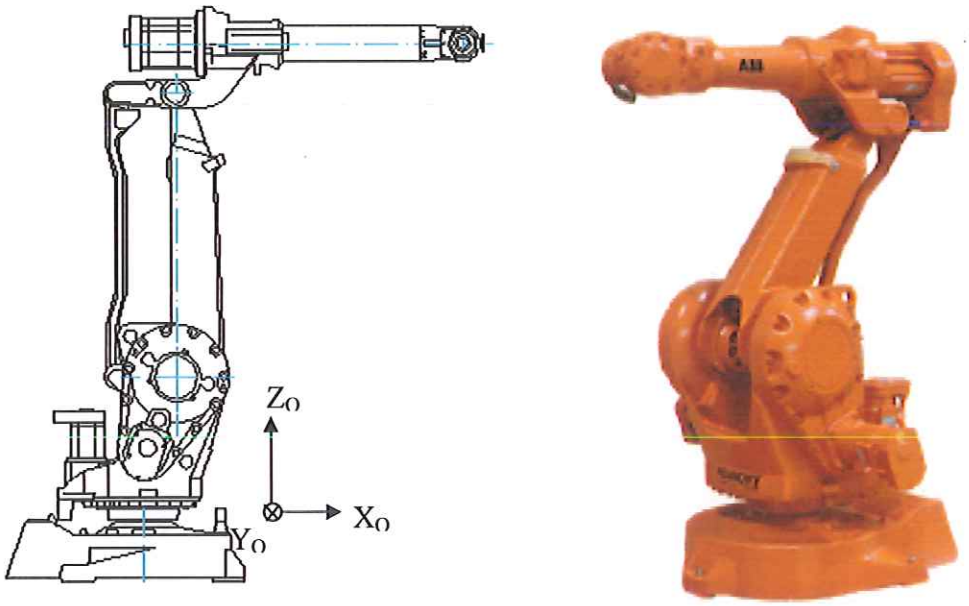


Figura 12 – Robô comercial da ABB de 6 GDL

Entretanto, como este robô é desprovido de controle de força, não é apropriado para ser usado em interações sem adaptação de uma ferramenta de correção no contato. Para este

emprego, é necessário montar um sensor de força e torque em seu TCP (última articulação do robô) para medir as forças de interação. Além disso, será montado um protótipo de uma ferramenta com um grau de liberdade adicional com controle independente e com respostas rápidas. Assim, o conjunto robô, sensor e ferramenta possuirão um controle de posição e de força atuante nas interações, ficando o robô responsável pela posição do conjunto e o protótipo pela correção da força de contato medida pelo sensor FT.

5.2. SENSOR DE FORÇA E TORQUE

Como mencionado anteriormente, um sensor com capacidade de leitura simultânea de força e torque nos três eixos das coordenadas cartesianas (F_X, F_Y, F_Z, T_X, T_Y e T_Z) - figura 13 - será usado para analisar o contado. Este sensor poderá ser localizado no TCP do robô antes da fixação da ferramenta ou, também, sobre a guia linear da ferramenta protótipo para uma análise direta do comportamento no contado. Porém, as forças envolvidas no contato são usadas não somente para calcular o vetor normal da superfície, mas também para averiguar a flexibilidade do conjunto.

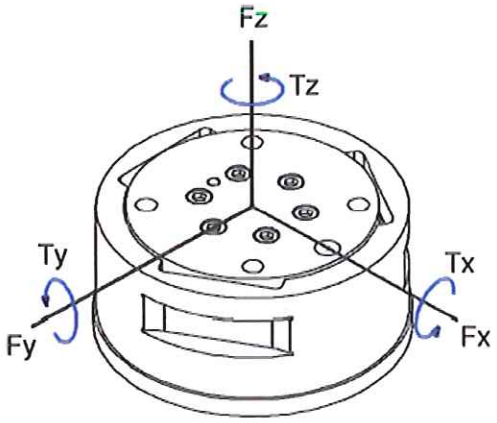


Figura 13 – eixos de medição do sensor: forças Fx, Fy e Fz; e torques Tx, Ty e Tz.

O sensor utilizado neste trabalho é de fabricação da ATI Industrial Automation, modelo DAQ F/T Gamma, com calibração de SI-65-5. Este transdutor Gamma utiliza *strain gauge* que converte forças e torques em sinais analógicos, ou seja, mensura o contato entre corpos. Este transdutor possui uma faixa de leitura de força e torque conforme tabela 1.

	Fx	Fy	Fz	Tx	Ty	Tz
Faixa de leitura	± 65 N	± 65 N	± 200 N	± 5 Nm	± 5 Nm	± 5Nm
Resolução (DAQ 16-bits)	1/320 N	1/320 N	1/160 N	3/16000 Nm	3/16000 Nm	3/16000 Nm
Incertezas em %	1,25 %	1,25 %	1,00 %	1,25 %	1,25 %	1,25 %
Rigidez	$9{,}1 \times 10^6$ N/m	$9{,}1 \times 10^6$ N/m	18×10^6 N/m	11×10^3 Nm/rad	11×10^3 Nm/rad	16×10^3 Nm/rad

Tabela 1. – Faixa de leitura do sensor de força e torque, modelo Gamma SI-65-5, tipo DAQ F/T.

5.3. PLACAS DE CONTROLE:

Para recepção dos sinais do sensor de F/T será utilizado uma placa de aquisição de dados e conector PCI da National Instruments com interface direta com o computador: modelo PCI-6034E, conectada diretamente na placa mãe e acoplada em um PC comum. Esta placa possui velocidade de 200kS/s, 16 entradas analógicas e 8 canais digitais I/O de 16 bits. Além disso, o sensor possui um equipamento de interface e amplificação de sinais antes da placa de aquisição, como mostrado na figura 14.

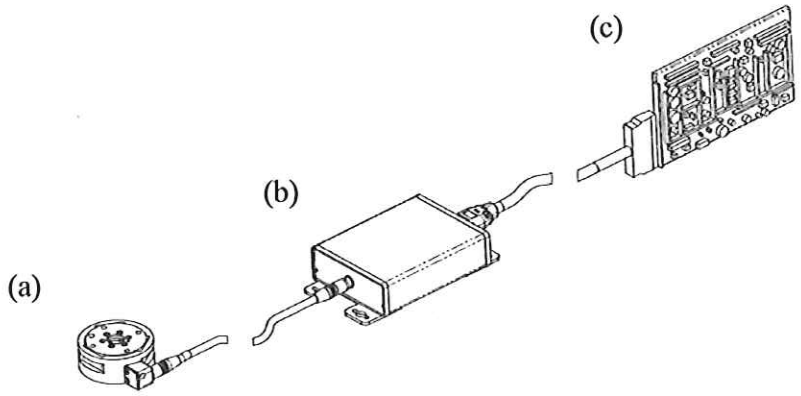


Figura 14 – sistema de medição de força e torque da ATI: a) sensor DAQ F/T – Gamma, b) equipamento de interface e amplificador de sinais. c) placa de aquisição de dados conectada em um PC comum (slot PCI).

Para o micro manipulador desenvolvido, será utilizada outra placa da National Instruments conectada no mesmo computador: modelo PCI-6024E. Esta placa possui velocidade de 200kS/s, 16 entradas analógicas, 8 canais digitais I/O com 12 bits, 2 saídas analógicas (±10V) de 12 bits com 10kS/s. Esta placa será responsável pelo controle e acionamento do micro manipulador e será independente do manipulador.

5.4. Projeto, Desenvolvimento e Construção de Um Protótipo de Uma Ferramenta Ativa

Como estipulado por Dornfeld e Lisiewicz (1992), uma ferramenta ativa independente deve ser desenvolvida para adaptar o robô em operações que envolvem contato com o meio. Além disso, um sistema flexível deverá ser adaptado a esta ferramenta para conceber um

comportamento dinâmico, representados por uma massa real e um amortecedor no contato, além de sua própria rigidez. Assim, o conjunto se equivale a um sistema massa-mola-amortecedor com força de contato como entrada.

Confirmado por Persoons (1997), uma mola deverá ser acrescentada entre o TCP do robô e a base do micro-manipulador ou entre o micro-manipulador e a ferramenta de contato após a guia linear. Esta flexibilidade serve para facilitar a implementação do controle de força, com o objetivo de reduzir o ruído e a velocidade de reação do sistema.

Com essa finalidade, um sistema de mola unidimensional foi desenvolvido com uma chapa de aço inox curvada para ser implementado neste experimento, conforme figura 15. O sistema é constituído por uma chapa de aço inox de espessura constante e fixada a duas bases rígidas. Esta possui efeito de mola e amortecedor na vertical e uma pequena flexibilidade na horizontal e alta rigidez na lateral. Este sistema é montado sobre a guia linear do micro manipulador, para uma ação direta na superfície de contato. Foram realizados testes com chapa de inox de 0,8mm, 1mm, 1,2mm e 1,5mm de espessura.

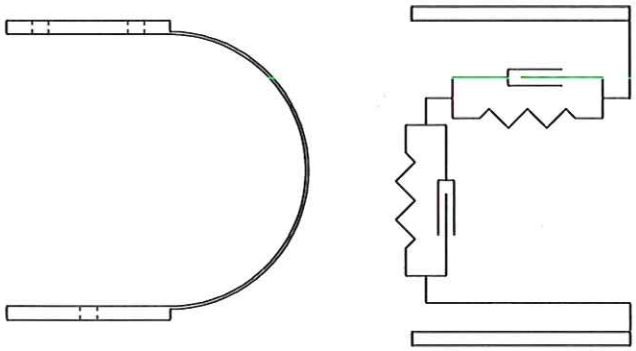


Figura 15 – Sistema de massa-mola desenvolvido para os testes experimentais.

Uma haste com rolamento é adaptado na ponta desse sistema flexível para diminuir as contribuições de força de atrito, ou seja, para eliminar a força de arraste enquanto a ferramenta se movimenta em contato com a superfície. Este rolamento localizado na ponta do sistema flexível deverá manter um contato com uma superfície qualquer com aplicação de uma força desejada.

O protótipo possui uma guia linear de translação unidirecional e atuada por um fuso conectado a um servo motor com redutor e encoder. Todo o conjunto é sustentado por placas de alumínio de 7mm de espessura. Estas placas devem possuir alta rigidez pois servem de elemento de sustentação e ligação entre o robô e guia linear, conforme figura 16.

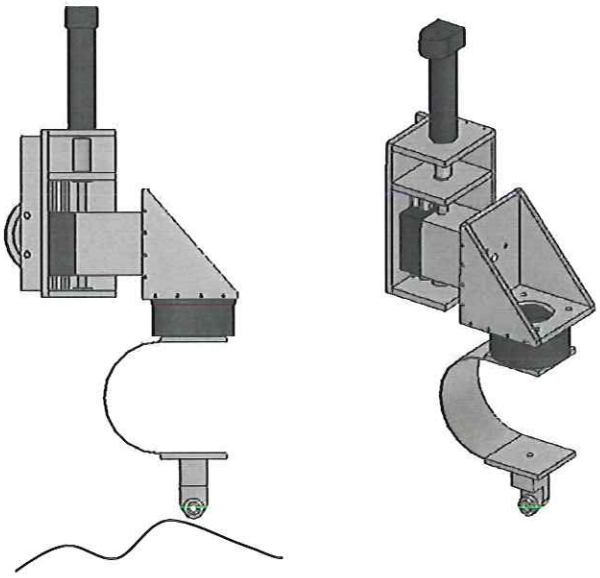


Figura 16 – protótipo de um micro manipulador adaptado ao TCP do robô

Como medida de segurança do sistema, dois fins de cursos serão instalados na guia para interromper a ferramenta se atingir um limite superior ou inferior da guia, ou seja, interrompera o

funcionamento dos motores, ficando somente o sistema flexível para adaptar as forças de contato envolvidas.

Assim, além do PC comum, os acessórios adquiridos para montagem da ferramenta ativa foram:

Item	Modelo / Fabricante	Descrição
Placas de alumínio	7mm de espessura	estrutura do protótipo
Guias lineares	SBG 15 – FL / OBR	guias de alta capacidade de carga
Motor DC	RE 25 / Maxon	motor DC 20W; 24V e Ø 25mm
Redutor planetário	GP 26 / Maxon	redução 19:1; 0,7Nm; 2 est. e Ø 26mm
Encoder digital	HEDS 5540A02 / HP	5V; 3 canais out e precisão 0,36° (1/1000)
Amplificador de servo-motor	4-Q-DC LSC 30/2 / Maxon	controle de servo-motor 30V, 50W e 2A; entrada: -10V à 10V; saída: 0-30V
Placa de controle	NI PCI-6024E / National Instruments	Placa PCI; sinal analógico (I/O); 16 canais analógicos de entrada; 2 saída analógicas; ±10V;12 bits e 8 canais digitais I/O.
Placa de aquisição	NI PCI-6034E / National Instruments	Placa PCI; 16 entradas analógicas (±10V) e 8 canais digitais (I/O) de 16 bits.

