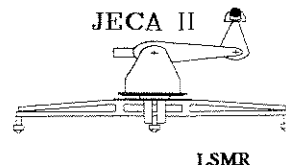




Universidade Estadual de Campinas
Faculdade de Engenharia Elétrica
Laboratório de Sistemas Modulares Robóticos
LSMR - DSCE



Desenvolvimento e Implementação de Controle de Trajetória Contínua em Robô Industrial de Alto Desempenho

Tese apresentada à Faculdade de Engenharia Elétrica da Universidade Estadual de
Campinas, como parte dos requisitos exigidos para obtenção do título de

Doutor em Engenharia Elétrica

por

Antonieta do Lago Vieira
Mestre - COPPE - R.J.

Prof. Dr. Alvaro Geraldo Badan Palhares
Orientador - DSCE/FEEC/UNICAMP

28 de junho de 1996

V673d

28682/BC

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA - BAE - UNICAMP

V673d

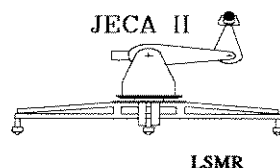
Vieira, Antonieta do Lago

Desenvolvimento e implementação de controle de trajetória contínua em robô industrial de alto desempenho / Antonieta do Lago Vieira.--Campinas, SP: [s.n.], 1996.

Orientador: Alvaro Geraldo Badan Palhares.

Tese (doutorado) - Universidade Estadual de Campinas
Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação.

1. Controle. 2. Robôs industriais. 3.
Servomecanismos. I. Palhares, Alvaro Geraldo Badan. II.
Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de
Engenharia Elétrica e de Computação. III. Título.



Tese: **Desenvolvimento e Implementação de Controle de Trajetória Contínua em Robô Industrial de Alto Desempenho**

Autor: **Antonieta do Lago Vieira**

Orientador: **Prof. Dr. Alvaro Geraldo Badan Palhares**

Aprovada em 28 de junho de 1996 pela comissão julgadora

Prof. Dr. Alvaro Geraldo Badan Palhares (Presidente)

Prof. Dr. Alberto Adade Filho (CTA/ITA-IEMP)

Prof. Dr. João Maurício Rosário (DPM/FEM/UNICAMP)

Prof. Dr. Celso Pascoli Bottura (DMCSI/FEEC/UNICAMP)

Prof. Dr. Sigmar Maurer Deckmann(DSCE/FEEC/UNICAMP)

9616072

Este exemplar corresponde à redação final da tese defendida por ANTONIETA DO LAGO VIEIRA e aprovada pela Comissão Julgadora em 28/06/96.

[Assinatura] Orientador

AGRADECIMENTOS

Ao Professor Dr. **Álvaro Geraldo Badan Palhares**, pela orientação e dedicação profissional durante a realização deste trabalho.

À **Fundação Banco do Brasil** pelo auxílio financeiro, sem o qual não teria sido realizado este trabalho.

À **FADESP**, em especial Prof. **Afonso Brito Chermont**.

Ao Pró-Reitor de Pesquisa e Pós-Graduação da UFPA, Prof. Dr. **Cristovam Picanço Diniz**.

Ao Professor **Katsuhito Takita** pelas discussões técnicas.

aos meus filhos Antonio e Julia

SUMÁRIO

DESENVOLVIMENTO E IMPLEMENTAÇÃO DO CONTROLE DE TRAJETÓRIA CONTÍNUA EM ROBÔS INDUSTRIAIS DE ALTO DESEMPENHO

RESUMO	iv
ABSTRACT	vi

CAPÍTULO 1: INTRODUÇÃO

1.1 Introdução	1
1.2 Definições do Robô	7
1.2.1 Definição do JIRA	7
1.2.2 Definição do RIA	7
1.3 Classificação dos Robôs	8
1.4 Representação Esquemática do Robô.	8
1.5 Sistema de Controle do Robô, Hierarquia e Autonomia.	11
1.5.1 Controlador Sequencial	12
1.5.2 Controlador de Operação.	12
1.5.3 Controlador de Movimento.	14
1.5.4 Controlador de Juntas	14
1.6 Proposta da Tese.	15
1.6.1 Controle de Trajetória.	15
1.6.2 Mecanismos de Acionamentos Diferenciais	17
1.7 Estrutura da Tese.	19

1º PARTE

CONTROLE DE TRAJETÓRIA DA PONTA DO BRAÇO MECÂNICO

CAPÍTULO 2: BRAÇO ARTICULADO

2.1 Introdução.	21
2.2 Estrutura Mecânica.	22
2.2.1 Base Linear.	22
2.2.2 Juntas do Ombro e do Cotovelo.	23
2.3 Sistema de Coordenadas e Ângulos das Articulações.	26
2.4 Transformações Cinemáticas.	26
2.4.1 Cinemática Direta.	27
2.4.2 Cinemática Inversa.	29
2.5 Determinação da Matriz Jacobiana.	30
2.5.1 Determinação do Jacobiano Inverso.	33
2.6 Determinação do Modelo Dinâmico	34
2.6.1 Base Linear.	34
2.6.2 Formulação de <i>Euler-Lagrange</i> para Dinâmica das Juntas Articuladas	37
2.6.3 Juntas do Ombro e do Cotovelo	41
2.7 Preparação para o Servocontrole	46
2.7.1 Base Deslizante.	46
2.7.2 Juntas do Ombro e Cotovelo	50
2.8 Experimento Realizado	58

CAPÍTULO 3: CONTROLE DE TRAJETÓRIA

3.1 Introdução	63
3.2 Princípio do ATGS	65
3.3 Exemplos de Trajetórias Planares com Aplicação do ATGS	72
3.4 Procedimento para o ATGS	73
3.5 Análise de Estabilidade para Trajetória Planares	73
3.6 ATGS para Trajetórias Espaciais no Espaço Tridimensionais	75
3.6.1 Expansão da Série de Taylor para mais de uma Variável	84
3.6.2 Estruturação do Sistema de Servomecanismo com Geração Autônoma da Trajetória	84
3.7 Análise da Estabilidade para Trajetória Tridimensionais	86

CAPÍTULO 4: SIMULAÇÃO DO CONTROLE DE TRAJETÓRIA

4.1 Introdução	91
4.2 Estrutura do Simulador.	91
4.3 Trajetória Retilínea.	94
4.3.1 Cálculo da Velocidade das Juntas.	97
4.3.2 Resultados Obtidos.	98
4.4 Trajetória Circular	103
4.5 Trajetória Parabólica	115
4.6 Trajetória Espacial Gerada pela Interseção de duas Superfícies Cilíndricas	122
4.7 Trajetória Espacial Gerada pela Interseção de Superfície Cilíndrica Com Superfície Parabólica	131
4.8 Trajetória Helicoidal	139

CAPÍTULO 5: IMPLEMENTAÇÃO DO CONTROLE DE TRAJETÓRIA

5.1 Introdução	147
5.2 Preparação para Controle de Trajetória em Tempo Real	149
5.2.1 Determinação do Ganho de Recuperação da Trajetória	152
5.3 Resultados Experimentais	154
5.3.1 Trajetória Retilínea	154
5.3.2 Trajetória Circular	160
5.3.3 Trajetória Parabólica	166
5.3.4 Trajetória Espacial Gerada pela Interseção de Duas Superfícies Cilíndricas	172
5.3.5 Trajetória Espacial Gerada pela Interseção de Superfície Cilíndrica com Superfície Parabólica	179
5.3.6 Trajetória Helicoidal	186

2º PARTE**MODELAMENTO DO MECANISMO DO PUNHO PARA O CONTROLE DE ORIENTAÇÃO****CAPÍTULO 6: MODELAGEM DOS MECANISMOS DE ACIONAMENTOS COM ENGRENAGENS DIFERENCIAIS**

6.1 Introdução.	193
6.2 Obtenção das Relações Angulares - Mecanismos Tipo 1	194
6.2.1 Considerando Apenas o Acionamento do Motor M_1	195
6.2.2 Considerando Apenas o Acionamento do Motor M_2	196
6.3 Análise dos Movimentos do Mecanismo Tipo 1.	200
6.3.1 Movimento Rígido.	200
6.3.2 Movimento Complacente.	201
6.4 Modelo Dinâmico do Mecanismo de Acionamento Tipo 1.	202
6.4.1 Influência da Carga Externa - Movimento Rígido.	206
6.4.2 Influência da Carga Externa - Movimento Complacente	207

6.4.3. Análise Transitória - Movimento Complacente	209
6.5 Obtenção das Relações Angulares - Mecanismos Tipo 2	212
6.6 Modelo Dinâmico - Mecanismo Tipo 2	215
CAPÍTULO 7: APLICAÇÕES DOS MECANISMOS DE ACIONAMENTOS DIFERENCIAIS	
7.1 Introdução	219
7.2 Aplicação para o Braço Articulado.	220
7.3 Aplicação para o Punho	226
7.4 Aplicação para a Garra	228
7.4.1 Aplicação para o Dedo da Garra.	228
7.4.1 Aplicação da Garra na Tarefa de Montagem.	233
CAPÍTULO 8: DESACOPLAMENTO DO MODELO DINÂMICO	
8.1 Introdução.	234
8.2 Mecanismo de Acionamento Tipo 1.	234
8.2.1 Desacoplamento do Modelo Dinâmico - Mecanismo Tipo 1	235
8.2.2 Calculo do Torque de Perturbação.	248
8.3 Mecanismo de Acionamento Tipo 2.	249
8.3.1 Calculo do Torque de Perturbação.	258
8.4 Aplicação para o Braço	259
8.4.1 Aplicação para o Braço - Mecanismo Tipo 1	259
8.4.2 Aplicação para o Braço - Mecanismo Tipo 2.	262
8.5 Preparação para o Servocontrole	265
8.6 Experimento Realizado	267
CAPÍTULO 9: CONCLUSÃO	
9.1 Controle de Trajetória da Ponta do Braço.	270
9.2.1 Análise dos Resultados	270
9.3 Modelamento do Mecanismo do Punho para o Controle de Orientação	270
9.5 Futuras Realizações.	271
BIBLIOGRAFIAS	272

RESUMO

O presente trabalho apresenta o estudo do controle da trajetória da ponta do braço mecânico de um robô industrial, com três graus de liberdade: base deslizante, ombro e cotovelo. O trabalho mostra, também, o estudo do mecanismo diferencial, visando a sua aplicação no punho desse robô. O objetivo do controle de trajetória e do mecanismo diferencial é de dotar o robô com movimentos coordenados, que é o ponto de partida para os movimentos orgânicos.

O estudo do controle de trajetória inclui o desenvolvimento e a implementação de uma estratégia de controle autônoma e hierárquica para trajetórias contínuas, planares e espaciais, da ponta do braço mecânico.

As características fundamentais dessa estratégia de controle de trajetória são as seguintes:

- As trajetórias são expressas em forma analítica por uma equação matemática que as define;
- O rastreamento da trajetória é baseado em uma lei de controle e o seu erro é corrigido através da função objetivo;
- A velocidade tangencial é mantida constante.

Obteve-se um avanço tecnológico considerável com o uso dessa estratégia de controle, em relação à técnica industrial atual, onde o rastreamento da trajetória da ponta do braço mecânico não é baseado numa lei de controle.

O estudo do mecanismo diferencial é feito através do modelamento dos mecanismos de acionamentos, com duas e com três engrenagens e da análise dos movimentos rígido ou complacente

que surgem quando esses mecanismos são acionados. A finalidade desse estudo é preparar o modelo desacoplado do mecanismo diferencial para o controle de orientação do punho do robô.

ABSTRACT

This work proposes the study of the trajectory control of the extremity of the industrial robot mechanical arm, with three degrees of freedom: sliding base, shoulder and elbow. The work also shows the investigation of a differential mechanism, considering its application in the robot wrist. The objectives of the trajectory control and of the differential mechanism is to supply the robot with coordinated motions, which is the departing point for the organic motions.

The study of trajectory control of the mechanical arm includes development and implementation of an autonomous and hierarchical control strategy for plainer and spatial continuous trajectories of the mechanical arm.

The main characteristics in that trajectory control strategy are the following:

- The trajectories are expressed in an analytical form defined by a mathematical equation;
- The trajectory tracing is based in the control law, and its error is corrected by the objective function;
- The tangential velocity is maintained constant throughout the movement.

A great advance in technology was achieved with the use of that control strategy, in relation to the actual industrial technique, where the trajectory tracing of the mechanical arm cannot be based in a control law.

The study of the differential mechanism was reached by modeling of driving mechanisms with two and three gears and the

analysis of the rigid and compliant motions that arise when these mechanisms are driven. The purpose of this study is to prepare the decoupled model of the differential mechanism for the orientation control of the robot wrist.

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1 INTRODUÇÃO.

O método experimental que caracteriza a ciência moderna não nasceu das discussões acadêmicas, mas da prática dos artesãos renascentistas, das observações dos navegadores que descobriram as Américas, dos tratados que ensinavam a construir fortes militares, extrair metais, fabricar fogos de artifícios, telescópios, bombas hidráulicas. Esta era se caracterizou pela ascensão das artes mecânicas [50].

O desenvolvimento da arte mecânica alcançou notável intensidade entre 1400 a 1700. Nas obras dos artistas e experimentalistas do século XV, nos livros de máquinas e nos tratados dos engenheiros e técnicos do século XVI, ganha corpo: uma nova apreciação sobre o trabalho, a função do saber técnico, o significado dos processos artificiais de alteração e a transformação da natureza.

O mundo deve aos trabalhos de Leonardo da Vinci (vide figura [1.1]), Galileu Galilei, Giordano Bruno, Francis Bacon, Pascal, Descarte e Diderot [04,13,14,19,44] que marcam a divisão entre o antigo e o moderno, a valorização do saber técnico, e como consequência, uma profunda mudança nas ideologias. Ao não mais desprezar o saber técnico, eles criaram uma nova concepção da técnica e da ciência, fator decisivo e determinante nos desdobramentos de novas idéias de progressos científicos ¹.

¹ Leibniz, referindo-se à obra de Galileu ...se Galileu não tivesse falado com os construtores de aqueduto e não tivesse aprendido com outros artesãos que, numa bomba aspirante, a água não pode ser elevada acima de (continua...)

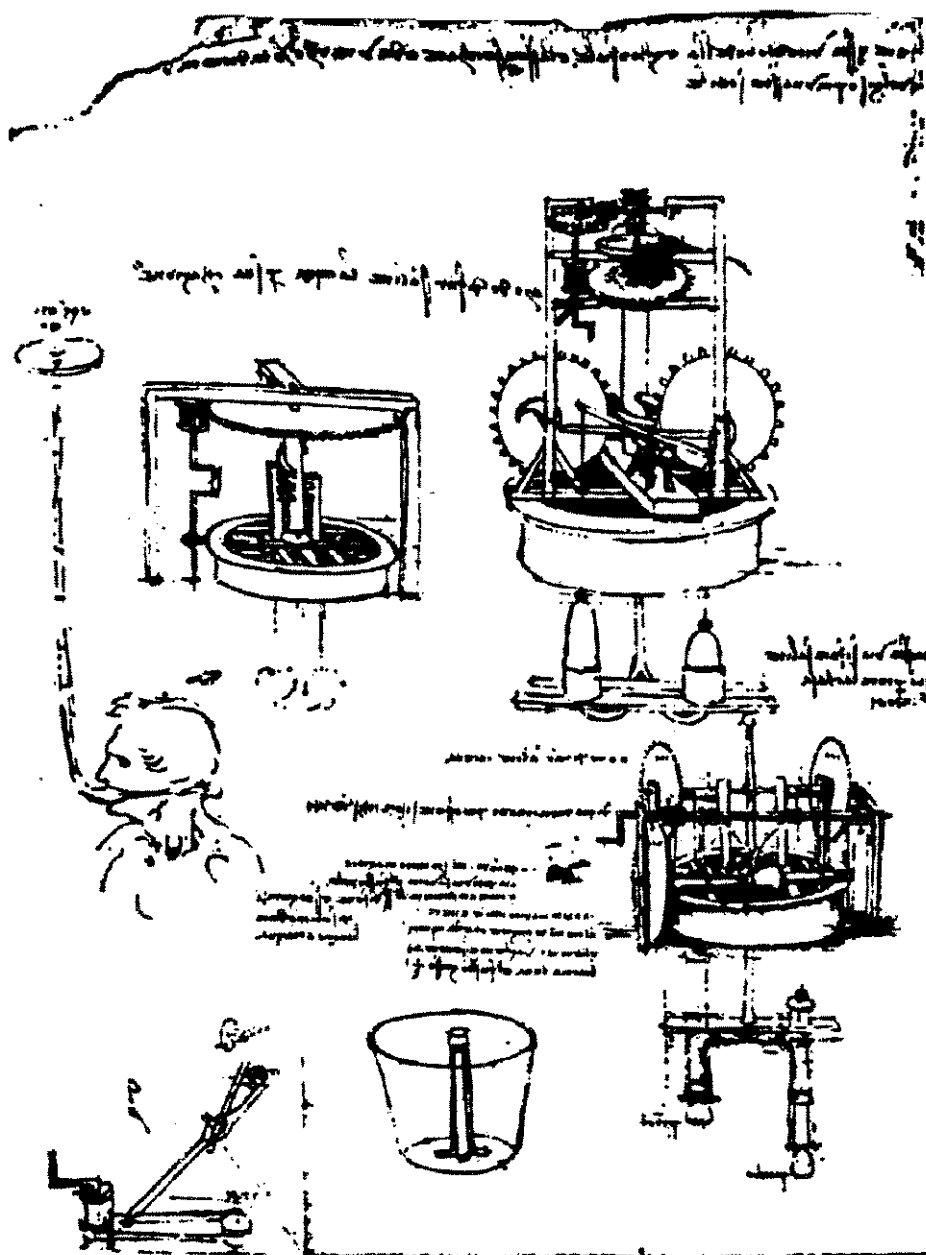


FIG. 1.1 TECNOLOGIA RENASCENTISTA: LEONARDO DA VINCI

¹(...continuação)
 trinta pés, ainda não conheceríamos o segredo do peso do ar, a máquina para o vácuo e o barômetro...[50]

Esses homens não foram apenas acadêmicos. Trabalhavam nas oficinas, nos ateliês, nos arsenais, não desprezando a prática, e consideravam como forma de conhecimento as operações que ali se sucediam, chegando a teorizar, essas práticas ².

Todos esses novos métodos da ciência experimental, que provocaram a revolução técnica/científica do século XVII, abriram caminho e inspiração para a grande transformação dos meios de produção, a chamada Revolução Industrial [05] e [46].

A primeira fase da revolução industrial acontece quando as oficinas e ateliês de arte e ofícios tornam-se independentes do estado, (deixando de ser sustentadas por mecenas e reis) e criam sua própria clientela³. Neste momento, o mundo dá os primeiros passos ao capitalismo. A fase definitiva dessa revolução acontece, com o surgimento da fábrica, quando James Watt [30] desenvolve o governador para a máquina a vapor (vide figuras [1.2] e [1.3]).

Na era pré-industrial, um único artesão executava uma série de diferentes operações no processo de produção, tornando inviável a sua análise ⁴, pela impossibilidade de decompor o processo produtivo em etapas. Complexo ou simples, o processo artesanal dependia somente da força, habilidade e rapidez do artesão ao manusear o seu instrumento [36]. O aprendizado nas oficinas constituía toda a base técnica da época. Essa base técnica, por sua vez, excluía a análise científica do

² Descarte nos últimos anos de sua vida, elaborara o projeto de uma grande escola de artes e ofícios, que teria a tarefa de estabelecer elo entre os trabalhos dos cientistas, dos artesãos e dos técnicos. A escola idealizada por Descarte era concebida de: várias grandes salas para os artesãos; para cada grupo de ofício uma sala; acrescentar a cada sala um laboratório provido de todos os instrumentos mecânicos necessários ou úteis às artes que ali deveriam ser ensinadas; números de professores ou mestre igual ao das artes ensinadas. Esses professores deveriam ser especialistas em físicas e matemática para responder todas as perguntas dos artesãos, explicar-lhe cada coisa e esclarecê-lo a fim de realizar novas descobertas nas artes [50].

³ As grandes navegações e as colônias nas Américas criaram na Europa uma classe de novos ricos e empreendedores [04].

⁴ A formulação dos mecanismos já estava em pleno desenvolvimento, chegando ao seu apogeu, nos trabalhos de Isaac Newton [40].

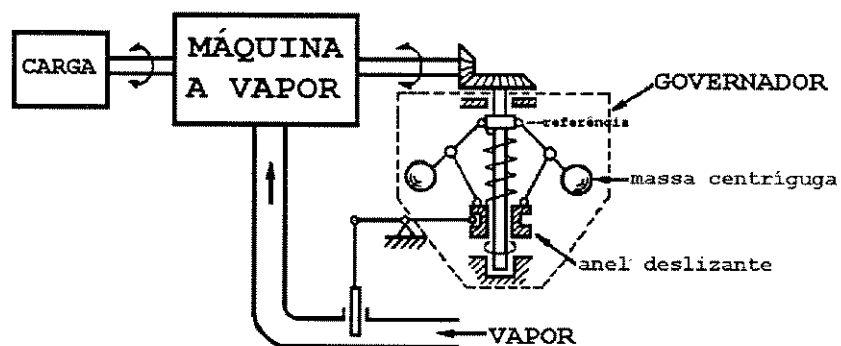


FIG. 1.2 PRINCÍPIO DA MÁQUINA A VAPOR COM O GOVERNADOR DE WATT

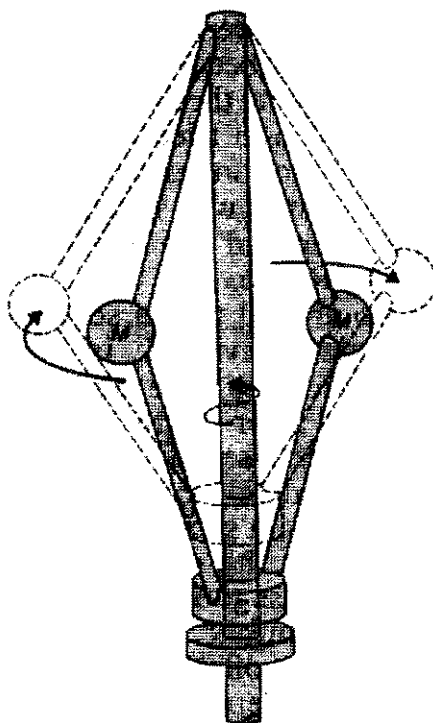


FIG. 1.3 DETALHES DO MOVIMENTO

processo produtivo. A invenção do governador de Watt para as máquinas a vapor provocou o surgimento das fábricas, e estas trouxeram consigo, a divisão dos processos da manufatura e em particular o trabalho cooperativo, criando a figura do *trabalhador coletivo*. Ao observar que o *trabalhador coletivo* possuía muitas mãos armadas com ferramentas, que ao mesmo tempo executava várias tarefas diferentes⁵, definiu-se pela primeira vez o conceito de produtividade [55]:

- a. quantas horas de trabalho um *trabalhador coletivo* precisa para produzir um produto;
- b. quantos *trabalhadores coletivos* são necessários para produzir, ao mesmo tempo, determinada quantidade de um produto.

A revolução industrial, iniciada na Inglaterra no final do século XVIII, trouxe, como fator sociológico, o surgimento das fábricas, a criação e desenvolvimento das grandes cidades industriais e conseqüentemente, o êxodo rural [05] e [36].

Convém aqui citar, que este período, de profundas transformações tecnológicas, não traz orgulho à história da riqueza do homem pois, se a máquina a vapor alimentou as fábricas com a sua força motriz, o trabalhador inglês, homens ou mulheres, crianças ou adultos foram usados como material de consumo do processo fabril, em condições tão desumanas, sem paralelo em toda a história do homem.

A segunda revolução industrial (era da mecanização), idealizada como saída econômica para a grande depressão americana, iniciou-se nos anos trinta deste século e teve como marco histórico a *Detroit Automation* (automação que Henry Ford realizou em sua fábrica de automóvel), caracterizando-se basicamente pela organização estruturada do processo fabril [16].

Nesta época surgem: o conceito de autonomia;

⁵ Marx, ... um trabalhador que, em sua vida inteira, executa uma única operação transforma todo o seu corpo em órgão automático especializado dessa operação ... Por isso, produz em menos tempo [36].

hierarquização; controle dos processos de produção; as unidades autônomas, para produção de autopeças, motores, ou seja, produção das partes do carro. Os carros passaram a ser produzidos dentro das linhas de montagens ou linhas de transferências, em unidades fabris denominadas montadoras e o *trabalhador coletivo* passa a ser denominado *estação de trabalho*. Este ciclo é hoje denominado de automação rígida e caracteriza-se pela alta produção (produção de massa). Como vantagens sociais houve: redução do horário de trabalho, e o acesso da classe média aos bens duráveis de produção. Como desvantagem, a robotização do homem dentro do processo fabril⁶.

A terceira revolução industrial (era da informatização), ainda em processo, idealizada como saída econômica para a grande crise do petróleo, tem como marco histórico a robotização do processo produtivo e a desrobotização do homem dentro do processo fabril. O *trabalhador coletivo* passa a ser denominado de *célula da manufatura*. Este ciclo, caracterizado pela automação flexível, ocorreu inicialmente com maior velocidade no Japão⁷, (devido a sua extrema dependência de matéria prima). E tem, como principais objetivos:

- a. a bio-ética: o homem nunca deve fazer trabalho escravo. Para isso ele cria as máquinas;
- b. retorno ao campo: através das redes de computadores, a presença de um grande número de profissionais dentro das fábricas e empresas torna-se desnecessária;
- c. desmonte das grandes cidades: em vez de fabricas imensas, várias pequenas unidades fabris, sem concentração geográfica.

⁶o filme *Tempos Modernos* de Charles Chaplin exemplifica de maneira muito elucidativa o processo de robotização do homem neste período.

⁷os engenheiros japoneses costumam falar: o único período da história em que os homens foram totalmente livres, com alta qualidade de vida, e tempo disponível para cultivar a inteligência, foi na época dos Faraós do Egito e através dos robôs, um dia também seremos. A base desse raciocínio é a seguinte: para os egípcios, os escravos e o povo, não eram filhos de Deus, conseqüentemente, não eram humanos.

Podemos afirmar que, a evolução tecnológica é caracterizada pela ampliação da base científica e formulações conceituais, levando ao máximo a velha citação de Marx: *Não existe teoria sem a prática e nem a prática sem a teoria* [36]. Em outras palavras, sem teoria científica não pode existir prática científica isto é: não há como produzir conhecimento fora da teoria. As ciências se apóiam em suas teorias, são possibilidades de conhecimento e história a partir da teoria. Essa teoria é um sistema de conceitos de base a partir do qual se depreendem dois aspectos: a) os conceitos de base b) e o seu sistema.

Bertrand Russel complementa [51]: *um fato em ciência não é um simples fato e sim um caso. Nisto é que o cientista se difere ..., pois a ciência tem como seu último ideal, uma série de proposições dispostas em ordem hierárquicas; referem-se as de nível mais baixo da hierarquia aos fatos particulares e, as de nível mais alto, as leis gerais. Os distintos níveis de hierarquia têm uma dupla conexão lógica: uma para cima, outra para baixo. A conexão ascendente procede por indução; a descendente, por dedução. Nos livros texto se segue a ordem dedutiva; a indutiva se adota nos laboratório. Seguindo esta base de raciocínio analisaremos os conceitos de base dentro do seu sistema.*

1.2 DEFINIÇÕES DO ROBÔ.

1.2.1 Definição do JIRA (Japan Industrial Robot Association)

O robô é definido como um sistema mecânico que possui movimentos flexíveis análogo aos movimentos orgânicos, combina esses movimentos com funções inteligentes e ações semelhantes às do humano. Neste contexto, função inteligente significa o seguinte: decisão, reconhecimento, adaptação ou aprendizagem.

1.2.2 Definição do RIA (Robot Institute of America)

O robô é definido como um dispositivo mecânico programável para execução de algumas tarefas de manipulação ou

locomoção sob controle automático.

Robô industrial é um manipulador multifuncional e reprogramável projetado para movimentar materiais, peças e ferramentas ou dispositivos especiais, conforme a programação prévia, para executar uma variedade de tarefas.

1.3 CLASSIFICAÇÃO DOS ROBÔS.

- a. Quanto ao tipo de movimento das juntas:
 - retangular;
 - cilíndrico;
 - esférico;
 - articulado.
- b. Quanto ao tipo de acionamento:
 - elétrico (direto ou reduzido);
 - hidráulico (direto);
 - pneumático (reduzido).
- c. Quanto ao método de programação das tarefas:
 - robô de repetição;
 - robô programável por linguagem;
 - robô inteligente (com sensores externos).
- d. Quanto ao tipo de movimento:
 - movimento ponto-a-ponto;
 - trajetória contínua.

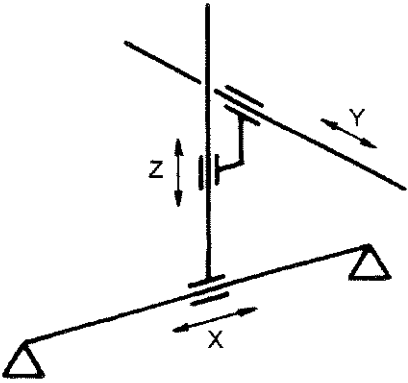
1.4 REPRESENTAÇÃO ESQUEMÁTICA DOS ROBÔS.

Uma das características mais importante de um robô é a sua composição mecânica. Apresentaremos aqui, a proposta de representação esquemática da parte mecânica do robô feita por TAKITA sob encomenda do SOBRACON para a ABNT [65].

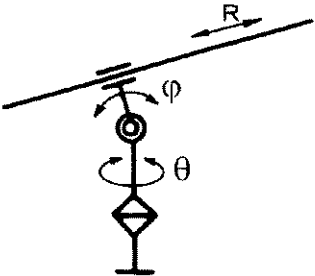
A tabela [1.1] mostra a representação esquemática de elementos básicos, e a figura [1.4] alguns exemplos básicos.

Nº	DESCRIÇÃO	REPRESENTAÇÃO	INDICAÇÃO DE MOVIMENTOS	OBSERVAÇÃO
1	MOVIMENTO LINEAR			
2	MOVIMENTO LINEAR (telescópico)			
3	MOVIMENTO ROTATIVO DO EIXO			
4	MOVIMENTO ROTATIVO DA ARTICULAÇÃO	(1) (2)	(1) (2)	(1) Representação mais utilizada (2) Vista Lateral de (1)
5	MOVIMENTO ROTATIVO DO CORPO	(1) (2)	(1) (2)	(1) Representação mais utilizada (2) Vista Lateral de (1)
6	ENGRENAGENS DIFERENCIAIS			
7	JUNTA HOMOCINÉTICA			
8	GARRA			
9	PONTA DO BRAÇO OU FERRAMENTA			
10	BASE FIXA			

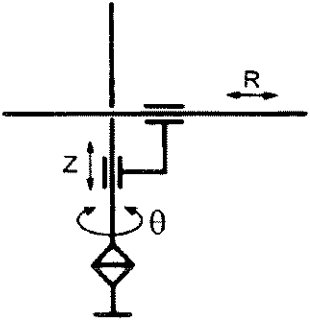
TABELA 1.1 REPRESENTAÇÃO ESQUEMÁTICA DO MECANISMO



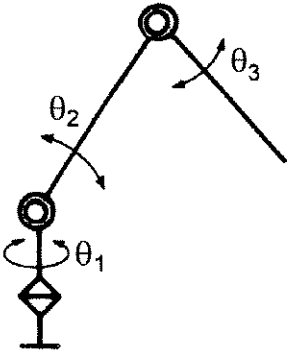
ROBÔ RETÂNGULAR



ROBÔ ESFÉRICO



ROBÔ CILÍNDRICO



ROBÔ ARTICULADO

FIG. 1.4 EXEMPLOS DE REPRESENTAÇÕES ESQUEMÁTICAS

1.5 SISTEMA DE CONTROLE DO ROBÔ, HIERARQUIA E AUTONOMIA.

Nos sistemas flexíveis da manufatura, o robô substituiu o homem como elemento de integração das máquinas. O trabalho do homem como elemento integrador é caracterizado por um alto grau de autonomia nas ações e decisões. Ao colocar o robô como substituto do homem, deve-se dotá-lo de autonomia, para que ele possa trabalhar cooperativamente com as demais máquinas. Essa premissa, tem sido a principal motivação para a pesquisa de robô autônomo.

Por outro lado, podemos considerar a pesquisa em autonomia o principal fator na evolução tecnológica dos robôs industriais. Ao observar, desde os manipuladores controlados manualmente até os robôs industriais dos dias atuais, notaremos uma crescente evolução tecnológica, e como resultado, os robôs atuais são de estrutura complexa e de grande porte [53]. Conseqüentemente, é desejável que a sua estrutura seja organizada por conceitos de hierarquia e autonomia, semelhante aos sistemas biológicos.

Neste trabalho definiremos autonomia de um robô, como autonomia de sua parte dentro da sua estrutura hierárquica.

1. Autonomia Mecânica: Autonomia do mecanismo em utilizar a reação da força externa pelo contato entre o manipulador e objeto ou o manipulador e o meio externo. Este tipo de mecanismo é denominado de *passive compliance*.
2. Autonomia do Servocontrole: Autonomia no controle de acionamento de cada grau de liberdade no movimento (ou trajetória) do robô, ou seja, cada grau de liberdade tem autonomia para seguir a sua referência de entrada e rejeitar as perturbações por realimentação.
3. Autonomia da Trajetória: Aqui, dividiremos em dois tipos: a) Autonomia de adaptabilidade da trajetória. Esse tipo de movimento é denominado de *ative compliance*, e o seu controle é realizado utilizando-se das informações dos sensores externos [03,09,42 e 66]; b) Autonomia na geração da trajetória (detalhes no capítulo 3).

O sistema hierárquico de um robô industrial, dentro de seu sistema de trabalho, pode ser visualizado conforme ilustra a figura [1.5] [67].

1.5.1 Controlador Sequencial

Este nível de controle é responsável pela definição das tarefas compostas de vários movimentos do braço, da garra ou das ferramentas colocadas na extremidade do braço, baseando-se no estado dos equipamentos periféricos do robô tais como: máquinas operatrizes a CNC, posicionadores de peças, etc., e envia o comando das tarefas tanto para o *controlador de operação* do próprio robô como para os equipamentos periféricos. Em outras palavras, este nível de controle é responsável pela supervisão das tarefas entre o robô e seus equipamentos periféricos [67].

As tarefas a serem executadas pelo robô podem, inclusive, envolver movimentos dos equipamentos periféricos. Se a tarefa for, por exemplo, *retirar a peça que foi usinada no torno*, o braço deve posicionar a garra na peça e enviar o comando de abrir a castanha para o torno e aguardar o sinal de *castanha aberta* do torno. Após a chegada deste sinal o braço é movimentado para retirar a peça do torno.

Naturalmente, a sequência de movimentos do braço e da garra do exemplo acima é programada previamente e registrada como a tarefa, *RETIRAR A PEÇA DO TORNO*, e o disparo (a inicialização) desta tarefa é feito pelo *controlador sequencial*.

1.5.2 Controlador de Operação

Este nível de controle é responsável pelo detalhamento dos movimentos do braço, da garra e em alguns casos, da ferramenta auxiliar. Ele recebe do *controlador sequencial* o comando da tarefa a ser executado e consulta a memória onde está armazenado um conjunto de movimentos que deve ser executado, tais como: movimentar a ponta do braço do ponto A

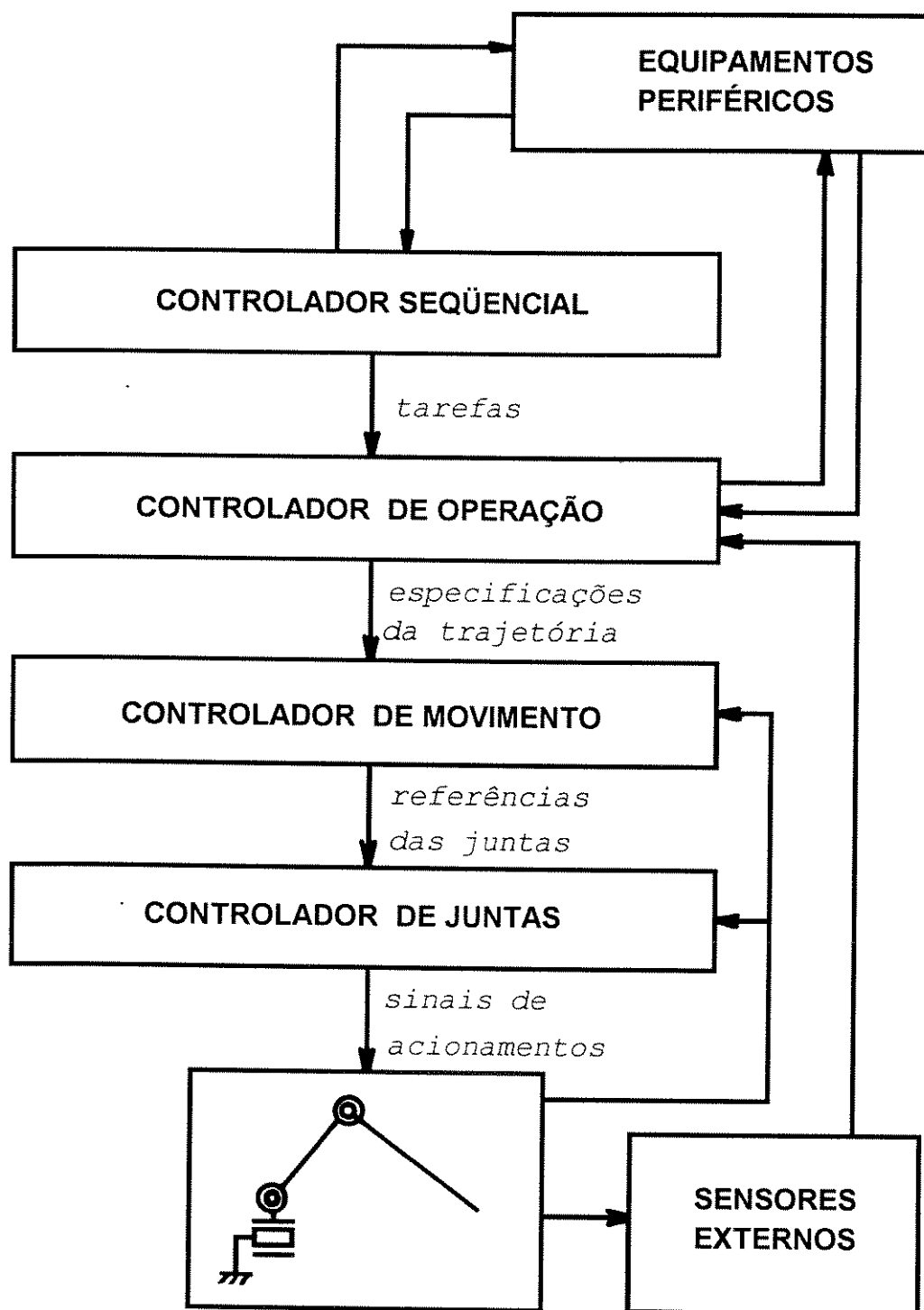


FIG. 1.5 ESTRUTURA DE CONTROLE HIERÁRQUICO DO ROBÔ

até o ponto B com trajetória PTP e com a velocidade v ; fechar a garra com uma força f ; enviar para o torno o comando de abrir a castanha; esperar até a chegada do sinal; movimentar a garra para o ponto C com movimento retilíneo para retirar a peça da castanha; movimentar a garra para o ponto D (em cima da bandeja); largar a peça.

Pode-se observar que uma tarefa pode envolver vários movimentos do braço e da garra e inclusive em alguns casos o equipamento periférico executa a tarefa paralelamente, tal como, no caso da tarefa de pintura ou de solda a arco.

O *controlador de operação* envia os comandos de movimentos unitários para o *controlador de movimento*, definindo o tipo de trajetória, coordenadas do ponto final da trajetória e outras informações tais como: a velocidade; a aceleração; a continuidade ou não do movimento ao passar de uma trajetória a outra.

Em alguns casos, o *controlador de operação* recebe informações dos sensores externos para poder definir as coordenadas do ponto de trabalho, tal como, no caso da utilização do sensor de visão para localização e identificação do objeto a ser agarrado [67].

1.5.3 Controlador de Movimento

Este nível de controle é responsável pela execução dos movimentos que foram determinados pelo *controlador de operação*. Em outras palavras, este nível de controle executa periodicamente cálculos necessários de *set point* de velocidade ou de posição, para cada uma das juntas, para que o *end-effector* rastreie a trajetória indicada. Estes cálculos são baseados no algoritmo de controle de trajetória o qual necessita de informações sobre a posição de cada junta.

1.5.4 Controlador de Juntas

Este nível de controle é responsável pelo controle de posição ou de velocidade de cada junta. Cada junta recebe um

set point de posição ou de velocidade enviado pelo controlador de movimento. Conseqüentemente, neste nível é realizado o controle individual das juntas. Portanto, para robôs de alta velocidade e precisão, este nível de controle é muitas vezes implementado em multiprocessamento, utilizando uma CPU para cada junta.

1.6 PROPOSTA DA TESE

Esta tese é constituída de duas partes distintas:

A primeira parte é composta de estudo e implementação de uma estratégia de controle de trajetórias contínuas - planares e espaciais - no espaço tridimensional da ponta do braço, com a finalidade de dotar o robô com uma estratégia de controle autônoma e hierárquica.

A segunda parte é composta de modelamento dos mecanismos de acionamentos através das engrenagens diferenciais, e análise das suas mais diversas formas de aplicações, com a finalidade de preparar o modelo obtido para a orientação do punho do robô. Tanto no desenvolvimento da primeira parte da tese quanto da segunda, sempre teve-se o objetivo de dotar o robô com movimentos coordenados, que é o ponto de partida para os movimentos orgânicos.

1.6.1 CONTROLE DE TRAJETÓRIA.

A função do robô industrial, na sua fase inicial, era apenas a de integração das máquinas operatrizes, ou seja, o controle de trajetória era somente ponto-a-ponto. Com a evolução do sistema de controle, os robôs industriais atuais deixaram de ser um simples equipamento de integração das máquinas operatrizes e passaram a exercer funções cada vez mais complexas, tais como: solda a arco; pintura; aplicação de adesivo no pára-brisa do carro no processo de montagem; corte a laser; remoção das rebarbas das peças metálicas após processo de usinagem; medição de coordenadas tridimensionais das peças; etc., onde o controle de trajetória na sua extremidade é de

fundamental importância. Entretanto, a técnica de controle de trajetória utilizada nos ambientes industriais é realizada através da interpolação dos pontos da curva, ou seja, basicamente são robôs com controle ponto-a-ponto e a trajetória contínua é obtida através dos pontos próximos, uns dos outros, pertencentes à trajetória.

Baseado nesse contexto, o presente estudo tem como objetivo desenvolver um método de controle de trajetórias contínuas, planares e espaciais, no espaço tridimensional, expresso em forma analítica por uma equação matemática que define a trajetória, obtendo desta forma a lei de controle para o rastreamento, mantendo constante a sua velocidade tangencial, obtendo desta forma, um avanço tecnológico considerável em relação a técnica industrial atual, onde a obtenção da trajetória não pode ser expressa por uma lei de controle. Convém, também, salientar que a técnica de interpolação de pontos utilizada no controle de trajetória dos robôs industriais, originou-se da técnica de controle da ponta da ferramenta das máquinas operatrizes a CNC (comando numérico por computador), conseqüentemente, não é uma técnica que surgiu pela robótica. Enquanto que a técnica aqui proposta surgiu através de pesquisas em robótica e pode ser, também, utilizada nas máquinas operatrizes a CNC, fornecendo uma maior flexibilidade ao processo de usinagem.

Para alcançar este objetivo foram feitos os seguintes estudos:

1. Análise cinemática do mecanismo do braço articulado para o mecanismo de paralelogramo, determinando a relação cinemática entre o acionador (servomotor) e a ponta do braço;
2. Determinação do modelo dinâmico do mecanismo para que o método de controle de trajetória, desenvolvido no presente estudo, seja testado através da simulação no ambiente computacional, evitando desta maneira, submeter o sistema mecânico às condições desfavoráveis que poderia

resultar em danos mecânicos, devido a colisão interna dos mecanismos provocada por intertravamento;

3. Desenvolvimento do método de controle de trajetórias, planares e espaciais, no espaço tridimensional, baseada na técnica do ATGS (*Autonomous Trajectory Generating Servomechanism*) envolvendo os três graus de liberdade do braço mecânico. Esta técnica foi desenvolvida por HASEGAWA [16] com o objetivo de dar autonomia nas gerações de trajetórias contínuas e planares em robôs cartesianos e posteriormente para robôs articulados;
4. Avaliação do método de controle de trajetórias através da simulação no ambiente computacional;
5. Implementação prática do método de controle de trajetórias, tendo como o *hardware*, um microcomputador compatível ao PC-IBM com a CPU 80386, coprocessador 80387 de 40 MHz, 4 Mbytes de memória RAM, uma unidade de disco rígido de 117 Mbytes e monitor SVGA, adicionando neste, um cartão de interfaceamento com 3 canais de conversor D/A de 10 bits e 3 canais de contador *up/down* de 16 bits (vide Tese TAKITA [67]).

Considerando que: nas tecnologias, o conhecimento é progressivo, cresce sobre si mesmo, ou seja, nelas impera a colaboração de vários trabalhos de vários pesquisadores ao longo dos anos, pode-se afirmar que, a principal contribuição deste trabalho é o desenvolvimento de um método de geração de trajetórias contínuas e espaciais para robôs articulados, baseado na técnica do ATGS;

1.6.2 MECANISMOS DE ACIONAMENTOS DIFERENCIAIS.

Os mecanismos de acionamento por engrenagens diferenciais, conhecidos comumente por solar-planetário, sempre mereceram especial atenção pela sua grande utilização.

A figura [1.6] ilustra o funcionamento de um diferencial de veículo. A coroa atua como suporte das engrenagens solares. As engrenagens planetárias são acopladas

às rodas propulsoras do veículo e, quando o movimento do veículo é retilíneo as engrenagens solares giram no mesmo sentido, exatamente com a mesma rotação. Durante uma curva as engrenagens solares giram em torno dos seus próprios eixos, permitindo às engrenagens planetárias girar com rotações diferentes. A finalidade do diferencial é permitir a diferença de velocidades entre as duas rodas.

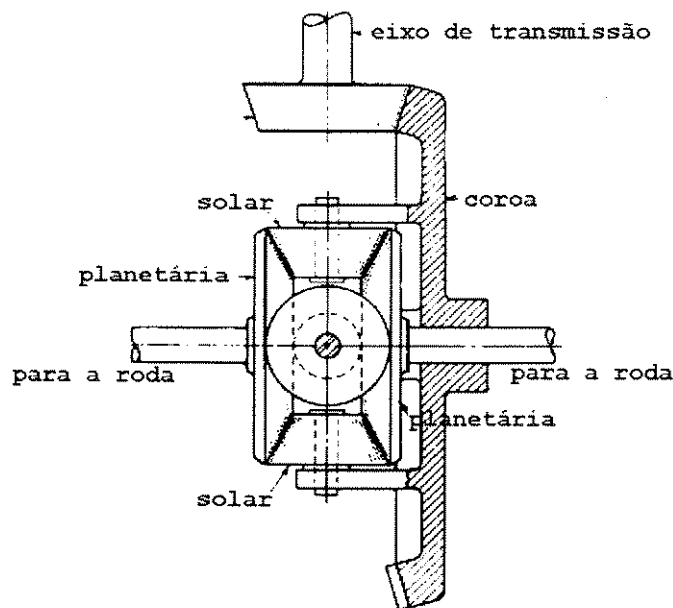


FIG. 1.6 DIFERENCIAL DO CARRO

Este mecanismo, também foi muito usado na computação analógica, tanto na automação industrial, realizada através da mecanização, quanto nas calculadoras mecânicas, como detector de erro, somador e subtrator, conforme pode ser observado na figura [1.7].

Nos robôs industriais, esses mecanismos são utilizado para o acionamento das juntas adjacentes dos braços articulados, dos dedos articulados da garra e dos punhos (amplamente ilustrado no capítulo 7). A sua escolha deve-se ao fato deles apresentarem vantagens, tais como: compactação das juntas; acionamento de dois graus de liberdade com um único motor; acionamento remoto, minimizando desta forma o peso na ponta do braço.

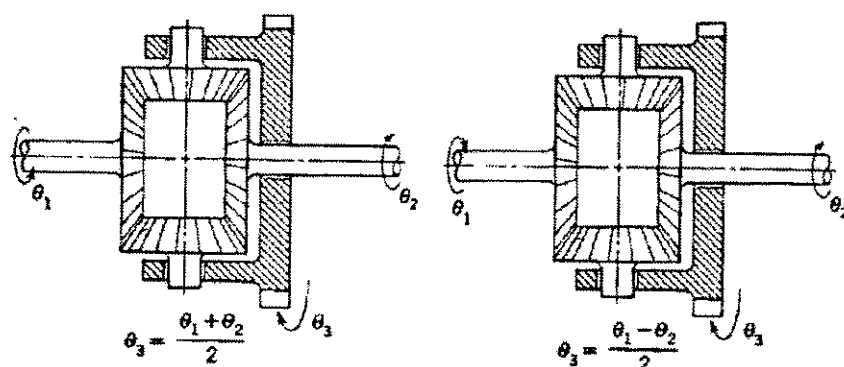


FIG. 1.7 COMPUTAÇÃO ANALÓGICA

Convém, também salientar, mesmo muito utilizados industrialmente pouco estudos científicos foram realizados sobre esses mecanismos, pois sempre foram vistos sobre o ponto de vista puramente cinemáticos. No caso dos robôs, as suas particularidades dinâmicas são modeladas como erros sistemáticos que ocorrem no acionamento dos motores.

Devido a sua grande utilização e a importância de sua cinemática, os seguintes estudos foram realizados:

1. Análise cinemático de dois tipos de mecanismos com engrenagens diferenciais.
2. Determinação do modelo dinâmico do mecanismo, através da mecânica Newtoniana, com relevância aos movimentos complacentes, *compliant motion*;
3. Análise das estruturas diferenciais nas suas mais diversas aplicações e formas estruturais;
4. desacoplamento do modelo dinâmico, com o objetivo de visualizar esses mecanismos sob o ponto de vista puramente cinemático;

1.7 ESTRUTURA DA TESE.

Os tópicos desenvolvidos neste trabalho estão assim distribuídos:

1ª PARTE CONTROLE DE TRAJETÓRIA.

- CAPÍTULO 2 O modelamento do braço mecânico de três graus de liberdade.
- CAPÍTULO 3 Desenvolvimento de uma estratégia de controle de trajetória baseada na técnica do ATGS para trajetórias contínuas, planares e espacial, no espaço tridimensional.
- CAPÍTULO 4 Simulação dinâmica para o controle de trajetória contínuas, planares e espaciais, no espaço tridimensional.
- CAPÍTULO 5 A implementação do controle de trajetória no braço mecânico de três graus de liberdade.

2ª PARTE MECANISMOS DIFERENCIAIS.

- CAPÍTULO 6 O modelamento dos mecanismos de acionamento com engrenagens diferenciais e análise dos movimentos que surgem em seus modos de acionamentos.
- CAPÍTULO 7 Aplicação dos mecanismos diferenciais nos robôs.
- CAPÍTULO 8 Desacoplamento do modelo dinâmico.
- CAPÍTULO 9 Conclusão.
- Bibliografias

CAPÍTULO 2

BRAÇO ARTICULADO

2.1 INTRODUÇÃO.

O robô articulado desenvolvido por TAKITA [67] é composto de 5 graus de liberdade: uma base com movimento deslizante sobre a qual está colocado o braço em estrutura de paralelogramo com articulações de ombro e cotovelo e o mecanismo do punho situado na extremidade deste braço, em estrutura solar-planetária, com 2 graus de liberdade, para os movimentos de mergulho e rotação da garra. A figura [2.1] ilustra a composição dos 5 graus de liberdade.

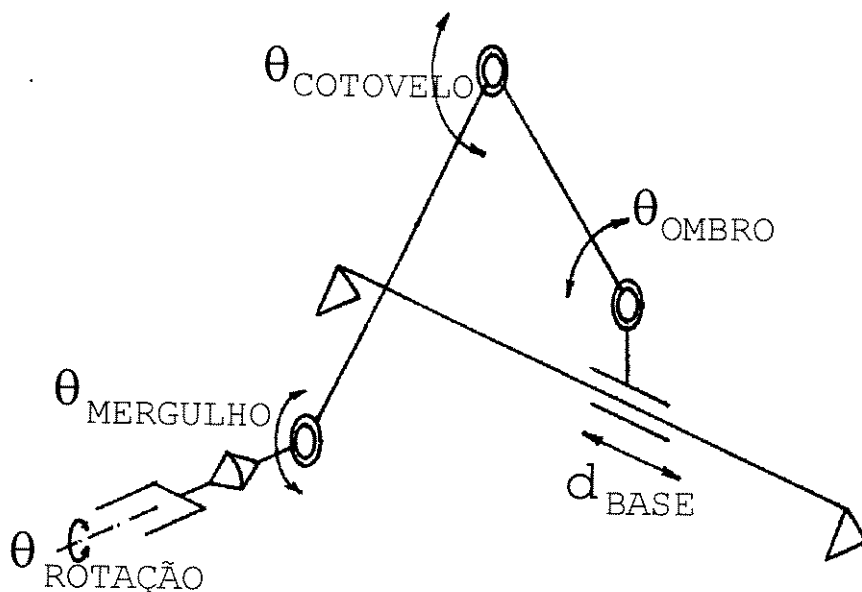


FIG. 2.1 ROBÔ COM 5 GRAUS DE LIBERDADE

Este robô, assim composto, tem a capacidade de realizar movimentos, posicionando e orientando a garra nas posições previamente programadas, agarrando e transportando objetos de uma dada posição à outra. Entretanto, para a realização do controle da trajetória da ponta do braço, necessitaremos apenas de três graus de liberdade (base, ombro e cotovelo).

A seguir serão descritos detalhes técnicos do mecanismo e o tratamento necessário para o controle de movimento.

2.2 ESTRUTURA MECÂNICA.

2.2.1 Base Linear.

É acionada por um servomotor de corrente contínua de 110 Watts/70 Volts e torque de pico de 3,626 N.m, com sensor de posição (codificador angular) e sensor de velocidade (tacogerador) incorporados, sistema de fuso-castanha e guias lineares com 1200 mm para o movimento, conforme ilustra a figura [2.2].

Este mecanismo está mecanicamente desacoplado das demais juntas do robô, do ponto de vista dinâmico.

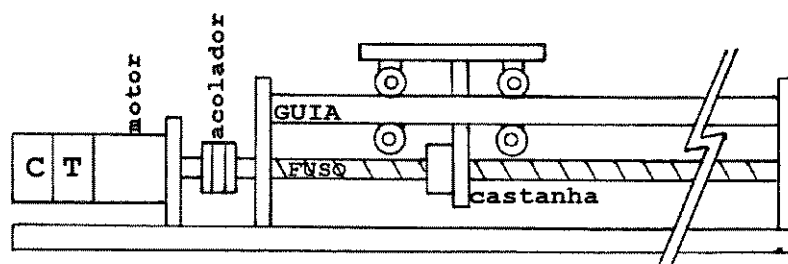


FIG. 2.2 BASE DESLIZANTE ONDE: C É O CODIFICADOR ANGULAR E T O TACOGERADOR

2.2.2 - Juntas do Ombro e do Cotovelo.

O acionamento da junta do ombro é composto de servomotor e acionador a PWM, com as mesmas características do sistema da base, um conjunto fuso-castanha e *link* para transformar o movimento linear em movimento rotativo. O princípio de funcionamento e suas dimensões estão ilustrados na figura [2.3].

A composição e o princípio de funcionamento da junta do cotovelo é semelhante a do ombro, diferindo apenas na colocação do antebraço, o qual está colocado em paralelo com o *link*. Figura [2.4].

O conjunto braço de 400 mm e antebraço de 600 mm compõem um mecanismo diferencial em estrutura paralelogramo e ao acionar somente a junta do ombro o antebraço mantém o mesmo ângulo em relação ao sistema de coordenadas da base.

As coordenadas da base serão aqui denominadas de coordenadas do espaço universal ou coordenadas universal (vide figura [2.8]).

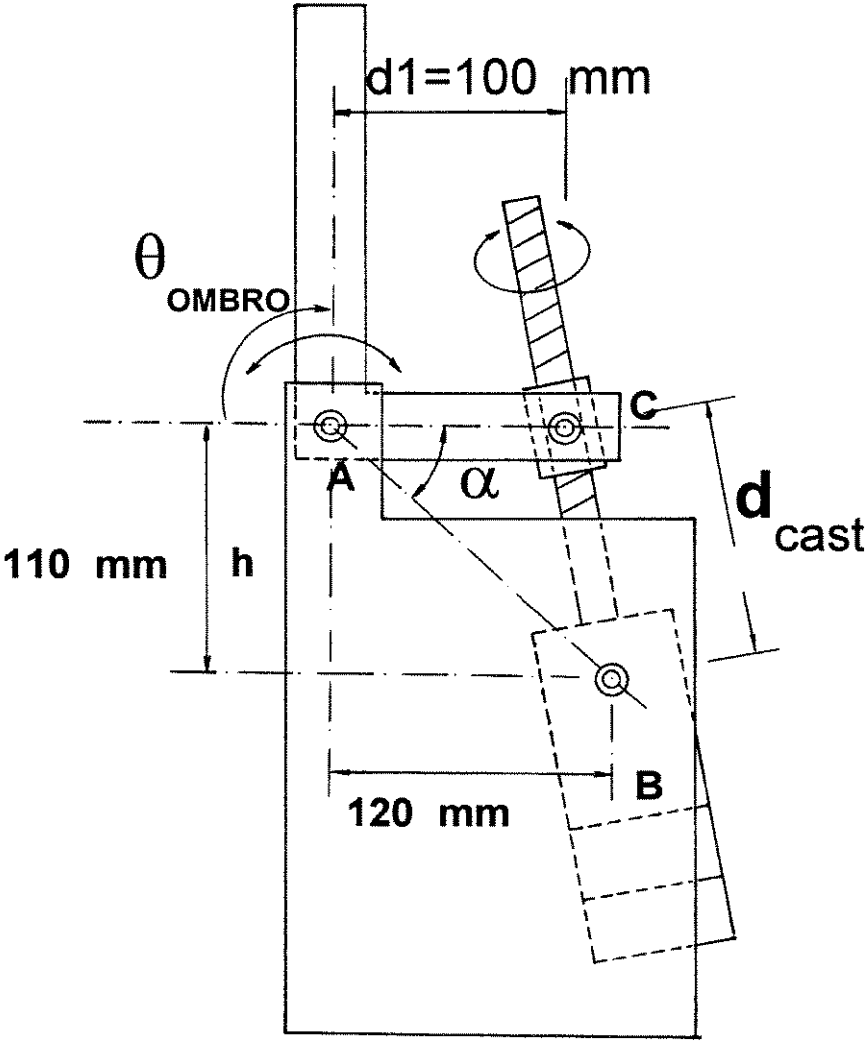


FIG. 2.3 MECANISMO DO OMBRO

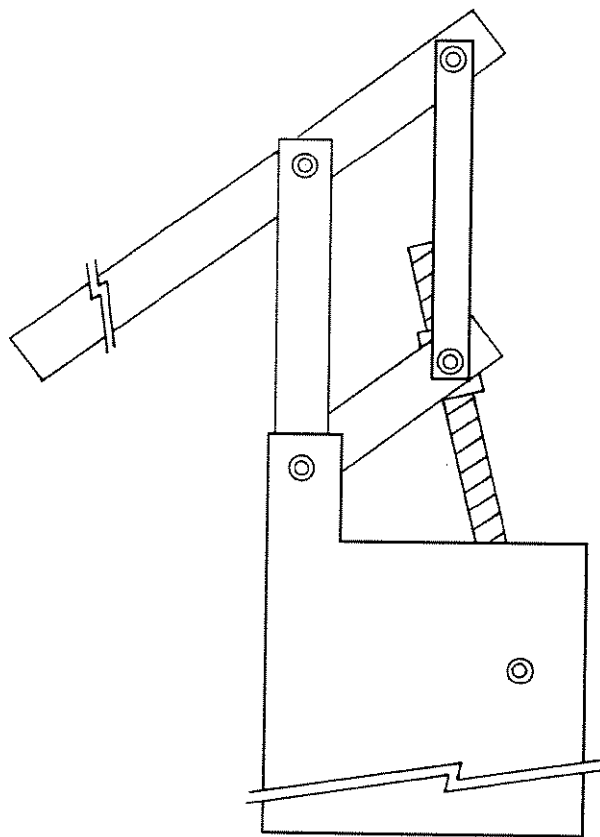


FIG. 2.4 MECANISMO DO COTOVELO

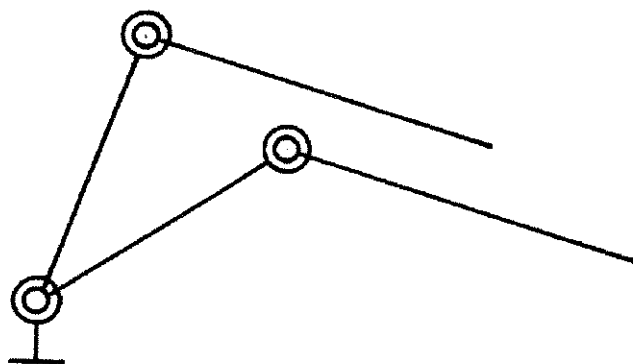


FIG. 2.5 MOVIMENTOS DIFERENCIAIS

2.3 SISTEMA DE COORDENADAS E ÂNGULOS DAS ARTICULAÇÕES.

O sistema de coordenadas do robô e os ângulos das articulações em relação ao sistema de coordenadas universal estão ilustrados na figura [2.6]. Os ângulos das articulações do ombro e do cotovelo, quando estão na posição horizontal, têm seus valores nulos. Esses ângulos aumentam quando movimentam-se no sentido anti-horário, ou seja, quando são vistos pelo lado positivo do eixo X.

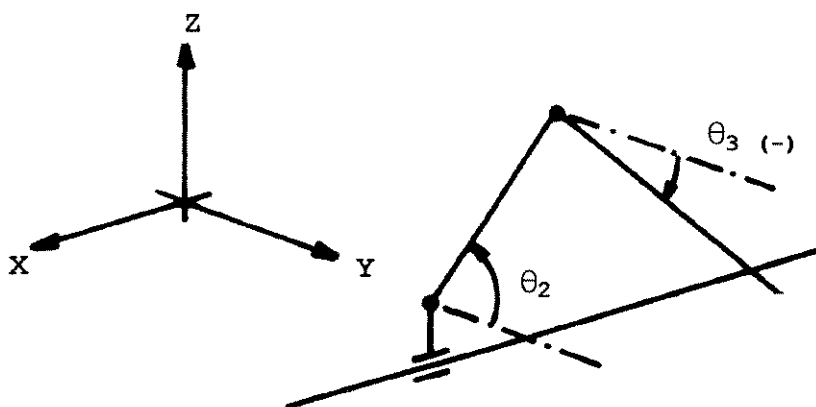


FIG. 2.6 SISTEMA DE COORDENADAS DO BRAÇO

2.4 TRANSFORMAÇÕES CINEMÁTICAS.

Denomina-se de transformação cinemática direta ao processo de determinação das coordenadas cartesianas da ponta do braço (também denominadas de coordenadas do espaço de trabalho¹ ou coordenadas de trabalho) em relação ao sistema de coordenadas universal, a partir do conhecimento dos ângulos das articulações e das dimensões do braço.

¹

este espaço de trabalho é limitado e fechado, ou seja, é o próprio volume de trabalho do robô.

Para algumas aplicações torna-se necessário determinar os ângulos das articulações a partir das coordenadas de trabalho. Este processo é denominado de transformação cinemática inversa.

No caso de um braço com duas articulações, a transformação cinemática inversa geralmente tem duas soluções, conforme ilustradas na figura [2.7], denominadas aqui de cotovelo acima e cotovelo abaixo. Entretanto, no presente caso é impossível o braço assumir a posição cotovelo abaixo, devido a sua estrutura mecânica em paralelogramo. Utilizando-se desta premissa determinou-se um modelo cinemático que atuasse somente na posição cotovelo acima [03].

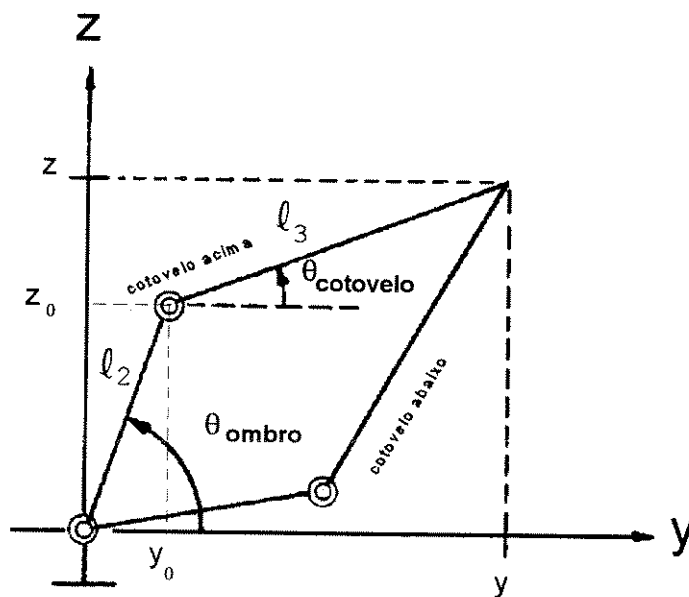


FIG. 2.7 TRANSFORMAÇÃO CINEMÁTICA INVERSA

2.4.1 CINEMÁTICA DIRETA [03].

Fazendo o eixo X coincidir com a base deslizante, (vide figura [2.1]), obtém-se as relações da cinemática direta diretamente da figura [2.8].

