

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA ELÉTRICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DA COMPUTAÇÃO E
AUTOMAÇÃO INDUSTRIAL
MARÇO 1990

ANÁLISE DO CONTROLE DE IMPEDÂNCIA
APLICADO AO CONTROLE DE ROBÔS EM TAREFAS DE CONTATO

Por : Mario Alejandro Cabrera
Orientador: Prof. Dr. Luis Gimeno Latre

*Este exemplar corresponde
à redação final da tese
defendida por Mario
Alejandro Cabrera e
aprovada pela Comissão
Julgadora em 23/03/1990*

Luis Gimeno

Tese apresentada à Faculdade de
Engenharia Elétrica FEE - UNICAMP
como parte dos requisitos exigidos
para a obtenção do título de MESTRE
EM ENGENHARIA.

Campinas - 1990

C112a

12223/BC

UNICAMP

Este trabalho contou com o apoio financeiro das entidades:

CAPES - COORDENADORIA DE APREFEIÇOAMENTO DO
PESSOAL DE ENSINO SUPERIOR

CNPq - CONSELHO NACIONAL DE DESENVOLVIMENTO
CIENTÍFICO E TECNOLÓGICO

à minha mãe, Leonor, pelo seu exemplo de vida, caráter, trabalho e amor.

e à minha esposa, Marcela, pelo seu amor, entrega e sacrifício em pró das minhas realizações.

AGRADECIMENTOS

Nestes trinta meses que durou o meu curso de Mestrado tenho recebido o apoio de muitas pessoas, e queria me lembrar de algumas delas em forma particular. Desejo agradecer:

à Profa. Rosane Minghim, por ter sido o ponta-pé inicial e pela sua amizade muito especial neste tempo todo.

a Mauro Marton e Fernando Runstein pelo seu apoio operacional e logístico nos primeiros tempos.

à Profa. Beatriz Daltrini pela sua simples, correta e acertada orientação na procura do tema de pesquisa.

ao amigo Mauro Carnassale pela ajuda em todo momento e pelas suas bem humoradas aulas de português.

a Rubén Nazzetta e Juan José Lopensino pelas conversas muito úteis sobre controle de robôs.

ao amigo Victor Valotto pelo seu interesse neste trabalho, seus aportes e sugestões e por ter aceitado o desafio de continuá-lo.

aos colegas Rômulo Campos Machado e José Luiz de Oliveira pela sua amizade e pelas discussões sobre Robótica.

Finalmente queria agradecer a duas pessoas em especial:

ao Prof. Luis Gimeno Latre que sempre me orientou e ajudou muito além das suas obrigações, demonstrando grande capacidade como docente e pesquisador. Acredito que os anos de estudo deram a ele o que deveriam dar a todos nós: simplicidade, sabedoria e humildade.

à minha esposa Marcela, pelo seu incondicional apoio desde o começo, pela sua compreensão e companhia, sem as quais não teria acabado este trabalho. Também pela sua doce paciência ao suportar com um sorriso minhas intermináveis "lucubrações" sobre a "impedância das coisas"

ÍNDICE

INTRODUÇÃO	- 3-
Capítulo 1: CONTROLE DE ROBÔS INTERAGINDO COM O MEIO EXTERNO	
Introdução	- 4-
1.1- Caracterização do problema do controle de esforço e de suas soluções	- 4-
1.2- Utilização da realimentação de esforço no controle de robôs	- 7-
1.2.1- Controle Explícito de Esforço	- 7-
1.2.2- Realimentação de esforço para mudar as referências de posicionamento	- 7-
1.2.3- Sensores de esforço	- 8-
1.3- Controle Híbrido	- 9-
1.3.1- Limitações naturais e artificiais	- 9-
1.3.2- Esquema do controlador híbrido de posição/esforço	-11-
1.4- Controle de Flexibilidade	-14-
1.4.1- Controle de Flexibilidade Passiva	-15-
1.4.2- Controle Ativo de Flexibilidade	-16-
Capítulo 2: CONTROLE ATIVO DE FLEXIBILIDADE	
Introdução	-17-
2.1- Conceitos gerais	-17-
2.2- Analogia mecânica-elétrica	-18-
2.3- Impedância e Admitância mecânica	-19-
2.4- Controle de Impedância	-20-
2.4.1- Impedância de uma junta com controle de posição.	-20-
2.4.2- Implementação do Controle Ativo de Flexibilidade	-25-
2.4.3- Controle de Impedância para um robô com várias juntas	-31-
2.5- Controle de Rigidez	-34-
2.6- Controle de Amortecimento	-40-
2.7- Algumas Considerações sobre o Comportamento do Braço Humano	-42-
Conclusões	-44-
Capítulo 3: Controle de Impedância em uma Junta Flexível	
Introdução	-46-
3.1- Implementação em uma junta rígida	-46-
3.1.1- Modelo da junta com Controle de Impedância	-46-
3.1.2- Análise de estabilidade	-49-
3.1.3- Comportamento no espaço livre	-55-
3.1.4- Comportamento no contato	-56-
3.2- Implementação em uma Junta Flexível	-57-
3.2.1- Modelo da junta com Controle de Impedância	-58-
3.2.2- Análise de estabilidade e comportamento no espaço livre	-60-
3.2.3- Análise de estabilidade e comportamento no contato	-63-
3.3- Ajuste dos Parâmetros da Impedância Desejada	-73-
Conclusões	-75-
Capítulo 4: Conclusões e Trabalhos Futuros	-76-
ANEXO I - Modelo Cinemático	-79-

ANEXO II - Modelo Diferencial	-79-
ANEXO III - Modelo Dinâmico	-80-
ANEXO IV - Modelo Dinâmico no Espaço Cartesiano	-81-
ANEXO V - Modelo dos Atuadores	-81-
ANEXO VI - Variáveis Disponíveis	-82-
ANEXO VII- Controle Cartesiano Desacoplado	-83-
ANEXO VIII- Controle de Posição em uma Junta Flexível	-84-
ANEXO IX - Blocos G, H e S em uma Junta Flexível	-84-
Referências Bibliográficas	-98-

INTRODUÇÃO

O objetivo deste trabalho é o estudo do problema de controle de esforço em robôs manipuladores. Especificamente trata-se de analisar a técnica denominada Controle de Impedância ([Hogan 85]) desenvolvida para robôs rígidos e de estudar o seu desempenho quando as juntas não são totalmente rígidas.

No capítulo 1 são apresentados os conceitos básicos relacionados com o controle de esforço de robôs manipuladores. Apresenta-se também uma breve descrição das diferentes abordagens utilizadas com este objetivo.

O controle ativo de flexibilidade é o objeto do capítulo 2. Com este nome caracterizam-se as técnicas de controle de esforço em que o objetivo é dotar a garra do robô de uma flexibilidade suficiente para interagir com o meio externo através de uma estrutura de controle adequada. Para tanto, através de uma analogia eletro-mecânica, determina-se a impedância que apresenta o robô como função das características do robô e do controlador. A técnica do Controle de Impedância com realimentação de esforço/torque é introduzida como uma forma de conseguir que a impedância apresentada dependa exclusivamente do controlador e portanto possa ser ajustada externamente. Como casos particulares estudam-se as técnicas denominadas de Controle de Rigidez e Controle de Amortecimento.

No capítulo 3 estuda-se o desempenho de uma junta com Controle de Impedância quando a flexibilidade da mesma não é desprezível. O objetivo é o de obter as limitações no ajuste dos parâmetros do controlador de impedância existentes em qualquer caso real e que uma análise baseada num modelo rígido não revela. Com este objetivo apresenta-se inicialmente um modelo para a junta flexível, frequentemente utilizado na literatura, baseado na incorporação do fenômeno da torção na transmissão do torque entre o atuador e a carga.

Estuda-se o comportamento em malha fechada da junta com o Controle de Impedância projetado com a hipótese de junta rígida analisando a impedância resultante para a junta e o comportamento no transitório no espaço livre e no contato. Uma análise aproximada do modelo de quarta ordem assim obtido permite obter conclusões sobre as restrições nos parâmetros de controle utilizados pelo controlador de impedância.

Finalmente o capítulo 4 contém as conclusões gerais deste trabalho e nele são discutidos possíveis trabalhos futuros nesta área.

CAPÍTULO 1

CONTROLE DE ROBÔS INTERAGINDO COM O MEIO EXTERNO

Introdução

Neste capítulo serão apresentados os conceitos básicos relacionados com o controle do esforço aplicado por robôs manipuladores. Estes conceitos estão relacionados com os problemas que aparecem ao pretender-se controlar este esforço e com as soluções propostas na literatura.

Apresenta-se também (nas seções 1.2, 1.3 e 1.4) uma breve descrição das diferentes abordagens que têm sido utilizadas com este objetivo, visando um conhecimento geral das diferentes formas de encarar tais problemas. Com exceção do controle ativo de flexibilidade implementado através do Controle de Impedância (objetivo deste trabalho) as outras abordagens não serão analisadas nos capítulos posteriores.

1.1- Caracterização do problema de controle de esforço e de suas soluções

Na utilização de robôs manipuladores podemos definir duas situações em função do esforço que este aplica ao meio: aquela em que o robô pode-se movimentar livremente no espaço livre e o esforço que este aplica ao meio é zero ou desprezível, e a situação em que o robô encontra-se com algum objeto e o esforço devido ao contato não é zero nem desprezível.

Limpeza ou acabamento de superfícies, perfuração, dobramento, encaixe de peças, montagem, corte com ferramentas, empilhamento ou acomodação de objetos, etc. são tarefas que precisam da aplicação de esforços significativos na sua execução.

Define-se como *tarefas de contato* ([Paul 87]) todas as tarefas em que o robô agarra, empurra ou trabalha com objetos aplicando-lhes um esforço.

Podemos considerar que as tarefas de contato possuem três partes:

- Movimento no espaço livre
- Colisão
- Aplicação do esforço

O processo a ser controlado envolve as três partes e cada uma

delas possui características particulares.

No espaço livre o robô pode-se movimentar sem restrições e o seu controle está limitado ao controle do posicionamento da garra. O robô pode ser considerado, nesta fase, como um sistema isolado.

Na aplicação do esforço o robô está em contato efetivo com o objeto. Se se consideram tanto o robô quanto o objeto como constituídos de materiais rígidos, pequenos movimentos provocarão grandes esforços de interação. Por este motivo é que resulta conveniente, nesta parte da tarefa de contato, controlar o esforço e não a posição. O robô e o objeto são agora dois sistemas acoplados e o robô não pode ser considerado, para fins de controle, como um sistema isolado.

A colisão é a transição entre as outras duas fases e nela se produz a dissipação da energia cinética que tem o robô no espaço livre (devido a que normalmente o contato se produz com velocidade diferente de zero) sob a forma de uma deformação, seja esta do objeto ou do robô. Geralmente é nesta fase da tarefa que aparecem os problemas de instabilidade tais como batidas múltiplas antes do contato efetivo, entrada em ciclos limites, etc.

A colisão está caracterizada por uma modificação abrupta das características do meio. Se, por exemplo, considera-se o termo de rigidez do meio, no espaço livre o seu valor é nulo e no objeto pode ter valores da ordem de 10^4 ou 10^6 N/m. Isto faz com que a dinâmica do processo a ser controlado seja muito diferente no espaço livre e no contato.

Geralmente esta mudança ocorre em forma abrupta, modificando os parâmetros do processo que está sendo controlado pelo controlador de posicionamento do robô. O conteúdo harmônico desta mudança abrupta é grande e excita os diferentes modos de flexão e torção da estrutura mecânica do robô e do objeto. Dado que as frequências de ressonância correspondentes estão na ordem de várias dezenas, centenas ou até milhares de Hertz, o controlador digital do robô (para poder controlar este fenômeno) deverá ter uma alta frequência de amostragem.

O controle de esforço é fundamental nas tarefas de contato, mas estas tarefas também requerem de movimentos no espaço livre prévios ao contato. No espaço livre a nossa variável a ser controlada (o esforço) não existe, o que nos impede de prescindir do controle de posicionamento do robô enquanto não se estabelece o contato entre este e o objeto a ser manuseado. O momento do contato não é conhecido com muita precisão devido às incertezas no posicionamento do objeto e do robô. Por outra parte, o esforço aplicado pode provocar movimentos no objeto que deverão ser monitorados ou até controlados. Desta forma, o problema será sempre de controle de posição e esforço.

Uma abordagem deste problema é a técnica denominada "Controle Híbrido" em que o espaço da tarefa é subdividido em dois sub-espacos, um controlado em posição e o outro em esforço. Esta técnica será apresentada em forma resumida na seção 1.3.

A abordagem do Controle Híbrido não resolve, porém, o problema de que nos graus de liberdade a serem controlados em esforço, este esforço tem

frequentemente como finalidade um movimento a ser realizado contra o meio externo e desta forma o controle do esforço no ambiente e o controle do movimento da garra contra o ambiente estão ligados.

Existem situações onde a tarefa pode ser considerada como tendo como objetivo a aplicação de um esforço, isto porque o meio externo é conhecido com suficiente precisão para que se conheça a priori o movimento que ocorrerá em consequência (p.e. na fixação do cabeçote de um motor de automóvel com chaves autobloqueantes que limitam o esforço aplicado, a própria chave controla o esforço). Trata-se da situação onde tem-se unicamente uma referência de esforço, abordagem esta que será brevemente discutida na seção 1.2.1.

Em muitos casos porém, dado que o meio não é conhecido com suficiente precisão, aplica-se um esforço e monitora-se o movimento realizado, modificando-se o esforço em função do movimento. Tem-se nesta situação uma referência de posição e um erro de posição que se traduz, via controlador e manipulador, num esforço aplicado. Este esforço, dada a falta de conhecimento sobre o ambiente, é medido e utilizado para modificar a referência de posição caso seja inadequado: acima de valores aceitáveis por questões de segurança ou abaixo de valores ótimos o que levará a um tempo maior para a execução da tarefa.

O segundo tipo de tarefas citadas acima leva a uma estrutura de controle em que a medida de esforço é utilizada para adicionar uma malha ao sistema de controle de posição já existente. Cabe notar que a estrutura de controle de posição será necessária para os movimentos no espaço livre na aproximação ou quando da perda de contato. Esta abordagem será analisada na seção 1.2.2.

A modificação da posição de referência externa pela realimentação de esforço leva a que a garra não atinja esta posição de referência (supõe-se por enquanto que na ausência de meio externo a garra atingiria a posição de referência). O que relaciona o esforço aplicado no meio e a diferença entre a posição real e a posição de referência é a *impedância* com que atua o manipulador frente ao meio. Esta impedância será função do manipulador e dos parâmetros do controlador de posição e da realimentação de esforço. O "Controle de Impedância", que é o objetivo deste trabalho e será analisado nos capítulos 2 e 3, coloca o problema como sendo o de projetar uma estrutura de controle, utilizando medidas de posição, velocidade e esforço, que permita especificar externamente a impedância com que o robô atua frente ao meio externo. Fixada a impedância, esta, junto com a diferença entre a posição de referência externa e a posição real, determinam completamente o esforço aplicado. Em outras palavras, garante-se a relação entre esforço aplicado e posição atingida. Frente a um ambiente externo pouco conhecido a tendência será ajustar uma impedância baixa de forma a que mesmo um movimento grande do manipulador não provoque um esforço grande (que poderia ser excessivo dado o desconhecimento do ambiente). A posição atingida pelo manipulador dependerá do meio externo: uma vez conhecida a posição atingida, e portanto o meio externo, será ajustada a impedância que o manipulador deve apresentar e o sinal da referência de entrada para obter-se o esforço e posição desejados.

O "Controle de Impedância" implementa, através do software de controle, uma certa flexibilidade na garra. Esta flexibilidade na garra pode ser criada em forma totalmente passiva através de mecanismos que permitam uma acomodação da garra quando esta recebe esforços/torques externos. Este tipo de mecanismos serão descritos brevemente na seção 1.4.1.

A implementação de flexibilidade ativa na garra (seção 1.4.2) pode ser facilitada pela adequação da estrutura do robô à tarefa; um exemplo disto são os robôs tipo SCARA para tarefas de inserção ([ElMaraghy 88]). Este ponto não será abordado neste trabalho.

1.2- Utilização da realimentação de esforço no controle de robôs

O esforço é uma das variáveis dinâmicas de maior importância no controle de robôs que objetivam a interação física com o meio. Basicamente a realimentação da medida do esforço pode ser usada para alterar dois tipos de referência de entrada: referências de esforço ou referências de variáveis de movimento (posição, velocidade, etc.). As características de cada uma destas abordagens será discutida brevemente a seguir.

1.2.1- Controle Explícito de Esforço.

Sendo o esforço a variável a ser controlada um esquema intuitivo de controle é a utilização de um esforço de referência que é comparado com o esforço aplicado.

Existe uma limitação importante para a aplicação direta deste tipo de controlador: somente pode ser aplicado a partir do momento em que existe um contato efetivo entre o robô e o objeto. No espaço livre um degrau na referência de esforço provocará uma aceleração constante na garra que poderá danificar o objeto e/ou a garra no momento do contato. Esta limitação faz com que a aplicação desta abordagem veja-se necessariamente reduzida a situações muito específicas e bem conhecidas.

Uma forma de contornar esta limitação é utilizando um controle de posicionamento no espaço livre e uma vez que se verifica o contato chavear para um controlador de esforço. Esta metodologia é conhecida como "guarded-move" e pode ser implementada com sensores de proximidade magnéticos, por ultrassom, raios infravermelhos ou câmeras de televisão; o que evidentemente complica o hardware e o software de controle.

1.2.2- Realimentação de esforço para mudar as referências de posicionamento.

A idéia desta abordagem é a de utilizar a realimentação de esforço como uma malha externa a um controle de posicionamento. Assim o robô poderia se movimentar em forma controlada no espaço livre e no momento do contato alteraria a posição de referência de acordo com o esforço que está sendo aplicado.

Isto significa que a posição atingida pela garra será diferente em função do esforço que aplica ao meio. Tal situação pode ser interpretada como a introdução de uma certa flexibilidade no robô através do controlador. Fala-se então de Controle Ativo de Flexibilidade (seção 1.4.2) e o Controle de Impedância é uma forma de implementar esta idéia.

O ajuste da realimentação de esforço é delicado, podendo provocar comportamentos instáveis, como é mostrado em [Eppinger 89], onde pode-se encontrar uma análise em que a referência de velocidade é modificada com uma realimentação de esforço e o sistema fica instável para determinados ganhos da malha de esforço, o que mostra que a utilização da realimentação de esforço para mudar a referência de posicionamento não pode ser aplicada em forma irrestrita.

Esta abordagem será analisada no capítulo 2 já que é a base de uma das formas de implementar o Controle de Impedância.

1.2.3- Sensores de esforço

O esforço aplicado é uma variável de radical importância no controle de robôs em tarefas de contato. Define-se como esforço aplicado a vetor de esforços e torques que atuam entre a garra ou elemento terminal do manipulador e o ambiente.

De modo geral é um vetor de 6 elementos: três esforços e três torques sobre cada eixo do sistema de coordenadas alocado no ponto de contato. Para efetuar a medição de tais esforços e torques são usados, geralmente, os chamados estensômetros. Eles podem ser de dois tipos: de material semicondutor ou de folha metálica. Nos dois tipos é utilizada a deformação do material onde são montados para modificar a condutividade ou resistência que apresentam, produzindo uma saída proporcional à deformação do material. Supondo que esta é linear (trabalhando na região de deformação elástica) estes sensores fornecerão uma saída proporcional ao esforço de deformação.

Existem no robô, basicamente, três lugares onde pode ser medido o esforço ([Craig 86]):

1- Nos atuadores das juntas. O sensor mede o esforço ou torque de saída do atuador. Em alguns casos isto pode ser realizado em forma indireta como no caso de motores de corrente contínua a ímã permanente onde a corrente é proporcional ao torque fornecido pelo motor ([ElectroCraft 73]). A medida do esforço ou torque fornecido pelo atuador é usado em alguns esquemas de controle como em [Luh 80] e em [Asada 87] para reduzir os efeitos não lineares do atrito nos atuadores e nas reduções, mas não provê uma boa medida do esforço aplicado devido à dinâmica existente entre o atuador e a garra.

2- Entre o elemento final e a última junta do robô. São os chamados "sensores de punho". Um dos mais conhecidos é o chamado "Cruz de Malta" (figura 1.1), no qual oito pares de estensômetros fornecem saídas proporcionais aos esforços e torques presentes no punho do manipulador. A calibração deste tipo de sensor é realizada com uma matriz de calibração (de 6x8 neste caso) que mapeará as oito medidas de deformação num vetor de esforços/torques no punho. Por sua vez este poderá ser transformado a algum outro sistema de coordenadas de interesse através do Jacobiano transposto ([Craig 86]). Normalmente este tipo de sensor pode medir entre três e seis componentes do esforço aplicado. Um exemplo de implementação deste tipo de sensores pode-se encontrar em [Yoshikawa 89].

3- Na "ponta dos dedos" do elemento final do robô. No caso de se usar uma

garra com dedos móveis são incluídos extensômetros que permitem medir as componentes do esforço que atua sobre cada dedo. O cálculo do esforço aplicado a partir deste tipo de sensores é mais complexo que nos casos anteriores, porém dispõe-se de uma certa redundância nas medidas o que permite uma maior exatidão.

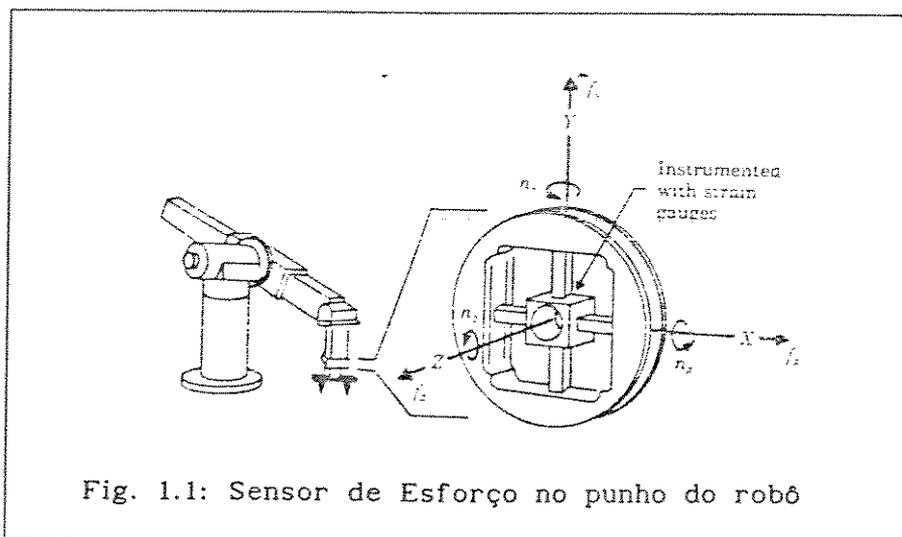


Fig. 1.1: Sensor de Esforço no punho do robô

A medida do esforço aplicado também pode ser usada para a avaliação do peso do objeto que está sendo carregado pelo robô.

Neste trabalho se considerará que se dispõe da medida do esforço aplicado para utilização pelo algoritmo de controle.

1.3- Controle Híbrido

O método de controle de robôs conhecido como Controle Híbrido de Posição/Esforço foi desenvolvido por Raibert e Craig e apresentado em [Raibert 81]. Nesta seção será feita uma descrição conceitual deste método objetivando uma visão geral das diferentes linhas de pesquisa no controle de robôs em tarefas de contato. Basicamente o conceito que leva à implementação do Controle Híbrido é a divisão do espaço da tarefa em dois sub-espacos: um controlado em posição e o outro controlado em esforço.

1.3.1- Limitações naturais e artificiais.

Suponham-se os dois casos seguintes ([Craig 86]): o robô movendo-se no espaço livre e o robô com a garra presa numa parede. No primeiro caso o robô é livre para se movimentar em qualquer direção sem nenhuma restrição dentro do seu espaço de trabalho, mas não é livre para aplicar qualquer esforço sobre o ambiente. O robô tem todas as chamadas "limitações de esforço". O segundo caso é o oposto ao primeiro, o robô é livre para exercer qualquer esforço mas não se pode mover. Desta forma o robô tem todas as "limitações de movimento".

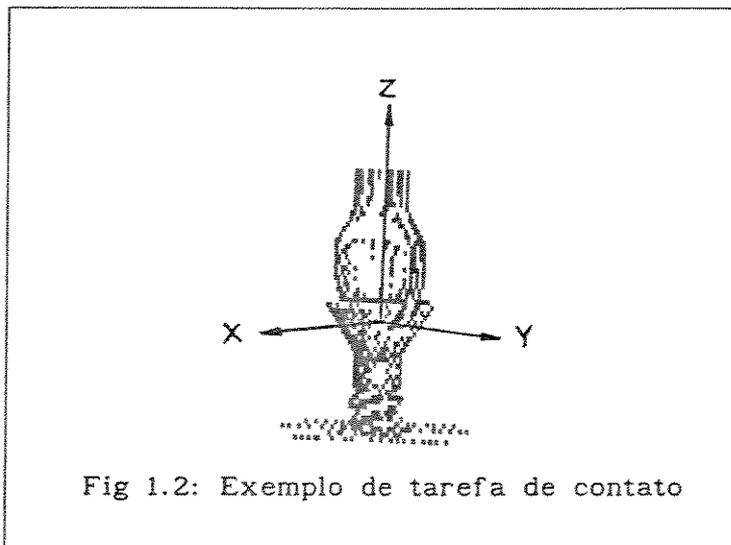
Em um caso geral, cada grau de liberdade de translação e rotação do espaço da tarefa admitirá a aplicação de um esforço (torque) ou um deslocamento (rotação). As limitações de esforço e de movimento são as que

determinam quais serão os graus de liberdade que aceitarão a aplicação de um esforço ou permitirão um movimento.

Existem dois tipos de limitações de esforço e movimento: as limitações naturais e as artificiais. As limitações naturais são aquelas que aparecem naturalmente de acordo com a situação de contato em particular. Elas não dependem do movimento desejado para o manipulador, pelo contrário, é o movimento do robô o que deve ser programado de acordo com as limitações naturais.

As limitações artificiais são introduzidas de acordo com as limitações naturais para especificar os movimentos desejados e a aplicação de esforços. Ou seja, cada vez que o usuário define a trajetória desejada na posição ou no esforço, define uma limitação artificial.

Como exemplo mostra-se como estão definidas as limitações naturais e artificiais no caso do giro de um parafuso sem atrito na figura 1.2.



De acordo com a esta figura não serão possíveis (no parafuso):

- Deslocamento ou rotação no eixo X
- Rotação no eixo Y
- Deslocamento no eixo Z
- Esforço no eixo Y (aplicado pela chave)
- Torque no eixo Z (o parafuso gira sem atrito)

Estas condições são as limitações naturais de movimento e esforço e determinam o que pode e não pode ser feito nesta tarefa específica. Mas ainda restam outras seis condições ao movimento e à aplicação de esforço: são as limitações artificiais. Além das limitações naturais, que não podem ser controladas, quer-se que:

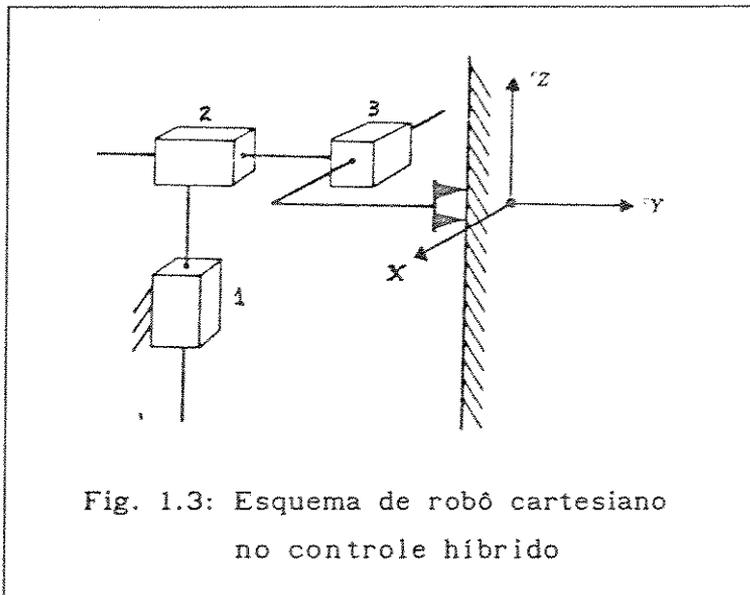
- Translação no eixo Y seja nula.
- Rotação no eixo Z seja igual a um certo valor w_l
- Esforço no eixo X seja nulo.

- Torque no eixo X seja nulo.
- Torque no eixo Y seja nulo.
- Esforço no eixo Z seja igual a um certo valor F_1

Assim para cada tarefa é possível definir quais serão as limitações naturais e artificiais que permitirão a execução da mesma.

1.3.2- Esquema do controlador híbrido de posição/esforço

Considere-se o caso de um robô de três graus de liberdade com três juntas prismáticas atuando sobre os eixos X, Y e Z do sistema de referência da tarefa. Ele deverá "limpar" um plano paralelo ao plano X-Z, ou seja, deverá controlar o esforço aplicado no eixo Y e controlar a posição nos eixos Z e X, como pode-se ver na figura 1.3.



Assim, a solução do problema de Controle Híbrido é direta: basta controlar a junta 1 e 3 em posição (supondo que o atrito tangencial à superfície é desprezível) e a junta 2 em esforço. Para isso devem-se fornecer as referências de posição (trajetória) para as juntas 1 e 3 e a referência de esforço para a junta 2. É evidente que esta divisão no controle das juntas só é possível uma vez que a garra está em contato com a superfície, o que será garantido por um nível de supervisão superior à do Controle Híbrido (seção 2.7 do capítulo 2)

Para generalizar o Controle Híbrido deste braço cartesiano constroi-se o esquema de um controlador que permite controlar o seguimento das referências de posição e esforço para cada um dos três graus de liberdade (figura 1.4).

Em cada grau de liberdade só será possível controlar a posição

ou o esforço, como só é possível controlar a corrente ou a tensão sobre um resistor. Para inserir as limitações no esquema de controle, criam-se as matrizes S e S' . Estas matrizes são diagonais, podendo ter na diagonal só "uns" ou "zeros" de forma a satisfazer:

$$S + S' = I \quad (1.1)$$

Um "um" na matriz S (zero na matriz S') indica que esse grau de liberdade é controlado em posição. Um "zero" na matriz S ("um" na matriz S') indica que esse grau de liberdade é controlado em esforço.

Desta forma as matrizes S e S' funcionam como chaves que definem o modo de controle a ser usado em cada grau de liberdade do espaço da tarefa. De acordo com a atribuição da matriz S , haverá graus de liberdade sendo controlados em posição ou em esforço. As outras componentes da referência de entrada e os erros associados são ignorados. Isto é, quando certo grau de liberdade se encontra sob controle de esforço, os erros de posição naquele grau de liberdade são ignorados, e vice-versa.

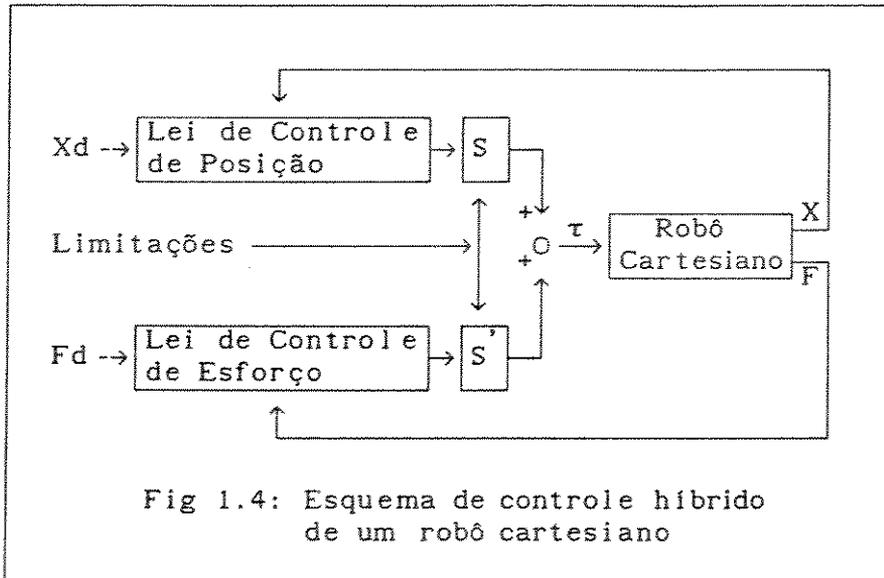
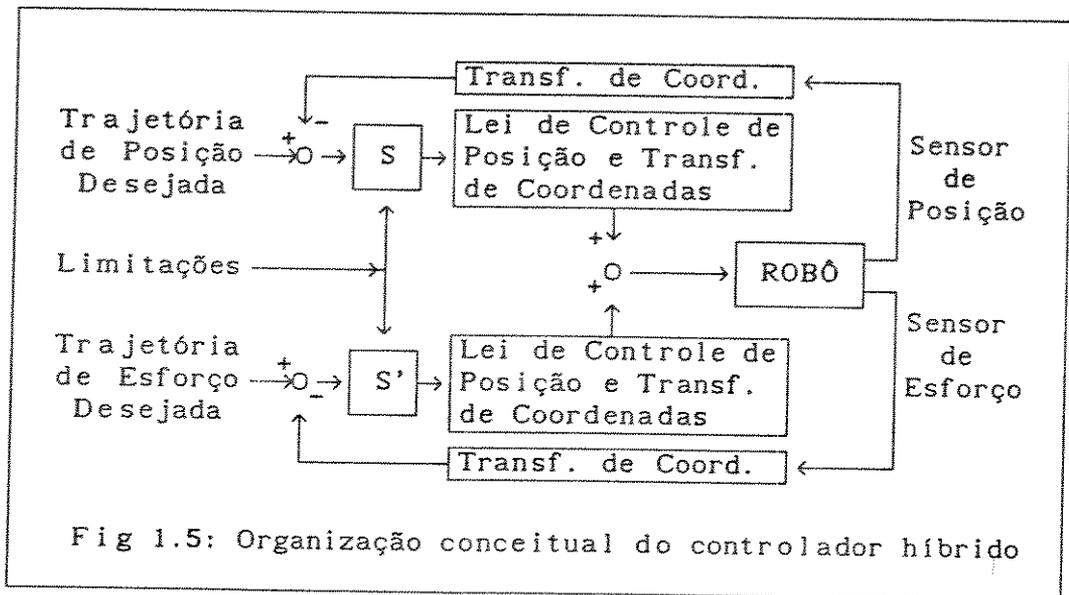


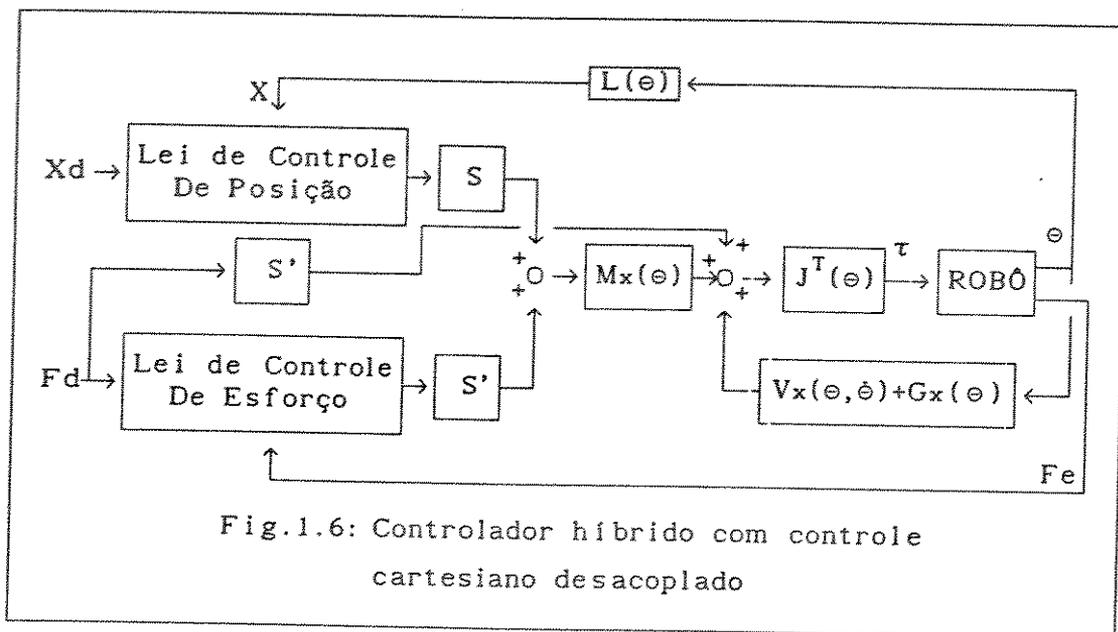
Fig 1.4: Esquema de controle híbrido de um robô cartesiano

No caso geral de um manipulador com seis graus de liberdade e juntas prismáticas ou rotacionais é possível a realização do esquema proposto por Raibert e Craig em [Raibert 81] (figura 1.5). As variáveis medidas (posição, velocidade e esforço) são transformadas desde o sistema de coordenadas do transdutor para o sistema de coordenadas da tarefa. Os valores assim obtidos são comparados com as referências, que também são fornecidas no espaço da tarefa, e os erros, depois de serem selecionados pelas matrizes S e S' , gerarão os torques de referência das juntas através das leis de controle e transformações de posição e esforço.