6. CONTROLE E SIMULAÇÃO

6.1. DESENVOLVIMENTO DO CONTROLADOR

Idealmente, o controle de força pode ser inserido no controle do manipulador. Entretanto, estudos mostram que muitos manipuladores industriais possuem baixo tempo de resposta que limita sua habilidade de controle (BONE, 1991). Essa dificuldade gera uma necessidade de adaptar os manipuladores industriais com uma ferramenta independente do manipulador, para controlar com maior precisão a interação no contato.

De acordo com esta estratégia, o manipulador é utilizado para um posicionamento grosseiro da ferramenta, enquanto o micro-manipulador é responsável por ajustes finos da guia linear para controlar a força aplicada na superfície de contato (PROCTOR, 1989). Assim, o robô de seis graus de liberdade fornece movimento tridimensional à ferramenta e esta, com um grau de liberdade controla as forças geradas na interação com a superfície.

Como o objetivo dessa implementação é proporcionar autonomia aos manipuladores comerciais, propõem se um controle de força superposto ao controle de posição do manipulador. A implementação deste controlador permite manter a força de contato constante sem interferir no fluxo de controle interno do manipulador.

A entrada do controle de força é a diferença entre a força desejada e a força de contato real medida pelo sensor FT (figura 17). E a saída do controle de força é uma modificação equivalente da posição da guia na direção da força a ser controlada. Portanto, as características

do contato são influenciadas somente pela ação da força aplicada sobre a superfície. O controle de posição do manipulador permanece inalterável durante a execução da tarefa.

O controle envia torque ao motor do micro manipulador conforme a necessidade do controle da força de contato. Esse controle ocorre em paralelo ao controle de posição do robô de arquitetura fechada e de difícil acesso.

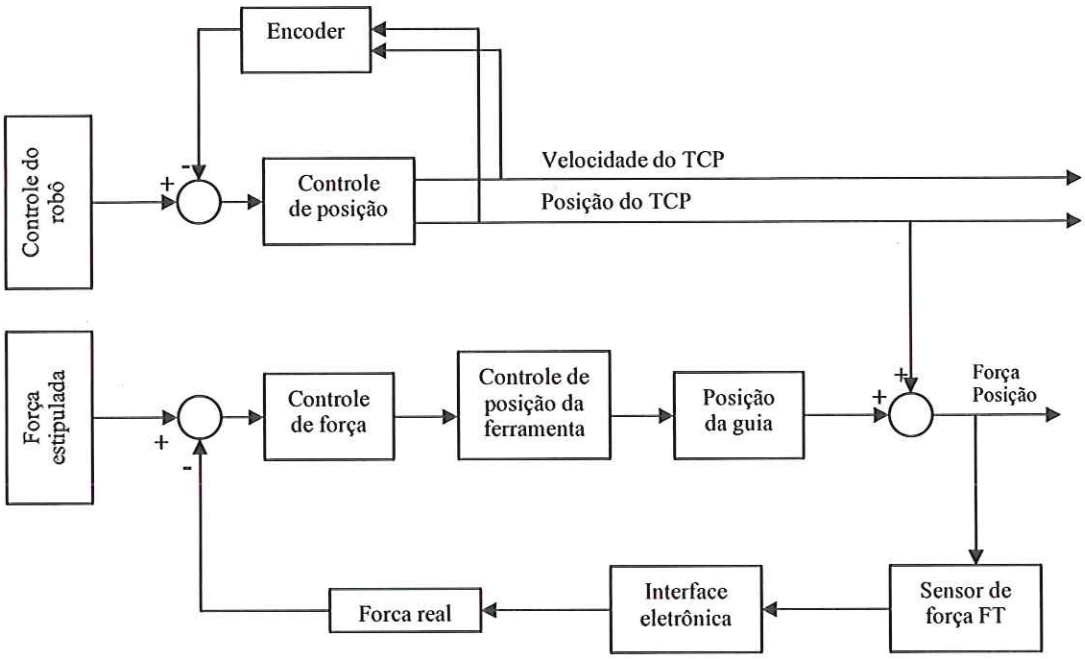


Figura 17 – Esquema de funcionamento do controle de força desenvolvido para ser independente do controle do manipulador.

Como observado no esquema da figura 17, este controle aproxima-se do "Controle Híbrido de Força e Posição" proposto por Raibert e Craig (1981). Neste, os controladores de força e de posição são implementados de maneira não conflitante e por dois laços paralelos para controlar as variáveis de força e posição (vide capítulo 3.3.1).

O controlador desenvolvido apresenta ações simultâneas e complementares sobre a posição e a força aplicada. Tal fato é atingido através da sobreposição das ações de controle de posição e pela interligação entre a posição do TCP do robô e pela posição da ponta do micro manipulador para controlar a força.

Nota-se que o controle do micro manipulador após manter contato com a peça, passa a ser um laço de controle de força não utilizando mais a leitura do deslocamento da guia linear.

6.2. SIMULAÇÃO E TESTES INICIAIS

O controle desenvolvido foi implementado no programa de experimentação do LabView, da National Instruments. Este software é recomendado para desenvolvimentos de protótipos e para testes de controle, possuindo numerosos dispositivos de aquisição e saídas de sinais analógicos ou digitais. Este software é usado para facilitar o desenvolvimento do controle de força, ou seja, para analisar e controlar as forças envolvidas no contato real entre o micro manipulador e o robô.

Após estudo detalhado das diferentes metodologias para controle de força e baseando em suas similaridades e diferenças apresentadas, optou-se em fazer um estudo prático com a tarefa de seguir uma superfície qualquer com força normal constante pré-estabelecida.

Anteriormente aos testes, algumas condições são assumidas: definir limites de força e torque, restrições na posição da guia linear (limites superior e inferior), sensibilidade de resposta no controlador, considerar as características da superfície. A especificação dos limites de forças e torques e as restrições na posição não devem ser distintas do sistema de controle, ou seja, serão programadas interrupções caso atinja um dos limites estipulados.

Alguns testes com o micro manipulador foram realizados no laboratório sem a presença do manipulador (figura 18). Esses testes serviram para verificar o funcionamento do conjunto e possíveis adaptações ou alterações. Também, esse teste de bancada facilitou o desenvolvimento do controle de força aplicado em um contato.

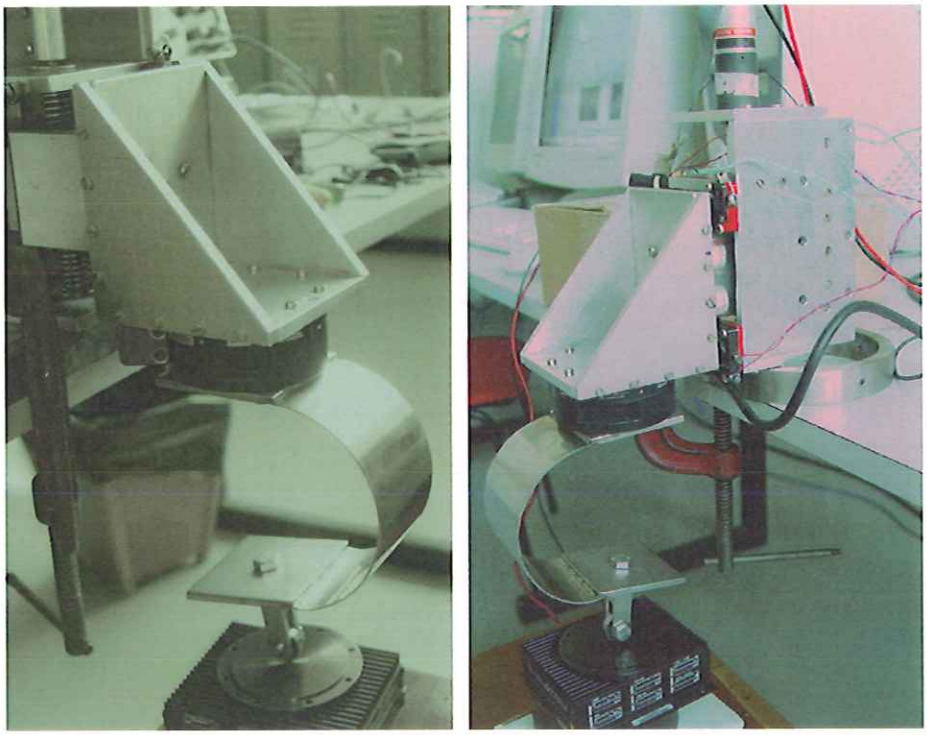


Figura 18 - Fotos dos primeiros testes no laboratório sem o manipulador para desenvolvimento do controle.

7. EXPERIMENTOS E RESULTADOS

Neste capítulo, será mostrado a implementação e os resultados dos testes com o protótipo desenvolvido e baseados na força normal aplicada em uma superfície qualquer. A finalidade do sistema é controlar a força normal aplicada pelo manipulador na superfície, mantendo-a sempre constante, com uma mínima variação de força enquanto há um deslocamento do manipulador. Isso foi realizado com uma variação mínima da força normal em tempo real. Finalmente, será verificado os resultados através de gráficos de força e torque do contato e comparando-os entre os tipos de controles.

7.1. AMBIENTE DE TRABALHO

Como mencionado nos capítulos anteriores, o ambiente de trabalho será constituído de um braço manipulador, uma ferramenta teste provida de uma guia linear e motor acoplado, sensor F/T e chapa flexível com um rolamento na ponta, conforme figura 19. Além disso, um computador com duas placas de aquisição de sinais independentes serão utilizadas para aquisição de sinais do sensor F/T e outra para controlar a ferramenta teste.

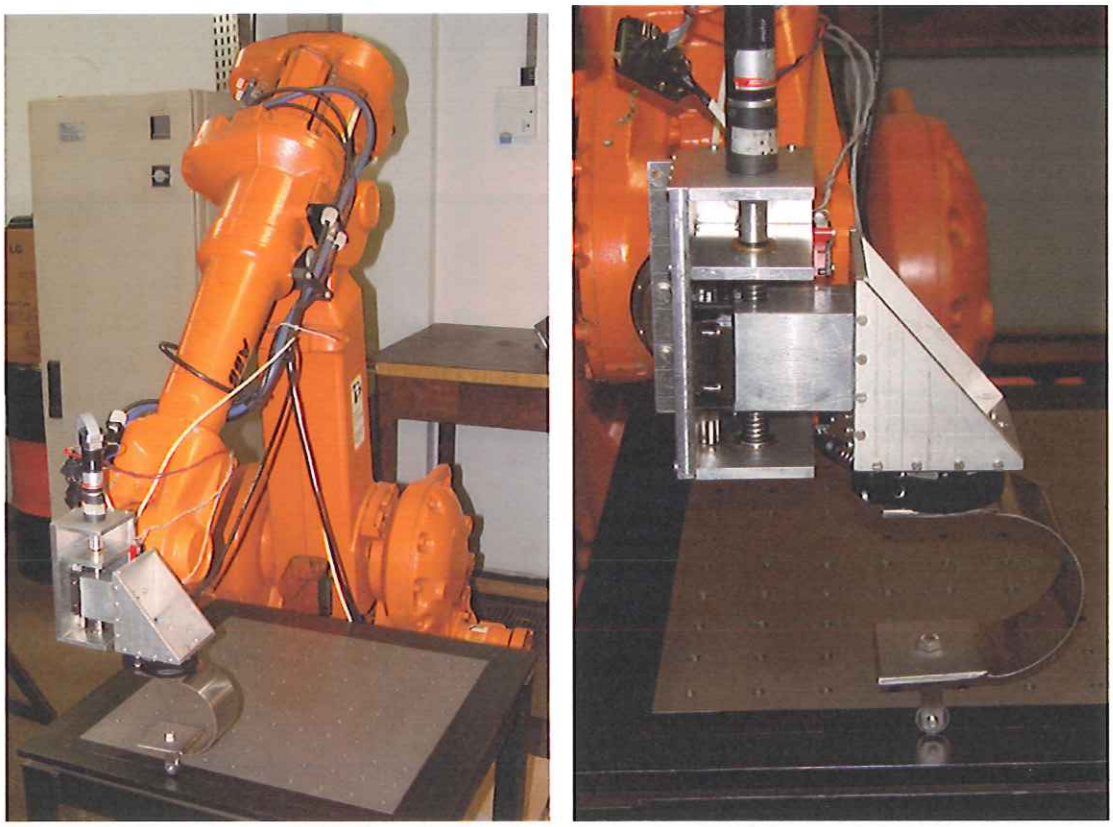


Figura 19 – ambiente de trabalho: braço manipulador, ferramenta experimental, sensor F/T e chapa flexível com rolamento na ponta.