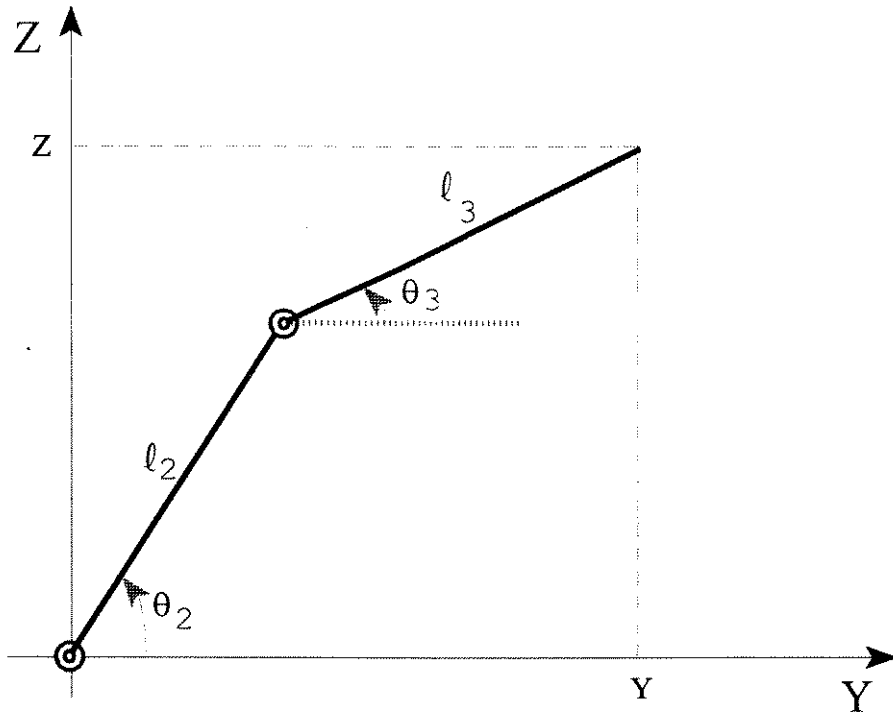


FIG. 2.8 ESTRUTURA GEOMÉTRICA DO ROBÔ

$$\begin{aligned}
 x(d_1) &= d_1 \\
 y(\theta_2, \theta_3) &= l_2 \cos \theta_2 + l_3 \cos \theta_3 \\
 z(\theta_2, \theta_3) &= l_2 \sin \theta_2 + l_3 \sin \theta_3
 \end{aligned} \tag{2.1}$$

onde:

(x, y, z) : coordenadas do espaço de trabalho em relação as coordenadas universal;

d_1 : deslocamento da base

θ_2 e θ_3 : deslocamentos das juntas do ombro e do cotovelo respectivamente em coordenadas absolutas das juntas;

l_2 e l_3 : comprimentos do braço e do antebraço;

2.4.2 CINEMÁTICA INVERSA [03].

As relações da cinemática inversa, ângulos das juntas, são obtidas diretamente da figura [2.9].

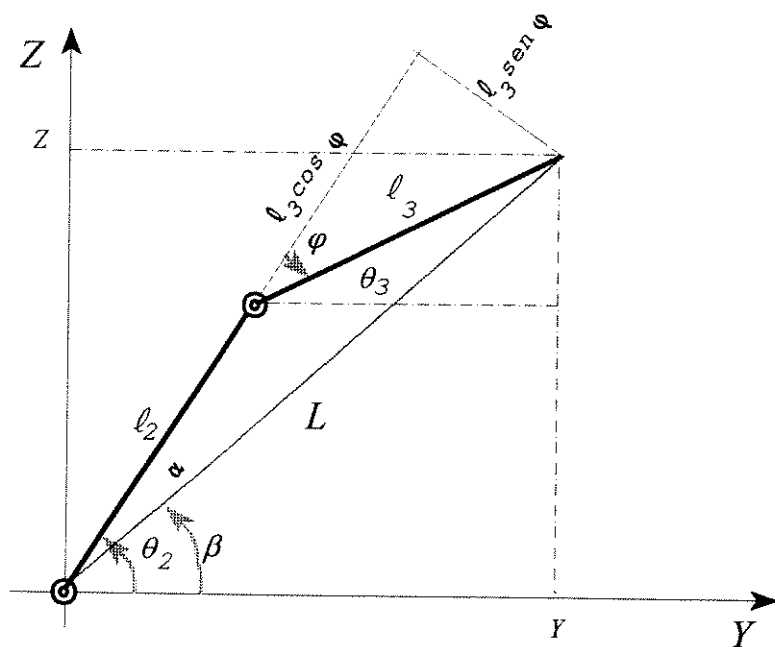


FIG. 2.9 RELAÇÕES TRIGONOMÉTRICA DOS ÂNGULOS

$$L^2 = l_2^2 + l_3^2 + 2l_2l_3\cos\varphi$$

$$\tan\beta = \frac{Z}{Y}$$

$$\tan\alpha = \frac{l_3\sin\varphi}{l_2 + l_3\cos\varphi} \quad (2.2)$$

$$\varphi = \arccos\left(\frac{Y^2 + Z^2 - l_2^2 - l_3^2}{2l_2l_3}\right)$$

$$\theta_2 = \alpha + \beta$$

$$\theta_3 = \theta_2 - \varphi$$

Conseqüentemente, os valores calculados de d_1 , θ_2 e θ_3 são obtidos pelas equações (2.3), (2.4) e (2.5).

$$x = d_1 \quad (2.3)$$

$$\theta_2 = \arctan \frac{z}{y} + \arctan \frac{\ell_3 \sin \varphi}{\ell_2 + \ell_3 \cos \varphi} \quad (2.4)$$

$$\theta_3 = \arctan \frac{z}{y} + \arctan \frac{\ell_3 \sin \varphi}{\ell_2 + \ell_3 \cos \varphi} - \arccos \left(\frac{y^2 + z^2 - \ell_2^2 - \ell_3^2}{2 \ell_2 \ell_3} \right) \quad (2.5)$$

2.5 DETERMINAÇÃO DA MATRIZ JACOBIANA [03 e 45].

No controle de trajetória do robô não basta conhecer somente a posição da ponta do braço; também é necessário conhecer a velocidade com que ela deve se mover no espaço de trabalho. Conseqüentemente, para mover a ponta do braço com direção e velocidade especificadas, torna-se necessário coordenar os movimentos individuais das juntas.

Derivando as equações (2.1), obtém-se a relação entre a variação da posição (x , y , z) da ponta do braço e o deslocamento (d_1 , θ_2 , θ_3) das juntas.

$$\begin{aligned} dx &= \frac{\partial x(d_1)}{\partial d_1} dd_1 + \frac{\partial x(d_1)}{\partial \theta_2} d\theta_2 + \frac{\partial x(d_1)}{\partial \theta_3} d\theta_3 \\ dy &= \frac{\partial y(\theta_2, \theta_3)}{\partial d_1} dd_1 + \frac{\partial y(\theta_2, \theta_3)}{\partial \theta_2} d\theta_2 + \frac{\partial y(\theta_2, \theta_3)}{\partial \theta_3} d\theta_3 \\ dz &= \frac{\partial z(\theta_2, \theta_3)}{\partial d_1} dd_1 + \frac{\partial z(\theta_2, \theta_3)}{\partial \theta_2} d\theta_2 + \frac{\partial z(\theta_2, \theta_3)}{\partial \theta_3} d\theta_3 \end{aligned} \quad (2.6)$$

Escrevendo na forma matricial tem-se.

$$dX = J d\theta \quad (2.7)$$

onde: $dX \triangleq [dx, dy, dz]^T$; $d\theta \triangleq [dd_1, d\theta_2, d\theta_3]^T$;

J é a matriz Jacobiana de dimensão 3x3 cuja forma para o braço articulado é dada pela equação (2.8).

$$J = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial d_1} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial y}{\partial \theta_2} & \frac{\partial y}{\partial \theta_3} \\ 0 & \frac{\partial z}{\partial \theta_2} & \frac{\partial z}{\partial \theta_3} \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

na sua forma diagonal tem-se:

$$J = \begin{bmatrix} J_1 \\ J_2 \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

onde:

$$J_1 \triangleq \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial d_1} \end{bmatrix} \quad J_2 \triangleq \begin{bmatrix} \frac{\partial y}{\partial \theta_2} & \frac{\partial y}{\partial \theta_3} \\ \frac{\partial z}{\partial \theta_2} & \frac{\partial z}{\partial \theta_3} \end{bmatrix}$$

A obtenção dos parâmetros da matriz Jacobiana e a sua análise é feita da maneira a seguir:

1. Determinação do Jacobiano da base linear J_1 .

$$J_1 = 1 \quad (2.10)$$

2. Determinação do Jacobiano para os dois graus de liberdade planares J_2 . Derivando as equações (2.1) temos:

$$J_2(1,1) = \frac{\partial y}{\partial \theta_2} = -\ell_2 \sin \theta_2$$

$$J_2(1,2) = \frac{\partial y}{\partial \theta_3} = -\ell_3 \sin \theta_3$$

(2.11)

$$J_2(2,1) = \frac{\partial z}{\partial \theta_2} = \ell_2 \cos \theta_2$$

$$J_2(2,2) = \frac{\partial z}{\partial \theta_3} = \ell_3 \cos \theta_3$$

3. Determinação do ponto de singularidade. O ponto de singularidade ocorre quando o determinante do Jacobiano é igual a zero.

$$\det J = \begin{bmatrix} \det [J_1] & \\ & \det [J_2] \end{bmatrix} = \det [J_1] \cdot \det [J_2] \quad (2.12)$$

onde:

$$\det J_1 = 1$$

$$\det J_2 = \ell_2 \ell_3 \sin (\theta_3 - \theta_2)$$

logo,

$$\det J = \Delta = \ell_2 \ell_3 \sin(\theta_3 - \theta_2) \quad (2.13)$$

A configuração singular ocorre quando $\theta_3 - \theta_2 = 0$ ou $\theta_3 - \theta_2 = \pi$, ou seja, quando o braço está totalmente estendido. Entretanto, esta situação nunca ocorre no presente braço devido a sua estrutura mecânica.

2.5.1 Determinação do Jacobiano Inverso.

No controle de trajetória, quando se deseja manter constante a velocidade tangencial da ponta do braço, torna-se necessário calcular as velocidades individuais de cada junta, dadas por.

$$d\theta = J^{-1} dX \quad (2.14)$$

onde J^{-1} é a matriz Jacobiana inversa para este braço, dada por:

$$J^{-1} = \begin{bmatrix} [J_1]^{-1} \\ [J_2]^{-1} \end{bmatrix} \quad (2.15)$$

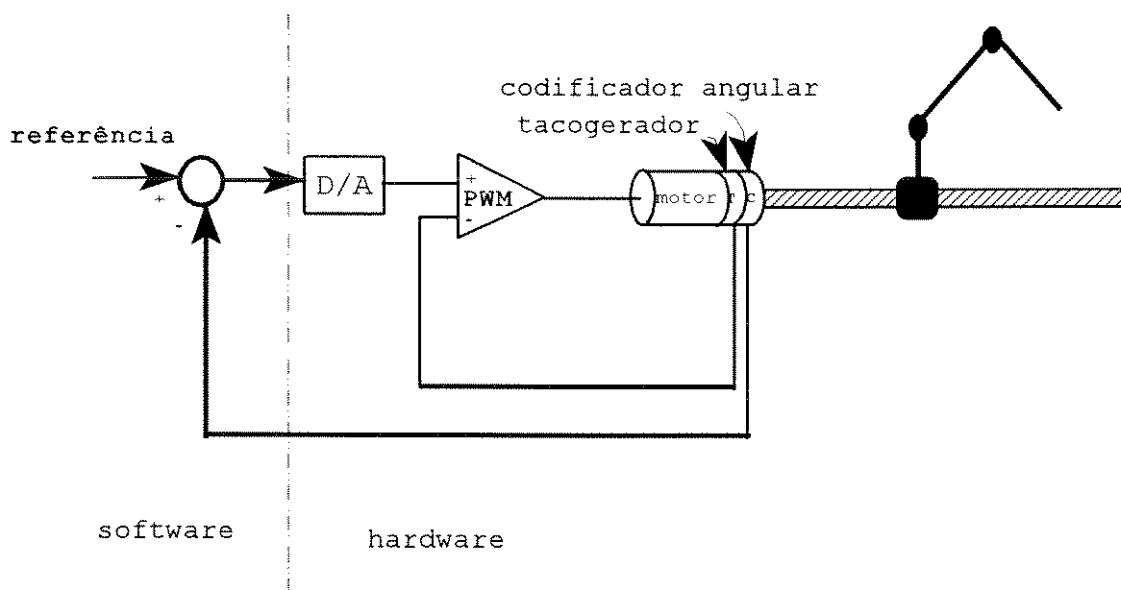
$$J^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\ell_3 \cdot \cos \theta_3}{\Delta} & \frac{\ell_3 \cdot \sin \theta_3}{\Delta} \\ 0 & -\frac{\ell_2 \cdot \cos \theta_2}{\Delta} & -\frac{\ell_2 \cdot \sin \theta_2}{\Delta} \end{bmatrix} \quad (2.16)$$

2.6 DETERMINAÇÃO DO MODELO DINÂMICO [03,45 e 57].

Neste item será desenvolvido o modelo dinâmico do braço articulado de 3 graus de liberdade através da equação de movimento de *Euler-Lagrange*.

2.6.1 Base Linear.

A base deslizante possui movimento translacional dinamicamente desacoplado das demais juntas rotacionais, e a sua principal vantagem em relação as base rotativas é a não influência da variação do momento de inércia pela variação dos deslocamentos angulares das demais juntas. Outro fator relevante em relação a esta base é o fato dela estar colocada na horizontal, tornando-a desta forma, livre da influência da ação gravitacional. A figura [2.10] ilustra a estrutura de seu servocontrole.



2.10 ESTRUTURA DO SERVO CONTROLE DA BASE

A transformação do movimento rotacional do eixo do motor para o translacional da base deslizando é dada pela relação:

$$\theta_M = \delta d_1 \quad (2.16)$$

onde: $\delta = \frac{2\pi}{0,0127}$, ou seja, para cada volta completa do fuso (2π radianos) a castanha desloca-se 0,0127 metro.

A equação de Euler-Lagrange para o movimento pode ser escrita na forma:

$$\frac{d}{dt} \frac{\partial L}{\partial \dot{\theta}_M} - \frac{\partial L}{\partial \theta_M} = T_M \quad (2.17)$$

onde: $L = K - U$ é o Lagrangeano;

K - Energia cinética;

U - Energia potencial.

A energia cinética de um corpo rígido em movimento plano é dada por:

$$K = \frac{1}{2} M \vec{v}^2 + \frac{1}{2} \bar{J} \omega^2 \quad (2.18)$$

onde:

M massa total do braço em Kg;

K energia cinética N.m ;

$\vec{v}$ velocidade linear do centro de massa $m.s^{-1}$;

$\bar{J}$ momento de inércia em relação ao centro de massa $N.m.s^2$;

ω velocidade angular $rad.s^{-1}$.

A energia potencial U na base deslizando é zero. Portanto a expressão para o Lagrangeano torna-se:

$$L = \frac{1}{2} M \dot{d}_1^2 + \frac{1}{2} J_M \dot{\theta}_M^2 \quad (2.19)$$

Substituindo a equação (2.16) em (2.19) tem-se.

$$L = \frac{1}{2} \left(\frac{M}{\delta^2} + J_M \right) \dot{\theta}_M^2 \quad (2.20)$$

Substituindo a equação (2.20) em (2.17), obtemos a equação do movimento.

$$T_M = \left(J_M + \frac{M}{\delta^2} \right) \ddot{\theta}_M \quad (2.21)$$

onde: a força generalizada T_M representa o torque líquido do motor.

A força generalizada T_M consiste da ação do torque gerado pelo motor e da reação do torque de atrito do motor e da carga, dado por:

$$T_M = \tau - \left(D_M + \frac{D_\ell}{\delta^2} \right) \dot{\theta}_M \quad (2.22)$$

onde: τ é o torque gerado pelo motor; e $D_M \dot{\theta}_M$ e $D_\ell \dot{\theta}_1$ os torques de atrito do motor e da carga refletido no eixo do motor, respectivamente.

A equação dinâmica completa para o sistema será:

$$J \ddot{\theta}_M + D \dot{\theta}_M = \tau \quad (2.23)$$

onde:

$$J = J_M + \frac{M}{\delta^2}$$

$$D = D_M + \frac{D_\ell}{\delta^2}$$

2.6.2 Formulação de Euler-Lagrange para a Dinâmica das Juntas Articuladas.

Definindo: $q_1, \dots, q_n$ como coordenadas generalizadas das juntas; K a energia cinética; U a energia potencial e L o Lagrangeano tem-se:

$$L(q, \dot{q}) = K - U \quad (2.24)$$

Usando a equação do movimento de Euler-Lagrange tem-se:

$$\frac{d}{dt} \frac{\partial L}{\partial \dot{q}_i} - \frac{\partial L}{\partial q_i} = \tau_i \quad (2.25)$$

onde τ_i corresponde as forças generalizadas para as coordenadas generalizadas das juntas q_i .

Para obter o Lagrangeano é necessário obter a energia cinética K_i e a energia potencial U_i armazenada em cada *link*. A figura [2.11] ilustra a velocidade linear v_{ci} e a velocidade angular ω_i do centro de massa de um *link* i com relação a origem do sistema de coordenadas universal. A energia cinética é dada por:

$$K_i = \frac{1}{2} m_i v_{ci}^T v_{ci} + \frac{1}{2} \omega_i^T I_i \omega_i \quad (2.26)$$

onde: m_i é a massa do *link* e I_i é o tensor de inércia do *link* i em relação ao seu centro de massa.

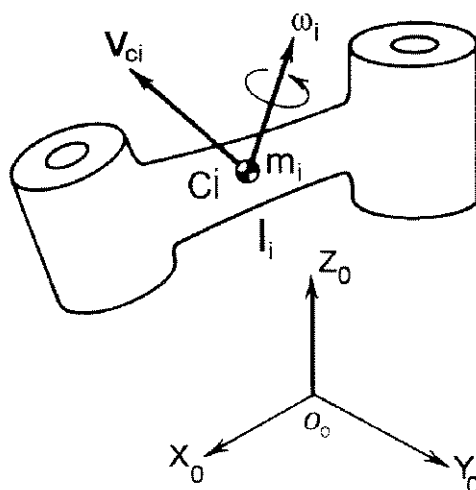


FIG. 2.11 VELOCIDADE LINEAR E ANGULAR

O primeiro termo da equação (2.26) representa a energia cinética resultante da translação da massa m_i , e o segundo termo representa a energia cinética resultante da rotação do centro de massa. A energia cinética total é dada por,

$$K = \sum_{i=1}^n K_i \quad (2.27)$$

uma vez que a energia cinética é aditiva.

A expressão da energia cinética da equação (2.27) é escrita em termo de velocidade linear e velocidade angular para cada *link*, as quais não são variáveis independentes. Logo, torna-se necessário reescrever a equação acima mencionada em termo de um conjunto de coordenadas generalizadas das juntas completamente independentes. As velocidades lineares e angulares da ponta do braço em relação às velocidades das juntas podem ser expressas por:

$$V_{Ci} = J_{V_{Ci}} \dot{q} \quad (2.28)$$

$$\omega_i = J_{\omega_i} \dot{q} \quad (2.29)$$

com $J \triangleq [J_{v_{ci}} \ J_{\omega_i}]^T$, onde J é a matriz jacobiana.

Substituindo as equações (2.28) e (2.29) em (2.26) tem-se:

$$K = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n \left(m_i \dot{q}^T J_{v_{ci}}^T J_{v_{ci}} \dot{q} + \frac{1}{2} \dot{q}^T J_{\omega_i}^T I_i J_{\omega_i} \dot{q} \right) \quad (2.30)$$

$$K_i = \frac{1}{2} \dot{q}^T D(q) \dot{q}$$

Definindo a matriz de inércia $D(q)$ $n \times n$, simétrica e definida positiva para cada $q \in \mathcal{R}^n$, como a seguir:

$$D(q) = \sum_{i=1}^n \left(m_i J_{v_{ci}}^T J_{v_{ci}} + J_{\omega_i}^T I_i J_{\omega_i} \right) \quad (2.31)$$

podemos reescrever a equação (2.30) da seguinte forma:

$$K = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n D_{ij}(q) \dot{q}_i \dot{q}_j \quad (2.32)$$

A energia potencial é dada por:

$$U = \sum_{i=1}^n m_i g^T r_{0,ci} \quad (2.33)$$

onde: g é o vetor aceleração da gravidade e $r_{0,ci}$ o vetor que

indica a distância do centro da massa do link i a origem do sistema de coordenadas universal.

Assim o Lagrangeano é reescrito da seguinte maneira:

$$L = K - U = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n D_{ij}(q) \dot{q}_i \dot{q}_j - \sum_{i=1}^n m_i g^T r_{0,ci} \quad (2.34)$$

Como energia potencial $U = U(q)$ é independente do termo $\dot{q}$, podemos reescrever a equação de movimento de Euler-Lagrange como a seguir:

$$\frac{d}{dt} \frac{\partial K}{\partial \dot{q}_i} - \frac{\partial (K - U)}{\partial q_i} = \tau_i \quad (2.35)$$

Derivando a equação (2.34) e substituindo em (2.35) obtém-se:

$$\sum_{j=1}^n D_{ij}(q) \ddot{q}_j + \sum_{j=1}^n \sum_{k=1}^n d_{ijk}(q) \dot{q}_j \dot{q}_k + G_i = \tau_i \quad (2.36)$$

onde:

$$d_{ijk} = \frac{\partial D_{ij}}{\partial q_k} - \frac{1}{2} \frac{\partial D_{jk}}{\partial q_i} \quad (2.37)$$

$$G_i = \frac{\partial U}{\partial q_i} = \sum_{j=1}^n m_j g^T \frac{\partial r_{0,cj}}{\partial q_i} \quad (2.38)$$

O primeiro termo da equação (2.36) representa o torque de inércia, incluindo o torque de interação inercial, o segundo termo os efeitos causados pelas forças de Coriolis e centrípetas, e o último termo é o torque gravitacional, onde o termo g da equação (2.38) representa a aceleração da gravidade.

2.6.3 Juntas do Ombro e do Cotovelo [57].

O mecanismo do braço, conforme ilustrado na figura [2.12], é composto de quatro links formando um paralelogramo. O L_1 e L_3 possuem o mesmo comprimento. Logo L_1 e L_3 forma com L_2 um paralelogramo. Entretanto, L_{c1} e L_{c3} não são necessariamente iguais. Os deslocamentos angulares das juntas do ombro e cotovelo são aqui definidos como q_1 e q_2 respectivamente.

Pela figura [2.12], nota-se que, há quatro link para o acionamento de somente dois graus de liberdade, q_1 e q_2 , formando uma cadeia cinemática fechada. Conseqüentemente, não podemos usar o resultado do Jacobiano obtido no item 2.5. Então teremos que determinar um novo sistema de coordenadas do centro de massa para cada link, em função das coordenadas generalizadas das juntas.

Os parâmetros da figura [2.12] são:

$$L_1 = 400 \text{ mm}$$

$$L_2 = 100 \text{ mm}$$

$$L_3 = 400 \text{ mm}$$

$$L_{c1} = 241 \text{ mm}$$

$$L_{c2} = 50 \text{ mm}$$

$$L_{c3} = 200 \text{ mm}$$

$$L_{c4} = 167,42 \text{ mm}$$

$$m_1 = 1617 \text{ g}$$

$$m_2 = 383 \text{ g}$$

$$m_3 = 345 \text{ g}$$

$$m_4 = 1564 \text{ g}$$

As coordenadas dos centros de massas em função das coordenadas generalizadas das juntas são dadas por:

$$\begin{bmatrix} Y_{c1} \\ Z_{c1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{c1} \cos q_1 \\ L_{c1} \sin q_1 \end{bmatrix} \quad (2.39)$$

$$\begin{bmatrix} Y_{c2} \\ Z_{c2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{c2} \cos q_2 \\ L_{c2} \sin q_2 \end{bmatrix} \quad (2.40)$$

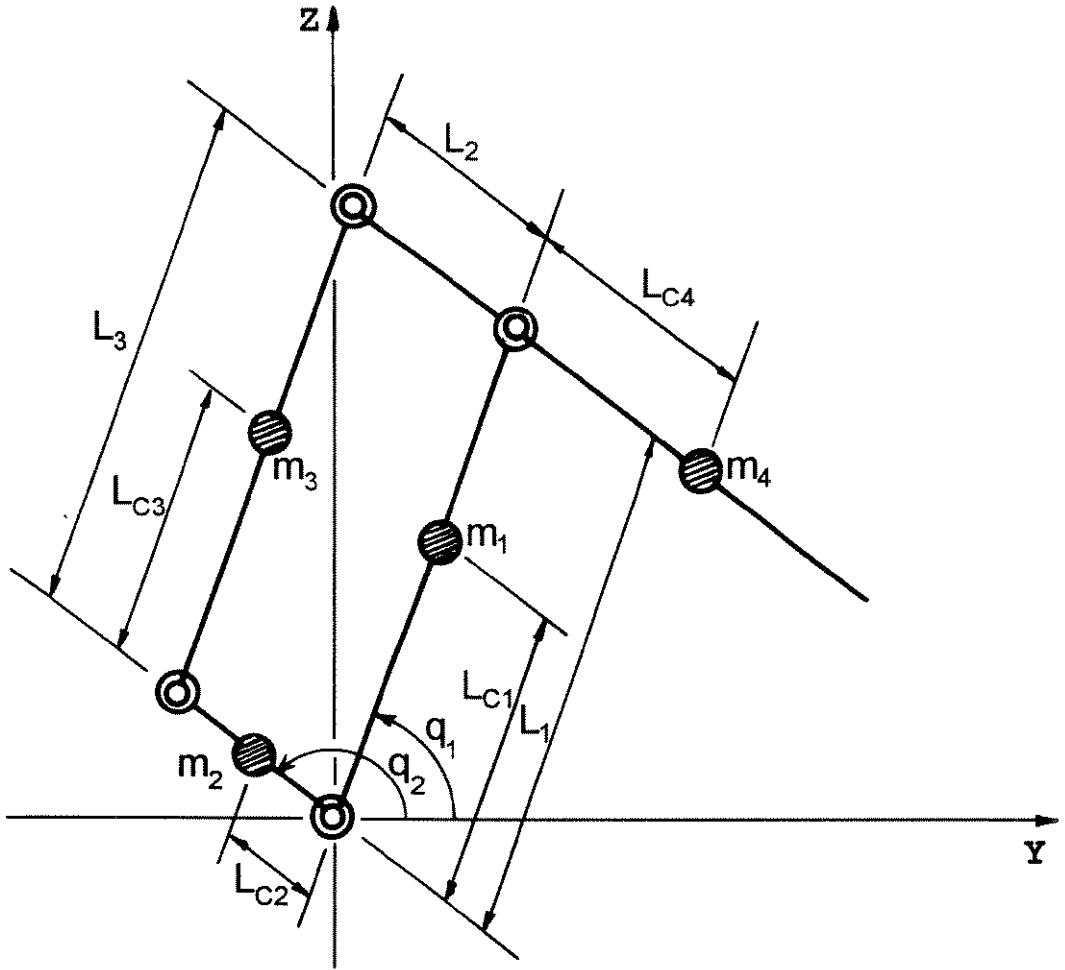


FIG. 2.12 ESTRUTURA DO BRAÇO

$$\begin{bmatrix} Y_{C3} \\ Z_{C3} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_2 \cos q_2 \\ L_2 \sin q_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_{C3} \cos q_1 \\ L_{C3} \sin q_1 \end{bmatrix} \quad (2.41)$$

$$\begin{bmatrix} Y_{C4} \\ Z_{C4} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_1 \cos q_1 \\ L_1 \sin q_1 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_{C4} \cos (q_2 - \pi) \\ L_{C4} \sin (q_2 - \pi) \end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} Y_{C4} \\ Z_{C4} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_1 \cos q_1 \\ L_1 \sin q_1 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} L_{C4} \cos q_2 \\ L_{C4} \sin q_2 \end{bmatrix} \quad (2.42)$$

Derivando as equações (2.39) a (2.42) obtém-se as velocidades lineares dos centros das massas ($v_{ci} = J_{v_{ci}} \dot{q}$):

$$v_{c1} = J_{v_{c1}} \dot{q} = \begin{bmatrix} -L_{c1} \sin q_1 & 0 \\ L_{c1} \cos q_1 & 0 \end{bmatrix} \dot{q} \quad (2.43)$$

$$v_{c2} = J_{v_{c2}} \dot{q} = \begin{bmatrix} 0 & -L_{c2} \sin q_2 \\ 0 & L_{c2} \cos q_2 \end{bmatrix} \dot{q} \quad (2.44)$$

$$v_{c3} = J_{v_{c3}} \dot{q} = \begin{bmatrix} -L_{c3} \sin q_1 & -L_2 \sin q_2 \\ L_{c3} \cos q_1 & L_2 \cos q_2 \end{bmatrix} \dot{q} \quad (2.45)$$

$$v_{c4} = J_{v_{c4}} \dot{q} = \begin{bmatrix} -L_1 \sin q_1 & L_{c4} \sin q_2 \\ L_1 \cos q_1 & -L_{c4} \cos q_2 \end{bmatrix} \dot{q} \quad (2.46)$$

As velocidades angulares associadas com as matrizes Jacobianas $J_{\omega_{ci}}$ ($\omega_i = J_{\omega_i} \dot{q}$) para os quatro links são dadas por:

$$\omega_1 = \omega_3 = \dot{q}_1 = [1 \ 0] \dot{q} \quad (2.47)$$

$$\omega_2 = \omega_4 = \dot{q}_2 = [0 \ 1] \dot{q} \quad (2.48)$$

A matriz de inércia é obtida através da equação (2.31), repetida abaixo para $n = 4$, ou seja, para os 4 links do paralelogramo.

$$D(q) = \sum_{i=1}^4 \left(m_i J_{v_{ci}}^T J_{v_{ci}} + J_{\omega_i}^T I_i J_{\omega_i} \right)$$

Substituindo as equações (2.47) e (2.48) no segundo termo da equação (2.31) tem-se.

$$\sum_{i=1}^4 J_{\omega_i}^T I_i J_{\omega_i} = \begin{bmatrix} I_1 + I_3 & 0 \\ 0 & I_2 + I_4 \end{bmatrix} \quad (2.49)$$

Substituindo as equações (2.43) a (2.46) e o resultado obtido em (2.49) na equação (2.31), obtém-se os elementos $D_{ij}(q)$ da matriz de inércia simétrica $D(q)$:

$$D_{11} = m_1 L_{C1}^2 + m_3 L_{C3}^2 + m_4 L_1^2 + I_1 + I_3 \quad (2.50)$$

$$D_{12} = (m_3 L_2 L_{C3} - m_4 L_1 L_{C4}) \cos(q_2 - q_1) \quad (2.51)$$

$$D_{22} = m_2 L_{C2}^2 + m_3 L_2^2 + m_4 L_{C4}^2 + I_2 + I_4 \quad (2.52)$$

onde I_1 , I_2 , I_3 e I_4 são momento de inércia em relação ao centro de massa.

$$D(q) = \begin{bmatrix} m_1 L_{C1}^2 + m_3 L_{C3}^2 + m_4 L_1^2 + I_1 + I_3 & (m_3 L_2 L_{C3} - m_4 L_1 L_{C4}) \cos(q_2 - q_1) \\ (m_3 L_2 L_{C3} - m_4 L_1 L_{C4}) \cos(q_2 - q_1) & m_2 L_{C2}^2 + m_3 L_2^2 + m_4 L_{C4}^2 + I_2 + I_4 \end{bmatrix} \quad (2.53)$$

A equação (2.36) pode ser reescrita como:

$$\begin{aligned} D_{11} \ddot{q}_1 + D_{12} \ddot{q}_2 + d_{111} \dot{q}_1^2 + d_{122} \dot{q}_2^2 - (d_{112} + d_{121}) \dot{q}_1 \dot{q}_2 + G_1 &= \tau_1 \\ D_{21} \ddot{q}_1 + D_{22} \ddot{q}_2 + d_{211} \dot{q}_1^2 + d_{222} \dot{q}_2^2 - (d_{212} + d_{221}) \dot{q}_1 \dot{q}_2 + G_2 &= \tau_2 \end{aligned} \quad (2.54)$$

Pela equação (2.37), aqui repetida, tem-se:

$$d_{ijk} = \frac{\partial D_{ij}}{\partial q_k} - \frac{1}{2} \frac{\partial D_{jk}}{\partial q_i}$$

então:

$$d_{111} = 0 \quad d_{122} = (m_3 L_2 L_{C3} - m_4 L_1 L_{C4}) \sin(q_2 - q_1) \quad (d_{112} + d_{121}) = 0$$

$$d_{211} = - (m_3 L_2 L_{C3} - m_4 L_1 L_{C4}) \sin(q_2 - q_1) \quad d_{222} = 0 \quad (d_{212} + d_{221}) = 0$$

logo,

$$D_{11} \ddot{q}_1 + D_{12} \ddot{q}_2 + d_{122} \dot{q}_2^2 + G_1 = \tau_1 \quad (2.55)$$

$$D_{21} \ddot{q}_1 + D_{22} \ddot{q}_2 + d_{211} \dot{q}_1^2 + G_2 = \tau_2$$

Nota-se que quando braço não sofre a influência da força de Coriolis, vantagem do mecanismo de paralelogramo, e se $(m_3 L_2 L_{C3} - m_4 L_1 L_{C4})$ também não sofrerá a influência da força centrípeta e a matriz $D(q)$ transforma-se em matriz diagonal. Sob esta condição, as equações (2.55) podem ser reescritas como:

$$D_{11}\ddot{q}_1 + G_1 = \tau_1$$

$$D_{22}\ddot{q}_2 + G_2 = \tau_2$$

Os termos do torque de ação gravitacional podem ser obtidos pela equação (2.38), aqui repetida.

$$G_i = \sum_{j=1}^4 m_i \mathbf{g}^T \frac{\partial \mathbf{r}_{0,cj}}{\partial \mathbf{q}_i}$$

onde: $\mathbf{g} = [0 \ 1]^T g$

$$\begin{aligned} G_1 &= \cos q_1 (m_1 L_{C1} + m_3 L_{C3} + m_4 L_1) g \\ G_2 &= \cos q_2 (m_2 L_{C2} + m_3 L_2 + m_4 L_{C4}) g \end{aligned} \tag{2.56}$$

2.7 PREPARAÇÃO PARA O SERVOCONTROLE [17 e 39].
2.7.1 Base Deslizante.

A base deslizante, apresentada no item 2.6.1, é acionada através de um conjunto fuso-castanha [35] por um servomotor de corrente contínua, modelo R511(T) da SANYO DENKI [33], com tacogerador e codificador angular incorporados na sua estrutura. Este servomotor é acionado eletronicamente a PWM, modelo PDT-A03-20 da SANYO DENKI [31], com regulador de velocidade. Os parâmetros deste conjunto, servomotor e acionador, fornecidos pelos manuais do fabricante estão listados na tabela [2.1].

Símbolo	Definição	valor/unidade
$u(t)$	tensão de entrada no motor	V
$i(t)$	corrente na armadura	A
R	resistência da armadura	4,91 Ω

K_B	força contra-eletromotriz	$0,1886941 \text{ V.s.rad}^{-1}$
K_T	constante de torque	$0,18914 \text{ N.m.A}^{-1}$
B	constante de amortecimento	$\approx 0 \text{ N.m.s}$
J_{rotor}	momento de inércia do rotor	$3,724 \times 10^{-5} \text{ N.m.s}^2$
K_A	ganho do amplificador	8
K_{TG}	ganho do tacogerador	$7/104,719 \text{ V/rad.s}^{-1}$

TABELA 2.1 DADOS OBTIDOS DOS MANUAIS DA SANYO DENKI PARA OS MODELOS R511(T) E PDT-A03-20

Pela estrutura do hardware da base deslizante, ilustrada na figura [2.13], a tensão $u(t)$ fornecida pelo PWM produz uma corrente $i(t)$ na armadura do motor e esta corrente produz o torque τ gerado pelo motor. Aplicando a Lei de Kirchhoff para tensão e desprezando a indutância da armadura, devido a constante de tempo $\frac{L}{R}$ ser muito menor do que a constante de tempo mecânica tem-se:

$$u(t) = Ri(t) + K_B \dot{\theta}_M \tag{2.57}$$

$$\tau(t) = K_T i(t) \tag{2.58}$$

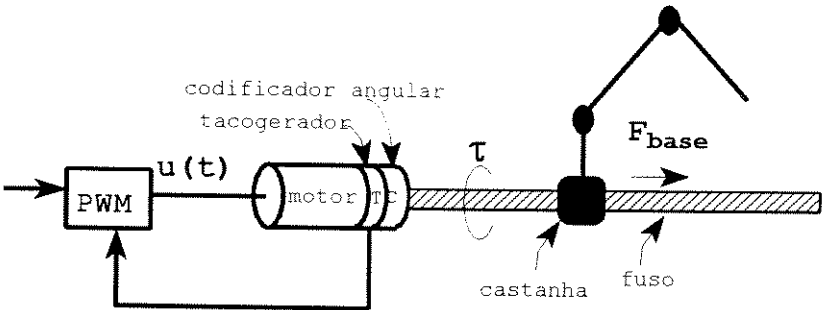


FIG. 2.13 ESTRUTURA DO HARDWARE DA BASE DESLIZANTE

O torque τ gerado pelo motor produz na base deslizante uma força F_{base} . Por conseguinte a equação (2.23) pode ser reescrita da forma a seguir.

$$J_{rotor} \ddot{\theta}_M + B \dot{\theta}_M - \frac{F_{base}}{\delta} = \tau(t) \quad (2.59)$$

Substituindo as equações (2.57) e (2.58) em (2.59) com $\delta d_{base} = \theta_M$ e $\delta > 1$ obtém-se:

$$J_{rotor} \ddot{d}_{base} + \left(B + \frac{K_E K_T}{R} \right) \dot{d}_{base} + \frac{F_{base}}{\delta^2} = \frac{K_T}{R \delta} u(t) \quad (2.60)$$

definindo:

$$\frac{F_{base}}{\delta^2} \triangleq \frac{M \ddot{d}_{base}}{\delta^2}$$

$$f_A \triangleq B + \frac{K_E K_T}{R}$$

$$J \triangleq \left(J_{rotor} + \frac{M}{\delta^2} \right)$$

$$K_t \triangleq \frac{K_T}{R}$$

A equação (2.60) pode ser reescrita da maneira a seguir:

$$J \ddot{d}_{base} + f_A \dot{d}_{base} = \frac{K_t}{\delta} u(t) \quad (2.61)$$

Os valores de J e f_A da equação para a base deslizante são obtidos a seguir:

- a massa móvel acionada pelo motor da base deslizante é de 27,3 Kg;
- cálculo do momento de inércia da carga refletida na eixo do motor;

$$J_L = \frac{M}{\delta^2}$$

$$\delta = \frac{2\pi}{0,0127}$$
(2.62)

$$J_L = 0,00011534 \text{ N.m.s}^2$$

- cálculo do momento de inércia do fuso;

$$J_{fuso} = 0,5MR^2$$

$$J_{fuso} = 0,5\rho\pi LR^4$$
(2.63)

$$J_{fuso} = 0,000126699 \text{ N.m.s}^2$$

onde:

$$\rho \text{ (massa específica)} = 79013,88 \text{ Kg.m}^{-3}$$

$$R \text{ (raio do fuso)} = 0,0096 \text{ m}$$

$$L \text{ (comprimento do fuso)} = 1,2 \text{ m}$$

- Como pode ser visualizado pela figura [2.13], o eixo do motor está solidário com o fuso. Conseqüentemente, o valor do momento de inércia total do rotor J_M será,

$$J_M = J_{rotor} + J_{fuso}$$
(2.64)

$$J_M = 1,63939 \times 10^{-4} \text{ N.m.s}^2$$

- cálculo do momento de inércia J da equação (2.61);

$$J = J_M + J_L \quad (2.65)$$

$$J = 2,79279 \times 10^{-4} \text{ N.m.s}^2$$

- cálculo do coeficiente de amortecimento f_A ;

$$f_A = \frac{K_B K_T}{R} \quad (2.66)$$

$$f_A = 7,26875806 \times 10^{-3} \text{ N.m.s}$$

- cálculo da constante de torque K_t em N.m.V^{-1} da equação (2.61);

$$K_t = \frac{K_T}{R} \quad (2.67)$$

$$K_t = 0,385213 \text{ N.m.V}^{-1}$$

A figura [2.14] ilustra o diagrama de blocos da estrutura da base deslizante gerado pelo modelo dinâmico completo da equação (2.61) com realimentação de velocidade.

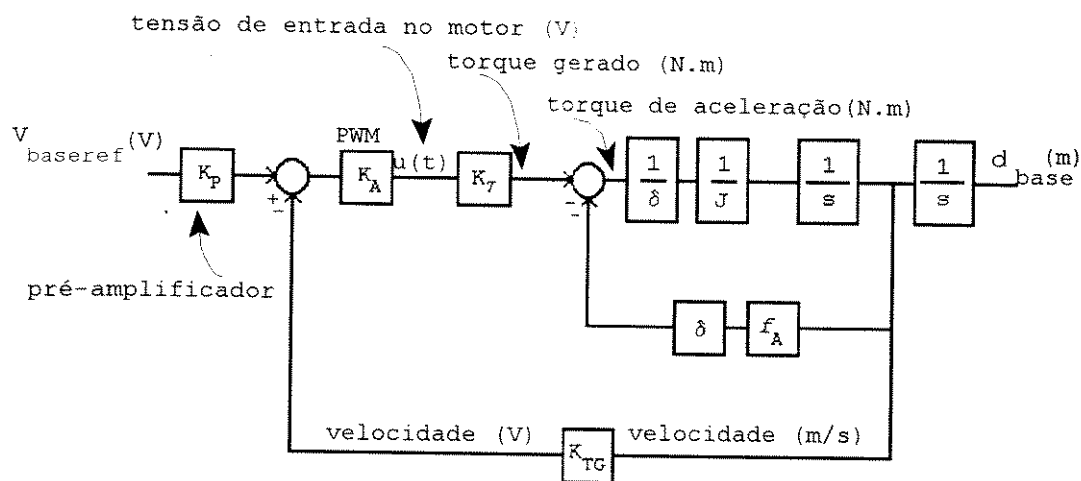
2.7.2 Juntas do Ombro e Cotovelo.

As estruturas do ombro e do cotovelo, apresentadas no item 2.2.2 e modeladas no item 2.6.3, são acionadas através de dois conjuntos de fuso-castanha por servomotores modelo 511(T) da SANYO DENKI com amplificador a PWM modelo PDT-A03-20 da SANYO DENKI, cujos parâmetros estão listados na tabela (2.1).

• Determinação das Relações Cinemáticas.

As relações cinemáticas entre os deslocamentos dos eixos dos motores e os deslocamentos das juntas são obtidas em duas etapas.

Na primeira etapa é realizada a conversão do movimento rotacional do eixo do motor para o movimento translacional da castanha, e a sua relação é dada por:



onde: $V_{baseref}$ é a velocidade de referência da base

FIG 2.14 SERVOCONTROLE DE VELOCIDADE

$$\theta_M = \frac{2\pi}{0,005} d_{cast} \text{ rad.m}^{-1} \quad (2.68)$$

ou seja, para cada volta do fuso a castanha se desloca de 0,005m.

Na segunda etapa é realizada a conversão do movimento translacional da castanha para o rotacional do ombro, ou do cotovelo, pela geometria do robô (vide figura [2.3]) têm-se:

$$d_{cast}^2 = d_1^2 + h^2 - 2 \cdot d_1 \cdot h \cdot \cos \alpha_{JUNTA}$$

$$\theta_{JUNTA} = 2,312740538 - \alpha_{JUNTA} \quad (2.69)$$

A redução entre o deslocamento angular do eixo do motor e o deslocamento angular da junta do ombro, ou do cotovelo, é uma função não linear.

A redução não linear foi modelada da maneira a seguir:

$$\theta_M = f(\bullet) \theta_{JUNTA} \quad (2.70)$$

onde $f(\bullet)$ função não linear.

- **Procedimento para determinar $f(\bullet)$ para as juntas do ombro e do cotovelo:**

1. inicialmente é calculada a posição atual da castanha d_{cast} da figura [2.3] a partir da posição inicial da castanha ($d_{cast0} = 111,8033989 \text{ mm}$) e do deslocamento angular do eixo do motor, pela relação,

$$d_{cast} = d_{cast0} + \frac{P_F}{2 \cdot \pi} \Delta \theta_M \quad (2.71)$$

onde: $\Delta \theta_M$ é o deslocamento angular do eixo do motor e P_F é o passo do fuso.

2. conhecido d_{cast} calcula-se o angulo α pela relação,

$$d_{cast}^2 = d_1^2 + h^2 - 2 \cdot d_1 \cdot h \cdot \cos \alpha \quad (2.72)$$

3. conhecido α calcula-se o valor da redução pela relação (vide TAKITA [67]) para $f(\bullet) > 1$.

$$f(\bullet) = \frac{2 \cdot \pi \cdot d_1 \cdot h \cdot \sin \alpha}{-P_F \sqrt{d_1^2 + h^2 - 2 \cdot d_1 \cdot h \cdot \cos \alpha}} \quad (2.73)$$

- **Determinação das Equações Dinâmicas do Acionador**

Pela estrutura do ombro e do cotovelo, ilustradas nas figuras [2.3] e [2.4], a tensão $u(t)$ fornecida pelo PWM produz

uma corrente $i(t)$ na armadura do motor, e esta produz o torque τ_M gerado pelo motor, e que por sua vez produz uma força F na castanha do fuso, provocando desta forma o deslocamento do ombro, quando é acionado o motor acoplado a estrutura do ombro, ou o deslocamento do cotovelo, quando é acionado o motor acoplado a estrutura do cotovelo. Conseqüentemente, o torque gerado pelo motor produz uma força F sobre a castanha do fuso e esta produz o torque sobre as juntas.

$$\begin{aligned} J_{\text{rotor}} \ddot{\theta}_{M_{OMB}} + B \dot{\theta}_{M_{OMB}} - \frac{\tau_{OMB}}{f(\bullet)} &= \tau_{M_{OMB}}(t) \\ J_{\text{rotor}} \ddot{\theta}_{M_{COT}} + B \dot{\theta}_{M_{COT}} - \frac{\tau_{COT}}{f(\bullet)} &= \tau_{M_{COT}}(t) \end{aligned} \quad (2.74)$$

Substituindo as equações (2.57) e (2.58) em (2.74) com $\theta_M = f(\bullet) \theta_{JUNTA}$ obtém-se:

$$\begin{aligned} J_{\text{rotor}} \ddot{\theta}_{OMB} + \left(B + \frac{K_B K_T}{R} \right) \dot{\theta}_{OMB} - \frac{\tau_{OMB}}{f^2(\bullet)} &= \frac{K_T}{R f(\bullet)} u_{OMB}(t) \\ J_{\text{rotor}} \ddot{\theta}_{COT} + \left(B + \frac{K_B K_T}{R} \right) \dot{\theta}_{COT} - \frac{\tau_{COT}}{f^2(\bullet)} &= \frac{K_T}{R f(\bullet)} u_{COT}(t) \end{aligned} \quad (2.75)$$

$$f_A \triangleq B + \frac{K_B K_T}{R}$$

• Determinação das Equações Dinâmicas das Juntas.

Transformando os deslocamentos das juntas do braço das coordenadas generalizadas das juntas do item 2.6.3, para coordenadas absolutas das juntas ou coordenadas das juntas, pela figura [2.15], obtém-se as seguintes relações:

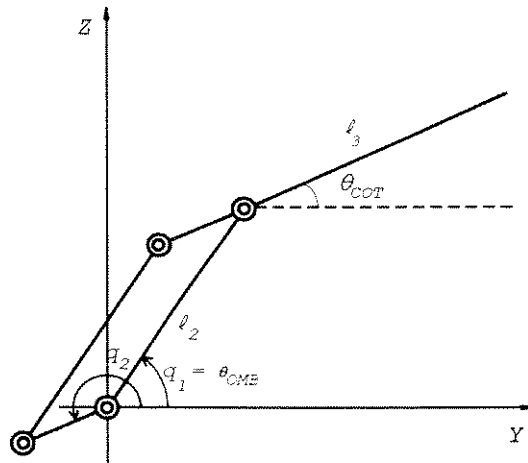


FIG. 2.15 RELAÇÃO ANGULAR DO OMBRO E COTOVELO

$$\begin{aligned} q_1 &= \theta_{OMB} \\ q_2 &= \theta_{COT} + 180 \end{aligned} \quad (2.76)$$

A equação (2.55) pode ser reescrita como a seguir:

$$\begin{aligned} Q_{11} \ddot{\theta}_{OMB} + Q_{12} \ddot{\theta}_{COT} + q_{122} \dot{\theta}_{COT}^2 + G_{OMB} &= T_{OMB} \\ Q_{21} \ddot{\theta}_{OMB} + Q_{22} \ddot{\theta}_{COT} + q_{211} \dot{\theta}_{OMB}^2 + G_{COT} &= T_{COT} \end{aligned} \quad (2.77)$$

onde:

$$Q_{11} = m_1 L_{C1}^2 + m_3 L_{C3}^2 + m_4 L_1^2 + I_1 + I_3$$

$$Q_{12} = Q_{21} = -(m_3 L_2 L_{C3} - m_4 L_1 L_{C4}) \cos(\theta_{COT} - \theta_{OMB})$$

$$Q_{22} = m_2 L_{C2}^2 + m_3 L_2^2 + m_4 L_{C4}^2 + I_2 + I_4$$

$$q_{122} = -(m_3 L_2 L_{C3} - m_4 L_1 L_{C4}) \sin(\theta_{COT} - \theta_{OMB}) \quad (2.78)$$

$$q_{211} = (m_3 L_2 L_{C3} - m_4 L_1 L_{C4}) \sin(\theta_{COT} - \theta_{OMB})$$

$$G_1 = \cos \theta_{OMB} (m_1 L_{C1} + m_3 L_{C3} + m_4 L_{C4}) g$$

$$G_2 = -\cos \theta_{COT} (m_2 L_{C2} + m_3 L_{C2} - m_4 L_{C4}) g$$

Os valores calculados para I_1 , I_2 , I_3 e I_4 em $N.m.s^2$ através do teorema do eixo paralelo [57] são:

$$\begin{aligned} I_1 &= 3,8458 \times 10^{-3} \\ I_3 &= 4,65 \times 10^{-3} \\ I_2 &= 3,19166665 \times 10^{-4} \\ I_4 &= 0,141212 \end{aligned} \quad (2.79)$$

• Determinação Completa das Equações Dinâmicas.

Substituindo a equação (2.77) em (2.75) obtém-se:

$$\begin{aligned} (J_{rotor} + \frac{Q_{11}}{f^2(\bullet)}) \ddot{\theta}_{OMB} + f_A \dot{\theta}_{OMB} + \frac{Q_{12}}{f^2(\bullet)} \ddot{\theta}_{COT} + \frac{q_{122}}{f^2(\bullet)} \dot{\theta}_{COT}^2 + \frac{G_{OMB}}{f^2(\bullet)} = \frac{K_T}{Rf(\bullet)} u_{OMB}(t) \\ \frac{Q_{21}}{f^2(\bullet)} \ddot{\theta}_{OMB} + (J_{rotor} + \frac{Q_{11}}{f^2(\bullet)}) \ddot{\theta}_{COT} + f_A \dot{\theta}_{COT} + \frac{q_{112}}{f^2(\bullet)} \dot{\theta}_{OMB}^2 + \frac{G_{COT}}{f^2(\bullet)} = \frac{K_T}{Rf(\bullet)} u_{COT}(t) \end{aligned}$$

ou

$$\begin{aligned}
 J_{OMB} \ddot{\theta}_{OMB} + f_A \dot{\theta}_{OMB} + F_{12} \ddot{\theta}_{COT} + \frac{q_{112}}{f^2(\bullet)} \dot{\theta}_{COT}^2 + \frac{G_{OMB}}{f^2(\bullet)} &= \frac{K_T}{Rf(\bullet)} u_{OMB}(t) \\
 F_{21} \ddot{\theta}_{OMB} + J_{COT} \ddot{\theta}_{COT} + f_A \dot{\theta}_{COT} + \frac{q_{111}}{f^2(\bullet)} \dot{\theta}_{OMB}^2 + \frac{G_{COT}}{f^2(\bullet)} &= \frac{K_T}{Rf(\bullet)} u_{COT}(t)
 \end{aligned}
 \tag{2.80}$$

onde:

$$\begin{aligned}
 J_{OMB} &= J_{rotor} + \frac{Q_{11}}{f^2(\bullet)} \\
 J_{COT} &= J_{rotor} + \frac{Q_{22}}{f^2(\bullet)} \\
 F_{12} &= F_{21} \triangleq \frac{Q_{12}}{f^2(\bullet)}
 \end{aligned}
 \tag{2.81}$$

Os valores de J e f da equação das juntas do braço são obtidos a seguir (o conjunto motor-fuso-castanhas são exatamente iguais para os dois link):

- cálculo do momento de inércia do fuso;

$$\begin{aligned}
 J_{fuso} &= 0,5MR^2 \\
 J_{fuso} &= 0,5\rho\pi LR^4 \\
 J_{fuso} &= 0,000013238 \text{ N.m.s}^2
 \end{aligned}
 \tag{2.82}$$

onde:

$$\rho \text{ (massa específica)} = 79013,88 \text{ Kg.m}^{-3}$$

$$R \text{ (raio do fuso)} = 0,008 \text{ m}$$

$$L \text{ (comprimento do fuso)} = .260 \text{ m}$$

- Como pode ser visualizado pela figura [2.3], o eixo do motor está solidário com o fuso. Conseqüentemente, o valor do momento de inércia total do rotor será,

$$J_{\text{rotor}} = J_{\text{rotor}} (\text{da tabela 2.1}) + J_{\text{fuso}} \quad (2.83)$$

$$J_{\text{rotor}} = 5,0478 \times 10^{-5} \text{ N.m.s}^2$$

- cálculo do coeficiente de amortecimento f_A ;

$$f_A = \frac{K_B K_T}{R} \quad (2.84)$$

$$f_A = 7.26875806 \times 10^{-3} \text{ N.m.s}$$

- cálculo da constante de torque K_t em N.m.V^{-1} ;

$$K_t = \frac{K_T}{R} \quad (2.85)$$

$$K_t = 0,385213 \text{ N.m.V}^{-1}$$

A figura [2.16] ilustra o diagrama de bloco da estrutura das juntas adjacentes do ombro e cotovelo do modelo dinâmico das equações (2.80) com realimentação de velocidade.

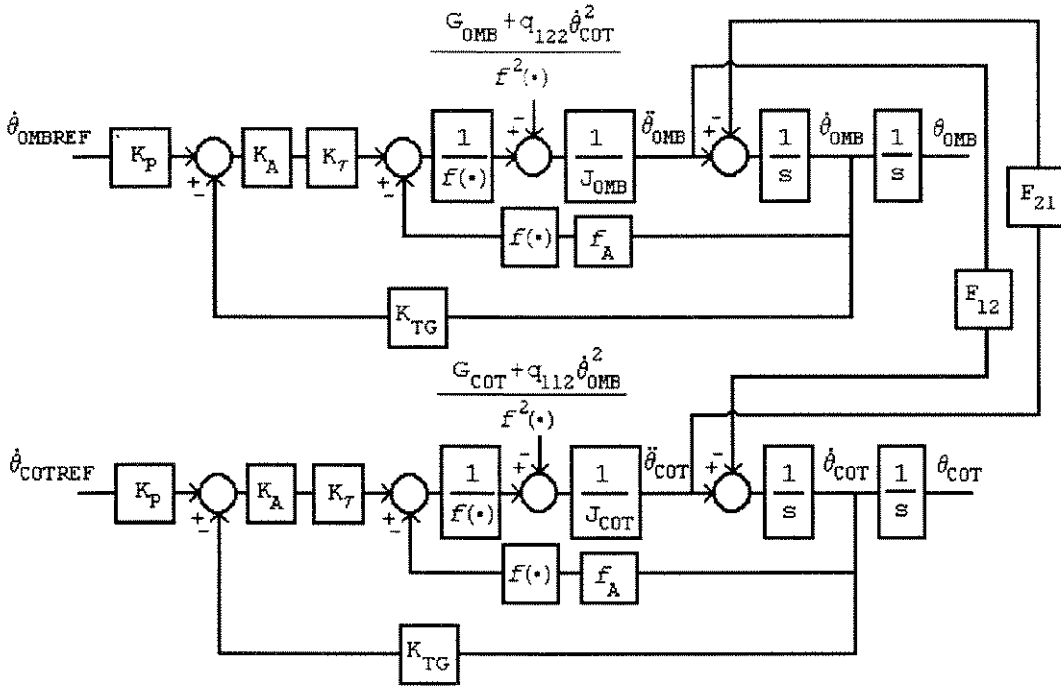


FIG. 2.16 DINÂMICA DAS JUNTAS ADJACENTES DO OMBRO E COTOVELO

2.8 EXPERIMENTO REALIZADO.

A estrutura do sistema de controle do robô pode ser visto como uma estrutura hierárquica, como veremos no capítulo 3, onde a realização de cada tarefa é comandada pelo *controlador de operação* que por sua vez é comandado pelo *controlador sequencial*. Em outras palavras, toda vez que as juntas do robô se deslocam no espaço, o robô está executando uma tarefa e conseqüentemente, obedecendo ordem de um comando superior. A autonomia no nível de controle de juntas está somente na realização do servomecanismo.

Sob o ponto de vista acima citado, foi idealizada uma tarefa onde o robô se desloca de um ponto A a um ponto B em trajetória de ponto-a-ponto, para verificar o comportamento individual de cada junta como a finalidade de calibrar o servo de velocidade. O controle de trajetória será visto nos

capítulos seguintes.

Definição da tarefa.

- ponto A em coordenadas universal.
 $x = 0 \text{ mm}$
 $y = 600 \text{ mm}$
 $z = 400 \text{ mm}$
- ponto B em coordenadas universal.
 $x = 254 \text{ mm}$
 $y = 718,7 \text{ mm}$
 $z = 640,7 \text{ mm}$
- os deslocamentos das juntas para a realização desta tarefa foram

$$d_{base} = 0 \text{ a } 254 \text{ mm}$$

$$\theta_{OMB} = 90^\circ \text{ a } 61^\circ$$

$$\theta_{COT} = 0^\circ \text{ a } 29^\circ$$

As figuras [2.17] a [2.19] ilustram os resultados experimentais obtidos no processo de calibração do servo de velocidade, onde nota-se que as juntas se estabilizam em aproximadamente 1 s.

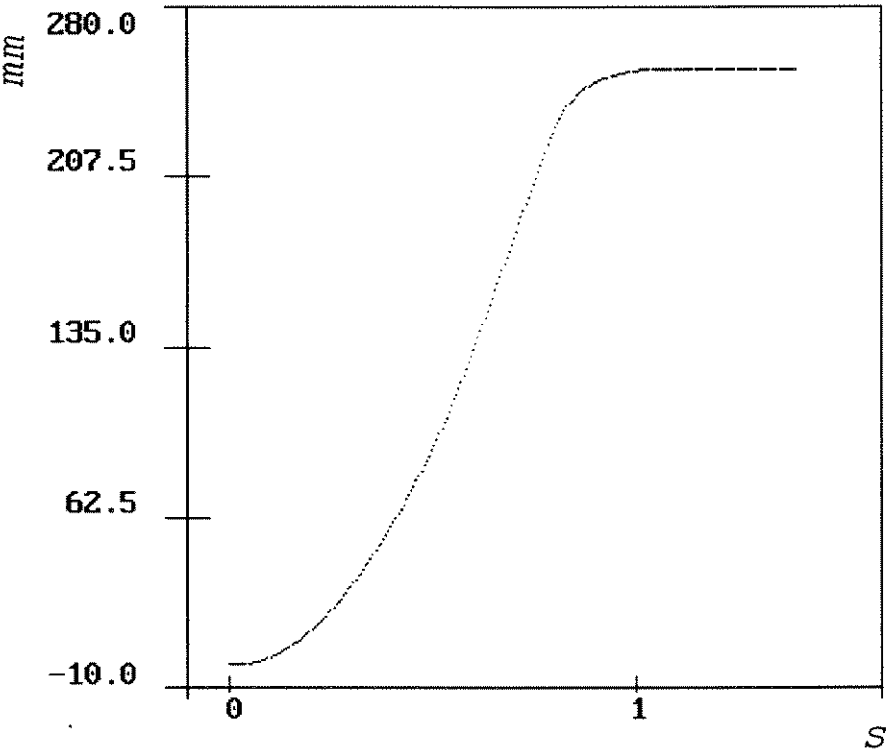


FIG. 2.17 DESLOCAMENTO DA BASE DESLIZANTE

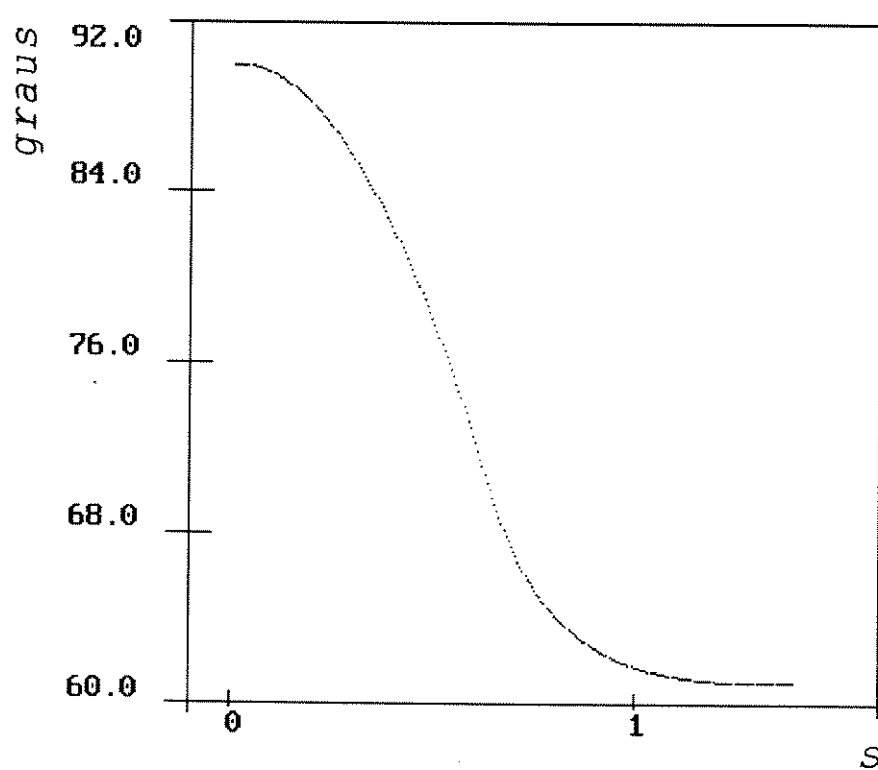


FIG. 2.18 DESLOCAMENTO DO OMBRO

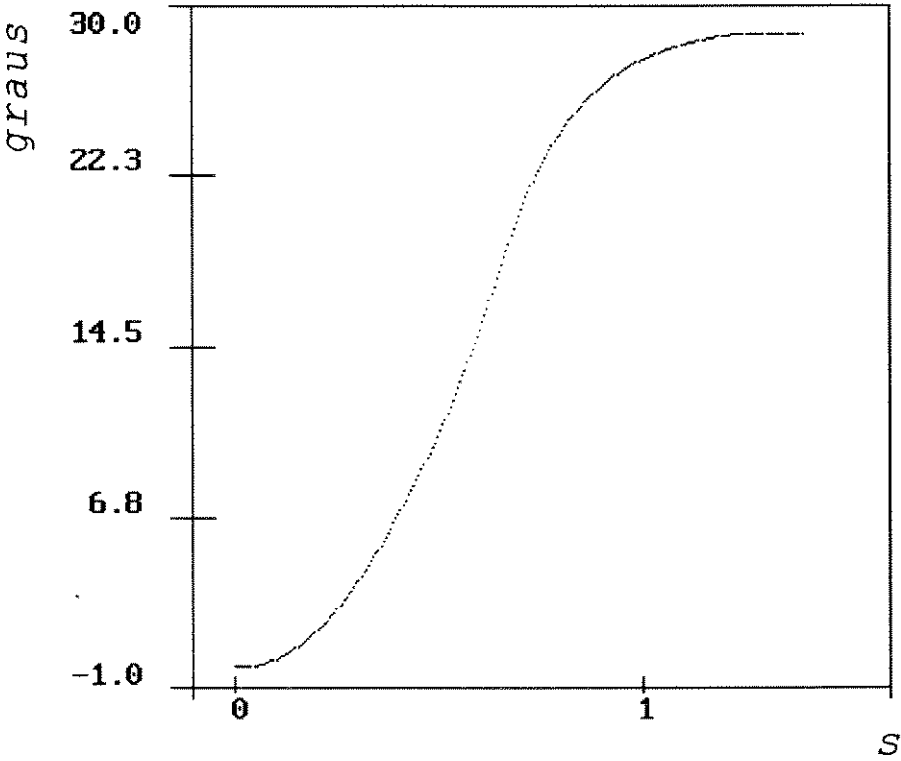


FIG. 2.19 DESLOCAMENTO DO COTOVELO

CAPÍTULO 3

CONTROLE DE TRAJETÓRIA

3.1 INTRODUÇÃO.

O sistema de controle automático do robô pode ser visualizado como um sistema hierárquico de controle, composto em quatro níveis, conforme ilustrado na figura [3.1], onde o *controle seqüencial* é o nível mais alto e o *controle de juntas* é o mais baixo.