No esquema não são definidas as leis de controle dos servos de posição e esforço, mas na referência citada já é considerada a possibilidade de incluir alguma compensação "feed-forward" para as dinâmicas não-lineares tais como esforços devidos à gravidade, acoplamentos por esforços de Coriolis e força centrífuga, atritos, e para os esforços gerados externamente pelo contato entre a garra e o objeto manuseado, todos os quais dependem da configuração do manipulador.

O esquema do Controle Híbrido pode ser combinado com a técnica de torque calculado no espaço cartesiano [Craig 86] (Anexo VII). Através desta técnica que utiliza na estrutura de controle o modelo dinâmico do robô, consegue-se linearizar e desacoplar o sistema que é transformado num conjunto de massas unitárias. Sobre este sistema é aplicado o controlador híbrido e mostrado na figura 1.6. Nesta figura $M_x(\theta)$ é a matriz de inércia cartesiana, $V_x(\theta, \dot{\theta})$ são os termos dependentes da velocidade no espaço cartesiano e $G_x(\theta)$ é o vetor de termos de gravidade no espaço cartesiano calculados como indicado no Anexo IV.



O Controle Híbrido permite uma clara visualização da divisão dos graus de liberdade que requerem controle de posição ou de esforço, mas não fornece nenhuma solução para cada tipo de controle: isso será determinado pelas leis de controle de posição e de esforço. Ele é apresentado mais como um esquema de trabalho em que se montam as diferentes estratégias de controle do que uma solução ao problema de interação mecânica do robô com o ambiente. Por exemplo, não é analisada a flexibilidade que apresenta a garra em cada grau de liberdade controlado em esforço.

1.4- Controle de Flexibilidade

Nesta seção será descrita uma outra linha de pesquisa no controle de robôs que interagem fisicamente com o meio. Flexibilidade pode ser definida como a recíproca da rigidez ou também como a capacidade que o robô possui (ou o conjunto robô-controlador) de modificar a posição da garra ou elemento terminal como resultado da aplicação de um esforço ao meio. Isto representa uma característica interessante quando o robô deve lidar com objetos rígidos.

A flexibilidade do extremo do robô pode ser alcançada pela modificação do "hardware" (estrutura física) ou do "software" (estrutura lógica). De fato todo robô real possui uma certa flexibilidade. Cada junta tem vários modos de flexão e torção, embora em muitos casos sejam consideradas infinitamente rígidas.

A implementação de flexibilidade em um robô pode ser feita de duas formas: em forma passiva (com dispositivos mecânicos passivos) e em forma ativa (através do controlador).

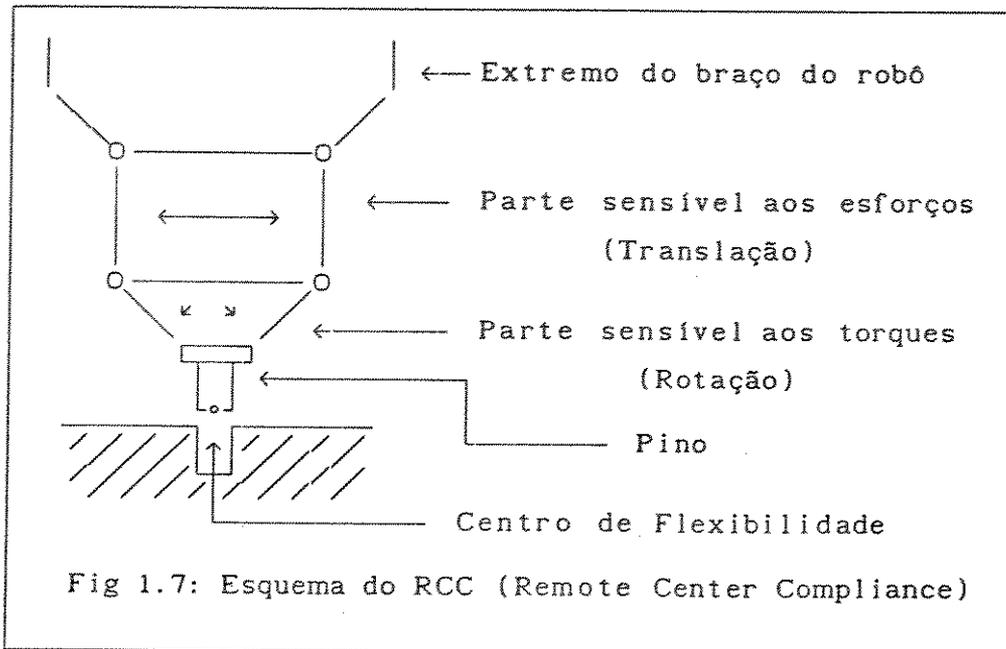
1.4.1- Controle de Flexibilidade Passiva

A flexibilidade passiva pode ser colocada em vários pontos do manipulador, mas na literatura têm sido sugeridos com preferência dois locais: em um ou vários elementos da estrutura e no órgão terminal do robô.

A idéia de se fazer flexíveis um ou vários elementos da estrutura mecânica está baseada no aumento da relação peso-da-carga/peso-do-robô, o que permite diminuir a potência dos atuadores, o consumo de energia não reutilizável, e o tamanho dos suportes do robô. O projeto deste tipo de robôs visa a execução de tarefas que não dependem da posição em algum grau de liberdade, tais como inserção, seguimento de bordas, movimento limitado por superfícies, e tarefas que envolvem transferência de quantidade de movimento para impulso, tais como martelar, etc. O desenvolvimento de um manipulador deste tipo e uma discussão mais extensa pode ser encontrada em [Andenn 88].

Como solução para robôs rígidos que devem interagir com objetos rígidos, principalmente em tarefas de montagem tem sido proposto o acréscimo de um dispositivo flexível no extremo do robô. O princípio básico destes dispositivos é o de reagir com um movimento perante a aplicação de um esforço, corrigindo assim os erros de posicionamento. Um exemplo disto é o RCC (Remote Compliance Center) que é projetado para tarefas de inserção (figura 1.7). A construção do RCC é tal que uma parte dele corrige os erros de translação e a outra parte os erros de rotação. A parte superior responde com um deslocamento quando é aplicado um esforço puro no centro de flexibilidade enquanto que a parte inferior é insensível a esses esforços e gira ao redor desse ponto quando é aplicado um torque. A magnitude desses deslocamentos e rotações depende de molas e amortecedores mecânicos que determinam a resposta do sistema para cada grau de liberdade.

Uma questão importante no projeto e construção do RCC é a alocação do centro de flexibilidade. No exemplo anterior ele deve coincidir aproximadamente com o extremo do pino. A aplicação do RCC é então necessariamente limitada a tarefas muito específicas. O RCC é relativamente barato e é capaz de responder rapidamente. Um exemplo de implementação deste tipo de dispositivos pode-se encontrar em [Strip 89].



1.4.2- Controle Ativo de Flexibilidade

O objetivo do Controle Ativo de Flexibilidade é o mesmo que o do controle de flexibilidade passiva: dotar ao robô de uma certa capacidade para modificar a posição da garra quando esta recebe a aplicação de um esforço. O que muda é a forma de implementação. No Controle Ativo de Flexibilidade isto é feito através da modificação dos parâmetros e/ou da estrutura do controlador. A vantagem deste método sobre o controle de flexibilidade passiva é evidente porque a flexibilidade desejada será implementada por software.

Os primeiros trabalhos neste sentido datam da década de 70 ([Whitney 77]) e é uma área ativa de pesquisa. No capítulo 2 serão analisados alguns métodos para a implementação de flexibilidade ativa que têm sido propostos na literatura.

CAPÍTULO 2

CONTROLE ATIVO DE FLEXIBILIDADE

INTRODUÇÃO

Neste capítulo será feita uma resenha sobre as motivações que levam à implementação de um controle que modifique a flexibilidade do robô em forma ativa, ou seja, através do controlador. Nas seções 2.1, 2.2 e 2.3 será discutida a definição da impedância e admitância mecânica a partir do trabalho de Hogan em [Hogan 85, 87] e de como são usados estes conceitos no modelamento do ambiente e do robô. Na seção 2.4 é discutida a implementação do Controle de Impedância a partir de um modelo em que é colocado um controle de posicionamento. Inclui-se a obtenção da lei de controle do controlador de impedância para um robô com várias juntas, tanto no espaço das juntas como da tarefa. Apresentam-se nas seções 2.5 e 2.6 os controles de Rigidez e de Amortecimento, metodologias estas que têm levado ao Controle de Impedância e que podem ser vistas como casos particulares deste. Finalmente na seção 2.7 é acrescentada uma breve discussão do funcionamento do braço humano desde o ponto de vista do Controle de Impedância.

2.1- Conceitos Gerais

Na tentativa de dotar ao robô de uma certa capacidade para interagir fisicamente e em forma segura com o meio, serão apresentados alguns conceitos introdutórios. O conteúdo desta seção está baseado na abordagem do problema da interação física em [Hogan 85].

O primeiro conceito é o descrito pelo postulado da equivalência física, apresentado na referência anterior e em [Sharon 89]: "para todo sistema físico com controle existe sempre um sistema puramente físico (sem controle) que possui o mesmo comportamento dinâmico".

Um robô pode ser descrito como um conjunto de estruturas físicas (juntas, atuadores e sensores) combinadas com um conjunto de algoritmos de controle (software). Para analisar a ação destes elementos sobre o comportamento dinâmico do robô pode ser utilizado o postulado anterior. O valor deste postulado reside em que o conjunto robô-controlador poderá ser considerado como um sistema físico equivalente, e a alteração de um ou outro provocará alterações neste sistema físico equivalente.

Assim, o nosso objetivo deverá ser o de encontrar o sistema físico que possa realizar a tarefa desejada na forma mais adequada, e

verificar se para um robô determinado é possível a implementação de tal sistema físico através do controlador. Para isto primeiro deverá ser analisada a tarefa a realizar a partir do modelamento do ambiente e objetos com que o robô terá que trabalhar e, com isto, definir o sistema físico mais adequado para o conjunto robô-controlador.

2.2- Analogia mecânica-elétrica

Baseada na equivalência das equações diferenciais, pode ser feita uma analogia entre os parâmetros e variáveis envolvidos na descrição de um sistema mecânico com os de um sistema elétrico. O objetivo de tal comparação é aproveitar o conhecimento relacionado com a resolução e controle de sistemas elétricos na abordagem do problema da interação física robô-ambiente.

Sob este ponto de vista, o movimento pode ser visto como um fluxo de cargas e o esforço como um potencial elétrico. A equação que descreve a relação entre o esforço e a posição num sistema mecânico de segunda ordem pode ser comparada à de um sistema elétrico equivalente.

$$f = M \frac{d^2x}{dt^2} + B \frac{dx}{dt} + Kx \quad \equiv \quad v = L \frac{d^2q}{dt^2} + R \frac{dq}{dt} + Cq \quad (2.1)$$

onde f é o esforço resultante, M a massa, B o atrito, K a rigidez, x a posição, v a tensão, L a indutância, R a resistência, C a capacidade, e q a carga elétrica. Desta feita, podem ser consideradas as seguintes equivalências:

Sistema Elétrico		Sistema Mecânico	
	$v =$ Fonte de Tensão	\equiv	\rightarrow $f =$ Fonte de Esforço
	$q =$ Fonte de Corrente	\equiv	\equiv $x =$ Fonte de Posição
	$L =$ Indutância	\equiv	\square $M =$ Massa/Inércia
	$R =$ Resistência	\equiv	\dashv $B =$ Amortecedor
	$C =$ Capacidade	\equiv	\sim $K =$ Mola

Tabela 2.1: Equivalências entre sistemas elétricos e mecânicos

Esta analogia entre sistemas mecânicos e elétricos será utilizada na modelagem dos diferentes ambientes com que o robô trabalhará e para obter o modelo do sistema físico equivalente do robô com controlador que deverá ser implementado em cada caso.

função do esforço aplicado no ambiente (tensão de saída).

No caso geral em que existe um sistema de controle de posição atuando no espaço livre, a posição que será atingida pela garra na ausência de contato será dada por:

$$x_v(s) = G(s) x_o(s)$$

onde $G(s)$ é a função de transferência em malha fechada com controle de posição e $x_o(s)$ é a posição de referência. A impedância do robô será então dada pela equação (2.2).

$$Z(s) := \frac{F_e(s)}{x_v(s) - x(s)} \quad (2.2)$$

sendo $x(s)$ a posição atingida pela junta depois do contato.

2.4- Controle de Impedância

Nesta seção será discutida a implementação do Controle de Impedância a partir do modelo de uma junta em que é colocado um controle de posicionamento. É incluída uma discussão sobre a implementação do controle de impedância a nível do robô com várias juntas, tanto no espaço das juntas quanto no espaço cartesiano.

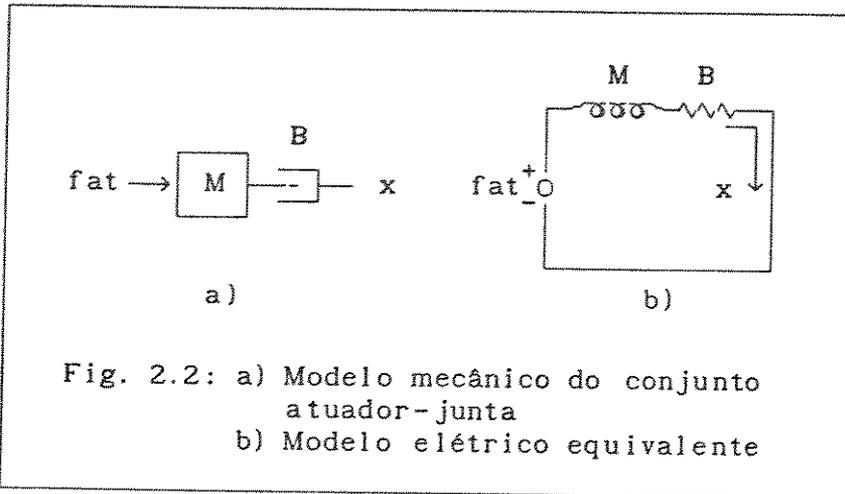
2.4.1- Impedância de uma junta com controle de posição

Lembrando que o objetivo geral do trabalho é o controle de robôs em tarefas que incluem movimento no espaço livre, aplicação de esforços e a transição entre estas duas situações, vamos ver a seguir como pode ser implementado um controlador que modifique as características dinâmicas do manipulador de forma que se comporte como uma impedância mecânica cujos parâmetros possam ser especificados externamente, tal como foi discutido no capítulo anterior. O conteúdo desta seção será desenvolvido principalmente a nível de junta, incluindo alguns comentários referentes ao robô com várias juntas acopladas.

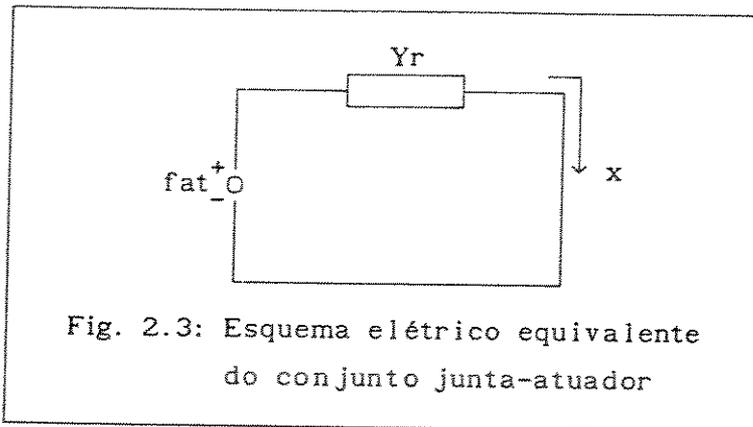
Como é discutido no Anexo V, um modelo do conjunto atuador-junta, para um grau de liberdade no espaço livre e sem considerar perturbações é o mostrado na figura 2.2, onde M e B são a massa e o atrito equivalente do conjunto atuador-junta, f_{at} é o esforço gerado pelo atuador e x o deslocamento da junta.

A equação que representa este sistema mecânico possui as características de uma admitância (posição/esforço), que será chamada de Y_r .

$$\frac{x}{f_{at}} = Y_r = \frac{1}{M s^2 + B s} \quad (2.3)$$

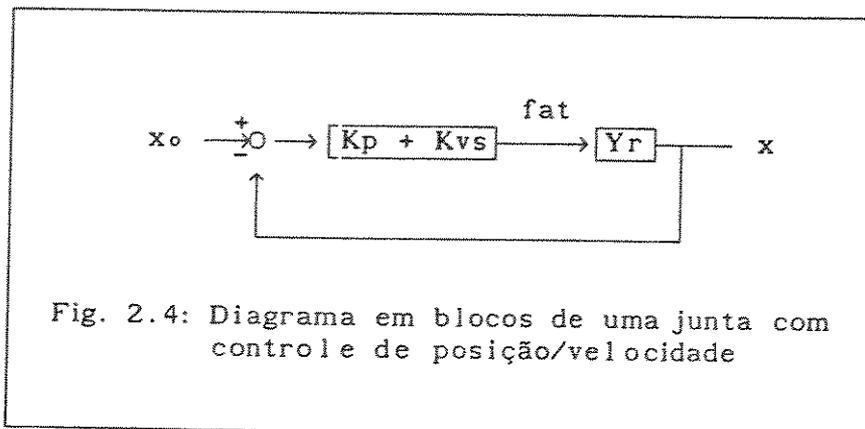


O esquema elétrico equivalente fica:



No caso de um robô com várias juntas em lugar de Y_r teríamos o modelo dinâmico, fixando a relação entre as variáveis do movimento e o esforço aplicado pelos atuadores.

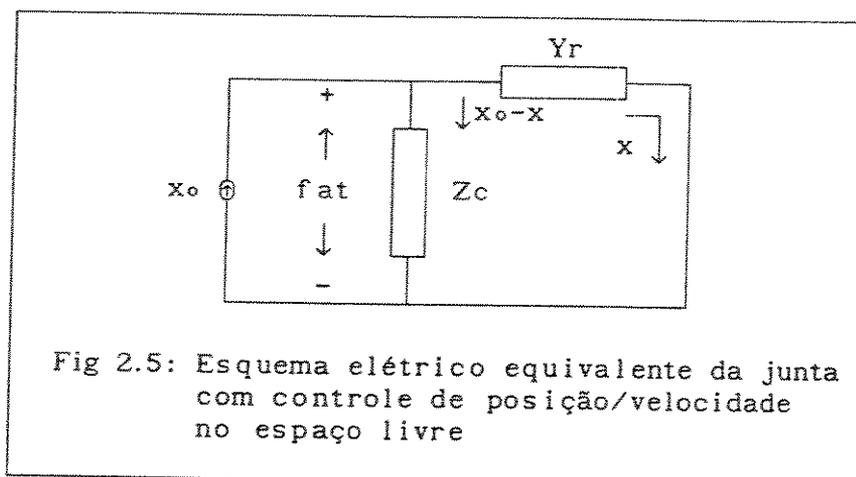
Um esquema de controle de posição possível e usual é o de uma malha interna de velocidade e um ganho proporcional de posição.



Definindo:

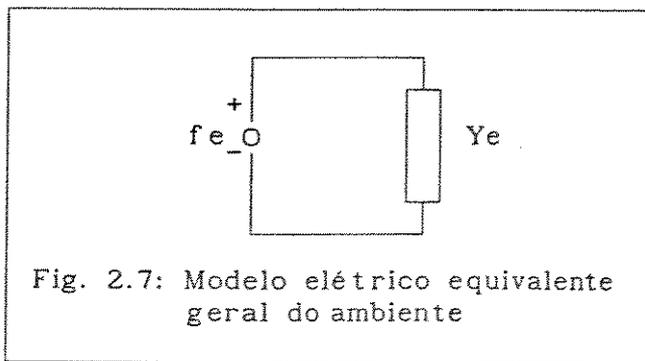
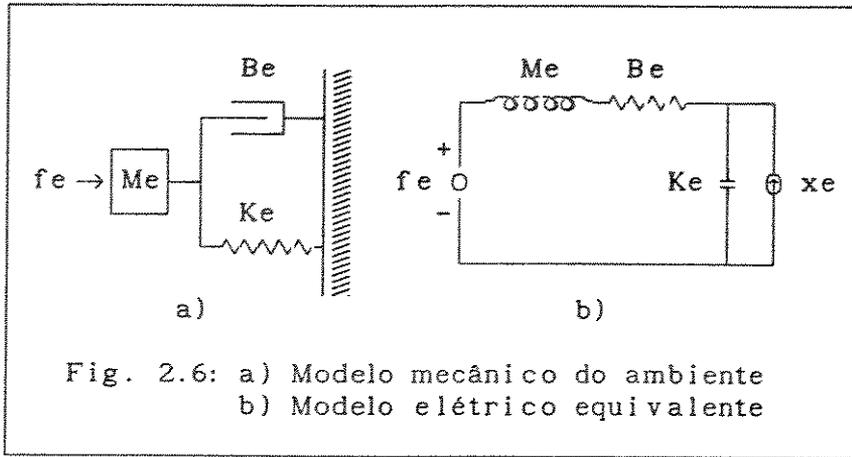
$$K_p + K_{vs} := Z_c \quad (2.4)$$

o esquema elétrico equivalente, ainda no espaço livre, fica:

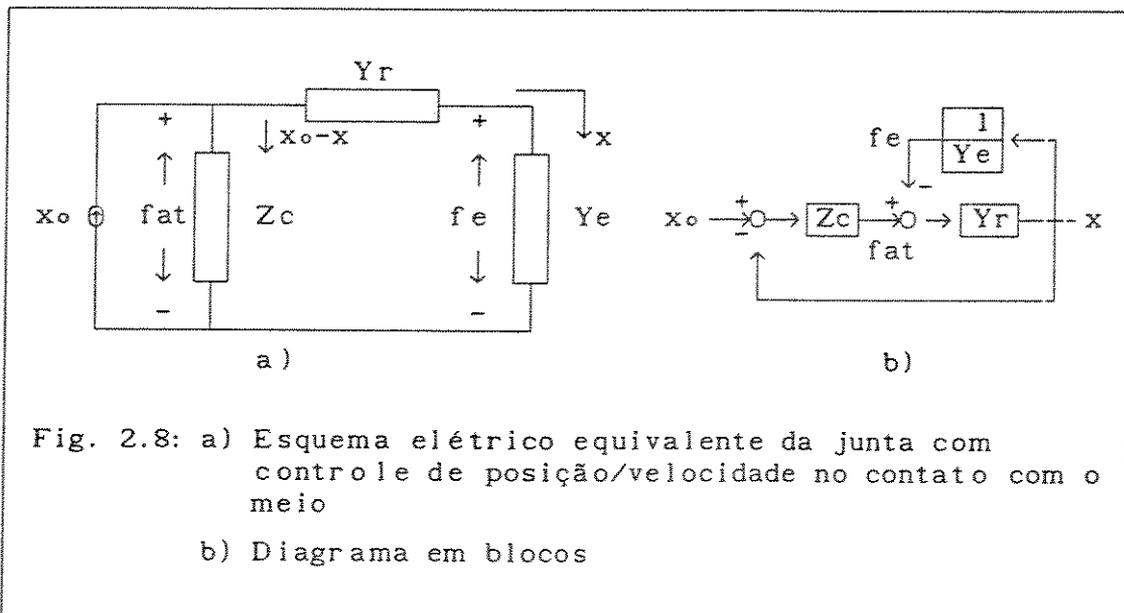


Comparando as figuras 2.3 e 2.5 vê-se que o controlador de posição/velocidade substituiu a fonte de esforço por uma fonte de movimento com uma impedância Z_c em paralelo.

O ambiente pode ser modelado como um conjunto massa-amortecedor-mola, como mostrado na figura 2.6, onde f_e é o esforço aplicado ao ambiente, M_e é a massa do ambiente movimentada pelo esforço f_e , B_e é o atrito, K_e a rigidez e x_e a posição inicial do ambiente. Supondo o ambiente fixo ($x_e=0$), o modelo do ambiente pode ser o da figura 2.7.



No contato, o conjunto junta-controlador-meio pode ser esquematizado como em [Goldenberg 88]:



Analisando o esforço aplicado pela junta no meio (refletido na junta), tem-se:

$$-f_e = Z_c (x-x_0) + \frac{x}{Y_r} \quad (2.5)$$

A eq. (2.5) mostra que o esforço depende não só do controlador de posição Z_c mas também da dinâmica da junta Y_r .

No caso de um robô o comportamento dinâmico das juntas é dado pelo modelo dinâmico que tem características não lineares e que acopla o comportamento de todas as juntas (Anexo III).

Como foi visto na seção 1.2.1 o controle explícito de esforço pode ser usado na aplicação do esforço mas resulta inadequado para o controle do movimento no espaço livre. Isto leva a considerar o controlador de posicionamento como imprescindível. A eq. (2.5) permite calcular o esforço aplicado a fim de que através do mesmo controlador de posicionamento possa ser conhecido o esforço aplicado. Este esforço, porém, vai depender da dinâmica da junta que no caso do robô com vários graus de liberdade varia com a configuração.

Seria interessante eliminar esta dependência e fazer com que a relação entre o esforço aplicado e a posição dependesse unicamente dos parâmetros do controlador (software). Neste caso poder-se-ia falar que através da escolha dos parâmetros do controlador estamos controlando a *impedância do conjunto junta-controlador* (sistema físico equivalente) definida em (2.2) (comumente denominada *impedância da junta*). A eliminação desta dependência poderia ser feita de duas formas:

1- Tentar eliminar o termo x/Y_r da eq. (2.5): isto permitiria estabelecer o valor da impedância da junta através de Z_c sem depender dos parâmetros ou não-linearidades de Y_r . No caso de um robô com várias juntas permitiria determinar o valor da impedância no espaço da garra sem depender da configuração (posição e velocidade) das juntas.

2- Considerar a dinâmica da junta: já que é conhecida a influência da dinâmica da junta no esforço aplicado, poderia ser considerada na hora de estabelecer os parâmetros de Z_c de forma tal que o efeito combinado do controlador de posição e da dinâmica da junta levassem ao valor de impedância que provocasse o comportamento desejado para a junta. Isto simplificaria o controlador, já que seria mantida a estrutura do controlador de posicionamento, mas complicaria a determinação dos parâmetros para Z_c , principalmente no caso de um robô com várias juntas acopladas, já que com Y_r variando com a configuração dever-se-ia fazer Z_c também variável com a configuração o que provavelmente deixaria a opção 1 como a única viável. De fato, para cada configuração esta opção é equivalente à anterior.

O Controle de Impedância utiliza a primeira abordagem, eliminando a influência da dinâmica da junta para qualquer configuração através da utilização do modelo dinâmico na estrutura de controle.

É importante notar que mantendo a relação entre f_e e x_0-x constante e conhecida (isto é, a impedância do conjunto junta-controlador constante e independente das mudanças da posição da junta) o esforço f_e poderá

ser limitado, monitorado ou controlado através de x_0 , já que na eq.(2.5) com o membro direito constante e conhecido (x sendo medido), f_e fica só em função de x_0 .

No desenvolvimento da estrutura de controle que permita ajustar externamente a impedância, uma restrição a ser satisfeita é a de que o controlador inclua como parte dele o controlador de posicionamento do robô. Desta forma o robô poderá enfrentar as diferentes etapas das tarefas de contato sem necessidade de chaveamentos para modificar a estrutura do sistema de controle quando a junta entra em contato com o objeto.

2.4.2- Controle de Impedância de uma junta isolada

Para eliminar a dependência da impedância da junta com os parâmetros da junta (eliminar o termo x/Y_r da equação (2.5)), considere-se o seguinte esquema de controle da junta já em contato com o meio ([Goldenberg 88]):

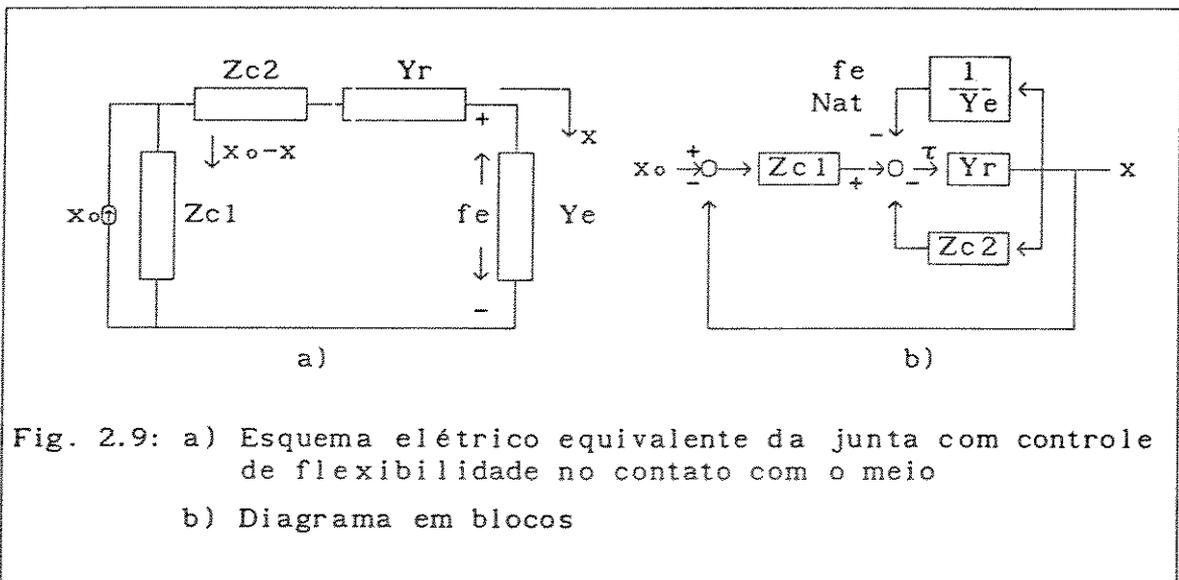


Fig. 2.9: a) Esquema elétrico equivalente da junta com controle de flexibilidade no contato com o meio
b) Diagrama em blocos

O esforço f_e fica:

$$-f_e = Z_{c1} (x - x_0) + x \left(Z_{c2} + \frac{1}{Y_r} \right) \quad (2.6)$$

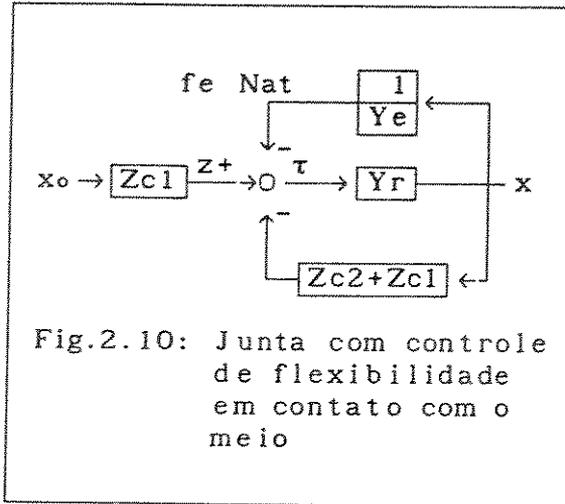
Fazendo $Z_{c1} = Z_d$ e $Z_{c2} = -1/Y_r$ (supondo que se dispõe de um conhecimento perfeito do modelo da junta), obtém-se:

$$-f_e = Z_d (x - x_0) \quad (2.7)$$

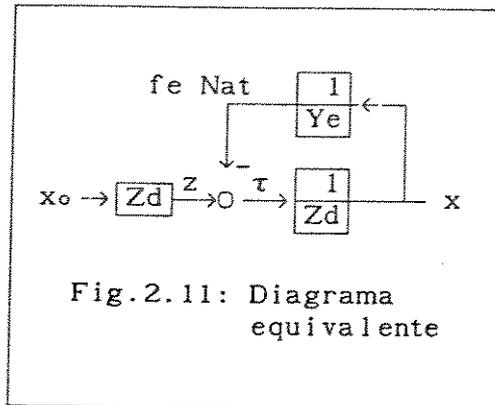
ou seja:

$$\frac{f_e}{x_0 - x} = Z_d \quad (2.8)$$

Esta estrutura de controle não pode ser implementada na forma indicada na figura 2.10 porque na ausência de contato o sistema seria instável. A modificação a ser realizada é a indicada na figura 2.11.



que com os valores escolhidos para $Zc1$ e $Zc2$ (Zd e $-1/Yr$ respectivamente) pode ainda ser escrito como:



Comentários sobre o comportamento no espaço livre

Considerando a impedância desejada Zd para o sistema junta-controlador como um sistema de segunda ordem massa-amortecedor-mola:

$$Zd = Mds^2 + Bds + Kd \quad (2.9)$$

no espaço livre a posição da junta obedecerá à eq.(2.10)

$$\tau = Md\ddot{x} + Bd\dot{x} + Kdx \quad (2.10)$$

Com o torque de controle gerado como indicado na fig. 2.11 tem-se:

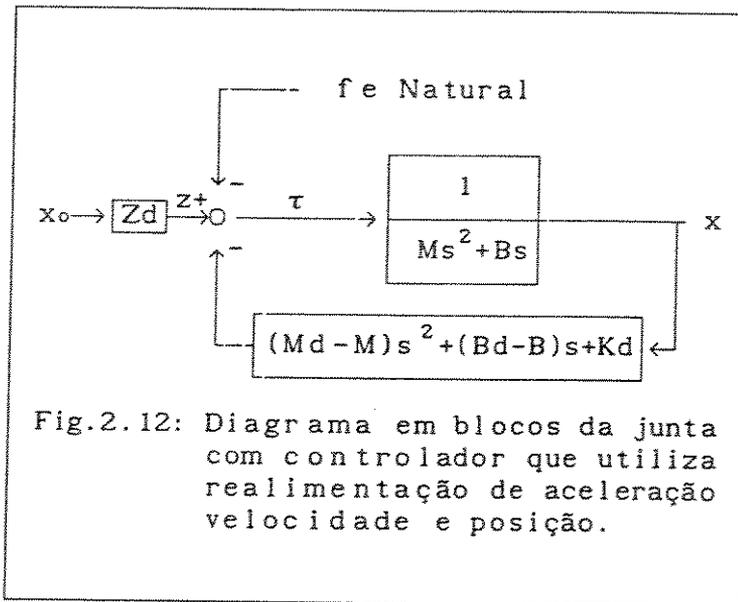
$$\tau = z = Md\ddot{x}_0 + Bd\dot{x}_0 + Kdx_0 \quad (2.11)$$

portanto

$$Md(\ddot{x}_o - \ddot{x}) + Bd(\dot{x}_o - \dot{x}) + Kd(x_o - x) = 0 \quad (2.12)$$

tem-se no espaço livre um resultado idêntico ao obtido com a metodologia geral do torque calculado onde, devido a que os termos em \dot{x} e x são não-lineares eles precisam ser *eliminados*, para depois *acrescentar termos lineares* gerados a partir do erro para ter-se uma equação diferencial para o erro assintoticamente estável ([Craig 86]).