Como mencionado no capitulo anterior, o controle desenvolvido para aplicar a força e posição desejada foi implementado no ambiente LabView, da National Instruments, figura 20. Deste modo, com o uso da placa de aquisição do sensor de F/T - modelo NI PCI-6034E - e de placa de controle I/O - modelo NI PCI-6024E - pode com muita facilidade testar e modificar os diversos parâmetros envolvidos neste experimento.

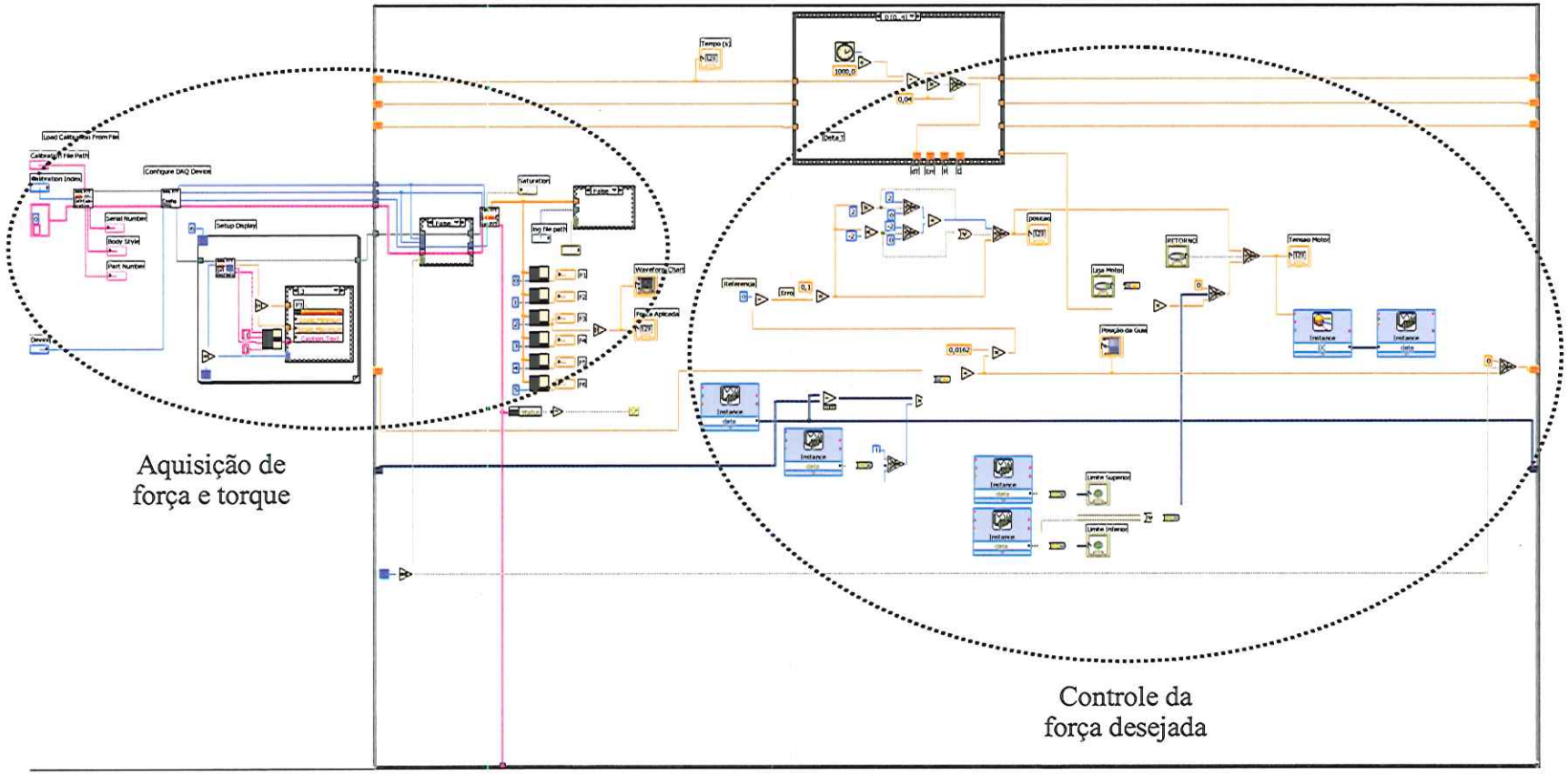


Figura 20 – Esboço do controle desenvolvido para atuar na ferramenta teste.

Um painel frontal foi criado para facilitar o acesso das possíveis modificações dos parâmetros do experimento, melhorando a iteração com o programa desenvolvido, conforme Figura 21. Os parâmetros possíveis de serem modificados são: a força desejada de contato, a sensibilidade da força (erro da força de contato), o PID do controle e os canais de aquisição de força e torque. E, além disso, as forças envolvidas no experimento podem ser facilmente exibidas em gráficos do LabView ou adquiridos em dados numéricos (pontos de F/T em x, y e z) para serem posteriormente analisados em outros programas gráficos.

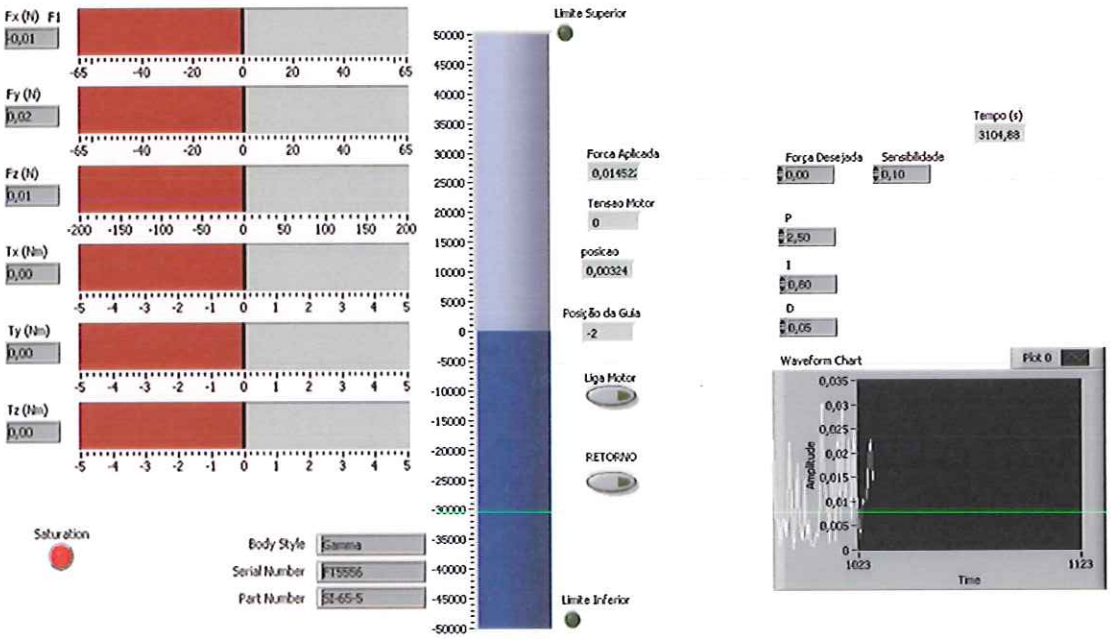


Figura 21 – Painel frontal desenvolvido para facilitar a comunicação e o acesso aos diversos itens possíveis de modificação e testes.

7.2. EXPERIMENTOS

Assim como Bone et al. (1991) e Siciliano e Villani (1999) estipularam, optou-se em avaliar o controle de força e posição em um experimento genérico para seguir uma superfície qualquer mantendo uma força normal especificada para testar a flexibilidade e as habilidades do programa (figura 22). Este teste tem como objetivo de servir como base para subseqüentes experimentos de controle de FT em iterações do robô como o meio, assim como a rebarbação robótica. Neste experimento, pode-se verificar e estudar a variação do erro de força – diferença entre a força desejada e a força aplicada – o foco deste estudo e, também, para avaliar o controle desenvolvido.

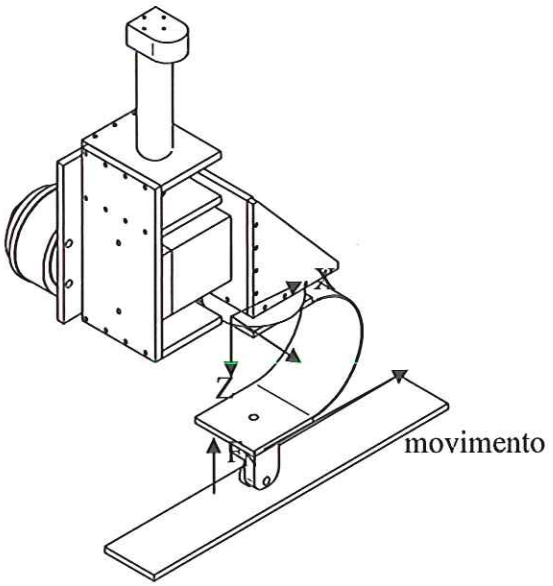


Figura 22 – Experimento genérico: controle de força e posição aplicada em uma superfície.

Tomando como referências a base do robô (figura 12), a tarefa imposta a ferramenta e ao TCP do robô será de se movimentar no plano Y_oZ_o – plano definido pelo deslocamento da ferramenta ao longo do eixo Z_o (vertical) e do deslocamento do TCP do robô em Y_o (horizontal). A trajetória descrita pelo TCP do robô será uma linha em Z_o e possuindo restrições de movimento em X_oY_o (plano horizontal da superfície a ser percorrida). Deste modo, o robô será responsável pelo movimento linear de seu TCP em uma desejada direção não forçada (horizontal) enquanto que a guia linear da ferramenta atuará na direção com tarefa forçada (contato com controle de força).

A velocidade do TCP será constante de 20 mm/s na linha Y_o, e o intervalo analisado terá duração em torno de 15s à 20s. As forças normais de contato variam de 0 N (contato nulo) à 25N (contato agressivo), passando por valores intermediários de 5N e 15N, próximos aos valores reais da aplicação de rebarbação. Os teste serão fornecidos e analisados em gráficos de força e de torque nos três eixos XYZ.

Com esses gráficos, será possível fazer comparações entre os diversos cenários, avaliar o tempo de equilíbrio (tempo de resposta) do sistema com diversas forças normais, verificar se o erro da força normal desejada altera com a mudança da força aplicada, conferir se o experimento é um sistema que se comporta de maneira linear, analisar o tempo de resposta de uma alteração de força, sua flexibilidade, averiguar o comportamento do sistema e, principalmente, ser um prévio indicativo para aplicação real em rebarbação robótica.

7.3. CENÁRIOS DOS EXPERIMENTOS

Como apresentado nos capítulos anteriores, a ferramenta teste montada na ponta do robô – *"end link"* – deverá passar por mudanças na sua orientação em relação à superfície de contato (figura 23). Isto é necessário para testar e colocar em prática os diversos experimentos e citações teóricas de outros autores como em Siciliano (1999), Kazerooni (1986), Griffis e Duffy (1991) e Persoons (1997) com trabalhos semelhantes apresentados nesta dissertação.