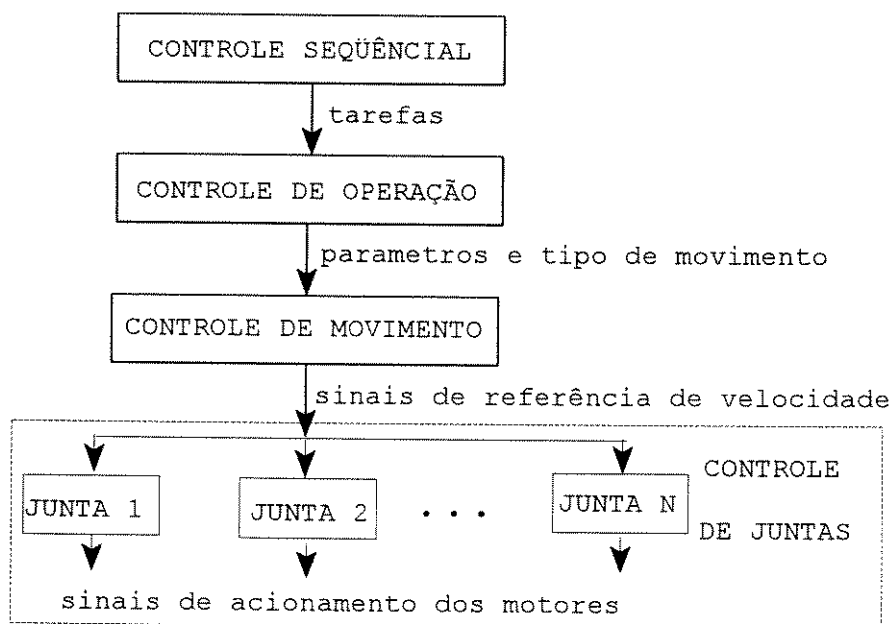


FIG 3.1 ESTRUTURA HIERÁRQUICA DE CONTROLE DOS ROBÔS

A função de cada nível de controle é descrita a seguir:

1. O *controle seqüencial* determina qual a tarefa à ser executada.
2. O *controle de operação* determina os parâmetros e o tipo de movimentos necessário para a realização da tarefa.

3. O *controle de movimento* da ponta do braço ou controle de trajetória é responsável pela coordenação dos movimentos das juntas e gera os sinais de referência de velocidade para cada junta.
4. O *controle de juntas* é responsável pela realização do servomecanismo e gera os sinais de acionamento para os motores.

Neste capítulo será desenvolvida uma estratégia de controle de trajetória contínua e espacial no espaço tridimensional baseada na técnica do ATGS (*Autonomous Trajectory Generating Servomechanism*). Esta técnica foi desenvolvida por HASEGAWA [21] com o objetivo de dar autonomia nas gerações de trajetórias contínuas e planares.

Nos métodos convencionais de controle de trajetória, a técnica utilizada é a interpolação de pontos, semelhante às encontradas nos métodos de controle de máquinas operatrizes a CNC (comando numérico por computador), enquanto que o ATGS é caracterizado por dois níveis hierárquicos: *controle de movimento* e *controle de juntas*. Inicialmente o nível de *controle de movimento* gera dados de referência de velocidade para cada junta, baseado em métodos analíticos através da equação matemática da trajetória desejada. Em seguida esses dados são enviados ao nível de *controle de juntas* e finalmente transmitidos seqüencialmente ao acionadores dos motores a cada amostragem.

Os servomecanismos que possuem a função de gerar automaticamente as referências são considerados como de organizações autônomas. Entretanto, neste tipo de servomecanismo somente o nível de *controle de juntas* possui autonomia. No ATGS, tanto o nível de *controle de juntas* quanto o nível de *controle de movimento* possuem autonomia, isto é, o dado de posição da ponta do braço retorna ao nível de *controle de movimento* (vide figura [3.2]) no qual, equações diferenciais descrevem a trajetória. Neste método, o sistema de malha fechada é organizado de tal forma que o nível de *controle de*

movimento pode gerar a trajetória pela resolução das equações diferenciais.

Por essa dupla autonomia o ATGS gera uma trajetória precisa e robusta opondo-se as perturbações e variações de parâmetros do sistema.

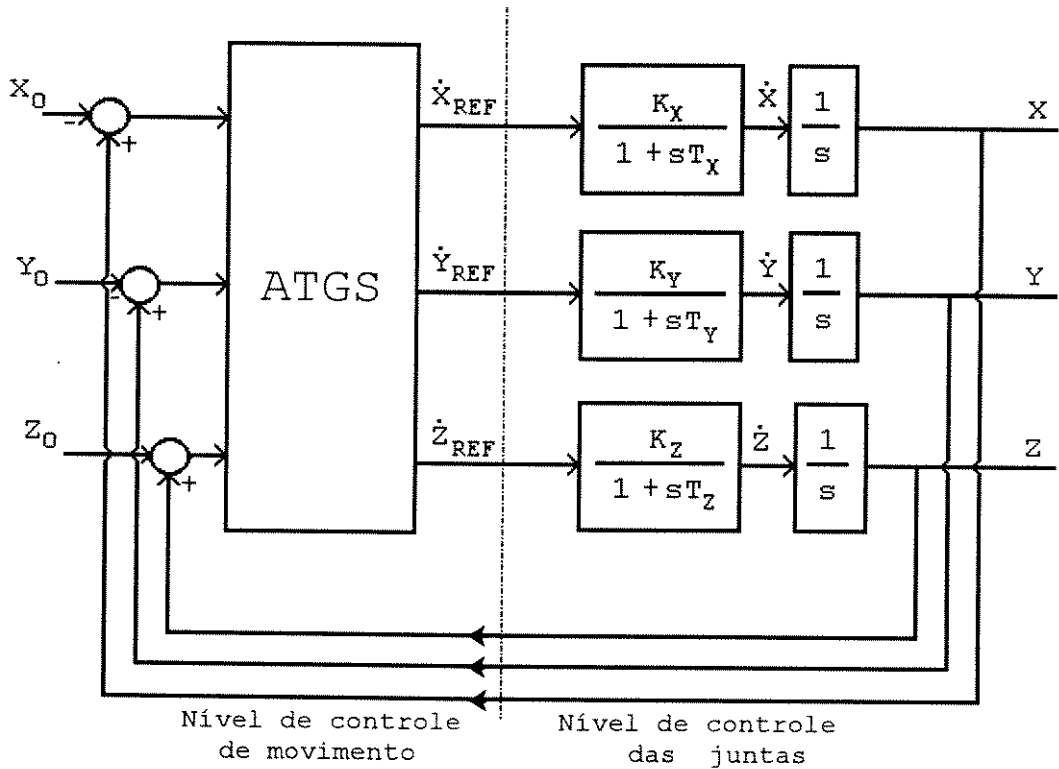


FIG.3.2 ESTRUTURA DO CONTROLE DE TRAJETÓRIA PARA ROBÔ CARTESIANO

3.2 PRINCÍPIO DO ATGS [21, 63, e 72].

A trajetória em um plano cartesiano do espaço de trabalho x_s, y_s (vide figura [3.3]) é descrita pelas equações:

$$f(X_s, Y_s) = 0 \quad (3.1)$$

$$Z_s = 0$$

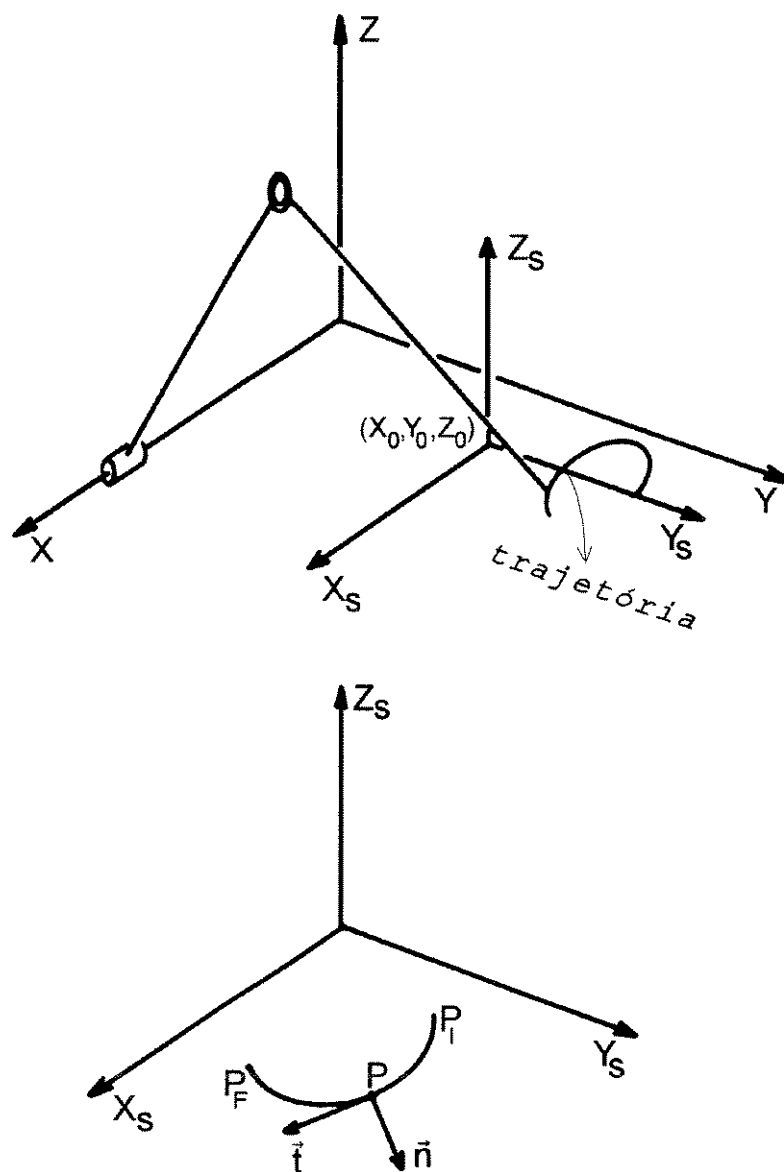


FIG. 3.3 PRINCÍPIO DA GERAÇÃO DE TRAJETÓRIA

onde: XYZ são as coordenadas do espaço universal ou coordenadas universal e $X_s Y_s Z_s$ são as coordenadas do espaço de trabalho ou coordenadas de trabalho.

Quando deseja-se descrever um círculo centrado na origem do espaço de trabalho, escreve-se a função do círculo, $X_s^2 + Y_s^2 - R^2 = 0$, onde R é o raio.

O vetor normal $\vec{n}$ no ponto P sobre a trajetória definida pelas equações (3.1) no plano $X_s Y_s$ é dado por.

$$\vec{n} = \frac{\nabla f}{|\nabla f|} = \frac{[fX_s, fY_s]^T}{|\nabla f|} \quad (3.2)$$

$$\text{onde: } |\nabla f| = \sqrt{fX_s^2 + fY_s^2}, \quad fX_s = \frac{\partial f}{\partial X_s} \quad \text{e} \quad fY_s = \frac{\partial f}{\partial Y_s}$$

Pela rotação do vetor $\vec{n}$ pode-se obter a tangente $\vec{t}$ sobre o mesmo ponto P .

$$\vec{t} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -1 & 0 \end{bmatrix} \vec{n} = \frac{(fY_s, -fX_s)^T}{|\nabla f|} \quad (3.3)$$

Por conseguinte, a direção do vetor tangente $\vec{t}$ é a direção do vetor velocidade tangencial $\vec{v}$ e o escalar v é a velocidade de referência, logo, a equação do movimento será,

$$\vec{v} = \begin{bmatrix} \dot{X}_s \\ \dot{Y}_s \\ \dot{Z}_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{vfY_s}{|\nabla f|} \\ -\frac{vfX_s}{|\nabla f|} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.4)$$

onde: $\dot{X}_s = \frac{dX_s}{dt}$, $\dot{Y}_s = \frac{dY_s}{dt}$ e $\dot{Z}_s = \frac{dZ_s}{dt}$. Resolvendo estas equações diferenciais a trajetória será obtida.

A velocidade tangencial da equação (3.4) não é satisfatória como lei de controle, pois, necessita de uma estratégia para recuperar a trajetória quando esta é desviada do caminho especificado. Este desvio é causado principalmente pela variação dos parâmetros do servomecanismo, perturbações

ou erro da posição inicial. Para recuperação da trajetória, introduziu-se o método de otimização *steepest descent*.

Tendo-se como premissa, que o resultado da minimização do erro no rastreamento da trajetória esteja em valor absoluto, define-se uma função objetivo quadrática, como índice de desempenho, que determina o erro de rastreamento da seguinte forma,

$$J = \frac{1}{2} \left[f^2(X_S, Y_S) + Z_S^2 \right] \quad (3.5)$$

O gradiente de J é obtido por.

$$\nabla J = \begin{bmatrix} -\frac{\partial J}{\partial X_S} \\ -\frac{\partial J}{\partial Y_S} \\ -\frac{\partial J}{\partial Z_S} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -ffX_S \\ -ffY_S \\ -Z_S \end{bmatrix} \quad (3.6)$$

Usando o gradiente da equação (3.6) define-se o vetor velocidade de recuperação da trajetória.

$$V_r = \begin{bmatrix} -\frac{K_{REC} ffX_S}{|\nabla f|^2} \\ -\frac{K_{REC} ffY_S}{|\nabla f|^2} \\ -K_{REC} Z_S \end{bmatrix} \quad \text{para } K_{REC} > 0 \quad (3.7)$$

onde: K_{REC} é o ganho de recuperação cujo valor afere a precisão da trajetória e $\frac{1}{|\nabla f|^2}$ normaliza o vetor velocidade de recuperação da trajetória.

Adicionando à equação (3.4) a função recuperação da

equação (3.7), obtém-se a lei de controle que determina as coordenadas do vetor velocidade da ponta do braço no espaço de trabalho.

$$\begin{bmatrix} \dot{X}_S \\ \dot{Y}_S \\ \dot{Z}_S \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{v f Y_S}{|\nabla f|} \\ \frac{-v f X_S}{|\nabla f|} \\ 0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \frac{K_{REC} f f X_S}{|\nabla f|^2} \\ \frac{K_{REC} f f Y_S}{|\nabla f|^2} \\ -K_{REC} Z_S \end{bmatrix} \quad (3.8)$$

logo,

$$\begin{aligned} \dot{X}_S &= \frac{v f Y_S}{|\nabla f|} - \frac{K_{REC} f f X_S}{|\nabla f|^2} \\ \dot{Y}_S &= \frac{-v f X_S}{|\nabla f|} - \frac{K_{REC} f f Y_S}{|\nabla f|^2} \\ \dot{Z}_S &= -K_{REC} Z_S \end{aligned} \quad (3.9)$$

Aplicando o ATGS num robô com coordenadas de movimento cartesiano XYZ, com a trajetória planar localizada numa posição aleatória (vide figura (3.4)), as coordenadas (X_S, Y_S, Z_S) desta trajetória podem ser obtidas sobre o plano $X_S Y_S$, supondo-se que as coordenadas da origem de (X_S, Y_S, Z_S) estão localizadas em (X_0, Y_0, Z_0) das coordenadas XYZ. Então, a relação entre (X_S, Y_S, Z_S) e (X, Y, Z) é dada pela matriz de transformação homogênea, equação (3.10), onde L é a matriz de transformação rotacional e tem como característica $L^T = L^{-1}$.

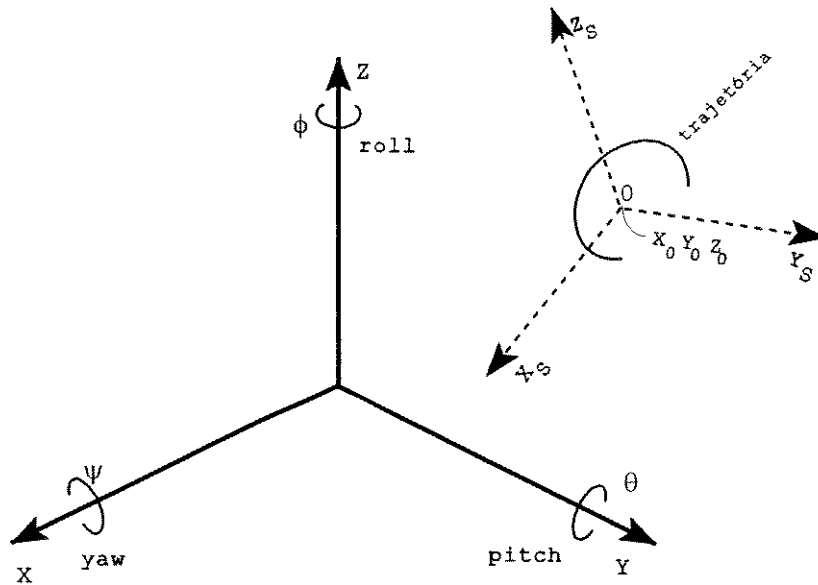


FIG. 3.4 TRAJETÓRIA GERADA PELO ATGS

$$\begin{bmatrix} X \\ Y \\ Z \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} & & & X_0 \\ & L & & Y_0 \\ & & & Z_0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_s \\ Y_s \\ Z_s \\ 1 \end{bmatrix} \quad (3.10)$$

Pela figura [3.4] pode-se escrever a matriz L como.

$$L = \begin{bmatrix} \cos \phi \cos \theta & \cos \phi \sin \theta \sin \psi - \sin \phi \cos \psi & \cos \phi \sin \theta \cos \psi + \sin \phi \sin \psi \\ \sin \phi \cos \theta & \sin \phi \sin \theta \sin \psi + \cos \phi \cos \psi & \sin \phi \sin \theta \cos \psi - \cos \phi \sin \psi \\ -\sin \theta & \cos \theta \sin \psi & \cos \theta \cos \psi \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

Conseqüentemente, aplicando o ATGS para robôs do tipo coordenadas cartesianas, o sistema de controle é organizado como mostra a figura [3.5]. A figura [3.6] ilustra a organização do sistema de controle para robô tipo articulado. O lado direito dos diagramas de blocos, o servomecanismo, corresponde o nível de *controle das juntas* e o lado esquerdo, o nível de *controle de movimento*.

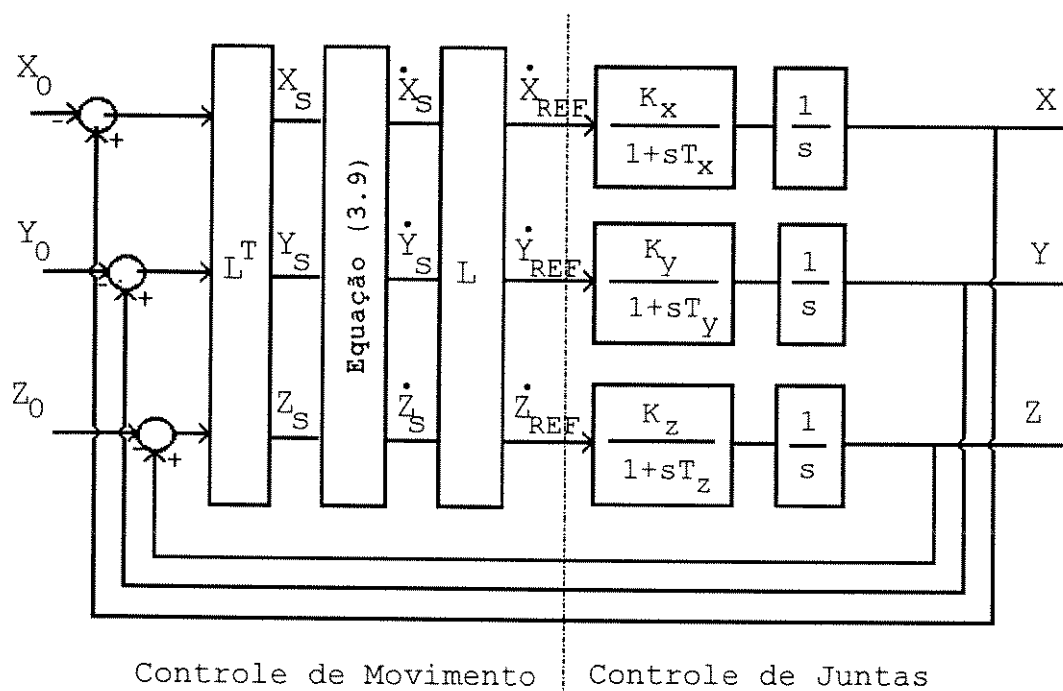


FIG. 3.5 ESTRUTURA DE CONTROLE - ROBÔ TIPO CARTESIANO

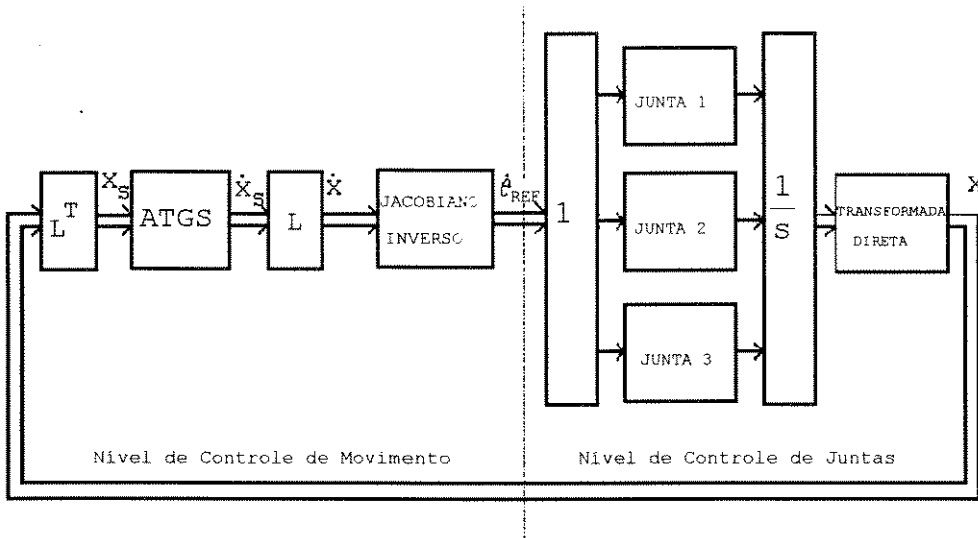


FIG. 3.6 ESTRUTURA DO CONTROLE - ROBÔ ARTICULADO

3.3 EXEMPLOS DE TRAJETÓRIAS PLANARES COM APLICAÇÃO DO ATGS.

A tabela [3.1] fornece alguns exemplos de trajetórias planares com a aplicação do ATGS.

	FUNÇÃO	EQUAÇÃO DIFERENCIAL
RETA	$f = Y_s - aX_s - b$ $Vf = (-a, 1)^T$	$\begin{bmatrix} \dot{X}_s \\ \dot{Y}_s \end{bmatrix} = -\frac{1}{1+a^2} \begin{bmatrix} K_{REC} (Y_s - aX_s - b) & -\sqrt{1+a^2}v \\ \sqrt{1+a^2}v & K_{REC} (Y_s - aX_s - b) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -a \\ 1 \end{bmatrix}$ $\dot{Z}_s = -K_{REC} Z_s$
CÍRCULO	$f = \sqrt{X_s^2 + Y_s^2} - R$ $Vf = \left(\frac{X_s}{\sqrt{X_s^2 + Y_s^2}}, \frac{Y_s}{\sqrt{X_s^2 + Y_s^2}} \right)^T$	$\begin{bmatrix} \dot{X}_s \\ \dot{Y}_s \end{bmatrix} = -\frac{1}{\sqrt{X_s^2 + Y_s^2}} \begin{bmatrix} K_{REC} (\sqrt{X_s^2 + Y_s^2} - R) & -v \\ v & K_{REC} (\sqrt{X_s^2 + Y_s^2} - R) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_s \\ Y_s \end{bmatrix}$ $\dot{Z}_s = -K_{REC} Z_s$
PARÁBOLA	$f = Y_s - aX_s^2 - c$ $Vf = (-2aX_s, 1)^T$	$\begin{bmatrix} \dot{X}_s \\ \dot{Y}_s \end{bmatrix} = -\frac{1}{1+4a^2X_s^2} \begin{bmatrix} K_{REC} (Y_s - aX_s^2 - c) & -v\sqrt{1+4a^2X_s^2} \\ -v\sqrt{1+4a^2X_s^2} & K_{REC} (Y_s - aX_s^2 - c) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -2aX_s \\ 1 \end{bmatrix}$ $\dot{Z}_s = -K_{REC} Z_s$

TABELA 3.1 EQUAÇÕES DIFERENCIAIS PARA TRAJETÓRIAS PLANARES

3.4 PROCEDIMENTO PARA O ATGS.

A técnica do ATGS pode ser compreendida no seguinte procedimento:

1. Prepara-se a equação diferencial da trajetória, conforme o modelo da tabela [3.1].
2. Obtém-se os dados de (X, Y, Z) , isto é, a posição atual da ponta do braço em coordenadas universal.
3. Subtrai-se (X_0, Y_0, Z_0) de (X, Y, Z) obtendo-se as diferenças $(X - X_0, Y - Y_0, Z - Z_0)$ que são transformados por L^T para obter os valores de (X_s, Y_s, Z_s) .
4. Coloca-se os valores de $[X_s, Y_s, Z_s]^T$ na equação (3.9), obtendo-se as componentes da velocidade $(\dot{X}_s, \dot{Y}_s, \dot{Z}_s)$.
5. $(\dot{X}_s, \dot{Y}_s, \dot{Z}_s)$ é transformada por L para $(\dot{X}, \dot{Y}, \dot{Z})$.
6. $(\dot{X}, \dot{Y}, \dot{Z})$ é transformada pela inversa da matriz jacobiana para determinar a velocidade de referência de cada junta.
7. O servomecanismo opera seguindo as referências de velocidade, e realiza os deslocamentos angulares das juntas. Esses deslocamentos são transformado através da transformada cinemática direta para (X, Y, Z) . O processo é retornado e repetido a cada amostragem.

3.5 ANÁLISE DE ESTABILIDADE PARA TRAJETÓRIAS PLANARES.

Como a trajetória é planar, um dos eixos das coordenadas de trabalho é independente; por exemplo, pode-se restringir o movimento somente sobre o plano $X_s Y_s$, ou seja,

$$\begin{aligned} f(X_s, Y_s) &= 0 \\ Z_s &= 0 \end{aligned} \quad (3.12)$$

Definindo-se o erro da trajetória como uma função objetivo quadrática tem-se:

$$J = \frac{1}{2} \left[f^2(X_s, Y_s) + Z_s^2 \right] \quad (3.13)$$

Para trajetória planares em (X_s, Y_s) o erro da trajetória pode ser redefinido como,

$$\nabla \triangleq \frac{f^2(X_s, Y_s)}{2} \quad (3.14)$$

onde $\nabla > 0$, se a trajetória tiver algum desvio, caso contrário $\nabla = 0$.

Minimizando ∇ em relação ao tempo, obtém-se:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \nabla}{\partial t} &= \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{f^2}{2} \right) \\ &= f \cdot fX_s \cdot \dot{X}_s + f \cdot fY_s \cdot \dot{Y}_s \end{aligned} \quad (3.15)$$

onde:

$$fX_s \triangleq \frac{\partial f}{\partial X_s} \quad \text{e} \quad fY_s \triangleq \frac{\partial f}{\partial Y_s}$$

Substituindo a equação (3.9), aqui repetida,

$$\begin{aligned} \dot{X}_s &= \frac{vfY_s}{|\nabla f|} - \frac{K_{REC} f fX_s}{|\nabla f|^2} \\ \dot{Y}_s &= \frac{-vfX_s}{|\nabla f|} - \frac{K_{REC} f fY_s}{|\nabla f|^2} \\ \dot{Z}_s &= -KZ_s \end{aligned}$$

em (3.15) tem-se:

$$\frac{\partial \nabla}{\partial t} = f \cdot fX_s \left(\frac{vfY_s}{|\nabla f|} - \frac{K_{REC} f \cdot fX_s}{|\nabla f|^2} \right) + f \cdot fY_s \left(\frac{-vfX_s}{|\nabla f|} - \frac{K_{REC} f fY_s}{|\nabla f|^2} \right)$$

$$\frac{\partial \nabla}{\partial t} = \frac{-K_{REC}}{|\nabla f|^2} \left[(f \cdot fX_S)^2 + (f \cdot fY_S^2) \right]$$

$$\frac{\partial \nabla}{\partial t} = -K_{REC} \left[\frac{(f \cdot fX_S)^2}{|\nabla f|^2} + \frac{(f \cdot fY_S)^2}{|\nabla f|^2} \right] \quad (3.16)$$

Como o ganho de recuperação K_{REC} é sempre maior que zero e:

1. $\nabla = \frac{f^2(X_S, Y_S)}{2}$ é definida positiva;
2. ∇ tem as derivadas $\frac{\partial \nabla}{\partial t}$ contínuas;
3. $\frac{\partial \nabla}{\partial t} < 0$ para $K_{REC} > 0$ é definida negativa.

podemos afirmar que o algoritmo do ATGS, segundo o critério de estabilidade de Lyapunov, é fundamentalmente estável. Entretanto, como a dinâmica do servomecanismo é utilizada no ATGS deve-se considerar o seu efeito na análise da estabilidade e na precisão da trajetória. Com esta finalidade foi realizada a simulação dinâmica (capítulo 4) cujos resultados foram aplicados na prática (capítulo 5), para corroborar a eficiência do algoritmo.

3.6 ATGS PARA TRAJETÓRIAS ESPACIAIS NO ESPAÇO TRIDIMENSIONAL.

Neste caso, a extremidade do robô rastreia uma curva espacial no espaço $X_S Y_S Z_S$ representada por [75]:

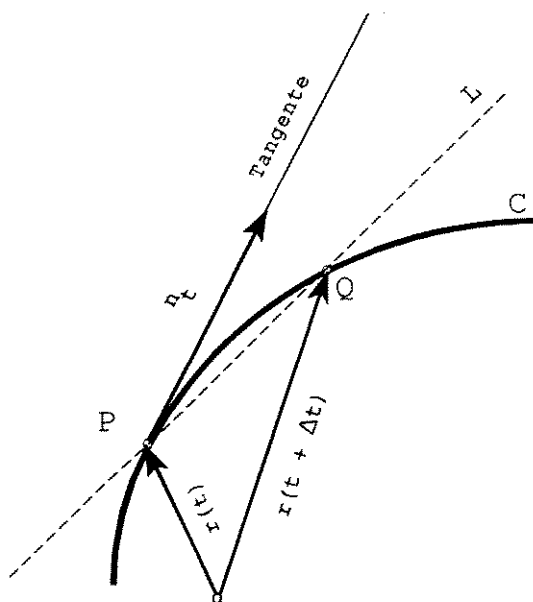
$$Y_S = f_1(X_S) \quad (3.17)$$

$$Z_S = f_2(X_S)$$

e

$$\begin{aligned} f_1(X_S, Y_S, Z_S) &= 0 \\ f_2(X_S, Y_S, Z_S) &= 0 \end{aligned} \quad (3.18)$$

Em (3.18) cada equação representa uma superfície; a curva espacial é definida pela interseção dessas duas superfícies [27].



3.7 TANGENTE A UMA CURVA

A tangente a uma curva C em um ponto P de C , é definida como a posição-limite da reta L que passa por P e por outro ponto Q de C , quando Q se aproxima de P ao longo da curva (vide figura [3.7]).

Suponhamos que C seja representada por uma função vetorial $r(t)$ continuamente diferenciável, onde t é um parâmetro qualquer, imaginemos que P e Q corresponda a t e $t + \Delta t$, respectivamente. Então L possui a direção do vetor

$$\frac{r(t + \Delta t) - r(t)}{\Delta t}$$

Assim, se o vetor,

$$\vec{n} = \dot{\vec{r}} = \lim_{\Delta t \rightarrow 0} \frac{\vec{r}(t + \Delta t) - \vec{r}(t)}{\Delta t} \quad (3.19)$$

não é nulo, ele possui a direção da tangente a C em P . Ele está voltado para o sentido dos valores crescente de t , e seu sentido, portanto, depende da orientação da curva; $\vec{n}$ é chamado de vetor tangente a C em P , e o vetor unitário correspondente,

$$\vec{n}_t = \frac{\vec{n}}{|\vec{n}|} \quad (3.20)$$

é chamado de vetor tangente unitário a C no ponto P .

Se uma superfície S pode ser representada pela forma

$$f(x, y, z) = 0 \quad (3.21)$$

onde x, y, z são coordenadas cartesianas no espaço, o gradiente de f é normal a S desde que $\nabla f \neq 0$. Então, para que S possua uma única normal em cada ponto, cuja direção dependa de maneira contínua dos pontos de S , deve-se exigir que f admita derivadas parciais de primeira ordem contínuas e que em cada ponto, ao menos uma delas não seja nula. Então o vetor,

$$\vec{n} = \frac{\nabla f}{|\nabla f|} \quad (3.22)$$

é um vetor unitário normal a S .

Sejam $f_1(X_s, Y_s, Z_s) = 0$ e $f_2(X_s, Y_s, Z_s) = 0$ duas superfícies e C uma curva espacial gerada pela interseção dessas duas superfícies, conforme ilustrado na figura [3.8]; se ambas as funções possuem derivadas de primeira ordem contínuas, então C possui em cada um de seus pontos uma tangente; um vetor

tangente a C será:

$$\vec{n}_t = \frac{\nabla f_1 \times \nabla f_2}{|\nabla f_1 \times \nabla f_2|} \quad (3.23)$$

onde $\vec{n} = \nabla f_1 \times \nabla f_2$

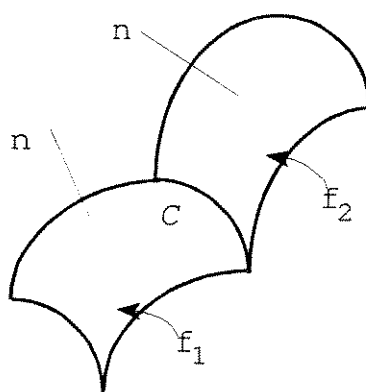


FIG. 3.8 REPRESENTAÇÃO DE UMA CURVA ESPACIAL

Definindo:

$$f_{ij}(X_1, X_2, X_3) \triangleq \frac{\partial f_i}{\partial X_j}$$

$$\nabla f_1 = \frac{\partial f_1}{\partial X_1} \vec{i} + \frac{\partial f_1}{\partial X_2} \vec{j} + \frac{\partial f_1}{\partial X_3} \vec{k} \quad (3.24)$$

$$\nabla f_2 = \frac{\partial f_2}{\partial X_1} \vec{i} + \frac{\partial f_2}{\partial X_2} \vec{j} + \frac{\partial f_2}{\partial X_3} \vec{k}$$

$$\nabla f_1 \times \nabla f_2 = \begin{bmatrix} \vec{i} & \vec{j} & \vec{k} \\ \frac{\partial f_1}{\partial X_1} & \frac{\partial f_1}{\partial X_2} & \frac{\partial f_1}{\partial X_3} \\ \frac{\partial f_2}{\partial X_1} & \frac{\partial f_2}{\partial X_2} & \frac{\partial f_2}{\partial X_3} \end{bmatrix} \quad (3.25)$$

$$\nabla f_1 \times \nabla f_2 = (f_{12}f_{23} - f_{13}f_{22})\vec{i} - (f_{13}f_{21} + f_{11}f_{23})\vec{j} - (f_{11}f_{22} + f_{12}f_{21})\vec{k}$$

logo,

$$\vec{n} = \left[\frac{\partial f_1}{\partial Y_s} \frac{\partial f_2}{\partial Z_s} - \frac{\partial f_1}{\partial Z_s} \frac{\partial f_2}{\partial Y_s}, \frac{\partial f_1}{\partial Z_s} \frac{\partial f_2}{\partial X_s} - \frac{\partial f_1}{\partial X_s} \frac{\partial f_2}{\partial Z_s}, \frac{\partial f_1}{\partial X_s} \frac{\partial f_2}{\partial Y_s} - \frac{\partial f_1}{\partial Y_s} \frac{\partial f_2}{\partial X_s} \right] \quad (3.26)$$

Quando o ponto Q é deslocado na direção $\vec{n}_t$ da curva C , conforme ilustrado na figura [3.9], o vetor velocidade $\vec{V}_t$ deste ponto será:

$$\vec{V}_t = [\dot{X}_s, \dot{Y}_s, \dot{Z}_s]^T = V \vec{n}_t = V \frac{\vec{n}}{|\vec{n}|} \quad (3.27)$$

Portanto, a solução da equação diferencial (3.27) é a trajetória rastreada pelo ponto Q . No entanto, na prática há possibilidade deste ponto Q desviar da trajetória gerada pela solução da equação (3.27).

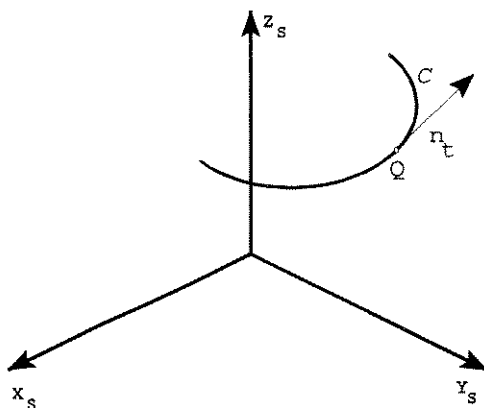


FIG. 3.9 CURVA ESPACIAL

Supondo-se que, a trajetória real é desviada e se encontra no ponto P_s , conforme ilustrado na figura [3.10], onde $\vec{d}$ é o desvio da trajetória, para recuperar este desvio, é necessário que a velocidade de recuperação $\vec{V}_{REC}$ seja proporcional ao desvio $\vec{d}$, ou seja,

$$\vec{V}_{REC} = K_{REC} \cdot \vec{d} \quad (3.28)$$

Deste modo, o vetor gerador da velocidade $\vec{V}_s$ será,

$$\vec{V}_s = \vec{V}_t + \vec{V}_{REC} \quad (3.29)$$

logo

$$\vec{V}_s = V \frac{\vec{n}}{|\vec{n}|} + K_{REC} \cdot \vec{d} \quad (3.30)$$

onde K_{REC} é o ganho de recuperação da trajetória.

Quando o ponto P_s é desviado da trajetória C , encontra-se o ponto P'_s sobre a trajetória C . Então, o ponto P_s pertence a reta normal a trajetória C no ponto P'_s . Deste modo, as seguintes equações são montadas.

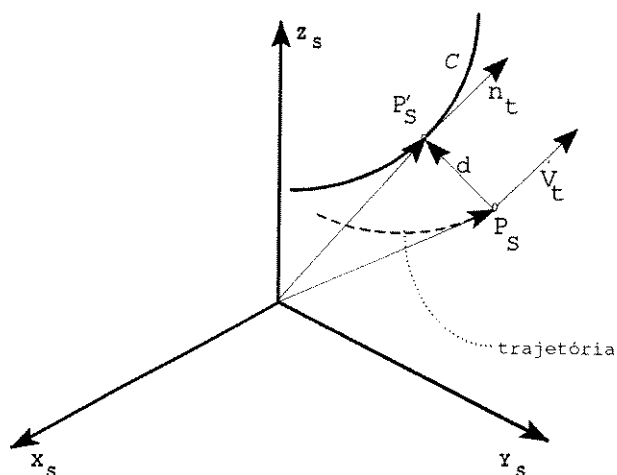


FIG. 3.10 DESVIO DA TRAJETÓRIA

$$\begin{aligned}\vec{n}^T(\vec{P}_s') \cdot (\vec{P}_s - \vec{P}_s') &= 0 \\ f_1(\vec{P}_s') &= 0 \\ f_2(\vec{P}_s') &= 0\end{aligned}\tag{3.31}$$

Como $\vec{d} = \vec{P}_s' - \vec{P}_s$. Então,

$$\begin{aligned}\vec{n}^T(\vec{P}_s + \vec{d}) \cdot \vec{d} &= 0 \\ f_1(\vec{P}_s + \vec{d}) &= 0 \\ f_2(\vec{P}_s + \vec{d}) &= 0\end{aligned}\tag{3.32}$$

Supondo que $\vec{d}$ seja pequeno, a equação (3.32) pode ser linearizada em torno de $\vec{d}$, através da expansão em série de Taylor (vide (3.6.1)). Definindo o ponto P_s como solução normal quando não existe desvio na trajetória desejada e P_s' o ponto sobre a trajetória desviada, como $\vec{d} = \vec{P}_s' - \vec{P}_s$, a expansão em série de Taylor para

$$\vec{n}^T(\vec{P}_s + \vec{d}) \cdot \vec{d} = 0$$

$$f_1(\vec{P}_s + \vec{d}) = 0$$

$$f_2(\vec{P}_s + \vec{d}) = 0$$

é dada por:

$$\vec{n}^T(\vec{P}_s + \vec{d}) \cdot \vec{d} = n(\vec{P}_s) \cdot \vec{d} + \nabla n(\vec{P}_s) \cdot \vec{d}^2 + \text{termo de alta ordem}$$

$$f_1(\vec{P}_s + \vec{d}) = f_1(\vec{P}_s) + \nabla f_1(\vec{P}_s) \cdot \vec{d} + \text{termo de alta ordem}$$

$$f_2(\vec{P}_s + \vec{d}) = f_2(\vec{P}_s) + \nabla f_2(\vec{P}_s) \cdot \vec{d} + \text{termo de alta ordem}$$

(3.33)

Supondo $\vec{d}$ pequeno, $\vec{d}^2$ é aproximadamente zero. Conseqüentemente, despreza-se os termos de alta ordem, e também, o termo que contém $\vec{d}^2$. Assim a equação (3.36) pode ser reescrita como:

$$\begin{bmatrix} 0 & + n(\vec{P}_s) \cdot \vec{d} \\ f_1(\vec{P}_s) + \nabla f_1(\vec{P}_s) \cdot \vec{d} \\ f_2(\vec{P}_s) + \nabla f_2(\vec{P}_s) \cdot \vec{d} \end{bmatrix} = 0 \quad (3.34)$$

ou na forma matricial,

$$A \cdot \vec{d} = B \quad (3.35)$$

onde: $A = [n(\vec{P}_s) \quad \nabla f_1(\vec{P}_s) \quad \nabla f_2(\vec{P}_s)]^T$ e $B = [0 \quad -f_1(\vec{P}_s) \quad -\nabla f_2(\vec{P}_s)]^T$

Como A é uma matriz não singular e $|A| = |d|^2 \neq 0$, então $\vec{d}$ é representado por:

$$\vec{d} = A^{-1}B = \frac{\tilde{A} \cdot B}{|n|^2} \quad (3.36)$$

onde $\tilde{A}$ é a matriz co-fatora de A .

$$\tilde{A} = \begin{bmatrix} n_x & f_{22}n_z - f_{23}n_y & f_{13}n_y - f_{12}n_z \\ n_y & f_{23}n_x - f_{21}n_z & f_{11}n_z - f_{13}n_x \\ n_z & f_{21}n_y - f_{22}n_x & f_{12}n_x - f_{11}n_y \end{bmatrix} \quad (3.37)$$

onde n_x , n_y e n_z são componentes de $\vec{n}$.

Substituindo a equação (3.36) em (3.30), obtém-se o vetor $\vec{V}_s$ no ponto P_s incluindo a recuperação da trajetória.

$$\vec{V}_s = A^{-1} \cdot F \cdot C = \frac{\tilde{A} \cdot F \cdot C}{|n|^2} \quad (3.38)$$

onde:

$$F = \begin{bmatrix} |n| & 0 & 0 \\ 0 & -f_1 & 0 \\ 0 & 0 & -f_2 \end{bmatrix} \quad C = \begin{bmatrix} V \\ K_{REC} \\ K_{REC} \end{bmatrix}$$

3.6.1 EXPANSÃO DA SÉRIE DE TAYLOR PARA MAIS DE UMA VARIÁVEL.

Se uma função f possui mais de uma variável, ou seja, $f(x,y)$, a expansão de Taylor é escrita na forma da equação (3.39) com todas derivadas avaliadas no ponto (x,y) [01].

$$f(x,y) = f(a,b) + (x-a) \frac{\partial f}{\partial x} + (y-b) \frac{\partial f}{\partial y} + \frac{1}{2!} \left[(x-a)^2 \frac{\partial^2 f}{\partial x^2} + 2(x-a)(y-b) \frac{\partial^2 f}{\partial x \partial y} + (y-b)^2 \frac{\partial^2 f}{\partial y^2} \right] + \text{termo de alta ordem} \quad (3.39)$$

Usando $\alpha_{jt} = x_j - x_{j0}$, pode-se escrever a expansão de Taylor para a variável independente m na forma,

$$f(x_j) = \sum_{n=0}^{\infty} \frac{t^n}{n!} \left(\sum_{i=1}^m \alpha_i \frac{\partial}{\partial x} \right)^n f(x_k) \Big|_{x_k = x_{k0}} \quad (3.40)$$

ou na forma vetorial.

$$\psi(\vec{r} + \vec{a}) = \sum_{n=0}^{\infty} \frac{1}{n!} \nabla^n \psi(\vec{r}) \cdot \vec{a} \quad (3.41)$$

3.6.2 ESTRUTURAÇÃO DO SISTEMA DE SERVOMECANISMO COM GERAÇÃO AUTÔNOMA DA TRAJETÓRIA.

A seguir é descrito o controle de trajetória da extremidade do braço, gerada por duas superfícies cilíndricas, conforme ilustrado na figura [3.11] (onde E_0 e E_s representam o espaço universal e o espaço de trabalho respectivamente), baseado no princípio do ATGS tridimensional.

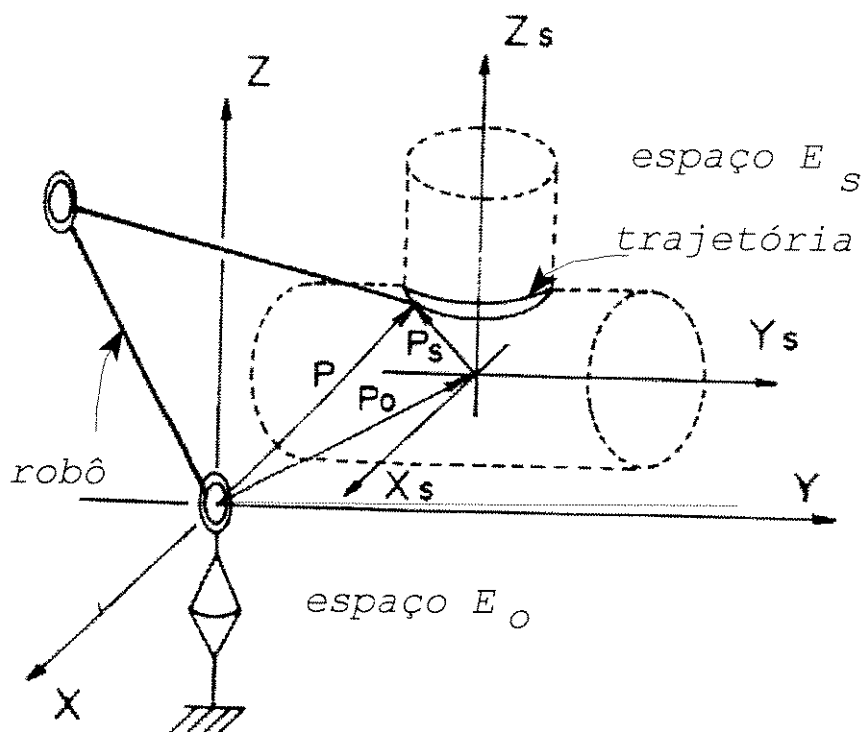


FIG. 3.11 ROBÔ E TRAJETÓRIA

Supondo $\theta \in \mathcal{R}^3$ as coordenadas de juntas do robô de três graus de liberdade para descrever o seu movimento e P a posição da extremidade do braço em coordenadas universal, então, E_0 pode ser representado pela relação $P = T(\theta)$, onde $P \in \mathcal{R}^3$ e $T \in \mathcal{R}^3$.

Por outro lado, a velocidade da extremidade do braço é a derivada de P em relação ao tempo e é igual a $\dot{P} = J(\theta) \dot{\theta}$, onde: $J(\theta)$ é a matriz Jacobiana e $T(\theta)$ a transformada cinemática direta.

$$J(\theta) = \frac{\partial T(\theta)}{\partial \theta} \quad (3.42)$$

Quando a extremidade do braço do robô está situada no ponto P_s do espaço de trabalho E_s ,

$$\vec{P} = L \cdot \vec{P}_S + \vec{P}_0 \quad (3.43)$$

onde: $L \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ é a matriz de transformação rotacional, e tem como característica: $L^{-1} = L^T$;

P_0 é a origem do espaço de trabalho E_S , vista pelas coordenadas do espaço universal E_0 .

Desta forma, pode-se deduzir as relações,

$$\begin{aligned} \dot{\vec{P}} &= L \cdot \dot{\vec{P}}_S \\ \vec{P}_S &= L^T \cdot (\vec{P} - \vec{P}_0) \end{aligned} \quad (3.44)$$

Portanto, da mesma forma que o ATGS para trajetórias planares, o método aqui desenvolvido, gera automaticamente a trajetória na extremidade do braço, conforme ilustra a figura [3.12].

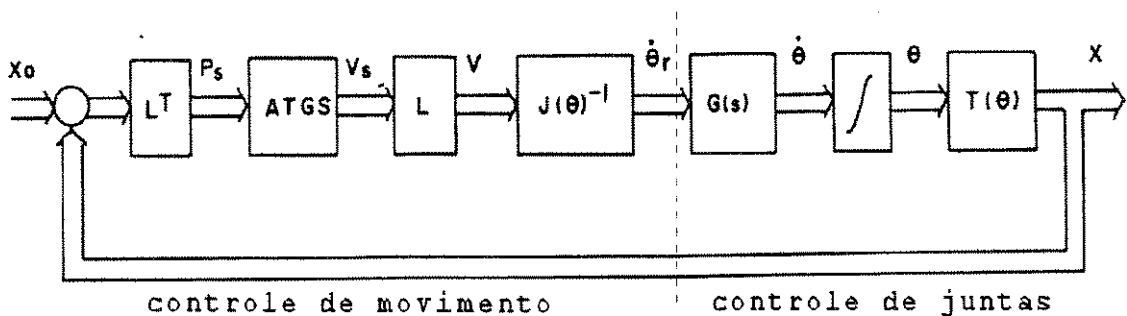


FIG. 3. 12 ESTRUTURA DO ATGS TRIDIMENSIONAL

3.7 ANÁLISE DE ESTABILIDADE PARA TRAJETÓRIA TRIDIMENSIONAIS.

Neste caso, a extremidade do robô rastreia uma curva no espaço $x_s y_s z_s$. As curvas espaciais são representadas por:

$$\begin{aligned} f_1(X_S, Y_S, Z_S) &= 0 \\ f_2(X_S, Y_S, Z_S) &= 0 \end{aligned} \quad (3.45)$$

Definindo uma função de Lyapunov,

$$V(\vec{P}_S) = \frac{1}{2} \left(f_1^2(\vec{P}_S) + f_2^2(\vec{P}_S) \right) \quad (3.46)$$

e a sua derivada,

$$\dot{V}(\vec{P}_S) = \left(f_1 \cdot \nabla^T f_1 + f_2 \cdot \nabla^T f_2 \right) \cdot \dot{\vec{P}}_S \quad (3.47)$$

onde:

$$\begin{aligned} \dot{\vec{P}}_S &= \vec{V}_S \\ &= V \cdot \vec{n}_t + K_{REC} \cdot \vec{d} \end{aligned} \quad (3.48)$$

Substituindo a equação (3.48) em (3.47) tem-se:

$$\dot{V}(\vec{P}_S) = \left(f_1 \cdot \nabla^T f_1 + f_2 \cdot \nabla^T f_2 \right) \left(V \cdot \vec{n}_t + K_{REC} \cdot \vec{d} \right) \quad (3.49)$$

Sabendo-se que $\nabla f_1 \cdot \vec{n}_t = 0$ e $\nabla f_2 \cdot \vec{n}_t = 0$

Teorema 1. [27] Seja $f(P) = f(x, y, z)$ uma função escalar que possui derivadas parciais de primeira ordem contínuas. Então, ∇f existe e é um vetor. Se em um

ponto P o gradiente de f não é o vetor nulo, ele possui a direção de máxima variação de f em P .

PROVA:

Considera-se uma função escalar $f(P) = f(x, y, z)$ e imagina-se que, a cada constante c , a equação

$$f(x, y, z) = c = \text{constante} \quad (3.50)$$

representa uma superfície no espaço. Então, fazendo c tomar todos os valores, obtém-se uma família de superfícies de nível de f . Convém lembrar que uma curva C no espaço pode ser representada por meio de uma função vetorial (vide figura [3.13]),

$$\mathbf{r}(t) = x(t)\vec{i} + y(t)\vec{j} + z(t)\vec{k} \quad (3.51)$$

a cada valor de t_0 da variável real t corresponde um ponto de C que possui o vetor de posição $\mathbf{r}(t_0)$, isto é, as coordenadas $x(t_0)$, $y(t_0)$, $z(t_0)$.

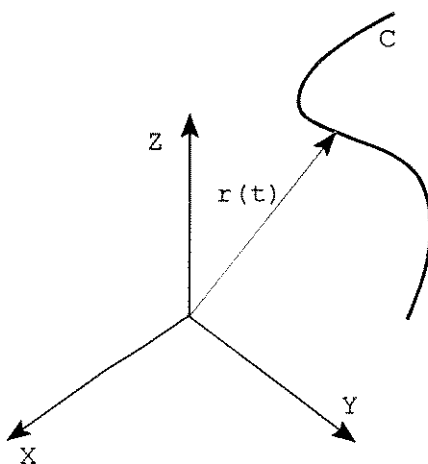


FIG. 3.13 REPRESENTAÇÃO PARAMÉTRICA DE UMA CURVA

Se C pertence a superfície, então $x(t)$, $y(t)$ e $z(t)$ da equação (3.50) devem ser tais que

$$f[x(t), y(t), z(t)] = c \quad (3.52)$$

Derivando em relação a t , mediante o emprego da regra da cadeia, obtém-se.

$$\frac{\partial f}{\partial x} \dot{x} + \frac{\partial f}{\partial y} \dot{y} + \frac{\partial f}{\partial z} \dot{z} = \nabla f \cdot \dot{r} = 0 \quad (3.53)$$

onde o vetor

$$\dot{r}(t) = \dot{x}(t) \vec{i} + \dot{y}(t) \vec{j} + \dot{z}(t) \vec{k} \quad (3.54)$$

$\dot{r} = \vec{n}$ é a tangente a C em P ; $\vec{n}_t = \frac{\vec{n}}{|\vec{n}|}$ é a tangente unitária a C em P . Conseqüentemente, se

$$\nabla f \cdot \dot{r} = \nabla f \cdot \vec{n} = 0$$

logo,

$$\nabla f \cdot \vec{n}_t = 0$$

Pela equação (3.34), aqui repetida,

$$\begin{bmatrix} 0 & -n(\vec{P}_s) \cdot \vec{d} \\ f_1(\vec{P}_s) + \nabla f_1(\vec{P}_s) \cdot \vec{d} \\ f_2(\vec{P}_s) + \nabla f_2(\vec{P}_s) \cdot \vec{d} \end{bmatrix} = 0$$

podemos escrever que $\nabla f_i \cdot \vec{n}_i = 0$ e $-f_i(\vec{P}_s) = \nabla f_i(\vec{P}_s) \cdot \vec{d}$ c.q.d.

Conseqüentemente a equação (3.49) pode ser reescrita como.

$$\dot{V}(\vec{P}_s) = -K_{REC} \left(f_1^2 + f_2^2 \right) \leq 0 \quad (3.55)$$

para $K_{REC} > 0$

Uma vez que, o ganho de recuperação K_{REC} é sempre maior que zero e:

1. $V(\vec{P}_s) = \frac{1}{2} \left(f_1^2(\vec{P}_s) + f_2^2(\vec{P}_s) \right)$ é definida positiva;
2. $V(\vec{P}_s)$ tem as derivadas $\frac{\partial V(\vec{P}_s)}{\partial t}$ contínuas;
3. $\frac{\partial V(\vec{P}_s)}{\partial t} < 0$ para $K_{REC} > 0$ é definida negativa.

O algoritmo do ATGS tridimensional, segundo o critério de estabilidade de *Lyapunov*, é fundamentalmente estável. A sua estabilidade e precisão considerando a dinâmica do servo foi comprovada pela simulação dinâmica (capítulo 4), com cujos resultados foi realizada a implementação prática (capítulo 5).

CAPÍTULO 4

SIMULAÇÃO DO CONTROLE DE TRAJETÓRIA

4.1 INTRODUÇÃO.

O objetivo deste simulador é avaliar o comportamento dinâmico do robô sob atuação do ATGS, ou seja, realizar ajustes nos parâmetros de controle sem provocar desgaste mecânico na planta real ou colocar o robô fora de seu volume de trabalho.

4.2 ESTRUTURA DO SIMULADOR.

A figura [4.1] ilustra a estrutura do simulador dinâmico e a tabela [4.1] descreve os seus módulos.

Módulo	Função
Definição da trajetória	define o tipo de trajetória e os seus parâmetros, por exemplo, para o círculo os parâmetros são o raio, o centro do círculo em relação ao espaço de trabalho, ponto inicial, ponto final e a origem do espaço de trabalho.
Preparação para o ATGS	determina a posição da ponta do braço nas coordenadas de trabalho, através do seguinte procedimento. • lê a posição atual das juntas; • através da transformada cinemática direta determina a posição da ponta do braço nas coordenadas universal; • determina a diferença entre a posição atual da ponta do braço nas coordenadas universal e a origem do espaço de trabalho; continua...

continuação... (Preparação para o ATGS)	• multiplica essa diferença pela inversa da matriz L (equação (4.5)) e determina a posição da ponta do braço em coordenadas de trabalho.
Equações diferenciais (ATGS)	Obtém a velocidade da ponta do braço nas coordenadas de trabalho, através das equações diferenciais, para a geração da trajetória. Tabela (3.1) para as planares e equação (3.38) para as espaciais.
Transformada L	transforma a velocidade da ponta do braço das coordenadas de trabalho para as coordenadas universal.
Inversa da Matriz Jacobiana	transforma a velocidade da ponta do braço das coordenadas universal para as coordenadas de juntas gerando a velocidade de referência de cada junta
Equações Dinâmicas	formula o modelo dinâmico completo do braço mecânico articulado.
Integração	implementa o algoritmo de Runge-Kutta [11 e 12]

TABELA 4.1 DESCRIÇÃO DOS MÓDULOS DO SIMULADOR

As trajetórias cujos rastreamentos foram simuladas foram:

1. trajetórias planar no espaço tridimensional:
 - a. trajetória retilínea;
 - b. trajetória circular;
 - c. trajetória parabólica.
2. trajetória espacial no espaço tridimensional:
 - a. curva espacial gerada pela interseção entre duas superfícies cilíndricas;
 - b. curva espacial gerada pela interseção de uma superfície cilíndrica e uma superfície parabólica;
 - c. curva helicoidal.

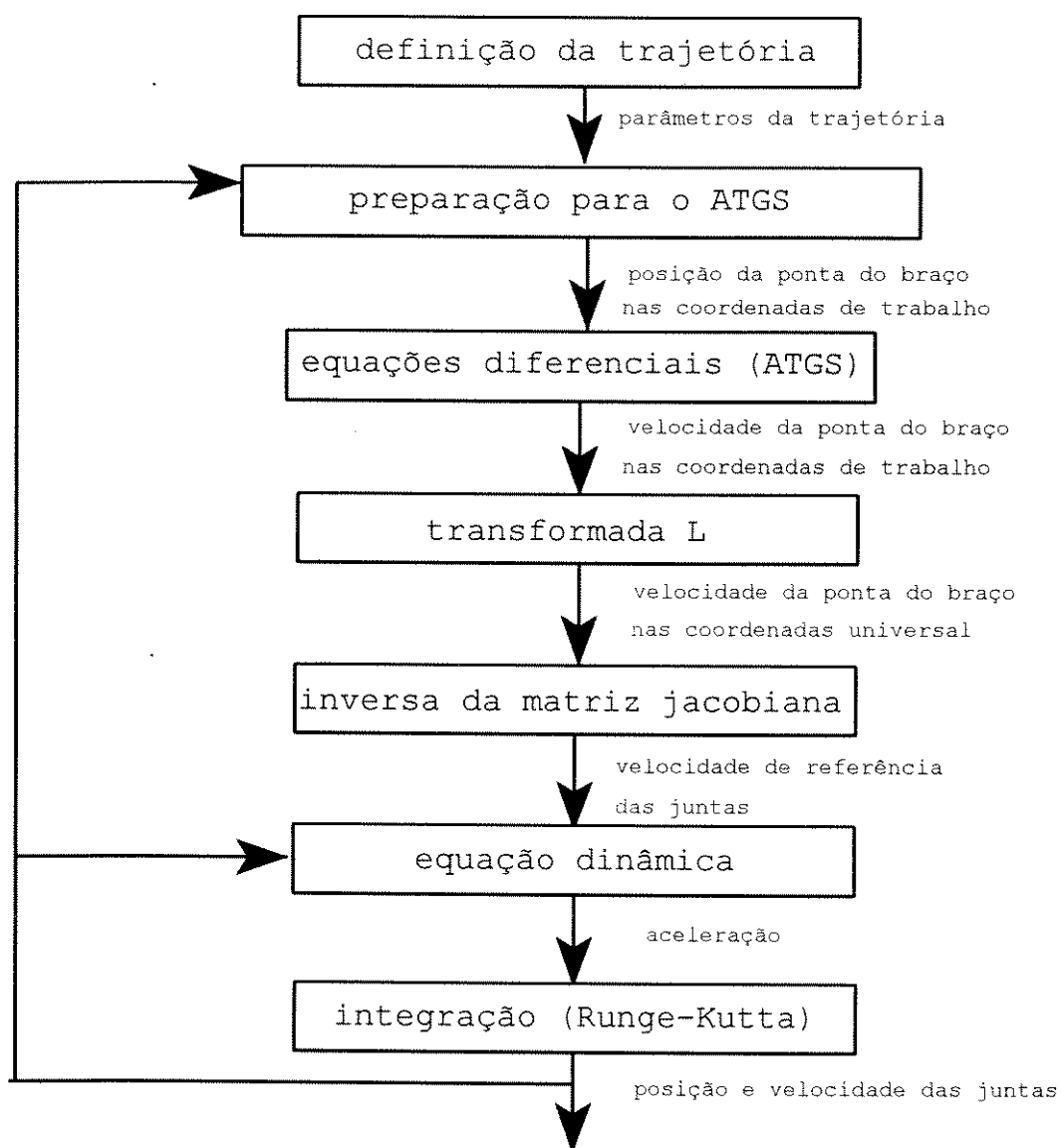


FIG. 4.1 ESTRUTURA DO SIMULADOR

4.3 TRAJETÓRIAS RETILÍNEAS.

Para a simulação do controle de trajetória retilínea foram definidas as coordenadas do ponto de partida $P_1(x_1, y_1, z_1)$ e do ponto de chegada $P_2(x_2, y_2, z_2)$, conforme ilustrado na figura [4.2].

Após definidas as coordenadas desses pontos calcula-se a matriz de transformação rotacional L , através das rotações dos eixos Z e Y , pelos ângulos ϕ e θ respectivamente, de maneira que o eixo X_s do sistema de coordenadas do espaço de trabalho tenha a mesma direção e sentido da trajetória retilínea a ser rastreada.

Entretanto, quando a trajetória retilínea a ser rastreada é uma reta vertical ascendente, deve-se rotacionar apenas o eixo Y com $\theta = -90^\circ$; se a trajetória retilínea vertical for descendente usa-se $\theta = 90^\circ$.