O esquema proposto implica na utilização da medida da aceleração \ddot{x} no controle o que (como é discutido no Anexo VI) resulta pouco prático ou até inviável. Devido a este fato, será que pode ser conseguido o mesmo efeito (a eliminação da dependencia do esforço aplicado com a configuração do robô) utilizando só realimentação de posição e velocidade?. Para analisarmos uma possível implementação neste sentido consideraremos que $Y_r = -1/Z_c^2$ ($-Z_c^2 = Ms^2 + Bs$) e Z_d como na eq. (2.9). Colocando estes valores no diagrama em blocos da figura 2.10 tem-se o diagrama em blocos seguinte:



Na figura anterior tem-se que:

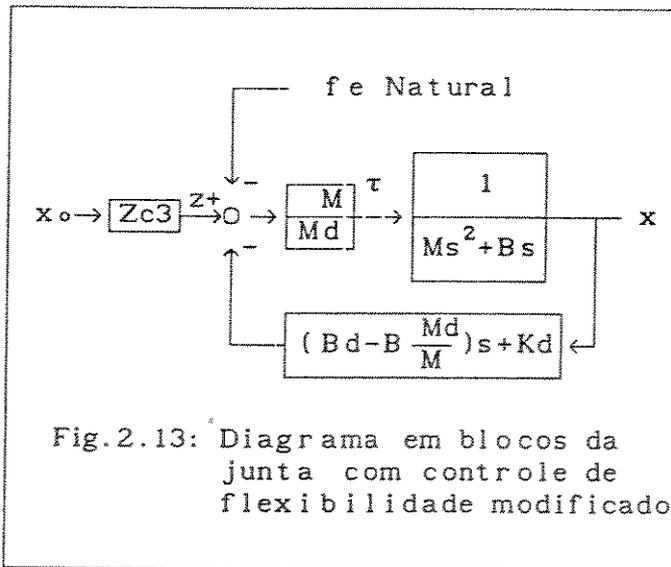
$$\frac{x}{z} = \frac{1}{Mds^2 + Bds + Kd} \quad (2.13)$$

$$\frac{\tau}{z} = \frac{Ms^2 + Bs}{Mds^2 + Bds + Kd} \quad (2.14)$$

$$\frac{\tau}{f_e} = - \frac{Ms^2 + Bs}{Mds^2 + Bds + Kd} \quad (2.15)$$

Um esquema de controle que utilize só a medida da posição, velocidade e esforço da junta deverá proporcionar as mesmas funções de transferência do diagrama em blocos da figura 2.12, dadas pelas equações (2.13), (2.14) e (2.15).

O diagrama em blocos da figura 2.12 pode ser interpretado da seguinte forma: a realimentação de posição introduz um termo de rigidez desejada na junta (K_d); a realimentação de velocidade modifica o amortecimento da junta do valor B para o valor desejado B_d ; finalmente a realimentação de aceleração produz o mesmo tipo de modificação na massa. Pode-se imaginar um sistema de controle que através da realimentação de posição e velocidade modifique o amortecimento e acrescente um termo de rigidez e que através de um ganho na malha direta modifique estes dois coeficientes e a massa para os valores desejados, o que evitaria a medida da aceleração. Este esquema é o representado na figura 2.14 (novamente ressaltamos o fato de que para isto é necessário um perfeito conhecimento do modelo da junta).



Neste diagrama de blocos as funções de transferência x/z , τ/z e τ/f_e correspondem às equações (2.13), (2.14) e (2.15). O bloco Z_d foi substituído por Z_{c3} para uma breve análise de diferentes casos encontrados na literatura. O problema no esquema da figura 2.13 é que resulta impossível de ser implementado, já que a realimentação natural de torque atua diretamente sobre o torque da junta sem que exista nenhuma possibilidade de colocarmos o ganho M/M_d como indicado na figura 2.13.

A forma de eliminar este problema é a indicada na figura 2.14:

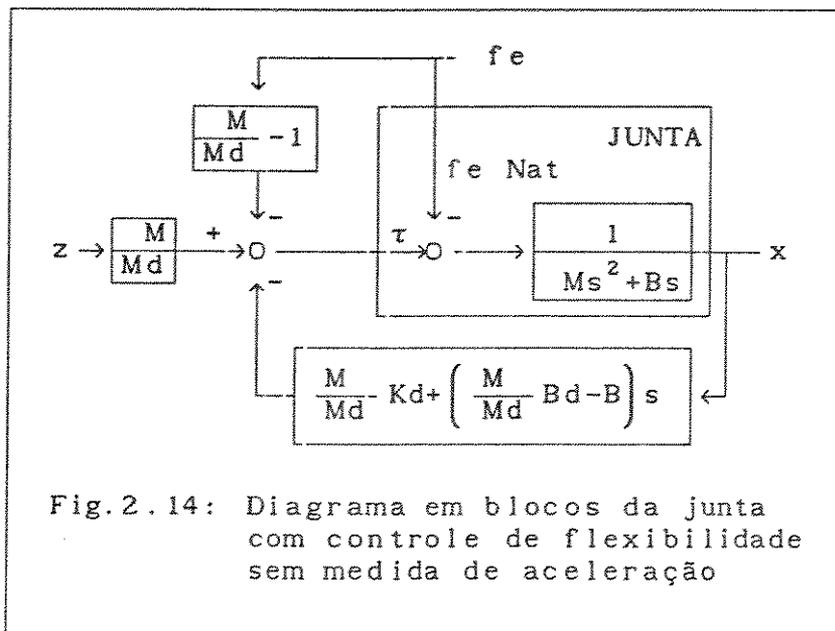


Fig.2.14: Diagrama em blocos da junta com controle de flexibilidade sem medida de aceleração

A realimentação unitária de f_e é a realimentação natural, atuando diretamente sobre a junta. A realimentação de f_e através do elemento $M/Md-1$ é uma malha de *realimentação de esforço*.

A partir do diagrama em blocos de figura 2.13 tem-se:

$$x = \frac{1}{Mds^2 + Bds + Kd} z - \frac{1}{Mds^2 + Bds + Kd} f_e \quad (2.16)$$

onde z é um sinal de torque. Se na figura 2.14 fizermos $Zc3=Kd$, o esforço f_e fica como em [Hogan 87]:

$$-f_e = Md\ddot{x} + Bd\dot{x} + Kd(x-x_0) \quad (2.17)$$

e a função de transferência no espaço livre fica:

$$\frac{x}{x_0} = \frac{1}{\frac{Md}{Kd}s^2 + \frac{Bd}{Kd}s + 1} \quad (2.18)$$

Se $Zc3=Bds+Kd$, o esforço f_e fica como em [Hogan 85]:

$$-f_e = Md\ddot{x} + Bd(\dot{x}-\dot{x}_0) + Kd(x-x_0)$$

e a função de transferência no espaço livre fica:

$$\frac{x}{x_0} = \frac{\frac{Bd}{Kd} s + 1}{\frac{Md}{Kd} s^2 + \frac{Bd}{Kd} s + 1}$$

Por outra parte, se $Zc3 = Mds^2 + Bds + Kd$, o esforço f_e fica como em [Lawrence 88]:

$$-f_e = Md(\ddot{x} - \ddot{x}_0) + Bd(\dot{x} - \dot{x}_0) + Kd(x - x_0) \quad (2.19)$$

e a função de transferência no espaço livre é unitária.

A utilização de uma ou outra opção dependerá da disponibilidade das referências de velocidade e aceleração para cada novo ponto da trajetória. De fato, o fornecimento de referência de aceleração é possível mas não é comum na maioria dos casos práticos.

Até este ponto da discussão tem-se falado em um modelo de junta que é comum para muitos sistemas mecânicos com um grau de liberdade (tais como no caso de máquinas ferramentas), o que sugere a idéia de que este tipo de controle não é restrito somente para o caso de robôs manipuladores, mas também para o controle do esforço aplicado e movimento no espaço livre nas mais diversas aplicações industriais.

Em [Hogan 87] são apresentados resultados experimentais do controlador de impedância atuando sem realimentação de esforço, com o objetivo de mostrar que a realimentação de esforço não é indispensável para uma acomodação estável, mas que a sua ausência modifica o transitório. Isto pode ser analisado a partir da equação (2.16): a eliminação da realimentação de esforço leva a um esforço dado por (com $Zc3 = Zd$):

$$-f_e = M\ddot{x} + \frac{M}{Md} B d \dot{x} + \frac{M}{Md} K d (x - x_0)$$

A eliminação da realimentação de esforço não modifica nem a frequência natural nem o amortecimento da impedância, alterando só o módulo nas baixas frequências, ou seja a rigidez (a relação rigidez/massa é mantida).

A modificação no transitório do esforço aplicado pode ser vista a partir da eq.(2.16) incluindo um modelo para o ambiente. Escolhendo um modelo que inclui apenas um termo de rigidez K_e

$$f_e = K_e (x - x_e)$$

tem-se com realimentação de esforço:

$$\frac{1}{K_e} [Mds^2 + Bds + (Kd + K_e)] f_e(s) = z(s) - [Mds^2 + Bds + Kd] x_e(s)$$

Para a situação sem realimentação de esforço a equação correspondente à eq. (2.16) é:

$$x = \frac{1}{Mds^2+Bds+Kd} z - \frac{\frac{Md}{M}}{Mds^2+Bds+Kd} fe$$

de onde seguindo o mesmo procedimento que anteriormente resulta:

$$\frac{1}{Ke} [Mds^2+Bds+(Kd+Ke \frac{Md}{M})] fe(s) = z(s)-[Mds^2+Bds+Kd] xe(s)$$

Portanto tanto a frequência natural como o amortecimento serão diferentes.

2.4.3- Controle de Impedância para um robô com várias juntas

No caso geral de um robô com várias juntas pode-se pensar em duas implementações: no espaço das juntas ou no espaço da garra (espaço cartesiano). As equações dos controladores das duas implementações podem ser obtidas em forma similar ao caso de uma junta isolada, analisado até aqui, mas uma forma mais simples consiste em igualar as acelerações nas equações do modelo dinâmico e da dinâmica desejada (impedância desejada) para as juntas ou para a garra. No caso da implementação no espaço das juntas utiliza-se o vetor de acelerações das variáveis de junta, enquanto que no caso da implementação no espaço da garra utiliza-se o vetor de acelerações da garra no espaço cartesiano.

A obtenção da equação do controlador no espaço das juntas pode ser feita da seguinte forma. Dado o modelo dinâmico

$$M(\theta)\ddot{\theta} + V(\theta, \dot{\theta})\dot{\theta} + G(\theta) = T_{act} - T_e \quad (2.20)$$

onde M é a matriz de inércia; V o vetor de termos de Coriolis e centrífuga; G o vetor de termos de gravidade; θ , $\dot{\theta}$ e $\ddot{\theta}$ os vetores de posição, velocidade e aceleração das variáveis de junta; T_{act} o vetor de torques/esforços fornecidos pelos atuadores e T_e o vetor de esforços aplicados no ambiente refletidos ao espaço das juntas:

$$T_e = J^T F_e \quad (2.21)$$

sendo J^T a matriz jacobiana transposta e F_e o vetor de esforços/torques aplicados pela garra ao ambiente.

Dado o T_e desejado através de:

$$-T_e = Md(\ddot{\theta}-\ddot{\theta}_o) + Bd(\dot{\theta}-\dot{\theta}_o) + Kd(\theta-\theta_o) \quad (2.22)$$

onde Md , Bd e Kd são as matrizes de massa, atrito e rigidez desejadas no espaço das juntas. Igualando-se $\ddot{\theta}$ em (2.21) e (2.22) obtendo-se:

$$T_{act} = T_e + V\dot{e} + G + M \left\{ M d^{-1} [K d(\theta_o - e) + B d(\dot{\theta}_o - \dot{e}) - T_e] + \ddot{\theta}_o \right\} \quad (2.23)$$

que também pode ser escrito como:

$$\begin{aligned} T_{act} = & M M d^{-1} [M d \ddot{\theta}_o + B d \dot{\theta}_o + K d \theta_o] \\ & - M M d^{-1} [K d e + B d \dot{e}] + V \dot{e} + G \\ & - T_e [M M d^{-1} - I] \end{aligned} \quad (2.24)$$

A estrutura da lei de controle corresponde termo a termo com cada uma das malhas da implementação para uma junta da figura 2.14, como mostrado na fig.2.15.

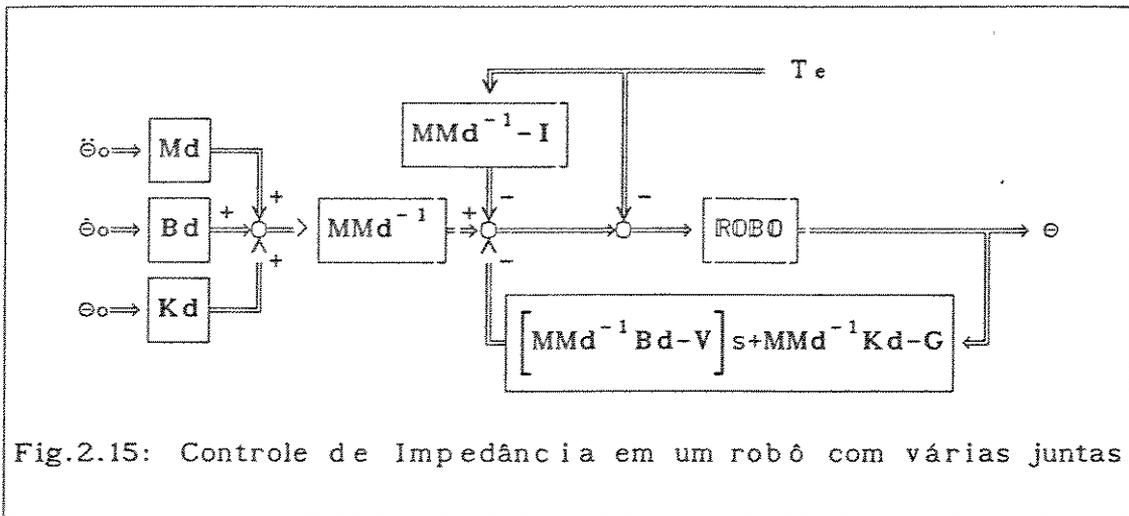


Fig.2.15: Controle de Impedância em um robô com várias juntas

As matrizes $M d$, $B d$ e $K d$ geralmente serão definidas como sendo diagonais, isto é, o usuário especificará a massa, amortecimento e rigidez que deseja que apresente cada junta.

É importante notar que a impedância que apresentará a garra no espaço cartesiano será uma função dos termos especificados no espaço das juntas e da configuração do robô. Este tipo de implementação resulta conveniente sob o ponto de vista do controle dos parâmetros da impedância sobre cada junta do robô (como no caso de um robô cartesiano ou os eixos ortogonais de uma máquina ferramenta), mas normalmente a descrição da tarefa exige a determinação dos parâmetros da impedância do robô no espaço cartesiano, e mais especificamente no sistema de coordenadas do centro de flexibilidade. Isto leva a considerar uma implementação no espaço cartesiano como sendo mais apropriada para a sua utilização em robôs manipuladores industriais, cuja utilização está necessariamente ligada a tarefas definidas, descritas e programadas com maior facilidade para o operador no espaço cartesiano.

A obtenção da equação do controlador que implementa um controle

de impedância no espaço cartesiano será feita de forma similar à descrita em [Hogan 87].

Suponha-se um atuador fictício no extremo da garra exercendo um esforço F_{act} . Os torques necessários nas juntas para provocar na garra o mesmo esforço são:

$$T_{act} = J^T F_{act} \quad (2.25)$$

Com F_e sendo o vetor de esforços externos

$$M(\theta)\ddot{\theta} + V(\theta, \dot{\theta})\dot{\theta} + G(\theta) = J^T [F_{act} - F_e] \quad (2.26)$$

$$\ddot{\theta} = M^{-1} [J^T (F_{act} - F_e) - V\dot{\theta} - G] \quad (2.27)$$

$$\ddot{x} = J\ddot{\theta} + \dot{J}\dot{\theta} \quad (2.28)$$

$$\ddot{x} = JM^{-1} J^T (F_{act} - F_e) - JM^{-1} (V\dot{\theta} + G) + \dot{J}\dot{\theta} \quad (2.29)$$

Deseja-se:

$$M_d(\ddot{x} - \ddot{x}_o) + B_d(\dot{x} - \dot{x}_o) + K_d(x - x_o) = -F_e \quad (2.30)$$

com M_d , B_d e K_d definidos agora no espaço cartesiano da tarefa. Definindo

$$W = JM^{-1}J^T \quad (2.31)$$

e como é discutido nos Anexos I e II

$$x = L(\theta) \quad (2.32)$$

$$\dot{x} = J\dot{\theta} \quad (2.33)$$

$$T_{act} = J^T F_{act} \quad (2.34)$$

Substituindo-se \ddot{x} de (2.29) em (2.30) e explicitando-se T_{act}

$$\begin{aligned} T_{act} = & J^T W^{-1} M_d^{-1} [M_d \ddot{x}_o + B_d \dot{x}_o + K_d x_o] - J^T W^{-1} \dot{J} \dot{\theta} \\ & - J^T W^{-1} M_d^{-1} [B_d J \dot{\theta} + K_d L(\theta)] + V \dot{\theta} + G \\ & - J^T [W^{-1} M_d^{-1} - I] F_e \end{aligned} \quad (2.35)$$

O diagrama em blocos deste controlador é o mostrado na figura

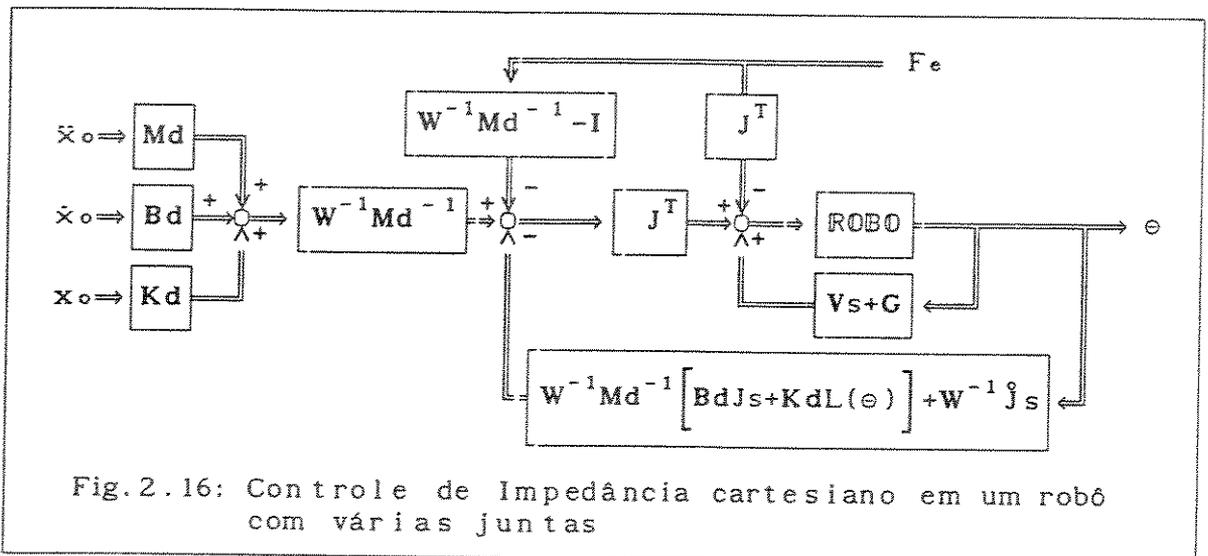


Fig.2.16: Controle de Impedância cartesiano em um robô com várias juntas

Comparando-se as equações (2.35) e (2.24) vê-se que existe uma

certa relação entre cada um dos termos (com exceção do termo $J^T W^{-1} J$ que aparece pela transformação de coordenadas).

A partir da equação (2.31)

$$W^{-1} = J^{-T} M J^{-1}$$

A matriz W^{-1} representa a massa atual do robô ([Hogan 87]) obtida a partir da transformação de similaridade realizada pelo Jacobiano na equação anterior. O mesmo Jacobiano realiza a transformação de todos os termos descritos no espaço cartesiano para o espaço das juntas, permitindo a obtenção do vetor de torques necessários nas juntas.

O controlador utilizando realimentação de esforço permite então, em malha fechada, termos um vetor de esforços/torques aplicado que depende da situação das juntas (posições, velocidades e acelerações) e da situação comandada, através de parâmetros que podem ser fixados pelo usuário (controlador). A escolha dos parâmetros do controlador pelo usuário fixa a relação dinâmica entre esforço e posição e fala-se então de *controle de impedância no espaço cartesiano*.

2.5- Controle de Rigidez

Este tipo de controle ativo de flexibilidade foi desenvolvido por J. K. Salisbury e apresentado em [Salisbury 80]. A idéia básica é a de implementar um controlador que faça com que a garra do robô se comporte como um conjunto de molas, uma para cada grau de liberdade. Para compreender como isto pode ser feito primeiro será analisada a implementação de um controlador deste tipo num modelo simples de uma junta isolada, para depois discutir as possíveis implementações a nível do robô como um todo.

Considera-se o modelo de junta do Anexo V mas sem redutor.

$$\tau - f_e = (J_{eq} s^2 + B_{eq} s) \theta_1 \quad (2.36)$$

onde θ_1 é a posição da junta, J_{eq} a inércia do conjunto atuador-junta, B_{eq} o atrito e τ o torque gerado pelo atuador (torque de entrada do sistema) e f_e o esforço que é aplicado pela junta ao ambiente.

O Controle de Rigidez utiliza a seguinte lei de controle [Whitney 85]:

$$\tau = K_p(\theta_0 - \theta_1 - f_e/K_f) - K_v \dot{\theta}_1 \quad (2.37)$$

onde θ_0 é a posição de referência, K_p o ganho de posição, K_v é o ganho de velocidade, f_e a medida do esforço aplicado e $1/K_f$ o ganho de esforço. A lei de controle da equação (2.37) está baseada na idéia de se modificar a posição

de referência com a medida de esforço. O esquema do sistema completo fica:

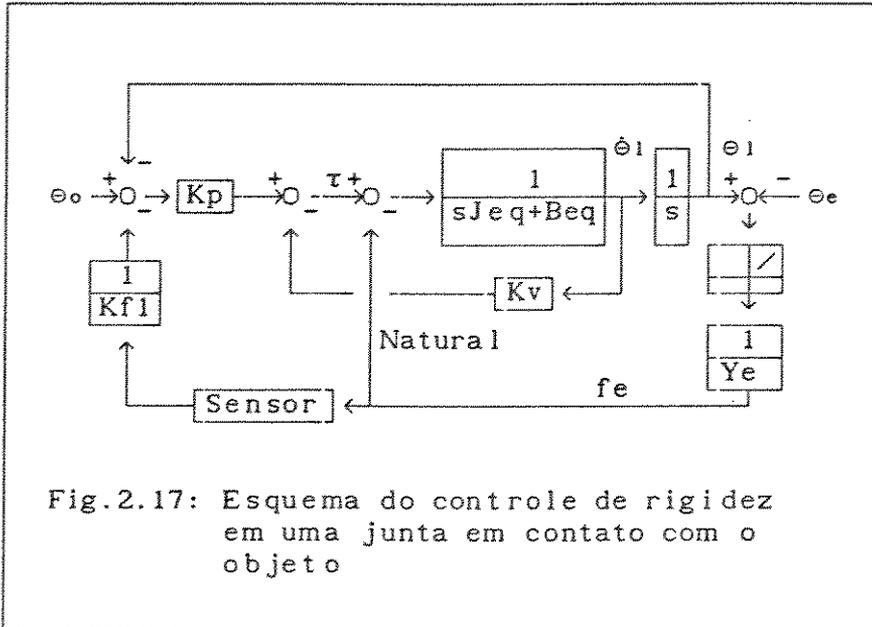


Fig.2.17: Esquema do controle de rigidez em uma junta em contato com o objeto

$1/Y_e$ e θ_e são o modelo e a posição do objeto. K_p e K_{f1} possuem unidades de rigidez (esforço/posição) e K_v unidade de amortecimento (esforço/velocidade). Supondo que o sensor tem uma função de transferência unitária e que a junta está em contato com o objeto ($\theta_1 \geq \theta_e$) a equação do sistema fica:

$$\theta [Jeqs^2 + (Beq + K_v)s + K_p] = \theta_0 K_p - fe \left(\frac{K_p}{K_{f1}} + 1 \right) \quad (2.38)$$

Supondo ainda que a entrada θ_0 é constante e igual a θ_0 o valor da posição final da junta será:

$$\theta_1(\infty) = \theta_0 - fe(\infty) \left(\frac{K_p + K_{f1}}{K_p K_{f1}} \right) \quad (2.39)$$

Sendo $fe(\infty)$ o esforço final (em regime). Da eq. (2.39):

$$fe(\infty) = \frac{K_p K_{f1}}{K_p + K_{f1}} (\theta_0 - \theta_1(\infty)) \quad (2.40)$$

onde podemos definir

$$K := \frac{K_p K_{f1}}{K_p + K_{f1}} \quad (2.41)$$

como a rigidez apresentada pela junta.

Em regime (supondo o meio homogêneo, linear e cujo comportamento

pode ser descrito pela lei de Hooke) o esforço aplicado também é (considerando agora a posição do objeto $\Theta_e = \Theta_e$ constante):

$$f_e(\omega) = K_e(\Theta_1(\omega) - \Theta_e) \quad (2.42)$$

Igualando $f_e(\omega)$ nas equações (2.40) e (2.42) pode-se escrever $\Theta_1(\omega)$ da seguinte forma:

$$\Theta_1(\omega) = \frac{\Theta_o K + \Theta_e K_e}{K + K_e} \quad (2.43)$$

onde K_e é o termo de rigidez de $1/Y_e$. Nesta situação o esforço aplicado é:

$$f_e(\omega) = \frac{K K_e}{K + K_e} (\Theta_o - \Theta_e) \quad (2.44)$$

As equações (2.43) e (2.44) são similares às que definem a posição e esforço finais do ponto de contato entre duas molas com constantes de rigidez K e K_e . Desta forma pode-se pensar que o conjunto junta-controlador está-se comportando como uma mola de rigidez K e que no contato com o objeto mudará a posição final atingida para um certo valor $\Theta_1(\omega)$.

Para constatar o efeito de K_p , K_v e K_f na modificação da impedância da junta, calculamos esta como indicado na eq. (2.8).

$$Z_1 = \frac{f_e}{\Theta_v - \Theta_1} \quad (2.45)$$

onde Θ_v é a posição que atingiria a junta no espaço livre, isto é, caso não fizesse contato com o objeto.

$$\Theta_v = \Theta_o \frac{1}{\frac{J_{eq}}{K_p} s^2 + \frac{B_{eq} + K_v}{K_p} s + 1} \quad (2.46)$$

obtendo-se:

$$Z_1 = \frac{J_{eq} K_f l}{K_p + K_f l} s^2 + \frac{(B_{eq} + K_v) K_f l}{K_p + K_f l} s + K \quad (2.47)$$

portanto a impedância implementada através do controlador de rigidez tem como parâmetros:

$$M_d = \frac{J_{eq} K_f l}{K_p + K_f l} \quad (2.48)$$

$$B_d = \frac{(B_{eq} + K_v) K_f l}{K_p + K_f l} \quad (2.49)$$

$$K_d = K \quad (2.50)$$

ficando evidente que o ganho K corresponde exatamente ao termo de rigidez da impedância apresentada pela junta com Controle de Rigidez, e que esta implementação é um caso particular do discutido na seção 2.4.

As equações (2.48), (2.49) e (2.50) permitem calcular os parâmetros da impedância que apresentará a junta para um determinado ajuste de K_p , K_v e K_{f1} . O valor para $\omega \rightarrow 0$ (rigidez) será o dado pela equação (2.41). A frequência natural e o amortecimento não dependem de K_{f1} dado que este ganho influencia da mesma forma os três coeficientes. Obtem-se:

$$\omega_n = \sqrt{\frac{K_p}{J_{eq}}} \quad ; \quad \xi = \frac{B_{eq} + K_v}{2 \sqrt{K_p J_{eq}}}$$

O ajuste de K_p e K_v deverá ser feito de forma a ter o transitório desejado no espaço livre.

A eq.(2.41) mostra que a rigidez da junta obtida através do ajuste de K_{f1} será no máximo K_p .

O transitório do esforço aplicado pode ser obtido a partir da eq.(2.38) introduzindo o modelo do ambiente. Supondo este descrito como uma constante de rigidez K_e tem-se:

$$\frac{1}{K_e} \left[J_{eq} s^2 + (B_{eq} + K_v) s + \left(K_p + K_e + \frac{K_e K_p}{K_{f1}} \right) \right] f_e(s) = K_p \theta_0(s) - \left[J_{eq} s^2 + (B_{eq} + K_v) s + K_p K \right] \theta_e(s)$$

O produto $K(\theta_0 - \theta_1)$ funciona como um "esforço de referência" que o controlador tentará atingir. De fato, este produto é igual a $f_e(\omega)$. Sob este ponto de vista o Controle de Rigidez é uma técnica de controle de esforço que leva o valor do esforço aplicado ao valor $K(\theta_0 - \theta_1)$.

É interessante verificar que podem ser alcançados valores similares de posição e esforço em regime sem realimentação da medida do esforço (a realimentação natural não é "controlável"). Podem-se obter as equações da posição e do esforço em regime considerando nulo o ganho da malha de esforço ($1/K_{f1} = 0$ ou $K_{f1} = \infty$). Desta feita:

$$K' = K_p$$

$$\theta_1'(\omega) = \frac{\theta_0 K_p + \theta_e K_e}{K_p + K_e}$$

$$f_e'(\omega) = \frac{K_p K_e}{K_p + K_e} (\theta_0 - \theta_e)$$

$$Z_1' = \frac{f_e}{\theta_v - \theta_0} = J_{eq} s^2 + (B_{eq} + K_v) s + K_p$$

Com isto obtem-se uma rigidez dada por K_p sendo que as outras características da impedância (frequência natural e amortecimento) são idênticas ao caso em que se utiliza realimentação de esforço (estas não dependem de K_{f1}). O transitório de esforço aplicado pode ser analisado como na situação anterior. Obtem-se, com o mesmo modelo para o ambiente:

$$\frac{1}{K_e} \left[J e q s^2 + (B e q + K v) s + (K p + K e) \right] f e(s) = K p e_0(s) - \left[J e q s^2 + (B e q + K v) s + K p \right] e_e(s)$$

Esta técnica de controle do esforço aplicado sem medição do esforço é conhecida como "Controle Implícito de Esforço" [Whitney 85].

Na implementação deste tipo de controle em um robô com várias juntas acopladas deve-se considerar que a rigidez desejada em cada grau de liberdade só poderá ser definida, na maioria dos casos, no espaço cartesiano, e mais especificamente no sistema alocado no centro de flexibilidade [Asada 88a]. Na literatura podem ser encontradas duas formas para passar da rigidez especificada aos torques nos atuadores: transformando a rigidez no espaço cartesiano para o espaço das juntas ou transformando as variáveis (posição ou esforço).

A primeira forma se encontra em [Boissonnant 88] e não é utilizada a medida do esforço aplicado na lei de controle (Controle Implícito de Esforço). É definida uma matriz diagonal de 6x6 (K_d) que possui os valores de rigidez desejados para cada grau de liberdade no centro de flexibilidade. Para obter os torques ou esforços que deverão ser fornecidos pelos atuadores de cada junta procede-se da seguinte forma: a matriz de rigidez K_d define a relação :

$$F_a := K_d \Delta x \quad (2.51)$$

entre F_a (o vetor de esforços/torques no centro de flexibilidade definido pela tarefa a ser realizada) e Δx (o vetor de deslocamentos/rotações com relação a este centro). Tem-se:

$$\Delta x = J \Delta q \quad (2.52)$$

onde q são coordenadas generalizadas e J é o Jacobiano que relaciona as variações de posição entre o sistema de coordenadas alocado no centro de flexibilidade e o sistema de coordenadas escolhido para as coordenadas generalizadas. Normalmente é escolhido o sistema de coordenadas das juntas para as coordenadas generalizadas, então:

$$T = J^T F_a \quad (2.53)$$

onde T é o vetor de esforços/torques nas juntas.