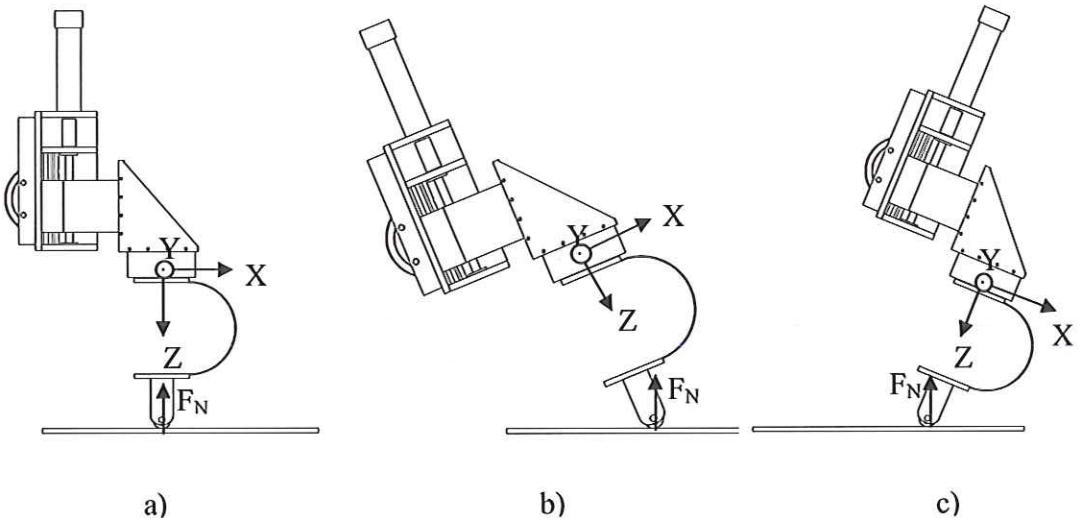


Figura 23 – Disposição da ferramenta em relação à superfície de contato: a) Cenário 1 com 90°; b) Cenário 2 com 112,5° e c) Cenário 3 com 67,5° em relação à superfície.

Essa alteração de orientação é realizada com facilidade pois esta pode ser reorientada com uma rápida alteração angular da última articulação do robô. Assim, o primeiro cenário testado possuirá ângulo de 90° com a superfície – figura 24a – com a guia linear perpendicular com a superfície. O segundo cenário, ângulo de 112,5° com a superfície – figura 24b – com a

guia linear alterada em 22,5° no sentido anti-horário do eixo perpendicular e o terceiro, ângulo de 67,5° – figura 24c – guia linear em 22,5 no sentido horário.

a) b) c)

Figura 24 – Disposição real da ferramenta em relação à superfície de contato: a) Cenário 1 com 90°; b) Cenário 2 com 112,5° e c) Cenário 3 com 67,5° em relação à superfície.

7.4. RESULTADOS

Diversos experimentos foram realizados para compará-los entre si. Também, como esperado, a superfície de contato apresenta pequenas rugosidades as quais estarão presentes nos gráficos de força e torque por meio de oscilações.

Devido à existência de recursos experimentais, é possível comparar duas abordagens distintas de controle de forças e posições de robôs, apresentados nos dois casos iniciais.

As abordagens se distinguem tanto na forma como modelam o sistema mecânico, como na forma de implementar os sistemas de controle. Na abordagem de Griffis e Duffy (1991) parte das elasticidades existentes no sistema real são modeladas, enquanto no controle híbrido proposto originalmente por Raibert e Craig (1981) pressupõe uma modelagem baseada

exclusivamente em corpos rígidos. Como conseqüência das diferentes abordagens, distintas estratégias de controle são adotadas.

Dadas estas diferenças, optou-se por uma primeira análise experimental, denominada "CASO 1", cujo objetivo é verificar quanto da elasticidade presente no contato entre o robô e o meio externo pode influenciar na definição das forças de contato resultantes.

Na segunda série de experimentos, denominada "CASO 2", optou-se por analisar se um controlador do tipo híbrido seria capaz de alcançar resultados satisfatórios no problema de controle de força de contato ao longo de uma trajetória, ou seja, se um controlador híbrido seria suficientemente robusto para contornar acoplamentos causados pela elasticidade.

Os dois casos serão apresentados em maiores detalhes a seguir:

7.4.1. Caso 1

No primeiro caso, foi testado uma interação com os movimentos da guia linear travados, ou seja, sem correção pelas forças de contato. Deste modo, o sensor F/T presente não é empregado para controlar a interação mas para avaliar as forças de contato.

A relação de contato entre o robô e o meio externo quando modelados por uma matriz de rigidez "K", como indica a expressão 7.1 (abaixo), permite verificar se os movimentos em direções coerentes, por exemplo em uma única direção, podem gerar forças significativas em direções distintas do senso comum de elasticidade unidirecional. Para que isto ocorra basta que a matriz esteja ocupada em posições diferentes de sua diagonal.

Ou seja, para analisar a necessidade de adotar uma ou outra forma de controle, é preciso conhecer e analisar a matriz de rigidez. Neste contexto, será assumido que os parâmetros da

matriz de rigidez sejam invariantes no tempo. Apresenta-se a seguir um procedimento experimental escolhido para ilustrar a obtenção desta relação para um contato qualquer.

$$\underline{F} = K\,\Delta\underline{x} \tag{7.1}$$

onde,

$$\underline{F} = (Fx, Fy, Fz, Tx, Ty, Tz)^T \tag{7.2}$$

$$\Delta\underline{x} = (\Delta x, \Delta y, \Delta z, \Delta\alpha, \Delta\beta, \Delta\gamma)^T \tag{7.3}$$

K - Matriz de Rigidez

Por motivos de simplicidade e inspirados na modelagem sugerida por Griffis e Duffy (1991), restringe-se os estudos no caso plano de contato e não são levados em conta os efeitos de rotação. O modelo do sistema passa a ser:

$$\underline{F} = (Fx,\ Fz)^T \tag{7.4}$$

$$\Delta\underline{x} = (\Delta x, \Delta z)^T \tag{7.5}$$

Na figura 25 é possível observar um representação gráfica da abordagem

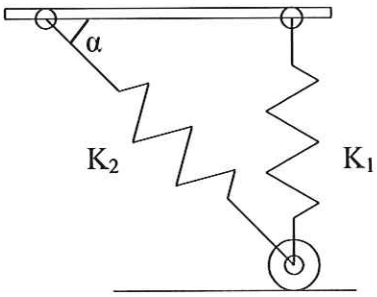


Figura 25 - Modelo de rigidez do contato: adotando duas molas uma na direção vertical e outra deslocada em 45°.

O uso simultâneo dos eixos do robô ou alternativamente do acionamento da guia linear servocontrolada possibilita a criação de diferentes combinações de movimentos e permite alterar livremente os valores dos elementos do vetor Δx. Simultaneamente, como um sensor de F/T foi instalado na extremidade do robô, os esforços de contato associados a qualquer movimentação puderam ser adquiridos. Reduzimos portanto nosso problema a uma tarefa de identificação de parâmetros que representam a elasticidade do sistema.

Para gerar os dados necessários a este processo de identificação foram realizados os seguintes experimentos:

Cenário 1 - ferramenta em relação à superfície = 90º

Foram realizados testes com mudanças da força inicial F_{Z0}, começando com um contato nulo representado no gráfico 1. Os outros testes, com 5N, 10N, 15N e 20N, apresentaram resultados semelhantes ao gráfico 1, demonstrando uma linearidade na troca de forças iniciais.

Como o percurso apresentou uma leve inclinação ascendente, podemos verificar no gráfico 1, um acréscimo de força no eixo Z e também uma pequena força no eixo Y e no torque em X devido ao acréscimo de forças adicionais como as forças de arrastes.

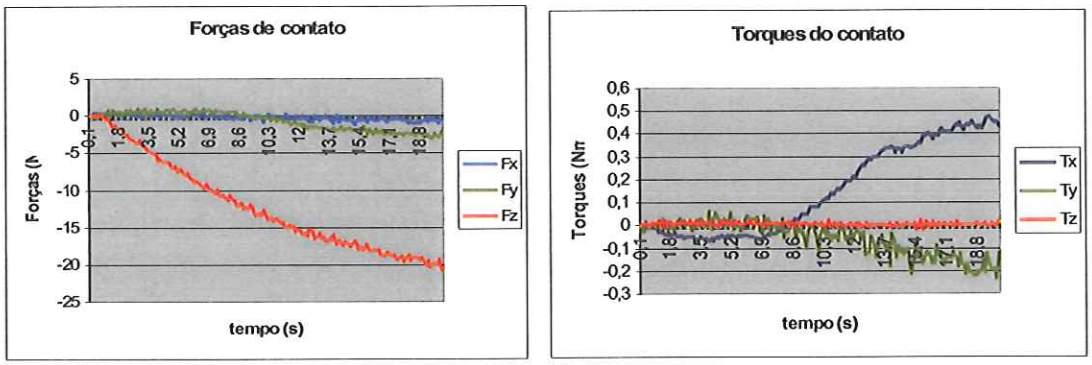


Gráfico 1 – resultado do cenário 1 com força inicial nula ($F_{Z0} = 0$)

Cenário 2 - ferramenta em relação à superfície = 112,5º

Assim como no primeiro, o gráfico 2 representa os outros testes com a mudança das forças iniciais. Neste, podemos verificar maior acréscimo das forças em Z e em X, e um aumento do torque em X devido ao reposicionamento da ferramenta e também as forças de arraste presentes.

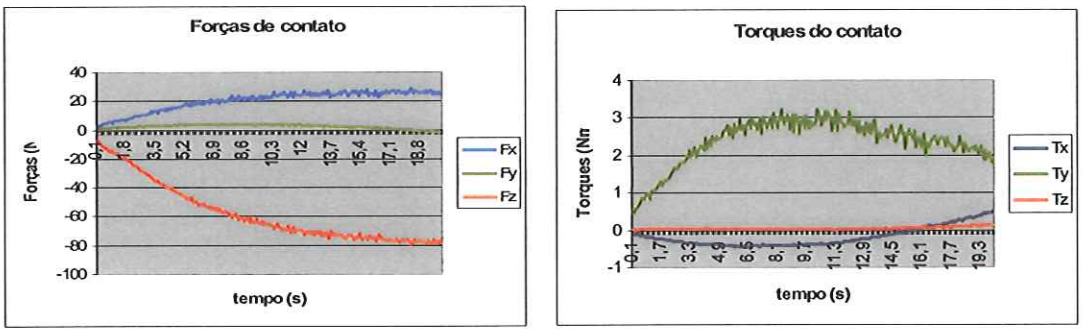


Gráfico 2 – resultado do cenário 2 com força inicial nula ($F_{Z0} = 0$)

Cenário 3 - ferramenta em relação à superfície = 67,5º

No gráfico 3, pode-se verificar maior linearidade na força medida, onde a força de contato inicial é de 5N e cresce com uma certa linearidade para 10N. Assim, como os torques em X e Y em resposta ao aumento da força em X devido à posição da ferramenta em relação à superfície e as forças de arraste.

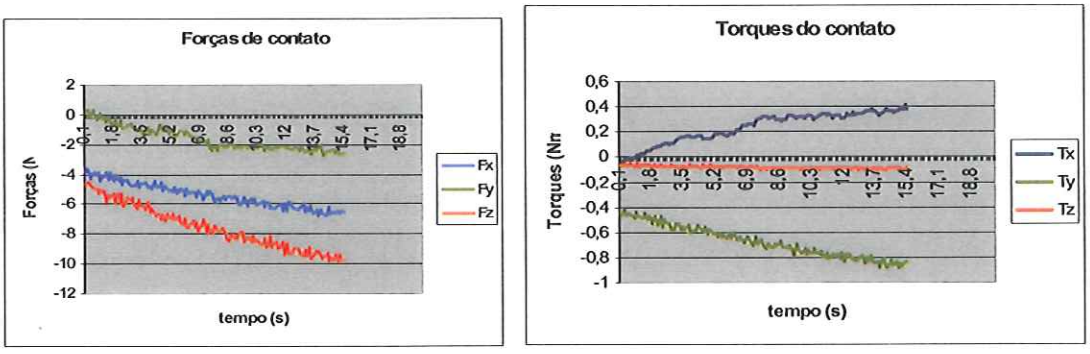


Gráfico 3 – resultado do cenário 3 com força inicial igual a 5N ($F_{Z0} = 5N$)

Comentários sobre o Caso 1

Como descrito acima, forças distintas da força normal foram verificadas nos três cenários testados. Com isso, há uma necessidade de conhecer o mapeamento da rigidez do sistema para um melhor controle da aplicação de força.

Os 3 cenários propostos geraram 45 condições diferentes de medição. Estes pontos foram medidos 3 vezes e deles foi extraída uma média para uso no processo de identificação.

Aplicando-se os dados na equação 7.1 temos 90 expressões simultâneas e 4 variáveis. Adotando-se o método do gradiente e um algoritmo de mínimos quadrados torna-se possível calcular o valor de matriz de rigidez. Desta maneira, cria-se condições para implementar o Controle Cinestático.