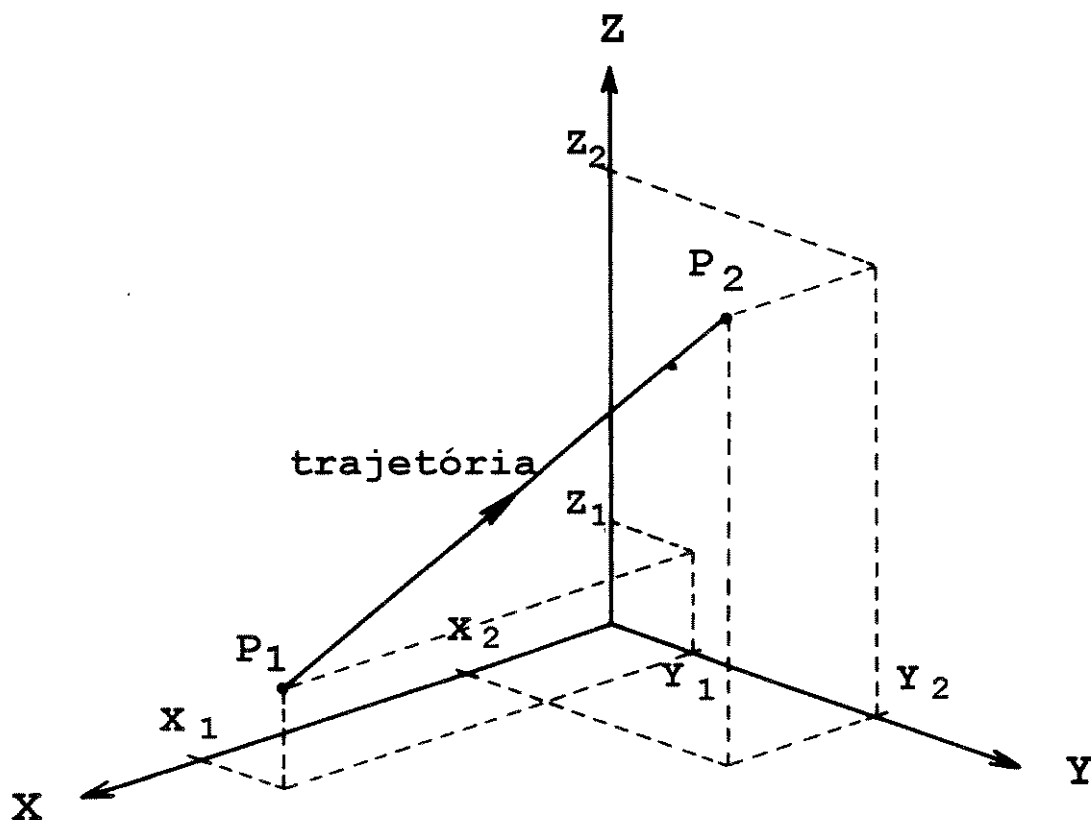


FIG. 4.2 TRAJETÓRIA RETILÍNEA - COORDENADAS UNIVERSAL

Os cálculos dos valores dos ângulos ϕ e θ são obtidos por:

$$\operatorname{sen} \phi = \frac{-(Y_1 - Y_2)}{\sqrt{(X_1 - X_2)^2 + (Y_1 - Y_2)^2}} \quad (4.1)$$

$$\cos \phi = \frac{-(X_1 - X_2)}{\sqrt{(X_1 - X_2)^2 + (Y_1 - Y_2)^2}} \quad (4.2)$$

$$\operatorname{sen} \theta = \frac{Z_1 - Z_2}{\sqrt{(X_1 - X_2)^2 + (Y_1 - Y_2)^2 + (Z_1 - Z_2)^2}} \quad (4.3)$$

$$\cos \theta = \frac{\sqrt{(X_1 - X_2)^2 + (Y_1 - Y_2)^2}}{\sqrt{(X_1 - X_2)^2 + (Y_1 - Y_2)^2 + (Z_1 - Z_2)^2}} \quad (4.4)$$

Como neste caso não há rotação do eixo Z , $\operatorname{sen} \psi = 0$ e $\cos \psi = 1$.

Após determinados os valores do seno e do cosseno dos ângulos ϕ , θ e ψ , a matriz de transformação rotacional L é determinada segundo a equação (4.5).

$$L = \begin{bmatrix} \cos \phi \cos \theta & \cos \phi \operatorname{sen} \theta \operatorname{sen} \psi - \operatorname{sen} \phi \cos \psi & \cos \phi \operatorname{sen} \theta \cos \psi + \operatorname{sen} \phi \operatorname{sen} \psi \\ \operatorname{sen} \phi \cos \theta & \operatorname{sen} \phi \operatorname{sen} \theta \operatorname{sen} \psi + \cos \phi \cos \psi & \operatorname{sen} \phi \operatorname{sen} \theta \cos \psi - \cos \phi \operatorname{sen} \psi \\ -\operatorname{sen} \theta & \cos \theta \operatorname{sen} \psi & \cos \theta \cos \psi \end{bmatrix} \quad (4.5)$$

A origem do sistema de coordenadas de trabalho (X_0, Y_0, Z_0) é alocada coincidente com o ponto de partida da trajetória. Assim, para transformar a posição atual da ponta

do braço (X, Y, Z) em coordenadas de trabalho (X_S, Y_S, Z_S) , são feitas as seguintes transformações homogêneas:

$$\begin{bmatrix} X_S \\ Y_S \\ Z_S \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} & & & -pn \\ & L^{-1} & & -po \\ & & & -pa \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} X \\ Y \\ Z \\ 1 \end{bmatrix} \quad (4.6)$$

onde: $L^{-1} = L^T$, definida como $L = [\vec{n} \ \vec{s} \ \vec{a}]$ e,

$$pn = \vec{n}^T \cdot \begin{bmatrix} X_0 \\ Y_0 \\ Z_0 \end{bmatrix} \quad ps = \vec{s}^T \cdot \begin{bmatrix} X_0 \\ Y_0 \\ Z_0 \end{bmatrix} \quad pa = \vec{a}^T \cdot \begin{bmatrix} X_0 \\ Y_0 \\ Z_0 \end{bmatrix} \quad (4.7)$$

Conseqüentemente, a trajetória rastreada no sistema de coordenadas de trabalho fica conforme ilustrado na figura [4.3].

Este procedimento facilita o controle, pois os próprios valores de Y_S e Z_S indicam o desvio da trajetória e podemos reescrever o algoritmo de controle como:

$$\begin{aligned} \dot{X}_S &= v \\ \dot{Y}_S &= -K_{REC} Y_S \\ \dot{Z}_S &= -K_{REC} Z_S \end{aligned} \quad (4.8)$$

onde: v é o valor do módulo velocidade tangencial e K_{REC} é o ganho de recuperação da trajetória.

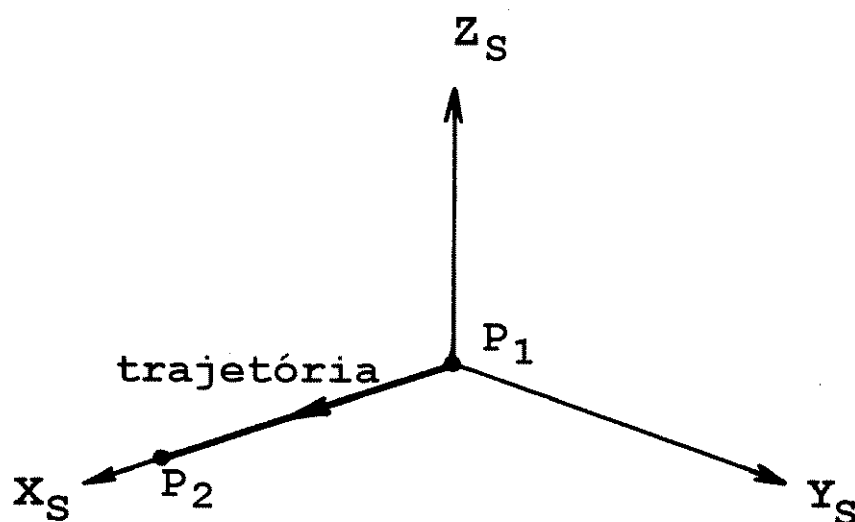


FIG. 4.3 TRAJETÓRIA RETILÍNEA - COORDENADAS DE TRABALHO

4.3.1 Cálculo da Velocidade das Juntas.

Conforme descrito no capítulo 3, primeiro calcula-se as componentes da velocidade $(\dot{X}_S \dot{Y}_S \dot{Z}_S)$ da ponta do braço em coordenadas de trabalho, em seguida determina-se, através da matriz de transformação rotacional L , as componentes de velocidade $(\dot{X} \dot{Y} \dot{Z})$ em coordenadas universal, pela seguinte equação:

$$\begin{bmatrix} \dot{X} \\ \dot{Y} \\ \dot{Z} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \dot{X}_S \\ \dot{Y}_S \\ \dot{Z}_S \end{bmatrix} \quad (4.9)$$

e finalmente, calcula-se a velocidade de referência de cada junta $(\dot{\theta}_{baseref}, \dot{\theta}_{OMBREF}$ e $\dot{\theta}_{COTREF})$ através da inversa da matriz jacobiana, ou seja:

$$\begin{bmatrix} \dot{d}_{baseref} \\ \dot{\theta}_{OMBREF} \\ \dot{\theta}_{COTREF} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J^{-1} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \dot{X} \\ \dot{Y} \\ \dot{Z} \end{bmatrix} \quad (4.10)$$

4.3.2 Resultados Obtidos.

Os gráficos das figuras [4.4] a [4.8] ilustram os resultados de trajetória retilínea com:

velocidade tangencial = 300 mm.s^{-1}

ganho de recuperação = 100

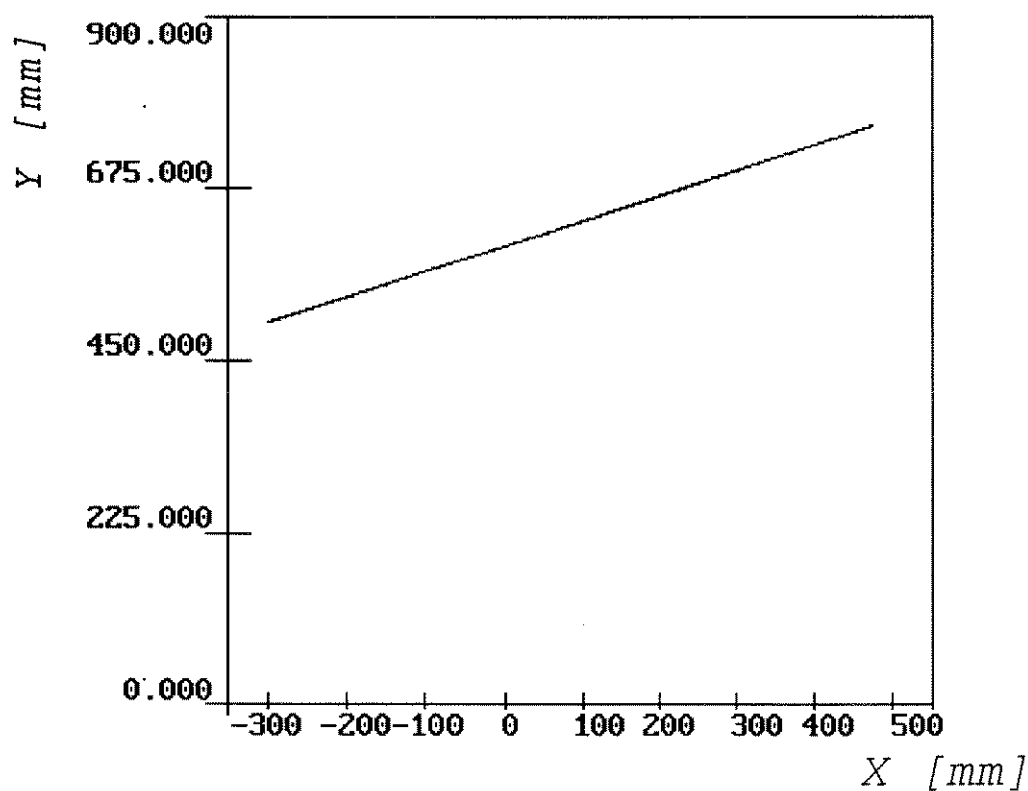


FIG. 4.4 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XY

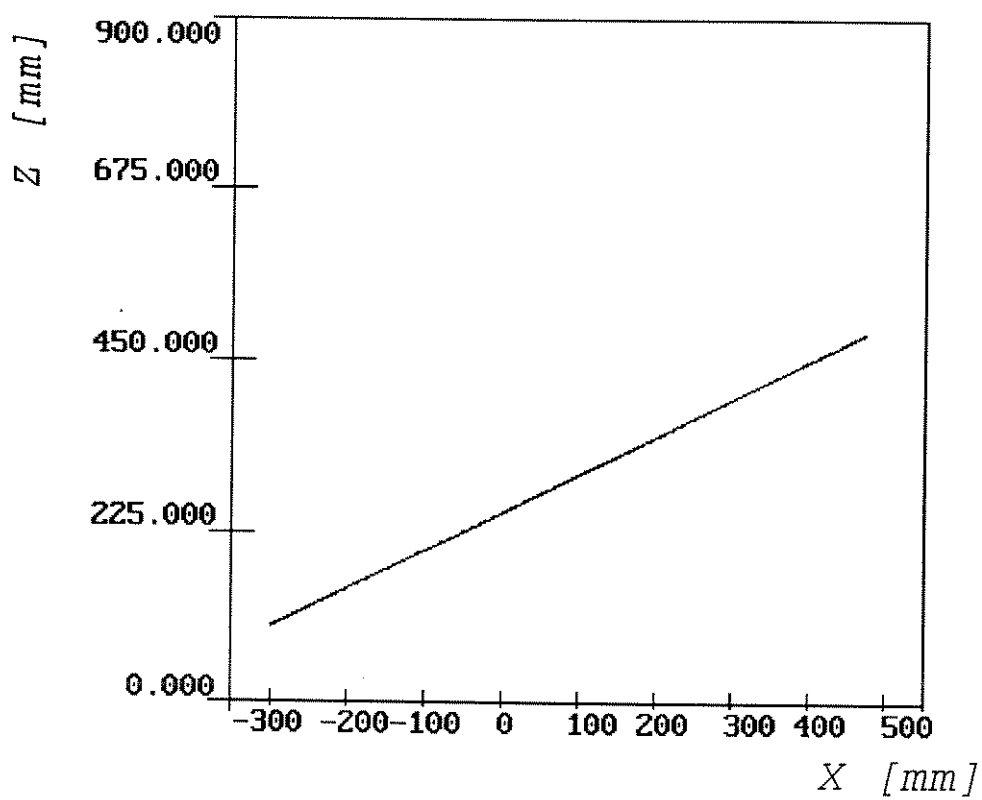


FIG. 4.5 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XZ

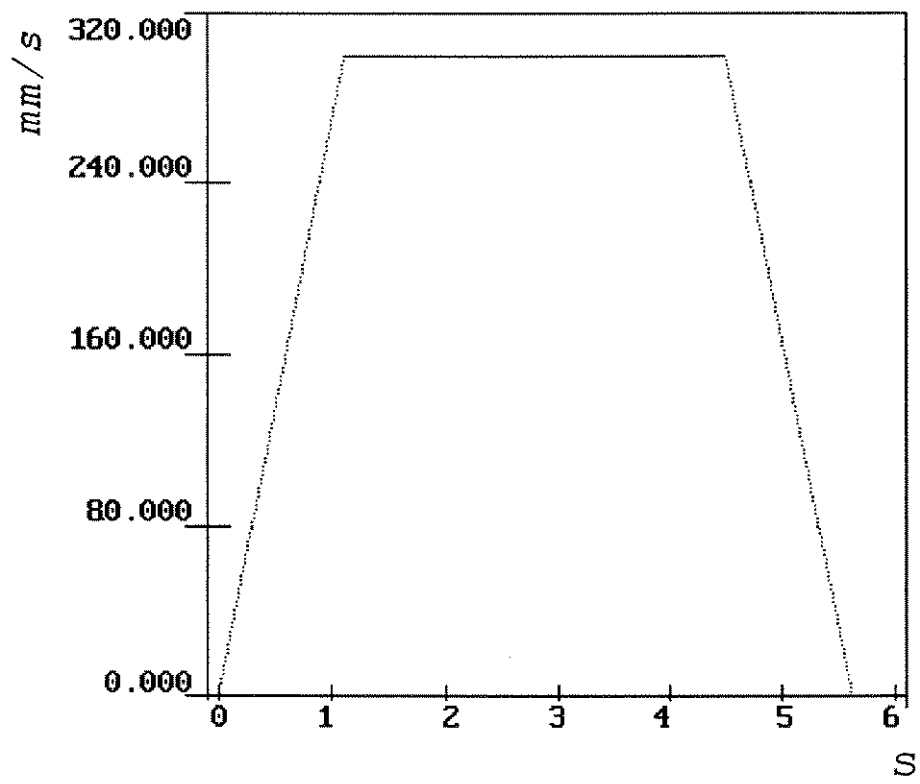
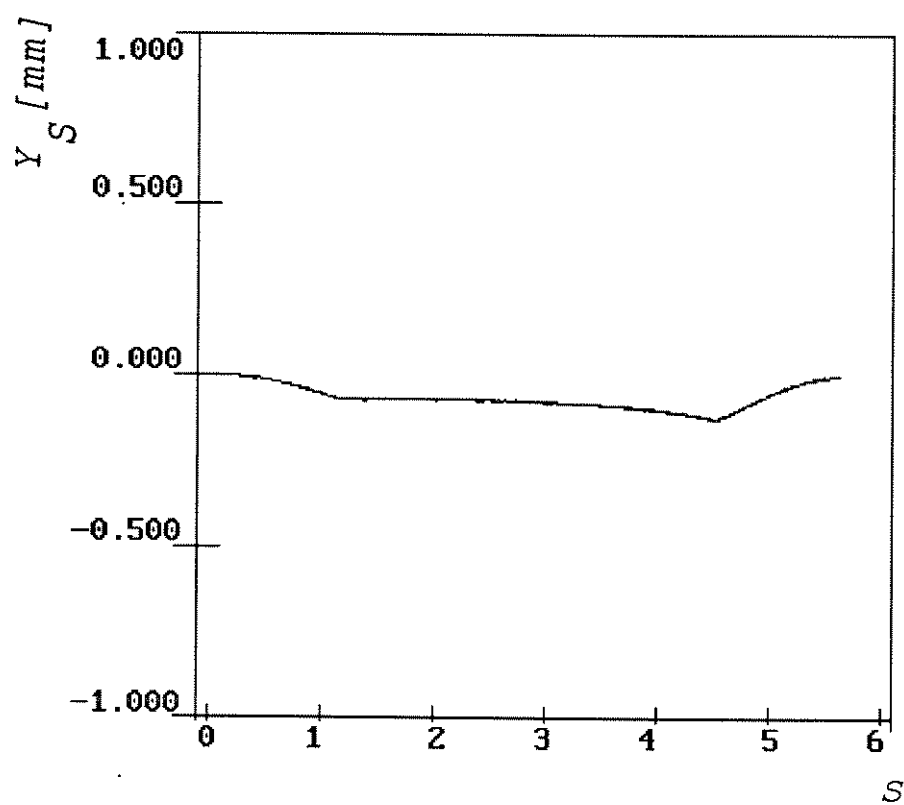
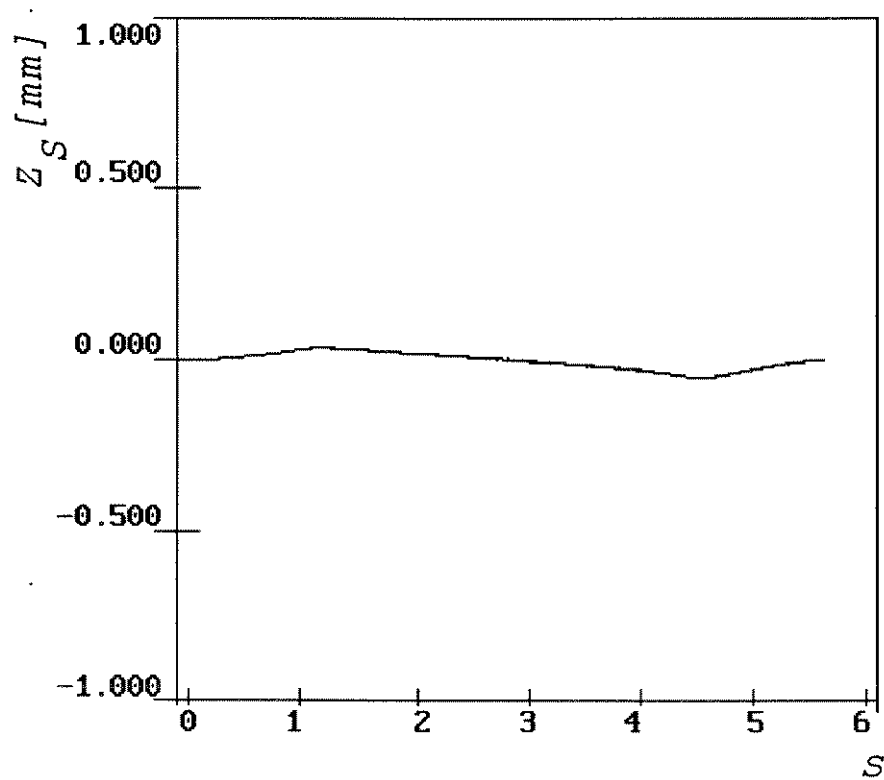


FIG. 4.6 COMPORTAMENTO DA VELOCIDADE TANGENCIAL

FIG. 4.7 DESVIO DE TRAJETÓRIA NA DIREÇÃO Y_S

FIG. 4.8 DESVIO DE TRAJETÓRIA NA DIREÇÃO Z_S

4.4 TRAJETÓRIA CIRCULAR.

O rastreamento da trajetória circular baseado no princípio do ATGS utilizando as equações do círculo da tabela [3.1], foi simulado conforme a estrutura mostrada na figura [4.9]. A caracterização da trajetória circular rastreada, ou seja, a definição das coordenadas do centro, o raio e o plano a qual o círculo pertence, foi obtida através das coordenadas de três pontos não colineares no espaço, pertencentes ao círculo. Baseado nas coordenadas desses três pontos, determina-se um novo sistema de coordenadas $X_s Y_s Z_s$, para que o plano formado pelo três pontos seja o plano $X_s Y_s$ e o centro do círculo coincida com a origem do sistema de coordenadas $X_s Y_s Z_s$. Para que isso aconteça, é necessário realizar rotação e translação nos eixos, ou melhor, determinar a matriz de transformações homogêneas, equação (4.6). Os ângulos ψ , θ e ϕ , para a matriz L , são calculados utilizando-se o vetor normal ao plano formado pelo pontos, $P1(x_1, y_1, z_1)$, $P2(x_2, y_2, z_2)$ e $P3(x_3, y_3, z_3)$, conforme a equação (4.11).

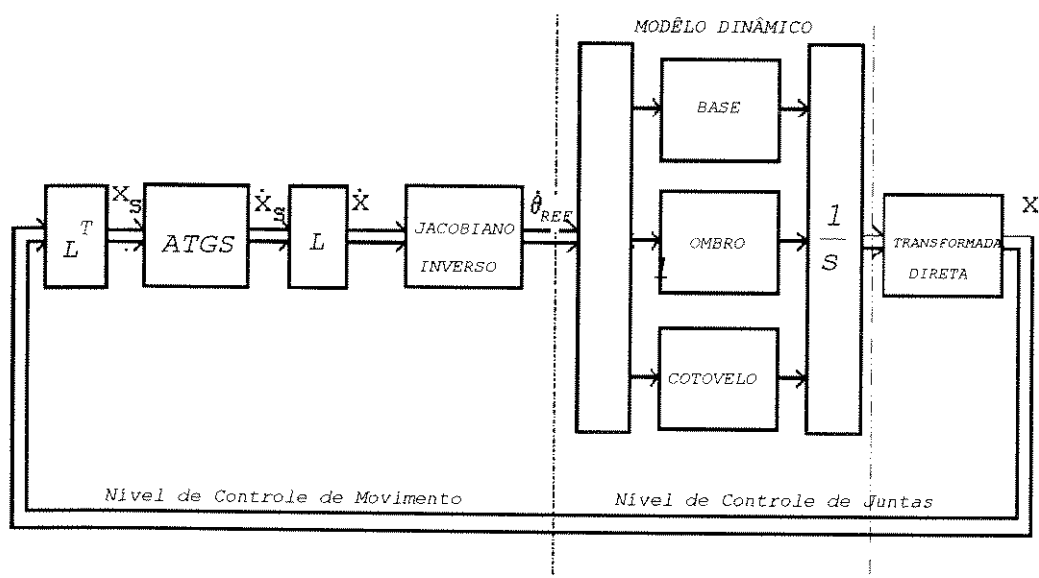


FIG. 4.9 ESTRUTURA DE CONTROLE HIERÁRQUICO PARA SIMULAÇÃO

$$\vec{n} = \alpha \vec{i} + \beta \vec{j} + \gamma \vec{k} \quad (4.11)$$

onde:

$\vec{i}$, $\vec{j}$ e $\vec{k}$ são os versores

$$\alpha = (y_3 - y_1)(z_2 - z_1) - (z_3 - z_1)(y_2 - y_1)$$

$$\beta = (x_3 - x_1)(z_2 - z_1) - (z_3 - z_1)(x_2 - x_1)$$

$$\gamma = (x_3 - x_1)(y_2 - y_1) - (y_3 - y_1)(x_2 - x_1)$$

e os ângulos de rotação dos eixos são determinados pelas seguintes equações:

$$\begin{aligned} \sin \phi &= \frac{\beta}{\sqrt{\alpha^2 + \beta^2}} & \cos \phi &= \frac{\alpha}{\sqrt{\alpha^2 + \beta^2}} \\ \sin \theta &= \frac{\sqrt{\alpha^2 + \beta^2}}{\sqrt{\alpha^2 + \beta^2 + \gamma^2}} & \cos \theta &= \frac{\gamma}{\sqrt{\alpha^2 + \beta^2 + \gamma^2}} \end{aligned} \quad (4.12)$$

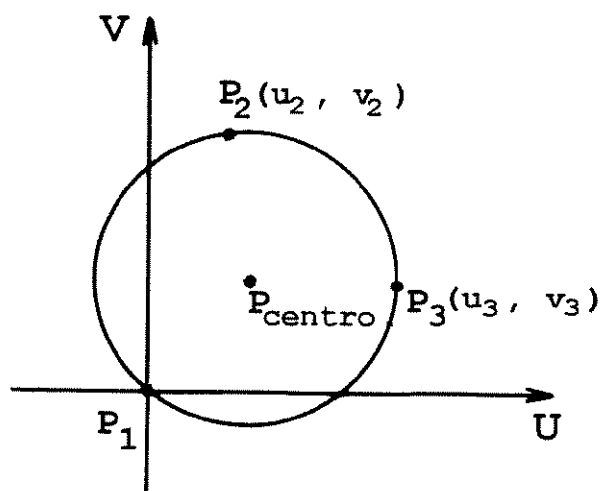
$$\sin \psi = 0$$

$$\cos \psi = 1$$

Entretanto, se alguns desses ângulos possuírem valores nulos, deve-se realizar um dos seguintes procedimentos:

- | | | |
|----|---|--|
| 1. | $\alpha=0, \beta=0, \gamma=0$ | não define um plano |
| 2. | $\alpha=0, \beta=0, \gamma \neq 0$ | matriz identidade |
| 3. | $\alpha=0, \beta \neq 0, \gamma=0$ | $\psi=90^\circ, \theta=0^\circ$ e $\phi=0^\circ$ |
| 4. | $\alpha=0, \beta \neq 0, \gamma \neq 0$ | somente rotação no eixo X |
| 5. | $\alpha \neq 0, \beta=0, \gamma=0$ | $\psi=0^\circ, \theta=90^\circ$ e $\phi=0^\circ$ |
| 6. | $\alpha \neq 0, \beta=0, \gamma \neq 0$ | somente rotação no eixo Y |

Após obtida a matriz L , realiza-se a transformação das coordenadas, fixando provisoriamente a origem do novo sistema de coordenada no ponto P_1 , para facilitar o cálculo das coordenadas do centro do círculo. Na figura [4.10] o novo sistema de coordenadas é definido como (u, v) .

FIG. 4.10 COORDENADAS (u, v)

As coordenadas do centro do círculo são calculadas pelas seguintes equações:

$$u_{centro} = \frac{\frac{1}{2} \left(-\frac{u_2^2}{v_2} - v_2 + \frac{u_3^2}{v_3} + v_3 \right)}{\frac{u_3}{v_3} - \frac{u_2}{v_2}} \quad (4.13)$$

$$v_{centro} = -\frac{u_2}{v_2} u_{centro} + \frac{1}{2} \left(\frac{u_2^2}{v_2} + v_2 \right) \quad (4.14)$$

Entretanto, existem seis situações onde as equações acima não são válidas. Estes casos de exceção, mostrados na figura (4.11), são:

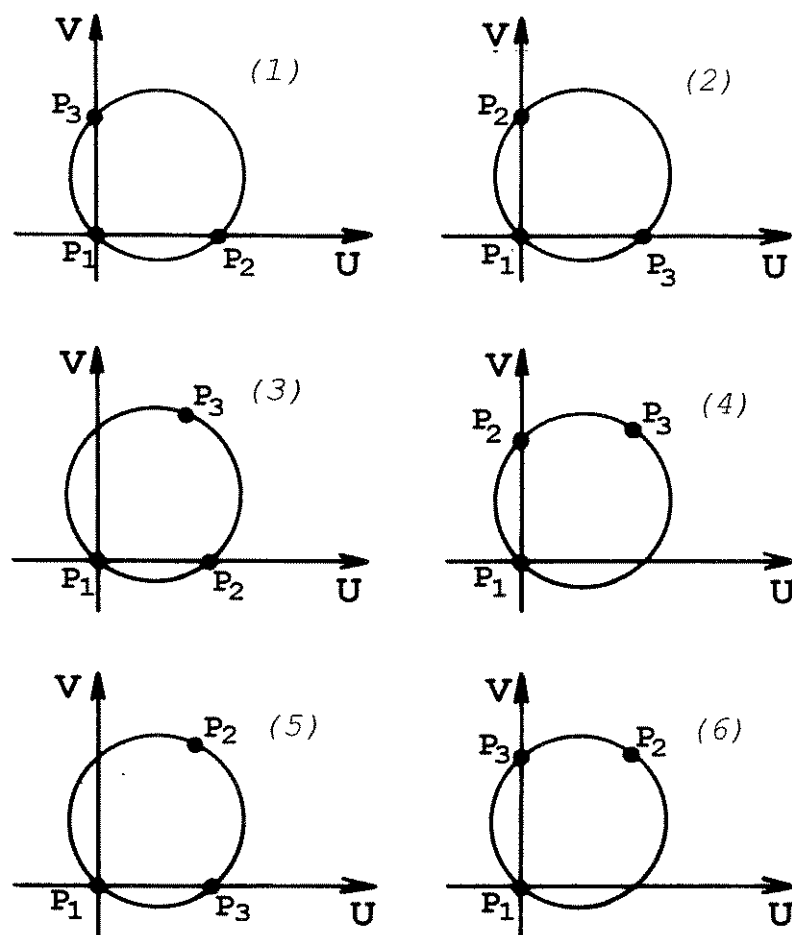


FIG. 4.11 CASOS EXCEÇÃO

1. $u_2 \neq 0$; $v_2 = 0$; $u_3 = 0$; $v_3 \neq 0$
2. $u_2 = 0$; $v_2 \neq 0$; $u_3 \neq 0$; $v_3 = 0$
3. $u_2 \neq 0$; $v_2 = 0$; $u_3 \neq 0$; $v_3 \neq 0$
4. $u_2 = 0$; $v_2 \neq 0$; $u_3 \neq 0$; $v_3 \neq 0$
5. $u_2 \neq 0$; $v_2 \neq 0$; $u_3 \neq 0$; $v_3 = 0$
6. $u_2 \neq 0$; $v_2 \neq 0$; $u_3 = 0$; $v_3 \neq 0$

Nos casos 1 e 2, as coordenadas do centro do círculo são a metade das coordenadas dos pontos que são diferentes de

zero, ou seja:

caso 1, $u_{\text{centro}} = \frac{u_2}{2}$ e $v_{\text{centro}} = \frac{v_3}{2}$

caso 2, $u_{\text{centro}} = \frac{u_3}{2}$ e $v_{\text{centro}} = \frac{v_2}{2}$

caso 3, figura [4.12], a coordenada de u do centro do círculo é $u_{\text{centro}} = \frac{u_2}{2}$ e,

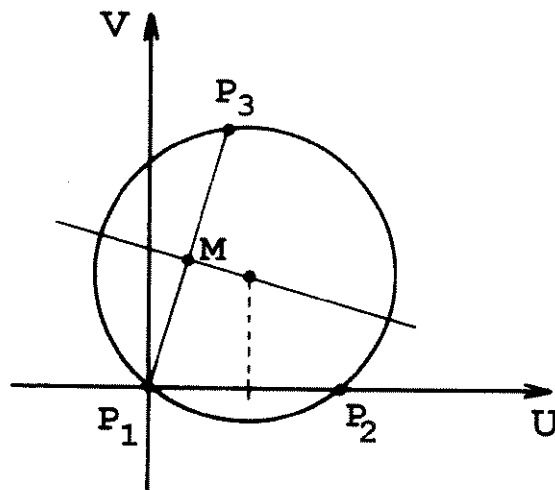


FIG. 4.12 CASO 3.

posteriormente, determina-se as coordenadas (u_M, v_M) que representam o ponto médio do segmento da reta que passa pelos pontos P_1 e P_3 , cujos os valores são $\left(\frac{u_3}{2}, \frac{v_3}{2}\right)$. Após este procedimento, determina-se o coeficiente angular da reta $P_1 P_3$ e faz-se a rotação de 90° na reta $P_1 P_3$ em torno do ponto $M(u_M, v_M)$, determinando desta forma, a equação da reta que passa pelo centro do círculo e pelo ponto M. A coordenada v_{centro} é expressa por:

$$v_{\text{centro}} = v_M - \text{coef} \cdot u_M + \text{coef} \cdot u_{\text{centro}} \quad (4.15)$$

onde: coef = coeficiente angular da reta que passa pelo centro é pelo ponto M.

Após calculadas as coordenadas do centro, determinam-se os seus valores no sistema de coordenadas universal, para que este ponto seja a origem do sistema de coordenadas de trabalho, simplificando assim a equação do círculo nas coordenadas $X_S Y_S Z_S$.

As componentes da velocidade tangencial nas direções $X_S Y_S Z_S$ são calculadas através da técnica do ATGS:

$$\begin{aligned}\dot{X}_S &= \frac{V \cdot Y_S - K_{REC} \cdot R_{erro} \cdot X_S}{\sqrt{X_S^2 + Y_S^2}} \\ \dot{Y}_S &= \frac{V \cdot X_S + K_{REC} \cdot R_{erro} \cdot Y_S}{\sqrt{X_S^2 + Y_S^2}} \\ \dot{Z}_S &= -K_{REC} Z_S\end{aligned}\tag{4.16}$$

onde: $R_{erro} = \sqrt{X_S^2 + Y_S^2} - R =$ erro radial;

K_{REC} = ganho de recuperação da trajetória;

V = módulo da velocidade tangencial.

Pela descrição da técnica do ATGS, nota-se que, no caso da trajetória circular, o sentido de rastreamento da trajetória para $V > 0$ é horário. Assim, quando se deseja o rastreamento no sentido anti-horário, deve-se fazer $V < 0$.

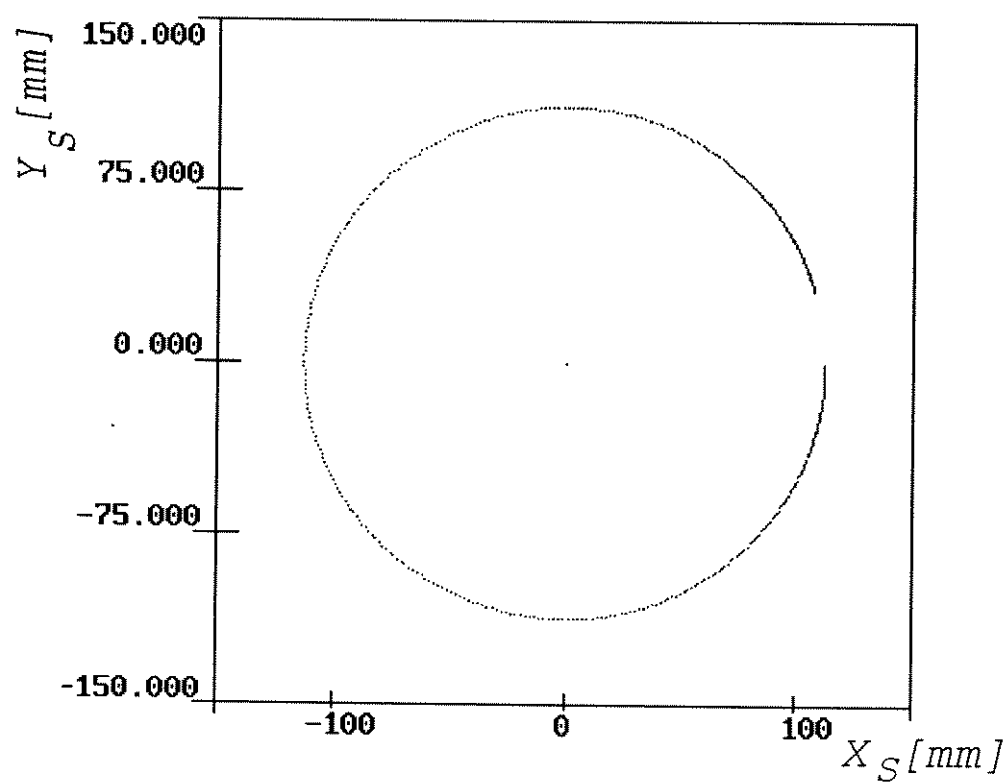
Os componentes $(\dot{X}_S, \dot{Y}_S, \dot{Z}_S)$ da velocidade são transformados em velocidade de referência de cada junta na simulação com o mesmo procedimento da trajetória retilínea.

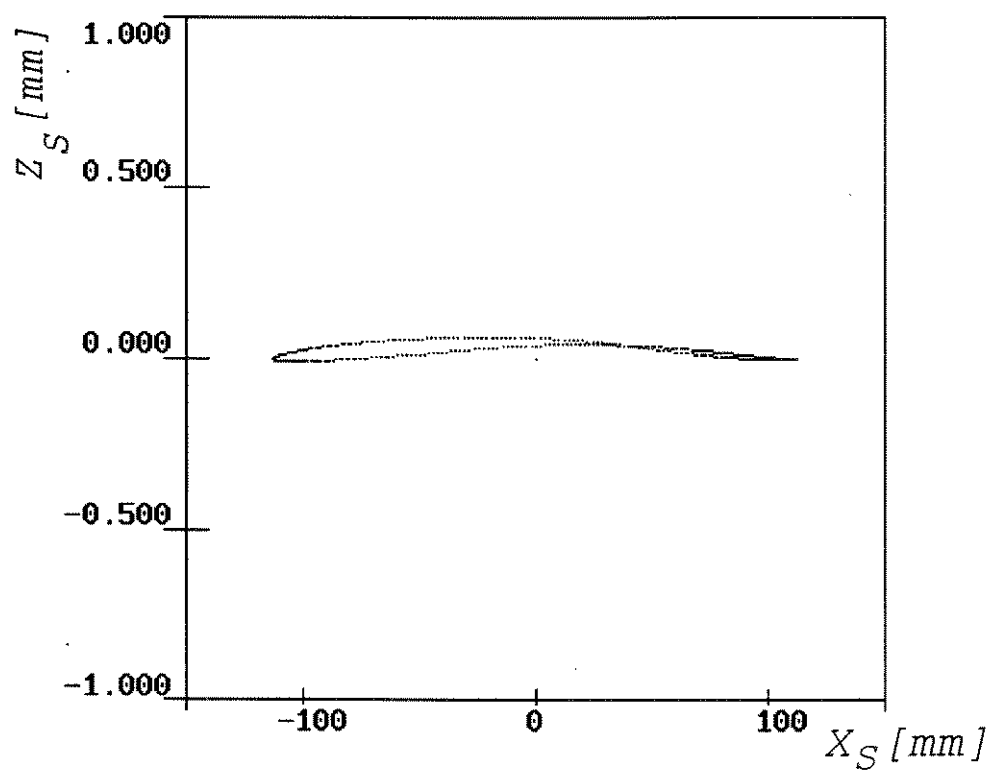
As figuras [4.13] a [4.18] mostram os resultados obtidos pela simulação no rastreamento da trajetória circular, definida pelos pontos $P_1(0, 500, 50)$, $P_2(100, 600, 100)$ e $P_3(-100, 600, 0)$. O círculo definido por esses pontos tem como: coordenadas de centro $(0, 612,5, 50)$

raio = 112,5 mm.

velocidade tangencial = 300 mm.s⁻¹

ganho de recuperação = 90

FIG. 4.13 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO $X_S Y_S$

FIG. 4.14 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO $X_S Z_S$

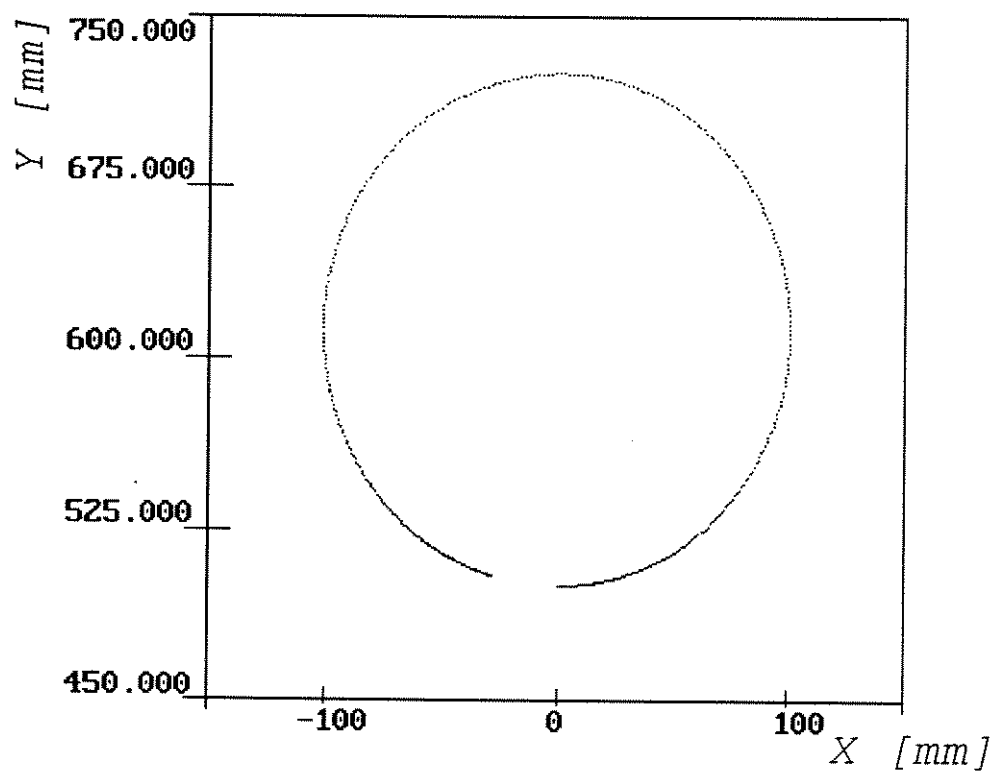


FIG. 4.15 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XY

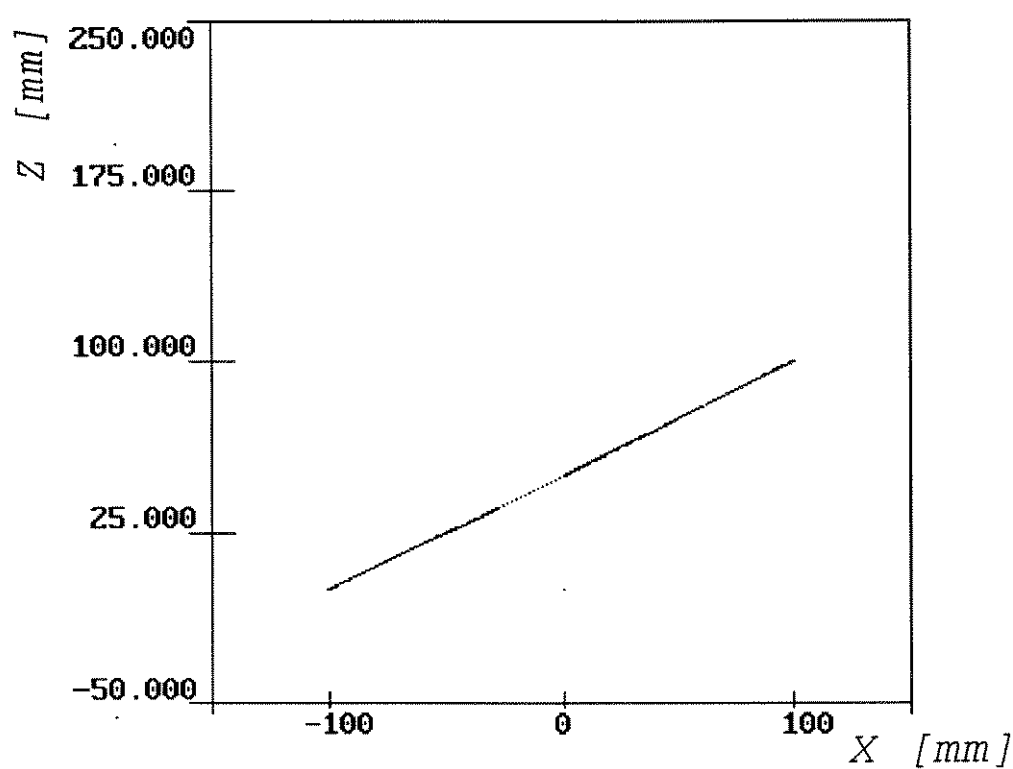


FIG. 4.16 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XZ

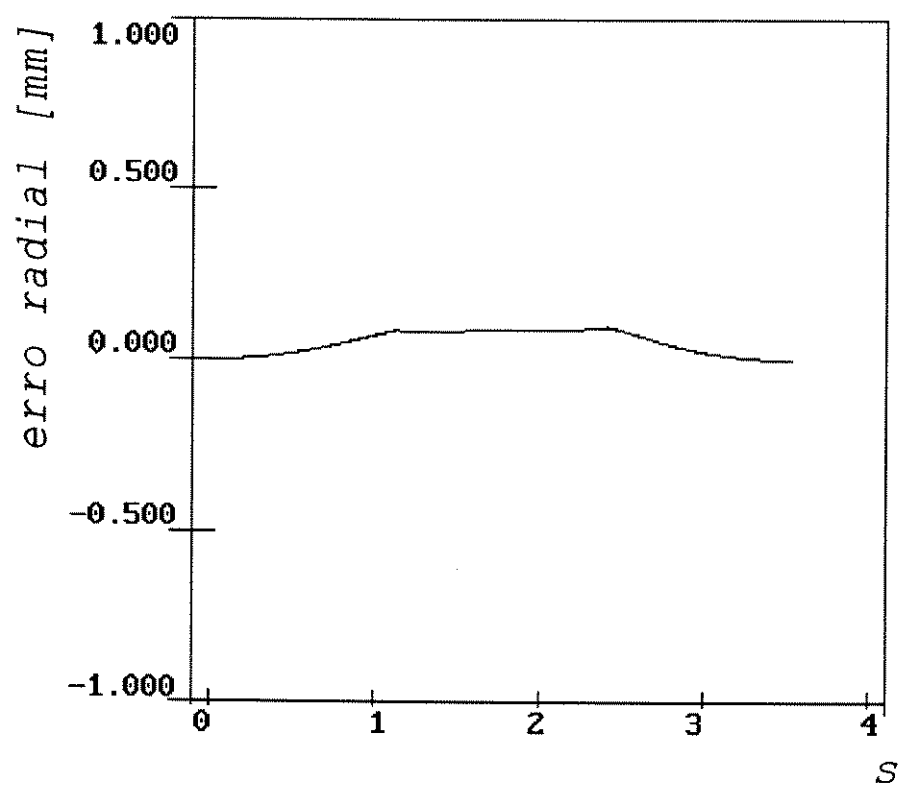


FIG. 4.16 ERRO RADIAL - DESVIO DA TRAJETÓRIA

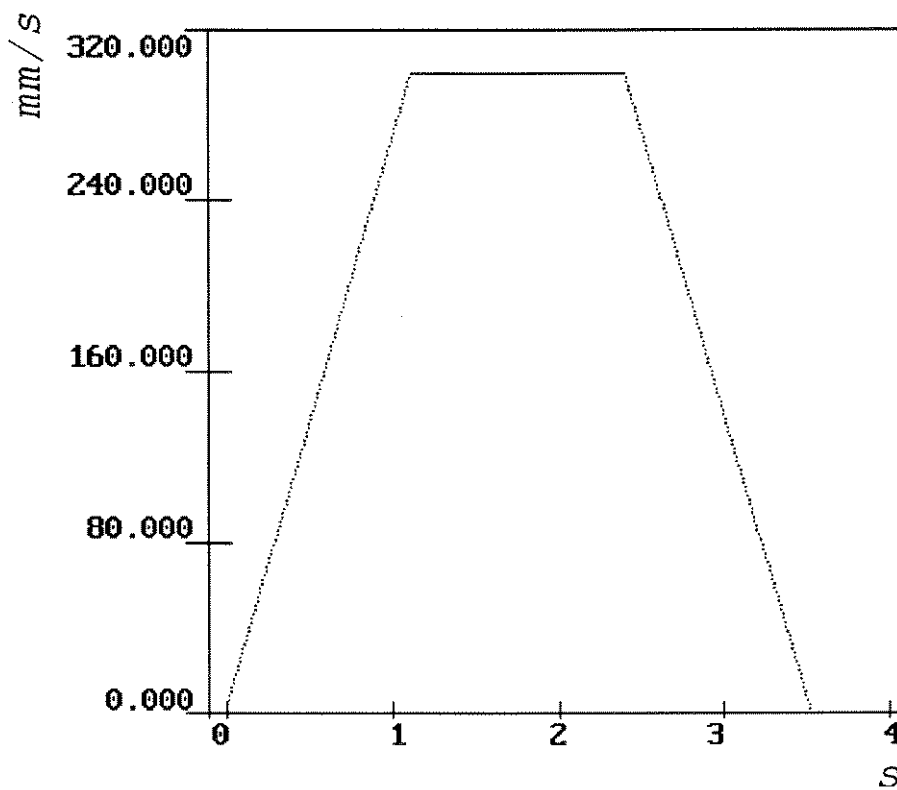


FIG. 4.18 COMPORTAMENTO DA VELOCIDADE TANGENCIAL

4.5 TRAJETÓRIA PARABÓLICA.

O rastreamento do trajetória parabólica, semelhante ao da trajetória circular, foi simulada através da equação da parábola.

$$f = Y_S - a X_S^2 - c \quad (4.17)$$

com a mesma estrutura da figura [4.9].

A caracterização da trajetória é realizada definindo os valores dos coeficientes a e c da equação da parábola, equação (4.17), e o plano que contém a trajetória, através da rotação dos eixos X e Z , ou seja, definindo ψ e ϕ .

No rastreamento da trajetória foram usados os seguintes valores:

$$a = 0,001$$

$$c = 400 \text{ mm}$$

$$\psi = 15^\circ$$

$$\phi = 15^\circ$$

$$X_0 = 0$$

$$Y_0 = 0$$

$$Z_0 = 0$$

onde (X_0, Y_0, Z_0) são as coordenadas da origem do sistema de coordenadas de trabalho $X_S Y_S Z_S$.

As equações que determinam as componentes da velocidade tangencial da ponta do braço nas direções $X_S Y_S Z_S$ são:

$$\begin{aligned} \dot{X}_S &= \frac{V}{\sqrt{4 \cdot a^2 \cdot X_S^2 + 1}} - \frac{K_{REC} \left(\frac{1}{S} - a \cdot X_S - c \right) \cdot (-2 \cdot a X_S)}{4 \cdot a^2 \cdot X_S^2 + 1} \\ \dot{Y}_S &= \frac{V (2 \cdot a \cdot X_S)}{\sqrt{4 \cdot a^2 \cdot X_S^2 + 1}} - \frac{K_{REC} Y_S - a \cdot X_S^2 - c}{4 \cdot a^2 \cdot X_S^2 + 1} \\ \dot{Z}_S &= -K_{REC} Z_S \end{aligned} \quad (4.18)$$

onde: K_{REC} - ganho de recuperação da trajetória;

V - módulo de velocidade tangencial.

Os gráficos das figuras [4.19] a [4.24] ilustram os resultados da simulação de rastreamento da trajetória parabólica, com:

velocidade tangencial = 200 mm.s^{-1}

ganho de recuperação = 70

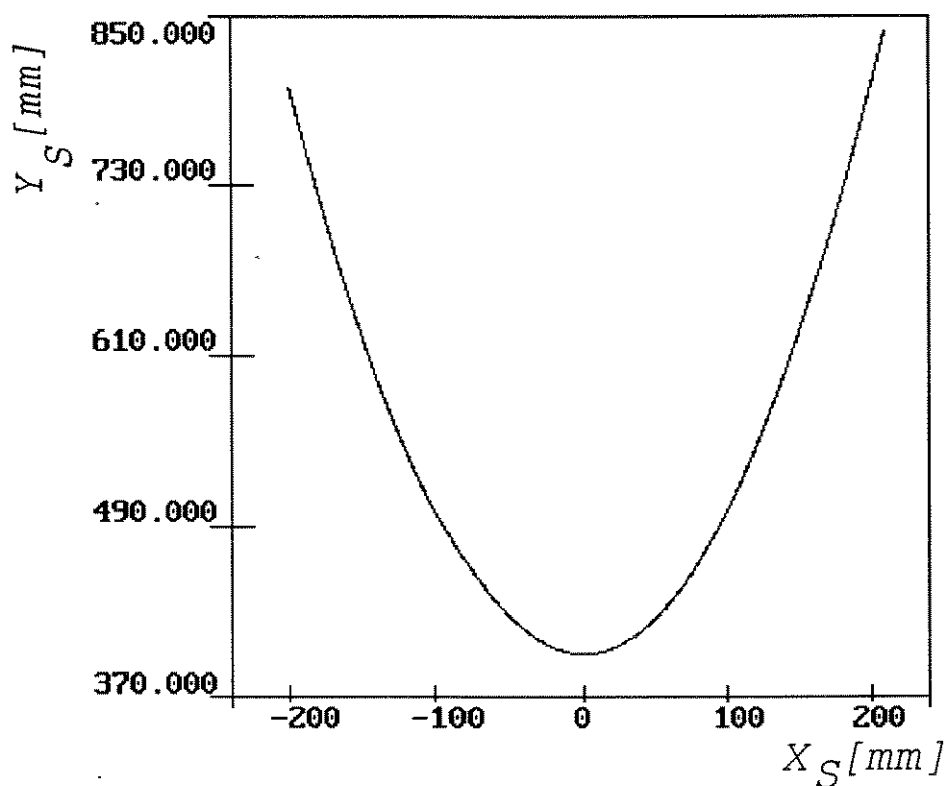
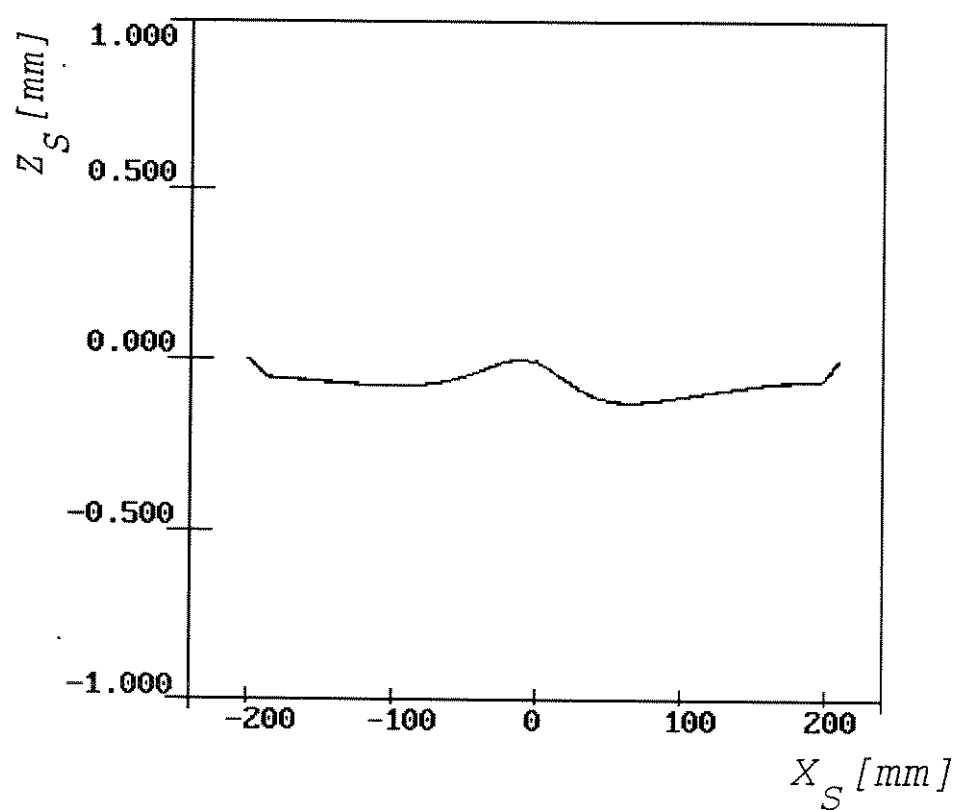


FIG. 4.19 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO $X_S Y_S$

FIG. 4.20 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO $X_S Z_S$

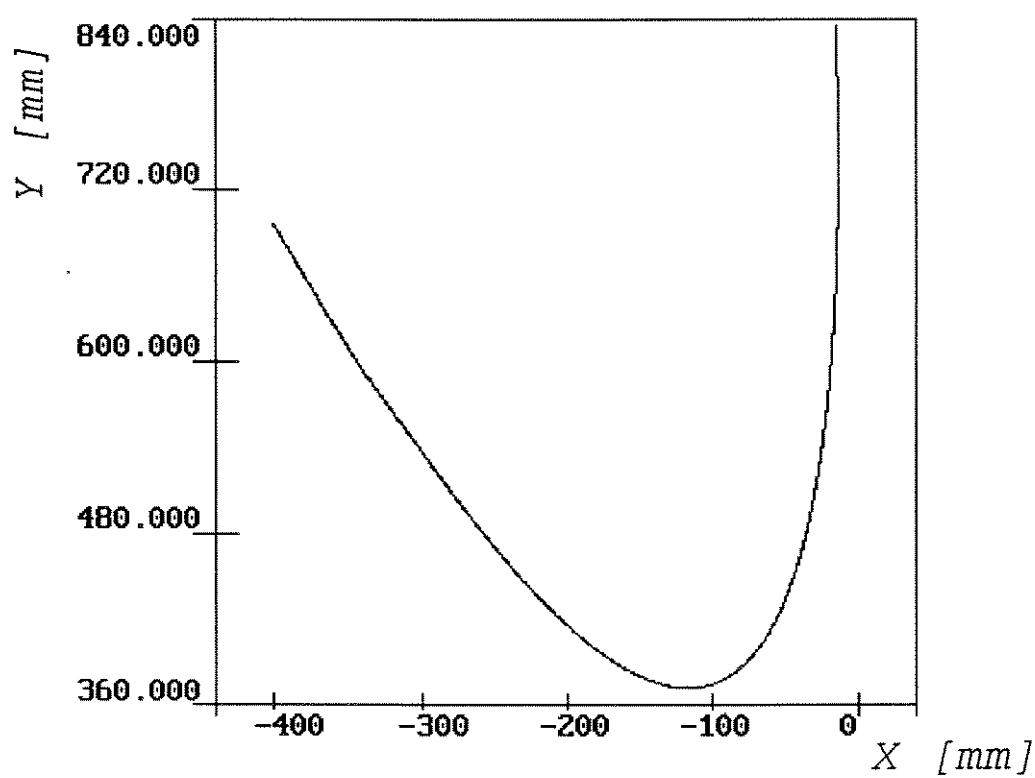
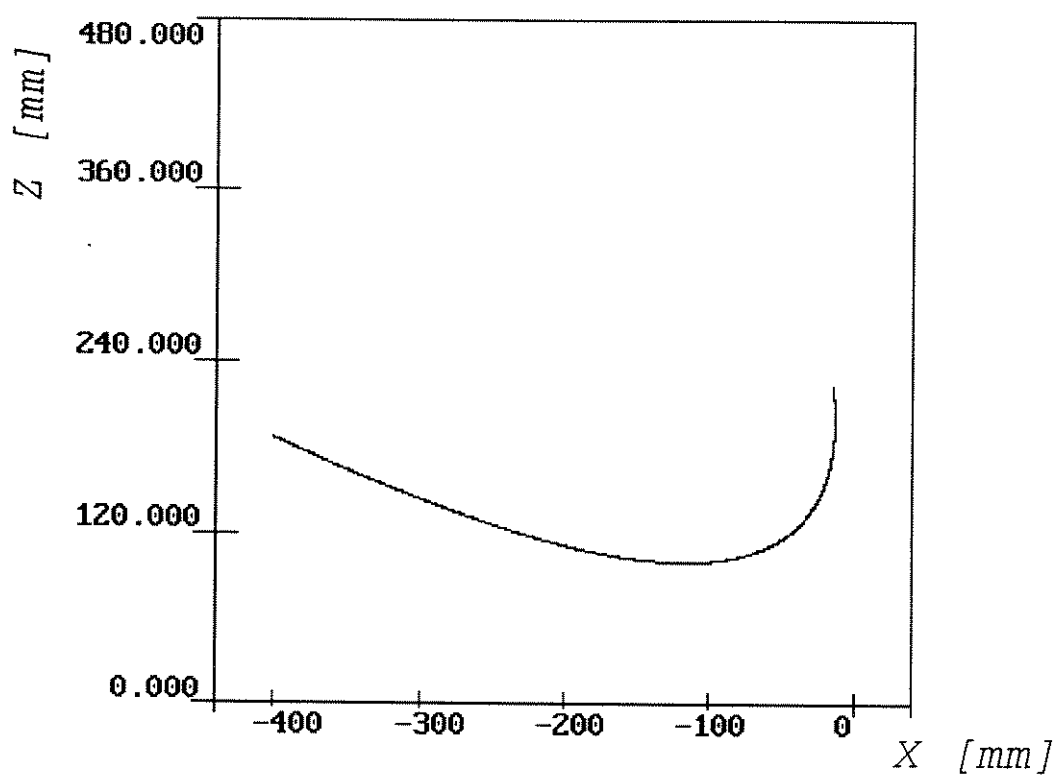


FIG. 4.21 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XY

FIG. 4.22 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XZ

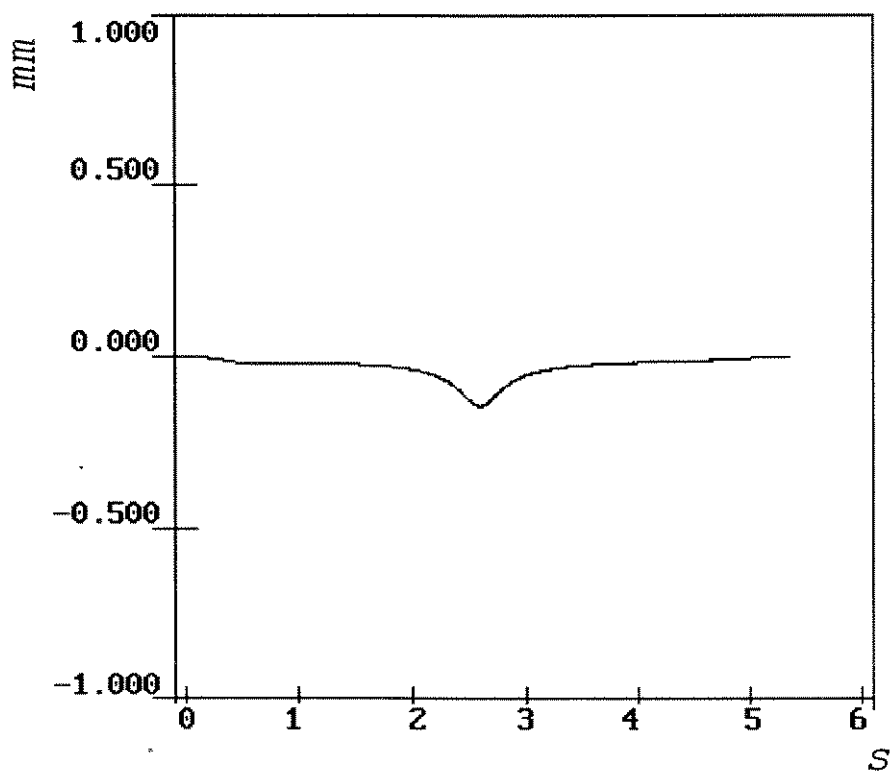


FIG. 4.23 DESVIO DA TRAJETÓRIA

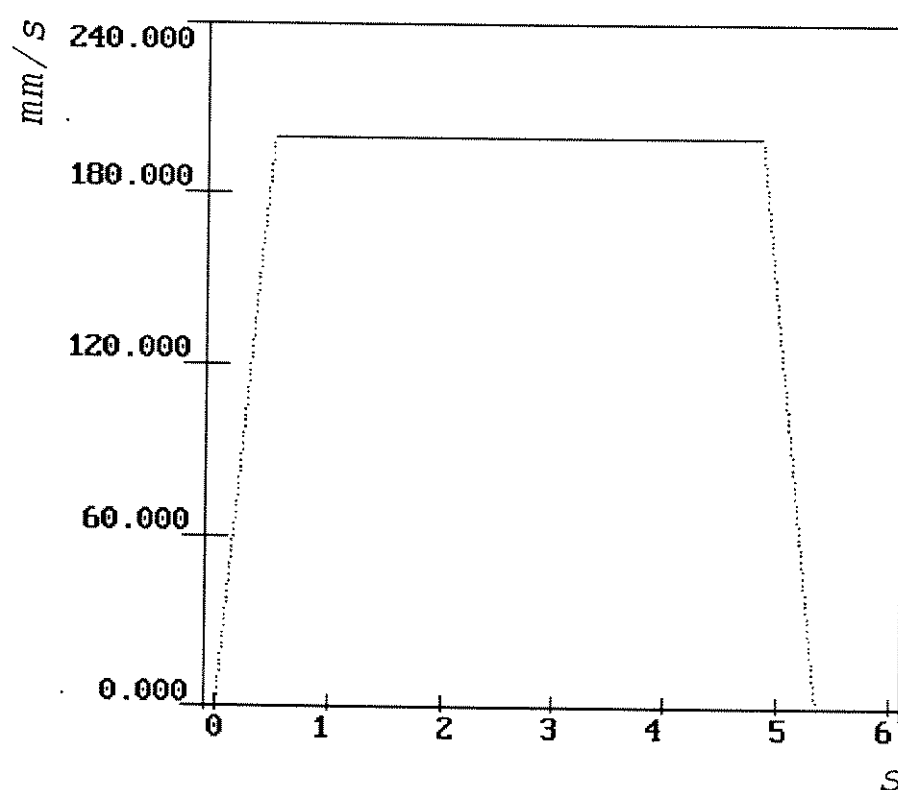


FIG. 4.24 COMPORTAMENTO DA VELOCIDADE TANGENCIAL

4.6 TRAJETÓRIA GERADA PELA INTERSEÇÃO DE DUAS SUPERFÍCIES CILÍNDRICAS.

A figura [4.25] ilustra a trajetória espacial gerada pela interseção de duas superfícies cilíndricas, caracterizadas pelas seguintes funções:

$$\begin{aligned} f_1(X_S, Y_S, Z_S) &= \sqrt{X_S^2 + Z_S^2} - R_1 \\ f_2(X_S, Y_S, Z_S) &= \sqrt{X_S^2 + Y_S^2} - R_2 \end{aligned} \quad (4.19)$$

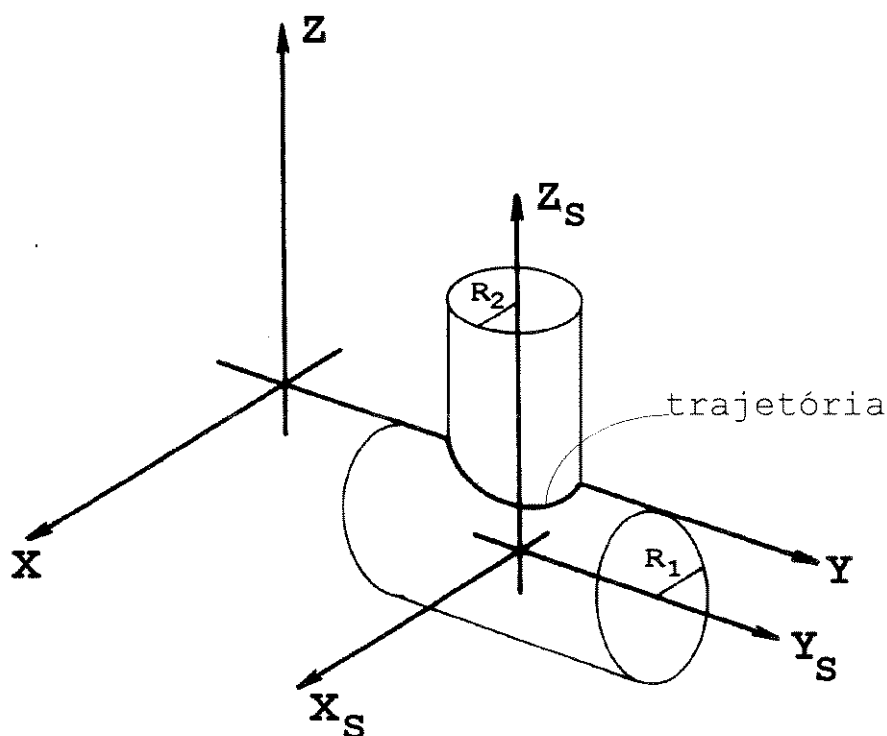


FIG. 4.25 TRAJETÓRIA GERADA PELA INTERSEÇÃO DE DUAS SUPERFÍCIES CILÍNDRICAS

onde: $R_1 = 300 \text{ mm}$

$R_2 = 150 \text{ mm}$

Conforme o capítulo 3, vetor velocidade $\vec{V}_s$ que gera e recupera a trajetória espacial é expresso por:

$$\vec{V}_s = A^{-1} \cdot F \cdot C = \frac{\tilde{A} \cdot F \cdot C}{|n|^2} \quad (4.20)$$

onde:

$$\tilde{A} = \begin{bmatrix} n_x & f_{22}n_z - f_{23}n_y & f_{13}n_y - f_{12}n_z \\ n_y & f_{23}n_x - f_{21}n_z & f_{11}n_z - f_{13}n_x \\ n_z & f_{21}n_y - f_{22}n_x & f_{12}n_x - f_{11}n_y \end{bmatrix} \quad (4.21)$$

$$F = \begin{bmatrix} |n| & 0 & 0 \\ 0 & -f_1 & 0 \\ 0 & 0 & -f_2 \end{bmatrix} \quad C = \begin{bmatrix} V \\ K \\ K \end{bmatrix}$$

n_x , n_y e n_z são componentes de $\vec{n}$ e,

$$n_x = \frac{-Y_S Z_S}{\sqrt{(X_S^2 + Y_S^2) \cdot (X_S^2 + Z_S^2)}}$$

$$n_y = \frac{X_S Z_S}{\sqrt{(X_S^2 + Y_S^2) \cdot (X_S^2 + Z_S^2)}}$$

$$n_z = \frac{X_S Y_S}{\sqrt{(X_S^2 + Y_S^2) \cdot (X_S^2 + Z_S^2)}}$$

$$f_{11} = \frac{X_S}{\sqrt{X_S^2 + Z_S^2}}$$

$$f_{12} = 0$$

$$f_{13} = \frac{Z_S}{\sqrt{X_S^2 + Z_S^2}}$$

$$f_{21} = \frac{X_S}{\sqrt{X_S^2 + Y_S^2}}$$

$$f_{22} = \frac{Y_S}{\sqrt{X_S^2 + Y_S^2}}$$

$$f_{23} = 0$$

Os gráficos das figuras [4.26] a [4.31] ilustram os resultados da trajetória espacial obtida através da interseção de duas superfícies cilíndricas, com:

velocidade tangencial = 200 mm.s⁻¹

ganho de recuperação = 50.