Portanto, o vetor T a ser fornecido pelos atuadores deverá ser:

$$T = J^T K_d J (e_0 - e) \quad (2.54)$$

O esquema deste controlador é mostrado na fig. 2.18.

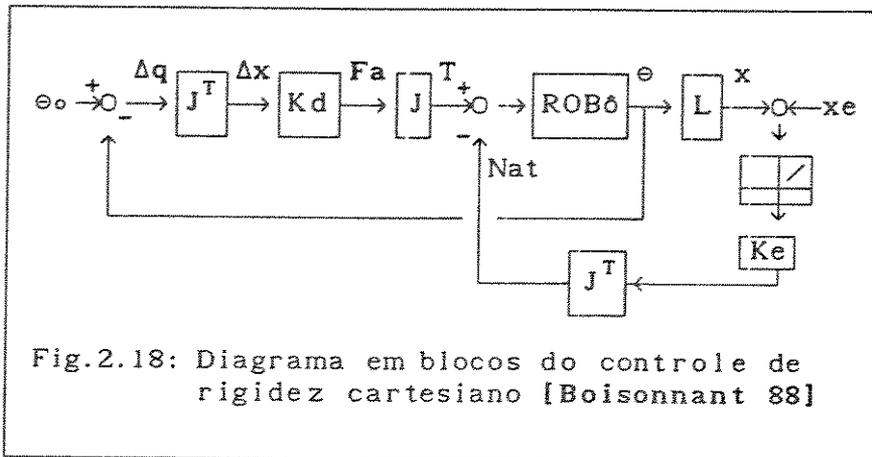


Fig.2.18: Diagrama em blocos do controle de rigidez cartesiano [Boissonnant 88]

A matriz definida como:

$$K_q := J^T K_d J \quad (2.55)$$

determinará a rigidez implementada a nível de juntas para obter a rigidez K_d em cada grau de liberdade do centro de flexibilidade.

A segunda forma de Controle de Rigidez para manipuladores com várias juntas é a que se encontra em [Whitney 85]. Ao contrário da anterior, é definida uma matriz de flexibilidade (posição/esforço) e utilizada na realimentação do esforço (fig. 2.19). Já que este é medido no espaço cartesiano não é preciso transformar esta matriz para o espaço das juntas. Esta é a versão para várias juntas do Controle de Rigidez em uma junta isolada discutida no começo desta seção.

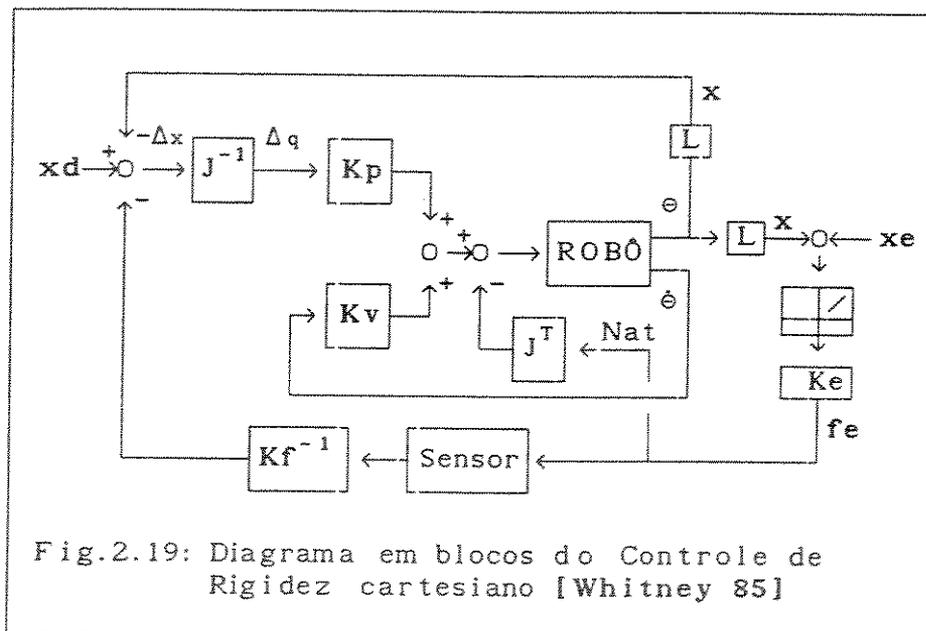


Fig.2.19: Diagrama em blocos do Controle de Rigidez cartesiano [Whitney 85]

De forma similar à eq.(2.40) pode-se calcular a rigidez que apresenta o robô a partir das matrizes K_p e K_f^{-1} . A equação do sistema da figura 2.19 é:

$$K_p J^{-1}(\underline{x}_d - \underline{x} - K_f^{-1} \underline{f}_e) - K_v \dot{e} - J^T \underline{f}_e = M(\theta) \ddot{\theta} + V(e, \dot{e}) \dot{e}$$

Para obtermos uma expressão similar ao caso da junta isolada desconsideraremos o termo de gravidade. Considerando agora \underline{x}_d e \underline{x}_e constantes, em regime obtem-se:

$$K_p J^{-1}(\underline{x}_d - \underline{x}(\infty) - K_f^{-1} \underline{f}_e(\infty)) = J^T \underline{f}_e(\infty)$$

$$K_p J^{-1}(\underline{x}_d - \underline{x}(\infty)) = J^T \underline{f}_e(\infty) + K_p J^{-1} K_f^{-1} \underline{f}_e(\infty)$$

Pré-multiplicando por J^{-T}

$$J^{-T} K_p J^{-1}(\underline{x}_d - \underline{x}(\infty)) = \underline{f}_e(\infty) + J^{-T} K_p J^{-1} K_f^{-1} \underline{f}_e(\infty) \quad (2.56)$$

Definimos

$$K_{pc} := J^{-T} K_p J^{-1} \quad (2.57)$$

como sendo a matriz de ganhos de posição (com unidades de rigidez) no espaço das juntas transformada para o espaço cartesiano pela transformação inversa à eq.(2.55) (isto é, a eq.(2.57) leva uma matriz de rigidez no espaço das juntas para o espaço cartesiano). Substituindo (2.57) em (2.56) obtem-se:

$$K_{pc} (\underline{x}_d - \underline{x}(\infty)) = \underline{f}_e(\infty) + K_{pc} K_f^{-1} \underline{f}_e(\infty)$$

Pré-multiplicando agora por K_{pc}^{-1}

$$(\underline{x}_d - \underline{x}(\infty)) = \left(K_{pc}^{-1} K_f^{-1} \right) \underline{f}_e(\infty)$$

Desta forma o esforço final fica:

$$\underline{f}_e = \left(K_{pc}^{-1} + K_f^{-1} \right)^{-1} (\underline{x}_d - \underline{x})$$

A matriz K_f^{-1} pode ser diagonal mas K_{pc} , de modo geral, não o é. Assim, os ganhos de posição em K_p afetarão de forma complexa (e dependente da configuração) a rigidez que apresenta o robô na garra.

2.6- Controle de Amortecimento

O Controle de Amortecimento é uma forma de controle ativo de flexibilidade que foi desenvolvida por D. E Whitney e apresentada em [Whitney 77].

Este tipo de controlador utiliza velocidade como referência de entrada. A partir da medida do esforço aplicado é modificada esta referência para obter uma velocidade de comando que é função do esforço aplicado. A diferença conceitual com o Controle de Rigidez é que ao se modificar somente a

velocidade com o esforço no lugar da posição, está sendo modificando o amortecimento do sistema. Uma possível implementação do Controle de Amortecimento em uma junta é o da figura 2.21.

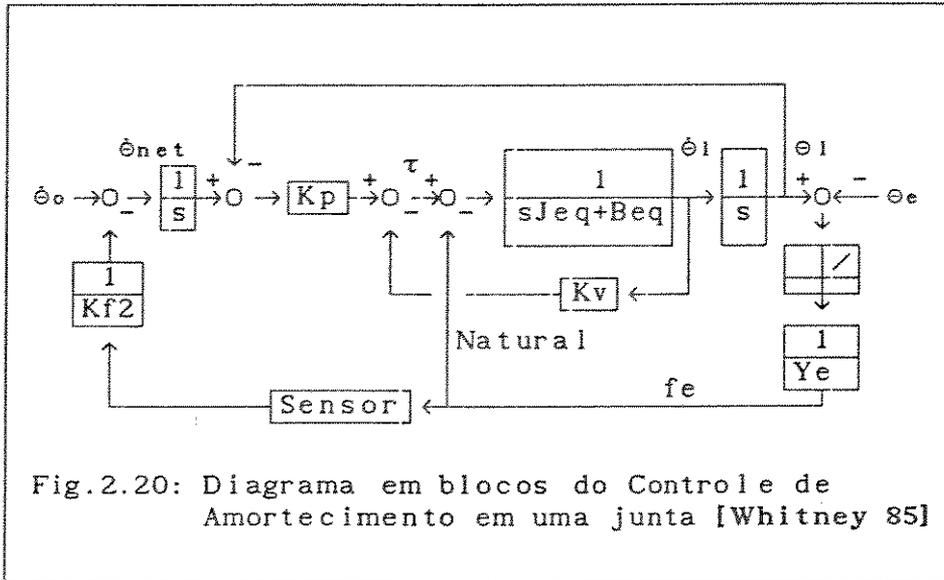


Fig.2.20: Diagrama em blocos do Controle de Amortecimento em uma junta [Whitney 85]

onde Kf2 possui unidades de amortecimento (esforço/velocidade). A equação do sistema fica:

$$\Theta [Jeqs^2 + (Beq + Kv)s + Kp] = \Theta_0 Kp - fe \left(\frac{Kp}{Kf2s} + 1 \right) \quad (2.58)$$

Quando não existe contato a posição atingida pela junta é:

$$\Theta_v = \Theta_0 \frac{1}{\frac{Jeq}{Kp} s^2 + \frac{Beq + Kv}{Kp} s + 1} \quad (2.59)$$

Definindo a impedância como anteriormente (equação (2.45)):

$$Z := \frac{fe}{\Theta_v - \Theta_0}$$

tem-se:

$$\Theta_v - \Theta_0 = \frac{fe \left[\frac{Kp}{Kf2s} + 1 \right]}{Jeqs^2 + (Beq + Kv)s + Kp}$$

e portanto

$$Z_2 = \frac{Jeqs^2 + (Beq + Kv)s + Kp}{\frac{Kp}{Kf2s} + 1} \quad (2.60)$$

Definindo

$$B_p := \frac{K_p}{s} = \frac{\text{Esforço}}{\text{Velocidade}} \quad (2.61)$$

como o amortecimento com valor igual a K_p , tem-se:

$$Z_2 = \frac{Jeqs^2 + (Beq + Kv)s + K_p}{B_p + K_f} K_f = \frac{JeqK_f}{B_p + K_f} s^2 + \frac{(Beq + Kv)K_f}{B_p + K_f} s + \frac{K_p K_f}{B_p + K_f} \quad (2.62)$$

Tem-se então como termos da impedância:

$$M_d = Jeq \left[\frac{K_f}{B_p + K_f} \right] \quad (2.63)$$

$$B_d = (Beq + Kv) \left[\frac{K_f}{B_p + K_f} \right] \quad (2.64)$$

$$K_d = K_p \left[\frac{K_f}{B_p + K_f} \right] \quad (2.65)$$

Uma implementação para um robô com vários graus de liberdade, similar ao descrito nesta seção, pode ser encontrado em [Whitney 85].

Desde outro ponto de vista, pode ser considerado que o controlador faz com que a garra se comporte como um conjunto de 6 amortecedores, um para cada grau de liberdade, alocados no centro de flexibilidade.

O Controle de Amortecimento visa a anulação da variação dos esforços e torques aplicados, já que em regime a velocidade $\dot{\theta}_{net}$ tende a zero nos graus de liberdade em que são aplicados os esforços, enquanto as velocidades nos outros graus de liberdade são mantidas.

2.7- Algumas considerações sobre o comportamento do braço humano

O braço humano, considerado como um manipulador mecânico, é formado por elementos rígidos, os ossos, unidos por juntas bastante flexíveis em relação aos elementos e movimentados pelos músculos, que podem ser considerados como atuadores de alto rendimento (alta relação esforço/massa), em relação aos atuadores convencionais elétricos, hidráulicos ou pneumáticos.

Estes atuadores produzem um esforço de contração ao receber um estímulo nervoso, e para permitir os movimentos bidirecionais de rotação de cada "junta" estão dispostos em pares opostos. O conjunto completo, braço-antebraço-mão, embora não tenha grande precisão mecânica, possui uma grande versatilidade (27 graus de liberdade, [Ferreira 87]), e, para fins do controle, tem grande quantidade de sensores de esforço e temperatura que se encontram, na sua maior parte, no elemento terminal: a mão.

Dentro de nosso escopo de interesse é importante citar alguns fatos. A grande destreza manual que possui o homem é devida principalmente ao cérebro que funciona como sistema de controle desse braço, que, ajudado por um sistema de visão altamente desenvolvido, é capaz de efetuar tarefas de alta complexidade com resultados invejáveis por qualquer sistema de controle de robôs da atualidade.

No caso específico de aplicação de esforços, e portanto do controle de tarefas de contato, existe um paradoxo. O atraso medido na transmissão do impulso nervoso desde o contato de um dedo com uma superfície e o instante em que este chega ao cortex (camada exterior do cérebro) é, em média, de uns 70 mseg. Isto implica numa malha de controle de esforço (incluindo algum tipo de "cálculo") com um atraso de entre 100 e 150 mseg. ([Hogan 85]). Isto contradiz o requerimento de alta velocidade da malha de controle de esforço como foi citado na seção 1.1.

Isto pode ser exemplificado pela impossibilidade de efetuar qualquer correção de velocidade em operações rápidas. A maior parte das tarefas é realizada com certo conhecimento prévio do que será feito. Se não se dispõe deste conhecimento (por exemplo, quando deve ser empurrada uma caixa com conteúdo desconhecido) é possível a ocorrência de erros por excesso ou por falta (supor que é leve ou pesada e ser o contrário). Neste caso, *primeiro* se cometerá o erro e *depois* se modificará a "programação" do braço para permitir a realização da tarefa, mas não será possível qualquer correção num tempo menor ao citado acima.

Isto quer dizer que o hábil braço humano é incapaz de executar tarefas de contato que precisem de correções do esforço aplicado com uma frequência maior do que 6 ou 10 vezes por segundo (150 ou 100 mseg de atraso). A resposta para fenômenos rápidos é geralmente amortecida pela flexibilidade que apresenta a mão, mas no caso em que o contato é realizado com um local rígido, por exemplo o pulso, a incursão em erros é grande.

Então, como se entende que o homem tenha tão grande habilidade manual interagindo com meios muito diferentes?. Na realidade o que sucede é que o braço já é dirigido ao contato com o objeto apresentando uma certa "rigidez" modulada pelos músculos. A ativação simultânea de músculos opostos permite aumentar a rigidez apresentada por uma "junta". Por exemplo, a "junta cotovelo" pode modificar a rigidez apresentada pelo pulso numa relação de 200 a 1 ([Hogan 85]), pela ação controlada e simultânea do bíceps e do tríceps. A determinação da rigidez que deverá ter o extremo do braço é estabelecida primeiramente pelo conhecimento prévio da tarefa, e corrigida depois do contato a nível local (depois de ter cometido o erro os músculos fazem um reajuste da rigidez sem participação do cérebro) a fim de otimizar a execução em função de parâmetros específicos de cada tarefa (posição, velocidade, aceleração, esforço, temperatura, etc.).

Até agora falou-se de rigidez como sendo o parâmetro que é modificado pela ação dos músculos opostos, mas na realidade, na sua forma completa, a que é modificada é a *impedância mecânica* do braço. Num modelo simples pode ser considerado que a impedância apresentada pelo braço tem três parâmetros para cada grau de liberdade: rigidez, amortecimento e massa. O termo de rigidez será o predominante na maioria dos casos, mas para obter um melhor desempenho e em muitos casos para atingir a estabilidade deve ser considerado um termo de amortecimento. No caso do termo de massa, ela é modificada através da realimentação de esforço. Como pode-se encontrar em [Hogan 87] o que a realimentação de esforço produz num sistema de controle é a alteração da massa aparente vista desde o objeto. É importante levar em conta que o controle que realiza o cérebro sobre os músculos é de natureza supervisorio. Dentro da execução de uma determinada tarefa constantemente os

parâmetros da impedância que apresenta cada junta são modificados.

Um estudo interessante sobre a obtenção do modelo da impedância do braço na realização de uma determinada tarefa pode ser encontrado em [Asada 88], onde são obtidos os termos de rigidez, amortecimento e massa (apresentados pelo braço de um operário com experiência numa tarefa de acabamento mecânico) através das medidas do deslocamento e do esforço aplicado. Além do modelo com os três termos, são analisados os diferentes modelos possíveis considerando só dois termos a fim de verificar a importância relativa de cada um deles. As conclusões mais importantes são que os termos de rigidez e o de amortecimento predominam na impedância do braço na tarefa analisada e que é possível sintetizar o comportamento do braço humano como um modelo de impedância mecânica de segunda ordem mas que tal modelo é muito dependente da tarefa.

Desta forma observa-se que a implementação de um controle que modifique a impedância mecânica apresentada por um robô permite aproximar-se ao comportamento do braço humano, seja para aumentar a destreza do manipulador mecânico ou para a construção de próteses mais eficientes.

Conclusões

O Controle de Impedância é uma forma de implementar o controle ativo de flexibilidade. Tanto o Controle de Rigidez quanto o Controle de Amortecimento visam o controle de uma variável da impedância que apresenta o robô quando entra em contato com o meio, mas o Controle de Impedância representa uma abordagem global para a definição dos parâmetros envolvidos na interação do robô com os objetos.

A idéia deste controlador não é a de controlar o esforço aplicado diretamente nem de alguma variável do movimento como posição ou velocidade, mas o controle da *relação* entre o esforço aplicado e o deslocamento da garra, ou seja da impedância mecânica.

Esta abordagem visa a solução dos problemas envolvidos nas tarefas de contato implementando um controle que modifica as características dinâmicas do robô, fazendo com que ele apresente uma impedância mecânica que permita complementar a admitância do meio (no sentido de adaptação de impedância elétrica), leva em conta os efeitos da colisão e origina um comportamento aceitável no espaço livre. Esta impedância mecânica na verdade é o resultado da modificação do comportamento do robô para que apresente uma certa flexibilidade, implementada pelo controlador, evitando a inserção de sensor, garra ou dedos fisicamente flexíveis. Na realidade o que quer-se controlar é o *processo de interação dinâmica* que ocorre na tarefa de contato. Assim, o robô, como estrutura mais controle, se acoplará dinamicamente com o objeto e o resultado deste acoplamento será a aplicação de um esforço e um movimento.

O sistema descrito tem como referência de entrada uma posição, e a modulação da impedância será feita pela modificação dos parâmetros da estrutura de controle que incluirá uma malha de esforço.

O robô poderá ter o seguinte comportamento: no espaço livre será estável, mas provavelmente lento em relação ao controlador ajustado para

movimento no espaço livre, na colisão podem ser evitados problemas de instabilidade ou ruptura já que no ajuste da impedância do robô são consideradas a dissipação de energia sob a forma de um amortecimento, as tolerâncias nos esforços aplicados e nos movimentos efetuados, e no contato o esforço aplicado será uma função da diferença entre a posição de referência e a posição real da garra.

Para a determinação dos valores dos parâmetros da impedância a ser implementada é necessário conhecer alguns dados da tarefa a ser executada, como o esforço aplicado máximo permitido, o máximo deslocamento permitido e características de dissipação de energia do objeto a ser manuseado. O ajuste destes parâmetros será discutido no capítulo 3.

Embora seja necessário um certo conhecimento do objeto a ser manuseado, as características dele não modificarão a ação do controlador, que implementará, qualquer que seja o objeto, a mesma impedância mecânica no robô. Ele manterá a posição da garra como uma função fixa (porém programável) da posição de referência e do esforço aplicado no objeto. Um objeto com características diferentes produzirá, frente a uma determinada referência de posição, um esforço diferente e uma posição da garra diferente, mas a relação entre o esforço e a diferença entre a posição de referência e a da garra permanecerá constante.

A sucinta análise do comportamento do braço humano sugere uma estrutura de controle em duas camadas incorporando o Controle de Impedância.

A camada de baixo nível é a encarregada do controle em tempo real (o Controle de Impedância que é estudado neste trabalho). Ela controla o comportamento dinâmico das variáveis controladas (posição, velocidade, esforço, etc.) de forma tal que acompanhem as referências de entrada geradas pela camada de supervisão. Uma opção seria dotar esta camada de capacidade para modificar os parâmetros da impedância em função dos esforços e movimentos medidos.

A camada de supervisão determina o valor dos parâmetros da impedância utilizados pela camada de baixo nível antes do início da tarefa e gera as referências de posição que são comunicadas ao controlador de impedância. Estas referências de posição são calculadas a partir dos esforços e movimentos medidos na camada inferior e de medidas externas (p.e. visão) não incluídas no controle local implementado pela camada de baixo nível. Certamente em situações em que o ambiente é mal conhecido, compete também a este nível de supervisão a modificação dos parâmetros iniciais da impedância a partir das medidas obtidas de esforços e movimentos num processo mais ou menos sofisticado de aprendizagem.

Este processo de aprendizagem pode ser utilizado para reduzir o conhecimento do modelo do robô necessário para a implementação do Controle de Impedância. Desta forma poder-se-ia utilizar um modelo simplificado em que se realizariam ajustes de acordo com a tarefa específica.

CAPÍTULO 3

CONTROLE DE IMPEDANCIA EM UMA JUNTA FLEXÍVEL

INTRODUÇÃO

Neste capítulo estuda-se o Controle de Impedância para uma junta isolada levando-se em consideração a flexibilidade própria da junta. Na seção 3.1 retomam-se os resultados obtidos no capítulo 2 para uma junta isolada e a partir deles obtem-se condições suficientes para a estabilidade no contato para os três controladores estudados: impedância, rigidez e amortecimento. A seção 3.2 estuda o caso em que a junta apresenta flexibilidade, modelando esta através do fenômeno da torção na transmissão do torque. Finalmente na seção 3.3 estuda-se o problema da definição dos parâmetros da impedância à vista dos resultados obtidos nas seções anteriores.

3.1- Implementação em uma junta rígida isolada

Nesta seção repetem-se em forma resumida os resultados obtidos no capítulo 2 no que se refere ao comportamento no espaço livre e no contato de um junta rígida com cada um dos controladores analisados anteriormente: impedância, rigidez e amortecimento. Estuda-se a estabilidade no contato através da abordagem apresentada em [Kazerooni 87] para o caso de um modelo linear de ordem qualquer.

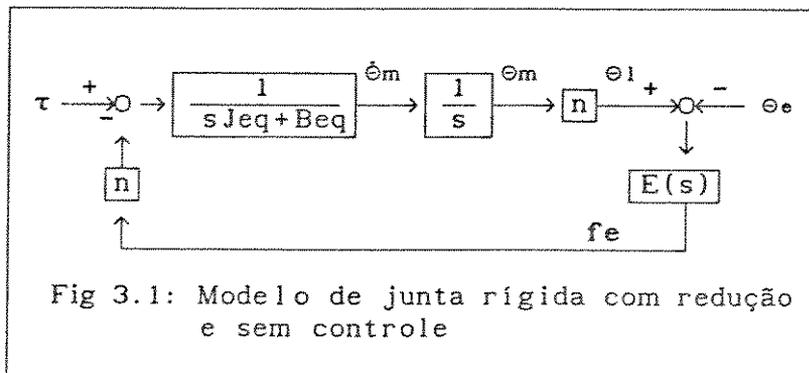
3.1.1- Modelo da junta com Controle de Impedância

Para a obtenção do modelo da junta com o atuador consideram-se as seguintes hipóteses:

- A junta se encontra isolada e só é afetada no seu movimento por um único objeto com modelo e parâmetros conhecidos.
- A gravidade não é considerada (por exemplo a junta possui movimento horizontal).
- Usa-se como acionador um motor de corrente contínua com redutor de velocidade com fator de redução conhecido, sem "backlash" nem atrito seco.
- Excita-se o motor com um amplificador de transcondutância com ganho igual ao inverso do ganho do motor dando um ganho total unitário.

- Dispõe-se das medidas de posição e velocidade do motor mas não do extremo da junta.
- Dispõe-se da medida do esforço aplicado através de um amplificador com ganho igual ao inverso do ganho do sensor, podendo-se supor a tensão de saída do amplificador como sendo igual ao esforço aplicado.
- Supõem-se conhecidos os parâmetros de massa e atrito viscoso no sistema.

Desta forma o modelo da junta sem controle e em contato com o objeto é o indicado na figura 3.1:



Na figura τ é o esforço ou torque fornecido pelo atuador, n é o fator de redução (menor que 1), J_{eq} é a inércia total movida pelo atuador

$$J_{eq} = J_m + n^2 J_l \quad (3.1)$$

com J_m a inércia do motor e J_l a inércia do elemento, B_{eq} é o atrito equivalente

$$B_{eq} = B_m + n^2 B_l \quad (3.2)$$

com B_m o atrito do motor e B_l o atrito do lado da carga, e_e é a posição do objeto, e_1 é a posição da junta, \dot{e}_m e e_m são a velocidade e a posição do motor, e f_e é o esforço aplicado sobre o objeto. E é o modelo do objeto, isto é, a função de transferência que fornece o esforço aplicado ao objeto em função da deformação $e_1 - e_e$ provocada nele. Neste trabalho o modelo do objeto será considerado como uma mola com coeficiente de rigidez K_e :

$$E = K_e \quad (3.3)$$

o que é comum, no caso de objetos cinematicamente limitados.

No esquema da figura 3.1 tem-se que:

$$e_1 = e_m n \quad (3.4)$$

$$\dot{e}_1 = \dot{e}_m n \quad (3.5)$$

$$\tau - n f_e = \ddot{e}_1 \frac{J_{eq}}{n} + \dot{e}_1 \frac{B_{eq}}{n} \quad (3.6)$$

Define-se o comportamento desejado para a junta como em [Hogan

87]:

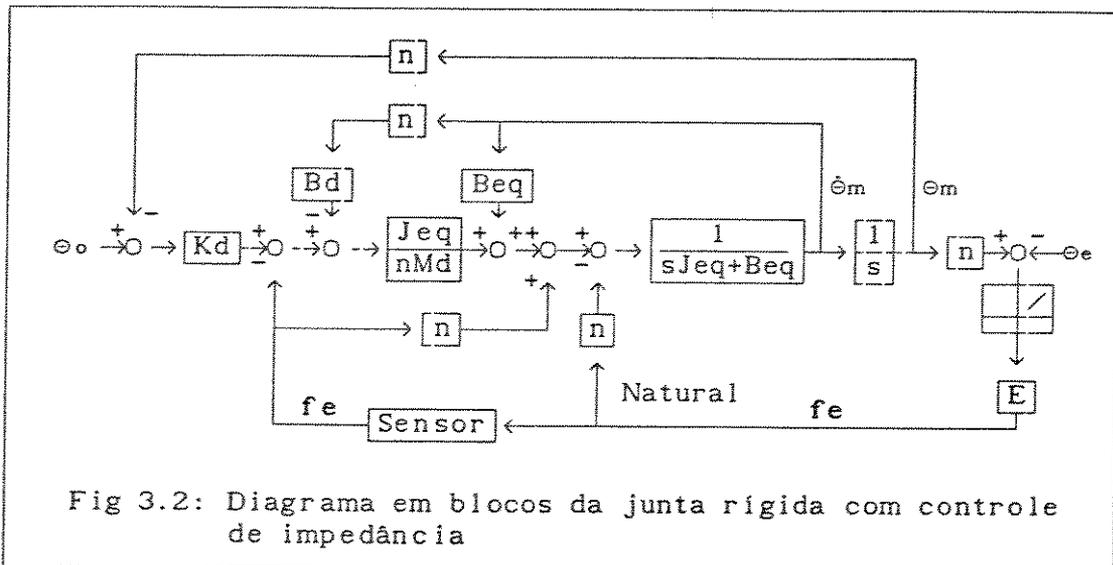
$$-f_e = M_d \ddot{\theta}_1 + B_d \dot{\theta}_1 + K_d (\theta_1 - \theta_0) \quad (3.7)$$

onde θ_0 é a referência de posição para a carga, ou seja a situação analisada na eq.(2.17)(capítulo 2).

Na eq.(3.7) M_d , B_d e K_d são a massa, o amortecimento e a rigidez que se deseja que apresente a junta. Para obter o τ que deve ser aplicado para que a eq. (3.7) seja satisfeita deixa-se explícito $\ddot{\theta}_1$ na eq. (3.7) e substitui-se na eq. (3.6). Usando as equações (3.4) e (3.5) e deixando agora evidente τ obtém-se:

$$\tau = \frac{J_{eq}}{nM_d} \left[K_d(\theta_0 - \theta_m n) - f_e - B_d \dot{\theta}_m n \right] + B_{eq} \dot{\theta}_m + n f_e \quad (3.8)$$

Utilizando esta lei de controle, o diagrama em blocos da junta rígida com o Controle de Impedância é:

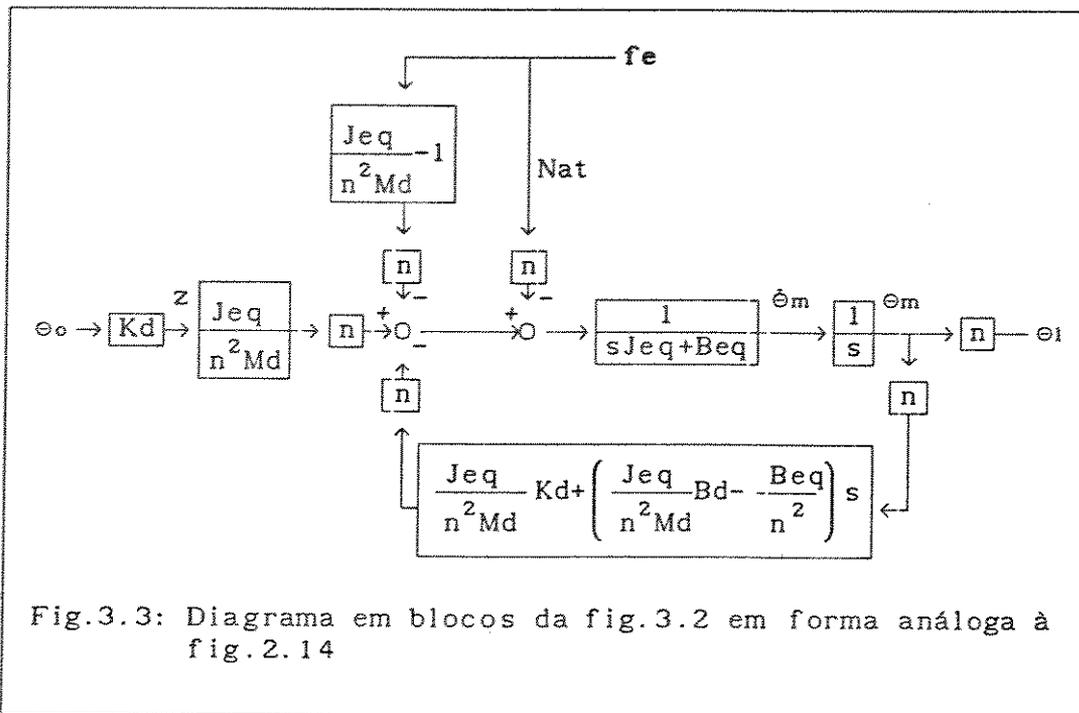


que pode também ser colocado na forma indicada na figura 3.3 desde que se tome o cuidado de levar os parâmetros e as variáveis do motor para a junta através do fator de redução n , ou seja, a inércia e o amortecimento J_{eq} e B_{eq} refletidos para o lado da junta aparecem como:

$$M = \frac{J_{eq}}{n^2} \quad (3.9)$$

$$B = \frac{B_{eq}}{n^2} \quad (3.10)$$

com M e B como na figura 2.14. As medidas de velocidade e posição feitas do lado do motor são levadas para o lado da junta multiplicando por n , assim como os torques gerados do lado da junta são levados para o lado do motor multiplicando também por n . Desta feita a figura 3.2 pode ser redesenhada de acordo com a figura 2.14 como:



3.1.2- Análise de estabilidade

Para o modelo de segunda ordem analisado até aqui para a junta, as condições de estabilidade podem ser deduzidas facilmente a partir das funções de transferência no espaço livre e no contato. Para o Controle de Impedância a posição da carga no espaço livre é dada por:

$$\theta_1 = \frac{1}{\frac{Md}{Kd} s^2 + \frac{Bd}{Kd} s + 1} \theta_0 \quad (3.11)$$

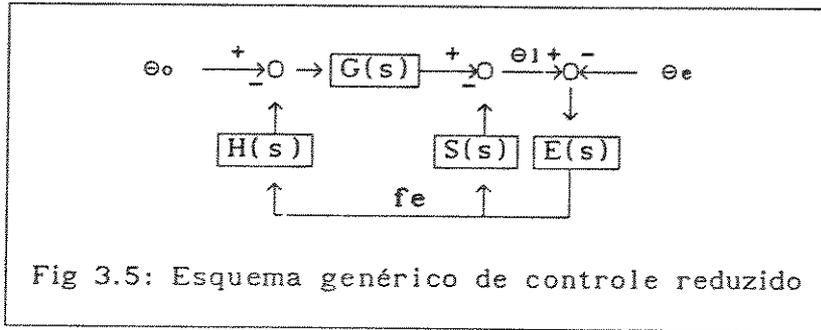
No contato o esforço exercido depende de θ_0 e θ_e como indicado na equação 3.12.

$$\frac{1}{Ke} \left(Mds^2 + Bds + Kd + Ke \right) fe = \theta_0 Kd - \theta_e \left(Mds^2 + Bds + Kd \right) \quad (3.12)$$

A função de transferência no espaço livre para o Controle de Rigidez e o Controle de Amortecimento é a mesma:

$$\theta_1 = \theta_0 \frac{1}{\frac{Jeq}{Kd} s^2 + \frac{Beq + Kv}{Kd} s + 1} \quad (3.13)$$

enquanto que no contato o esforço exercido é dado pelas equações 3.14



como utilizado em [Kazerooni 87], onde (eliminando a dependência de s , por simplicidade)

$$G = \frac{PL}{1+PF} \quad (3.16)$$

$$S = \frac{P}{1+PF} = \frac{1}{L} G \quad (3.17)$$

$$H = \frac{R}{L} \quad (3.18)$$

G é a função de transferência da junta com controle de posição e velocidade, H é um compensador implementado na realimentação de esforço, S é a função de transferência (chamada "sensibilidade" na referência anterior) que determina a variação da posição da junta (com controle de posição) devido a um esforço exterior f_e . E é o modelo do objeto (p.e. o modelo da eq.(3.3)).