7.4.2. Caso 2

No caso 2 será testado um controlador com correções da força de contato em um comportamento dinâmico, ou seja, controlar a interação com realimentação da força de contato. Este representa um Controle Híbrido com correções de força com o objetivo de atuar na guia linear para obter uma força desejada constante em um deslocamento. Deste modo, a interação possui uma correção ativa do comportamento e trabalha com o erro entre a força desejada e a força medida (real). Para isso, o sensor F/T é empregado para controlar diretamente as forças de contato em tempo real.

Assim como Raibert e Craig (apud Valente (2003)) definiram, o controle posição tem os ganhos de PID e o controle da força possui ganhos em PI (definidos no próximo tópico).

Entretanto, os ganhos do sistema são definidos pelo Método de Ziegler-Nichols e por posteriores testes práticos de aperfeiçoamento e aproximação. Os valores dos ganhos modificam se em cada caso pois as características de mola são alteradas com a orientação da ferramenta em 112,5°, 90° e 66,5°. Além do Controle Híbrido envolvendo o robô e o micro manipulador em sua posição e força aplicada na superfície, um Controle de Impedância Ativo é empregado para definir o comportamento do micro manipulador como um sistema de massa-mola e amortecedor. Assim, a escolha de bons parâmetros de impedância garante um satisfatório comportamento flexível durante sua interação e pode produzir adequadas forças de contato e de posição durante seu deslocamento em um espaço livre. Deste modo, nosso sistema se resume em um deslocamento rígido do robô e um deslocamento flexível da ferramenta teste.

A seguir, diversos gráficos dos testes realizados nos 3 cenários serão apresentados.

Cenário 1 - ferramenta em relação à superfície = 90°

Com a guia linear em 90° em relação à superfície, o Método de Ziegler-Nichols é utilizado para definir os valores dos ganhos do PI. Após testes práticos para aprimoramento dos ganhos, encontramos os seguintes valores: P = 0,35, I = 0,05. Com esses valores e com a mudança das forças de contato estipuladas, foram produzidos os gráficos abaixo.

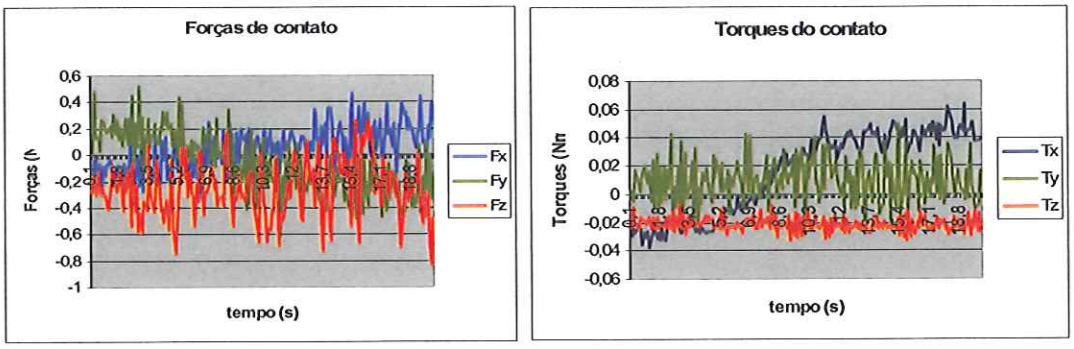


Gráfico 4 – resultado do cenário 1 com força deseja nula ($F_{Z0} = 0$)

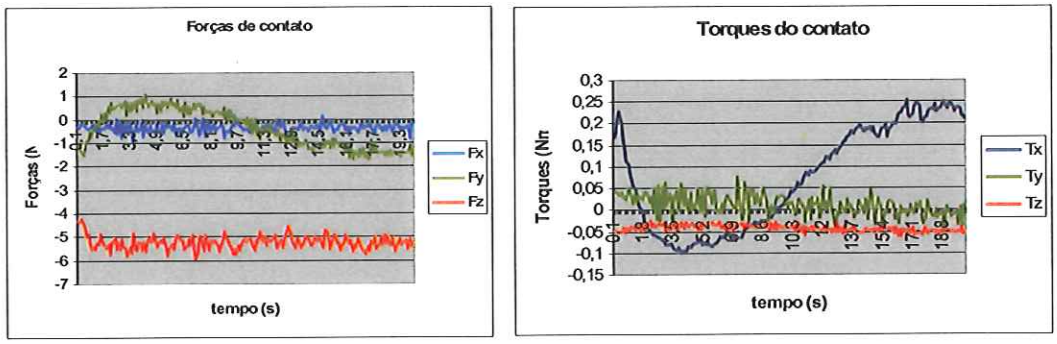


Gráfico 5 – resultado do cenário 1 com força desejada de 5N

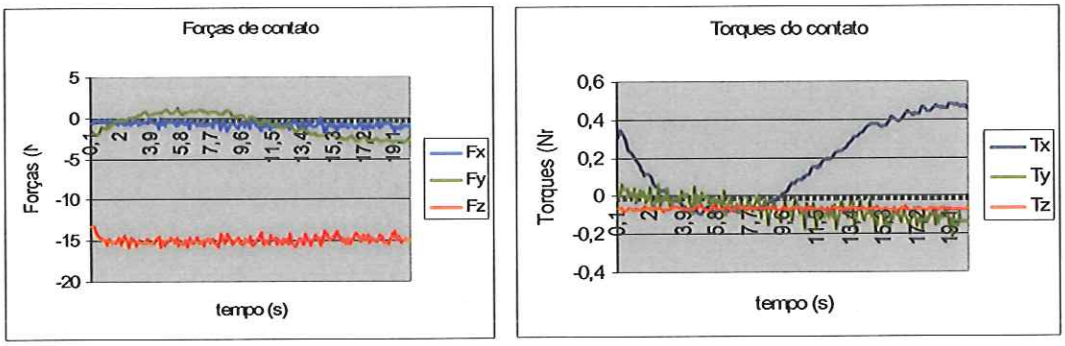


Gráfico 6 – resultado do cenário 1 com força desejada de 15N

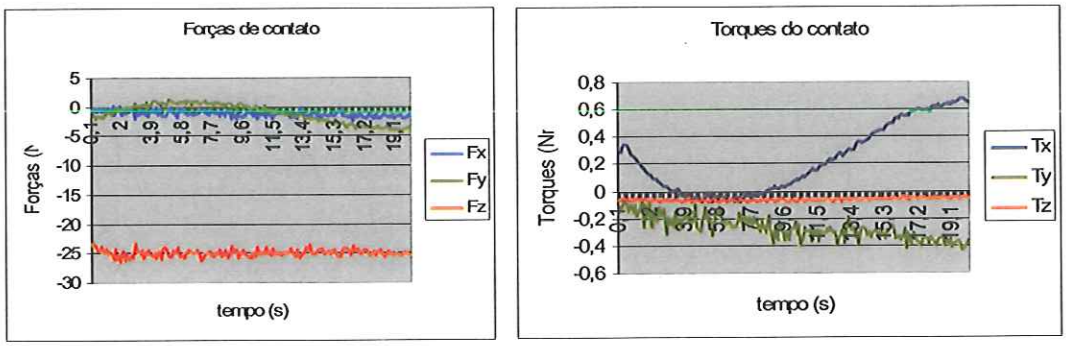


Gráfico 7 – resultado do cenário 1 com força desejada de 25N

Cenário 2 - ferramenta em relação à superfície = 112,5°

Para a posição de 112,5° em relação à superfície, foram encontrados valores de P = 0,25 e I = 0,05 para ser implementados nos testes, valores diferentes do cenário anterior como já era esperado. Assim, produzi a seguinte resposta:

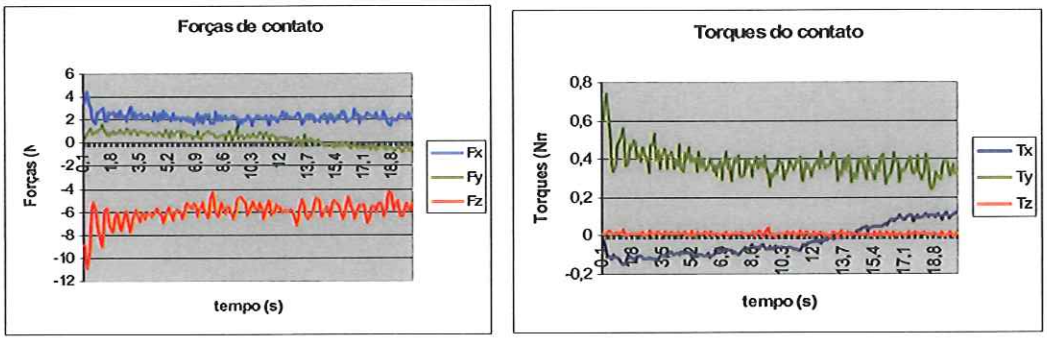


Gráfico 8 – resultado do cenário 2 com força desejada de 5N

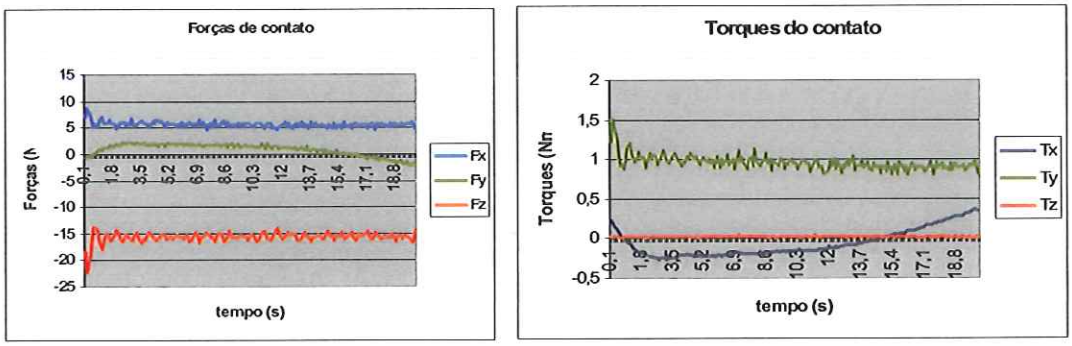


Gráfico 9 – resultado do cenário 2 com força desejada de 15N

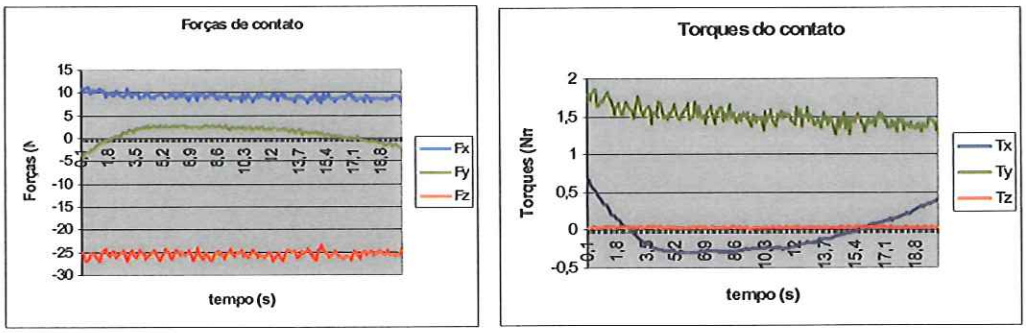


Gráfico 10 – resultado do cenário 2 com força desejada de 25N

Cenário 3 - ferramenta em relação à superfície = 67,5°

Como esperado, os valores dos ganhos passaram por nova mudança nesta disposição. Foram encontrados os valores P = 1,5 e I = 1,1, diferente dos cenários anteriores. Isso demonstra que a ferramenta ficou instável e com maior flexibilidade. O cenário forneceu os resultados:

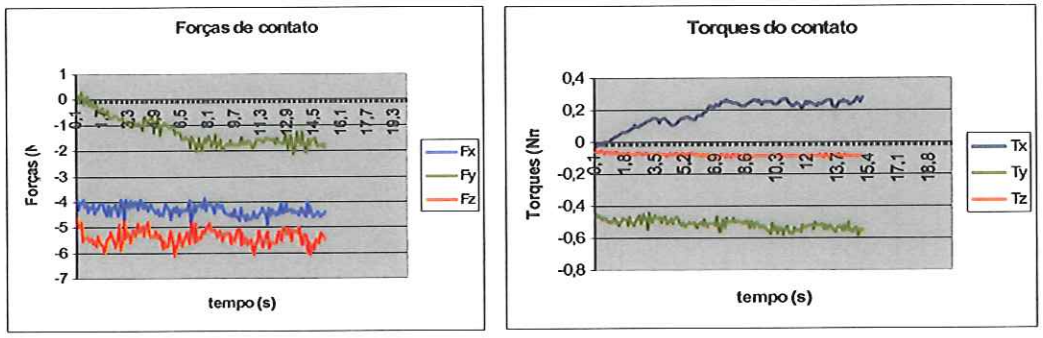


Gráfico 11 – resultado do cenário 3 com força inicial F_{Z0} = 5N

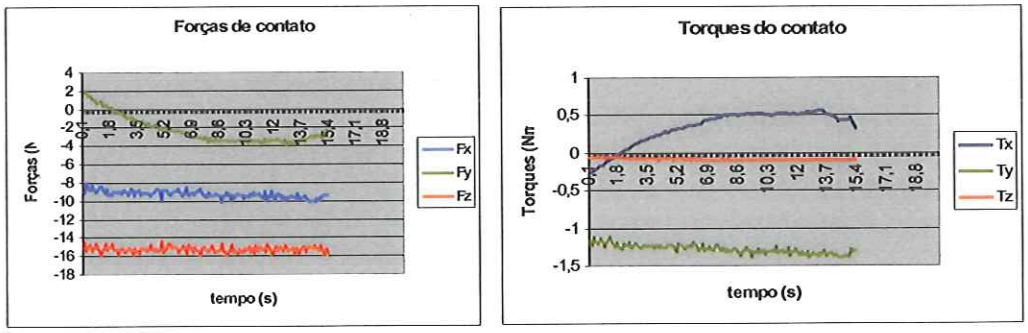


Gráfico 12 – resultado do cenário 3 com força inicial F_{Z0} = 15N

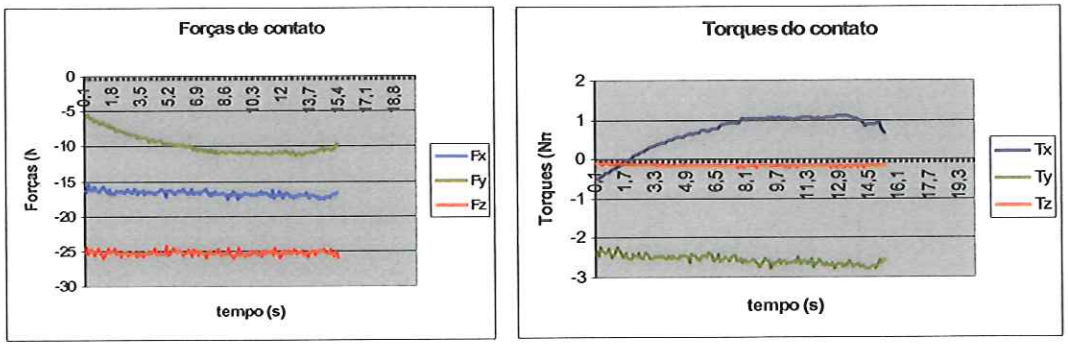


Gráfico 13 – resultado do cenário 3 com força inicial F_{Z0} = 25N

Comentários sobre o Caso 2

Como pode ser observado, o controle desenvolvido para corrigir as forças de contato demonstrou em alguns casos uma performance adequada com os resultados apresentados. Em todos os gráficos, pode se verificar uma correção adequada da força de contato em Z_0 (plano vertical em relação à superfície), o que produz uma força de atrito constante (forças de arrastes). Além disso, essa força de arraste ainda provoca um desvio da posição da ferramenta (não visível nos gráficos) e causa forças e torques em X e Y. Porém, como essas forças adicionas esta próximas de valores constantes, é possível prevê-las antecipadamente e corrigir sua posição em uma aplicação real.

Pelos gráficos acima, também foi observado uma melhoria no controle da força estipulada quando esta é um valor maior, como pode ser comparar nos gráficos com 5N e 25N de força aplicada em todos os cenários. Assim, essa melhoria pode ser uma vantagem em aplicações reais como a rebarbação automática, em que exigem altas forças no contato.

Quanto aos 3 cenários testados com seus valores particulares de ganhos, primeiramente pode ser observado que para baixos valores de contato (5N), o cenário 1 possui vantagens em manter o contato mais estável e próximo do valor estipulado do que os outro dois cenários. Para contatos mais agressivos, os três cenários apresentaram resultados próximos, diferenciando um dos outros no aparecimento de forças adicionais e suas direções, como nos cenários 2 e 3 devido a sua inclinação. Portanto, numa aplicação real onde pode existir uma orientação da ferramenta em varias direções, o controlador desenvolvido irá controlar com eficiência a força de contato desde que essa seja na direção vertical (Z_0), como comprovados nos testes realizados. Para as demais direções, é necessário gerar um vetor força com a resultante das três forças medidas pelo sensor (F_X, F_Y e F_Z) e analisando os valores dos torques.

7.4.3. Caso 3 (Caso Complementar)

Também, foram realizados testes de aumento ou redução da força de contato durante o percurso da ferramenta para simular obstáculos ou alterações de intensidade da força desejada em uma determinada parte da superfície. Estes experimentos complementares são uma reprodução do Controle Híbrido desenvolvido para o caso 2 e simulados com acréscimo de forças adicionais. Assim, os testes combinam uma determinada posição com um distúrbio (perturbação) o qual são identificáveis dos dados experimentais.

Cenário 1 - ferramenta em relação à superfície = 90º

Com os mesmos valores de ganhos do caso 2 com P = 0,35 e I = 0,05, temos.

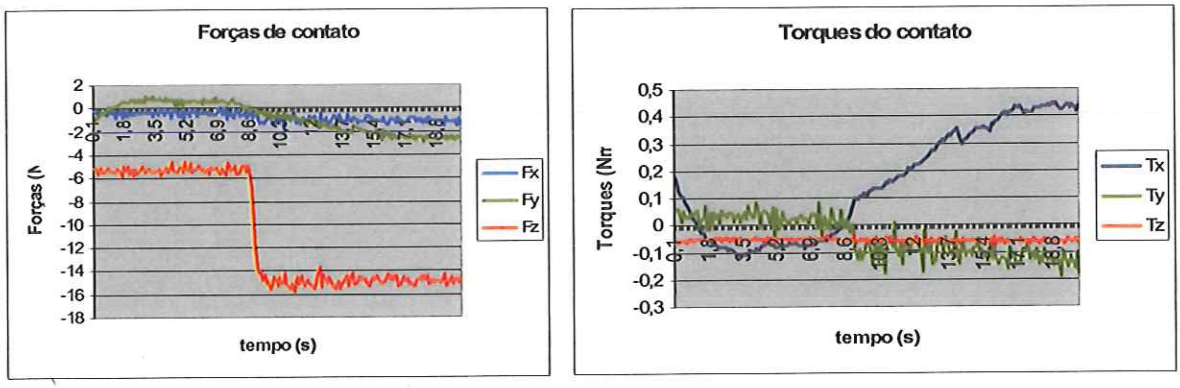


Gráfico 14: Incremento de 10N na força de contato, passando de 5N para 15N

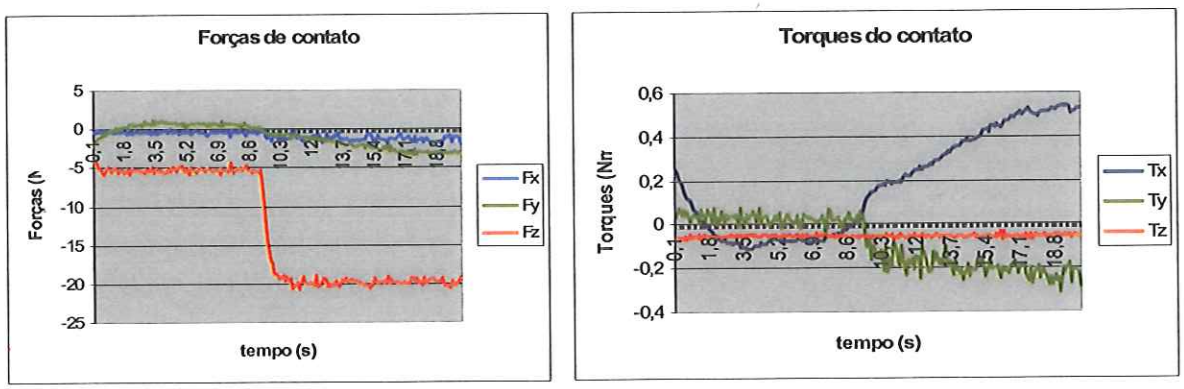


Gráfico 15: Incremento de 15N na força de contato, passando de 5N para 20N

EESC-USP Biblioteca Campus de S. Carlos

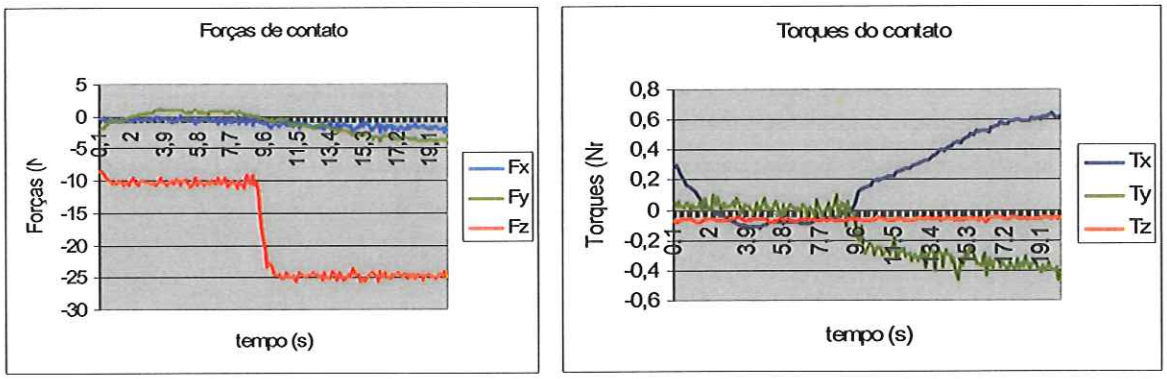


Gráfico 16: Incremento de 15N na força de contato, passando de 10N para 25N

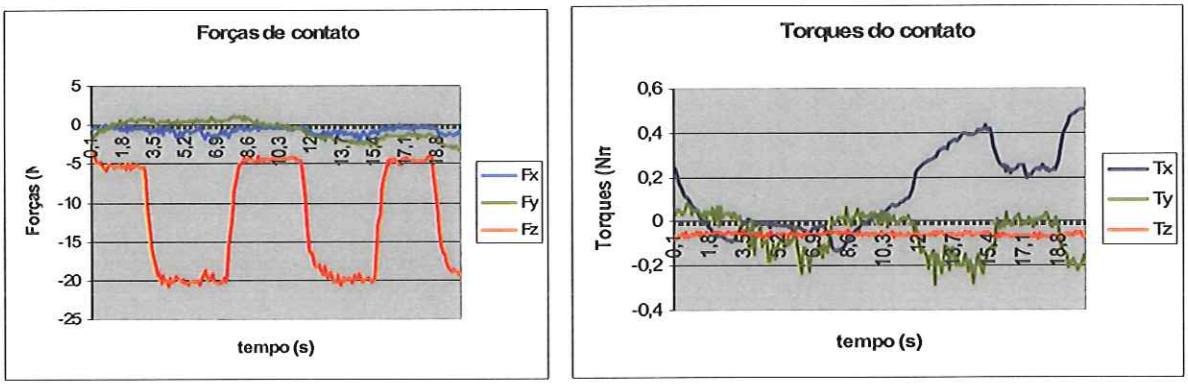


Gráfico 17: Incremento de 15N na força de contato, passando de 5N para 20N

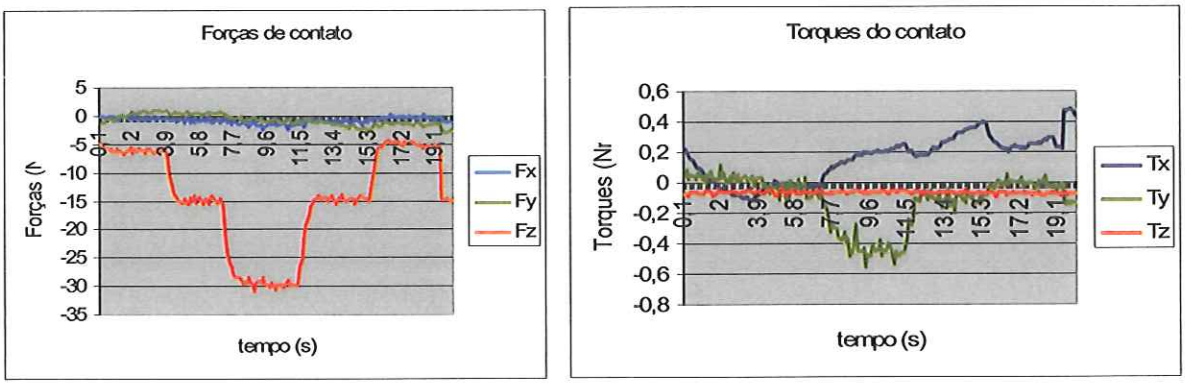


Gráfico 18: Incremento de 15N na força de contato, passando de 5N para 20N

Cenário 2 - ferramenta em relação à superfície = 112,5°

Também com os mesmo valores de P e I do caso 2, tem-se:

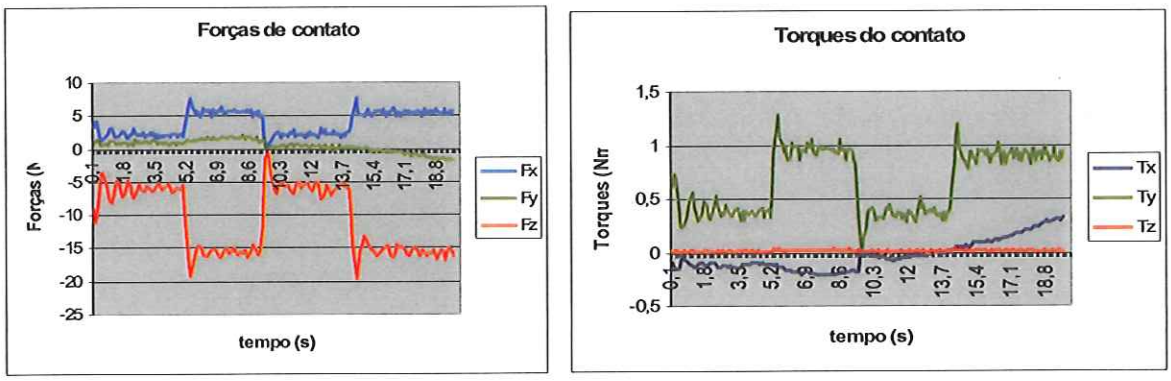


Gráfico 19: Incremento de 10N na força de contato, passando de 5N para 15N

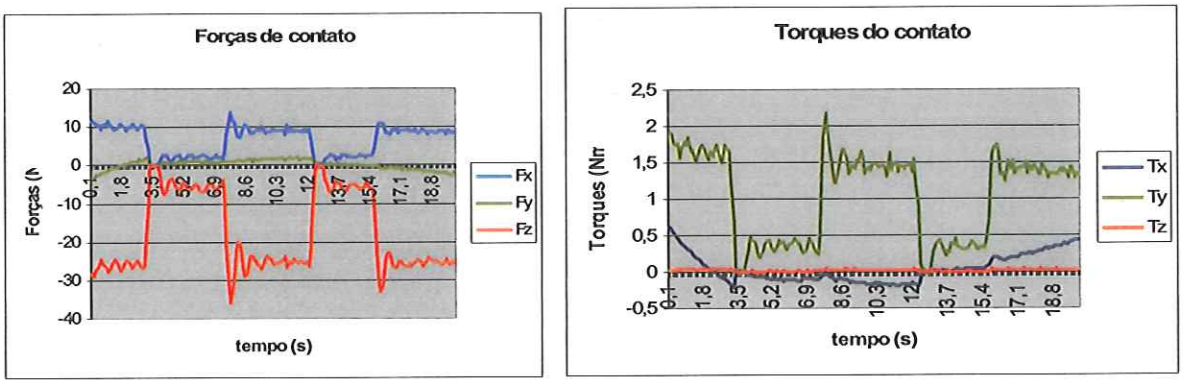


Gráfico 20: Incremento de 20N na força de contato, passando de 5N para 25N

Cenário 3 - ferramenta em relação à superfície = 67,5°

Também com os mesmo valores de P e I do caso 2, tem-se:

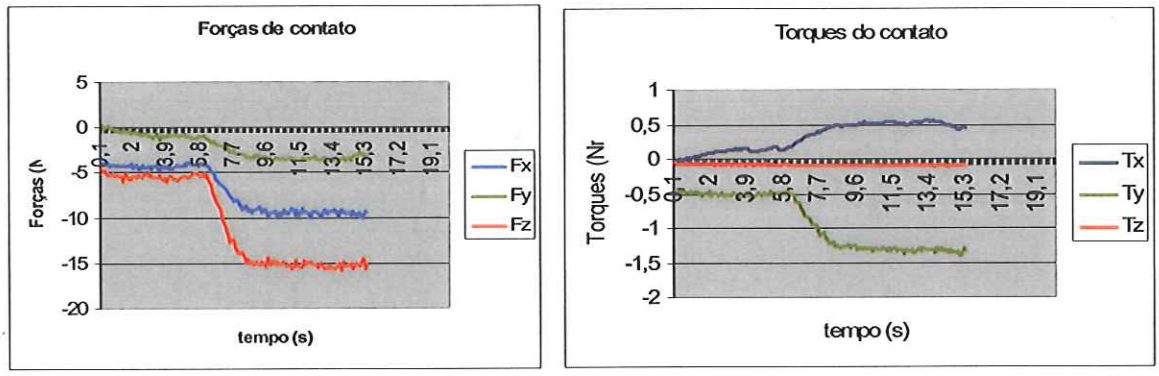


Gráfico 21: Incremento de 10N na força de contato, passando de 5N para 15N

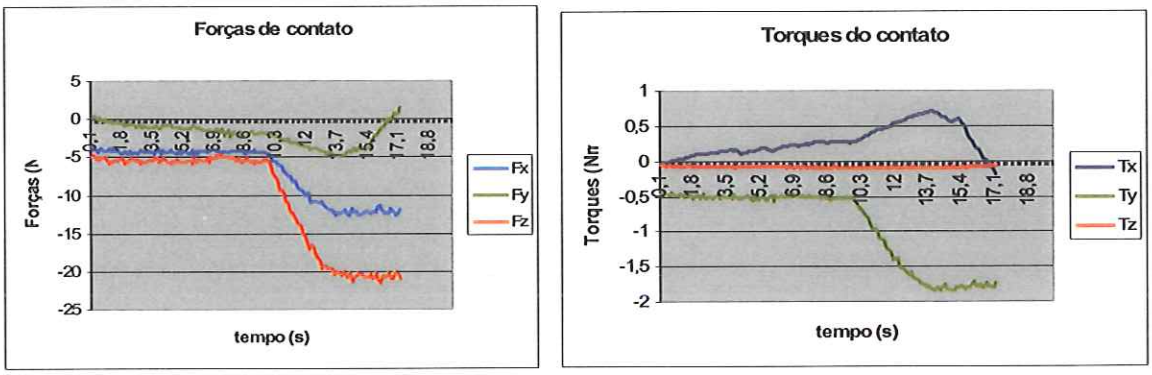


Gráfico 22: Incremento de 15N na força de contato, passando de 5N para 20N

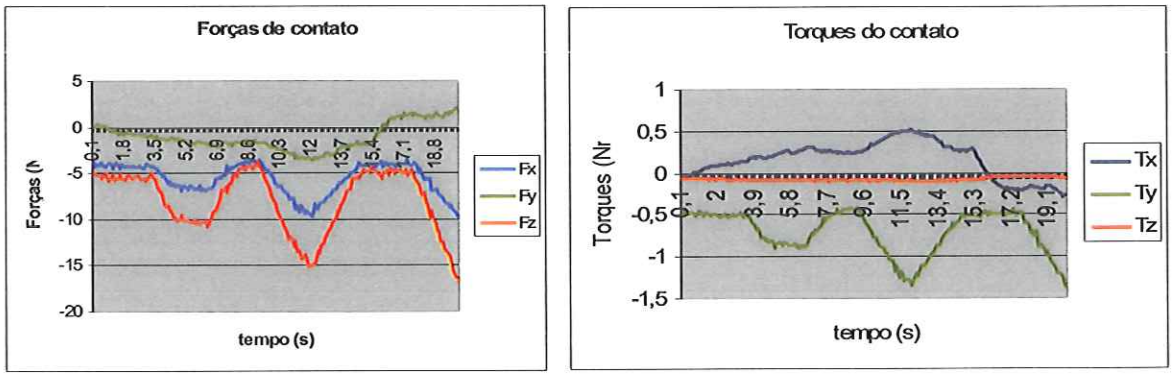


Gráfico 23: Incremento de 5N e 10N na força de contato, passando de 5N para 10N e de 5 para 15N

Comentários sobre o Caso 3

Como podemos observar, o cenário 1 apresentou uma adaptação melhor nesta simulação de acréscimo de força. Com isso, pode-se esperar em testes reais com ferramenta de desbaste a melhor orientação da ferramenta é perpendicular com a superfície de contato. Porém, não podemos evitar que em um teste real ocorra casos que sejam necessários à aplicação da ferramenta em disposições não adequadas. Para isso, será necessário análise do comportamento da ferramenta em direções não perpendiculares para compensar os desvios e as oscilações apresentadas.

Neste Caso 3, ainda podemos verificar com facilidade as forças adicionais em outras direções que ocorrem quando temos um acréscimo ou decréscimo da força de contato. Quando isso ocorre, podemos ver claramente nos gráfico de torque, o surgimento de torques em direções distintas.

8. CONCLUSÃO

No desenvolvimento deste trabalho optou-se por avaliar o controle de força e posição através de um experimento mais genérico do que os encontrados comumente na literatura. Desta forma o robô torna-se capaz de seguir uma superfície qualquer mantendo a força normal de contato desejada e ao mesmo tempo torna-se possível testar a flexibilidade e as habilidades do programa. A série de testes realizados teve como objetivo de servir de base para subseqüentes experimentos de controle de FT em interações do robô com o meio, em especial tarefas como rebarbação robótica, retirada de material (usinagem) robótica, polimento, etc. Nestes experimentos, foi verificado e estudado a variação do erro de força e a diferença entre as forças desejadas e as forças efetivamente aplicadas. O fato de se ter identificado o surgimento de forças em outras direções quando desejava-se apenas aplicar uma força normal a superfície reforça a preocupação com escolha de um modelo. Também, foram avaliados dois controles: Controle Cinestático e o Controle Híbrido.

Foi desenvolvido um micro manipulador para ser acoplado no TCP do robô e para controlar as força de contato. Esta ferramenta demonstrou funcionamento adequado para o controle ativo da força. Porém, como o micro manipulador possui um único grau de liberdade, não foi possível controla todas as forças em direções distintas as quais estarão presentes em uma aplicação real desta ferramenta.

Neste trabalho, foram testados três cenários distintos na orientação da ferramenta em relação à superfície. Estes cenários demonstraram variações na elasticidade da ferramenta, verificado pela mudança dos ganhos de cada cenário e pelos gráficos analisados. Assim, quando

a ferramenta é inclinada em relação à superfície, esta evidencia a importância da rigidez espacial e a influência nas respostas do sistema. Também, dependendo de sua inclinação – horária ou anti-horária – foram encontradas deformações diferentes. Para uma implementação comercial de controladores de força, é importante o estudo e o controle direto dessa orientação, como ficou provado nos testes.

Os estudos em Controle Cinestático desenvolvidos tiveram como objetivo verificar quanto da elasticidade presente no contato entre o robô e a superfície pode influenciar na definição das forças de contato resultantes. Com isso, foi verificado o surgimento de forças significativas em direções distintas da orientação da elasticidade unidirecional. Portanto, há a necessidade de conhecer o mapeamento da rigidez do sistema como um todo para melhorar o controle da aplicação de força.

O Controle Híbrido foi testado para controlar ativamente as forças de contato. Neste experimento foi verificada a sua performance levando em conta sua orientação em relação à superfície. O controlador demonstrou bom desempenho de controle da força na direção normal a superfície nos 3 cenários testados. Porém, como o micro manipulador atua em uma única direção, este não foi capaz de corrigir todas as forças atuantes no sistema para definir a força normal aplicada a superfície. Este controle é importante para aplicações reais que necessitam de total controle em todas as direções.

8.1 Trabalhos Futuros:

Como o objetivo desse trabalho foi de averiguar o comportamento do sistema e do controle desenvolvido para manter uma força previamente estipulada, é possível prever

antecipadamente o seu comportamento em uma aplicação de rebarbação robótica. Então, para uma próxima etapa, é sugerido a aplicação deste com uma ferramenta de desbaste para uma análise detalhada do seu funcionamento em tarefas de rebarbação. Também, o controlador deverá passar por adaptações para implementar um controle para seguir os cantos de uma peça em experimentos de rebarbação.