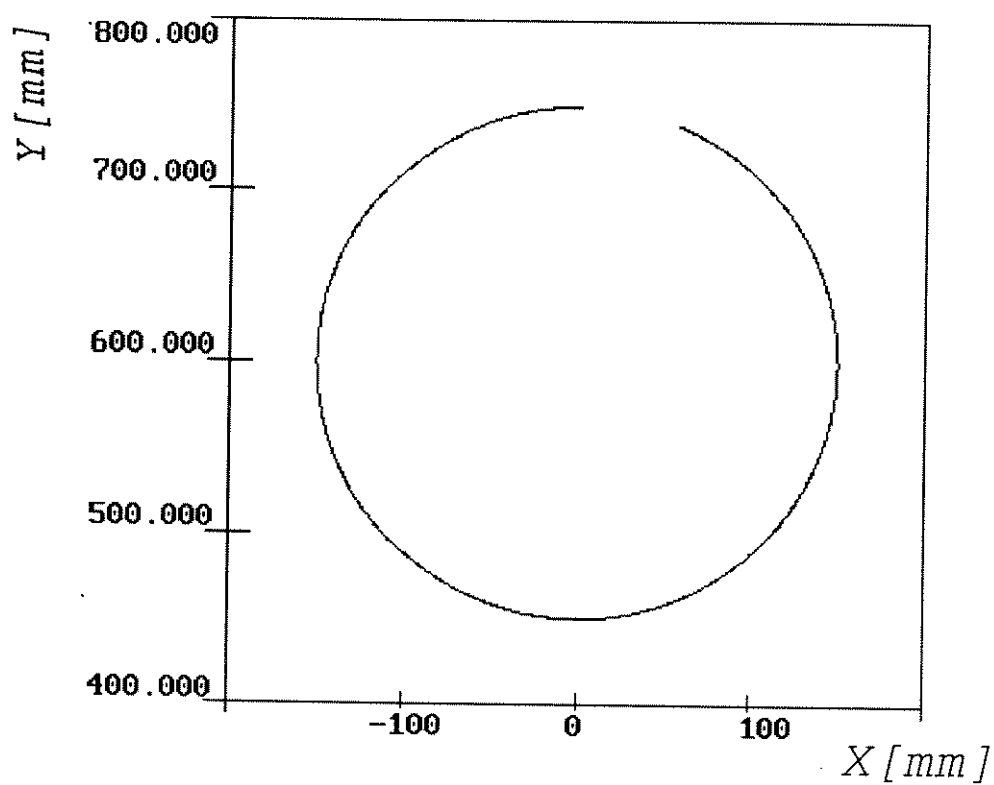


FIG. 4.26 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XY

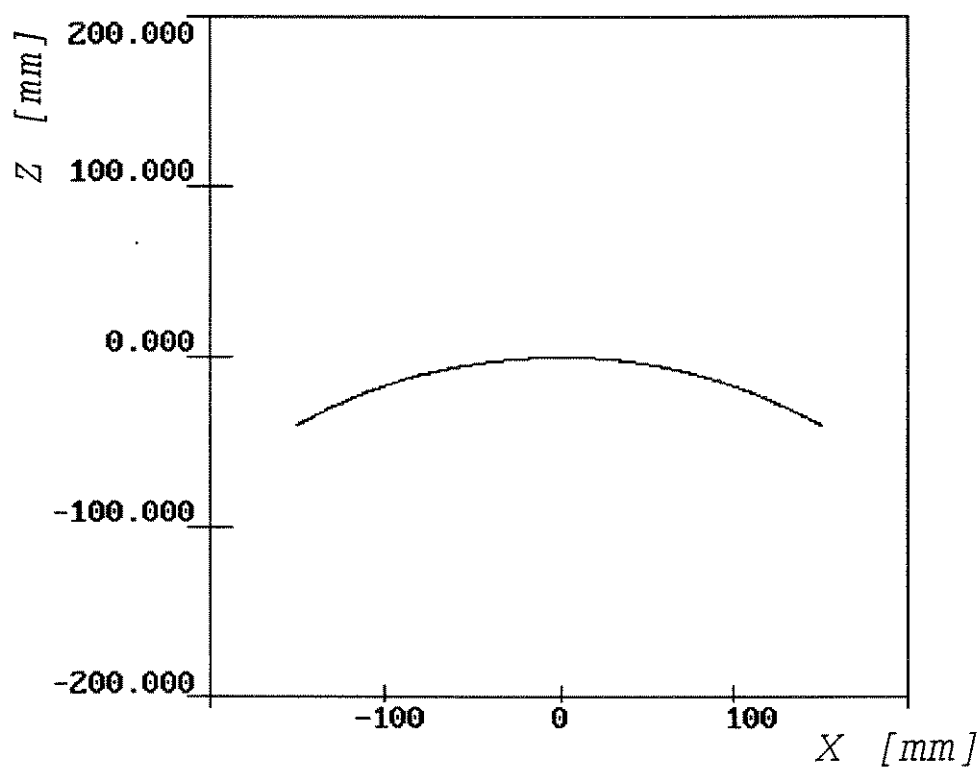


FIG. 4.27 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XZ

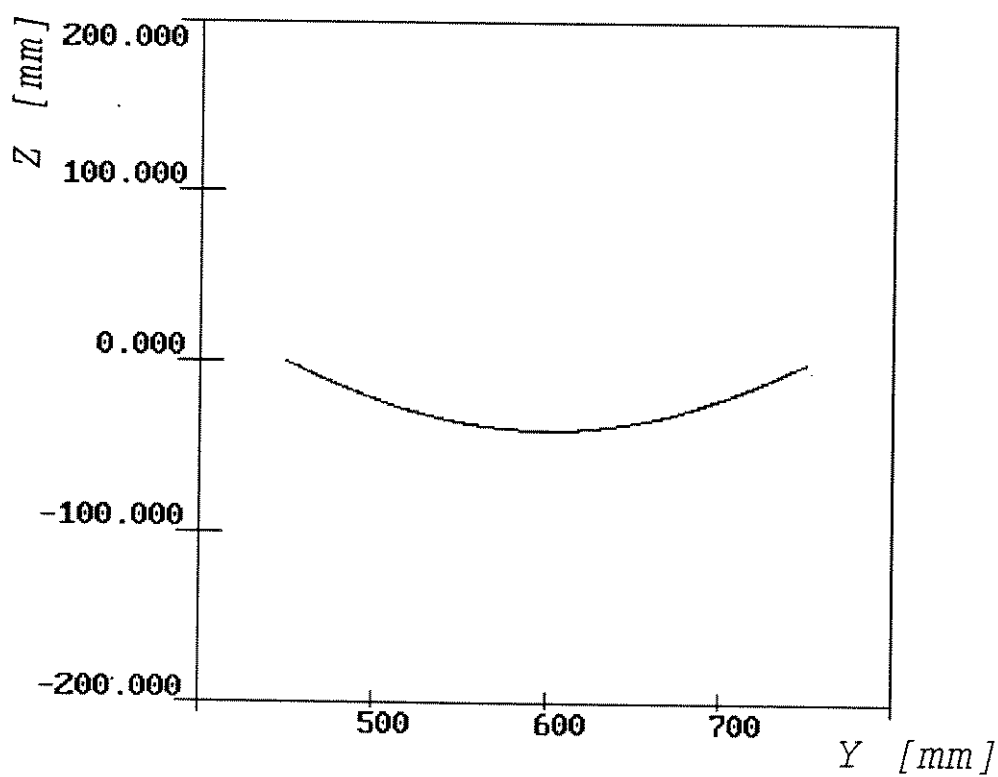


FIG. 4.28 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO YZ

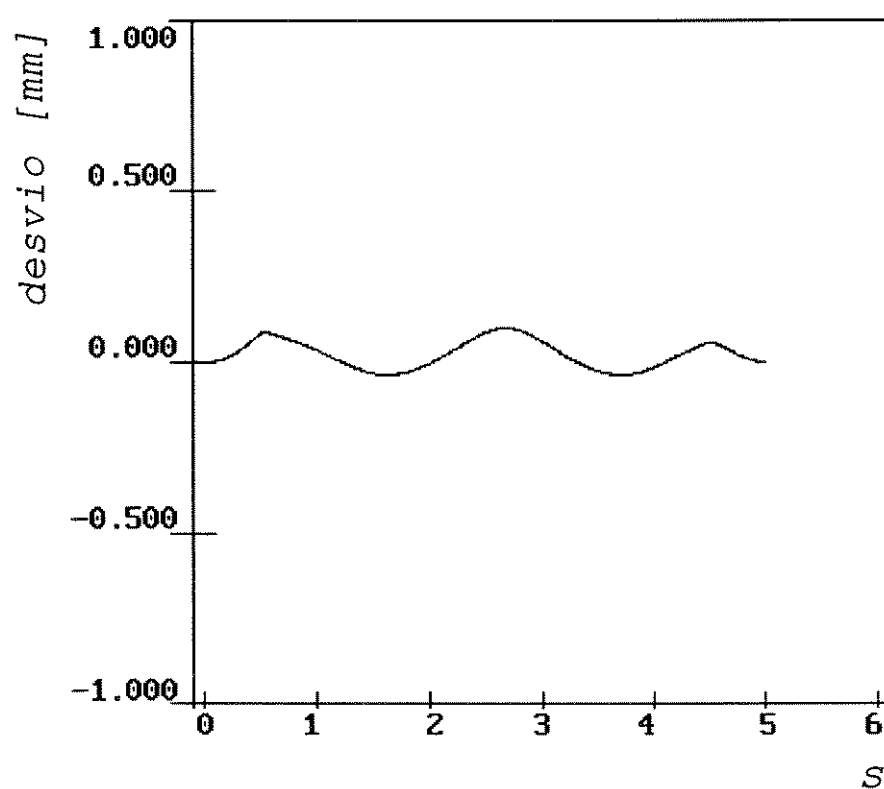


FIG. 4.29 DESVIO DA TRAJETÓRIA NA DIREÇÃO $f_1(X_s Y_s Z_s)$

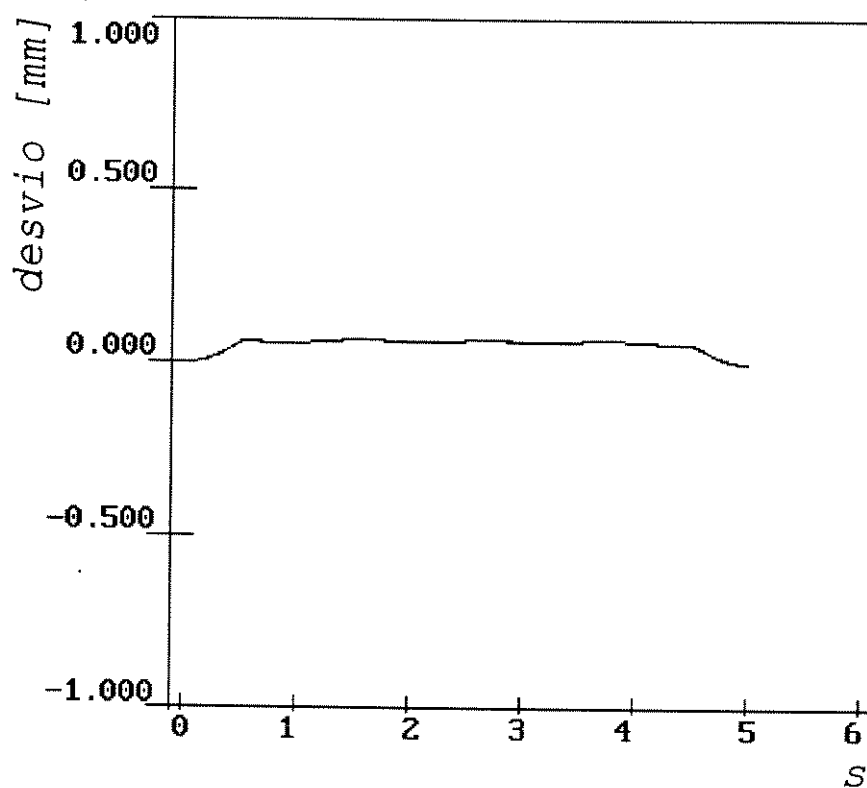


FIG. 4.30 DESVIO DA TRAJETÓRIA NA DIREÇÃO $f_2(X_s, Y_s, Z_s)$

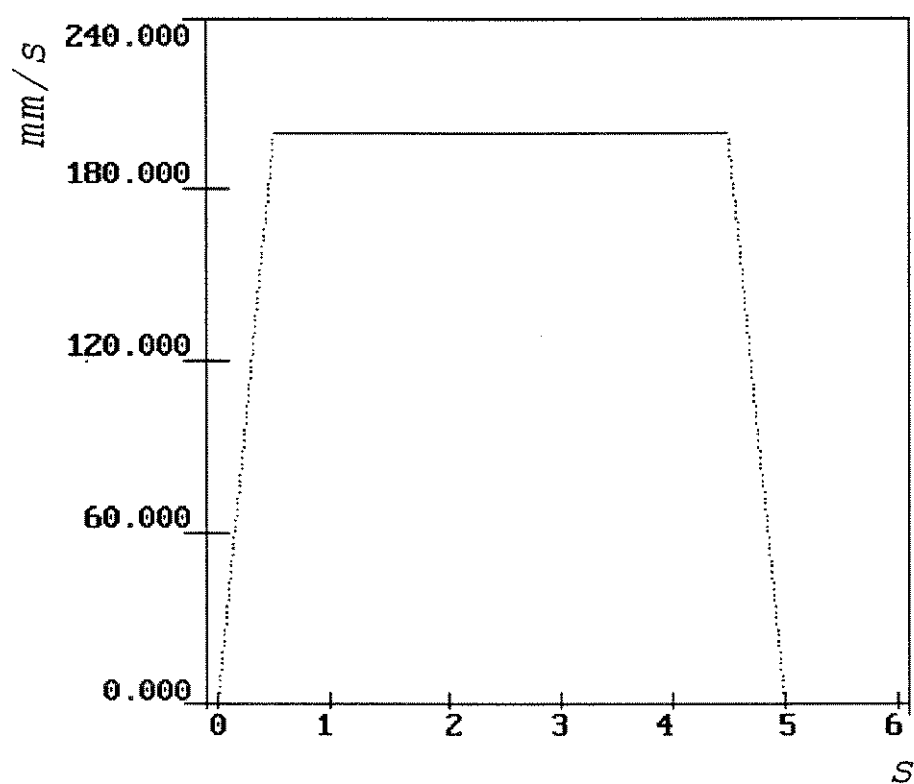


FIG. 4.31 COMPORTAMENTO DA VELOCIDADE TANGENCIAL

4.7 TRAJETÓRIA GERADA PELA INTERSEÇÃO DE CILINDRO COM PARABOLÓIDE.

A figura (4.32) ilustra a trajetória espacial gerada pela interseção de uma superfície cilíndrica com uma superfície parabólica, caracterizadas por:

$$f_1(X_S, Y_S, Z_S) = Y_S - a \cdot X_S^2 - c \quad (4.22)$$

$$f_2(X_S, Y_S, Z_S) = \sqrt{X_S^2 + Z_S^2} - R$$

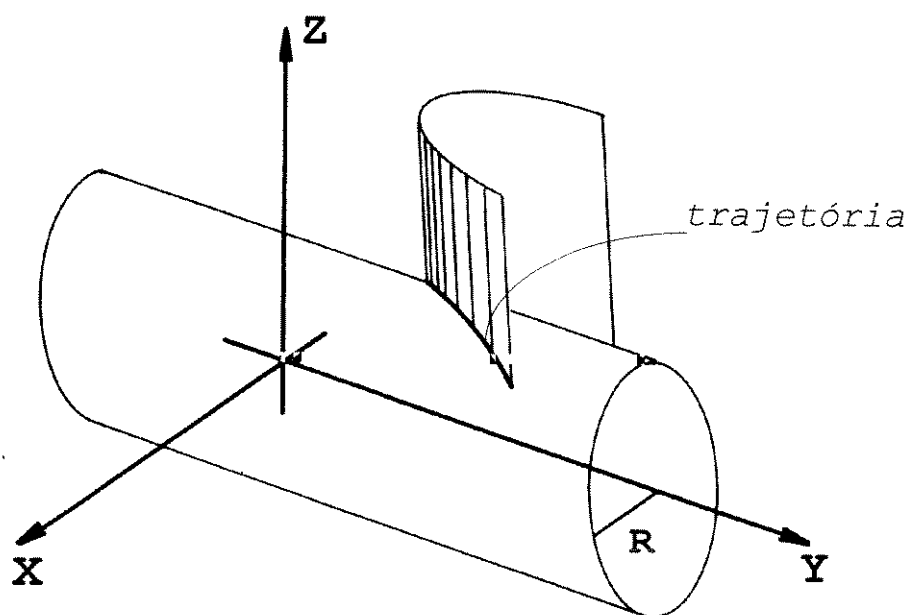


FIG. 4.32 TRAJETÓRIA GERADA PELA INTERSEÇÃO CILÍNDRIO MAIS PARABOLÓIDE.

onde: $a = 0,02$

$c = 500 \text{ mm}$

$R = 150 \text{ mm}$

$$n_x = \frac{-Z_s}{\sqrt{(X_s^2 + Z_s^2)}}$$

$$n_y = \frac{-2 \cdot a \cdot X_s Z_s}{\sqrt{(X_s^2 + Z_s^2)}}$$

$$n_z = \frac{X_s}{\sqrt{(X_s^2 + Z_s^2)}}$$

$$f_{11} = -2 \cdot a \cdot X_s$$

$$f_{12} = 1$$

$$f_{13} = 0$$

$$f_{21} = -\frac{X_s}{\sqrt{X_s^2 + Z_s^2}}$$

$$f_{22} = 0$$

$$f_{23} = -\frac{Z_s}{\sqrt{X_s^2 + Z_s^2}}$$

Os gráficos das figuras [4.33] a [4.38] ilustram os resultados da trajetória espacial obtida através da interseção de uma superfícies cilíndricas com uma superfície parabólica, com:

velocidade tangencial = 100 mm.s⁻¹

ganho de recuperação = 50

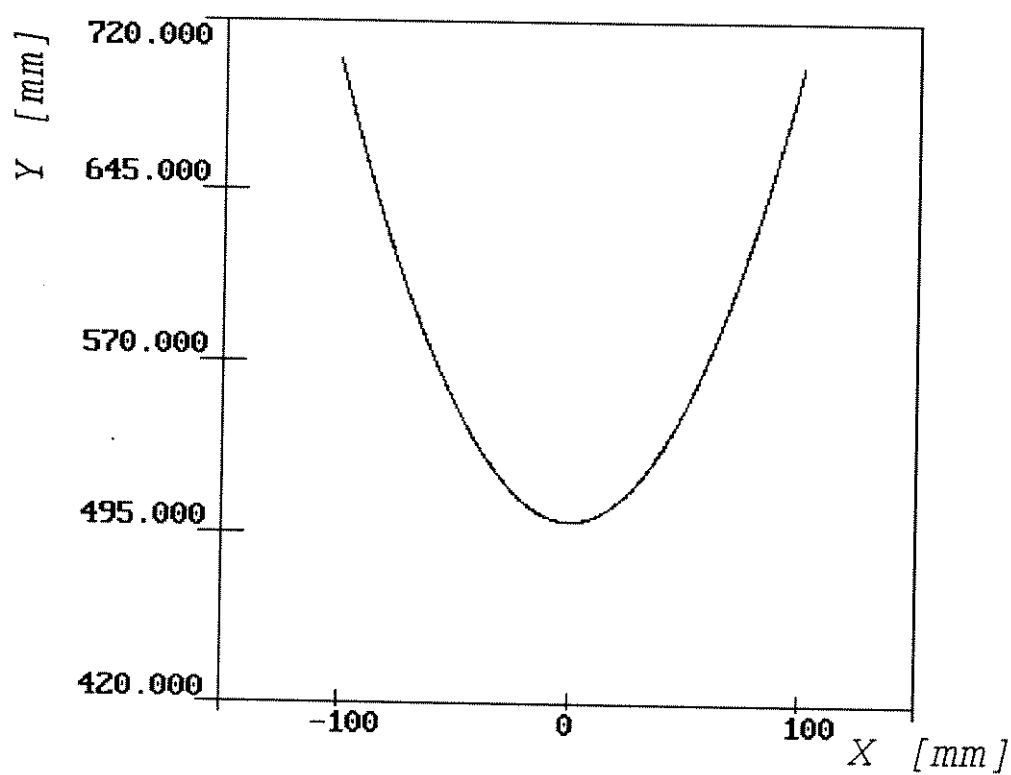


FIG. 4.33 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XY

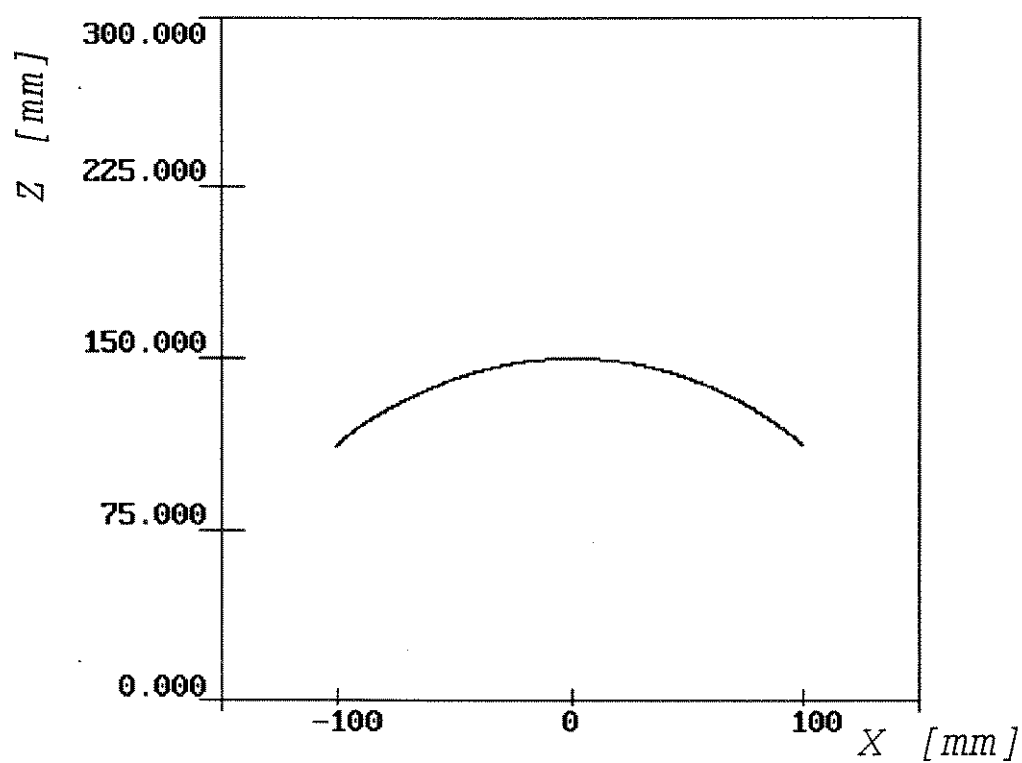


FIG. 4.34 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XZ

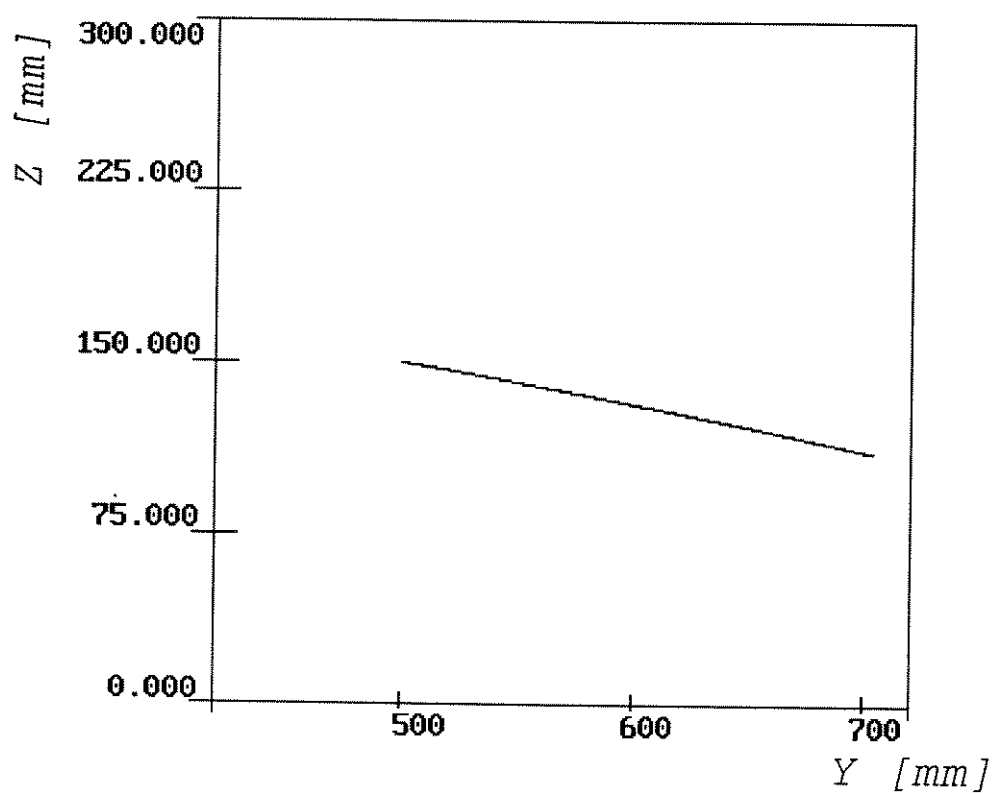
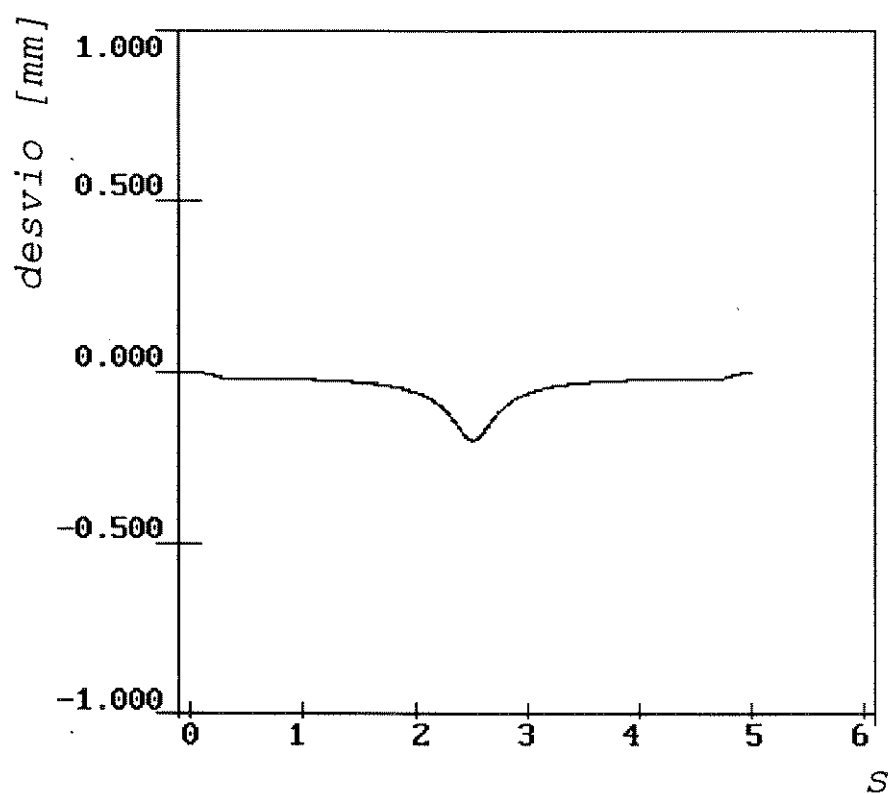
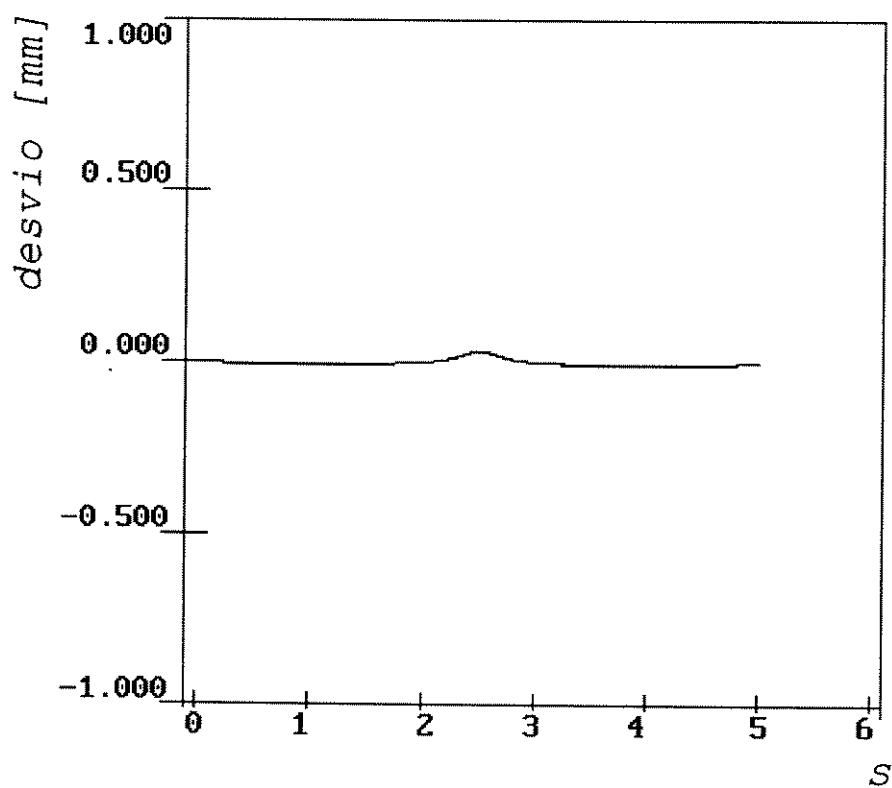


FIG. 4.35 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO YZ

FIG. 4.36 DESVIO DA TRAJETÓRIA NA DIREÇÃO $\hat{x}_1(x_s, y_s, z_s)$

FIG. 4.37 DESVIO DA TRAJETÓRIA NA DIREÇÃO $f_2(x_s, y_s, z_s)$

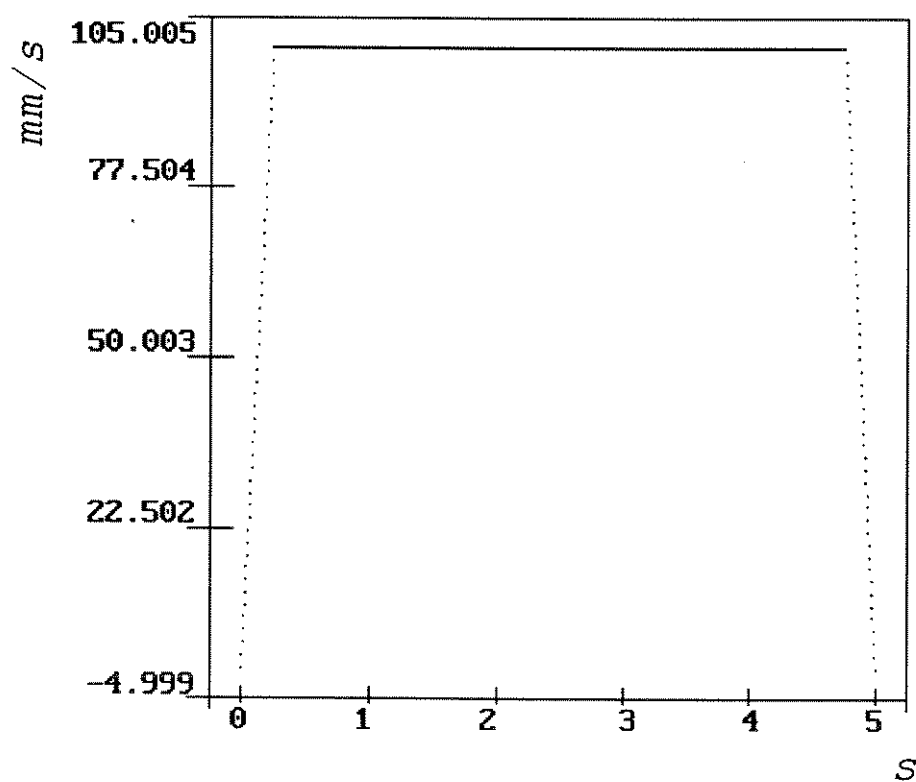


FIG. 4.38 COMPORTAMENTO DA VELOCIDADE TANGENCIAL

4.8 TRAJETÓRIA HELICOIDAL.

A figura [4.39] ilustra a trajetória helicoidal gerada pela interseção de duas superfícies, representadas pelas funções:

$$\begin{aligned} f_1(X_S, Y_S, Z_S) &= \sqrt{X_S^2 + Y_S^2} - R \\ f_2(X_S, Y_S, Z_S) &= Z_S - K \cdot \arctg\left(\frac{Y_S}{X_S}\right) \end{aligned} \quad (4.23)$$

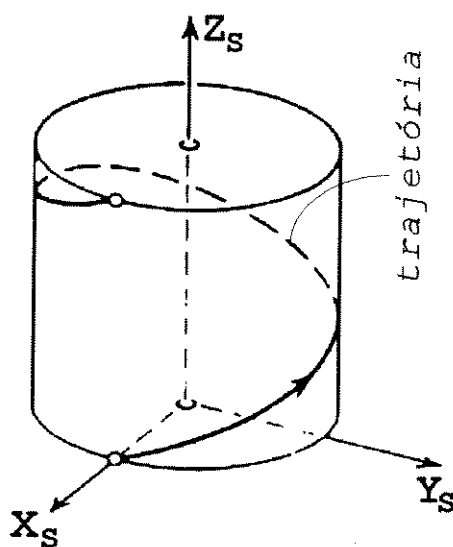


FIG. 4.39 HÉLICE

onde: $R = 100 \text{ mm}$

$K = \text{passo do hélice} = 100 \text{ mm}/\pi \text{ rad.}$

$$n_x = \frac{-Y_S}{\sqrt{(X_S^2 + Y_S^2)}}$$

$$n_y = \frac{X_S}{\sqrt{(X_S^2 + Y_S^2)}}$$

$$n_z = \frac{K}{\sqrt{(X_S^2 + Y_S^2)}}$$

$$f_{11} = - \frac{X_S}{\sqrt{X_S^2 + Y_S^2}}$$

$$f_{12} = - \frac{Y_S}{\sqrt{X_S^2 + Y_S^2}}$$

$$f_{13} = 0$$

$$f_{21} = \frac{K \cdot Y_S}{X_S^2 + Y_S^2}$$

$$f_{22} = - \frac{K \cdot X_S}{X_S^2 + Y_S^2}$$

$$f_{23} = 1$$

Os gráficos das figuras [4.40] a [4.36] ilustram os resultados da trajetória helicoidal, com:

velocidade tangencial = 300 mm.s⁻¹

ganho de recuperação = 50.

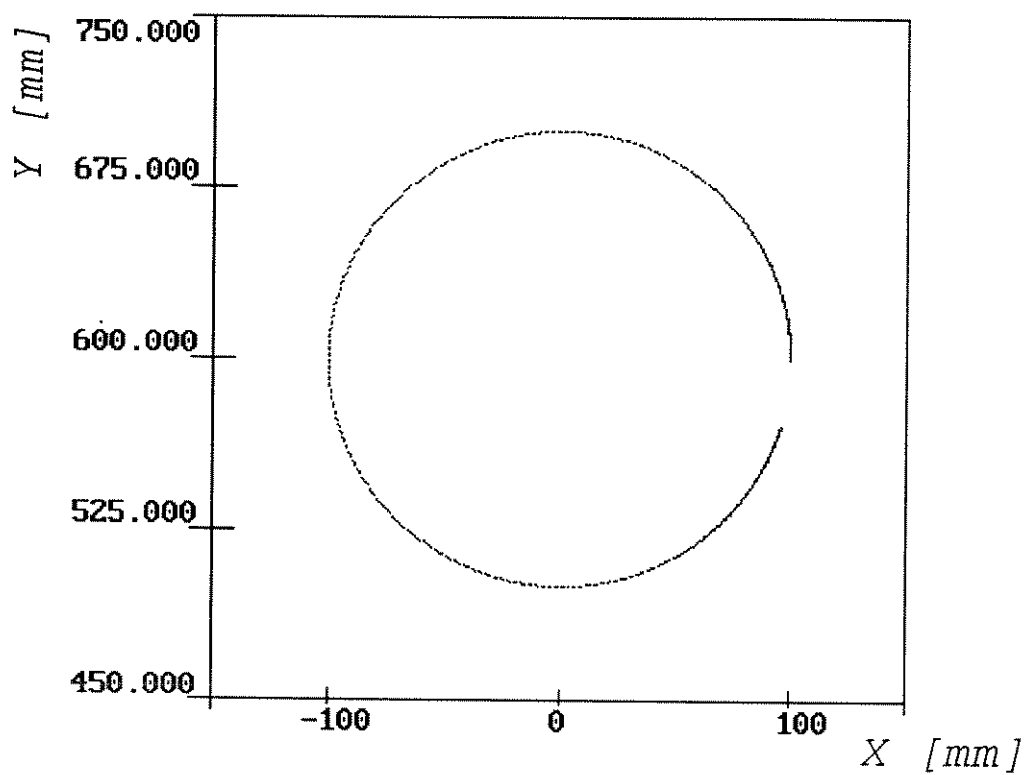


FIG. 4.40 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XY

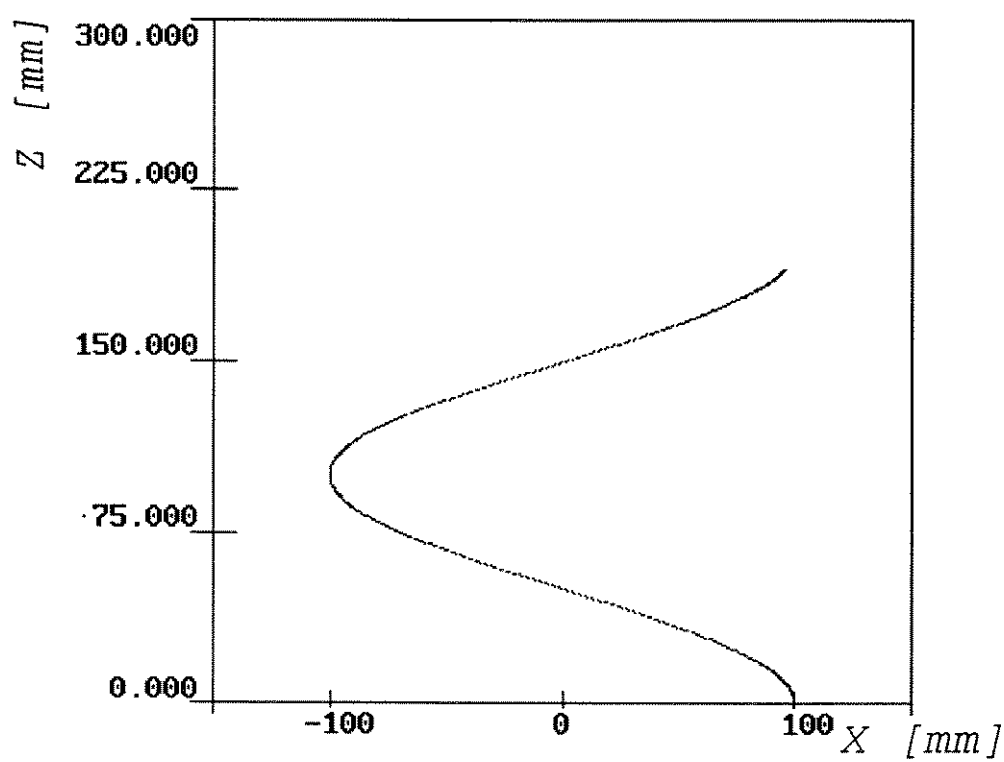


FIG. 4.41 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XZ

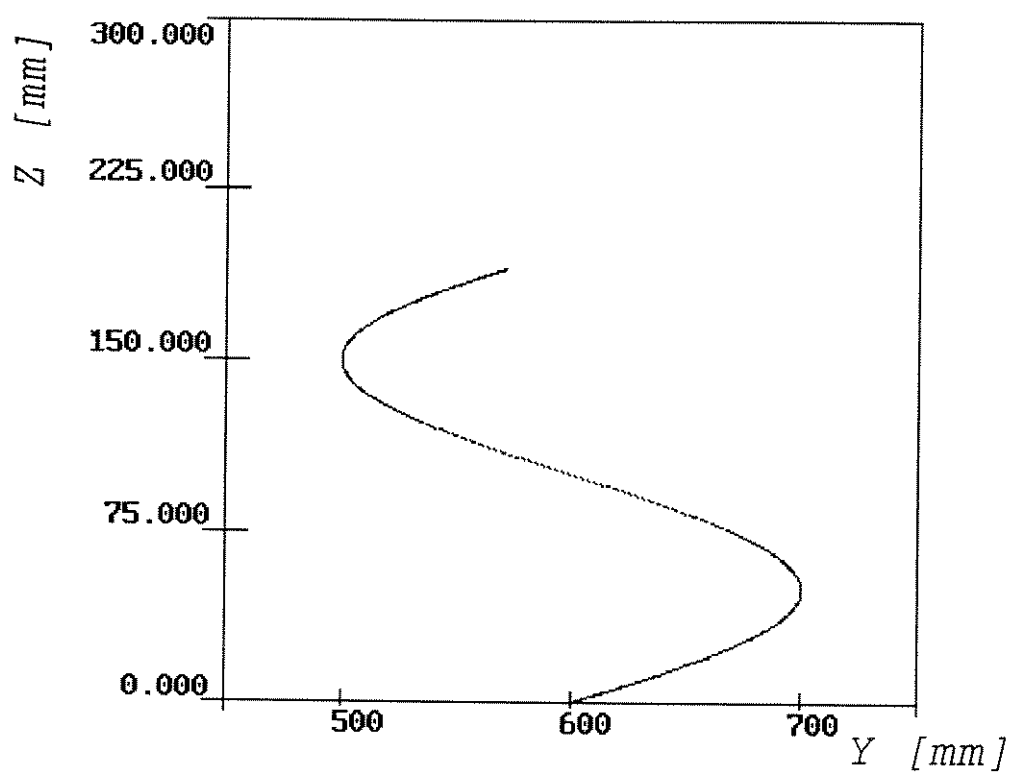


FIG. 4.42 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO YZ

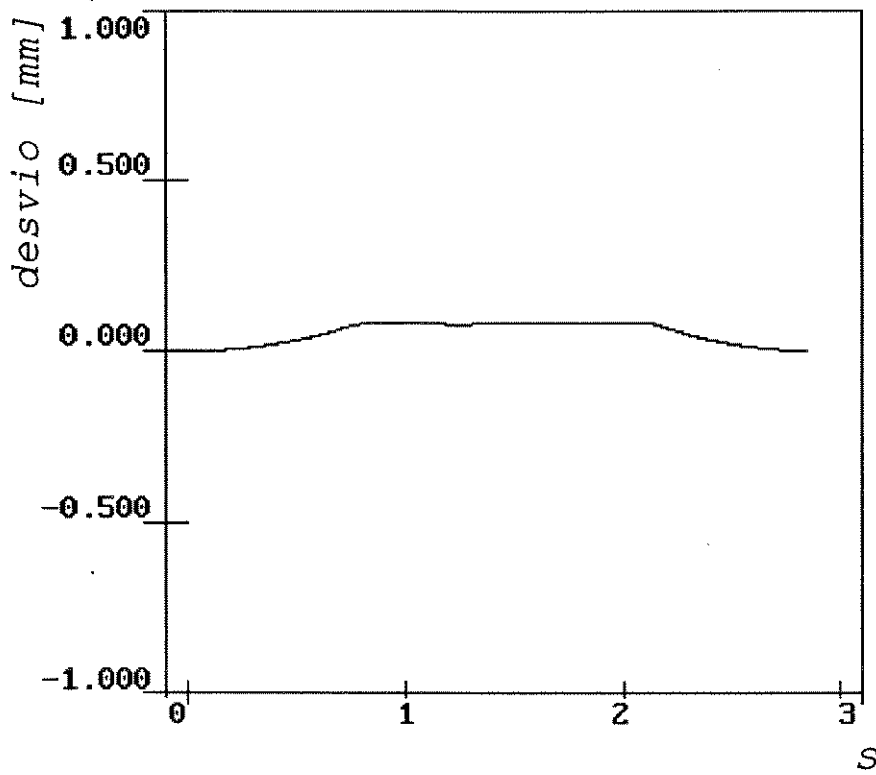


FIG. 4.34 DESVIO DA TRAJETÓRIA NA DIREÇÃO $f_1(X_s Y_s Z_s)$

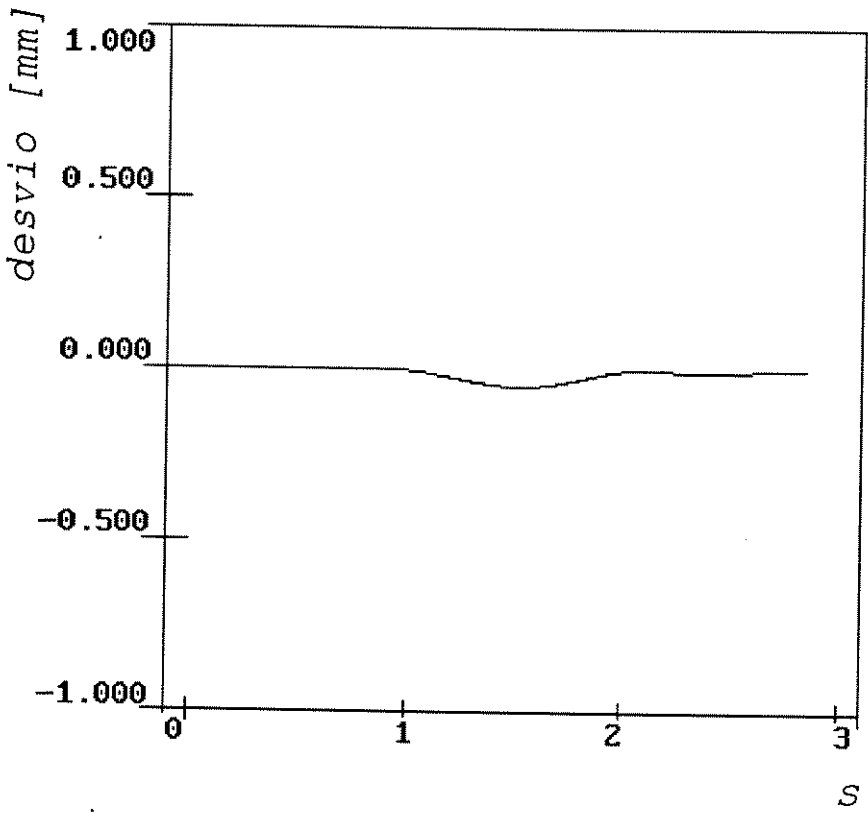


FIG. 4.35 DESVIO DA TRAJETÓRIA NA DIREÇÃO $\hat{e}_2(x_s, y_s, z_s)$

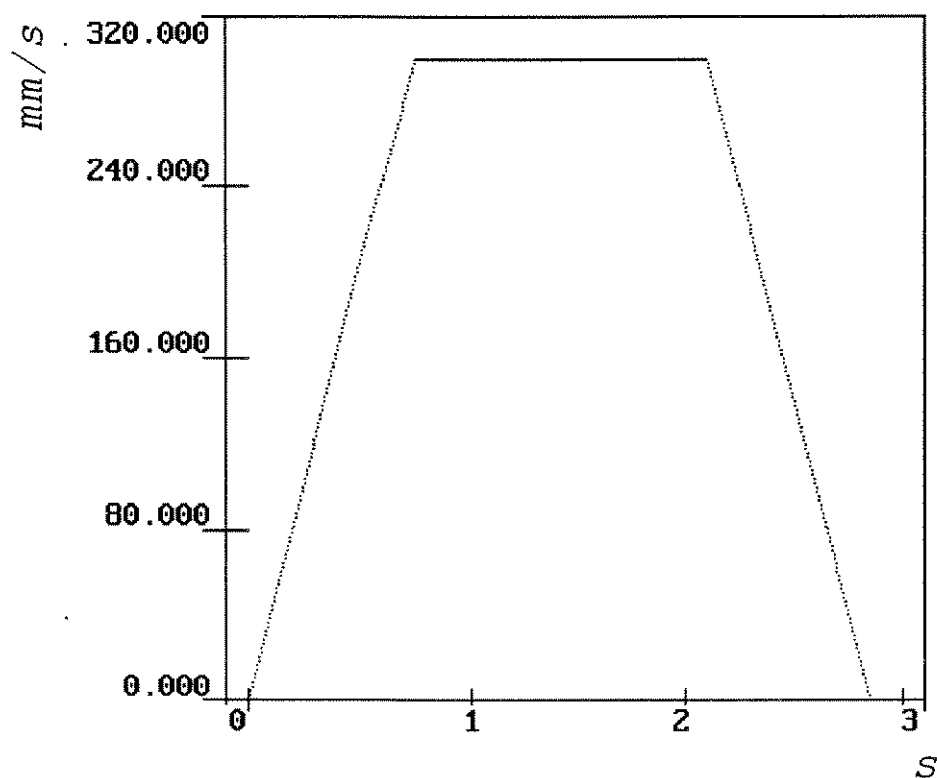


FIG. 4.36 COMPORTAMENTO DA VELOCIDADE TANGENCIAL

CAPÍTULO 5

IMPLEMENTAÇÃO DO CONTROLE DE TRAJETÓRIA

5.1 INTRODUÇÃO

O controle de trajetória, baseado no princípio do ATGS, descrito no capítulo 3, foi implementado no braço mecânico articulado apresentado no capítulo 2, envolvendo os três primeiros graus de liberdade (base deslizante, junta do ombro e junta do cotovelo).

Foram realizadas as simulações dos movimentos das trajetórias rastreadas, com o objetivo de verificar a consistência do algoritmo e também, assegurar que o braço fique contido dentro do seu volume de trabalho (figura [5.1]) ao longo da trajetória rastreada. A figura [5.2] ilustra a geometria do braço e a alocação do sistema de coordenadas tanto para simulação como para implementação prática.

As trajetórias simuladas e implementadas na prática foram:

- a) Trajetória planar no espaço tridimensional:
 - Trajetória retilínea;
 - Trajetória circular;
 - Trajetória parabólica.
- b) Trajetória espacial no espaço tridimensional:
 - Curva de interseção entre duas superfícies cilíndricas;
 - Curva de interseção entre uma superfície cilíndrica e uma superfície parabólica;
 - Curva helicoidal.

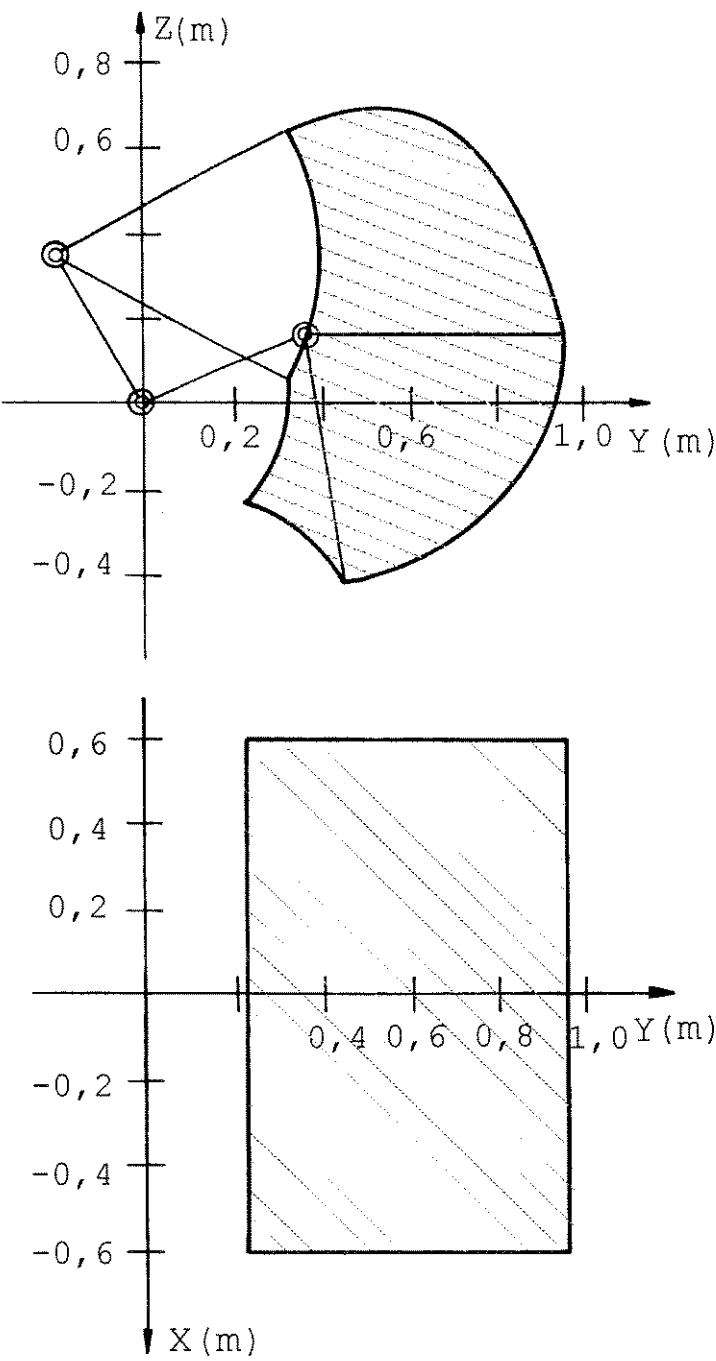


FIG. 5.1 VOLUME DE TRABALHO DO ROBÔ

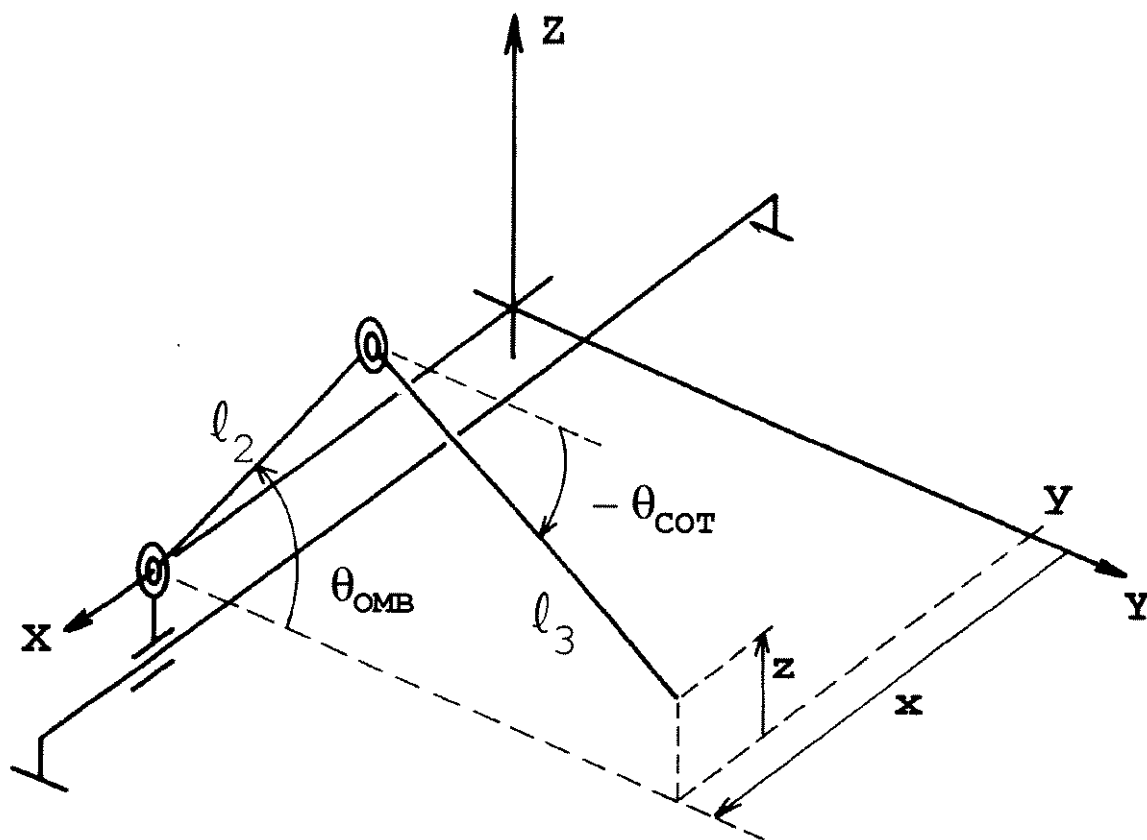


FIG. 5.2 GEOMETRIA DO BRAÇO

5.2 PREPARAÇÃO PARA CONTROLE DE TRAJETÓRIA EM TEMPO REAL.

O braço mecânico utilizado na implementação do controle de trajetória, (vide figuras [2.2], [2.3] e [2.4]) possui juntas articuladas, logo, para mover a ponta do braço com direção e velocidade pré-especificadas, há necessidade de coordenar os movimentos individuais das juntas. E, para realizar esta coordenação é necessário calcular a transformada cinemática direta e a inversa da matriz jacobiana.

Neste trabalho, a posição da ponta do braço foi calculada a partir da leitura dos codificadores angulares e

pela transformação cinemática direta. Como a base deslizante é coincidente com a coordenada X, sua posição é calculada pela equação da ponta do braço.

$$X = 0,00635.CP \quad [mm] \quad (5.1)$$

onde: CP é a quantidade dos pulsos enviados pelo codificador angular e aumentado por 4 (vide TAKITA [67]) no contador digital.

As coordenadas Y e Z da ponta do braço são calculadas por:

$$\begin{aligned} Y &= \ell_2 \cos \theta_{OMB} + \ell_3 \cos \theta_{COT} \\ Z &= \ell_2 \sin \theta_{OMB} + \ell_3 \sin \theta_{COT} \end{aligned} \quad (5.2)$$

onde θ_{OMB} é o ângulo da junta do ombro e θ_{COT} é o ângulo da junta do cotovelo.

Os ângulos de deslocamentos das juntas adjacentes, ombro e cotovelo, são calculados a partir da leitura dos valores CP_{OMB} e CP_{COT} medidos pelos codificadores angulares e utilizando-se o seguinte procedimento:

1. Pelos valores de CP_{OMB} e CP_{COT} obtidos dos codificadores angulares, calcula-se os deslocamentos das castanhas por:

$$d_{cast_{COT}} = 111,8038989 + 0,0025.CP_{COT} \quad (5.3)$$

$$d_{cast_{OMB}} = 111,8038989 + 0,0025.CP_{OMB} \quad (5.4)$$

2. conhecido os deslocamentos das castanhas calcula-se os ângulos α 's pela relações:

$$\alpha_{OMB} = \arccos \left(\frac{36500 - d_{cast_{OMB}}^2}{32557,6412} \right) \quad (5.5)$$

$$\alpha_{COT} = \arccos \left(\frac{36500 - d_{cast_{COT}}^2}{32557,6412} \right) \quad (5.6)$$

3. conhecido os α 's calcula-se os ângulos de deslocamentos das juntas adjacentes por:

$$\theta_{OMB} = 2,312740538 - \alpha_{OMB} \quad [\text{radiano}] \quad (5.7)$$

$$\theta_{COT} = 0,741947268 - \alpha_{COT} \quad [\text{radiano}] \quad (5.8)$$

A inversa da matriz jacobiana é calculada pela equação (5.9).

$$J^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\ell_3 \cos \theta_{COT}}{\Delta} & \frac{\ell_3 \sin \theta_{COT}}{\Delta} \\ 0 & -\frac{\ell_2 \cos \theta_{OMB}}{\Delta} & -\frac{\ell_2 \sin \theta_{OMB}}{\Delta} \end{bmatrix} \quad (5.9)$$

onde: $\Delta = \ell_2 \ell_3 \sin (\theta_{COT} - \theta_{OMB})$

Portanto, os valores das velocidades da base deslizante e das juntas do ombro e do cotovelo são dadas por:

$$\begin{bmatrix} \dot{X} \\ \dot{\theta}_{OMB} \\ \dot{\theta}_{COT} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J^{-1} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \dot{X} \\ \dot{Y} \\ \dot{Z} \end{bmatrix} \quad (5.10)$$

Como o acionamento deste braço é baseado no conjunto fuso-castanha, os valores a serem colocados nos respectivos canais do conversor D/A, para obtenção das velocidades desejadas $\dot{\theta}_{OMB}$ e $\dot{\theta}_{COT}$, são calculados pelas equações,

$$valorDA_{OMB} = \frac{33339,02459 \cdot \text{sen} \alpha_{OMB}}{\sqrt{36500 - 32557,6412 \cdot \cos \alpha_{OMB}}} \cdot \dot{\theta}_{OMB} \quad (5.11)$$

$$valorDA_{COT} = \frac{33339,02459 \cdot \text{sen} \alpha_{COT}}{\sqrt{36500 - 32557,6412 \cdot \cos \alpha_{COT}}} \cdot \dot{\theta}_{COT} \quad (5.12)$$

$$valorDA_x = \frac{\dot{x}}{1,240234375} \quad (5.13)$$

5.2.1 Determinação do Ganho de Recuperação da Trajetória K_{REC} .

O ganho de recuperação da trajetória K_{REC} tem papel fundamental tanto na precisão como na estabilidade da trajetória rastreada pela ponta do braço pois, conforme descrito anteriormente, a velocidade de recuperação que realiza a correção da trajetória é calculada, em cada amostragem, multiplicando-se o erro de rastreamento por K_{REC} .