Modelar a junta com controle e o objeto desta forma tem a vantagem de permitir a análise do comportamento do controlador no espaço livre separadamente do comportamento no contato.

Para entender melhor o que representam os blocos G , H , S e E faremos alguns comentários com relação a eles.

G - é a função de transferência que fornece a posição da junta como resposta à referência com um certo controlador de posicionamento. No espaço livre a posição e_1 alcançada é:

$$e_1 = G e_0 \quad (3.19)$$

O módulo de G pode ser considerado igual à unidade dentro de uma certa faixa de frequências ω_0 .

E - é o modelo do ambiente ou objeto sobre o qual a junta está aplicando o esforço f_e .

S - é o modelo da modificação da posição da junta com controlador de posicionamento em função do esforço aplicado f_e . A posição da junta com controlador de posicionamento (sem o bloco H) quando está em contato com o objeto é:

$$e_1 = G e_0 - S f e \quad (3.20)$$

Nesta equação vê-se que para uma junta controlada com bom desempenho no seguimento do sinal de referência o módulo de S deverá ser pequeno, indicando que os esforços externos terão pouca influência sobre a posição da junta.

Deixando evidente 1/S em (3.20)

$$\frac{1}{S} = \frac{F e}{G e_0 - e_1} \quad (3.21)$$

vê-se que S representa a recíproca da impedância da junta (equação (2.2)) com controle de posição (sem o compensador H), já que $G e_0$ é a posição que atingiria a junta no espaço livre. De fato, na medida em que o controlador de posicionamento provoca um melhor seguimento da referência a junta possuirá um comportamento mais "rígido" (menor módulo de S, maior módulo da impedância).

H - é um compensador que utiliza a medida do esforço aplicado para modificar a posição de referência. Com a inclusão deste compensador, uma vez que a junta está em contato com o objeto, a posição da junta é modificada de acordo com o esforço aplicado. Assim, a idéia de colocar este compensador é a de alterar o comportamento da junta quando entra em contato com o objeto. A posição e_1 da junta, uma vez que se encontra em contato com o objeto (considerando agora o sistema completo da figura 3.5), está dada pela equação (3.22).

$$e_1 = G(e_0 - H f e) - S f e \quad (3.22)$$

Quando são utilizadas as implementações a nível de junta de Controle de Rigidez da seção 2.5, Controle de Amortecimento da seção 2.6 e o Controle de Impedância desta seção, os blocos G, H e S têm a seguinte forma:

	Rigidez	Amortecimento	Impedância
G	$\frac{1}{\frac{J e q}{K_p} s^2 + \frac{B e q + K_v}{K_p} s + 1}$	$\frac{1}{\frac{J e q}{K_p} s^2 + \frac{B e q + K_v}{K_p} s + 1}$	$\frac{1}{\frac{M d}{K_d} s^2 + \frac{B d}{K_d} s + 1}$
H	$\frac{1}{K f 1}$	$\frac{1}{s K f 2}$	$\frac{1}{K d} \left(1 - \frac{M d}{M} \right)$
S	$\frac{1}{K_p} G$	$\frac{1}{K_p} G$	$\frac{M d}{K d M} G$

Tabela 3.2: Blocos H e S para o Controle de Rigidez, Amortecimento e Impedância

Um aspecto interessante a se notar no valor do bloco H do Controle de Impedância é que ele é nulo para $M d = M$, o que indica que quando se deseja fazer a massa aparente da junta igual à própria massa da junta não é

necessária realimentação de esforço. Isto confirma a afirmação de Hogan em [Hogan 87] de que " a realimentação de esforço modifica a *massa aparente* da junta". Isto também indica que na ausência de realimentação de esforço a massa aparente apresentada pelo conjunto controlador-junta é a própria massa da junta, como foi discutido no final da seção 2.4.2.

Estabilidade no espaço livre

No espaço livre a estabilidade do sistema está dada pela função de transferência G , ou seja, os polos de G devem-se manter com parte real negativa. Com o modelo utilizado para a junta (de segunda ordem) para os casos de Controle de Rigidez e Controle de Amortecimento basta com que o ganho K_p seja positivo, K_v seja maior que $-B\epsilon_q$ (K_v admite valores negativos) e no caso do Controle de Impedância M_d , B_d e K_d devem ser positivos, como pode-se verificar a partir dos valores de G da tabela 3.2. Estes resultados já foram apresentados na tabela 3.1.

Estabilidade no contato

Para o modelo de segunda ordem utilizado a análise de estabilidade no contato é também imediata a partir das equações 3.12, 3.13 e 3.14 e os resultados que estão na tabela 3.1.

O esquema genérico proposto por Kazerooni (figura 3.5) permite obter uma condição suficiente de estabilidade para G , H e S quaisquer ([Kazerooni 87]). Esta abordagem é resumida a seguir.

A análise de estabilidade do esforço aplicado será feita supondo o objeto imóvel e sua posição inicial igual a zero.

No caso geral em que é considerada uma junta com um certo controle de posicionamento, os blocos G e S estão determinados pela estrutura e parâmetros deste controlador, assim a análise se centrará em estudar quais as restrições sobre o compensador H de forma a atingir uma situação de estabilidade no contato, isto é, na aplicação de um esforço. Para fazer esta análise se reduz o diagrama da figura 3.5 (supondo $e_e=0$) para o diagrama apresentado na figura 3.6.

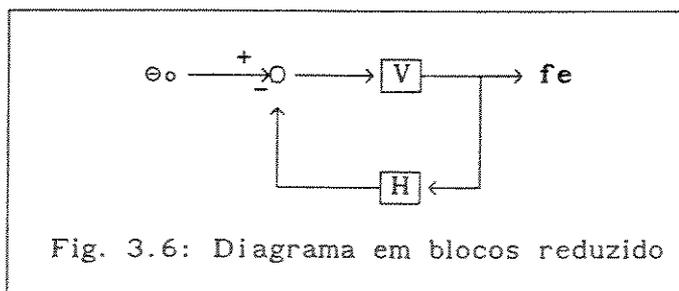


Fig. 3.6: Diagrama em blocos reduzido

Onde H é o mesmo compensador e

$$V = \frac{G}{S + 1/E} \quad (3.23)$$

Uma condição suficiente de estabilidade em malha fechada é:

$$|H||V| \leq 1 \quad \text{para } \omega \in (0, \infty) \quad (3.24)$$

Segundo esta equação, para manter a estabilidade o módulo de H deverá ser menor que a recíproca do módulo de V para qualquer frequência ω . O bloco G satisfaz $G \approx 1$ para todo $0 < \omega < \omega_0$ (sendo ω_0 a faixa de frequência de operação da junta controlada em posição), então H deve ser escolhido tal que (a partir das eq. (3.23) e (3.24)):

$$|HG| < |S + 1/E| \quad \text{para todo } \omega \in (0, \infty) \quad (3.25)$$

Ou também:

$$|H| < |S + 1/E| \quad \text{para todo } \omega \in (0, \omega_0) \quad (3.26)$$

A inequação (3.26) revela alguns fatos sobre o "tamanho" de H. Na medida em que a sensibilidade S seja pequena e o objeto seja rígido, a realimentação de esforço deverá ser escolhida "pequena" para garantir a estabilidade. No caso limite em que se tem um sistema de posicionamento perfeito ($S=0$) e a junta deve interagir com um objeto infinitamente rígido não seria possível utilizar realimentação de esforço para estabilizar o sistema. Em [Kazerooni 87] é indicado que nesta situação é necessário colocar algum tipo de flexibilidade entre a junta e o objeto (RCC, dedos flexíveis, sensor, etc.) o que é uma consideração prática bem conhecida.

A solução para a interação com ambientes rígidos, como é o caso na maior parte das aplicações industriais, implica em implementar uma sensibilidade $S \neq 0$ que permita obter um controlador H tal que o sistema seja estável e com o tipo de transitório desejado.

É importante notar que uma abordagem simplista do controle de esforço através da adição de uma malha suplementar ao controle de posição e velocidade sem nenhum embasamento para o ajuste dos parâmetros não fornece nenhuma metodologia para o projeto de H e do controlador de posição/velocidade que determinará completamente G e S: um ajuste do controlador de posição/velocidade para um G satisfatório no espaço livre fixará S completamente. Se a limitação em H dada pela inequação (3.26) não permite obter um transitório adequado, deverá se modificar o controlador de posição/velocidade de uma forma iterativa até obter o controlador de esforço H adequado.

O projeto proposto em [Hogan 85] e em [Hogan 87] parte do pior caso, ou seja o contato, e a partir daí é elaborada uma lei de controle que dará aos ganhos do controlador de posição valores adequados para a interação física com o objeto, fornecendo uma certa flexibilidade através do controle e prescindindo de qualquer tipo de aparelho fisicamente mole (RCC, dedos flexíveis, sensor, etc.) para atingir a estabilidade. Isto à sua vez produz um

comportamento mais lento da junta no espaço livre. O ajuste de tais ganhos será, então, um compromisso entre o transitório no contato e a velocidade no espaço livre, mas as especificações sobre o transitório no contato são consideradas desde o início do projeto e as implicações sobre o transitório no espaço livre (através dos ganhos de posição e velocidade resultantes) são mais fáceis de serem inferidas. Uma discussão mais extensa sobre o ajuste dos parâmetros da impedância do sistema será feita na seção 3.3.

A fim de mantermos a estabilidade na aplicação do esforço a ineq.(3.25) fornece um valor limite para o módulo do bloco H. Para um certo ajuste do controlador de posicionamento os blocos G e S estão determinados e o pior caso será aquele em que a junta deverá aplicar o esforço sobre um objeto de rigidez infinita, isto é:

$$\left| \frac{1}{E} \right| = 0 \quad (3.27)$$

Nesta situação a inequação (3.25) pode-se reescrever como:

$$|HG| < |S| \quad \text{para todo } \omega \in (0, \infty) \quad (3.28)$$

Obtenção da impedância da junta em função de G, H e S

A impedância apresentada pela junta é a relação entre o esforço aplicado e a modificação da posição original provocado por esse esforço. Num esquema de controle em que se tem o modelo detalhado da junta e nele são aplicadas as malhas de controle de posição e de esforço, a impedância da junta está determinada pelos ganhos das diferentes malhas.

Desta forma, a partir da equação (3.22) e da figura 3.5 podemos obter a impedância da junta em termos de G, H e S.

$$\frac{f e}{e_0 G - e_1} = \frac{1}{HG + S} \quad (3.29)$$

Esta é a equação que dá o valor da impedância apresentada pela junta com um controle de posicionamento e uma malha de realimentação de esforço, já que foi definida como a relação entre o esforço aplicado e a diferença entre a posição inicial ($e_0 G$) e a posição depois da aplicação do esforço (e_1).

Esta impedância é independente das características do meio e só dependerá do controlador de posição (que modifica G e S) e do compensador H.

3.1.3- Comportamento no espaço livre

O comportamento dinâmico do sistema junta-controlador no espaço livre será determinado pelos parâmetros K_d , B_d e M_d e apresentando a característica de um sistema de segunda ordem com

$$\omega_n = \sqrt{\frac{K_d}{M_d}} \quad (3.30)$$

$$\xi = \frac{B_d}{2\sqrt{\frac{K_d}{M_d}}} \quad (3.31)$$

determinando a velocidade de resposta (largura de faixa ω_n) e o desempenho do sistema no transitório (como função de ξ).

Nos casos particulares de Controle de Rigidez e Controle de Amortecimento o comportamento no espaço livre está dado por:

$$\omega_n = \sqrt{\frac{K_p}{J_{eq}}} \quad (3.32)$$

$$\xi = \frac{B_{eq} + K_v}{2\sqrt{\frac{K_p}{J_{eq}}}} \quad (3.33)$$

como pode ser calculado a partir das funções de transferência G da tabela 3.2.

3.1.4- Comportamento no contato

No contato a impedância da junta é definida como:

$$Z = \frac{f_e}{\theta_v - \theta_l} \quad (3.34)$$

onde θ_v é a posição virtual que atingiria a junta caso não estivesse em contato com o objeto, ou seja o valor de θ_l obtido na seção anterior. As expressões para a impedância nos três casos são, respectivamente:

Impedância $Z = M_d s^2 + B_d s + K_d \quad (3.35)$

Rigidez $Z = \frac{J_{eq} K_{f1}}{K_p + K_{f1}} s^2 + \frac{(B_{eq} + K_v) K_{f1}}{K_p + K_{f1}} s + \frac{K_p K_{f1}}{K_p + K_{f1}}$

Amortecimento $Z = \frac{J_{eq} K_{f2}}{K_p + K_{f2}} s^2 + \frac{(B_{eq} + K_v) K_{f2}}{K_p + K_{f2}} s + \frac{K_p K_{f2}}{K_p + K_{f2}}$

Esta equações revelam o comportamento físico da junta quando está aplicando (ou lhe é aplicado) um esforço. Analisando o módulo da impedância para os três casos vê-se que possui um valor igual ao termo independente (K_d , $K_p K_{f1}/K_p + K_{f1}$ e $K_p K_{f2}/K_p + K_{f2}$ para cada um dos casos) desde $\omega=0$ até $\omega=\omega_n$ (que coincidem com os valores dados pelas equações (3.30) e (3.32)). A partir deste valor o módulo aumenta sem limite para frequências maiores. Isto indica que a junta será "mole" até $\omega=\omega_n$ e depois fica cada vez mais "rígida", permitindo movimentos de acomodação dentro desta faixa de frequências e rejeitando perturbações mais rápidas.

O esforço aplicado para um ambiente fixo modelado por $F_e = K_e(\theta_i - \theta_e)$ é dado por:

Impedância

$$f_e = \theta_o \frac{K_d K_e}{Mds^2 + Bds + Kd + Ke} - \theta_e \frac{Ke(Mds^2 + Bds + Kd)}{Mds^2 + Bds + Kd + Ke}$$

Rigidez

$$f_e = \theta_o \frac{K_p K_e}{Jeqs^2 + (Beq + Kv)s + Kp + \frac{K_p K_e}{Kf1} + Ke} - \theta_e \frac{Ke [Jeqs^2 + (Beq + Kv)s + Kp]}{Jeqs^2 + (Beq + Kv)s + Kp + \frac{K_p K_e}{Kf1} + Ke}$$

Amortecimento

$$f_e = \theta_o \frac{K_p K_e}{Jeqs^2 + (Beq + Kv)s + Kp + \frac{K_p K_e}{sKf2} + Ke} - \theta_e \frac{Ke [Jeqs^2 + (Beq + Kv)s + Kp]}{Jeqs^2 + (Beq + Kv)s + Kp + \frac{K_p K_e}{sKf2} + Ke}$$

O comportamento no transitório do esforço aplicado dependerá dos valores particulares dos ganhos.

3.2 - Implementação em uma junta flexível

Nesta seção será analisada a influência da flexibilidade sobre uma junta com Controle de Impedância.

Na construção física de mecanismos móveis existe sempre uma deformação nos elementos envolvidos na transmissão dos esforços (ou torques) ou nos próprios elementos a serem movimentados. Esta deformação poderá ser desconsiderada de acordo com a sua influência relativa sobre as variáveis a serem controladas, mas no caso geral, sempre que se deseje atingir o melhor desempenho (normalmente vinculado à maior velocidade de operação), tais deformações serão um fator limitante.

No caso específico de robôs manipuladores estas deformações modificam as variáveis do movimento, introduzindo erros de posicionamento no elemento terminal. A dificuldade para controlar estes fenômenos reside principalmente nos elementos dinâmicos existentes entre o elemento atuador e o órgão terminal.

Basicamente a flexibilidade pode estar alocada em dois lugares: nos elementos ("links") ou na transmissão do torque. No caso de considerar a flexibilidade nos elementos, embora o modelamento seja possível, a complexidade do modelo da torção é grande (equações às derivadas parciais), já que cada elemento do robô possui vários modos de torção que influirão de forma complexa na posição, velocidade e aceleração da garra. A flexibilidade nos suportes da base pode ser considerada como flexibilidade do primeiro elemento do robô.

Em [Canfield 77] e [Good 85] é discutido o modelamento de uma junta flexível e é obtido um modelo simples que considera o primeiro modo de

torção (de frequência menor) na transmissão do torque desde o atuador para o elemento. Segundo os resultados obtidos nas referências citadas, este modelo simples é suficiente para analisar o fenômeno de ressonância introduzido pela flexibilidade.

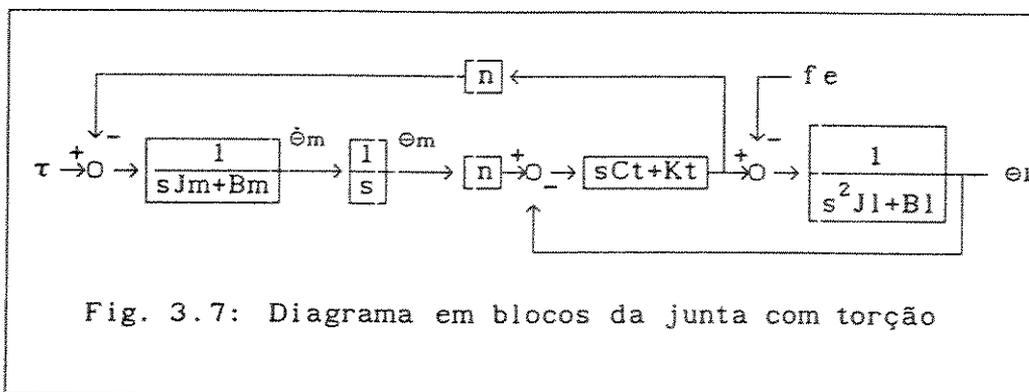
Continuando com nosso objetivo de controlar a junta em tarefas de contato, ao se considerar o fenômeno da torção no modelo da junta, vê-se que produz um efeito de ressonância que será excitado toda vez que a junta bate com o objeto, já que a mudança brusca nas características do meio produz uma perturbação de largura de faixa muito ampla (seção 1.1).

Já que o fenômeno da torção é real e inevitável, nesta seção será considerada a influência dele sobre uma junta com controle de impedância, no espaço livre e no contato com o objeto.

3.2.1 - Modelo da junta flexível com Controle de Impedância

Neste item será desenvolvido o modelo de junta que inclui o fenômeno de torção na transmissão do torque desde o atuador para o elemento. É considerado só um modo de torção no modelo da junta da seção 3.1.1 (fig. 3.1). Este fenômeno é modelado como uma mola e um amortecedor alocados entre o atuador e o elemento da junta. Assim, a inércia e o atrito no atuador e no elemento não poderão ser aglomerados em J_e e B_e devido à torção entre o atuador e o elemento.

Um modelo de junta flexível que reproduz a resposta dinâmica do primeiro modo de torção (com frequência de ressonância menor), sem nenhum tipo de controle, é o da figura 3.7 ([Canfield 77],[Good 85]):



Na figura 3.7 J_m , J_l , B_m e B_l são as inércias e atritos do motor e do elemento e K_t e C_t são a rigidez e o amortecimento da torção.

Analisar o comportamento de uma junta com Controle de Impedância considerando o efeito da torção significa avaliar o comportamento resultante da interação de dois efeitos similares: a flexibilidade mecânica devida à torção (geralmente com parâmetros fixos) e a flexibilidade eletrônica implementada pelo controlador (com parâmetros variáveis).

Também deve-se considerar que ao se implementar o Controle de

$$G = \frac{s \frac{ct}{Kt} + 1}{s^4 \frac{JlJmMd}{KtJe qKd} + s^3 \frac{JlBd+ctMd}{KdKt} + s^2 \left[\frac{Jl}{Kt} + \frac{Md}{Kd} + \frac{Bdct}{KdKt} \right] + s \left[\frac{Bd}{Kd} + \frac{ct}{Kt} \right] + 1} \quad (3.39)$$

$$H = \frac{Md}{Kd} \left(\frac{1}{Md} - \frac{n^2}{Jeq} \right) \quad (3.40)$$

$$S = \left[\frac{1}{Kt+sct} \left(s^2 \frac{JmMd}{Je qKd} + s \frac{Bd}{Kd} + 1 \right) + \frac{n^2 Md}{JeqKd} \right] G \quad (3.41)$$

com o que pode-se calcular a impedância da junta

$$Z = \frac{1}{HG+S} = \frac{s^4 \frac{JlJmMd}{KtJe qKd} + s^3 \frac{JlBd+ctMd}{KdKt} + s^2 \left[\frac{Jl}{Kt} + \frac{Md}{Kd} + \frac{Bdct}{KdKt} \right] + s \left[\frac{Bd}{Kd} + \frac{ct}{Kt} \right] + 1}{\frac{1}{Kt} \left[s^2 \frac{JmMd}{Je qKd} + s \left(\frac{Bd}{Kd} + \frac{ct}{Kd} \right) + \frac{Kt}{Kd} + 1 \right]} \quad (3.42)$$

As expressões correspondentes ao caso rígido foram apresentadas na tabela 3.2 (seção 3.1.2).

3.2.2- Análise de estabilidade e comportamento no espaço livre

Pela definição do bloco G da seção 3.1.2 o comportamento no espaço livre está definido por esta função de transferência. Devido a que o efeito do Controle de Impedância sobre a junta no espaço livre pode ser interpretado como um controle proporcional de posição e velocidade, os resultados apresentados em [Gimeno 88] e resumidos no Anexo VIII são diretamente aplicáveis. Sendo assim, tem-se que:

- Os quatro polos de G estão no semiplano esquerdo do plano s, ou seja o sistema no espaço livre será sempre estável (para valores positivos dos parâmetros Md, Bd e Kd). Este resultado também pode ser obtido aplicando o critério de Routh-Hurwitz.
- Um par de polos é originado pela torção e se situam próximos às raízes de:

$$\frac{Jl}{Kt} s^2 + \frac{Ct}{Kt} s + 1 = 0 \quad (3.43)$$

independentemente do ajuste dos ganhos de posição e velocidade. O amortecimento destes polos é baixo, e serão denominados "polos da torção". A frequência natural e o amortecimento correspondentes às raízes da equação (3.43) são:

$$\omega_{nt} = \sqrt{\frac{K_t}{J_l}} \quad ; \quad \xi_t = \frac{C_t}{2 \sqrt{J_l K_t}}$$

- O outro par de polos é originado pelo comportamento rígido e a sua situação depende do ajuste dos ganhos de posição e velocidade. Estes polos serão denominados "polos rígidos".

Para obter-se um comportamento não oscilatório no espaço livre, os polos rígidos devem ser dominantes sobre os polos da torção. Isto limita os ganhos dos controladores de posição e velocidade (como mostrado na referência anterior) o que é um resultado prático bem conhecido.

Para simplificar a análise, propõe-se uma aproximação da situação dos polos rígidos desprezando a influência da carga sobre o atuador. A partir do esquema de blocos da figura 3.8, eliminando a realimentação de esforço (por considerar o sistema no espaço livre) e desconsiderando a influência da carga sobre o atuador obtém-se o esquema figura 3.9.

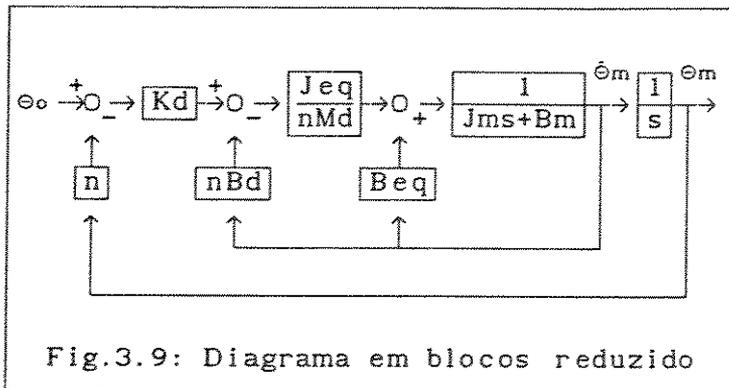


Fig.3.9: Diagrama em blocos reduzido

O ajuste dos parâmetros do controlador deverá ser feito de forma tal que os polos sejam dominantes e com amortecimento crítico. Isto faz com que o ajuste destes parâmetros situe os dois polos em malha fechada no ponto de separação das assíntotas, ou seja:

$$\xi_{nr} = \frac{Bd}{2 \sqrt{Kd Md}} \sqrt{\frac{Jeq}{Jm}} \cong 1 \quad (3.44)$$

e que a frequência natural seja suficientemente pequena em relação à frequência natural dos polos da torção:

$$\omega_{nr} = \sqrt{\frac{Kd}{Md}} \sqrt{\frac{Jeq}{Jm}} \ll \omega_{nt} \quad (3.45)$$

Em [Paul 81] e [Luh 83] propõe-se que a frequência natural do sistema em malha fechada seja no máximo igual a $0.5 \cdot \omega_{ressonância}$. Resultados de simulação confirmam esta afirmação. Propõe-se portanto:

$$\omega_{nr} < 0.5 \omega_{nt} \Rightarrow \sqrt{\frac{KdJeq}{MdJm}} < 0.5 \sqrt{\frac{Kt}{Jl}} \quad (3.46)$$

O comportamento adequado no espaço livre leva então a duas condições que deverão ser satisfeitas no ajuste dos parâmetros Md, Bd e Kd:

$$\xi_{nr} = \frac{Bd}{2 \sqrt{Kd Md}} \sqrt{\frac{Jeq}{Jm}} = 1 \quad (3.47)$$

$$\sqrt{\frac{KdJeq}{MdJm}} = \beta \sqrt{\frac{Kt}{Jl}} \quad (\beta < 1) \quad (3.48)$$

A relação Ct/Kt pode ser considerada próxima de zero (o que é uma hipótese razoável sob o ponto de vista prático). Isto permite escrever G(s) em uma forma mais simples que será utilizada posteriormente.

Definindo:

$$\alpha := \sqrt{\frac{Jl}{Kt}} \quad ; \quad f := \frac{Jm}{Jeq}$$

o denominador de G(s) pode ser escrito como indicado na equação (3.49).

$$\text{Den de } G(s) = \frac{\alpha^4}{\beta^2} s^4 + \frac{2\alpha^3}{\beta} s^3 + \left(1 + \frac{1}{\beta^2 f}\right) \alpha^2 s^2 + \frac{2\alpha}{\beta} s + 1 \quad (3.49)$$

Esta equação mostra a dependência dos polos em malha fechada (aproximados) com o parâmetro que caracteriza a torção, α , a importância relativa da inércia da carga (variável) com a inércia do atuador, f , e um parâmetro de projeto do controlador, β , que caracteriza a solução mais ou menos conservadora utilizada para garantir a ausência de oscilações no espaço livre.

No caso em que Jm/Jeq é próximo à unidade (para $n^2 Jl$ muito pequeno em relação a Jm) a função de transferência G pode ser escrita de forma a deixar evidentes os polinômios responsáveis pela situação dos polos. Assim, G fica:

$$G \cong \frac{s \frac{Ct}{Kt} + 1}{\left[s^2 \frac{Jl}{Kt} + s \frac{Ct}{Kt} + 1 \right] \left[s^2 \frac{Md}{Kd} + s \frac{Bd}{Kd} + 1 \right]} \quad (3.50)$$

Vê-se que G terá dois pares de polos, um devido à torção e o outro devido aos parâmetros da impedância desejada. O zero devido à torção normalmente possui um valor alto em relação aos polos, o que fará com que o efeito dele na resposta do sistema possa ser desconsiderada. Os polos que sejam dominantes, literalmente, dominarão o comportamento da junta no espaço livre. Em termos de controle de posição (velocidade) da junta com torção, o Controle de Impedância não apresenta nenhuma vantagem frente a um controle

convencional do tipo PP/PV (proporcional na posição/proporcional na velocidade) ([Gimeno 88]). Os ganhos do controlador não poderão ser aumentados indefinidamente, sob risco de perder o controle da posição da junta para a torção. O comportamento aceitável, então, estará ligado ao fato de que os polos introduzidos pelo controlador sejam os dominantes.

3.2.3- Análise da estabilidade e comportamento no contato

A análise da estabilidade e do comportamento do sistema no contato, em termos da alocação de polos e zeros e da resposta em frequência, será feita abordando os seguintes itens:

- Analisa-se a modificação da impedância no domínio da frequência e a estabilidade da posição da junta (em contato) com a variação de K_d , M_d e B_d (satisfazendo as restrições introduzidas pelo comportamento desejado no espaço livre)
- Verificando-se a instabilidade do sistema para determinados valores de K_d analisa-se a posição de junta em um novo diagrama em blocos obtido a partir do esquema da figura 3.5.
- A malha fechada deste diagrama em blocos é dividido em duas malhas: uma interna e outra externa.
- A instabilidade e o comportamento do sistema em contato são analisados a partir da situação dos polos e zeros nas duas malhas.

Uma análise direta sobre a equação da impedância da junta (eq.(3.42)) não resulta evidente, mas há alguns fatos que podem ser considerados. A impedância da junta já não depende só do ajuste dos parâmetros da impedância desejada, mas também da torção e da inércia da junta que no caso geral é variável. Para rigidez infinita a eq. (3.42) é igual à eq. (3.35).

O valor do módulo da impedância da junta para baixas frequências é:

$$|Z| = \left| \frac{1}{HG+S} \right| = \frac{K_t K_d}{K_t+K_d} \quad \text{para } \omega=0 \quad (3.51)$$

que resulta ser o valor da rigidez total apresentada pelo conjunto formado por duas molas com rigidez K_t e K_d colocadas uma a continuação da outra. Desde este ponto de vista, o Controle de Impedância estaria inserindo uma certa rigidez mecânica "em serie" com a própria rigidez da junta. Assim, o comportamento da mesma será determinado pela combinação dos efeitos das duas, e a rigidez de valor mais baixo (mais "mole") irá dominar a resposta final da junta a um esforço externo. De qualquer forma, o valor da rigidez total apresentada será sempre menor que a menor das duas.

O numerador da impedância é idêntico ao denominador de G (eq.(3.39)) que determina os polos em malha fechada no espaço livre.

O denominador tem duas raízes complexas conjugadas com frequência natural que pode ser calculada diretamente como:

$$\omega_{nd} = \sqrt{\frac{K_d}{M_d}} \sqrt{\frac{K_t}{K_d} + 1} \sqrt{\frac{J_{eq}}{J_m}} = \sqrt{\frac{K_t+K_d}{M_d}} \sqrt{\frac{J_{eq}}{J_m}}$$

e amortecimento

$$\xi_{nd} = \xi_{nr} \sqrt{\frac{K_d}{K_t + K_d}}$$

Com $\xi_{nr}=1$ as duas raízes do denominador são complexas conjugadas, dado que $\xi_{nd}<1$.

A situação relativa de ω_{nr} , ω_{nt} e ω_{nd} pode ser analisada partindo da condição sobre o comportamento no espaço livre citada anteriormente. Para que os polos da torção não sejam dominantes, uma escolha conveniente de ω_{nr} é dada por:

$$\omega_{nr} < 0.5 \omega_{nt} \Rightarrow \sqrt{\frac{K_d J_{eq}}{M_d J_m}} < 0.5 \sqrt{\frac{K_t}{J_I}}$$

Esta condição deverá ser satisfeita através da escolha de K_d e/ou M_d . A frequência natural do denominador satisfaz então as condições dadas pelas equações (3.52) e (3.53).

$$\frac{\omega_{nd}}{\omega_{nr}} = \sqrt{\frac{K_t + K_d}{K_d}} \quad (3.52)$$

$$\frac{\omega_{nd}}{\omega_{nt}} > 0.5 \sqrt{\frac{K_t + K_d}{K_d}} \quad (3.53)$$

A rigidez da junta está dada pela eq. (3.44). Na medida em que esta rigidez seja bem menor que K_t , tem-se $K_d \ll K_t$ e ω_{nd} satisfaz $\omega_{nd} > \omega_{nt}$ e $\omega_{nd} > \omega_{nr}$. Esta é a situação em que através do Controle de Impedância deseja-se tornar a junta pouco rígida nas baixas frequências, aumentando a impedância de uma forma uniforme para $\omega > \omega_{nr}$. Estes aspectos da especificação da impedância desejada serão discutidos na seção 3.3.

Na medida que K_d e K_t ficam próximos, os efeitos dos zeros da torção e dos polos se sobrepõem, o que vai fazer aparecer uma região de impedância não crescente para valores de ω entre ω_{nr} e ω_{nt} . As duas situações discutidas estão apresentadas na figura 3.10.

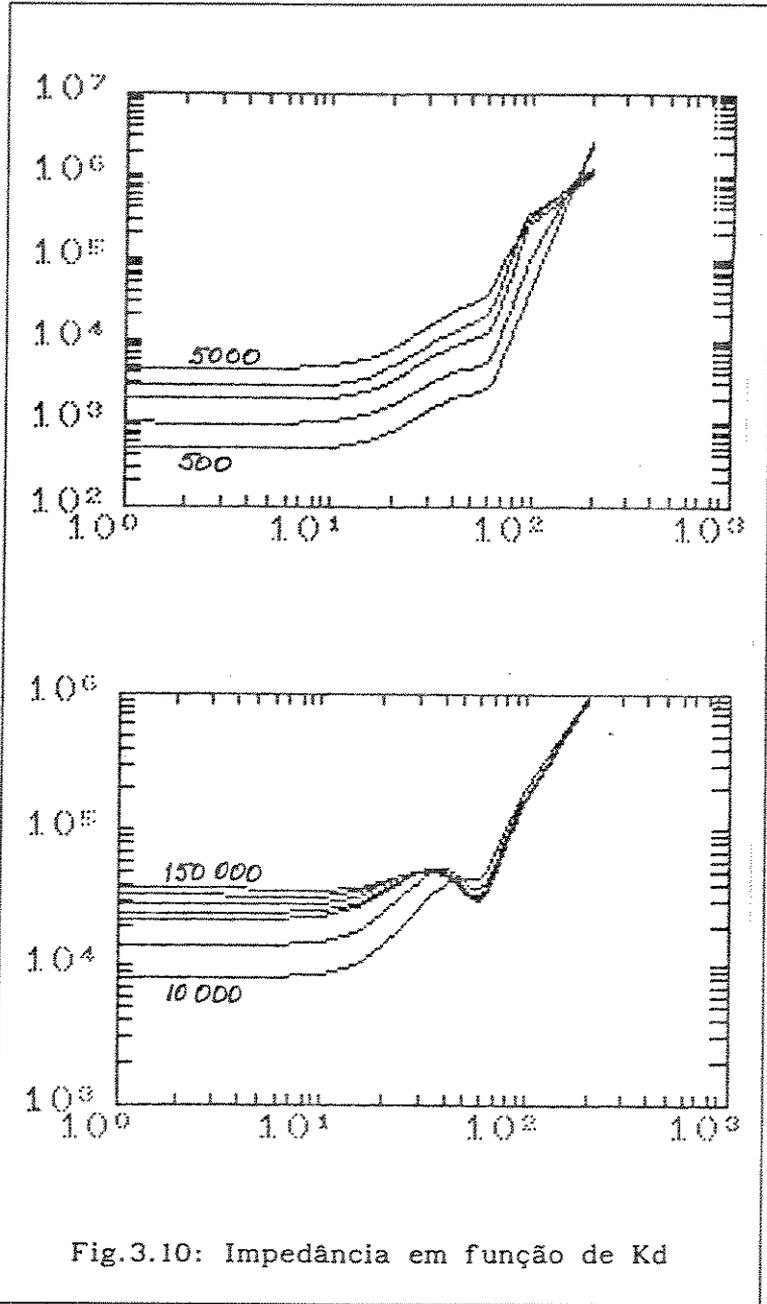


Fig.3.10: Impedância em função de Kd

Os valores numéricos utilizados na figura 3.10 são:

$Jl=25$ $Jm/Jeq=0.5$ $Kt=50000$

$Kd= 500 - 1000 - 2000 - 3000 - 5000$ (Fig. 3.10a)

$Kd= 10E3-20E3-40E3-50E3-70E3-100E3-150E3$ (Fig. 3.10b)

Para todos os casos o valor da massa Md foi escolhido de forma a obter-se $\omega_{nr}=0.5\omega_{nt}$ e o valor do amortecimento Bd de forma tal que $\xi_{nr}=1$. Com estes valores obtém-se:

$$\omega_{nr} = 22.36$$

$$\omega_{nt} = 44.72$$

As quatro raízes exatas do numerador da impedância são complexas conjugadas com:

$$\omega_{nr_real} = 16.36$$

$$\xi_{nr_real} = 0.7$$

$$\omega_{nt_real} = 61.09$$

$$\xi_{nt_real} = 0.18$$

que são valores próximos a ω_{nr} e ω_{nt} como proposto no desenvolvimento teórico.