E, será necessário atuar no funcionamento do controle do robô para controlar as fases de transmissão de movimento, como uma aproximação adequada à superfície, e conseguir variar a velocidade de avanço do seu TCP. Também, atuar na orientação da ferramenta para controlar a interação em posições adequadas com as forças exigidas.

Com essa nova aplicação, surgirão novos desafios na implementação em casos reais, como a necessidade do controle da profundidade do chanfro com mínima rugosidade. Para isso, deverá controlar a força normal do chanframento com rápidas correções e sem grandes amplitudes.

Para todas essas novas implementações, são exigidos maior flexibilidade e controle nas interações com o meio externo. Com esse pensamento, têm-se dois caminhos a percorrer: controlar as articulações do manipulador ou desenvolver um novo micro manipulador ao robô.

No primeiro caminho, pode se controlar articulação por articulação ou controle multi-eixos por *loops* de controle individuais e autônomos de posição auxiliando o controle da força aplicada. Assim, como proposto por SICILIANO (1999), em robôs de seis graus de liberdade, manter um controle das três juntas iniciais como um controle rígido de posição e as três ultimas juntas do robô, um controle flexível da interação. Desta maneira, o controle da posição e orientação externamente e a força aplicada internamente no controle.

Pelo segundo caminho, há pesquisas para implementar dispositivos totalmente flexíveis ao robô. Os estudos de mecanismos cinemáticos paralelos (plataformas Stewart-Gough), chamada de PKM's – *Parallel Kinematics Mechanism* – têm mostrado resultados consideráveis em aplicação de operações de rebarbação automática (TOL, et al, 2002).

Esses dois caminhos podem ser implementados isoladamente ou em cooperação um com o outro, ou seja, possuir total controle do robô e ainda um controle flexível da interação.

REFERÊNCIAS

ASADA, H. (1986) Robot Analysis and control. Ed. *New York, J. Wiley, N.Y., EUA.*

ASAKAWA, N.; TODA, K; TAKEUCHI, Y. (1998). Automation of chamfering by an industrial robot; for the case of machined hole on a cylindrical workpiece. In: IEEE International Conference on Robotics and Automation, Leuven, Bélgica. Anais. p. 2452-2457.

ASOKAN, T.; SINGAPERUMAL, M. (1997) Control of interaction impedance using an electrohydraulic servosytem: an application to robotic deburring. *Jornal of Materials Processing Technology,* v.65, p.172-128.

BONE, G. M. et al (1991). Force control for robotic deburring. Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control. v.113, p.395-400, Sept.

BONE, G. M.; ELBESTAWI, M. A. (1994) Sensing and control for automated robotic edge deburring. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. v.41, n.2, p.137-146.

BONE, G. M.; ELBESTAWI, M. A. (1996) Dual-sensor based robotic deburring. *Journal of Manufacturing, Science and Engineering*. v.118, Aug, p.439-441.

BROWN, L. (1998) The development of software to assist in off-line programming for robotic fettling of cast components. *Industrial Robots*, v.25, n.4, p.282-287.

BUDIMAN, E. S. e TOMIZUKA, M. (1999) Position/Force control with a frequency-based switch for robots interacting with a compliant evironment. *In: IEEE Inrternational Conference on Advanced Intelligent Mechatronics, Atlanta, EUA, Anais. P. 973-975.*

BYRNE, G.; DORNFELD, D. A.; INASAKI, I.; KETTELER, G.; KÖNIG, W.; TETI, R. (1995) Tool condition monitoring (TCM) – The status of research and industrial application. *Annals of the CIRP, v.44, n.2, p.541, 567.*

CHEN, S.C.; TUNG, P.C. (2000) Trajectory planning for automated robotic deburring on an unknown contour. *International Journal of Machine Tools and Manufacturing*, v.40, p.957-978.

CHIAVERINI, S.; SICIAVICCO, L. (1999). The parallel approach to force/position control of robotic manipulators. *IEEE On Robotics and Automation*, 9:361-373.

DE-GOL, G. (1995). Robots for workpiece handling to stationary tools. Assembly Automation, v.15, n.3, p.26-28.

DORNFELD, D. A.; ERICKSON, E. (1989) Robotic Deburring with real time acoustic emission feedback control. PED, ASME. v.38, p.13-25.

DORNFELD, D. A.; LISIEWICZ, V. (1992) Acoustic emission feedback for precision deburring. *Annals of the CIRP*. v.41, n.1, p-93-96.

DORNFELD, D. A. (1998) Process monitoring for precision manufacturing. *LMA Research Report, University of California at Berkeley.*

DUFFY, J (1990). Editorial: The fallacy of modern hybrid control theory that is based on orthogonal complements of twist and wrench spaces. *Jornal of Robotic Systems 7(2),* Univesity of Florida, FL – EUA, p 139-144.

FEATHERSTONE, R.; THIEBAUT, S. S.; KHATIB, O (1999). Ageneral contact model for dynamically-decouple force/motion control. *International Conference on Robotics & Automation,* Detroit, MI – EUA, p. 3281 – 3286.

GE, D.; TAKEUCHI, Y.; ASAKAWA, N. (1995). Dexterous polishing of overhanging sculptured surfaces with a 6-axis control robot. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Nagoia, Japão. Anais. p. 2090-2095

GILLESPIE, M. (1987) Robotic Deburring Handbook. *Society of Manufacturing Engineering,* Dearborn, MI - EUA.

GILLESPIE, L.R.(1996) The Battle of the burr: new strategies and new tricks. *Manufacturing Engineering*. v.116, n.2, p.69-78.

GORINEVSKI, D.M., FORMALSKY, A.M., e SCHNEIDER, A.Y. (1997). Force control of robotics systems, *CRC Press*, Boca Raton, FL.

GRAVES, B. A. (1999) Robots take over unhealthy deburring jobs. *Manufacturing Engineering,* V. 5, p. 114-125.

GRIFFIS, M. e DUFFY, J., (1991) "Kinestatic Control: A Novel Theory for Simultan eously Regulating Force and Displacement," *Trans. ASME Journal of Mechanica l Design*, Vol. 113, No. 4, Dec 1991, pp. 508-515.

HENRIKSSON, D. (2000) Observer-based impedance control in robotics. Master Thesis No ISRN LUTFD2/TFRT—5657--SE, Lund Institute of Technology, Lund, Suécia

HER, M.G.; KAZEROONI, H. (1991) Automated robotic deburring of parts using compliance control. *Jour. of Dynamic Systems, Meas. and Control*. v.113, p. 60-66.

HOGAN, N. (1985) Impedance control: an approach to manipulation: Part II – Implementation. *Journal of Dynamic System, Measurement, and Control*, v.107 p8-16.

HOGAN, N. (1988). On the stability of manipulators performing contact tasks. *IEEE J. of Robotics and Automation*, 4:677-686.

HSU, F.Y.; FU, L. C. (2000) Intelligent robot deburring using adaptive fuzzy hybrid position/force control. *IEEE Trans. on Robotics and Automation*, v.16, n.4, p.325-335.

JEMIELNIAK, K. (1999) Commercial toll condition monitoring systems. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v.15, p.711-721.

JINNO, M. et al. (1995). Development of a force controlled robot for grinding, chamfering and polishing. In: *IEEE Inter. Conf. on Robotics and Automation*, Nagoia, Japão, p. 1455-1460.

KAZEROONI, H.; BAUSCH, J. J.; KRAMER, B. M. (1986) An approach to automated deburring by robot manipulators. Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control. v.108, p.354-359, Dec.

KHATIB, O. (1987) A unified approach for motion and force control of robot manipulators: the operational space formulation. IEEE Journal of robotics and automation, v.3, n.1, p.43-53.

KIGUCHI, K.; FUKUDA, T. (1997) Intelligent Position/Force controller for industrial robot manipulators – Application of fuzzy neural networks. IEEE Transactions on Industrial Electronics, v.44, n.6, p.753-761.

KIGUCHI, K.; FUKUDA, T. (2000) Position/Force control of robots manipulators for geometrically unknown objects using fuzzy neural networks, v.47, n.3, p.641-649.

LEE, M. C.; GO, S. J.; LEE, M. H.; JUN, C. S.; KIM, D. S.; CHA, K. D.; AHN, J. H. (2001) A robust trajectory tracking control of a polishing robot system based on CAD data. *Robotics and Computer Integrated Manufacturing*, v.17, p.177-183.

LIU, S.; ASADA, H. (1993) Teaching and learning of deburring robots using neural networks. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Nagoia, Japão, p.339-344.

MASON, M. (1981) Compliance and force control for computer-controlled manipulators. In: *IEEE Trans. on Systems, Man. and Cybernetics,* Vol. SMC-11, Nº6.

MASON, M. (1982) Compliant montion: planning and control. *Ed. Brady et. al., MIT Press,* Cambridge, MA.

MASON, M. (2001) Mechanics of Robotic Manipulation, *MIT Press* , Cambridge, MA, USA.

OLIVEIRA, J. F. G.; FELIPE Jr., J. (1998) Intelligent Grinding Systems: High reliability and automation level in precision grinding. *Abrasives Magazine.* p11-22. Jun

PERSOONS, W. (1997) "Model based off-line programming of robots", PhD Thesis No 97D5, Katholieke Universiteit Leuven, Leuven, Bélgica.

PROCTOR, F. M.; MURPHY, K. N. (1989) Advanced deburring system technology. Proceeding of the Winter Annual Meeting of the American Society of Manufacturing Engineers, São Francisco, CA.

RAIBERT, M.H. e GRAIG, J.J. (1981). Hybrid position/force control of manipulators. ASME J. *of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 103:126-133.

SALISBURY, J.K. (1980). Active stiffness control of a manipulation in Cartesian coordinates. In Proc. *19th IEEE Conf. On Decision and Control*, Albuquerque, NM. pp. 95-100.

SELIGER, G.; HSIEH, H. L. (1991) Sensor-aided programming and movement adaptation for robot-guided deburring of castings. *Annals of the CIRP.* v.40. n.1, p.487-490.

SCHUTTER, J., BRUYNINCKX, H., ZHU, W. H., e SPONG, M.W. (1998). Force control: A bird's eye view. In *Control Problems in Robotics and Automation*, Siciliano, B. and Valavanis, K.P. (Eds.), Springer-Verlag, London, p. 1-17.

SCHUTTER, J., BRUYNINCKX, H.,et al. (1988). Compliant robot motion II. A control aproach base don external control loops. *Int. J. of Robotics Research*, 7(4):18-33.

SICILIANO, B.; VILLANI, L. (1999) Robot Force Control. Editora *Kluwer Academic Publishers*, Nápoles, Itália.

TOL, U. A.; CLERC, J. P.; WIENS, G. J. (2002) Micro/Macro approach for dexterity enhancement of PKM's. *Proc. on Fundamental Issues and Future Research Directions for Parallel Mechanisms and Manipulators* Quebec, Canada. p. 34-39.

TOMASTIK, R. N.; ENOMOTO, A.; ENGEL, T.W. (1997) Concept for robotic deburring using multipass active control. *Jour. Vibration and Control*, v. 3, p.351-369.

VALENTE, C. M. O. (2003) Desenvolvimento de Sistema para Rebarbação de bordas Resultantes da Interseção entre Superfícies Fresadas e Fundidas Utilizando Robôs Industriais. Dissertação (Doutorado Fapesp 99/00890-7) – EESC, USP.

VAN BRUSSEL, H,; PERSOONS, W. (1996) Robotic deburring of small series of castings. Annals of the CIRP, v.45, n.1, p.405-410.

VUKOBRATOVIC, M. e NAKAMURA, Y. (1993). Force and contact control in robotic systems. Tutorial at 1993 *IEEE Int. Conf. On Robotics and Automation*, Atlanta, GA.

WARNECKE, H. J.; ABELE, E. (1983) Fettling of castings with industrial robots. Annals of the CIRP. v.32, n.1, p.405-409.

WHITNEY, D. (1982) Quasi-Static Assembly of Compliantly Supported Rigid Parts, ASME *Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control*, Vol. 104.

WHITNEY, D. E. (1987). Historical perspective and stade of the art in robot force control. Int. J. of Robotics Research, 6(1):3-14.

WIENS, G. J,; MUSUNUR, L. P.; WALKER, C. W. (1997) Process model-based force-controlled chamfering and deburring. Journal of Vibration and Control, v.3, p.331-350.