A determinação do valor de K_{REC}^1 foi realizada em duas etapas:

Na primeira etapa foi utilizado o simulador dinâmico para determinar o valor de K_{REC} que resulte no menor erro de rastreamento, para cada uma das seis trajetórias propostas. Observou-se nesta etapa que K_{REC} varia com os parâmetro da trajetória, por exemplo, no círculo quanto maior é o raio maior é o valor de K_{REC} estável.

1

o valor de K_{REC} determinado para cada trajetória, é o valor que mantém a trajetória estável, dentro do espaço de trabalho.

Na segunda etapa foi utilizado um braço mecânico de três graus de liberdade, (controlado por um microcomputador com CPU 80386 DX-40, coprocessador 80387 DX-40 e *clock* de 40MHz, onde o menor período de amostragem possível é de 5 milissegundo²) para determinar o valor de K_{REC} prático.

Obtenção do valor de K_{REC} prático.

Como o modelo matemático do robô utilizado na simulação é composto de elementos ideais, torna-se necessário determinar o valor de K_{REC} prático através dos testes em laboratório. Esta obtenção foi realizada da seguinte maneira:

1. realiza-se o primeiro teste com o valor de K_{REC} obtido na simulação, uma vez que o K_{REC} prático deve estar na sua proximidade;
2. verifica-se se o desvio da trajetória está dentro da especificação desejada;
3. diminui o valor do K_{REC} prático até determinar o valor que resulte no menor erro de rastreamento.

Convém esclarecer que o valor máximo permissível do ganho de recuperação K_{REC} depende: do tipo de trajetória; dos parâmetros das trajetórias; das características do mecanismo; da velocidade tangencial. A velocidade tangencial por sua vez depende do período de amostragem, que depende da capacidade de processamento do computador utilizado para o controle.

Convém salientar que quanto maior é o valor de K_{REC} maior é a ação de recuperação (velocidade de recuperação), entretanto se K_{REC} for alto (maior do que o determinado para cada trajetória) haverá problema na estabilidade da trajetória.

O ATGS possui estrutura autônoma e hierárquica, ou seja, a cada amostragem o ATGS gera *set-point* de velocidade para o nível de *controle de juntas* e neste nível, o controle de velocidade de cada junta é realizado autonomamente através

2

se for utilizado um controlador com maior capacidade de processamento, o período de amostragem poderá ser 2 milissegundo.

do hardware analógico. Logo, quem mantém a continuidade da trajetória da ponta do braço é o nível de controle de movimento.

Pela descrição anterior é fácil perceber que a estabilidade desejada é a da ponta do braço, ou seja, o que realmente se deseja é que não haja desvio considerável na ponta do braço, mantendo desta forma a trajetória estável e contínua ao longo do seu percurso. Esta estabilidade é mantida através da velocidade de recuperação que é diretamente proporcional ao ganho de recuperação K_{REC} e ao desvio de trajetória (vide equações (3.7) ou (3.28)). Como K_{REC} determinado para cada trajetória é constante, a variação da velocidade de recuperação depende somente do desvio da trajetória.

No controle de trajetórias contínuas baseado na técnica do ATGS, a estabilidade é eficientemente analisada utilizando-se somente o gráfico do erro de rastreamento. Neste trabalho, definiu-se como estável (oscilações desprezíveis), as trajetórias com erro de rastreamento menor que 1 mm.

5.3 RESULTADOS EXPERIMENTAIS

5.3.1 Trajetória Retilínea

Foram feitos experimentos práticos do controle de trajetória, com as mesmas condições da simulação apresentado no capítulo 4.

Deste modo, na implementação do controle de trajetória o modelo dinâmico do braço utilizado pela simulação foi substituído pela planta real.

Os gráficos da figura [5.3] a [5.7] mostram os resultados obtidos pelo controle de trajetória retilínea, com:
velocidade tangencial = 300 mm.s⁻¹
ganho de recuperação = 100.

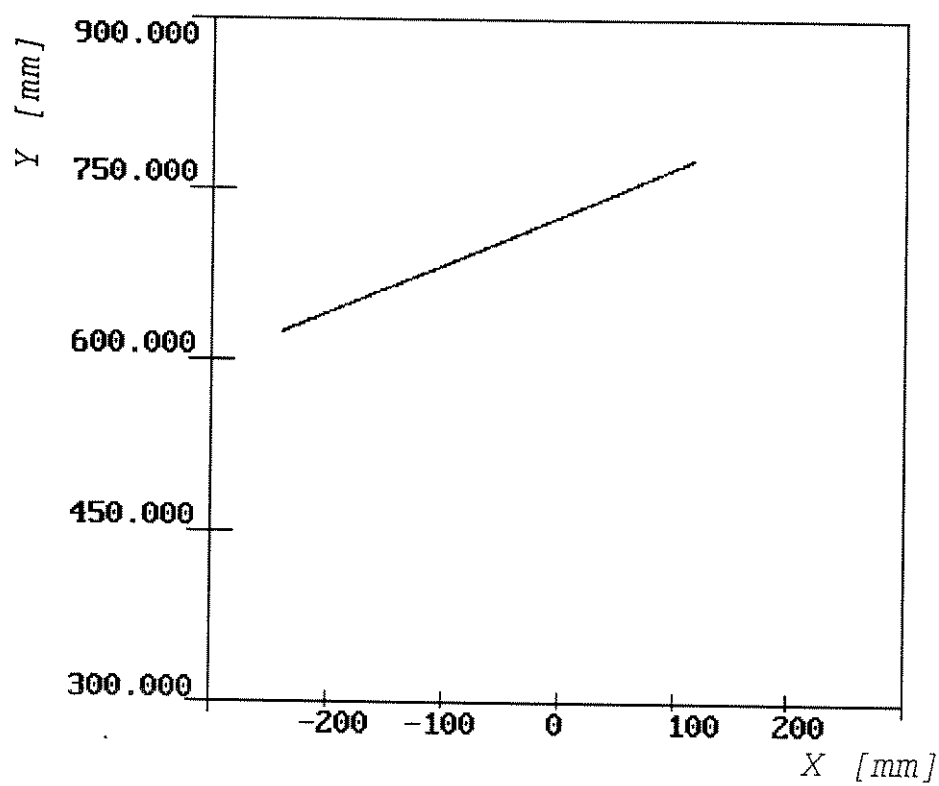


FIG. 5.3 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XY

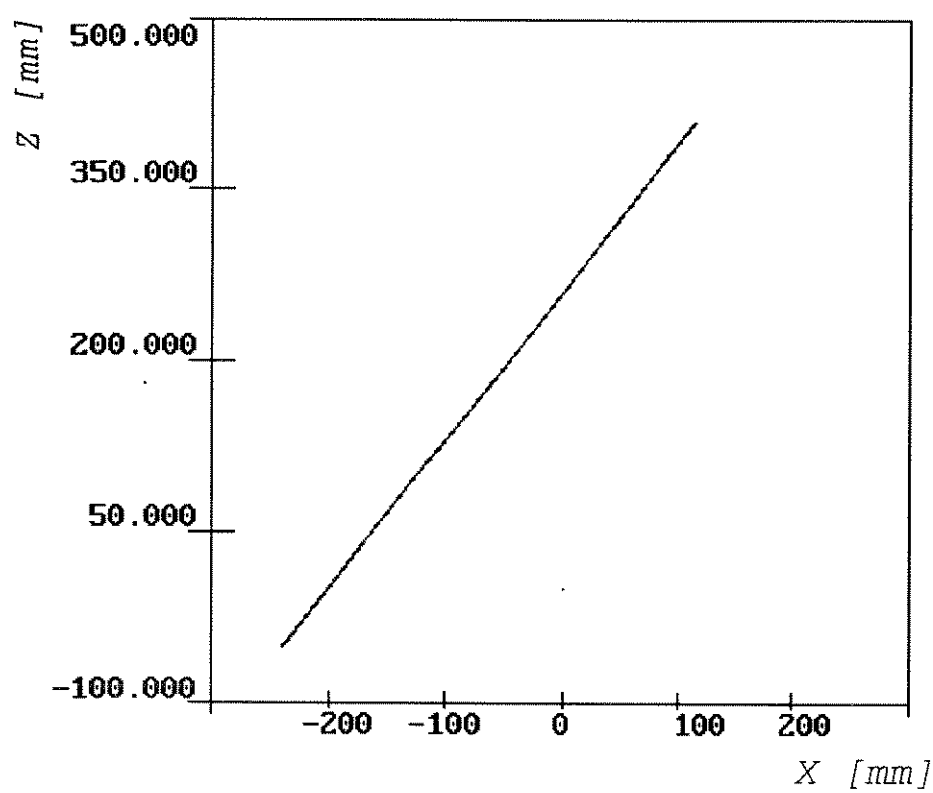


FIG. 5.4 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XZ

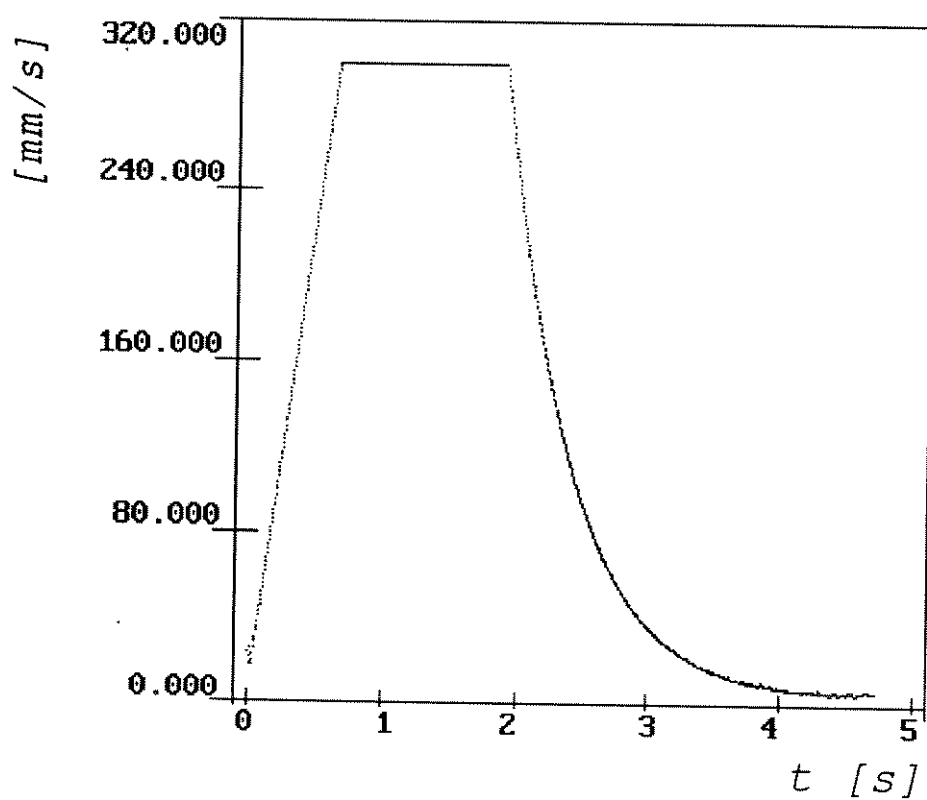


FIG. 5.5 COMPORTAMENTO DA VELOCIDADE TANGENCIAL

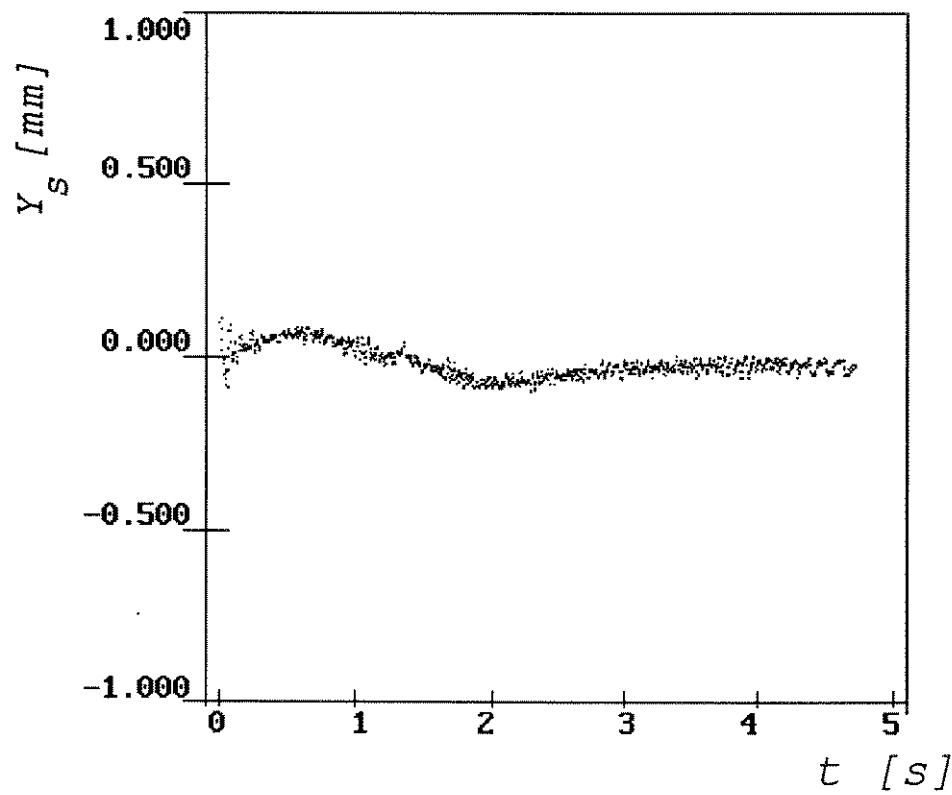
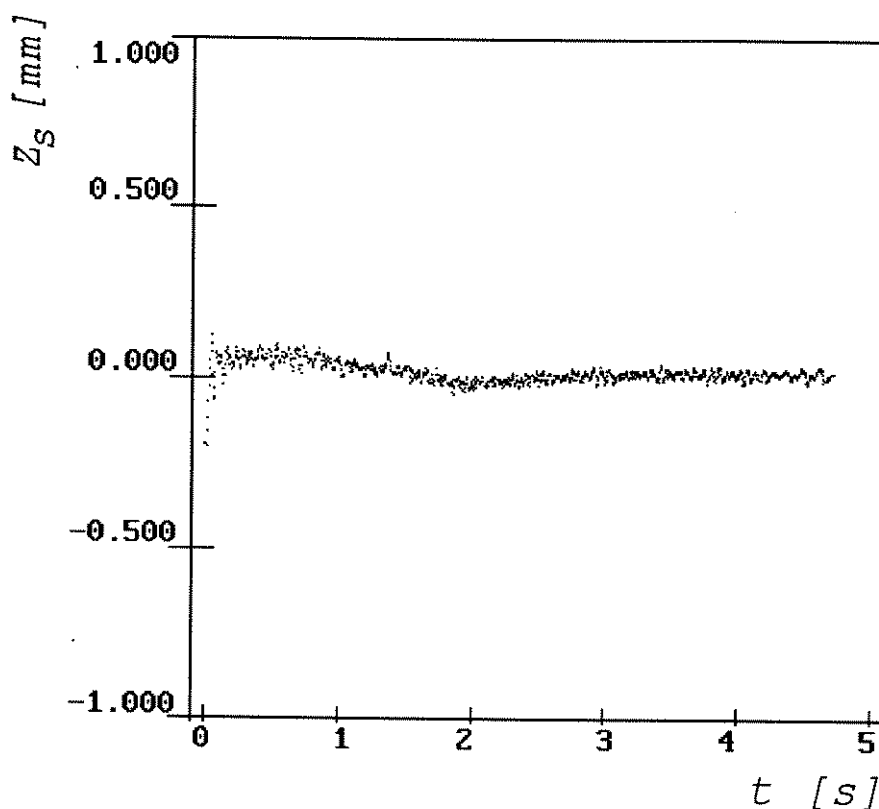


FIG. 5.6 DESVIO DA TRAJETÓRIA NA DIREÇÃO Y_s

FIG. 5.7 DESVIO DA TRAJETÓRIA NA DIREÇÃO z_s

Analisando as figuras [5.3] a [5.7] nota-se que:

1. a reta está contida no eixo x_s do espaço de trabalho, conforme planejada;
2. a velocidade se manteve constante entre $t > 0,7$ s (após aceleração) e $t < 1,9$ s quando inicia-se a desaceleração;
3. o desvio máximo da trajetória retilínea rastreada é igual a 0,125 mm em $t \approx 0$ s na direção z_s .

5.3.2 Trajetória Circular

As figuras [5.8] a [5.13] mostram os resultados experimentais do rastreamento da trajetória circular definida pelos pontos $P_1(0, 500, 50)$, $P_2(100, 600, 100)$ e $P_3(-100, 600, 0)$, com:

velocidade tangencial = 300 mm.s^{-1}

ganho de recuperação = 90.

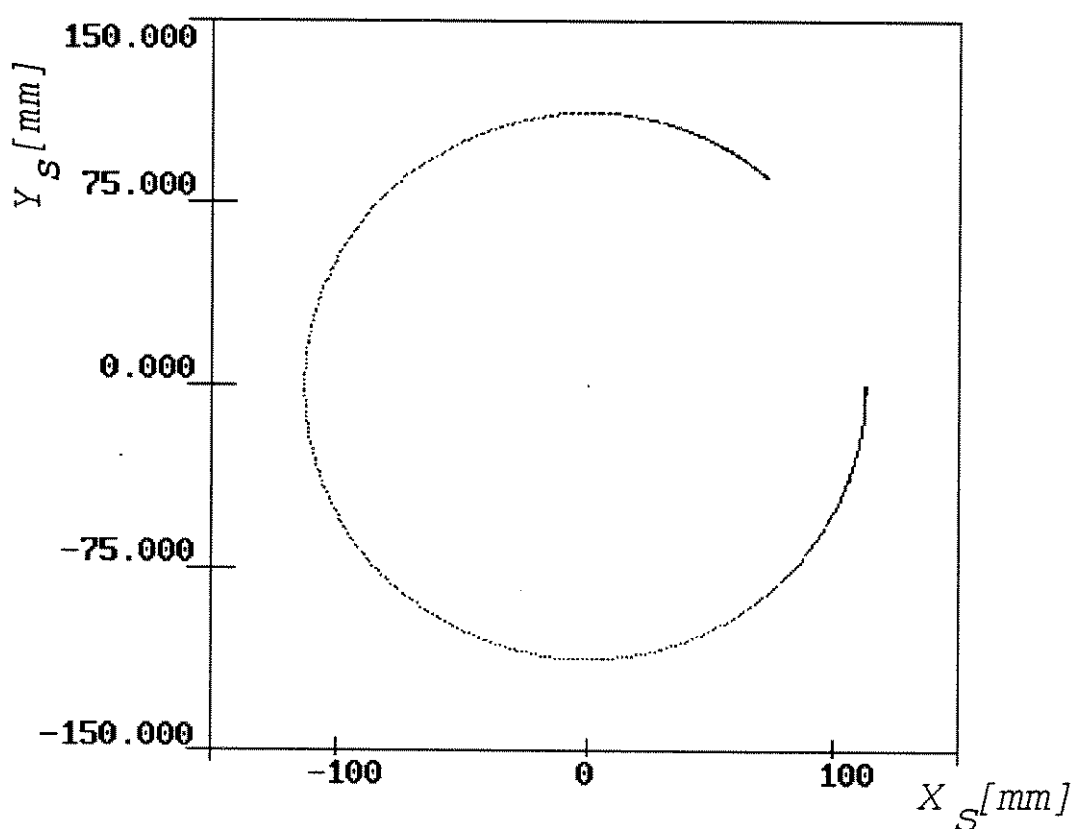
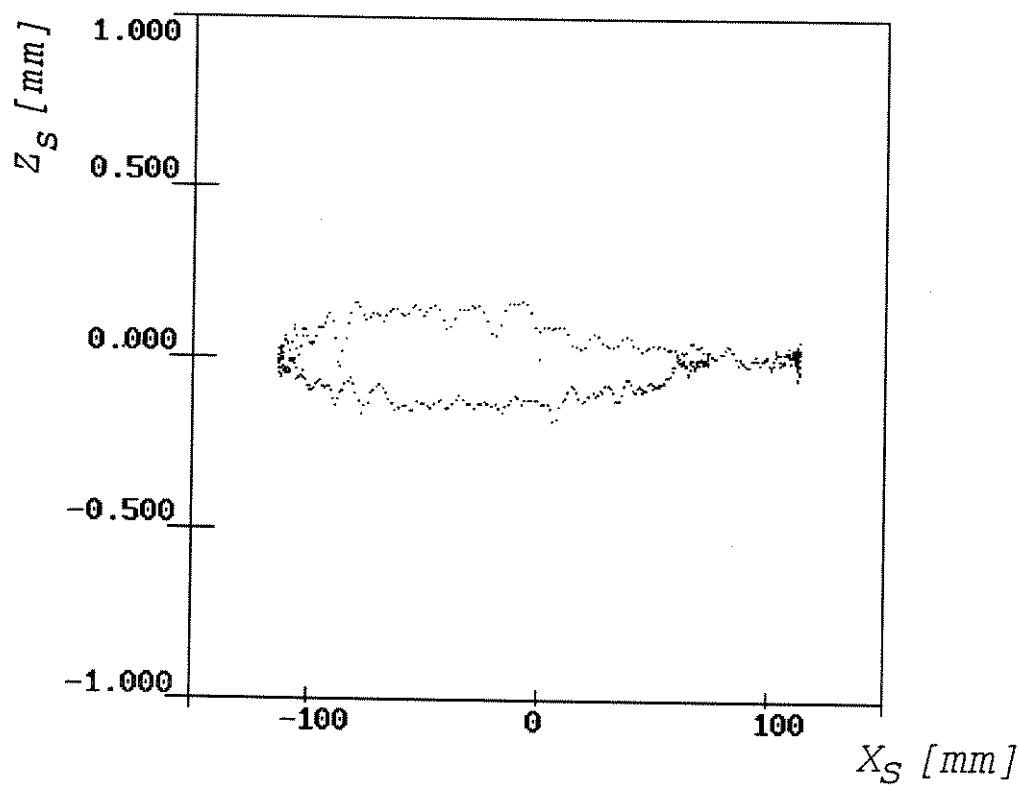


FIG. 5.8 TRAJETÓRIA RASTREADA NO PLANO $X_S Y_S$

FIG. 5.9 DESVIO DA TRAJETÓRIA NA DIREÇÃO Z_s

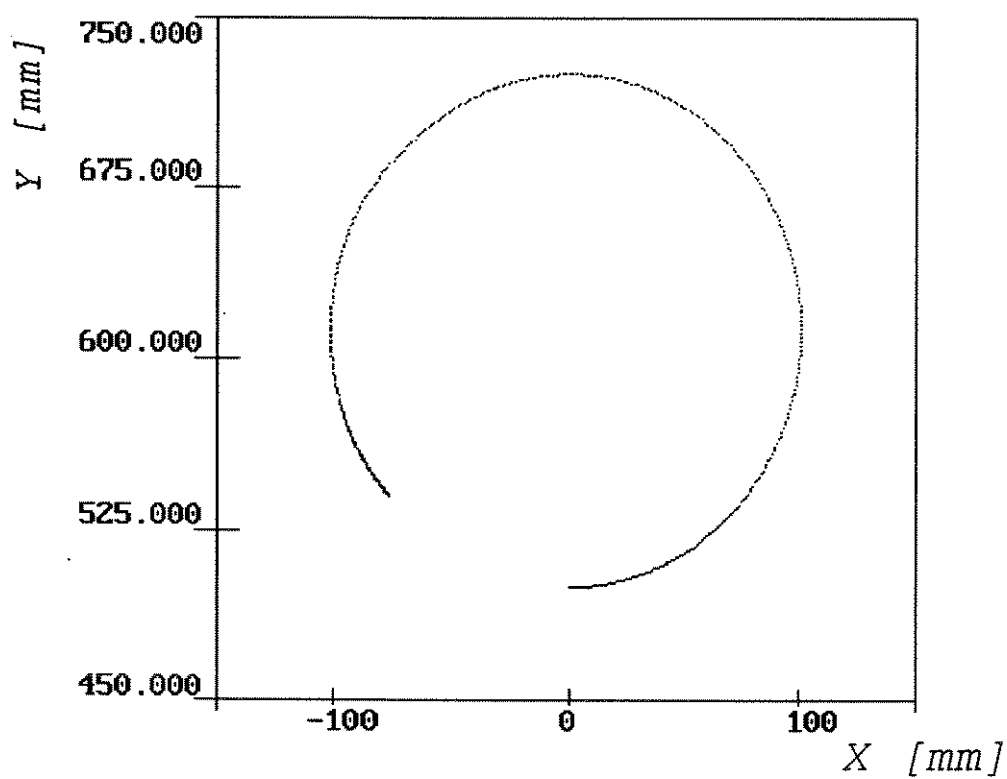


FIG. 5.10 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA RASTREADA NO PLANO XY

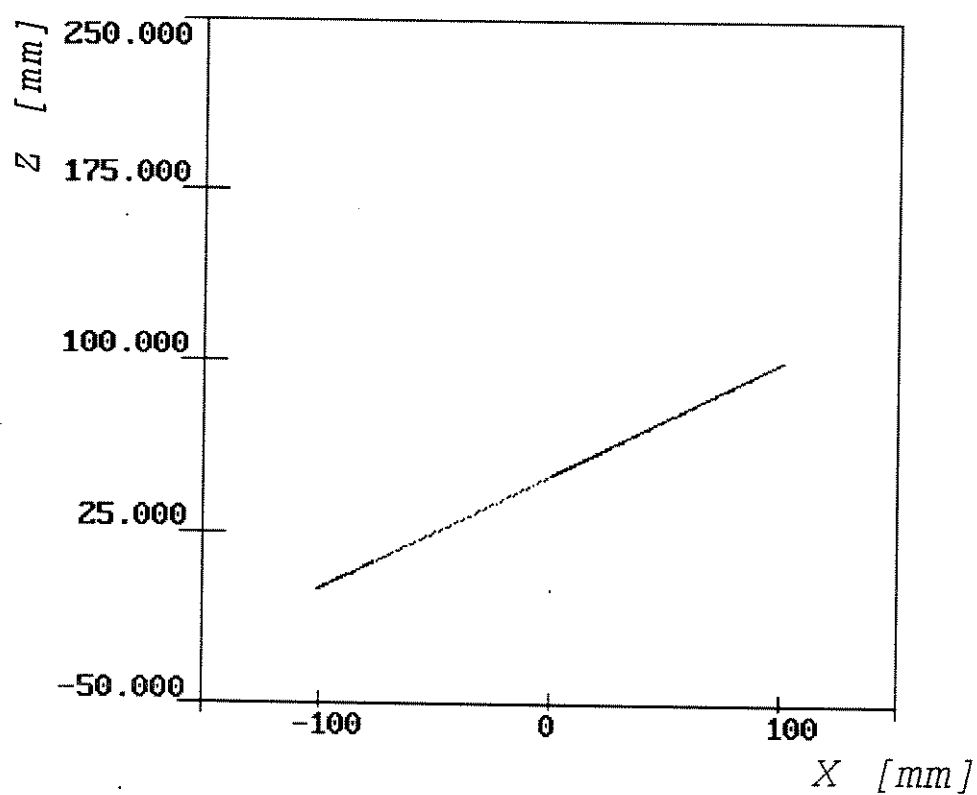


FIG. 5.11 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA RASTREADA NO PLANO XZ

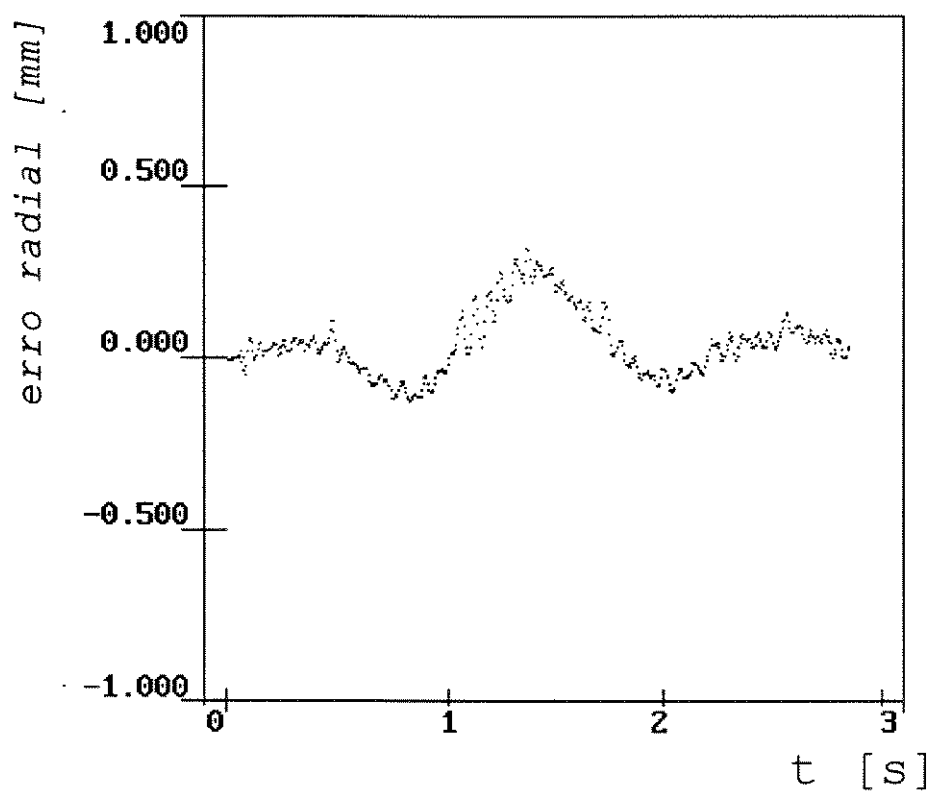


FIG. 5.12 ERRO RADIAL (DESVIO DA TRAJETÓRIA)

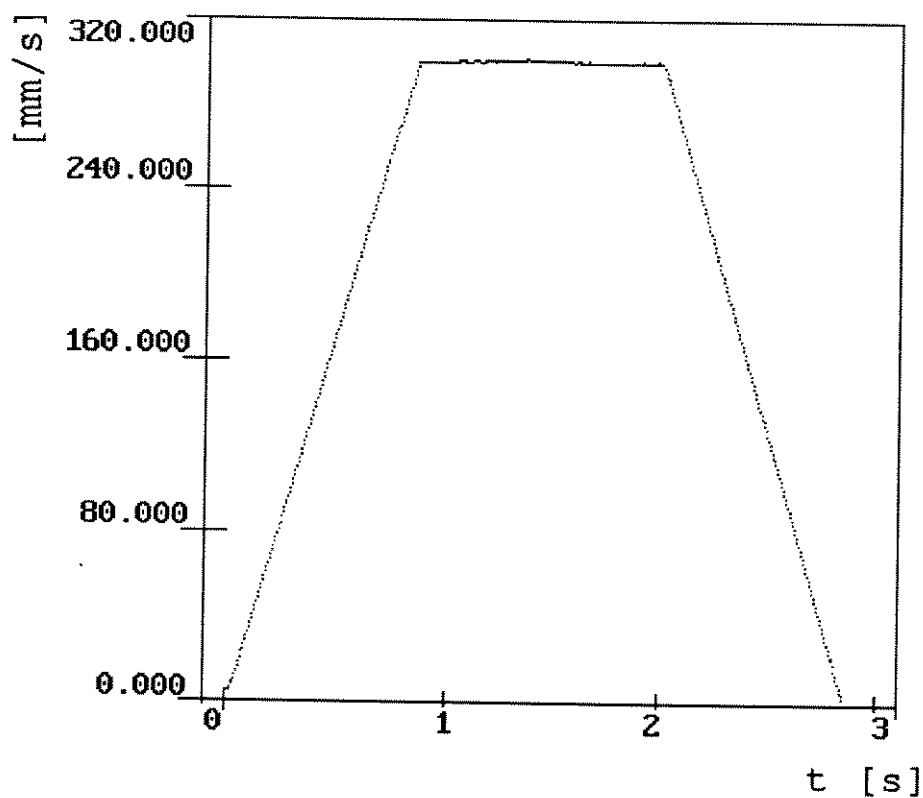


FIG. 5.13 COMPORTAMENTO DA VELOCIDADE TANGENCIAL

Analisando as figuras [5.8] a [5.13] nota-se que:

1. a trajetória circular está contida no plano $X_s Y_s$ do espaço de trabalho;
2. o desvio máximo da trajetória circular rastreada, ou seja, o desvio radial é igual $0,3 \text{ mm}$ em $t \approx 1,42 \text{ s}$ para um círculo de raio igual a $112,5 \text{ mm}$;
3. a velocidade se manteve constante entre $t > 0,8 \text{ s}$ (após aceleração) e $t < 2 \text{ s}$ quando inicia-se a desaceleração.

5.3.3 Trajetória Parabólica

As figuras [5.14] a [5.19] ilustram os resultados experimentais do rastreamento da trajetória parabólica com:

velocidade tangencial = 200 mm.s^{-1}

ganho de recuperação = 70

e todos os parâmetros com os mesmos valores da simulação.

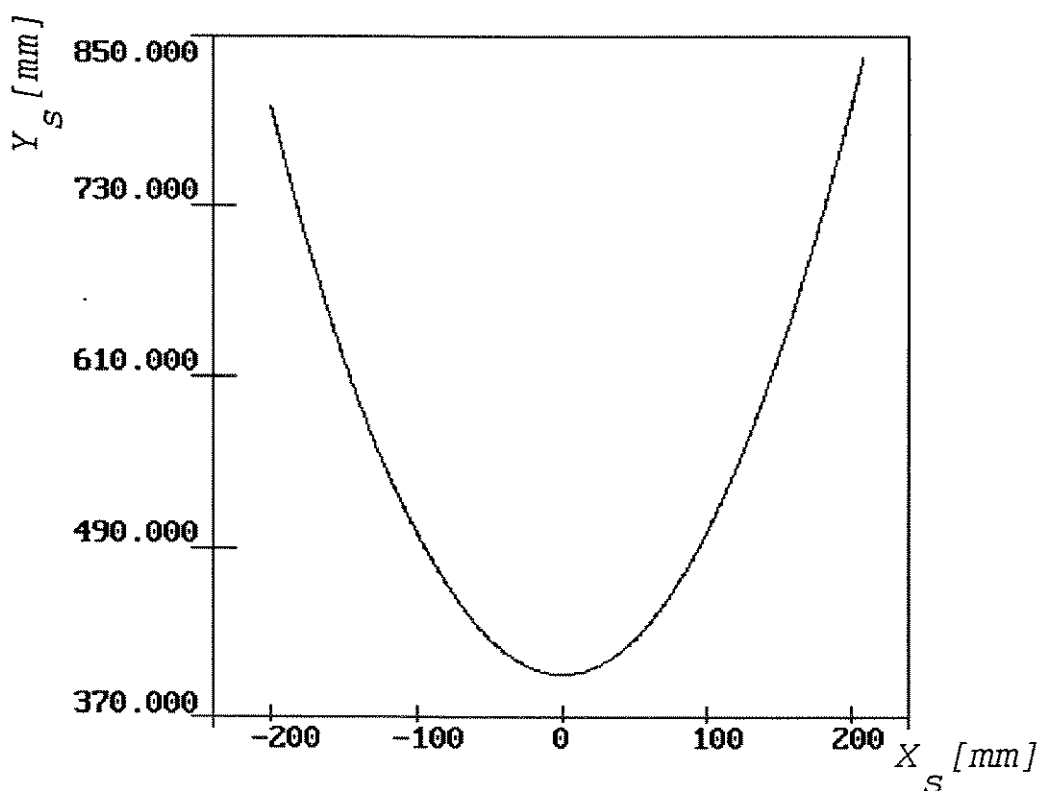
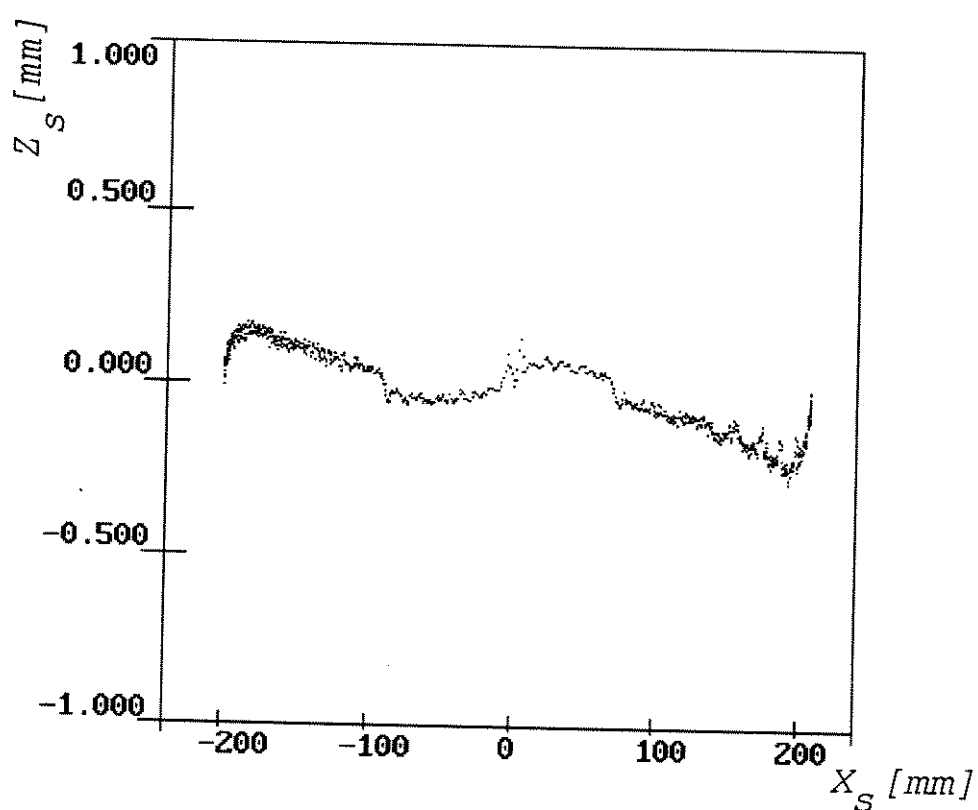


FIG. 5.14 TRAJETÓRIA RASTREADA NO PLANO $X_S Y_S$

FIG.5.15 DESVIO DA TRAJETÓRIA NA DIREÇÃO Z_s

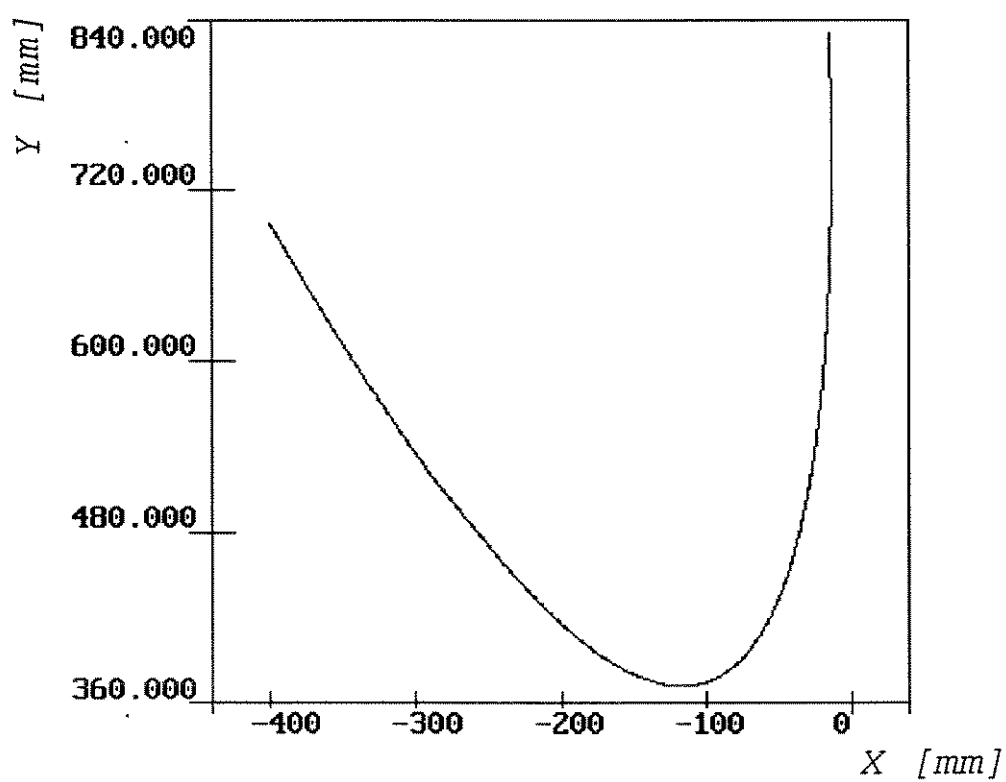


FIG. 5.16 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XY

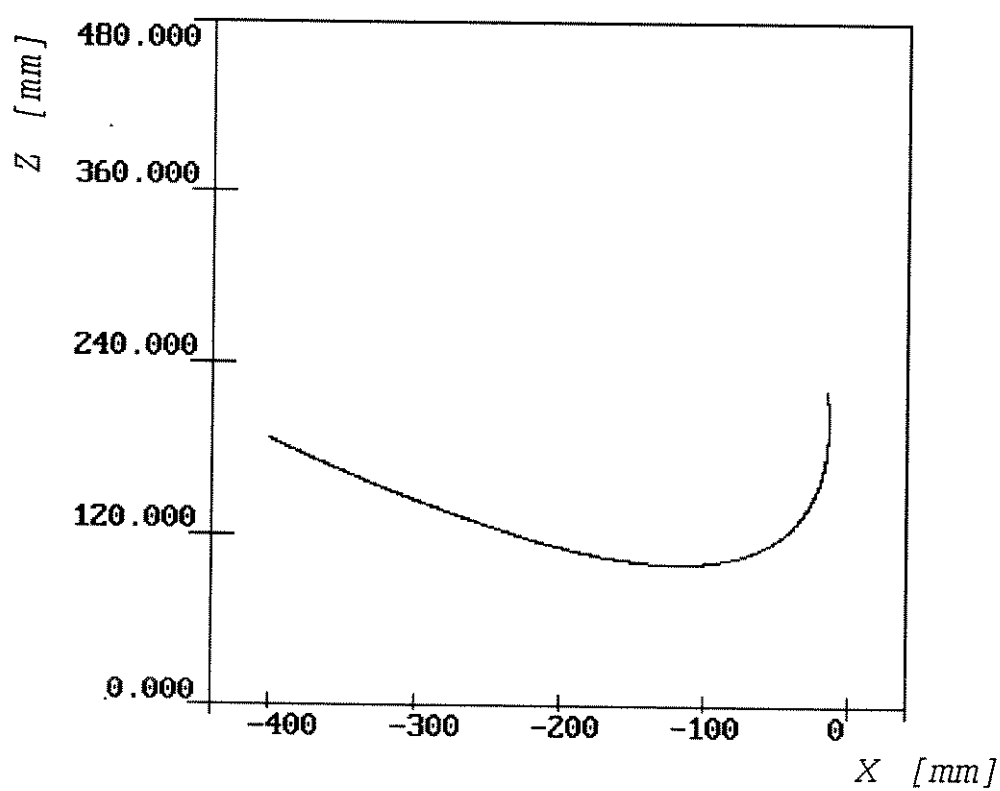


FIG. 5.17 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XZ

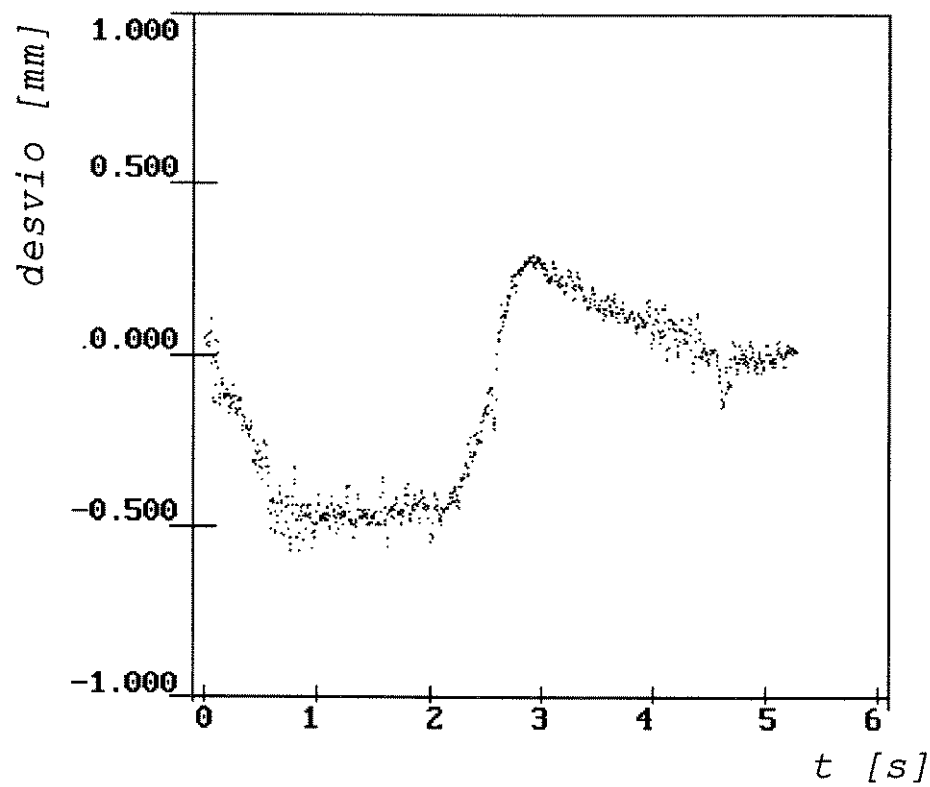


FIG. 5.18 DESVIO DA TRAJETÓRIA

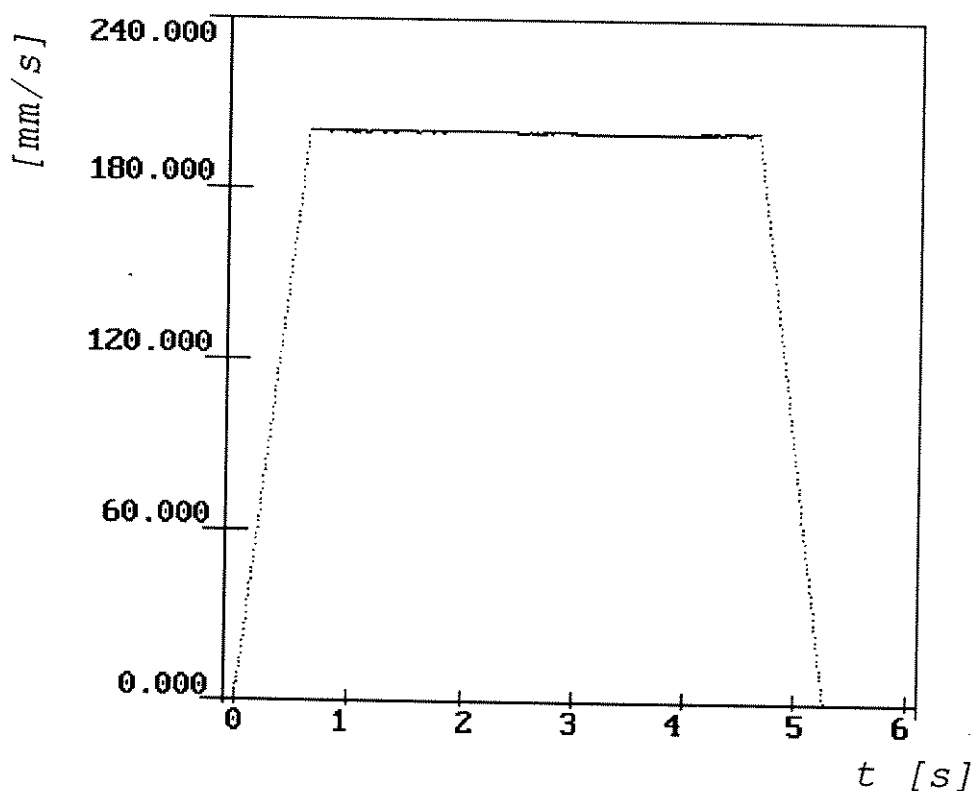


FIG 5.19 VELOCIDADE TANGENCIAL

Analisando as figuras [5.14] a [5.19] nota-se que:

1. a trajetória parabólica está contida no plano $x_s y_s$ do espaço de trabalho;
2. o desvio máximo da trajetória parabólica rastreada é igual $0,51 \text{ mm}$ em $t \approx 0,72 \text{ s}$;
3. a velocidade se manteve constante entre $t > 0,7 \text{ s}$ (após aceleração) e $t < 4,7 \text{ s}$ quando inicia-se a desaceleração.

5.3.4 Trajetória Espacial Gerada pela Interseção de Duas Superfícies Cilíndricas

A figura [5.20] ilustra a trajetória espacial gerada pela interseção de duas superfícies cilíndricas, caracterizadas pelas seguintes funções:

$$f_1(X_S, Y_S, Z_S) = \sqrt{X_S^2 + Z_S^2} - R_1 \quad (5.14)$$

$$f_2(X_S, Y_S, Z_S) = \sqrt{X_S^2 + Y_S^2} - R_2 \quad (5.15)$$

onde: $R_1 = 300 \text{ mm}$

$R_2 = 150 \text{ mm}$

As figuras [5.21] a [5.26] ilustram os resultados experimentais do rastreamento, com:

velocidade tangencial = 200 mm.s^{-1}

ganho de recuperação = 50.

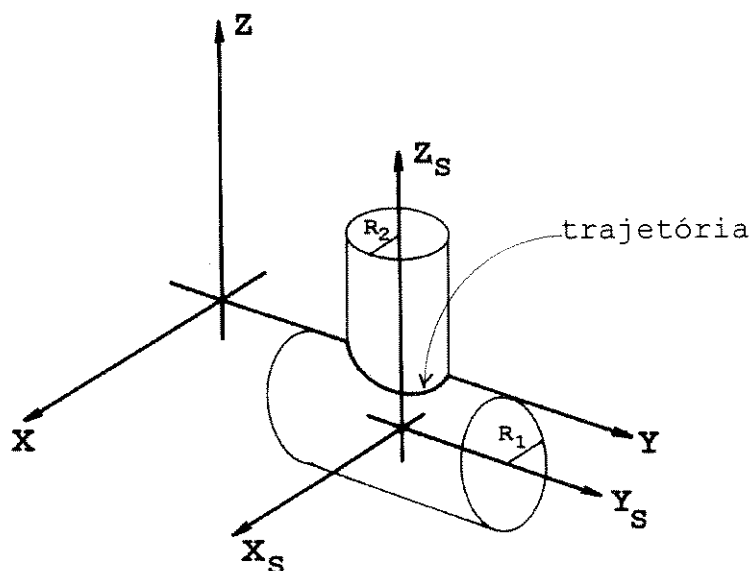


FIG. 5.20 TRAJETÓRIA ESPACIAL GERADA PELA INTERSEÇÃO DE DUAS SUPERFÍCIE CILÍNDRICAS

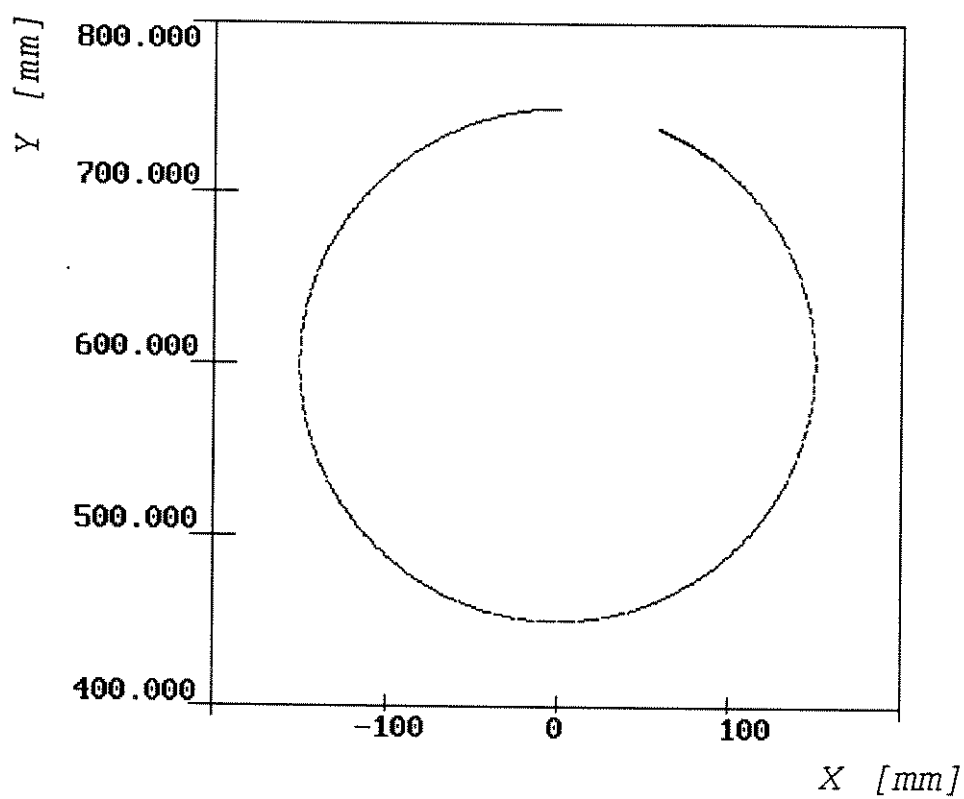


FIG. 5.21 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XY

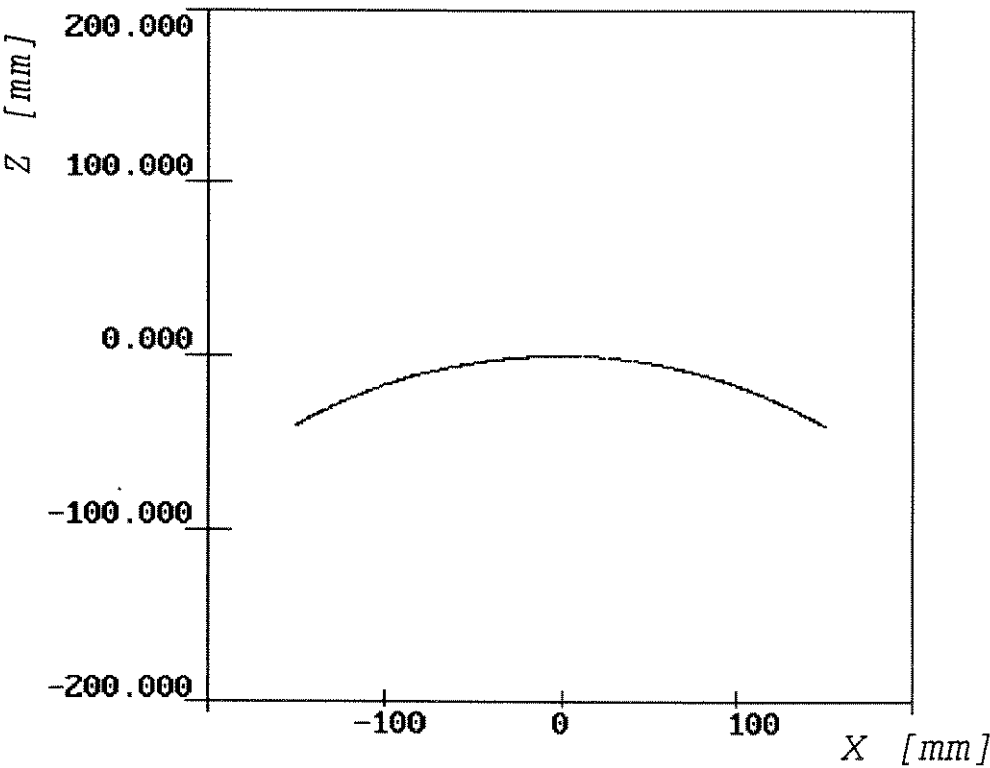


FIG. 5.22 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XZ

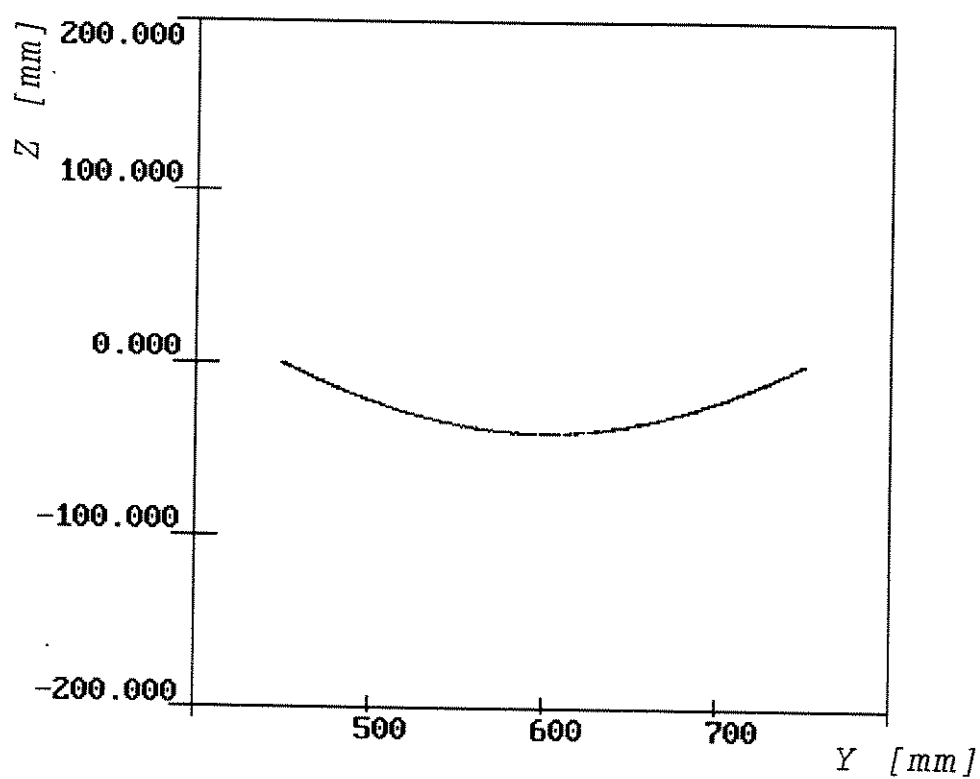


FIG. 5.23 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO YZ

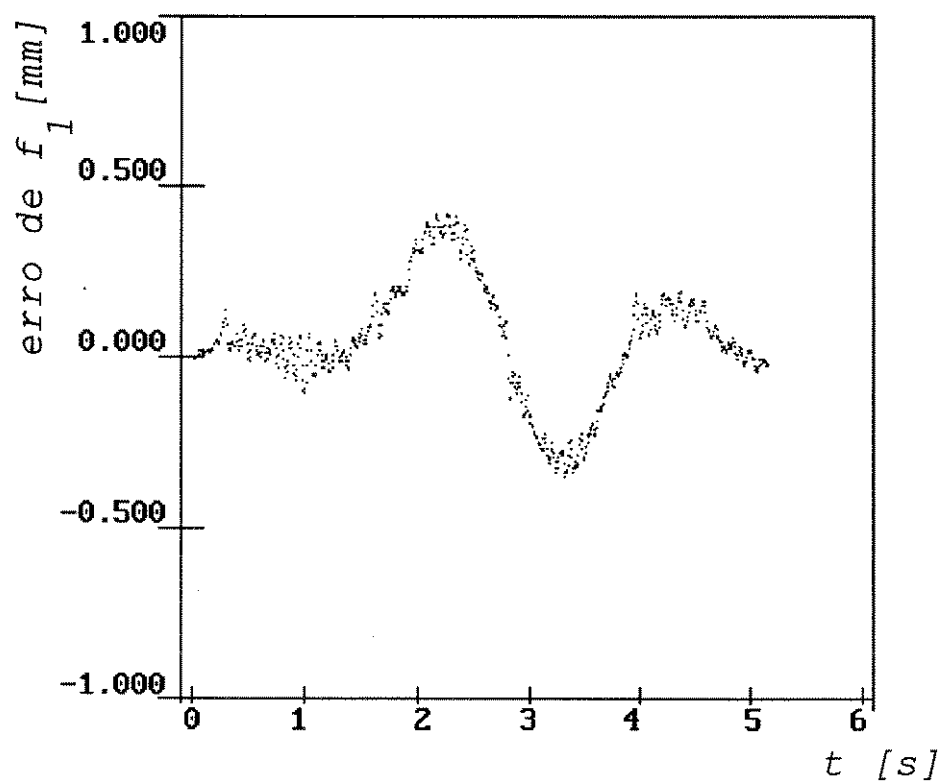
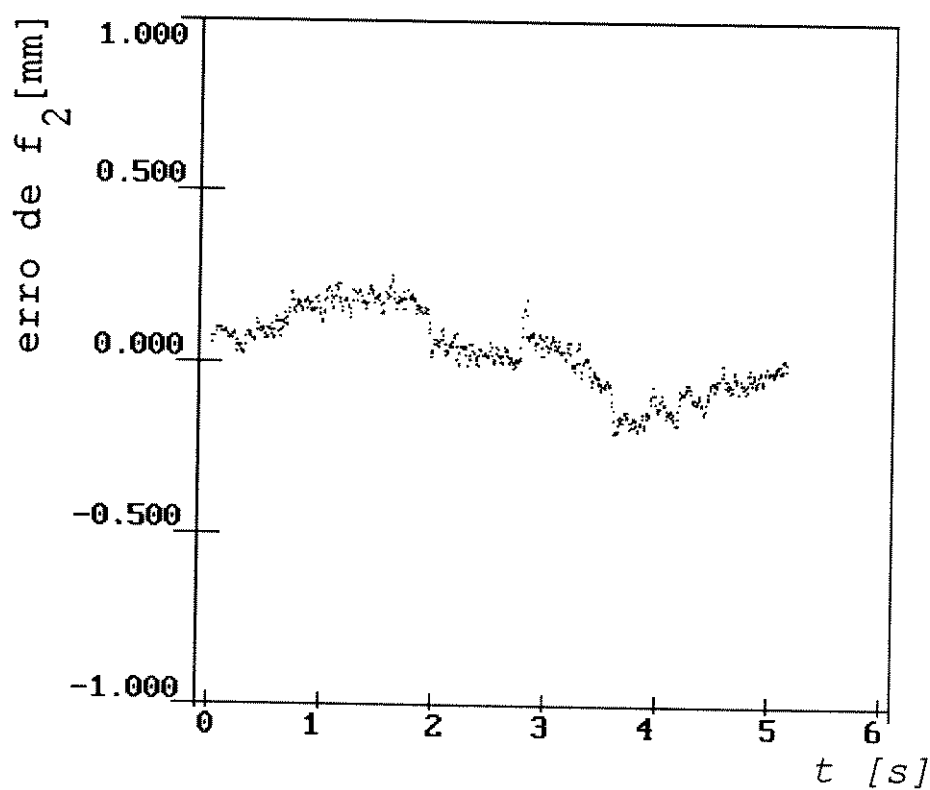


FIG. 5.24 ERRO DE RASTREAMENTO DA FUNÇÃO $f_1(x_s, y_s, z_s)$

FIG. 5.25 ERRO DE RASTREAMENTO DA FUNÇÃO $f_2(x_s, y_s, z_s)$

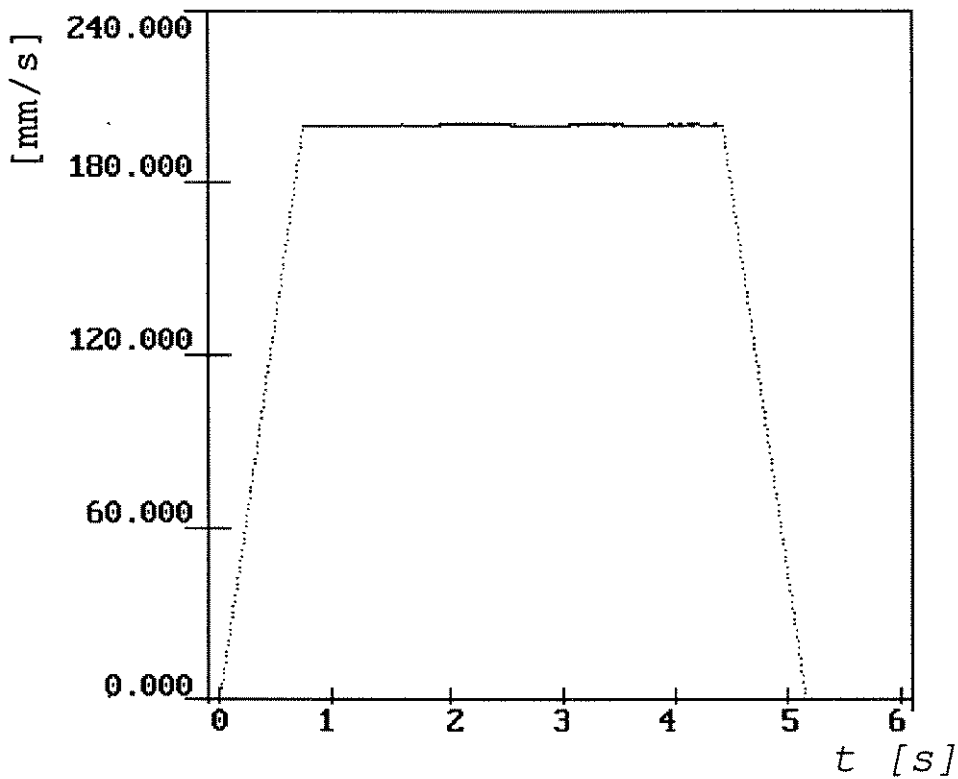


FIG. 5.26 COMPORTAMENTO DA VELOCIDADE TANGENCIAL

Analisando as figuras [5.21] a [5.26] nota-se que:

1. as figuras [5.21], [5.22] e [5.23] ilustram as projeções da curva espacial rastreada sobre as coordenadas de base;
2. o desvio máximo da trajetória rastreada é igual a 0,42 mm em $t \approx 2,1$ s na direção f_1 para um raio de 300 mm;
3. a velocidade se manteve constante entre $t > 0,8$ s (após aceleração) e $t < 4,46$ s quando inicia-se a desaceleração.