O valor de ω_{nd} depende de K_d , obtendo-se:

Kd	500	1000	2000	3000	5000	10000
ω_{nd}	224.7	159.7	114	94	74.2	54.8
Kd	20E3	40E3	50E3	70E3	100E3	150E3
ω_{nd}	41.8	33.5	31.6	29.3	27.4	25.8

Na figura 3.10 observa-se que para valores de K_d maiores a 20000 ou 30000 (próximos a K_t), o módulo da impedância varia pouco com ω na região entre ω_{nr} e ω_{nt} como citado anteriormente.

Aplicando os valores numéricos utilizados na figura 3.10 para obter a resposta ao degrau da posição da junta em contato com um ambiente modelado como uma mola de rigidez $K_e=100000$ e posição $e_e=0$, obtém-se os resultados da figura 3.11.

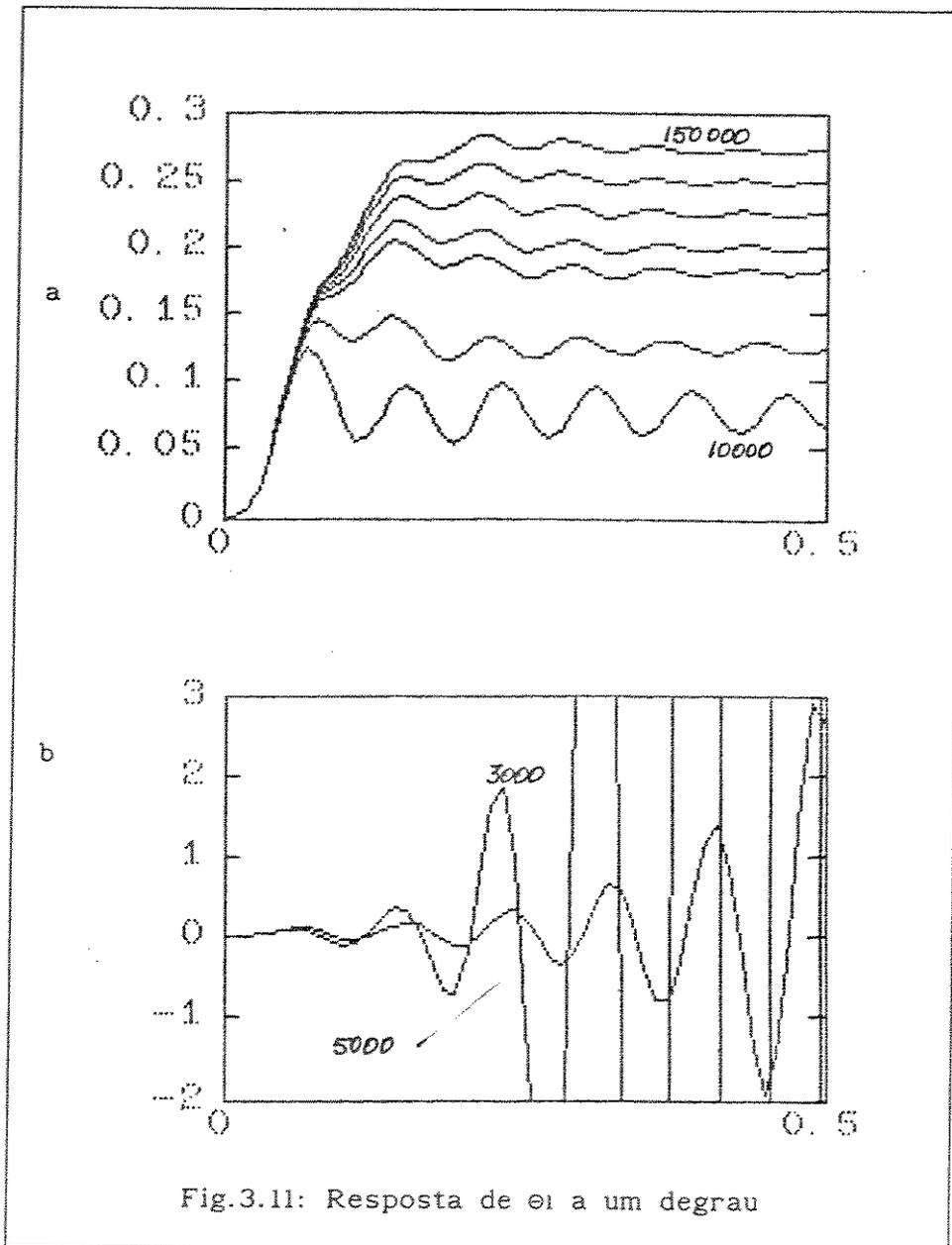
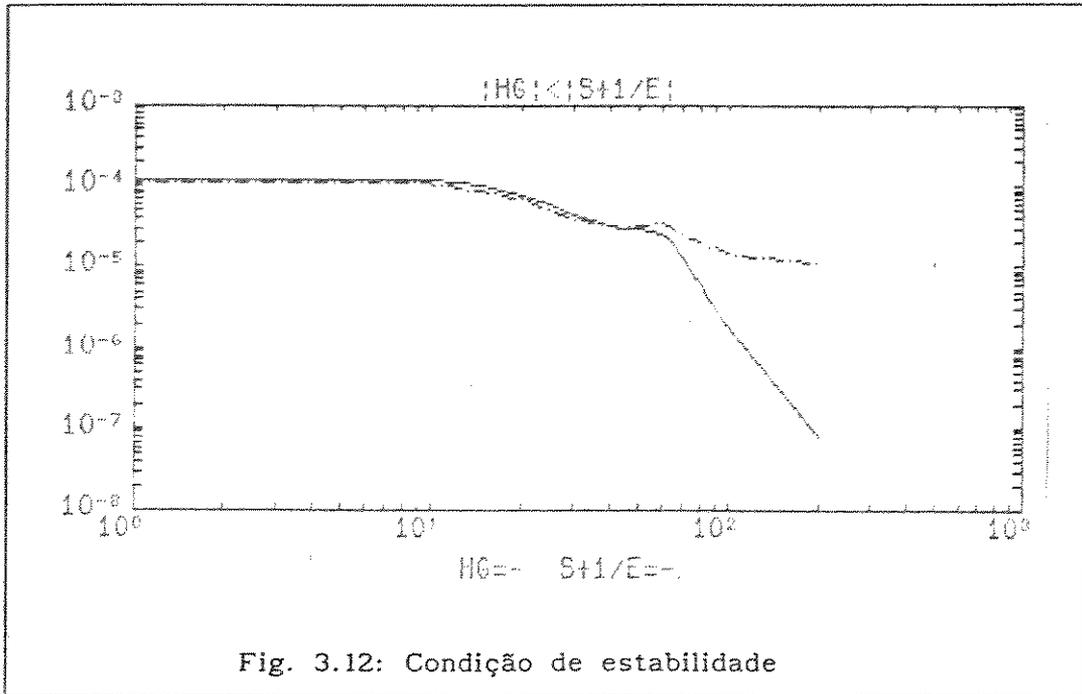


Fig.3.11: Resposta de θ_1 a um degrau

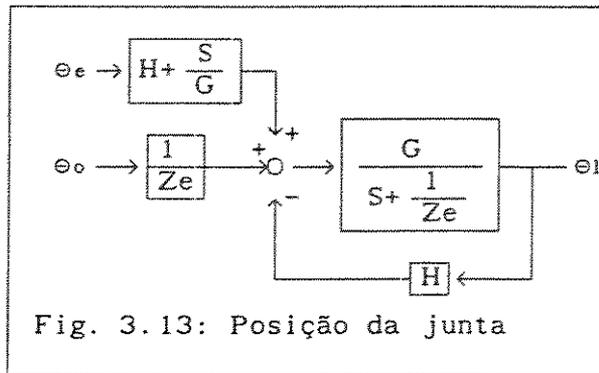
Estamos aqui frente a um fato aparentemente contraditório: diminuindo o ganho de posição, isto é, diminuindo o termo de rigidez da impedância desejada, o sistema se torna instável.

A condição de estabilidade obtida na seção 3.1.2 confere a situação de instabilidade para $K_d=5000$, como mostrado na figura 3.12.

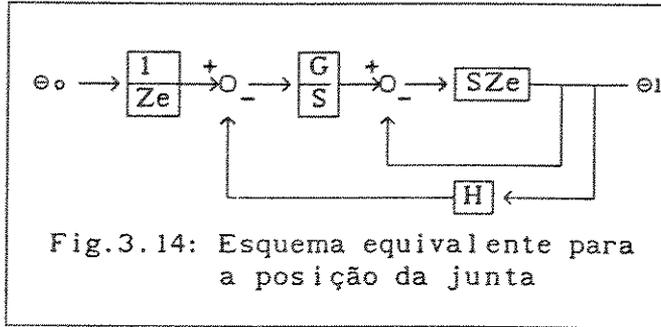


Para valores de frequência menores a 40 Hz, aproximadamente, o módulo de HG é maior que o de S+1/E, verificando-se a instabilidade para este ajuste dos parâmetros.

Para analisarmos esta situação utiliza-se o esquema da figura 3.5 da posição da junta em contato com o objeto (e_1) que pode ser representada como indicado na figura 3.13.



A malha fechada do diagrama em blocos da figura anterior pode ser colocada como na figura 3.14.



A influência dos parâmetros da impedância sobre a estabilidade pode ser estudada analisando as malhas externa e interna da figura 3.14. Para isto resulta útil primeiramente analisar a situação dos polos e zeros de $S(s)$ quando o ajuste da impedância é feito de forma a satisfazer a equação (3.54).

$$\omega_{nr} = \beta \omega_{nt} \quad (\beta < 1) \quad (3.54)$$

e a escolha de Bd é feita de forma a ter-se $\xi_{nr}=1$, como foi discutido anteriormente.

Usando as definições de α e f , a função de transferência $S(s)$ pode ser escrita como (considerando a relação $Ct/Kt \neq 0$):

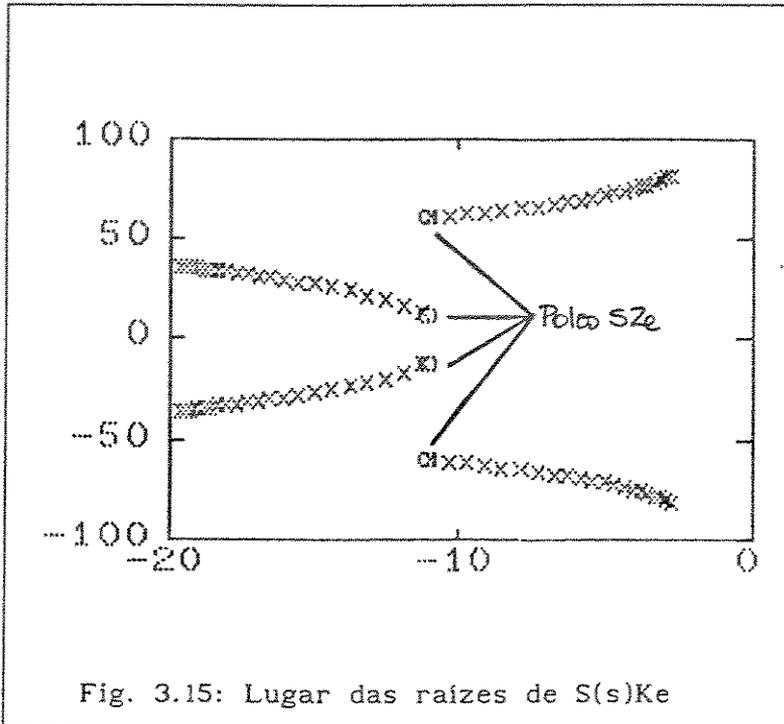
$$S(s) = \frac{\frac{1}{Kt} \left[\frac{\alpha^2}{\beta^2} s^2 + \frac{2\alpha}{\beta} + \left(1 + \frac{1-f}{f\beta^2} \right) \right]}{\frac{\alpha^4}{\beta^2} s^4 + \frac{2\alpha^3}{\beta} s^3 + \left(1 + \frac{1}{\beta^2 f} \right) \alpha^2 s^2 + \frac{2\alpha}{\beta} s + 1} \quad (3.55)$$

Esta função de transferência apresenta as seguintes características:

- Quatro polos com partes reais do lado esquerdo do eixo imaginário.
- A soma das partes reais destes polos é igual a $-2\beta/\alpha$.
- dois zeros complexos conjugados dados por:

$$s = -\frac{\beta}{\alpha} \pm \left(\frac{1}{\alpha} \sqrt{\frac{1-f}{f}} \right) j$$

Analisando primeiramente a malha interna tem-se que, para $Z_e=K_e$ o sistema em malha fechada terá quatro polos e dois zeros. Os dois zeros serão iguais aos zeros em malha aberta. A situação dos quatro polos pode ser estudada raciocinando sobre o lugar de raízes da malha interna de ganho unitário. O lugar de raízes apresentará quatro ramos, dois dirigidos para os zeros em malha aberta que estão no semiplano esquerdo e dois dirigidos para as duas assíntotas que têm a sua origem na origem do lugar de raízes. Esta situação está ilustrada na figura 3.15 que contém o lugar das raízes até ganho=1 para os valores numéricos utilizados nas figuras 3.10 e 3.11, isto é: $Jl=25$; $Kt=50000$; $K_e=100000$; $n=0.1$; $f=0.5$; $Md=20$ e $Kd=5000$ (valor este em que se verifica a instabilidade na figura 3.11).



A maior ou menor aproximação dos polos que vão para o eixo imaginário dependerá do ganho próprio da função de transferência S(s)Ke. Este ganho pode ser obtido da equação (3.39) como:

$$\text{ganho de } S(s)Ke = \frac{Ke}{Kt} + \frac{Ke}{Kd} \frac{n^2 Md}{Jeq} = \frac{Ke}{Kt} \left(1 + \frac{(1-f)}{\beta^2 f} \right)$$

ficando evidente que quanto maior a relação Ke/Kt mais irão se aproximar os polos ao eixo, mas por maior que seja esta relação (maior a rigidez do meio ou menor a rigidez mecânica da torção da junta), por si só não pode instabilizar a malha interna, só aumenta a possibilidade de instabilidade. Algo similar acontece com os fatores β^2 e f: quanto menores sejam, maior a aproximação dos polos ao eixo imaginário.

Para analisar a malha externa da figura 3.14 deve-se notar que os zeros da malha interna são cancelados pelos polos de G/S, restando apenas os quatro polos da malha interna fechada. Estes quatro polos serão o ponto de partida do lugar de raízes da malha externa. Raciocinando de novo sobre o lugar das raízes com ganho unitário, observa-se que em malha fechada haverá quatro polos que se dirigem para as quatro assíntotas, havendo a possibilidade de um comportamento instável se para ganho=1 o eixo imaginário for ultrapassado. A figura 3.16 contém o lugar das raízes para a mesma situação da figura 3.15.

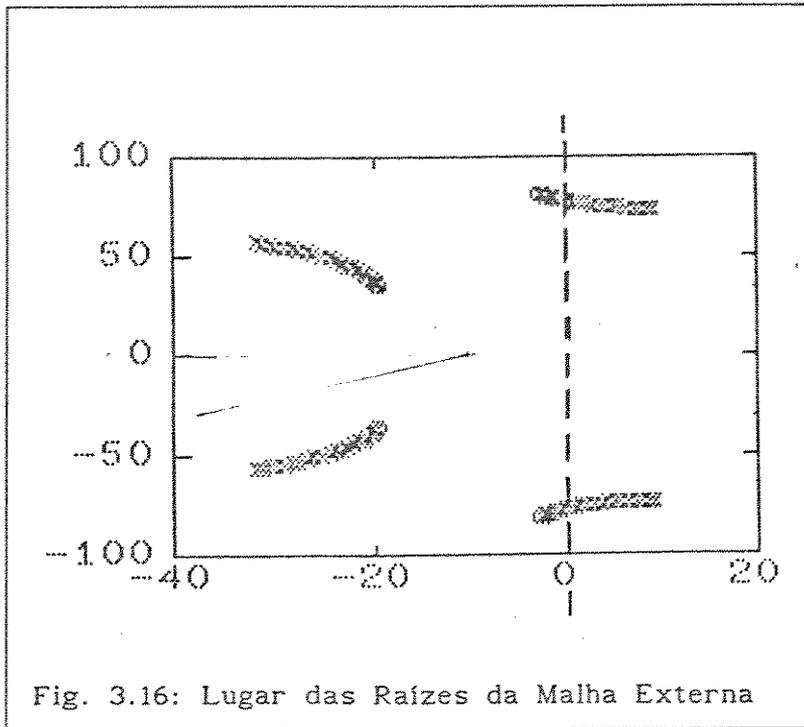


Fig. 3.16: Lugar das Raízes da Malha Externa

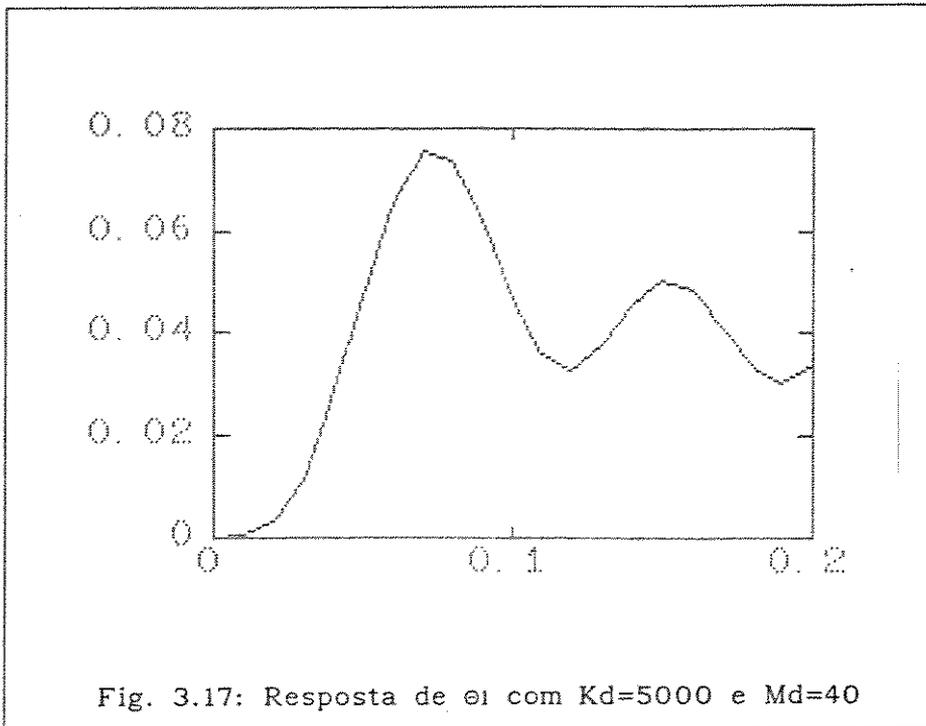
O trecho percorrido pelos polos até ganho=1 depende do ganho próprio das funções de transferência do anel que é dado por:

$$\text{ganho da malha externa} = \frac{1 - \frac{n^2 M_d}{J_{eq}}}{\frac{K_d}{K_e} + \frac{K_d}{K_t} + \frac{n^2 M_d}{J_{eq}}} = \frac{K_t - \frac{1-f}{f\beta^2}}{K_d \left(\frac{K_t}{K_e} + 1 + \frac{1-f}{f\beta^2} \right)}$$

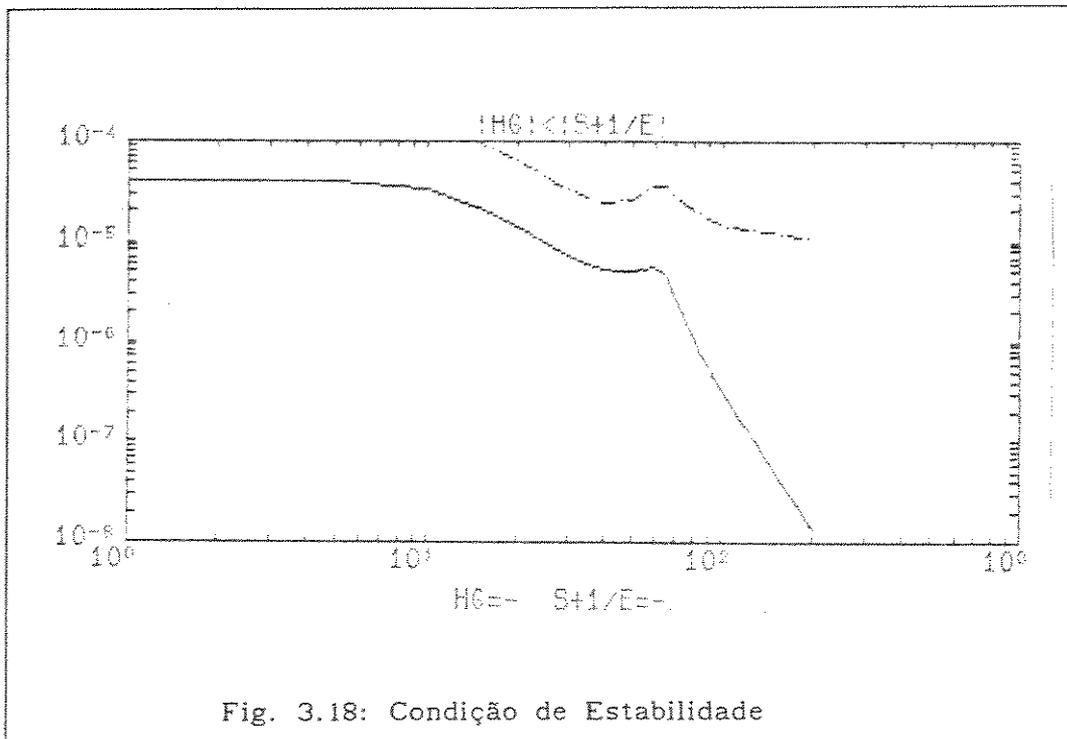
A equação anterior mostra que a diminuição de K_d aumenta o ganho e portanto a possibilidade de que o sistema seja instável, confirmando os resultados de simulação apresentados anteriormente.

Nesta equação também pode-se ver que o aumento da relação $M_d/(J_{eq}/n^2)$ irá reduzir o ganho. Assim, pode-se pensar que para o caso em que o ganho K_d seja tal que o sistema é instável (para um M_d calculado a partir do fator β que dá um comportamento adequado no espaço livre), a estabilidade pode ser atingida aumentando o valor de M_d , isto é, diminuindo o fator β .

Um exemplo disto é apresentado na figura 3.17, em que se estabiliza o sistema com os valores utilizados na figura 3.11 para o valor de $K_d=5000$, através de um aumento de M_d .



Na figura 3.18 verifica-se a condição de estabilidade da seção 3.1.2 para este novo valor de M_d



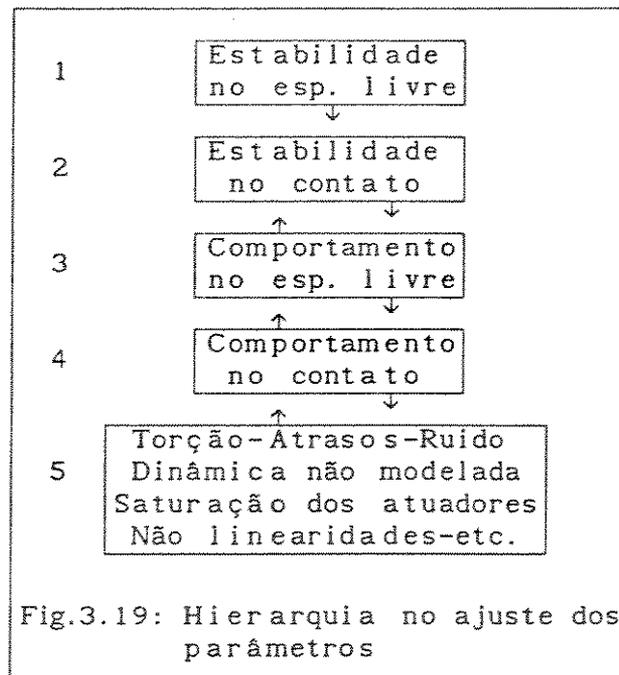
já que para nenhuma frequência o módulo de HG é maior que o módulo de $S+1/E$.

Para conseguir um comportamento estável e suficientemente amortecido no contato os parâmetros M_d , B_d e K_d deverão ser escolhidos de forma tal que os polos dominantes em malha fechada não sejam os polos originados pela torção. Este ajuste certamente será conservador em relação aos requisitos no espaço livre, originando nesta última situação um comportamento desnecessariamente mais lento, mas imprescindível para garantir a estabilidade e o comportamento no contato.

A escolha de M_d , B_d e K_d deverá também levar em consideração a forma desejada para a impedância no domínio da frequência. Este ponto será analisado na seção seguinte.

3.3- Ajuste dos Parâmetros da Impedância Desejada

No ajuste dos parâmetros de um controlador o projetista segue normalmente um conjunto de especificações que possuem uma hierarquia determinada. Para o caso específico do Controle de Impedância (visando sempre o controle de tarefas de contato) estas especificações podem ser organizadas como é mostrado na figura 3.19.



A idéia básica desta hierarquia se encontra em [Colgate 88].

A estabilidade no espaço livre aparece como um fator principal na determinação ou limitação nos valores que podem ser escolhidos para M_d , B_d e K_d no caso geral.

O ajuste dos parâmetros que garante a estabilidade no contato será definido de acordo com a estabilidade no espaço livre, e, em princípio, para enfrentar qualquer objeto. Já que o robô não precisa ser capaz de lidar com estabilidade com qualquer meio concebível, mas com aquele com que irá trabalhar, podem ser reduzidas as limitações impostas aos parâmetros a fim de

obter-se um melhor desempenho no espaço livre. Isto leva a pensar, acertadamente, que pode-se trocar conhecimento do meio (para reduzir as restrições que assegurem a estabilidade no contato) por um melhor desempenho no espaço livre.

É claro que no contato a estabilidade por si só não garante a correta execução da tarefa: é preciso ter um comportamento razoável no contato. Em forma similar ao que acontece entre as camadas 2 e 3, deve se reduzir o desempenho do sistema no espaço livre a fim de obter o comportamento desejado no contato, o que de fato é necessário na maioria dos casos práticos.

Existe ainda uma quinta camada com diversos fatores que limitam os valores atribuíveis aos parâmetros da impedância desejada, mas o único que será analisado aqui é o problema da torção. Como foi discutido na seção 3.2, o fenômeno da torção na transmissão do torque impõe novas limitações nos ganhos, principalmente na rigidez e na massa que podem ser colocadas.

Descendo na hierarquia da figura 3.16 cada uma das camadas reduz a gama de valores que podem ser escolhidos para cada um dos três parâmetros. Assim, pensando em um diagrama tridimensional com M_d , B_d e K_d em cada um dos eixos x , y e z , as limitações introduzidas por cada camada gerará um novo volume e os valores que ficam no volume que resulta da interseção de todos os volumes são os que respeitam as limitações impostas por todas as camadas.

A partir da análise em [Gimeno 88] (Anexo VIII) vê-se que para se ter um comportamento aceitável no espaço livre o parâmetro K_d não pode ser aumentado além de um certo valor que impede que os polos originados pela torção sejam dominantes. Este valor foi aproximado pelo fator β , fazendo com que a frequência natural dos polos "rígidos" (ω_{nr}) seja no máximo a metade da frequência natural dos polos da torção (ω_{nt}). Ou seja, está sendo imposto um limite superior para K_d/M_d que provoca um comportamento no espaço livre sem oscilações mal amortecidas.

No contato o parâmetro K_d determina o termo de rigidez da impedância da junta e pode ser calculado como em [Hogan 85]:

$$K_d = \frac{F_{tol}}{x_{tol}}$$

sendo F_{tol} o esforço tolerável ou admissível pelo objeto, por exemplo o máximo esforço que pode ser aplicado no objeto sem produzir efeitos não desejados como deformações permanentes ou rupturas. x_{tol} é o movimento/deformação tolerável no objeto.

Baseado nestas considerações sobre o comportamento desejado no contato, o valor de K_d necessário pode ser muito menor do calculado para o comportamento no espaço livre. Como foi discutido na seção anterior a diminuição de K_d pode provocar instabilidade no contato se o valor de M_d correspondente é calculado só a partir de considerações de bom comportamento no espaço livre.

Como foi mostrado na seção anterior, o sistema pode-se estabilizar aumentando M_d , afastando desta forma a frequência natural dos polos rígidos ω_{nr} da frequência natural dos polos da torção ω_{nt} . (que pode ser

visto como uma diminuição do fator β).

Isto evidentemente irá fazer com que o comportamento no espaço livre seja mais lento, já que o aumento de M_d diminui a frequência ω_{nr} e com isto o sistema fica mais lento no espaço livre.

A frequência de corte ω_{nr} determinada pelos parâmetros da impedância desejada possui um outro importante significado físico: desde $\omega=0$ até $\omega=\omega_{nr}$ o módulo da impedância (para a maioria dos casos práticos em que $K_d \ll K_t$) é muito próximo a K_d . Nesta faixa de frequências a junta será "flexível" aceitando movimentos de acomodação frente a erros de posicionamento. A partir de ω_{nr} o módulo da impedância cresce sem limite (alterado parcialmente pela torção, como foi discutido na seção anterior), fazendo com que a junta "rejeite" as perturbações de frequências cada vez maiores.

Este aumento do módulo é devido principalmente ao comportamento inercial da junta para frequências maiores a ω_{nr} . É assim que em um projeto em que K_d é dado (para permitir determinados movimentos de acomodação) o valor de ω_{nr} só poderá ser alterado modificando o valor da massa M_d (para um fator f determinado).

Em [Kazerooni 87a] é discutido o caso de uma tarefa de acabamento de superfícies. Os termos de rigidez são escolhidos diferentes para graus de liberdade diferentes de acordo com algumas considerações de ordem prático. O cálculo da massa desejada é feito a partir da determinação da frequência de corte desejada ω_d . Existem tarefas onde pode-se conhecer a frequência a partir da qual as perturbações devem ser rejeitadas e assim determinar a frequência de corte da impedância desejada. Desta forma o valor de M_d pode ser obtido como

$$M_d = \frac{K_d}{\omega_d^2}$$

com ω_d a frequência de corte a partir da qual quer-se que o módulo da impedância aumente desde o valor para baixas frequências (geralmente K_d) 100 vezes por década. Desta feita podem-se rejeitar perturbações de frequências superiores a ω_d já que a "rigidez" da junta aumentará desde esse valor.

O próprio fenômeno da torção produz alterações no comportamento desejado para a junta em uma frequência fixa, próxima a ω_{nr} . Tais alterações se apresentam como uma diminuição do módulo da impedância em frequências em que se espera que aumente. A influência relativa destas alterações sobre o comportamento desejado tanto no espaço livre como no contato pode ser diminuída mediante uma diminuição de ω_{nr} .

Conclusões

Neste capítulo foi analisado o desempenho do Controle de Impedância aplicado a uma junta isolada na situação em que a junta não é completamente rígida. A flexibilidade da junta foi modelada através da inclusão do fenômeno da torção na transmissão do torque entre o atuador e a carga.

A impedância resultante para a junta flexível é uma função racional com quatro zeros e dois polos. A análise desta impedância mostra a influência dos parâmetros de controle sobre as duas características mais importantes: a faixa de frequências em que o objetivo é permitir movimentos de acomodação e a faixa em que se deseja rejeitar perturbações.

A junta flexível com Controle de Impedância pode ter um comportamento instável, comportamento este impossível quando é considerada a junta totalmente rígida. Foi proposta uma análise da estabilidade a partir de um modelo aproximado que permite obter conclusões verificadas em exemplos de simulação. O principal resultado é que existe um compromisso entre a rigidez desejada para os movimentos de acomodação e a faixa de frequências em que estes movimentos serão possíveis: uma diminuição da rigidez (um aumento do caráter flexível) leva também a uma diminuição da faixa de frequências com esta característica, e também a um comportamento mais lento no espaço livre.

Finalmente foi discutida uma metodologia hierárquica para a determinação dos parâmetros de controle a partir das especificações do problema.

CAPÍTULO 4

CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

O controle de robôs manipuladores para que possam interagir fisicamente com o meio em forma estável, segura e eficiente é um assunto que apresenta-se como um fator de grande importância para a evolução da automação industrial e o progresso dos processos de manufatura automatizados.

Isto também é válido para o caso de tele-manipulação, em que o manipulador deve substituir o braço humano em locais de difícil acesso ou em ambientes nocivos para o homem.

O controle do esforço aplicado por braços mecânicos vê na elaboração de próteses ortopédicas mais eficientes um campo de aplicação direta.

É claro que uma metodologia que resolva o problema da interação física em robôs que possuem vários graus de liberdade, será aplicável a outros processos mecânicos tais como máquinas ferramentas.