5.3.5 Trajetória Espacial Gerada pela Interseção de uma Superfície Cilíndrica e uma Superfície Parabólica.

A figura [5.27] ilustra a trajetória espacial gerada pela interseção de uma superfície cilíndrica com uma superfície parabólica, caracterizadas pelas seguintes funções:

$$f_1(X_S, Y_S, Z_S) = Y_S - aX_S^2 - c \quad (5.16)$$

$$f_2(X_S, Y_S, Z_S) = \sqrt{X_S^2 + Z_S^2} - R \quad (5.17)$$

onde: $a=0,02$

$c=500 \text{ mm}$

$R=150 \text{ mm}$

As figuras [5.28] e [5.33] ilustram os resultados experimentais do rastreamento, com:

velocidade tangencial = 100 mm.s^{-1}

ganho de recuperação = 50.

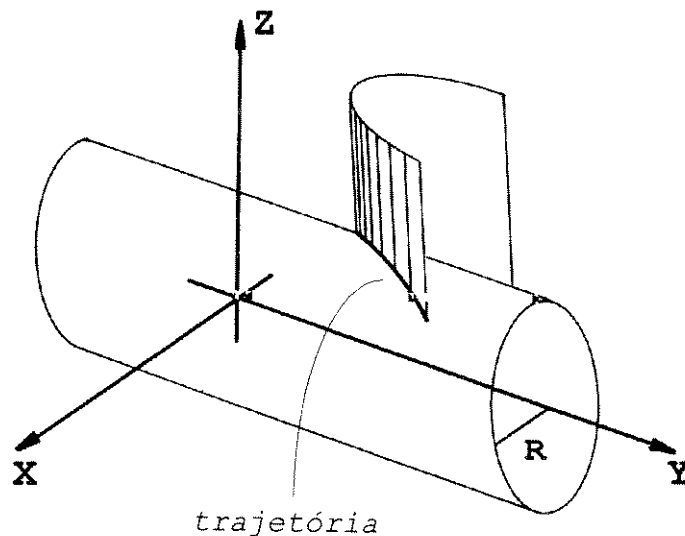


FIG. 5.27 TRAJETÓRIA ESPACIAL GERADA PELA INTERSEÇÃO DE SUPERFÍCIES CILÍNDRICAS

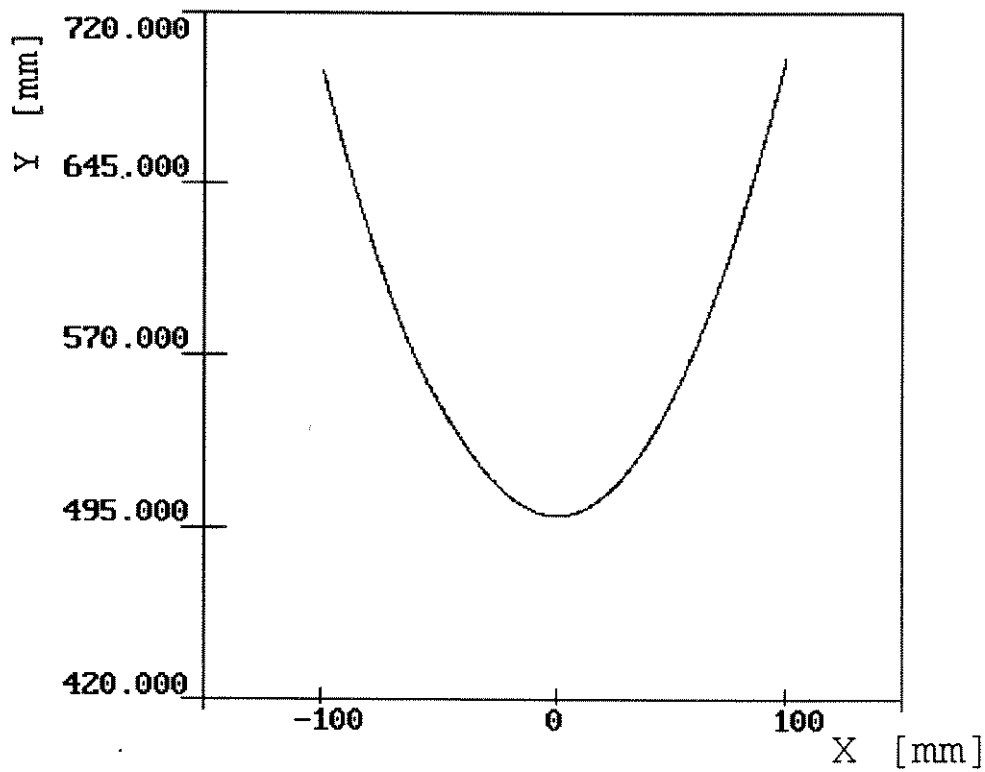


FIG. 5.28 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XY

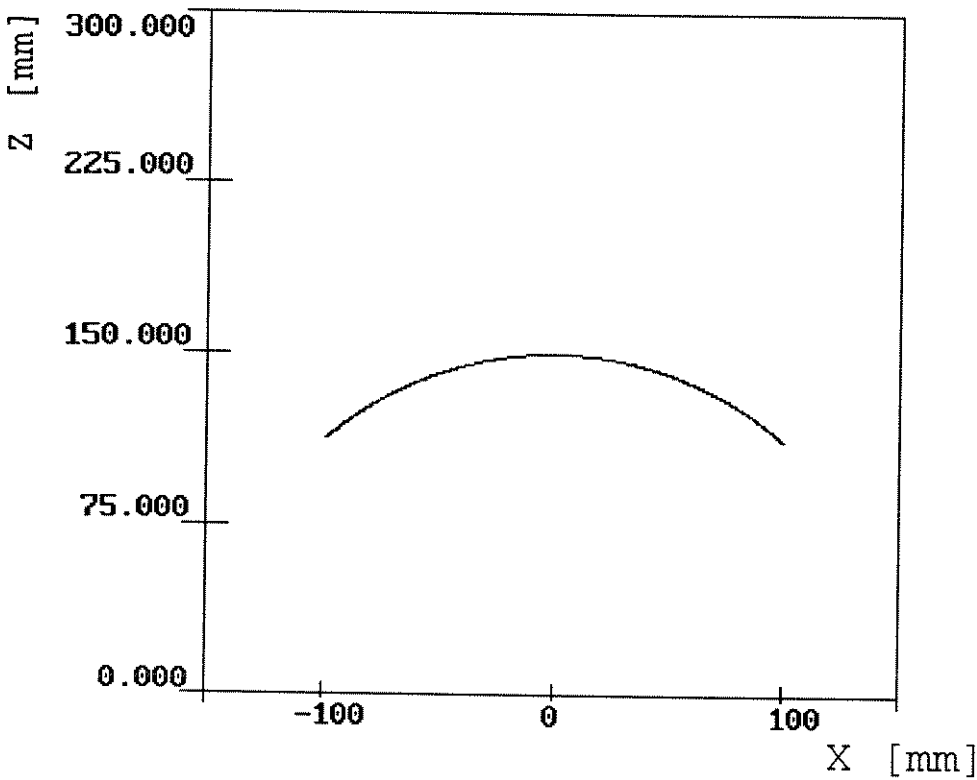


FIG. 2.29 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XZ

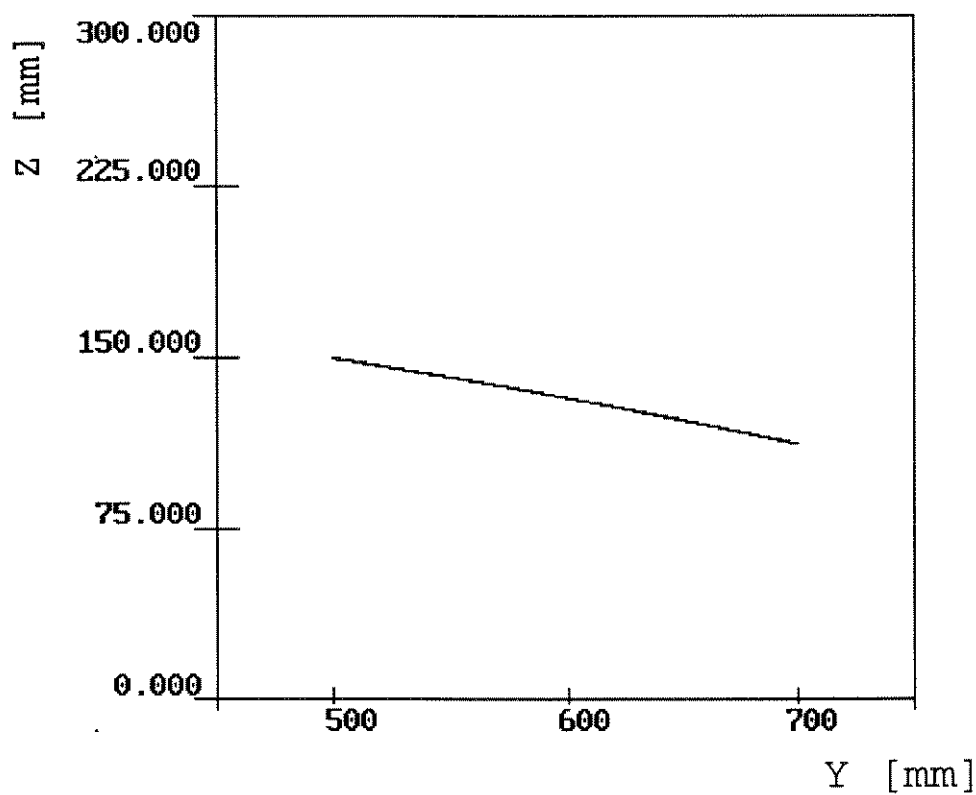


FIG 5.30 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO YZ

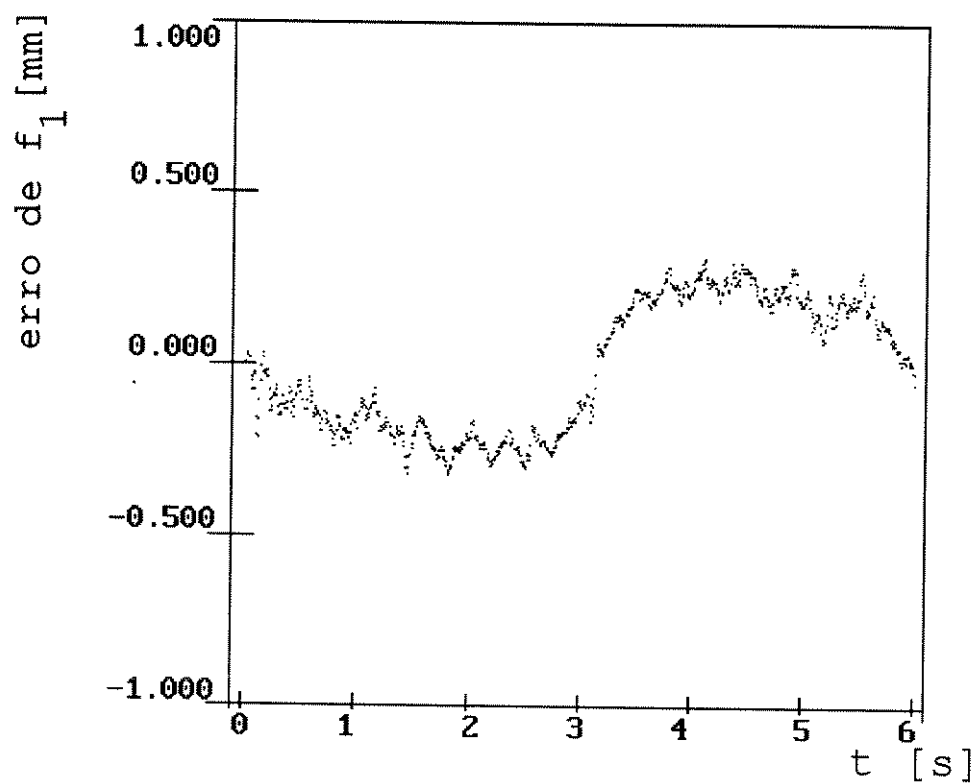


FIG. 5.31 ERRO DE RASTREAMENTO DA FUNÇÃO $f_1(x_s, y_s, z_s)$

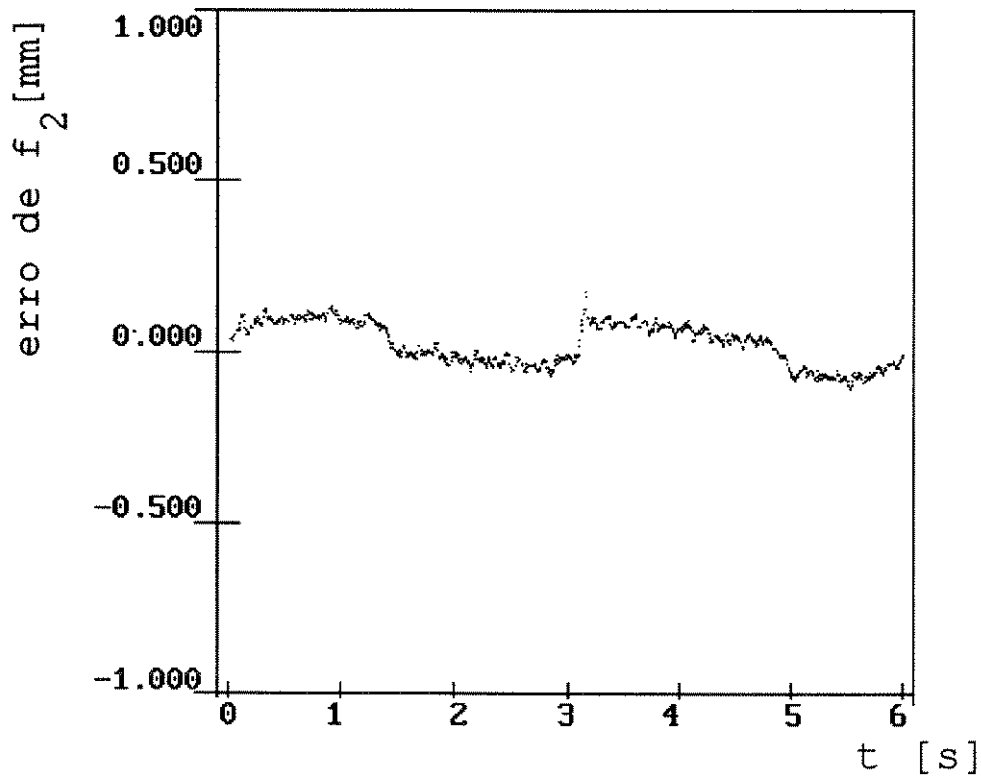


FIG. 5.32 ERRO DE RASTREAMENTO DA FUNÇÃO $f_2(x_s, y_s, z_s)$

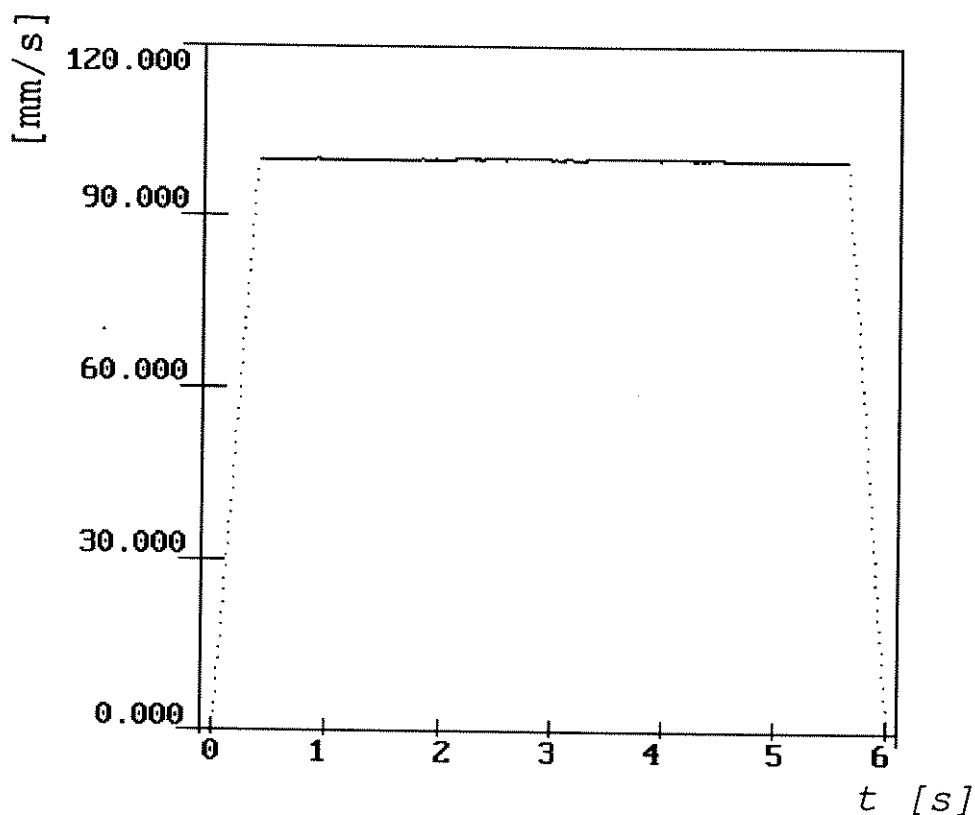


FIG. 3.33 COMPORTAMENTO DA VELOCIDADE TANGENCIAL

Analisando as figuras [5.28] a [5.33] nota-se que:

1. as figuras [5.28], [5.29] e [5.30] ilustram as projeções da curva espacial rastreada sobre as coordenadas de base;
2. o desvio máximo da trajetória rastreada é igual a 0,32 mm em $t \approx 4,06$ s na direção f_1 ;
3. a velocidade se manteve constante entre $t > 0,4$ s (após aceleração) e $t < 5,6$ s quando inicia-se a desaceleração.

5.3.6 Trajetória Helicoidal

A figura [5.34] ilustra a trajetória helicoidal gerada pela interseção de duas superfícies representadas pelas seguintes funções:

$$f_1(X_S, Y_S, Z_S) = \sqrt{X_S^2 + Y_S^2} - R \quad (5.18)$$

$$f_2(X_S, Y_S, Z_S) = Z_S - K \cdot \arctg\left(\frac{Y_S}{X_S}\right) \quad (5.19)$$

onde: $R=100 \text{ mm}$

$K=\text{passo do hélice} = 100 \text{ mm}/\pi\text{rad}$

As figuras [5.35] a [5.40] ilustram o resultado experimental de rastreamento da trajetória helicoidal com:

velocidade tangencial = 300 mm.s^{-1}

ganho de recuperação = 50

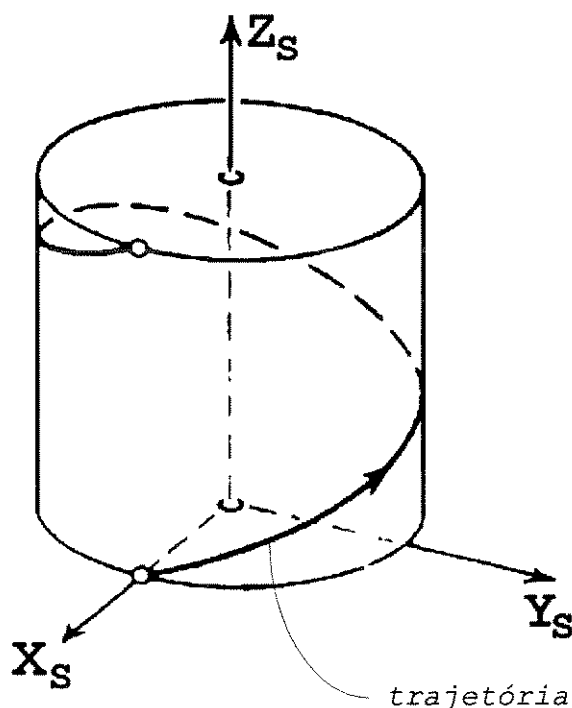


FIG. 5.34 TRAJETÓRIA HELICOIDAL

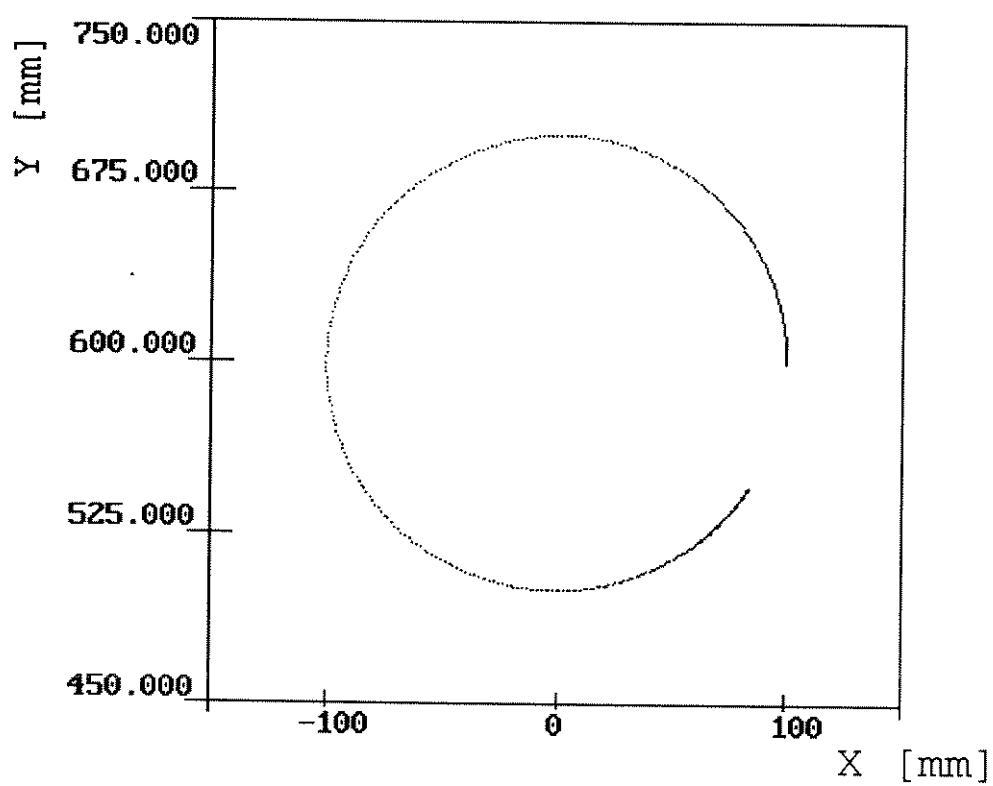


FIG.5.35 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XY

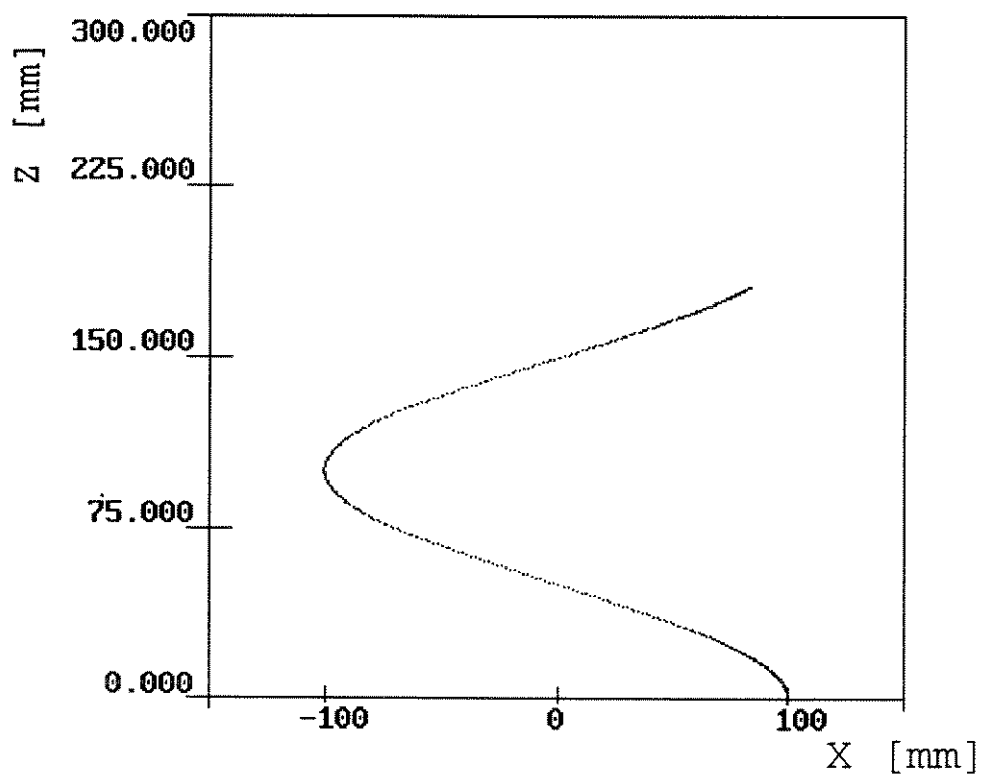


FIG. 5.36 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO XZ

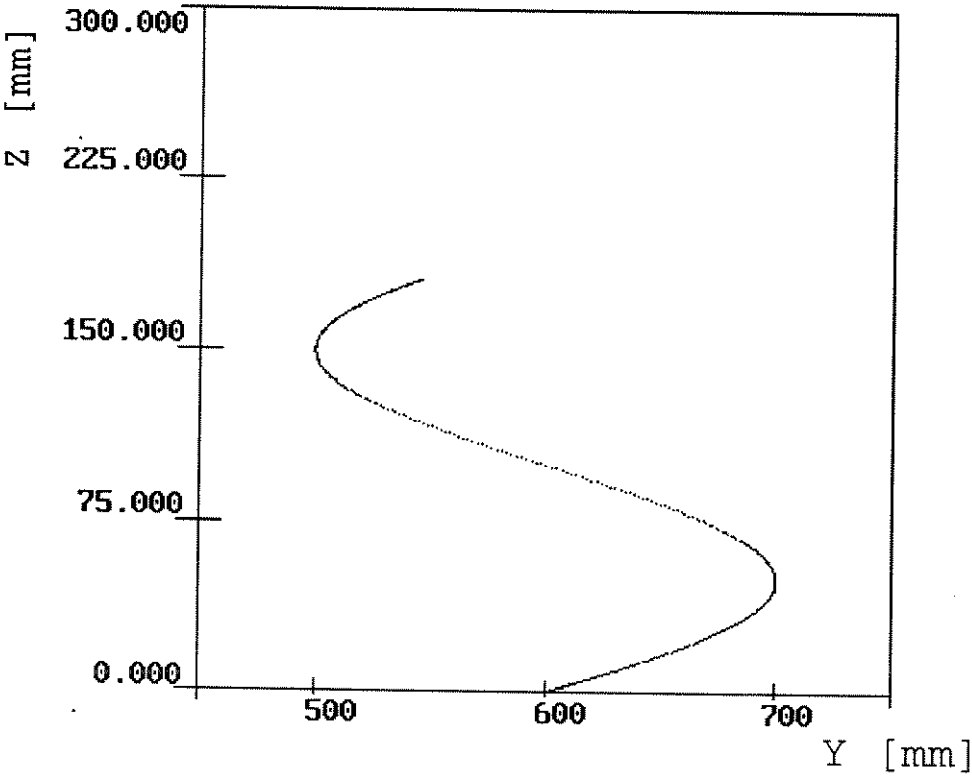


FIG. 5.37 PROJEÇÃO DA TRAJETÓRIA NO PLANO YZ

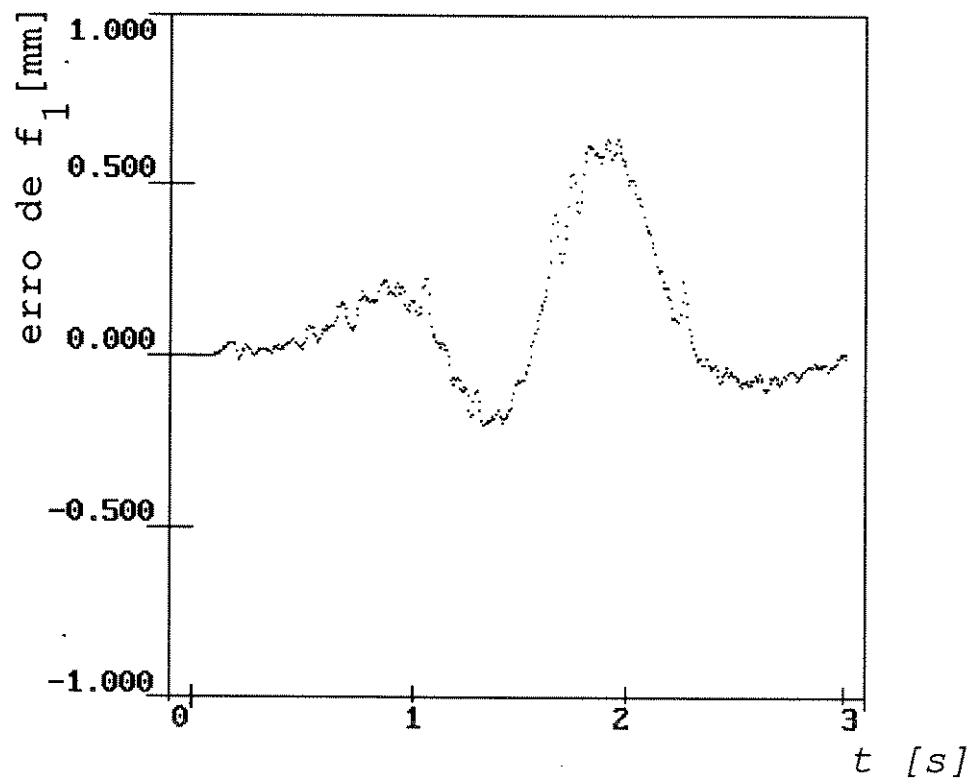


FIG. 5.38 ERRO DE RASTREAMENTO DA FUNÇÃO $f_1(x_s, y_s, z_s)$

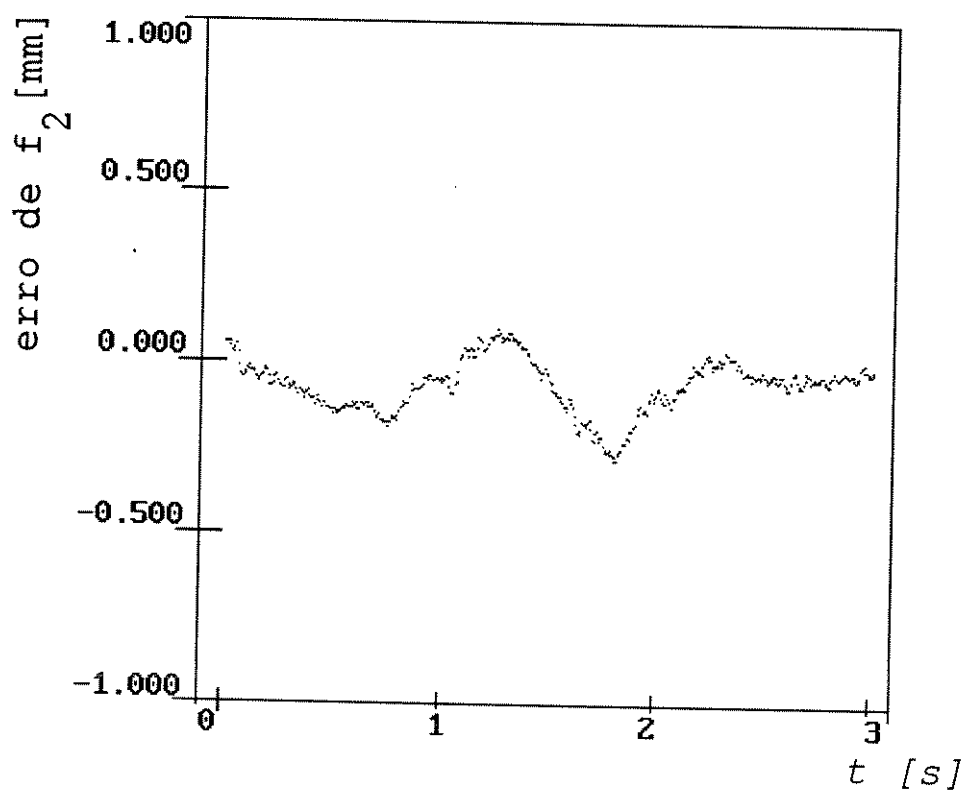


FIG. 5.39 ERRO DE RASTREAMENTO DA FUNÇÃO $f_2(x_s, y_s, z_s)$

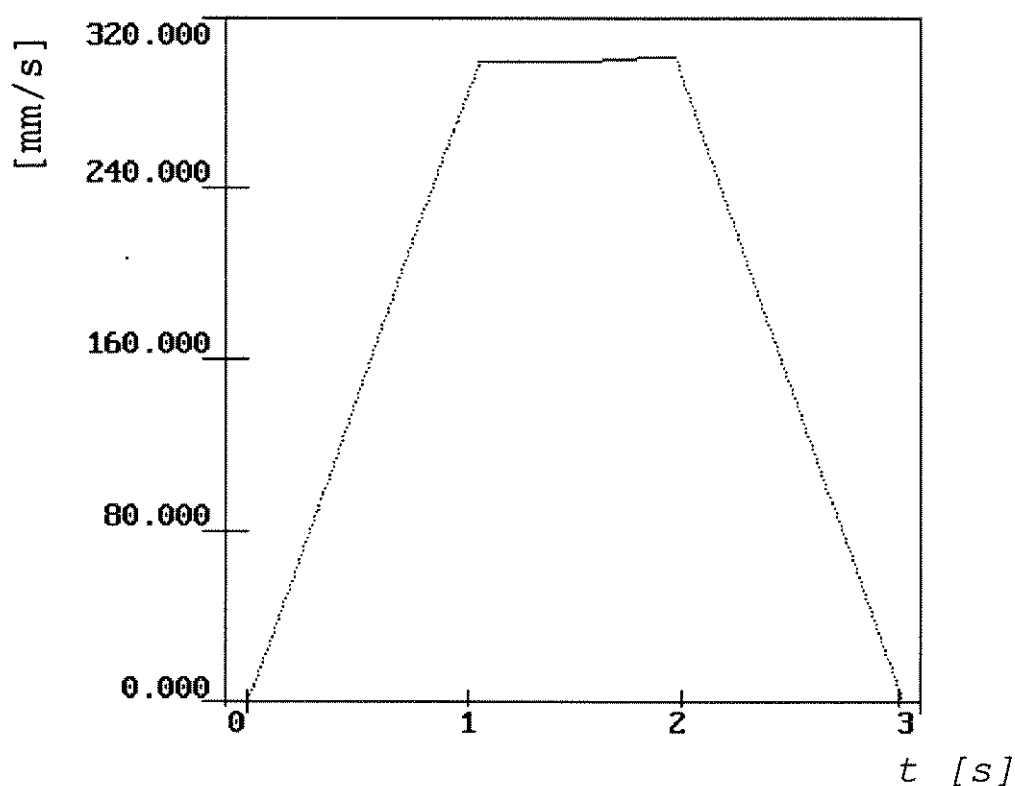


FIG. 5.40 COMPORTAMENTO DA VELOCIDADE TANGENCIAL

Analisando as figuras [5.35] a [5.40] nota-se que:

1. as figuras [5.35], [5.36] e [5.37] ilustram as projeções da curva espacial rastreada sobre as coordenadas de base;
2. o desvio máximo da trajetória rastreada é igual a $0,64 \text{ mm}$ em $t \approx 2 \text{ s}$ na direção f_1 ;
3. a velocidade se manteve constante entre $t > 1 \text{ s}$ (após aceleração) e $t < 2 \text{ s}$ quando inicia-se a desaceleração.

CAPÍTULO 6

MODELAGEM DOS MECANISMOS DE ACIONAMENTOS COM ENGRENAGENS DIFERENCIAIS

6.1 INTRODUÇÃO.

Os mecanismos de engrenagens diferenciais utilizados nos acionamentos das juntas adjacentes dos robôs, são aqui classificados em dois tipos: mecanismo de acionamento tipo 1; mecanismo de acionamento tipo 2.

Neste capítulo são realizados: o modelamento cinemático e dinâmico dos mecanismos, sob o ponto de vista da mecânica Newtoniana¹; a análise dos movimentos que surgem quando esses mecanismos são acionados, e aqui denominados de movimento rígido e movimento complacente (*compliant motion*).

O modelamento realizado através das leis do movimento de Newton, é feito dividindo o sistema em pontos de contatos, pois, na mecânica Newtoniana só existe ação e reação (forças internas) se os corpos estiverem em contato físico. A única força externa que mecânica Newtoniana admite é a força de ação

¹

Nos problemas da Mecânica Clássica, temos duas escolhas para analisar o sistema : (1) escolher para sistema de referência um *referencial inercial* e considerar apenas forças reais, isto é, forças que podemos associar com corpos determinados da vizinhança (Mecânica Newtoniana - princípio da ação-reação), ou (2) escolher para sistema de referência um *referencial não-inercial* e considerar não somente as forças reais, mas também forças fictícias ou inerciais escolhidas adequadamente. Embora usualmente, na literatura dos mecanismos, seja preferida a primeira alternativa, no que se refere a robótica é frequente a escolha da segunda, onde duas dessas forças fictícias aparecem. Uma denominada de *força centrífuga*, atua radialmente para fora. Outra, chamada de *força de Coriolis*, atua no sentido oposto ao eixo de rotação. [48].

gravitacional, e por não ser uma força interna, para o controle dos movimentos será modelada como perturbação.

6.2 OBTENÇÃO DAS RELAÇÕES ANGULARES - MECANISMO TIPO 1

O objetivo da análise cinemática é a obtenção das relações estáticas entre os ângulos de rotação das juntas e as suas variações no tempo. Esse estudo é muito importante na análise da atuação das entradas e dos movimentos resultante desses acionamentos.

A estrutura deste mecanismo está ilustrada na figura [6.1], onde convém observar que os centros das engrenagens cônicas estão rolamentados nos eixos.

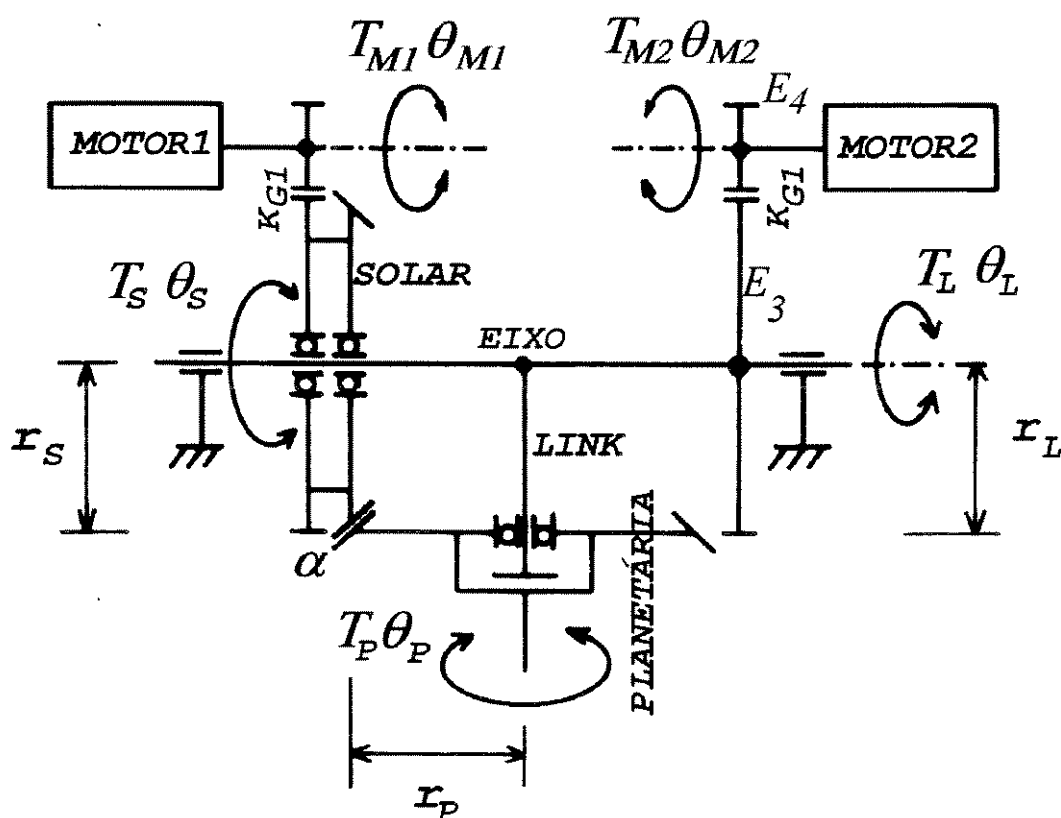


FIG. 6.1 MECANISMO DE ACIONAMENTO TIPO 1

definindo:

θ_s e θ_p	os ângulos de rotação das engrenagens solar e planetária;
θ_L	o ângulo de translação do link;
T_s , T_p e T_L	os torques gerados nas engrenagens solar e planetária e pelo link;
r_s , r_p	os raios das engrenagens solar e planetária;
r_L	comprimento do link;
M_1 e M_2	os motores;
θ_{M1} e θ_{M2}	os ângulos de rotação dos eixos de M_1 e M_2 ;
α	taxa de redução entre as engrenagens solar e planetária.

6.2.1 Considerando Apenas o Acionamento do Motor M_1

No mecanismo da figura [6.1], ao acionar somente o motor M_1 , deixando M_2 desativado (não freado), o movimento do eixo deste motor é transmitido à engrenagem solar s através do redutor, cuja a taxa de redução é K_{G1} , provocando um deslocamento angular $\Delta\theta_s$ na engrenagem solar. Este deslocamento $\Delta\theta_s$ é transmitido à engrenagem planetária, provocando um deslocamento $\Delta\theta_p$. A relação entre $\Delta\theta_s$ e $\Delta\theta_p$ é definida pela relação entre os raios das engrenagens, ou seja:

$$\Delta\theta_p = - \frac{r_s}{r_p} \cdot \Delta\theta_s \quad (6.1)$$

O sinal negativo da equação (6.1) é devido ao acoplamento entre as engrenagens, solar e a planetária, que para realizarem movimento giram em sentidos opostos.

Adotaremos aqui como convenção dos ângulos, a rotação no sentido anti-horário como positiva, por exemplo, quando a rotação da ponta, pela vista frontal, está no sentido anti-horário (positiva) a engrenagem solar está no sentido horário,

(negativa) e vice-versa.

Convém observar que ao acionar apenas o motor M_1 haverá deslocamento de θ_L provocado pela complacência passiva da estrutura mecânica; esta análise será realizada no item 6.3.2. Entretanto, se os dois motores forem acionados simultaneamente não haverá deslocamento angular em θ_L a partir do acionamento de θ_s . Convém salientar que mesmo acionando somente M_1 o deslocamento de θ_L é pequeno porque os centros das engrenagens estão rolamentadas nos seus eixos, como o torque T_L é muito pequeno o movimento no *link* é desprezível.

Pela figura [6.1], nota-se que, ao acionar somente o motor M_1 o seu torque é transmitido, através do redutor, à engrenagem solar, e desta à planetária. Portanto, surgem dois componentes de torque na engrenagem planetária, um de rotação, outro de translação, ou seja, um que realiza o *roll*, outro o *pitch*. Entretanto, o torque que realiza o *pitch* (translado do *link*) encontra um torque de reação alto pois, o *pitch* rotaciona o eixo que está acoplado a engrenagem E_3 , que aciona E_4 , que está acoplada ao eixo do motor M_2 multiplicando-se em K_{G1}^2 , tornando desprezível o componente do torque que realiza o *pitch*.

6.2.2 Considerando Apenas o Acionamento do Motor M_2 .

Neste caso a engrenagem solar está em repouso, ou seja, o motor M_1 está desativado (não freado), e o motor M_2 acionado.

O movimento do eixo do motor M_2 é transmitido ao eixo através do redutor cuja taxa de redução é K_{G1} , provocando um deslocamento angular $\Delta\theta_L$ neste eixo. Como o *link* L está solidário com o eixo é provocada uma translação $\Delta\theta_L$ no *link* (o deslocamento angular $\Delta\theta_L$ é o próprio mergulho, *pitch*, do punho). Esta situação está ilustrada na figura [6.2] e nas fotos [6.1] e [6.2].

² na prática K_{G1} é alto.

Como pode ser observado na figura [6.2], o ponto inicial de contato entre as engrenagens (ponto A) é deslocado em $\Delta\ell$, que é o mesmo comprimento entre os pontos A e B, ou seja, a engrenagem planetária gira sobre a engrenagem solar da posição 1, onde o ponto de contato entre as duas engrenagens é denominado de ponto A, à posição 2, onde o ponto de contato é denominado de ponto B. O tamanho do arco entre os pontos A e B é denominado de $\Delta\ell$ e pode ser expresso através da equação abaixo.

$$\Delta\ell = \Delta\theta_L \cdot r_L = \Delta\theta_P \cdot r_P$$

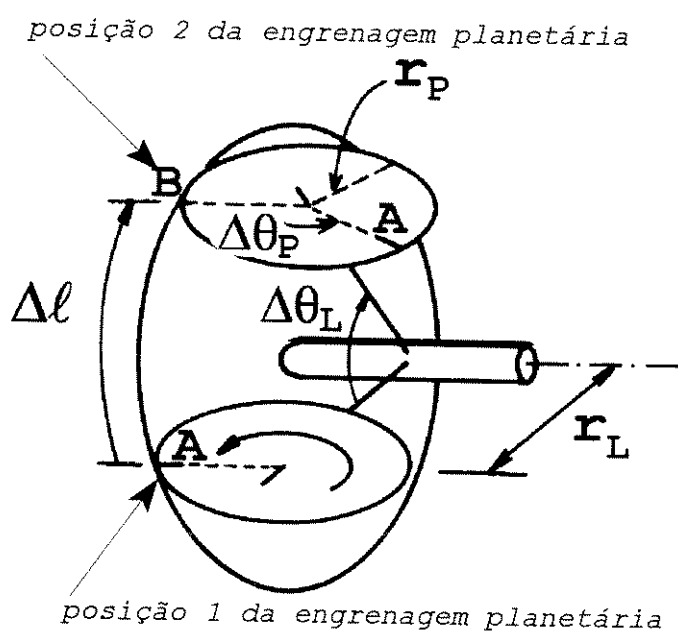


FIG. 6.2 ILUSTRAÇÃO DOS MOVIMENTOS

Conseqüentemente, a relação entre $\Delta\theta_L$ e $\Delta\theta_P$ é dada por:

$$\Delta\theta_P = \frac{r_L}{r_P} \cdot \Delta\theta_L \quad (6.2)$$

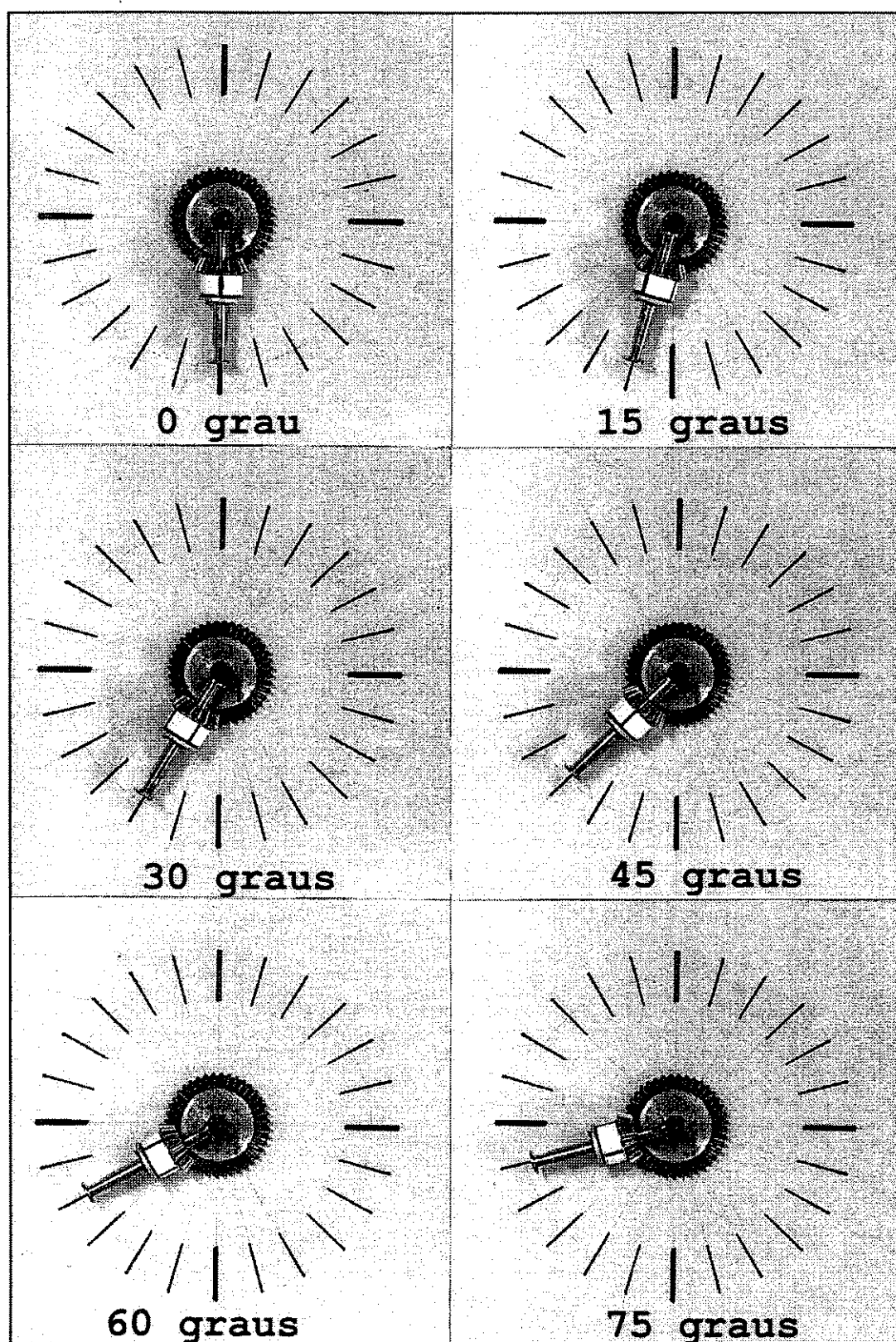


FOTO 6.1 VARIAÇÕES ANGULARES DA ENGRENAGEM PLANETÁRIA EM FUNÇÃO DA TRANSLAÇÃO DO LINK MANTENDO A ENGRENAGEM SOLAR PARADA

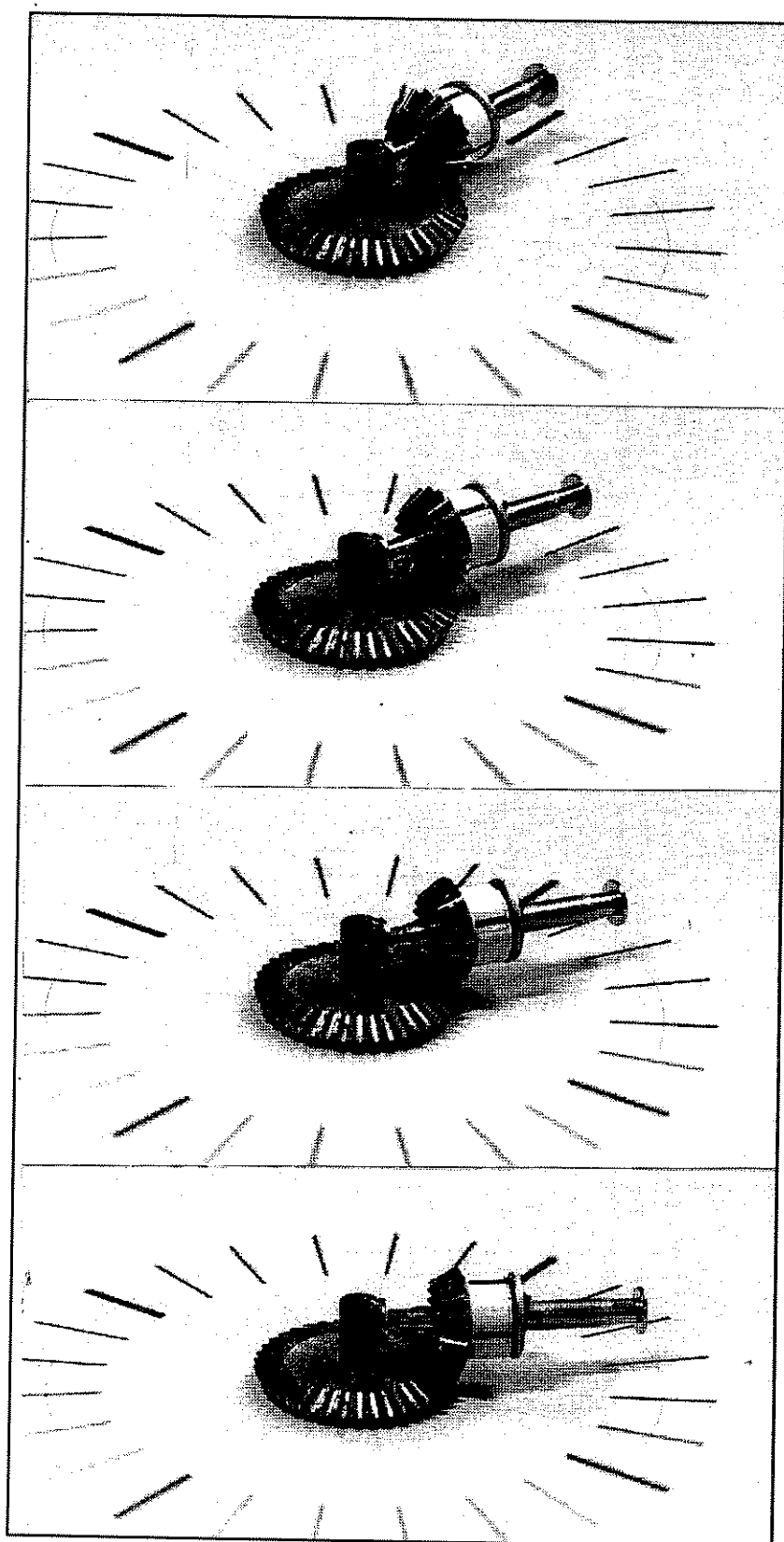


FOTO 6.2 PERSPECTIVAS DA FOTO [6.1]

Quando M_1 e M_2 são acionados simultaneamente, o movimento resultante em θ_p é a soma dos movimentos individuais. Isto é possível porque o sistema é linear, conforme pode ser observado pelas equações (6.1) e (6.2), logo:

$$\theta_p = -\alpha \cdot \theta_s + \beta \cdot \theta_{L_i} \quad (6.3)$$

onde: $\alpha = \frac{r_s}{r_p}$, $\beta = \frac{r_L}{r_p}$, $\theta_{L0} = \theta_{L_i} = \theta_L$ e $\alpha = \beta$. A única razão para o uso de α e β , é facilitar o manuseio das equações.

Denomina-se aqui, as variáveis de entrada do sistema diferencial como sendo os deslocamento angulares θ_s e θ_{L_i} e as variáveis de saída os deslocamentos angulares θ_p e θ_{L0} . As relações entre estas variáveis serão descritas como:

$$\begin{bmatrix} \theta_p \\ \theta_{L0} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\alpha & \beta \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta_s \\ \theta_{L_i} \end{bmatrix} \quad (6.4)$$

6.3 ANÁLISE DOS MOVIMENTOS DO MECANISMO TIPO 1.

6.3.1 Movimento Rígido.

Este movimento resulta da atuação das duas entradas θ_s e θ_{L_i} sobre as saídas θ_p e θ_{L0} . Analisando a figura [6.1] e a equação (6.4) nota-se que, as rotações dos ângulos θ_s e θ_{L_i} , provocam a rotação e a translação dos ângulos θ_{L0} e θ_p , independentemente da carga.

Os deslocamentos angulares θ_{L_i} e θ_{L0} representam a entrada e a saída do link respectivamente. Conseqüentemente, a variável de saída θ_{L0} depende unicamente do acionamento do motor M_2 . Por outro lado θ_{L0} é independente de θ_p , ou seja, a translação do link θ_{L0} é determinada unicamente pelo ângulo de entrada θ_{L_i} . O movimento que surge nesse modo de acionamento é o denominado movimento rígido.

6.3.2 Movimentos Complacentes.

Este movimento é obtido acionando somente θ_s . Analisando o mecanismo da figura [6.1], se for acionado somente o motor M_1 , deixando o motor M_2 desativado, ou seja, com a possibilidade do eixo do motor M_2 ser movimentado pela força externa³, o movimento resultante depende do comportamento de θ_p . Se o θ_p está livre para girar, o acionamento do motor M_1 provoca somente movimento em θ_p mantendo o θ_L em repouso. Entretanto, se por alguma razão, uma força de reação externa impede a rotação do θ_p , o acionamento do motor M_1 causa um movimento em θ_L .

Supondo uma situação onde θ_p está totalmente impedido de movimentar, como a relação entre a variação de θ_s e a variação no θ_L é estabelecida pelas equações:

$$\begin{aligned}\theta_p &= -\alpha\theta_s + \beta\theta_{Li} \\ \theta_{Lo} &= \theta_{Li}\end{aligned}\tag{6.5}$$

Se θ_p está impedido de girar, tem-se $\theta_p = 0$ logo:

$$0 = -\alpha\theta_s + \beta\theta_{Li}$$

Lembrando que $\theta_{Li} = \theta_{Lo} = \theta_L$, obtém-se:

$$\theta_L = \frac{\alpha}{\beta}\theta_s$$

como $\alpha = \beta$ tem-se:

3

segundo rigidamente a mecânica Newtoniana, força externa é toda a força que não é gerada pelo próprio sistema (vide figura [7.6]), e aqui é definida como: (1) toda a força de reação provocada pelo contato do objeto no processo de manipulação, (2) toda força gerada pelo contato com as paredes externas, no caso do processo de montagem ou do rastreamento da mesma.

$$\theta_L = \theta_S \quad (6.6)$$

Neste modo de acionamento não é possível determinar as relações cinemáticas completas uma vez que, como foi descrito anteriormente, o comportamento de θ_L e θ_P em resposta ao movimento de θ_S depende tanto do torque aplicado pela carga em θ_P como da força de reação externa⁴. Conseqüentemente, não podemos expressar em relações angulares, conforme a equação (6.5). Uma análise mais detalhada deste modo de movimento será realizada no item 6.4.2.

O tipo de movimento que surge neste modo de acionamento, é denominado de movimento complacente.

6.4 MODELO DINÂMICO DO MECANISMO DE ACIONAMENTO TIPO 1 [73].

Analisando a estrutura mecânica ilustrada na figura [6.1] e supondo: os torques T_S , T_P e T_L como nós de entrada; os ângulos de rotação θ_S , θ_P e θ_L como nós de saída; as constantes J_S , J_P e J_L como inércia efetivas das engrenagens solar S , planetária P e do link L ; as constantes D_S , D_P e D_L como coeficiente de amortecimento viscoso de S , P e L ; as variáveis T_{M1} e T_{M2} como torques gerados pelos motores M_1 e M_2 ; T_{SC} , T_{PC} e T_{LC} como forças de atrito de Coulomb de S , P e L , obtém-se as relações de torques pelo princípio de ação e reação para cada ponto de contato, conforme o seguinte procedimento:

1. O torque produzido, quando somente o motor M_1 é acionado, é transmitido à engrenagem solar através do redutor, por meio da relação:

$$T_{M1} = \pm K_{G1} T_S \quad (6.7)$$

4

isto acontece tanto no processo de montagem como no de auto-adaptabilidade do mecanismo.

onde, o sinal negativo ou positivo desta equação depende da quantidade de engrenagens do redutor (trem de engrenagens) ou do tipo do redutor; por exemplo, para o redutor harmônico a redução é direta sem troca de sinal.

2. O torque gerado na engrenagem solar é transmitido à engrenagem planetária em sentidos opostos de rotação, ou seja, devido ao acoplamento das engrenagens, se T_s atuar em sentido anti-horário (positivo), T_p atuará no sentido horário (negativo) ou vice-versa logo:

$$T_p = -\frac{1}{\alpha} T_s \quad (6.8)$$

3. Da mesma forma, o torque produzido pelo motor M_2 , quando somente ele é acionado, é transmitido ao *link* através do redutor pela relação:

$$T_{M2} = \pm K_{G1} T_L \quad (6.9)$$

4. Este torque T_L (equação (6.9)) provoca a translação do *link* e esta translação faz com que a engrenagem planetária gire em torno do seu eixo (*roll*), conforme a equação (6.10), ao mesmo tempo que realiza o *pitch*, vide figura [6.3]:

$$T_p = \frac{1}{\beta} T_L \quad (6.10)$$

Considerando o acionamentos simultâneos de M_1 e M_2 , ou seja, a soma das contribuições individuais dada pelas equações (6.8) e (6.10), a seguinte relação de torques é obtida.

$$T_P = -\frac{1}{\alpha} T_S + \frac{1}{\beta} T_L \quad (6.11)$$

Os torques individuais para cada eixos de rotação são determinados através da aplicação do Princípio de D'Alembert e são dados pelas equações (6.12), (6.13) e (6.14).

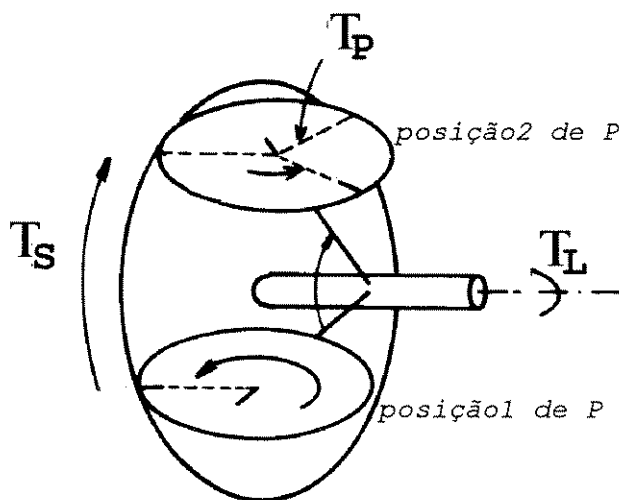


FIG. 6.3 PITCH E ROLL

$$T_S = J_S \ddot{\theta}_S + D_S \dot{\theta}_S + T_{SC} \quad (6.12)$$

$$T_P = J_P \ddot{\theta}_P + D_P \dot{\theta}_P + T_{PC} \quad (6.13)$$

$$T_L = J_L \ddot{\theta}_L + D_L \dot{\theta}_L + T_{LC} \quad (6.14)$$

Derivando a equação (6.5) obtém-se:

$$\dot{\theta}_P = -\alpha \dot{\theta}_S + \beta \dot{\theta}_{Li} \quad (6.15)$$

Utilizando-se o operador de Laplace nas equações de (6.7) a (6.15), arrumando e não considerando as forças de atrito de Coulomb, por seus valores serem muito pequenos e por só contribuírem em velocidades muito baixas, têm-se:

$$T_L(s) = \pm \frac{1}{K_{G1}} T_{M2}(s) = \beta T_P(s) \quad (6.16)$$

$$T_S(s) = \pm \frac{1}{K_{G1}} T_{M1}(s) = -\alpha T_P(s) \quad (6.17)$$

$$\theta_L(s) = \frac{1}{s(sJ_L + D_L)} T_L(s) \quad (6.18)$$

$$\theta_S(s) = \frac{1}{s(sJ_S + D_S)} T_S(s) \quad (6.19)$$

$$T_P(s) - s(sJ_P + D_P) \theta_P(s) = 0 \quad (6.20)$$

$$\omega_P(s) = -\alpha \omega_S(s) + \beta \omega_P(s) \quad (6.21)$$

$$T_P(s) = -\frac{1}{\alpha} T_S(s) + \frac{1}{\beta} T_L(s) \quad (6.22)$$

onde: $\omega(s) \triangleq s\theta(s)$

A figura [6.4] ilustra o diagrama de fluxo de sinal do mecanismo de acionamento tipo 1 conforme as equações (6.16) a (6.22).