As primeiras tentativas de solução dos problemas associados à interação do robô com o meio foram dirigidas a minimizar erros de posição ou de esforço, considerando o robô como sendo *todo* o processo a ser controlado. Como foi discutido no capítulos 1 e 2 este tipo de abordagens desconhece a natureza do processo de interação dinâmica que começa quando o robô atinge o objeto a manusear. Tentar controlar variáveis tais como posição ou esforço em forma isolada não será suficiente para controlar todas as etapas das tarefas de contato que envolvem movimentos no espaço livre e a aplicação de esforços (que também podem provocar movimentos significativos).

O Controle de Impedância parte exatamente deste ponto: uma vez que o robô está em contato com o objeto o que deve ser controlado é o intercâmbio de energia mecânica entre o manipulador e o objeto. Para isto é preciso fazer uma correta modelagem do ambiente para fazer com que o robô tenha um comportamento adequado para tal ambiente. Este comportamento pode ser alcançado através da modificação da *impedância mecânica* que o robô apresenta ao meio, tal como foi discutido no capítulo 2.

Outras duas estratégias de controle que modificam a flexibilidade apresentada pelo robô em forma ativa, o Controle de Rigidez e o

Controle de Amortecimento, foram analisadas em termos da modificação que introduzem nos parâmetros da impedância da junta, verificando-se que a alteração de um só dos parâmetros da impedância restringe a liberdade de escolha do comportamento dinâmico desejado para a junta. Também foi calculada a impedância que cada um destes controladores apresenta em termos dos parâmetros do sistema, constatando-se que são casos particulares do Controle de Impedância.

Na implementação geral do Controle de Impedância pode-se falar em um "controlador de interação" que faz com que o robô se comporte como um sistema mecânico de segunda ordem em cada grau de liberdade. Desde que isto seja verdadeiro, o manipulador poderá ser considerado como um conjunto de massas, amortecedores e molas sobre cada grau de liberdade, e planejar a execução da tarefa como sendo realizada por tal sistema mecânico.

Na implementação do controlador que provoque este comportamento no robô aparecem uma série de limitações nos valores das constantes mecânicas que podem ser colocados. Neste trabalho foi analisada a influência de uma destas limitações: o fenômeno da torção na transmissão do torque desde o atuador para a carga.

Este fenômeno faz com que os valores dos parâmetros do controlador que podem ser colocados vejam-se reduzidos pelo fenômeno da torção: no espaço livre deverão ser menores que no caso de uma junta rígida para evitar um comportamento oscilatório do extremo da junta e no contato deverá se reduzir a faixa de frequências dos movimentos de acomodação para permitir um comportamento estável.

Esta faixa de frequências dos movimentos de acomodação permite determinar até que frequências a junta (e no caso geral o robô) irá se comportar em forma flexível, aceitando modificar a sua posição com a aplicação do esforço, e a partir daí rejeitar perturbações de frequências maiores. Esta característica da impedância da junta pode ser definida em forma independente para cada grau de liberdade.

O ajuste dos parâmetros do Controle de Impedância deverá levar em consideração as limitações que impõem a estabilidade e o comportamento desejado tanto no espaço livre quanto no contato.

Trabalhos Futuros

Colocam-se sucintamente a seguir alguns pontos relacionados com o trabalho desenvolvido como indicações de possíveis trabalhos futuros.

Um desses trabalhos está relacionado com os fenômenos que limitam os valores de impedância atingíveis. Em [Lawrence 88] há uma análise sobre a influência do *tempo de atraso na medida do esforço* nos valores que podem ser atribuídos a K_d e B_d . As limitações introduzidas pela *saturação dos torques fornecidos pelos atuadores* é discutida em [Lawrence 89]. Estas análises são recentes e não são exaustivas. Além destes problemas restam por serem analisadas outras limitações introduzidas por: atrito seco e "stiction", "backlash", controle digital, flexibilidade mecânica em vários graus de liberdade, etc.

Como foi discutido no capítulo 2 o Controle de Impedância precisa de um sistema supervisor (uma camada de alto nível) que permita a definição das diferentes etapas da tarefa e modifique os parâmetros e/ou a posição de referência para otimizar a execução. Isto porque geralmente o usuário não será capaz de fornecer os valores dos parâmetros da impedância que permitam a correta execução da tarefa, mas alguns dados referentes a situações de risco, tais como máximo esforço permissível, máximo deslocamento devido à aplicação do esforço, máximo erro de posicionamento desejado, etc.

Estas pseudo-referências deverão ser "traduzidas" em termos de um vetor de posições de referência e valores de parâmetros da impedância desejada para cada grau de liberdade e para cada etapa da tarefa. Tais funções serão executadas por um sistema supervisor que poderá incluir funções de otimização, adaptação de parâmetros off-line (aproveitando o tempo em que o Controle de Impedância toma conta dos transitórios, prescindindo de supervisão) ou sistemas baseados em conhecimento que permitam ao controle do robô "aprender" sobre qual melhor posição de referência e a melhor impedância para determinada tarefa.

Já que existem evidências de que o comportamento do braço humano corresponde ao que é implementado pelo Controle de Impedância, a utilização de sistemas baseados em conhecimento ou redes neurais para a camada de alto nível, tanto para o controle como para a aprendizagem, apresenta-se como uma opção quase intuitiva.

O comportamento do braço humano vem sendo estudado desde os primeiros anos da década passada sob o ponto de vista do Controle de Impedância. Como foi discutido na seção 2.7, esta metodologia de controle de robôs é capaz de reproduzir e analisar o comportamento do braço humano. É assim que pode-se encontrar em [Hogan 89] um estudo sobre a dinâmica de interação entre homens e máquinas. São obtidos alguns resultados interessantes sobre a adaptabilidade do braço e as limitações na rapidez de adaptação dos parâmetros. Este tipo de estudos deveria levar a implementações que utilizem atuadores similares ao do braço humano (músculos opostos que acionados simultaneamente alteram a dinâmica do sistema) com leis de controle adequadas.

Dentro desta área apresenta-se uma nova linha de pesquisa relacionada com a chamada Tele-Robótica, em que os manipuladores são comandados à distância: a Tele-Presença. A idéia central é transmitir ao operador as sensações tácteis e de esforço aplicado que estão presentes no local onde atua o robô. Isto só é possível pela transmissão do comportamento dinâmico do objeto manuseado pelo tele-robô ao mecanismo que utiliza o operador humano. Este mecanismo consiste em uma espécie de luva com atuadores externos que simulam o que o tele-robô está tocando.

ANEXO I - Modelo Cinemático

Chama-se modelo cinemático à transformação que permite obter a posição e orientação da garra ou órgão terminal do robô em função das variáveis das juntas. O modelo cinemático direto fornece a posição da garra ou órgão terminal (em relação ao sistema cartesiano de referência) em função das variáveis (ângulos, deslocamentos e comprimentos) das juntas.

$$\mathbf{x} = L(\theta)$$

sendo \mathbf{x} o vetor de posição/orientação da garra no espaço cartesiano e $L(\theta)$ o modelo cinemático direto em função das posições das juntas.

O modelo cinemático inverso permite obter as posições das juntas em função da posição e orientação desejadas para a garra.

$$\theta = L^{-1}(\mathbf{x})$$

L^{-1} é usado como notação e não significa a inversa de L , já que este não é uma matriz de transformação que multiplica a θ , mas uma função de θ .

O cálculo do modelo cinemático direto normalmente não apresenta dificuldades, já que as dimensões e variáveis das juntas são bem conhecidas para um robô determinado, sempre que se considerem desprezíveis os efeitos de torção ou deformação dos elementos das juntas.

No caso do modelo cinemático inverso existem vários problemas que complicam o cálculo. Soluções múltiplas, singularidades ou a inexistência de solução são algumas das dificuldades que podem aparecer na tentativa de calcular as posições das juntas a partir de uma determinada posição e orientação para a garra. Esta é uma área atual de pesquisa, principalmente para o caso de robôs redundantes.

Estes problemas deverão ser considerados na hora de implementar qualquer controlador de robôs. O tempo de cálculo requerido para a obtenção do novo ponto de referência, caso seja preciso o cálculo do modelo cinemático inverso "on-line", pode comprometer a estabilidade do sistema. Esquemas de controle que permitam a eliminação do cálculo do modelo cinemático inverso na malha de controle diminuirão as possibilidades de um comportamento instável do manipulador.

ANEXO II - Modelo Diferencial

O uso de robôs em tarefas de contato envolve movimentos no espaço livre com velocidades que mudam nos diferentes estágios da tarefa e cujo controle torna-se imprescindível.

Como a tarefa geralmente é descrita no espaço cartesiano e o controle é efetuado no espaço das juntas, as velocidades desejadas para a garra devem ser transformadas a velocidades em cada junta. Esta transformação é realizada pela "matriz Jacobiana", ou mais conhecida como "Jacobiano".

O Jacobiano é uma forma multidimensional da derivada ([Craig

86]), uma transformação linear variante no tempo. No caso específico da Robótica, é uma matriz de $6 \times n$ (no caso geral) que multiplicada pelo vetor de velocidades nas juntas fornece as velocidades do extremo do robô; e o próprio Jacobiano é função das posições das juntas (comprimentos e ângulos).

$$\dot{x} = J(\theta) \dot{\theta}$$

Já que as velocidades \dot{x} podem ser descritas em diferentes sistemas de coordenadas, dependendo da aplicação, este sistema pode ser especificado no Jacobiano com um supra-índice.

Para cada configuração do manipulador há uma relação linear entre \dot{x} e $\dot{\theta}$, mas esta relação é instantânea, já que no momento seguinte o Jacobiano muda de valor.

Se o Jacobiano é não-singular é invertível, o que permite obter a relação inversa:

$$\dot{\theta} = J^{-1}(\theta) \dot{x}$$

que fornece a velocidade de cada junta a partir das velocidades em cada grau de liberdade do espaço cartesiano. Mas todos os robôs têm posições onde o Jacobiano é singular. Tais posições são conhecidas como "singularidades". Elas podem estar dentro ou nos limites do espaço de trabalho do manipulador. Um estudo detalhado deste tema pode ser encontrado em [Gorla 84].

Outra importante aplicação do Jacobiano é na relação estática entre os torques nas juntas e os esforços aplicados na garra.

$$T = J^T F$$

Onde T é o vetor de esforços/torques nas juntas, J^T o jacobiano trasposto e F o vetor de esforços/torques na garra. A equação anterior fornece o torque T que deve ser aplicado (ou acrescentado) pelos atuadores para anular o esforço F aplicado na garra. A obtenção desta equação está baseada no princípio do trabalho virtual e pode ser encontrada em [Paul 81] ou [Craig 86]. Neste caso, se o Jacobiano é singular haverá certas direções nas quais o esforço F poderá aumentar ou diminuir sem afetar o valor calculado para T , e nas proximidades de uma singularidade pequenos torques nas juntas poderão provocar grandes esforços em determinadas direções do espaço cartesiano.

ANEXO III - Modelo Dinâmico

O modelo dinâmico é o que considera os esforços/torques que são necessários para provocar o movimento desejado para a garra do robô. Os dois métodos mais usuais para o cálculo do modelo dinâmico são o método iterativo de Newton-Euler e o método da forma fechada do Lagrangeano. Seja qual for o método utilizado o resultado é o mesmo: um conjunto de equações não-lineares, acopladas que fornecem os torques necessários nas juntas em função das posições, velocidades, acelerações, massa e comprimentos das juntas.

É comum encontrar na literatura o modelo dinâmico escrito em forma simbólica:

$$T = M(\theta) \ddot{\theta} + V(\theta, \dot{\theta}) + G(\theta)$$

A matriz $M(\theta)$ é a matriz de inércia que para qualquer robô é simétrica e definida positiva (e portanto sempre pode ser invertida). Ela só depende das posições das juntas. $V(\theta, \dot{\theta})$ é o vetor de termos de esforços de Coriolis e centrífuga que dependem das posições e velocidades das juntas e $G(\theta)$ é o vetor de termos da gravidade, que dependem da posição das juntas. Todos estes termos dependem também das massas e dimensões do robô.

Neste modelo pode ser acrescentado ainda um termo $H(\theta, \dot{\theta})$ com o modelo do atrito em função da posição e velocidade das juntas, já que os esforços devidos ao atrito podem atingir valores significativos (tipicamente 25% do torque requerido para movimentar o robô ([Craig 86])).

A maior parte dos parâmetros significativos do modelo dinâmico podem ser calculados, medidos ou estimados (com técnicas de estimação usuais). No caso de que o robô deva carregar uma ferramenta, a alteração no modelo dinâmico pode ser considerada como uma modificação na inércia e tamanho da última junta.

Neste trabalho é considerado que o modelo dinâmico (tanto a estrutura quanto os parâmetros) é conhecido com precisão suficiente para permitir o uso eficiente de técnicas de controle do tipo "torque calculado".

ANEXO V - Modelo dos Atuadores

No cálculo do modelo dinâmico são obtidos os torques que deverão ser fornecidos às juntas para atingir os valores de posição, velocidade e aceleração propostos, mas não é considerado como serão gerados esses torques.

Os atuadores podem ser de vários tipos e ser classificados de várias formas: de acordo com o tipo de movimento (rotacional ou linear), de acordo com a energia utilizada (elétricos, hidráulicos, pneumáticos, etc.), de acordo com a transmissão ("direct-drive", com redução a engrenagens, etc.) ou ainda com o parâmetro predominante no modelo (inerciais ou de disco, de baixa inércia ou de torque, etc.).

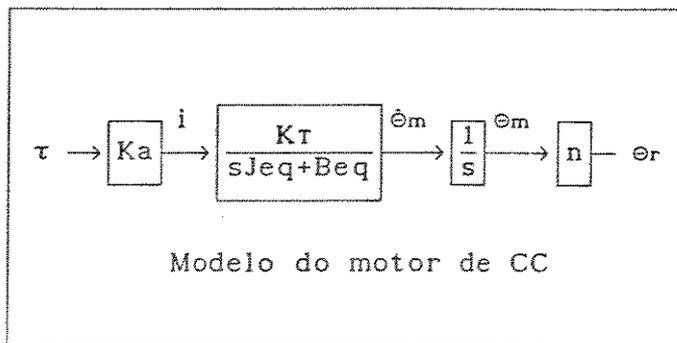
Na literatura cada autor descreve o modelo do atuador usado de acordo com critérios nem sempre claramente estabelecidos, mas que deixam evidente a estrutura e parâmetros predominantes no comportamento do atuador. Por exemplo, é usual a exclusão do modelo da torção (sempre presente na realidade) de acordo com a largura de faixa considerada no projeto dos controladores (se a largura de faixa determinada pelo controlador não atinge a frequência de ressonância de nenhum modo de torção, o modelo desta é desprezado).

Podem ser encontrados modelos de diferentes tipos de atuadores, mas o mais usado é o motor elétrico de corrente contínua com redução a engrenagens ou não. As relações de redução possuem valores típicos entre 50 e 100 [Armstrong 86], e apresentam os problemas de aumentar o atrito consideravelmente e introduzirem não-linearidades no torque transmitido para a carga. Tais problemas podem ser reduzidos com esquemas de realimentação de

torque ([Luh 83],[Asada 87]). Exemplo de modelos de motores elétricos com redução a engrenagens podem ser encontrados em [Electro-Craft 73],[Lim 87],[Tanie 88],[Good 85],[Stepien 87] e [Eppinger 88].

No caso de motores do tipo "direct-drive" são evitadas as não-linearidades na transmissão, a rigidez mecânica é maior e possuem baixo atrito. Por outro lado o torque produzido pelo motor é uma função quadrática para correntes baixas, linear para correntes médias e diminui a pendente para correntes altas [Curran 85]. Para linearizar a relação torque de saída/corrente de entrada pode ser incluída uma malha de controle do torque aplicado. Um exemplo disto pode-se encontrar em [Asada 87].

De qualquer forma, para o caso de ser usado um amplificador de transcondutância (corrente de saída proporcional à tensão de entrada) o modelo do atuador mais usual é:



onde τ é a tensão de entrada proporcional ao torque aplicado à inércia J_{eq} (inércia do motor acrescentada da inércia da junta levada para o motor), K_a o ganho do amplificador, i a corrente de entrada do motor, K_T a constante de torque do motor (Nm/A), B_{eq} o atrito, $\dot{\theta}_m$ é a velocidade do eixo do motor, θ_m a posição do eixo do motor, n o fator de redução e θ_r a posição da saída do redutor.

ANEXO VI - Variáveis Disponíveis

Existem dois tipos de variáveis mensuráveis em um robô: variáveis cinemáticas (posição/orientação, velocidade, etc.) e variáveis dinâmicas (massa/inércia, esforço/torque, etc.).

A posição pode ser medida em forma analógica (potenciômetros, "resolvers", etc.), ou digital (codificadores óticos absolutos ou incrementais, etc.); e pode ser feita sobre o atuador ou sobre a junta (caso exista algum tipo de redução), mas sempre no espaço das juntas, já que a posição e orientação do órgão terminal do robô só pode ser obtida por meios óticos (câmeras ou localizadores por raios laser) ou radar de ultrassom. As medidas de posição são muito utilizadas para o controle de robôs e, aos fins práticos, pode-se considerar que se dispõe dos valores das posições das juntas com precisão suficiente para ser usadas pelo controlador sem introdução de erros de medida.

Assim como a posição, a velocidade pode ser medida em forma analógica (tacogeradores) e digital (medindo o período dos pulsos em

codificadores óticos). A medição da velocidade é realizada a nível de junta ou, havendo redução, sobre os atuadores. É comum o uso de motores de corrente contínua com tacogeradores já incorporados no próprio motor.

Aceleração é a variável cinemática de medição mais complicada, em relação à velocidade e à posição. A aplicação de giroscopos ou acelerómetros com precisão suficiente para o uso em robótica são caros e volumosos em comparação à obtenção da aceleração como derivada matemática da velocidade. De fato, não é comum o uso desta variável nos esquemas de controle de robôs encontrados na literatura.

A medição da massa/inércia é necessária no caso do carregamento de objetos desconhecidos, e é feita geralmente com técnicas de estimação de parâmetros.

O esforço/torque é medido em forma analógica e a descrição dos sensores e locais mais usuais para a medição de esforços é discutido na seção 1.3.3.

Neste trabalho serão consideradas como disponíveis para o controle do robô as seguintes variáveis:

- Posição das juntas
- Velocidade das juntas
- Massas/inércias das juntas
- Esforços/torques nas juntas e na garra

ANEXO VII - Controle Cartesiano Desacoplado

O conteúdo deste Anexo é basicamente a apresentação do esquema de descoplamento cartesiano encontrado em [Craig 86].

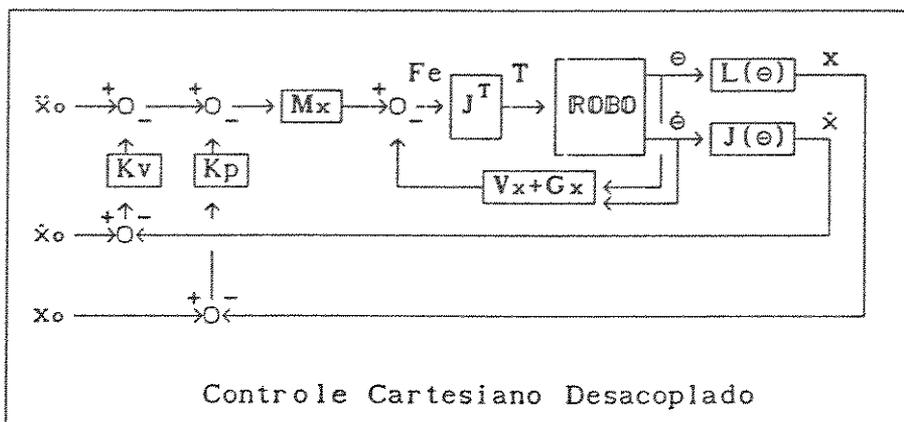
Baseado no modelo dinâmico no espaço cartesiano do Anexo IV é possível implementar um esquema de controle que desacople a dinâmica do robô. Como detalhado no Anexo antes mencionado, o modelo dinâmico para elementos rígidos pode ser escrito como:

$$F_e = M_x(\theta)\ddot{x} + V_x(\theta, \dot{\theta}) + G(\theta)$$

Calculando o vetor de esforços F_e com esta equação, o vetor de torques nas junta pode ser obtido através do Jacobiano transposto:

$$\tau = J^T(\theta) F_e$$

A seguinte figura mostra o esquema deste controlador.



Embora este esquema guarde alguma semelhança com o Controle de Impedância no espaço cartesiano vê-se que não é considerado o esforço aplicado e o efeito dele no torque de entrada das juntas na obtenção da lei de controle. Isso fará com que os ganhos K_p e K_v não sejam equivalentes aos ganhos K_d e B_d , embora conceitualmente façam o mesmo: ganhos de posição e velocidade no espaço livre.

ANEXO VIII - Controle de Posição em uma Junta Flexível

Neste anexo apresenta-se em forma resumida os resultados obtidos em [Gimeno 88] sobre o controle de uma junta flexível com controle de posição de velocidade.

Primeiramente obtém-se a situação dos polos no modelo da junta sem controle para depois analisar a influência da torção sobre o ajuste dos parâmetros.

- 1- Modelo da junta com torção
- 2- Situação dos polos
- 3- Modelo da junta com torção com controlador de posição e velocidade.
- 4- Influência da ressonância no ajuste dos controladores

1- Modelo com torção

Definem-se os seguintes parâmetros do sistema:

K_t constante de torque [N.m/A]	V tensão [volt]
R resistência [Ω]	τ_m torque motor [N.m]
J_m inércia do motor [$K_g \text{ m}^2$]	τ_t torque transmitido [N.m]
B_m atrito viscoso motor [N.m.s/rad]	T_p torque perturbação [N.m]
K_b constante de f.c.e.m. [volt/s.rad]	θ_m posição motor [rad]
n relação de redução [-]	ω_m velocidade motor [rad/s]
J_l inércia da carga [$K_g \text{ m}^2$]	θ_l posição carga [rad]
B_l atrito viscoso carga [N.m.s/rad]	ω_l velocidade carga [rad/s]

Definindo o efeito da torção através dos parâmetros:

K_t constante de mola [N m/rad]

c_t atrito viscoso [N.m.s/rad]

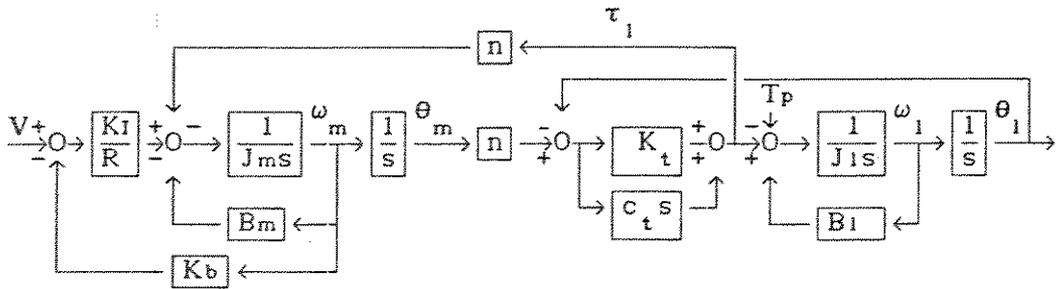
o motor e a carga satisfazem:

$$\tau_m = (J_m s^2 + B_m s)\theta_m + n(J_1 s^2 + B_1 s)\theta_1 + nT_p$$

Com o motor em θ_m e $\dot{\theta}_m$ e a carga em θ_1 e $\dot{\theta}_1$ o torque que passa a carga é:

$$K_t (n\theta_m - \theta_1) + c_t s(n\dot{\theta}_m - \dot{\theta}_1) = (J_1 s^2 + B_1 s)\theta_1 + T_p$$

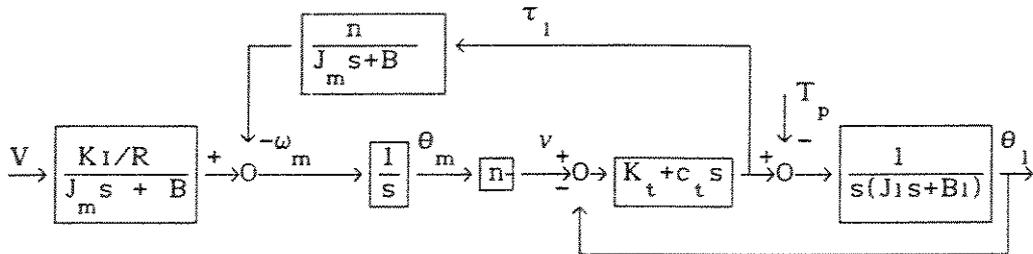
que corresponde ao seguinte esquema de blocos



$$\omega_m = \frac{-n}{J_m s + B_m} \tau_l + \frac{\frac{K_I}{R} \frac{1}{J_m s + B_m}}{1 + \frac{K_I K_b}{R} \frac{1}{J_m s + B_m}} V$$

$$\omega_m = -\frac{n}{J_m s + B} \tau_l + \frac{\frac{K_I}{R}}{J_m s + B} V \quad B = B_m + \frac{K_I K_b}{R}$$

O esquema de blocos pode então ser representado como:



$$c = c_t + B_1$$

$$\frac{\tau_l}{T_p} = \frac{K_t + c_t s}{J_1 s^2 + c s + K_t}$$

2- Situação dos polos

Os polos das funções de transferência podem ser visualizados construindo o lugar das raízes para:

$$1 + k G(s) = 0$$

$$\text{com } G(s) = \frac{n^2}{J_m s + B} \frac{(J_1 s + B_1)(K_t + c_t s)}{J_1 s^2 + cs + K_t} \quad \text{e } k = 1$$

que fornece a situação dos polos da malha fechada intermediária.

$G(s)$ pode ser escrito como:

$$G(s) = \frac{n^2 B_1}{B} \frac{(1 + \frac{J_1}{B_1} s)(1 + \frac{c_t}{K_t} s)}{(\frac{J_1}{K_t} s^2 + \frac{c}{K_t} s + 1)(1 + \frac{J_m}{B} s)}$$

e no caso $B_1 \approx 0$.

$$G(s) = \frac{n^2 J_1}{B} \frac{s(1 + \frac{c_t}{K_t} s)}{(\frac{J_1}{K_t} s^2 + \frac{c}{K_t} s + 1)(1 + \frac{J_m}{B} s)}$$

Como $n^2 B_1 \ll B$ e $n^2 J_1 \ll B$ na malha fechada intermediária do esquema de blocos anterior tem-se $G / (1 + G) \approx G$ e os polos da malha fechada estarão próximos dos polos da malha aberta (G). Tem-se desta forma um polo real de valor algo menor ao polo real correspondente ao modelo mecânico e dois polos complexos próximos aos polos originados pelo efeito de torção. Os polos devidos ao efeito de torção tem como parâmetros:

$$\omega_{n_t} = \sqrt{\frac{K_t}{J_1}} \quad \xi_t = \frac{c}{2 \sqrt{J_1 K_t}}$$

e serão polos com amortecimento baixo (próximos ao eixo imaginário)

A título de exemplo a figura 1 mostra a situação dos polos de $G(s)$ para os seguintes valores numéricos [Good 85]

$$c_t/K_t = c/K_t = 0.0045 \quad J_1/K_t = 0.0005 \quad J_m/B = J_1/B = 0.027$$

que correspondem a $\omega_{n_t} = 44.7$ e $\xi_t = 0.10$ com o polo real em $s = -37.0$

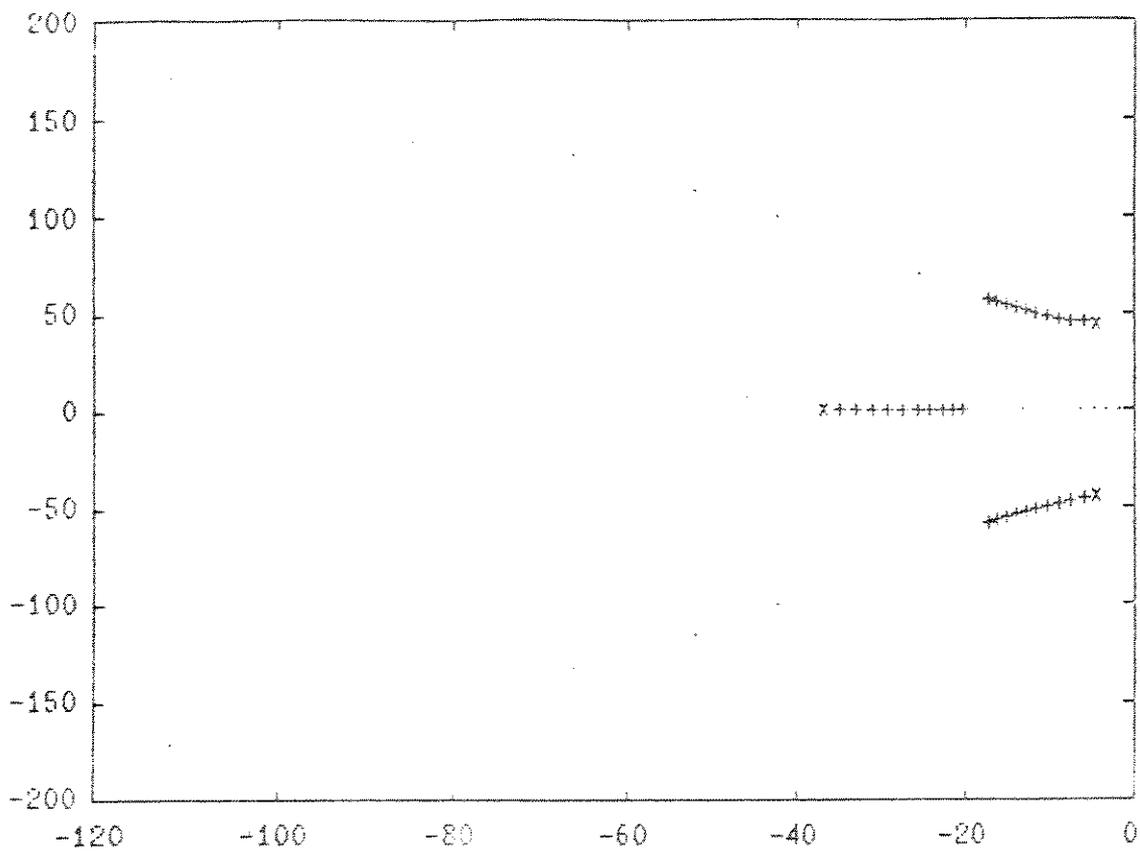


Fig. 1 Lugar das raízes para a malha intermediária

$n=[0.0045,1,0]$
 $d=[0.0005,0.023,1.166,37.037]$

x .. k=0
 +.. k= 0.1/0.2/0.5/1.0/1.5

A configuração de polos e zeros para θ_m/V e θ_l/V está indicada na figura 2

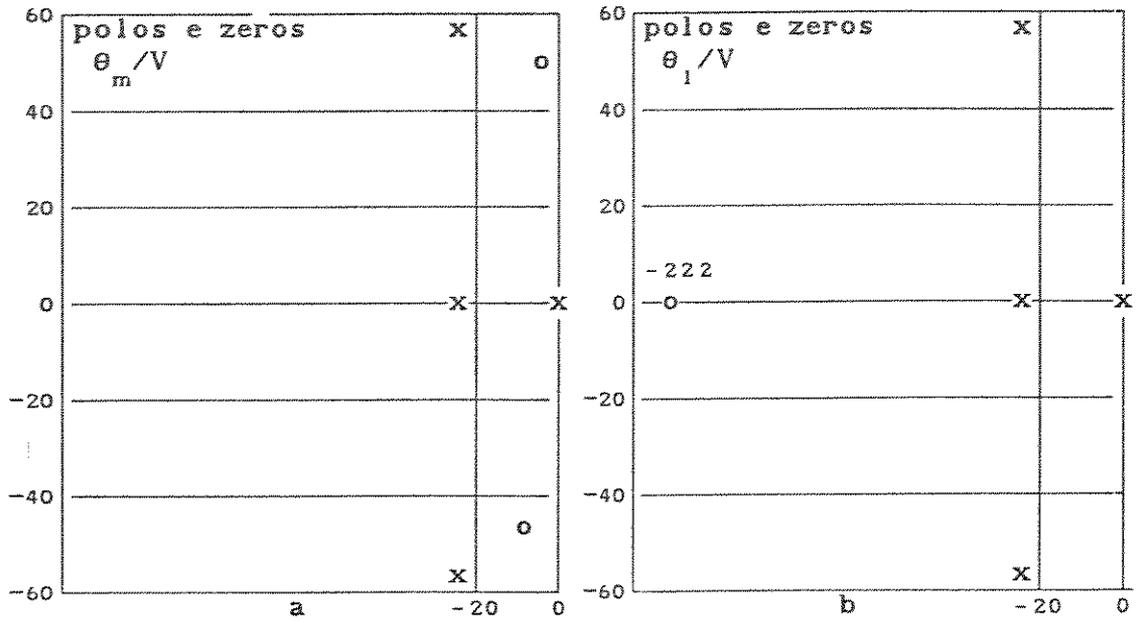
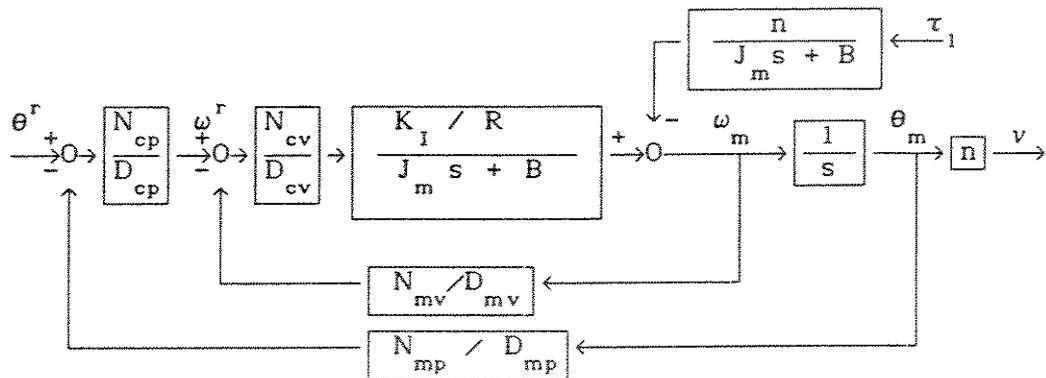


Fig. 2 Polos e zeros de θ_m/V e θ_l/V

3- Modelo da junta com torção com controlador de posição e velocidade

Acrescentando os controladores de posição e velocidade e a dinâmica nas realimentações obtém-se o esquema de blocos seguinte



Para ω_m as funções de transferência obtidas são :

$$\omega_m = \frac{K_I N_{cv} D_{mv}}{R D_{cv} D_{mv} (J_m s + B) + K_I N_{cv} N_{mv}} \omega^r - \frac{R n D_{cv} D_{mv}}{R D_{cv} D_{mv} (J_m s + B) + K_I N_{cv} N_{mv}} \tau_1$$

A função de transferência entre τ_1 e v foi obtida anteriormente. Tem-se:

$$\frac{\tau_1}{\omega_m} = \frac{n (K_t + c_t s) (J_1 s^2 + B_1 s)}{s (J_1 s^2 + c s + K_t)}$$

Finalmente :

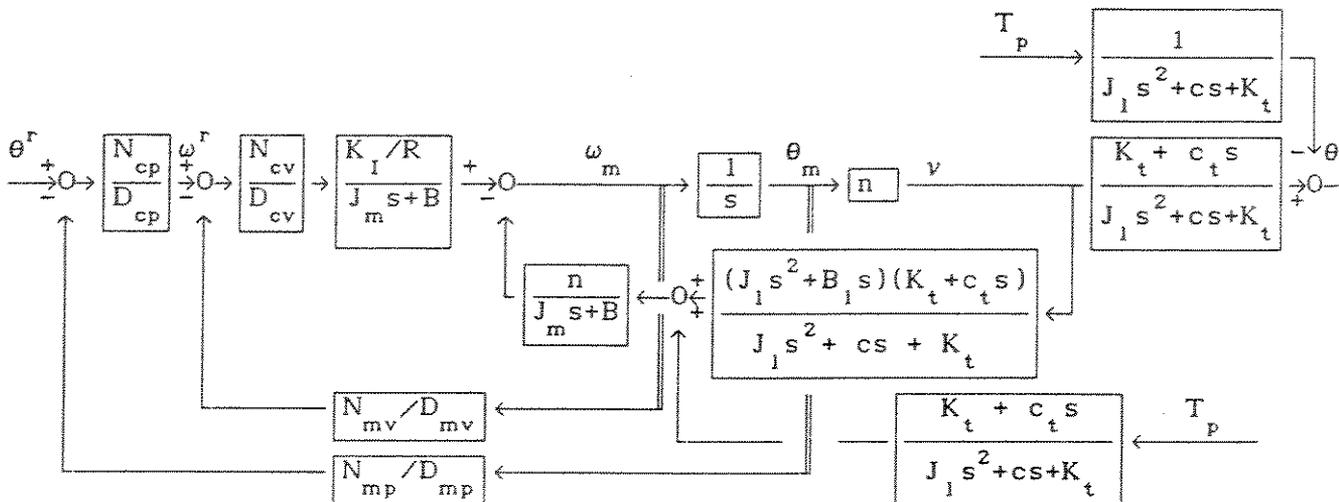
$$\frac{\omega_m}{\omega^r} = \frac{K_I N_{cv} D_{mv} (J_1 s^2 + c s + K_t)}{DENVT(s)}$$

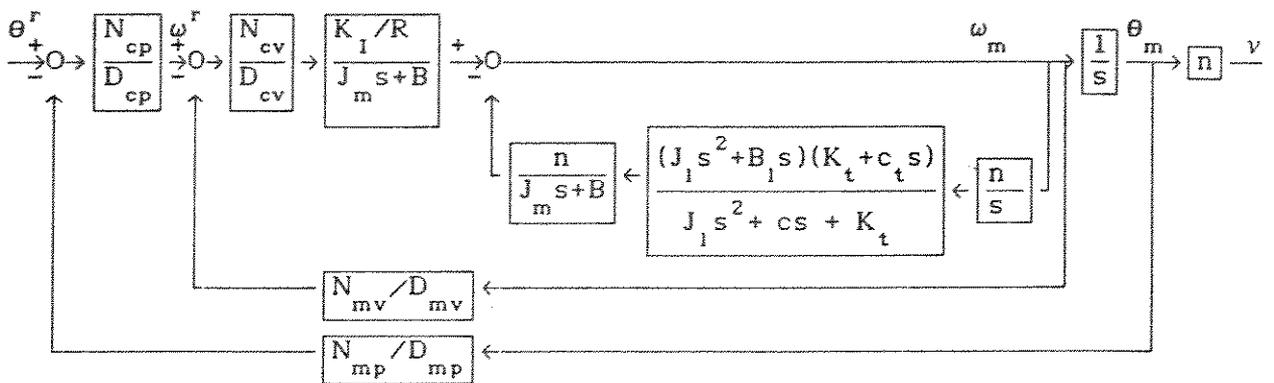
$$DENVT(s) = [R D_{cv} D_{mv} (J_m s + B) + K_I N_{cv} N_{mv}] (J_1 s^2 + c s + K_t) + R n^2 D_{cv} D_{mv} (K_t + c_t s) (J_1 s + B_1)$$

$$\frac{\theta_m}{\theta^r} = \frac{K_I (J_1 s^2 + c s + K_t) N_{cv} D_{mv} D_{mp} N_{cp}}{DENPT(s)}$$

$$DENPT(s) = s D_{mp} D_{cp} DENVT(s) + D_{mv} N_{cv} N_{cp} N_{mp} K_I (J_1 s^2 + c s + K_t)$$

O esquema de blocos explicitando a malha fechada intermediária é o seguinte:





Para a carga tem-se:

$$\frac{\theta_1}{n\theta^r} = \frac{K_I (K_t + c_t s) N_{cv} D_{mv} D_{mp} N_{cp}}{DENPT(s)}$$

As funções de transferência para o torque de perturbação são:

$$\frac{\omega_m}{T_p} = - \frac{n (K_t + c_t s) D_{mv} D_{cv} R}{DENVT(s)} \quad \frac{\theta_m}{T_p} = - \frac{n(K_t + c_t s) D_{mv} D_{cv} D_{mp} D_{cp} R}{DENPT(s)}$$

$$\frac{\theta_1}{T_p} = - \frac{D_{mv} D_{cv} D_{mp} D_{cp} R [J_m s^2 + (B + n^2 c_t) s + n^2 K_t] + K_I N_{cv} (D_{mv} N_{mp} + s N_{mv} D_{mp})}{DENPT(s)}$$

4- Influência da ressonância no ajuste dos controladores.

Em [Paul, 1981] e [Luh, 1983] propõe-se que a frequência natural ω_n do sistema em malha fechada seja no máximo igual a $0.5 \omega_{\text{ressonancia}}$ com o objetivo de reduzir as oscilações (resposta em frequência). Isto leva a limites nos ganhos dos controladores de posição e velocidade. A situação analisada nas referências indicadas corresponde ao caso do modelo sem torção com:

$$\begin{aligned} N_{cv}(s) = D_{cv}(s) = 1 & \quad N_{cp}(s) = K_\theta \quad D_{cp}(s) = 1 \\ N_{mv}(s) = K_1 \quad D_{mv}(s) = 1 & \quad N_{mp}(s) = D_{mp}(s) = 1 \end{aligned}$$

Nesta situação obtém-se θ_1 / θ_r como:

$$\frac{\theta_1}{\theta^r} = \frac{n K_\theta K_I}{R J_{eq}} \frac{1}{s^2 + \frac{R B_{eq} + K_1 K_I}{R J_{eq}} s + \frac{K_\theta K_I}{R J_{eq}}}$$

$$\omega_n = \sqrt{\frac{K_\theta K_I}{R J_{eq}}} \quad ; \quad \xi = \frac{R B_{eq} + K_1 K_I}{2 \sqrt{K_\theta K_I R J_{eq}}}$$

A especificação $\omega_n \leq 0.5 \omega_r$ e $\xi \geq 1$ leva a:

$$K_\theta \leq \frac{R J_{eq} \omega_r^2}{4 K_I} \quad ; \quad K_1 \geq \frac{2 \sqrt{K_\theta K_I R J_{eq}} - R B_{eq}}{K_I}$$

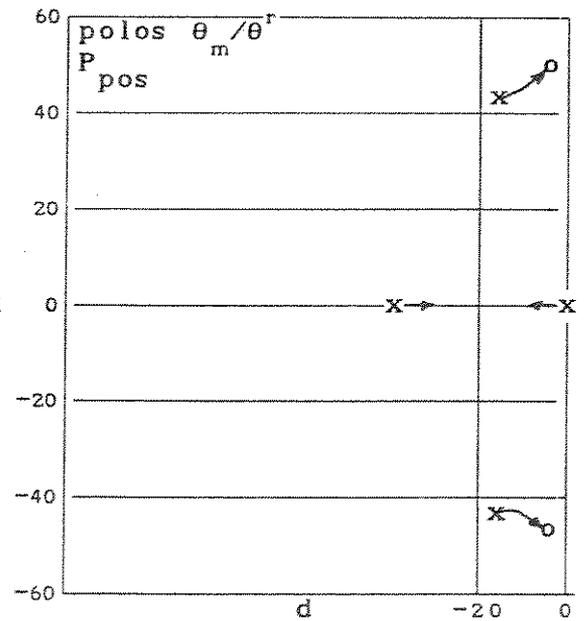
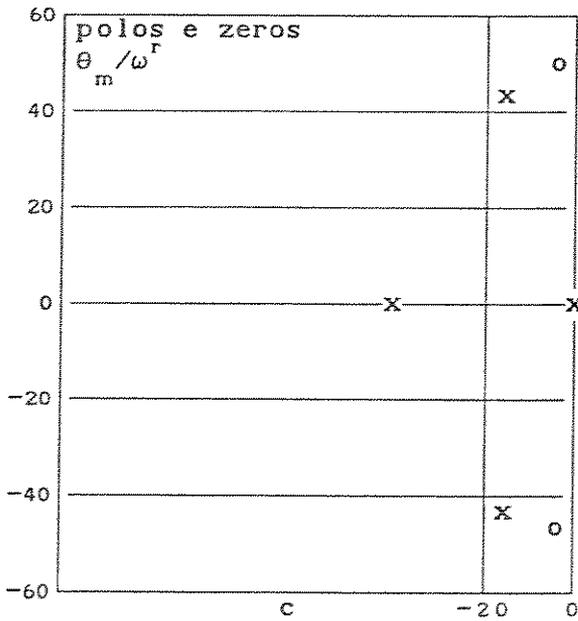
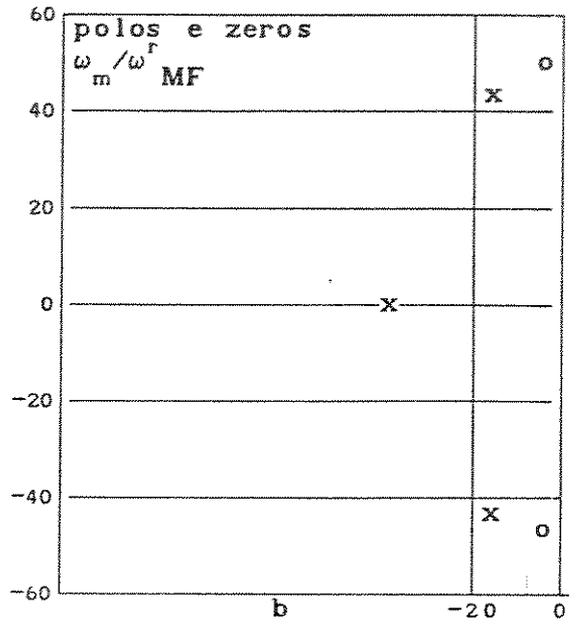
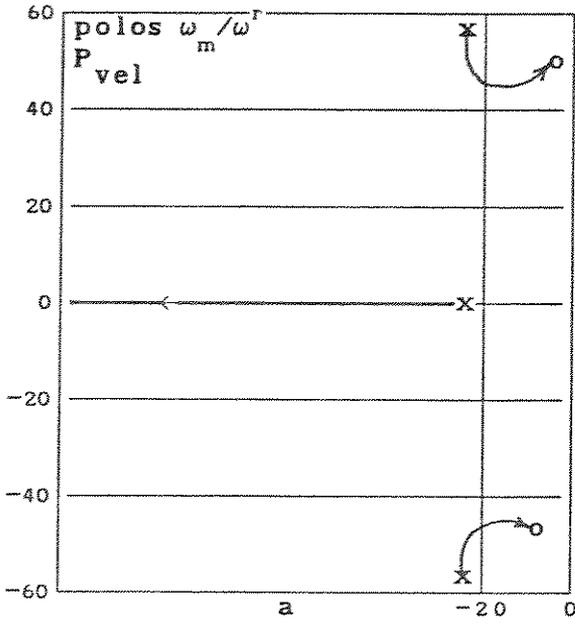
ou de forma conservativa

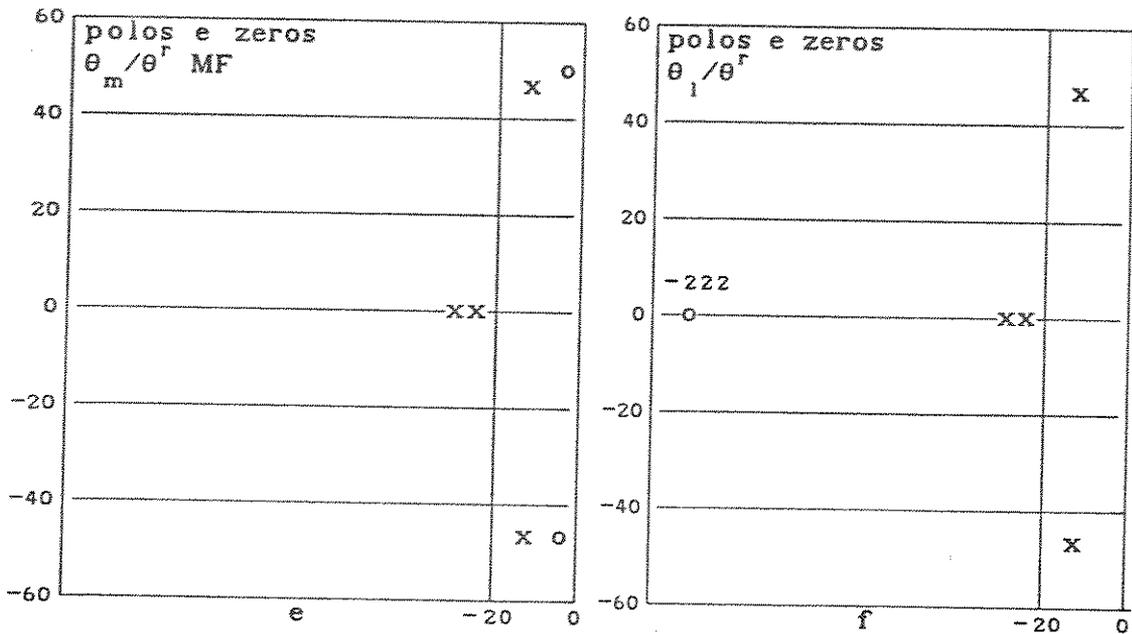
$$K_1 \geq \frac{R(J_{eq} \omega_r - B_{eq})}{K_I}$$

Se utilizamos um modelo de torção, como o desenvolvido nas seções anteriores, para representar a ressonância, a influência do ajuste de K_1 e K_θ pode ser visualizado como indicado na figura 5(a-f) para os valores numéricos utilizados anteriormente: A figura 5a é um esboço do lugar das raízes da malha de velocidade. Para um certo valor de K_1 obtém-se a configuração de polos e zeros em malha fechada representada em 5b. Em 5c inclui-se o polo na origem para termos θ_m / ω^r . A figura 5d representa o lugar das raízes da malha fechada de posição; o ajuste de K_θ deverá ser tal que $\xi \geq 1$ e os polos reais correspondentes sejam dominantes em relação aos polos da torção. Esta situação é a representada na figura 5e. Finalmente a figura 5f representa os polos e zeros para θ_1 / θ^r .

O efeito das limitações nos ganhos dos controladores de posição e velocidade é o de estabelecer um limite mínimo para os erros em regime. Os sinais de referência de posição/velocidade a nível de cada junta são resultado de interpolações que utilizam polinômios de ordem elevada (3,4,5) e os erros em regime (no fim de cada intervalo de mudança do sinal de referência) acumulados poderão ser excessivamente grandes dependendo da aplicação. As perturbações de torque devido ao torque do lado da carga obedecerão ao mesmo tipo de transitório e darão lugar a erros em regime com as mesmas características. Resumindo as limitações nos ganhos terão como consequências:

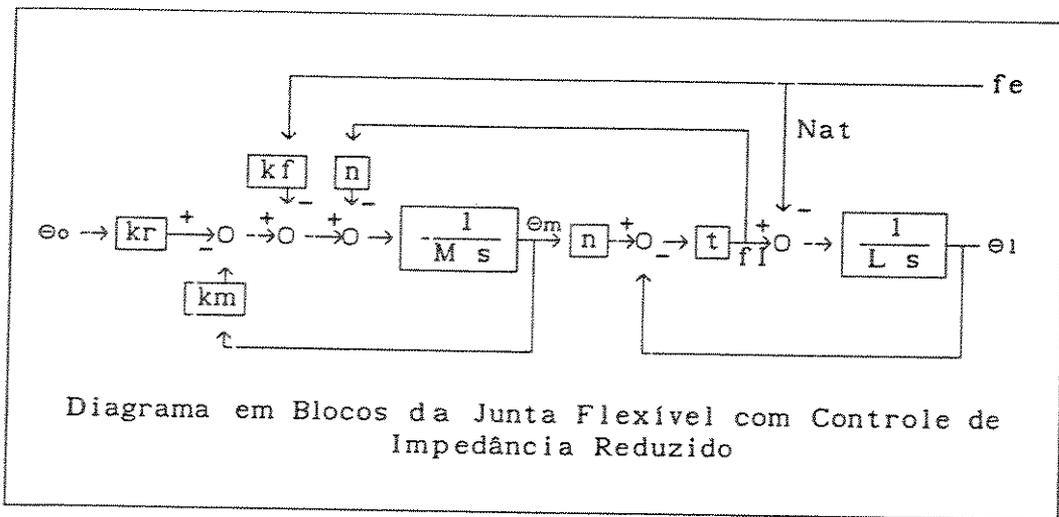
- a necessidade de gerar os sinais de referência de forma a que possam ser seguidos convenientemente (variações máximas em cada intervalo);
- a necessidade de modelar o torque de perturbação (modelo dinâmico do robô) e utilizá-lo no controle, se a sua influência sobre os erros de posição não puder ser compensada através dos controladores de posição e velocidade (controle em feedforward, controle de torque calculado, etc.).





ANEXO IX- Blocos G, H e S em uma Junta Flexível

A partir do esquema da figura 3.8 do capítulo 3 pode-se obter o seguinte diagrama de blocos:



onde definimos:

$$kr := Kd \frac{J_{eq}}{M_d}$$

$$t := C_t s + K_t$$

$$km := \frac{J_{eq}}{M_d} (B_d s + K_d)$$

$$L := J_l s + B_l$$

$$kf := \frac{J_{eq}}{M_d n}$$

$$M := J_m s + (B_m - B_{eq})$$

Utilizando estas variáveis procura-se obter a impedância da junta. A partir de Θ_1 :

$$\Theta_1 = \frac{f_1 - f_e}{sL} = \frac{nt\Theta_m - t\Theta_1 - f_e}{sL}$$

$$\Theta_1[sL+t] = nt\Theta_m - f_e$$

Definindo:

$$T := sL+t$$

$$\Theta_1 = \frac{nt\Theta_m - f_e}{T} \Rightarrow T\Theta_1 = nt\Theta_m - f_e \quad (1)$$

Calculando a posição do motor:

$$\Theta_m = \frac{1}{sM} \left(kr\Theta_o - km\Theta_m - kffe - n\Omega_1 \right) = \frac{1}{sM} \left[kr\Theta_o - km\Theta_m - kffe - n(nt\Theta_m - t\Theta_1) \right]$$

$$\Theta_m [Ms + km + n^2t] = kr\Theta_o - kffe + nt\Theta_1$$

Definindo

$$W := Ms + km + n^2t$$

$$\Theta_m = \frac{kr\Theta_o - kffe + nt\Theta_1}{W}$$

Substituindo na equação (1)

$$T\Theta_1 = \frac{nt}{W} (kr\Theta_o - kffe + nt\Theta_1) - f_e$$

$$f_e(kfnt + W) = ntkr\Theta_o - (TW - n^2t^2)\Theta_1$$

$$f_e \frac{kfnt + W}{TW - n^2t^2} = \frac{ntkr}{TW - n^2t^2} \Theta_o - \Theta_1$$

obtemos a impedância da junta.

$$\frac{f_e}{\frac{tkr}{TW - n^2t^2} \Theta_o - \Theta_1} = \frac{TW - n^2t^2}{kfnt + W} = \frac{1}{\frac{kfnt}{TW - n^2t^2} + \frac{W}{TW - n^2t^2}}$$

$\hookrightarrow G \leftarrow$
 $\hookrightarrow GH \leftarrow$
 $\hookrightarrow S \leftarrow$

Analisando agora o denominador $TW - n^2t^2$ e os numeradores $ntkr$, $kfnt$ e W calcularemos os valores de G , H e S em termos dos parâmetros do sistema.

$$TW - n^2t^2 = (sL+t)(Ms + km + n^2t) - n^2t^2$$

$$= MLs^2 + s(Ln^2t + kmL + Mt) + kmt$$

Substituindo em cada um dos três termos da equação anterior:

$$\begin{aligned} MLs^2 &= [Jms + (Bm - Beq)](Jls + Bl)s^2 = (Jms - n^2Bl)(Jls + Bl)s^2 \\ &= s^4 (JmJl) + \\ &+ s^3 (JmBl - n^2JlBl) \\ &+ s^2 (-n^2Bl^2) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} s(Ln^2t + kmL + Mt) &= s \left[(Jls + Bl)n^2(Kt + Cts) + \frac{Jeq}{Md}(Kd + Bds) + (Jms - n^2Bl)(Kt + Cts) \right] \\ &= s^3 \left(n^2JlCt + \frac{Jeq}{Md}JlBd + JmCt \right) + \\ &+ s^2 \left(n^2JlKt + \frac{Jeq}{Md}KdJl + \frac{Jeq}{Md}BdBd + JmKt \right) \\ &+ s \left(\frac{Jeq}{Md}KdBd \right) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} kmt &= \frac{Jeq}{Md}(Kd + sBd)(Kt + Cts) = s^2 \left(\frac{Jeq}{Md}BdCt \right) + \\ &+ s \left(\frac{Jeq}{Md}KdCt + \frac{Jeq}{Md}BdKt \right) + \\ &+ \left(\frac{Jeq}{Md}KdKt \right) \end{aligned}$$

Já que o atrito do lado da carga normalmente é muito baixo em relação ao do lado do motor (considerando que o atrito introduzido pela redução de esgrenagens está incluído em Bm) faremos Bl=0. Somando agora os termos obtidos:

$$TW - n^2t^2 = \frac{Jeq}{Md}KdKt \left[s^4 \frac{JlJmMd}{KtJeqKd} + s^3 \frac{JlBd + ctMd}{KdKt} + s^2 \left(\frac{Jl}{Kt} + \frac{Md}{Kd} + \frac{Bdct}{KdKt} \right) + s \left(\frac{Bd}{Kd} + \frac{ct}{Kt} \right) + 1 \right]$$

Calculando agora o termo tkr

$$tkr = (Kt + Cts)Kd \frac{Jeq}{Md} = \frac{Jeq}{Md}KdKt \left(s \frac{Ct}{Kt} + 1 \right)$$

obtem-se o bloco G

$$G = \frac{s \frac{ct}{Kt} + 1}{s^4 \frac{JlJmMd}{KtJeqKd} + s^3 \frac{JlBd + ctMd}{KdKt} + s^2 \left[\frac{Jl}{Kt} + \frac{Md}{Kd} + \frac{Bdct}{KdKt} \right] + s \left[\frac{Bd}{Kd} + \frac{ct}{Kt} \right] + 1}$$

Calculando o termo W

$$\begin{aligned}
W &= Ms + km + n^2 t = s^2 J_m + \frac{J_{eq}}{M_d} (s B_d + K_d) + n^2 (s C_t + K_t) \\
&= \frac{J_{eq}}{M_d} K_d \left[\left(s^2 \frac{J_m M_d}{J_{eq} K_d} + s \frac{B_d}{K_d} + 1 \right) + \frac{n^2 M_d}{J_{eq} K_d} (s C_t + K_t) \right] \\
&= \frac{J_{eq}}{M_d} K_d K_t \left(s \frac{C_t}{K_t} + 1 \right) \left[\frac{1}{s C_t + K_t} \left(s^2 \frac{J_m M_d}{J_{eq} K_d} + s \frac{B_d}{K_d} + 1 \right) + \frac{n^2 M_d}{J_{eq} K_d} \right]
\end{aligned}$$

obtemos o bloco S

$$S = \left[\frac{1}{s C_t + K_t} \left(s^2 \frac{J_m M_d}{J_{eq} K_d} + s \frac{B_d}{K_d} + 1 \right) + \frac{n^2 M_d}{J_{eq} K_d} \right] G$$

Finalmente para obtermos o bloco H faremos:

$$H = \frac{GH}{G} = \frac{n t k_f}{t k_r} = \frac{n \left(\frac{J_{eq}}{n M_d} - n \right)}{K_d \frac{J_{eq}}{M_d}} = \frac{1}{K_d} - \frac{n^2 M_d}{K_d J_{eq}}$$

$$H = \frac{M_d}{K_d} \left(\frac{1}{M_d} - \frac{n^2}{J_{eq}} \right)$$

Utilizando os valores dos blocos G, H e S pode-se calcular a impedância da junta:

$$Z = \frac{1}{HG+S} = \frac{s^4 \frac{J_l J_m M_d}{K_t J_{eq} K_d} + s^3 \frac{J_l B_d + c_t M_d}{K_d K_t} + s^2 \left[\frac{J_l}{K_t} + \frac{M_d}{K_d} + \frac{B_d c_t}{K_d K_t} \right] + s \left[\frac{B_d}{K_d} + \frac{C_t}{K_t} \right] + 1}{\frac{1}{K_t} \left[s^2 \frac{J_m M_d}{J_{eq} K_d} + s \left(\frac{B_d}{K_d} + \frac{C_t}{K_d} \right) + \frac{K_t}{K_d} + 1 \right]}$$

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [Andeen 88] Andeen, G. B.; Kombluh, R.- "Design of Compliance in Robotics"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics and Automation, 1988. Vol. I, p. 276-281.
- [Anderson 87] Anderson, R. J.; Spong, M. W.- "Hybrid Impedance Control of Robotic Manipulators"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics and Automation, 1987. Vol. II, p. 1073-1080.
- [Armstrong 86] Armstrong, B.; Khatib, O.; Burdick, J.- "The Explicit Dynamic Model and Inertial Parameters of the PUMA 560 Arm"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics and Automation, 1986. Vol. I, p. 510-518.
- [Asada 86] Asada, H., Slotine, J.-J. E.; ROBOT ANALISYS AND CONTROL - Wiley-Interscience: Nova Iorque, 1986.
- [Asada 87] Asada, H.- "The Joint Torque Feedback Control of a Direct-Drive Arm"- 10th World Congress on Automatic Control, 1987. Vol. I, p. 238-243.
- [Asada 88] Asada, H.; Asari, Y.- "The Direct Teaching of Tool Manipulation Skills Via the Impedance Identification of Human Motions"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics and Automation, 1988. Vol. II, p. 1269-1274.
- [Boissonnat 88] Boissonnat, J. D.; Merlet, J. P.; Faverjon, B.- TECHNIQUES DE LA ROBOTIQUE: PERCEPTION ET PLANIFICATION- France: Hermes, 1988.
- [Canfield 77] Canfield, A.- ELECTROMECHANICAL CONTROL SYSTEM AND DEVICES- Usa: ,1977.
- [Colgate 88] Colgate, J.E.; Hogan, N.- "Robust Control of Dynamically Interacting Systems"- International Journal of Control, 1988. Vol. 48 (1), p. 65-88.
- [Colgate 89] Colgate, J.E.; Hogan, N.- "An Analysis of Contact Instability in Terms of Passive Physical Equivalents"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics and Automation, 1989. Vol. I, p. 404-409.
- [Craig 86] Craig, J. J.- INTRODUCTION TO ROBOTICS- USA:Addison Wasley Publishing Company, 1986.
- [Curran 85] Curran, R.; Mayer, G.- "The Architecture of the ADEPTONE Direct-Drive Robot"- American Control Conference, 1985. Vol. I, p. 716-721.
- [ElectroCraft 73] DC MOTORS SPEED CONTROLS SERVO SYSTEMS- USA: Electro-Craft Corporation, 1973.

- [ElMaraghy 88] ElMaraghy, H.A.; Jonhs, B.- "An Investigation into the Compliance of SCARA Robots. Part I: Analytical Model. Part II: Experimental and Numerical Validation"- Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, 1988. Vol. 110, p. 18-30.
- [Eppinger 86] Eppinger, S. D.; Seering, W. P.- "On Dynamic Models of Robot Force Control"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics and Automation, 1986. Vol. I, p. 29-34.
- [Eppinger 88] Eppinger, S. D.; Seering, W. P.- "Modeling Robot Flexibility for Endpoint Force Control"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics and Automation, 1988. Vol. I, p. 165-170.
- [Eppinger 89] Eppinger, S. D.; Seering, W. P.- "Three Dynamic Problems in Robot Force Control"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics and Automation, 1989. Vol. I, p. 392-397.
- [Ferreyra 87] Ferreyra, E. P.- ROBTICA INDUSTRIAL: ASPECTOS MACROSCPICOS= ROBÔS MANIPULADORES: TECNOLOGIAS, MODELAGEM E CONTROLE- Argentina: Kapelus, 1987.
- [Gimeno 88] Gimeno, L.- "Modelo do Aacionamento das Junta. Controle de Posição da Junta Isolada"- Notas em Modelagem e Controle de Robôs- NR01/88. DCA-FEE-UNICAMP.
- [Goldenberg 88] Goldenberg, A.A.- "Implementation Force and Impedance Control in Robot Manipulators"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics and Automation, 1988. Vol. III, p. 1626-1632.
- [Good 85] Good, M.C.; Sweet, L. M.; Strobel, K. L.- "Dynamic Model for Control System Desygn of Integrated Robot and Drive Systems"- Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, 1985. 107, p. 53-59.
- [Gorla 84] Gorla, B.; Renaud, M.- MODÉLES DES ROBOTS MANIPULATEURS: APPLICATION À LEUR COMMANDE- France: Cepadeus, 1984.
- [Hogan 85] Hogan, N.- "Impedance Control: An Approach to Manipulation, Part I: Theory, Part II: Implementation, Part III: Applications"- Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, 1985. 107, 1-24.
- [Hogan 87] Hogan, N.- "Stable Execution of Contact Task Using Impedance Control"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics and Automation, 1987. Vol. II, p. 1047-1054.
- [Kazerooni 87] Kazerooni, H.- "Robust, Non-Linear Impedance Control for Robot Manipulators"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics and Automation, 1987. Vol. II, p. 741-750.
- [Kazerooni 87a] Kazerooni, H.- "Automated Roboting Deburring Using Electronic

Compliance"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics and Automation, 1987. Vol. II, p. 1025-1032.

- [Khatib 80] Khatib, O.- COMMANDE DYNAMIQUE DANS L'ESPACE OPERATIONNEL DES ROBOTS MANIPULATEURS EN PRESENCE D'OBSTACLES- Thèse de Docteur-Ingenieur- École Nationale Supérieure de l'Aéronautique et de l'Espace- Toulouse- France- 1980.
- [Lawrence 88] Lawrence, D.A.- "Impedance Control Stability Properties in Common Implementations"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics And Automation, 1988. Vol. II, p. 1185-1190.
- [Lawrence 89] Lawrence, D.A.- "Actuator Limitations on Achievable Manipulator Impedance"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics And Automation, 1989. Vol. I, p. 560-565.
- [Lim 87] Lim, D.J.; Chyung, D.H.- "Robust Optimal Tracking Controller for a Robotic Manipulator"- 10th World Congress on Automatic Control, 1987. Vol. I, p. 320-324.
- [Luh 83] Luh, J.Y.S.; Fisher, W.D.; Paul, R.P.C.- "Joint Torque Control by a Direct Feedback for Industrial Robot"- IEEE Transactions on Automatic Control, 1983. AC-28 (2), p. 153-161.
- [Paul 81] Paul, R.P.- ROBOT MANIPULATORS: MATHEMATICS, PROGRAMMING, AND CONTROL. USA: The M.I.T. Press, 1981.
- [Paul 87] Paul, R.P.- "Problems and Research Issues associates with the Hybrid Control of Force and Displacement"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics and Automation, 1987. Vol. III, p. 1966-1971.
- [Raibert 81] Raibert, M.A.; Craig, J.J.- "Hybrid Position-Force Control of Manipulators"- Journal of Dynamic System, Measurement and Control, 1981. 102, p. 126-133.
- [Salisbury 80] Salisbury, J.K.- "Active Stiffness Control of a Manipulator in Cartesian Coordinates"- Proceeding 19th IEEE Conference on Dynamic Control, 1980.
- [Sharon 88] Sharon, A.; Hogan N.; Hardt D. E.- "High Bandwidth Force Regulation and Inertia Reduction Using a Macro-Micro Manipulator System"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics and Automation, 1988. Vol. I, p. 126-132.
- [Sharon 89] Sharon, A.; Hogan N.; Hardt D. E.- " Controller Design in the Physical Domain: Application to Robot Impedance Control"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics and Automation, 1989. Vol. I, p. 552-559.
- [Stepien 87] Stepien, T.M.; Sweet, L.M.; Good, M.C.; Tomyzuka, M.- "Control

of Tool Workpiece Contact Force with Application to Robotic Deburring"- IEEE Journal of Robotics and Automation, 1987. RA 3(1), p. 7-18.

- [Strip 89] Strip, D.R.- "A Passive Mechanism for Insertion of Convex Pegs"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics And Automation, 1989. Vol. I, p. 242-248.
- [Tanie 88] Tanie, K.; Yokoi, K.; Kaneko, M.; Fukuda, T.- "A position Sensor Based Torque Control Method for a DC Motor with Reduction Gears"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics And Automation, 1988. Vol. III, p. 1867-1870.
- [Whitney 77] Whitney, D.E.- "Force Feedback Control of Manipulator Fine Motions"- Journal of Dynamic System, Measurement and Control, 1977. June, p. 91-97.
- [Whitney 85] Whitney, D.E.- "Historical Perspective and State of the Art in Robot Force Control"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics And Automation, 1985. Vol. I, p. 262-268.
- [Yoshikawa 89] Yoshikawa, T.; Miyazaki, T.- "A Six-Axis Force Sensor with Three-Dimensional Cross-Shape Structure"- IEEE Proceeding of International Conference on Robotics And Automation, 1989. Vol. I, p. 249-255.