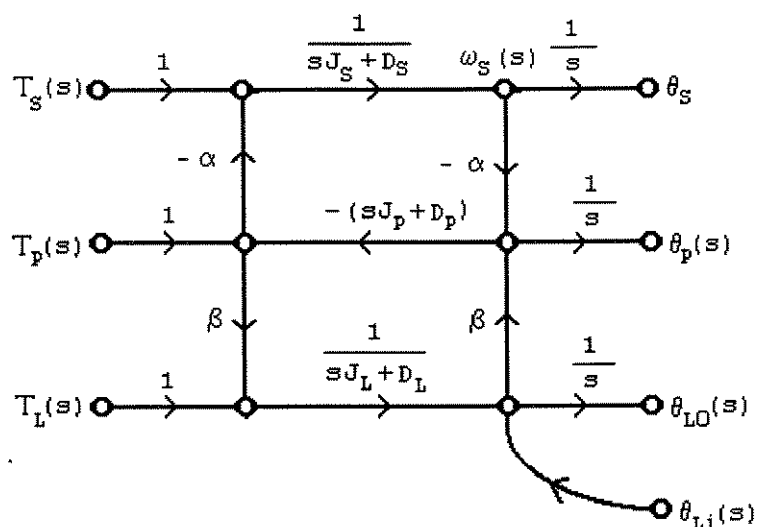


FIG. 6.4 MECANISMO TIPO 1

6.4.1 Influência da Carga Externa - Movimento Rígido.

Quando existe a atuação de duas entradas simultâneas $\theta_s(s)$ e $\theta_L(s)$ estes ângulos de rotação provocam movimentos de saída em $\theta_p(s)$ e $\theta_L(s)$. Entretanto, quando este mecanismo sofre influência da carga externa, por exemplo, na tarefa de agarramento, o peso do objeto provoca variações tanto em $\theta_s(s)$ como em $\theta_L(s)$ e como consequência produz torques de reação em M_1 e M_2 .

Analisando o diagrama de fluxo de sinal da figura [6.4], nota-se que os dois caminhos diretos ($T_s(s) \rightarrow \theta_s(s)$) e ($T_L(s) \rightarrow \theta_L(s)$) poderão ser invertidos para que os ângulos de saída $\theta_s(s)$ e $\theta_L(s)$ se transformem em nós de entrada e os torques $T_s(s)$ e $T_L(s)$ em nós de saída, facilitando, desta forma, a análise neste tipo de procedimento. O diagrama correspondente obtido, é mostrado na figura [6.5], onde as linhas pontilhadas representam a reação da carga.

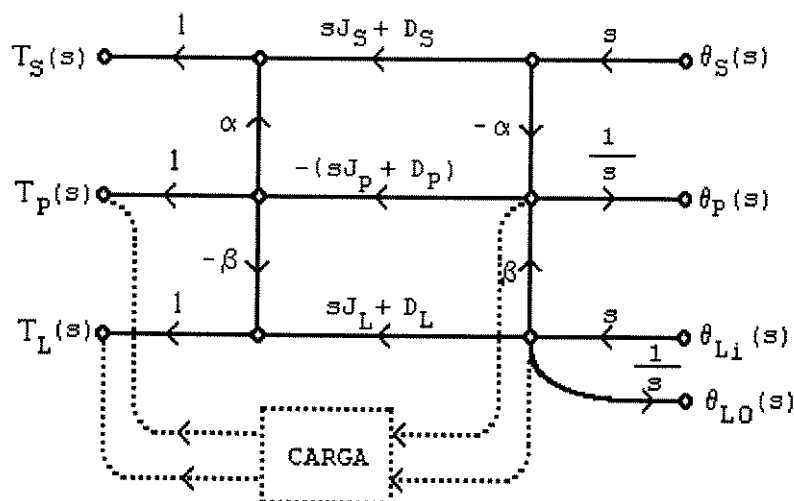


FIG. 6.5 MOVIMENTO RÍGIDO MECANISMO TIPO 1

6.4.2 Influência da Carga Externa - Movimento Complacente.

Conforme descrito anteriormente, na seção 6.3.2, o movimento complacente é obtido acionando-se somente $\theta_s(s)$, onde as variáveis de saída $\theta_p(s)$ e $\theta_L(s)$ dependem tanto de $\theta_s(s)$ como dos torques $T_p(s)$ e $T_L(s)$ que são produzidos conjuntamente pelo torque de acionamento do motor e reação da carga. Por essa dependência, o movimento resultante neste tipo de acionamento fornece mais flexibilidade em dadas tarefas, discutidas no capítulo 7.

Para facilitar esta análise, um novo diagrama de fluxo de sinal é obtido, a partir da figura [6.4], invertendo o caminho direto ($\theta_s(s) \rightarrow T_s(s)$). Conseqüentemente, temos como nós de entrada $\theta_s(s)$, $T_p(s)$ e $T_L(s)$ e como nós de saída $\theta_p(s)$, $\theta_L(s)$ e $T_s(s)$, conforme ilustrado na figura [6.6].

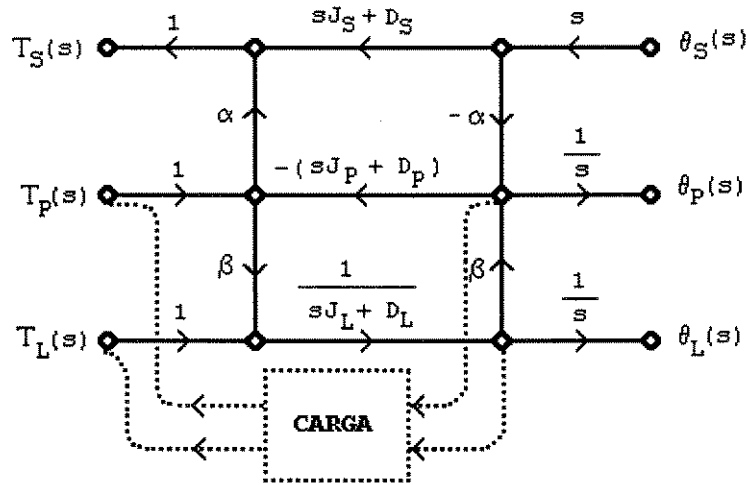


FIG. 6.6 MOVIMENTO FLEXÍVEL - MECANISMO TIPO 1

Pela figura [6.6] obtemos as seguintes relações para a saída $\theta_P(s)$ e $\theta_L(s)$.

$$\theta_P(s) = \frac{1}{\eta} \left[-\alpha \theta_S(s) + \frac{1}{s(sJ_L + D_L)} \beta (T_L(s) + \beta T_P(s)) \right] \quad (6.23)$$

$$\theta_L(s) = \frac{1}{\eta} \left[\alpha \beta \frac{(sJ_P + D_P)}{(sJ_L + D_L)} \theta_S(s) + \frac{1}{s(sJ_L + D_L)} (T_L(s) + \beta T_P(s)) \right] \quad (6.24)$$

onde:

$$\eta = 1 + \beta^2 \frac{(sJ_P + D_P)}{(sJ_L + D_L)}$$

Através das equações (6.23) e (6.24) dois movimentos são deduzidos:

1. Quando $\theta_L(s) = 0$, ou seja, quando o link L é freado obtém-se:

$$\theta_P(s) = -\alpha \theta_S(s) \quad (6.25)$$

2. Quando $\theta_P(s) = 0$, ou seja, quando a engrenagem planetária é freada pela reação das forças externas, obtém-se:

$$\theta_L(s) = \frac{\alpha}{\beta} \theta_S(s) \quad (6.26)$$

6.4.3. Análise Transitória - Movimento Complacente.

Quando acionados no modo de movimento complacente, os ângulos de saída $\theta_P(s)$ e $\theta_L(s)$ não dependem unicamente de $\theta_S(s)$, mas também dos torques $T_P(s)$ e $T_L(s)$ que dependem do torque de acionamento do motor, do torque $T_S(s)$ e da reação das forças externas. Por essa dependência, é importante analisar os efeitos transitórios.

Denominando, T_{sc} , T_{pc} e T_{lc} como torque de atrito de Coulomb (ou força de atrito reativo) de S , P e L , e para facilitar a análise, os caminhos $(T_P(s) - \theta_S(s))$ e $(T_L(s) - \theta_L(s))$ figura [6.4] poderão ser transformado em caminho direto ou seja, os caminhos $(T_P(s) - \theta_S(s))$ e $(T_L(s) - \theta_L(s))$ poderão ser invertidos no diagrama de fluxo de sinal da figura [6.4], obtendo-se a figura [6.7].

Para análise transitória devemos considerar o sistema autônomo isto é, a entrada nula.

Considerando $\theta_S(s) = \theta_L(s) = 0$ logo $\theta_P(s) = 0$ conseqüentemente o lado direito da figura [6.7] é desnecessário. Considerando as equações (6.17) e (6.20) obtém-se a equação (6.27):

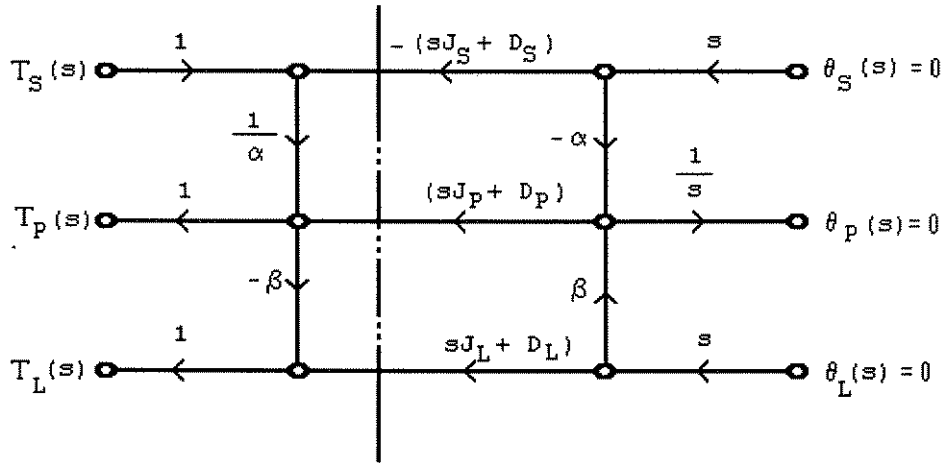


FIG. 6.7 MECANISMO TIPO 1 - TRANSITÓRIO

$$T_S(s) + \alpha s(sJ_P + D_P) \theta_P(s) = 0 \quad (6.27)$$

As equações (6.18), (6.19) e (6.20) podem ser reescritas como as equações (6.28) a (6.30). Neste item, estamos analisando o comportamento livre do mecanismo, onde os dois motores estão desativados (quando os motores são acionados, os torque de atritos de Coulomb são desprezíveis tão logo eles vençam a força contra-eletromotriz). Esta análise é importante no estudo dos movimentos provocados pela autoadaptabilidade do mecanismo (complacência passiva) nos processos de montagem.

$$T_P(s) - T_{PC}(s) = s(sJ_P + D_P) \theta_P(s) \quad (6.28)$$

$$T_L(s) - T_{LC}(s) = s(sJ_L + D_L) \theta_L(s) \quad (6.29)$$

$$T_S(s) - T_{SC}(s) = s(sJ_S + D_S) \theta_S(s) \quad (6.30)$$

Sabendo-se que $\theta_s(s) = \theta_p(s) = \theta_L(s) = 0$ as equações (6.28), (6.29) e (6.30) são reescritas como:

$$T'_S = T_S - T_{SC} \quad (6.31)$$

$$T'_P = T_P - T_{PC} \quad (6.32)$$

$$T'_L = T_L - T_{LC} \quad (6.33)$$

onde:

T'_S , T'_P e T'_L são os torques transitórios de S, P e L;

Pela figura [6.7] as seguintes equações são deduzidas.

$$T_P(s) = \frac{1}{\alpha} T_S(s) \quad (6.34)$$

$$T_L(s) = -\beta T_P(s) \quad (6.35)$$

$$T_L(s) = -\frac{\beta}{\alpha} T_S(s) \quad (6.36)$$

Conseqüentemente:

$$T_S(s) = \alpha T_P(s) \quad (6.37)$$

$$T_S(s) = -\frac{\alpha}{\beta} T_L(s) \quad (6.38)$$

$$T_P(s) = -\frac{1}{\beta} T_L(s) \quad (6.39)$$

Quando não existe reação externa, o comportamento muda dependendo do atrito de Coulomb nos eixos rotativos de cada elemento do mecanismo diferencial.

Analisando o transitório a partir de $T_s = 0$ no sentido anti-horário (positivo) de movimento conclui-se:

1. Se $|T_s| \leq |T_{sc}|$ todos os componentes do mecanismo estão parados;
2. Se $|T_s| > |T_{sc}|$ então existe torque transitório $T'_s = T_s - T_{sc}$ o qual é transmitido a P e L. Entretanto tão logo as duas condições:
 - 2.1. $|T'_s| < |\alpha T_{pc}|$
 - 2.2. $|T'_s| < |\frac{\alpha}{\beta} T_{lc}|$
 sejam satisfeitas, L e P estarão parados.
3. Se $|T'_s| > |\alpha T_{pc}|$ e $|T'_s| > |\frac{\alpha}{\beta} T_{lc}|$
 - 3.1. P começa a circular primeiro quando: $|T_{pc}| < |\frac{1}{\beta} T_{lc}|$
 - 3.2. L começa a circular primeiro quando: $|T_{pc}| > |\frac{1}{\beta} T_{lc}|$

6.5 OBTENÇÃO DAS RELAÇÕES ANGULARES - MECANISMO TIPO 2.

A estrutura do mecanismo de acionamento tipo 2 está ilustrada na figura [6.8].

onde:

- θ_{s1} , θ_{s2} , θ_p e θ_L os ângulos de rotação das engrenagens, solares, engrenagem planetária e do link.
- T_{s1} , T_{s2} , T_p e T_L os torques que atuam nas engrenagens solares, engrenagem planetária e no link.
- r_{s1} , r_{s2} , r_p e r_L os raios das engrenagens solares, engrenagem planetária e o comprimento do link.
- θ_{M1} e θ_{M2} os ângulos de rotação dos eixos dos motores M_1 e M_2 .

α taxa de redução entre as engrenagens solares e a engrenagem planetária

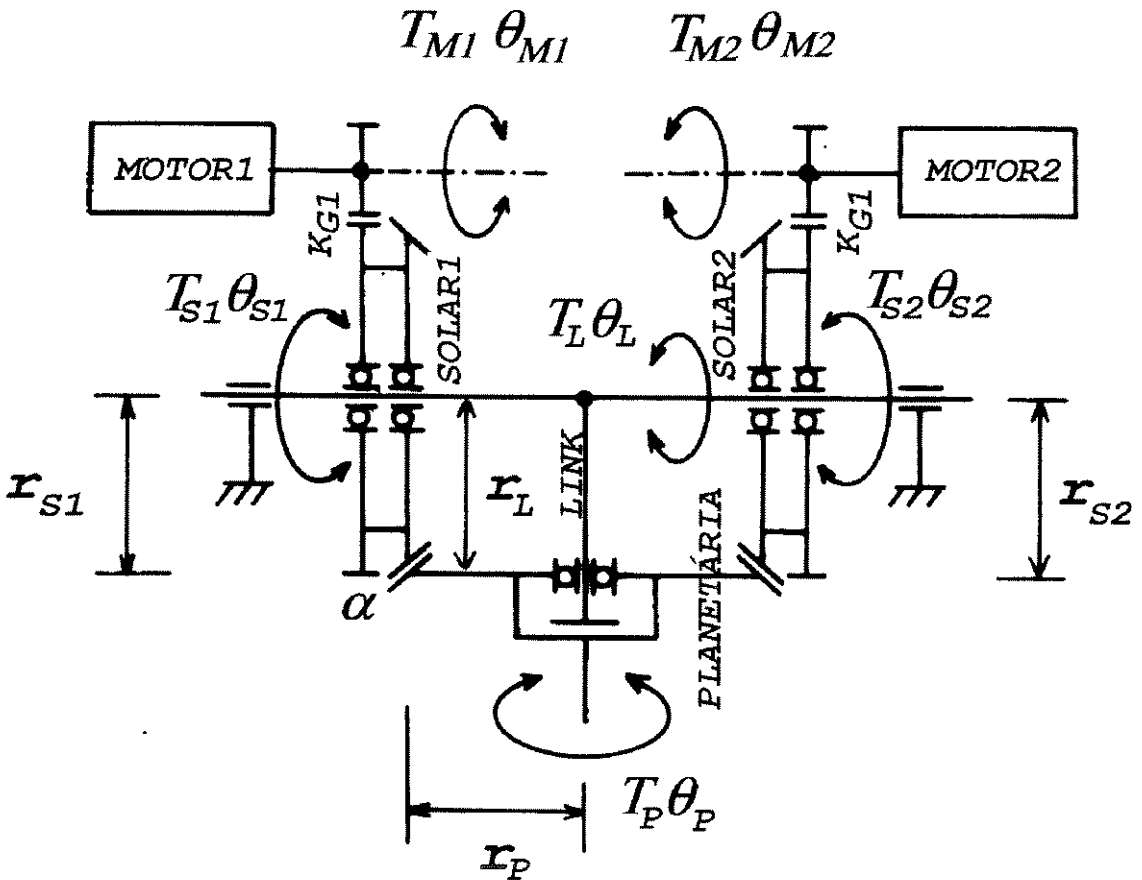


FIG. 6.8 MECANISMO DE ACIONAMENTO TIPO 2

Nesta estrutura o motor M_1 aciona a engrenagem solar S_1 e o motor M_2 aciona a engrenagem solar S_2 através dos redutores acoplados em cada um dos eixos dos motores. Quando M_1 e M_2 são acionados no mesmo sentido de rotação e no mesmo módulo de velocidade, as variáveis de entrada são θ_{s1} e θ_{s2} e a variável de saída é θ_p . Neste caso, apenas a engrenagem planetária gira, o link permanece parado sem pitch, ou seja, aplicando o mesmo sinal de tensão, por exemplo $V_1 = V_2$ nos amplificadores

eletrônicos, os dois motores girarão no mesmo sentido, pela vista frontal, e como as engrenagens solares estão situadas diametralmente opostas em relação a engrenagem planetária, isto faz com que a engrenagem planetária gire em sentido oposto ao das engrenagens solares, provocando movimento de rotação em torno de seu eixo e impedindo o movimento de *pitch* (translado do *link*).

Então, se M_1 e M_2 girarem no mesmo sentido de rotação e mesmo modulo de velocidade obtém-se a seguinte relação:

$$\theta_P = -\frac{\alpha}{2} [\theta_{S1} + \theta_{S2}] \quad (6.40)$$

onde: $\alpha = \frac{r_{S1}}{r_P} + \frac{r_{S2}}{r_P}$

Quando M_1 e M_2 são acionados em sentidos contrários de rotação e no mesmo módulo de velocidade tem-se como variáveis de entrada θ_{S1} e θ_{S2} e como variável de saída θ_L . Neste caso, o *link* tem *pitch* e a engrenagem planetária permanece parada, ou seja, aplicando sinais de tensão, por exemplo $V1 = -V2$ nos amplificadores eletrônicos, os dois motores girarão em sentidos opostos, pela vista frontal, e como as engrenagens solares estão situadas diametralmente opostas em relação a engrenagem planetária, isto faz com que a engrenagem planetária seja impedida de girar em torno de seu eixo (é impossível girar pois, cada engrenagem solar impõe à mesma engrenagem planetária sentido diferente de rotação com a mesma velocidade), provocando somente movimento de *pitch* (translado do *link*).

Então, se M_1 e M_2 são acionados em sentidos contrários de rotação e mesmo modulo de velocidade obtém-se seguinte relação:

$$\theta_L = \frac{\alpha}{2} [\theta_{S1} - \theta_{S2}] \quad (6.41)$$

Colocando as equações (6.40) e (6.41) em forma matricial tem-se:

$$\begin{bmatrix} \theta_P \\ \theta_L \end{bmatrix} = -\frac{\alpha}{2} \begin{bmatrix} 1 & 1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta_{S1} \\ \theta_{S2} \end{bmatrix} \quad (6.42)$$

Quando os motores são acionados com diferente módulos de velocidade, o mecanismo realiza movimentos simultâneos, ou seja, realiza ao mesmo tempo a translação do link e a rotação da engrenagem planetária, acionando simultaneamente os dois graus de liberdade, conforme pode ser verificado na equação (6.42).

6.6 MODELO DINÂMICO - MECANISMO TIPO 2 [73].

Analizando as figuras [6.8] e supondo os torques como nós de entradas e os ângulos de rotação como nós de saída, através da aplicação do Princípio de D'Alembert obtém-se as relações individuais para cada eixo de movimento:

$$T_{S1} = J_{S1} \ddot{\theta}_{S1} + D_{S1} \dot{\theta}_{S1} + T_{S1C} \quad (6.43)$$

$$T_{S2} = J_{S2} \ddot{\theta}_{S2} + D_{S2} \dot{\theta}_{S2} + T_{S2C} \quad (6.44)$$

$$T_P = J_P \ddot{\theta}_P + D_P \dot{\theta}_P + T_{PC} \quad (6.45)$$

$$T_L = J_L \ddot{\theta}_L + D_L \dot{\theta}_L + T_{LC} \quad (6.46)$$

As relações de torque em relação ao acionamento dos motores são (princípio de ação e reação):

$$T_{M1} = \pm K_{G1} T_{S1} \quad (6.47)$$

$$T_{M2} = \pm K_{G1} T_{S2} \quad (6.48)$$

Pelas equações (6.40) e (6.41) e definindo $\omega \triangleq \dot{\theta}$, têm-se:

$$\omega_P = -\frac{\alpha}{2} \omega_{S1} - \frac{\alpha}{2} \omega_{S2} \quad (6.49)$$

$$\omega_L = \frac{\alpha}{2} \omega_{S1} - \frac{\alpha}{2} \omega_{S2} \quad (6.50)$$

Analizando a figura [6.8] e aplicando o princípio da ação e reação, obtém-se as relações de torque:

$$T_P = -\frac{1}{\alpha} (T_{S1} + T_{S2}) \quad (6.51)$$

$$T_L = \frac{1}{\alpha} (T_{S1} - T_{S2}) \quad (6.52)$$

ou:

$$T_{S2} = -\frac{\alpha}{2} T_P - \frac{\alpha}{2} T_L \quad (6.53)$$

$$T_{S1} = -\frac{\alpha}{2} T_P + \frac{\alpha}{2} T_L \quad (6.54)$$

Desprezando o atrito de Coulomb e introduzindo o operador de Laplace nas equações (6.43) a (6.46) têm-se:

$$T_{S1}(s) = s(sJ_{S1} + D_{S1}) \theta_{S1}(s) \quad (6.55)$$

$$T_{S2}(s) = s(sJ_{S2} + D_{S2}) \theta_{S2}(s) \quad (6.56)$$

$$T_L(s) = s(sJ_L + D_L) \theta_L(s) \quad (6.57)$$

$$T_P(s) = s(sJ_P + D_P) \theta_P(s) \quad (6.58)$$

$$T_{M1}(s) = \pm K_{G1} T_{S1}(s) \quad (6.59)$$

$$T_{M2}(s) = \pm K_{G1} T_{S2}(s) \quad (6.60)$$

$$T_{S1}(s) = -\frac{\alpha}{2} T_P(s) + \frac{\alpha}{2} T_L(s) \quad (6.61)$$

$$T_{S2}(s) = -\frac{\alpha}{2} T_P(s) - \frac{\alpha}{2} T_L(s) \quad (6.62)$$

$$\omega_P(s) = -\frac{\alpha}{2} \omega_{S1}(s) - \frac{\alpha}{2} \omega_{S2}(s) \quad (6.63)$$

$$\omega_L(s) = \frac{\alpha}{2} \omega_{S1}(s) - \frac{\alpha}{2} \omega_{S2}(s) \quad (6.64)$$

A partir das equações (6.55) a (6.64) obtém-se o diagrama de fluxo de sinal da figura [6.9].

O mecanismo de acionamento tipo 2 produz somente movimentos rígidos, ou seja, sempre é acionado com duas

entradas simultâneas. O modelo desejado considera $\theta_{s1}(s)$ e $\theta_{s2}(s)$ como variáveis de entrada e $\theta_p(s)$ e $\theta_L(s)$ como variáveis de saída. Conseqüentemente, é necessário inverter os caminhos direto ($T_{s1}(s) \rightarrow \theta_{s1}(s)$) e ($T_{s2}(s) \rightarrow \theta_{s2}(s)$) do diagrama de fluxo de sinal da figura [6.9] obtendo o diagrama resultante que é mostrado na figura [6.10].

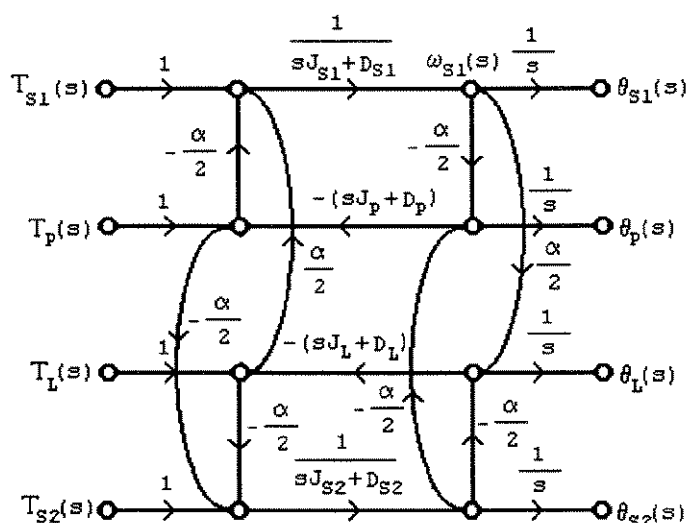


FIG. 6.9 MECANISMO DA ACIONAMENTO TIPO 2

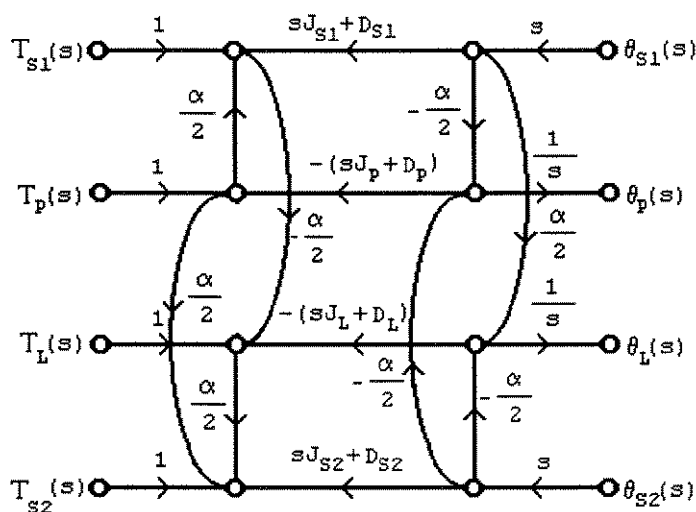


FIG. 6.10 MECANISMO TIPO 2 - MOVIMENTO RÍGIDO

CAPÍTULO 7

APLICAÇÕES DOS MECANISMOS DE ACIONAMENTOS DIFERENCIAIS

7.1 - INTRODUÇÃO.

Em um robô articulado os mecanismos de acionamento com engrenagens diferenciais podem ser utilizados no acionamento mecânico de duas juntas adjacentes, como mostra as linhas tracejadas do desenho esquemático da figura [7.1]. Este mecanismo tem a vantagem de transmitir o torque de acionamento de uma forma rígida através do eixo de transmissão, compactando assim a sua construção e de realizar o acionamento com motores remotos, evitando deste modo o peso na ponta do braço [73, 74 e 76].

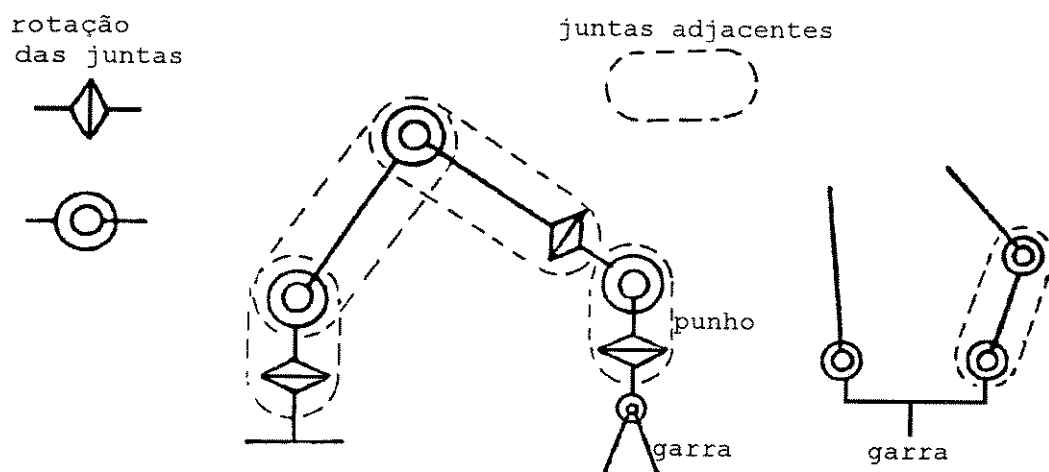


FIG. 7.1 APLICAÇÃO DO MECANISMO DIFERENCIAL

$$\begin{bmatrix} \theta_P \\ \theta_{Lo} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -1 & 1 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta_S \\ \theta_{Li} \end{bmatrix} \quad (7.1)$$

Nota-se pela equação (7.1) (vide figuras [7.2] e [7.3]) que θ_{Lo} não recebe influência de θ_S e que o antebraço é controlado exclusivamente por θ_S , quando θ_{Li} é freado. Por outro lado, quando se introduz uma variação em θ_{cot} , haverá também variação em θ_L , (vide figura [7.4] e [7.5]) obtendo-se:

$$\Delta\theta_{cot} = \Delta\theta_P - \Delta\theta_L \quad (7.2)$$

onde θ_P e θ_L são ângulos das juntas. Conseqüentemente a equação (7.1) torna-se:

$$\begin{bmatrix} \theta_{cot} \\ \theta_L \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta_S \\ \theta_L \end{bmatrix} \quad (7.2)$$

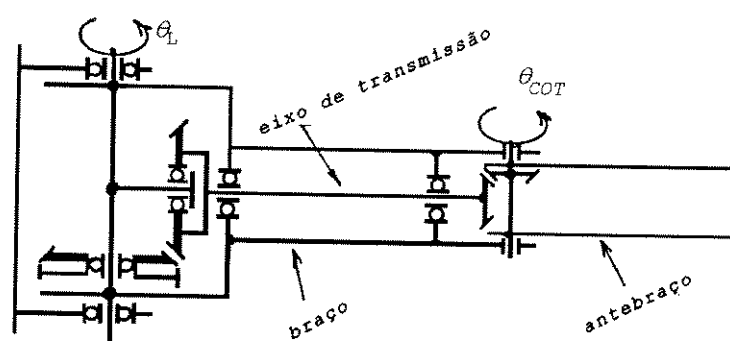
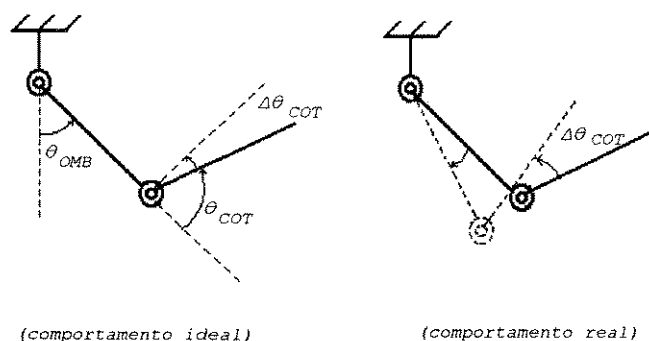


FIG. 7.3 DESENHO ESQUEMÁTICO DA MECÂNICA

FIG. 7.4 PEQUENA VARIAÇÃO EM θ_{cot}

Donde conclui-se que quando L é freado, ou seja $\theta_{Li} = 0$, o movimento do braço é controlado exclusivamente por θ_s , e quando θ_s é freado e θ_L acionado, haverá movimentos paralelos no antebraço, conforme ilustrado na figura [7.5] e esse movimento é denominado de movimento rígido.

Por outro lado, sob as condições: dos movimentos serem realizados somente pelo acionamento de θ_s , com L desativado (não freado) e $|T_{PC}| > |\frac{1}{\beta} T_{LC}|$ conforme mencionado no item 2.5.2., este mecanismo terá a característica de abraçar um objeto ou traçar o perfil de uma peça conforme a figura [7.6]. Este modo de movimento é denominado de complacente.

O mecanismo de acionamento tipo 2 (figura [7.7]) pode ser utilizado para acionamento das juntas adjacentes mas é inadequado para movimentos complacentes e também apresenta dificuldade no controle não interativo no movimento rígido. Logo, quando se deseja flexibilidade de movimentos, o mecanismo de acionamento tipo 1 é mais adequado do que o tipo 2. Embora o mecanismo tipo 2 apresente esta desvantagem, ele é mais robusto à reação externa.

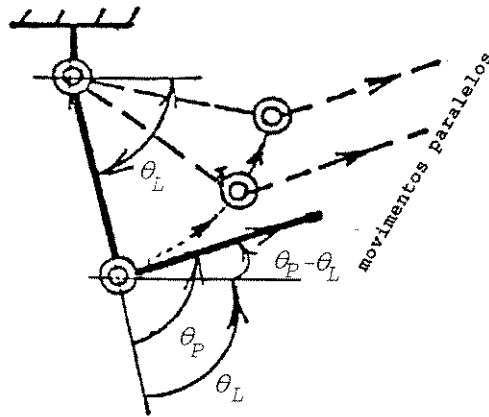


FIG. 7.5 MOVIMENTOS RÍGIDOS

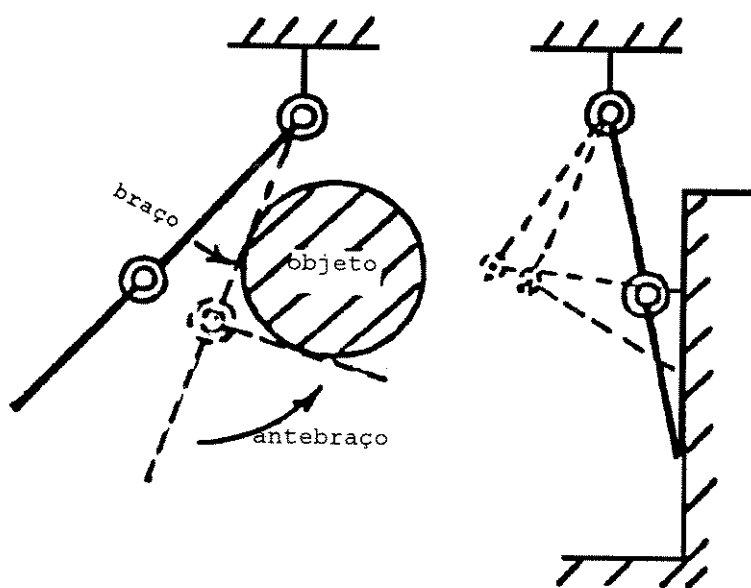


FIG. 7.6 MOVIMENTOS COMPLACENTES

A figura [7.7] mostra o desenho esquemático para o acionamento do ombro (junta θ_{OMB}) e do cotovelo (junta θ_{COT}) de um braço articulado baseado no mecanismo tipo 2.

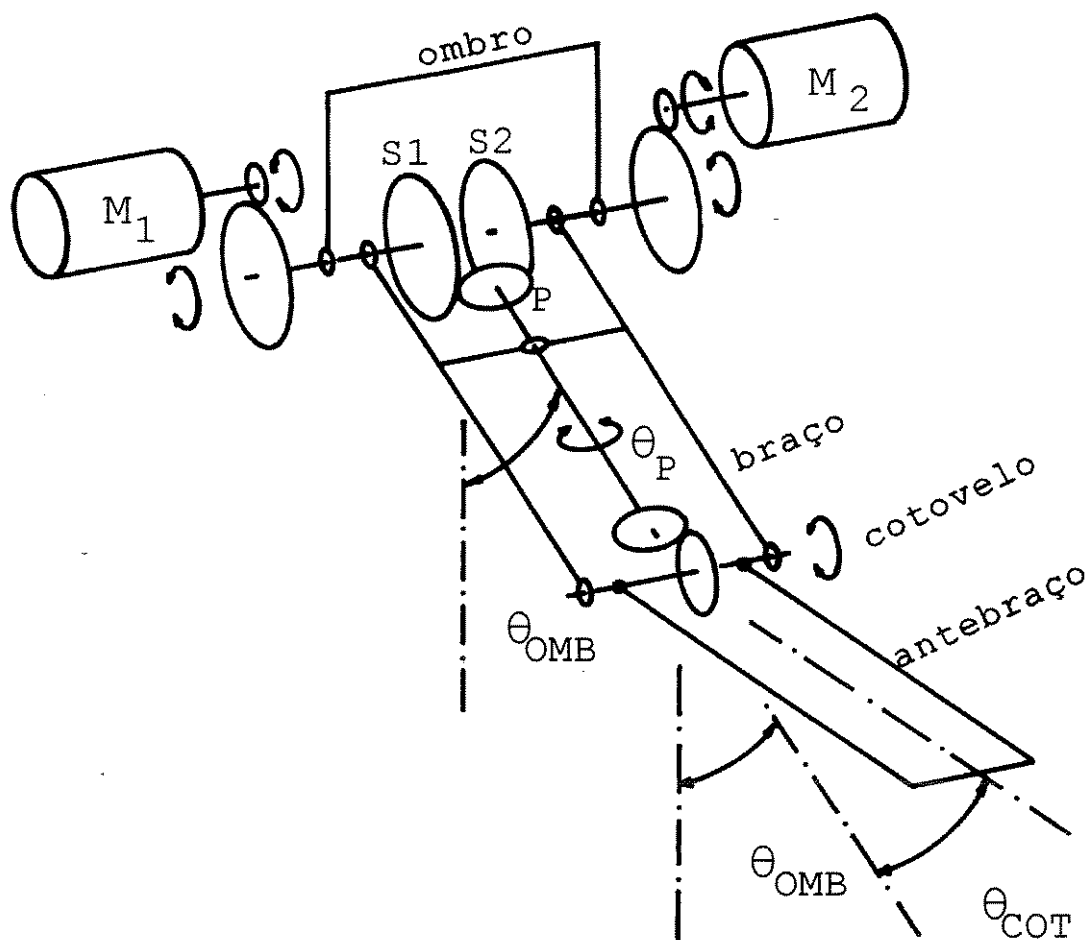


FIG 7.7 BRAÇO ARTICULADO MECANISMO TIPO 2

A estrutura ilustrada na figura [7.8] é composta por duas polias e correia (ou duas rodas dentadas e corrente), apresentando comportamento semelhante ao do mecanismo tipo 1. Nesta estrutura o motor 1 aciona o cotovelo e o motor 2 o ombro.

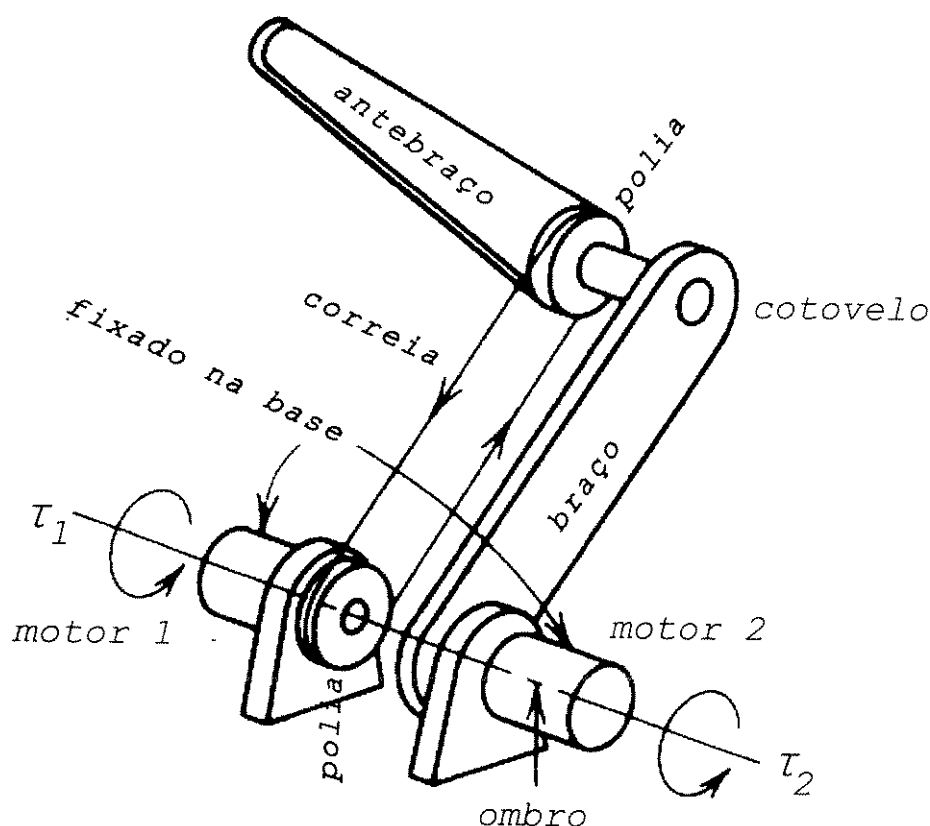


FIG. 7.8 ACIONAMENTO DIFERENCIAL ATRAVÉS DE CORREIA E POLIA

Uma outra forma de acionamento, com comportamento semelhante ao do tipo 1, é a utilização do mecanismo de paralelogramo ao invés de correia e polia, conforme ilustrado na figura [7.9] (estudos detalhados no capítulo 2).

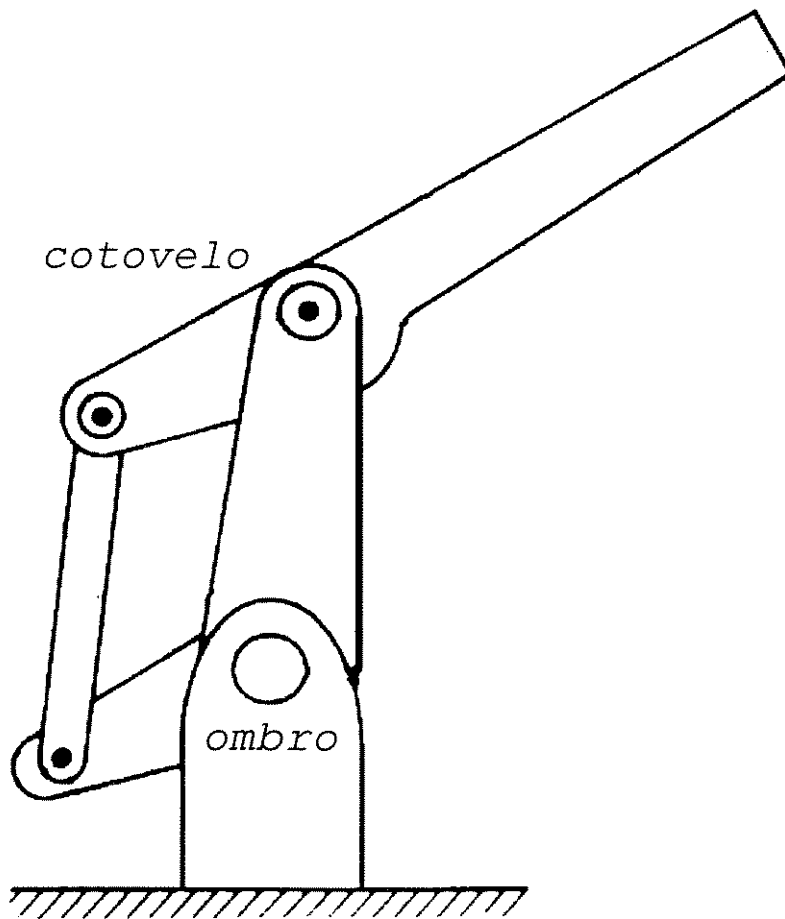


FIG. 7.9 ACIONAMENTO DIFERENCIAL ATRAVÉS FUSO DE ESFERA

7.3 APLICAÇÃO PARA O PUNHO.

As figuras [7.10] e [7.11] ilustram os desenhos esquemático do mecanismo diferencial aplicado ao punho. O mecanismo tipo 1 tem como vantagens: a simplicidade de sua construção comum aos dois mecanismos; a rotação da garra é acionada independentemente, sem provocar interferência no movimento de mergulho da garra.

Por outro lado nota-se que tanto no mecanismo tipo 1 quanto no mecanismo tipo 2, os motores podem ser colocados

na região oposta do volume de trabalho da garra, deixando livre a sua região de atuação.

Quando é usado o mecanismo tipo 1 no acionamento do punho, o torque de acionamento é aplicado diretamente no *link* L , provocando torção na estrutura do *link*. Portanto, deve-se tomar o máximo de cuidado no projeto estrutural.

Para o acionamento do punho é, em determinadas tarefas, mais aconselhável a utilização do mecanismo tipo 2, porque nesta estrutura não existe torque de torção. Entretanto, existe a interferência mutua entre θ_p e θ_L , conforme mostrado no capítulo 2. Em outras palavras, na aplicação do punho, o mecanismo tipo 2 apresenta maior rigidez mecânica mas apresenta dificuldade no controle interativo dos dois motores, quando se deseja obter somente o mergulho ou somente a rotação da garra, enquanto que o mecanismo tipo 1 apresenta problema de interação somente no movimento de mergulho.

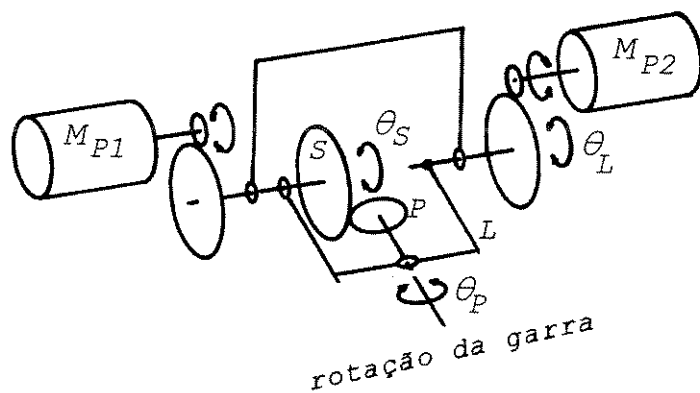


FIG.7.10 ACIONAMENTO DO PUNHO MECANISMO TIPO 1

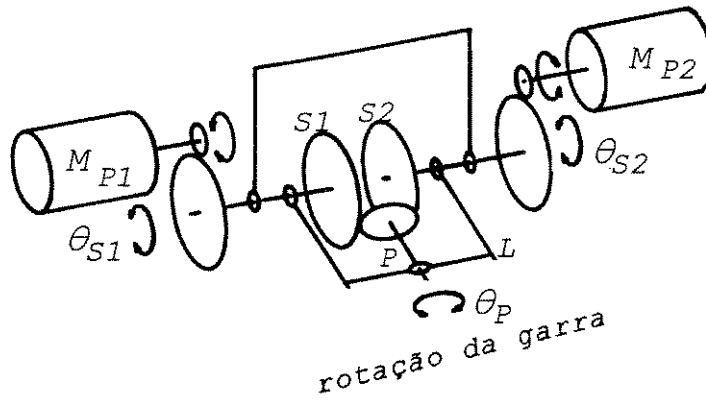


FIG. 7.11 ACIONAMENTO DO PUNHO MECANISMO TIPO 2

7.4 APLICAÇÃO PARA A GARRA.

7.4.1 Aplicação para o Dedo da Garra.

Pelo fato da estrutura diferencial possibilitar a implementação de um mecanismo articulado com dois graus de liberdade adjacentes, ela pode também ser aplicada ao dedo articulado da garra com estrutura idêntica ao da aplicação do braço, como pode ser visto na figura [7.12a].

Na figura [7.12a], pode-se observar: a existência de apenas um motor para o acionamento das duas articulações (θ_L e θ_P da figura [7.12b]); os mecanismos de freios eletromagnéticos A e B, onde o freio A tem a função de imobilizar a primeira articulação (θ_L) e o freio B de imobilizar a parte B em relação a parte A.

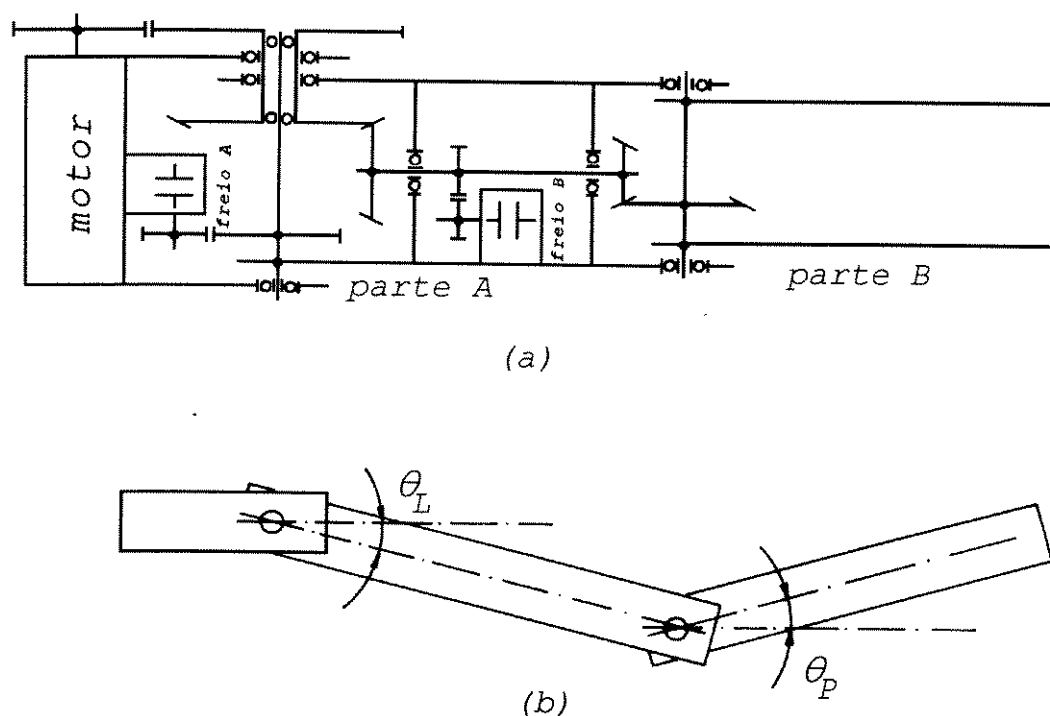


FIG. 7.12 (a) PRINCÍPIO DO MECANISMO (b) ESTRUTURA DO DEDO

Pelo fato do mecanismo diferencial deste dedo estar baseado no mecanismo tipo 1, o movimento complacente ilustrado na figura [7.6], pode ser obtido por acionamento de um único motor. Este movimento possibilita o agarramento de diversas formas geométricas de objetos ou diversos modos de agarramento, sem necessidade de controle de movimento complexo. Por possuir movimentos complacentes, denomina-se este dedo de: *dedo complacente* ou *compliant finger* [09].

A seguir serão explanados os dois modos de movimento deste dedo complacente, conforme a posição relativa entre o dedo e o objeto agarrado. Um dos modos, conforme ilustrado na figura [7.13a], realiza o movimento de envolvimento do dedo no objeto, onde inicialmente a parte A do dedo toca no objeto e posteriormente a parte B do dedo envolve o objeto. No outro modo, conforme ilustrado na figura [7.13b], inicialmente a

parte B do dedo toca no objeto e continua-se movimentando na direção do mesmo enquanto que a parte A movimenta na direção indicada pela seta, em movimento passivo. Este modo de agarramento acontece de forma autônoma.

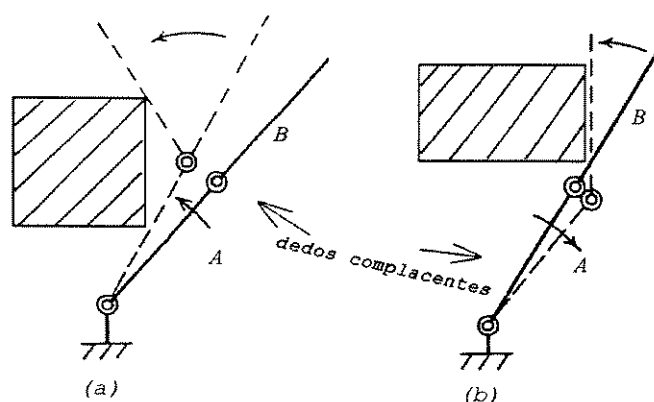


FIG. 7.13 MOVIMENTO DO DEDO COMPLACENTES

Aproveitando as características dos movimentos do dedo complacente, pode-se construir uma garra para robôs industriais acrescentando um outro dedo de movimento paralelo. Esta garra possui dois modos de agarramento, ilustrados nas figuras [7.14] e [7.15]. Um deles é o movimento de envolvimento (*grip*) onde a garra envolve o objeto de acordo com a sua forma geométrica. Outro é o movimento de pinçamento (*pinch*) onde o objeto é pinçado na ponta dos dedos. Estes modos são selecionados de acordo com o roteiro da tarefa.

Estes movimentos de agarramento podem ser facilmente implementado por controle seqüencial. Além disto, pode-se aumentar o desempenho do agarramento com a instalação de um sensor de força (do tipo desenvolvido por TAKITA e PALHARES [67]) na superfície de contato do dedo complacente, para possibilitar o controle de força, conseqüentemente a manipulação de peças frágeis.

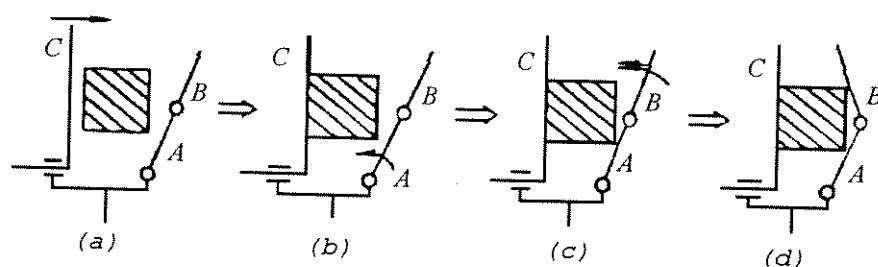


FIG. 7.14 MODO DE AGARRAMENTO - PROCESSO DE ENVOLVIMENTO

Analisando a figura [7.14] tem-se:

- (a) C: procurando;
- (b) C: fixado, A: aproximando, freio B ativado, freio A desativado;
- (c) B: aproximando (movimento auto-ajustável), freios A e B desativado;
- (d) A: fixado (o objeto é agarrado), freio A ativado.

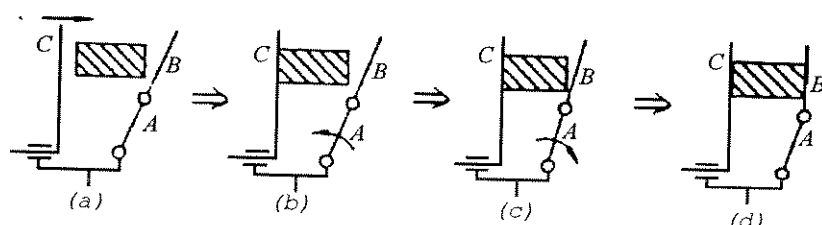


FIG. 7.15 MODO DE AGARRAMENTO - PROCESSO DE PINÇAMENTO

Analisando a figura [7.15] tem-se:

- (a) C: procurando;
- (1) C: fixado, A: aproximando, freio B ativado;
- (2) B: aproximando, A: retornando (movimento autoajustável freios A e B desativados;
- (3) A: fixado (o objeto é pinçado), freio A ativado.

O controle tanto no processo de envolvimento quanto no de pinçamento, é realizado da seguinte maneira: inicialmente

o dedo que realiza movimento paralelo, executa a procura do objeto e quando ele toca o objeto paralisa o movimento e fixa o dedo neste ponto.

No processo de envolvimento o dedo da 2ª junta se aproxima do objeto tocando-o primeiro com a parte A, e devido ao movimento adaptativo a parte B do dedo se aproxima do objeto. Neste dedo com juntas articuladas, tanto a parte A como a parte B são acionadas por um único motor. O agarramento confiável do objeto é realizado fixando a parte A através do freio A que é acionado somente quando as partes A e B tocam o objeto.

No processo de pinçamento o agarramento é realizado acionando o freio A quando as partes B e C tornam-se paralelas entre si.

O controle propriamente dito não interfere no movimento até que os dedos alcancem a situação desejada, e a partir desse momento é feito o controle adequado para o agarramento confiável, ou seja, realizar o aperto necessário (controle de força). Este tipo de controle, também denominado de manipulação adaptativa, só é possível devido a adaptabilidade dos dedos.

A *manipulação adaptativa*, aqui utilizada, difere do controle adaptativo que se caracteriza pela mudança de parâmetros que compõem o sistema. *Manipulação adaptativa* significa a manipulação que se adapta ao ambiente e às suas mudanças. Em outras palavras, entende-se por adaptabilidade a capacidade de mudar o próprio comportamento do sistema de acordo com as condições externas, tais como: formato e tamanho dos objetos a serem agarrados e força de reação externas. Existem basicamente dois tipos de adaptabilidade:

1. Adaptabilidade no próprio formato do objeto a ser agarrado;
2. Adaptabilidade nos movimentos de acordo com a força de reação externa que o mecanismo do dedo recebe do objeto ao agarrá-lo.

Por outro lado, se na adaptabilidade consegue-se introduzir uma característica com a qual é possível modificar o comportamento do sistema na forma mais desejável a cada tarefa, o comportamento, no complacência passiva é decidido estruturalmente e portanto haveria uma simplificação nos processamentos dos sinais.

7.4.1 APLICAÇÃO DA GARRA NA TAREFA DE MONTAGEM.

Recentemente vem crescendo a utilização dos robôs industriais nas tarefa de montagem nas fabricas, e é esperado que estes tipos robôs sejam utilizados em tarefas cada vez mais complexas [09].

A atividade representativa da tarefa de montagem é a inserção. Para realizar esta atividade, atualmente existem dois tipos de técnicas: Uma delas é a técnica chamada de complacência ativa [03] e [09] que utiliza ativamente as informações dos sensores e ajusta continuamente a posição do pino em relação ao furo ao realizar a inserção. Outra é a técnica de complacência passiva onde é colocada complacência no mecanismo do manipulador.

Como exemplos da técnica passiva existem o RCC (*Remote Center Compliance*) e o robô SCARA. O RCC tem complacência no punho e o robô SCARA no braço [09].

A garra para inserção, aqui idealizada (figura [7.12]), utiliza a técnica passiva e tem como característica estrutural a utilização da complacência nos dedos. Denomina-se este dedo de garra com dedo complacente.

Por outro lado, no ponto de vista funcional, o braço e o punho devem ter a função de posicionar e orientar corretamente o *End-Effector*, e o fato de colocar complacência no braço ou no punho pode prejudicar o seu posicionamento e a sua orientação, para atividade que não seja de inserção. Neste caso, deve-se colocar a complacência na garra para contornar mais facilmente este problema.

CAPÍTULO 8

DESACOPLAMENTO DO MODELO DINÂMICO

8.1 INTRODUÇÃO.

Neste capítulo será realizado o desacoplamento do modelo dinâmico dos dois tipos de mecanismo solar-planetário e a análise desse desacoplamento sob o controle, com a finalidade de se obter um modelo, onde os acoplamentos são visto sob o ponto de vista puramente cinemático.

8.2 MECANISMO DE ACIONAMENTO TIPO 1.

O punho desenvolvido por TAKITA [67] é composto de dois graus de liberdade, conforme ilustra o diagrama esquemático do punho da figura [8.1], onde: as juntas θ_{MERGULHO} e $\theta_{\text{ROTAÇÃO}}$ são acionadas através do mecanismo de engrenagens diferenciais, como ilustrado na figura [8.2].

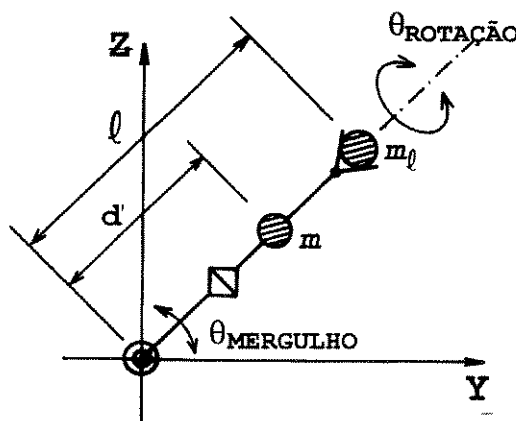


FIG. 8.1 DIAGRAMA ESQUEMÁTICO DO PUNHO

Sabendo-se que: por definição, a constante de torque é a variação entre a tensão de entrada no motor e torque gerado pelo motor têm-se:

$$K_{Mi} = \frac{\Delta T_{Mi}}{\Delta E_{Mi}} \quad (8.5)$$

onde i representa o índice do motor, por exemplo, K_{M1} para o motor M_1 e K_{M2} para o motor M_2 .

Pelas equações (8.1), (8.2) e (8.5) podemos representar o diagrama de fluxo de sinal da figura [6.4] de forma simplificada conforme o diagrama de fluxo de sinal ilustrado na figura [8.3].

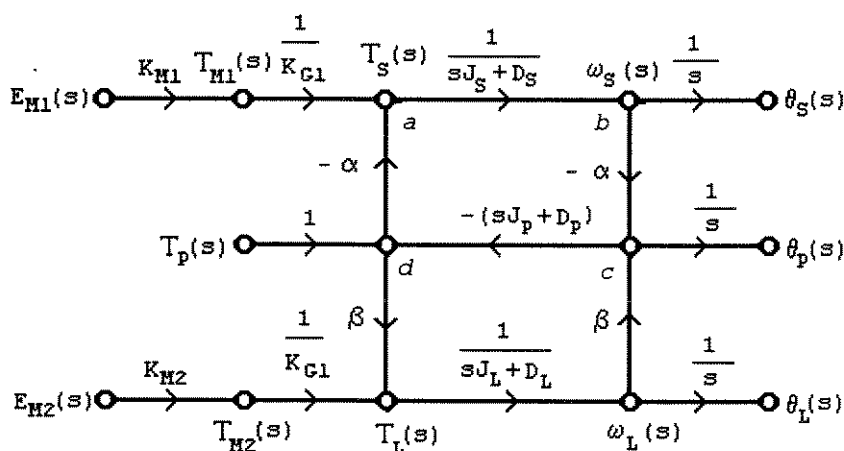


FIG. 8.3 DIAGRAMA DE FLUXO DE SINAL - MECANISMO TIPO 1

Fazendo $E_{M2}(s) = 0$ determina-se a função de transferência da realimentação $H_1(s)$ de b até a , pelo caminho direto $b-c-d-a$ do fluxo de sinal da figura [8.3], conforme ilustrado na figura [8.4]).

Pela figura [8.3], obtém-se as relações:

$$T_P(s) = -(sJ_P + D_P) \cdot (-\alpha \omega_S + \beta \omega_L) \quad (8.6)$$

$$T_S(s) = -\alpha T_P(s) \quad (8.7)$$

$$T_L(s) = \beta T_P(s) \quad (8.8)$$

$$\omega_L(s) = \frac{1}{sJ_L + D_L} \beta T_P(s) \quad (8.9)$$

$$\omega_S(s) = \frac{1}{sJ_S + D_S} (-\alpha T_P(s)) \quad (8.10)$$

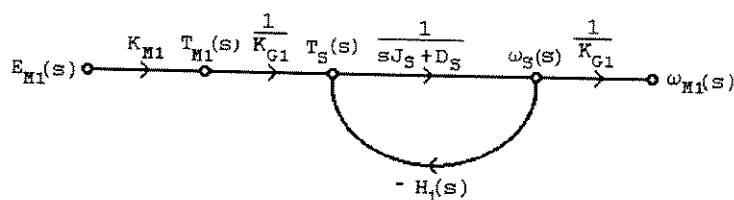


FIG. 8.4 DIAGRAMA DE FLUXO DE SINAL PARA $E_{M2}(s) = 0$

Substituindo a equação (8.9) em (8.6) obtém-se:

$$T_P(s) \left[1 + \beta^2 \frac{(sJ_P + D_P)}{(sJ_L + D_L)} \right] = \alpha (sJ_P + D_P) \omega_S(s) \quad (8.11)$$

onde: $\eta = 1 + \beta^2 \frac{(sJ_P + D_P)}{(sJ_L + D_L)}$

Analisando a figura [8.1] conclui-se:

- a. $J_L = d^2 m + \ell^2 m_j$, onde m é a massa total da parte móvel concentrada em seu centro de massa; m_j a massa do objeto agarrado; d a distância do centro de massa às coordenadas da base; ℓ é o comprimento do link (vide figura [8.1]).
- b. $J_P = J_{P_{EFETIVA}} + J_{CARGA}$ é a inércia da engrenagem planetária calculada pelo teorema do eixo paralelo [23 e 68];

conseqüentemente:

$$a. \quad sJ_L + D_L \gg \beta^2 (sJ_P + D_P)$$

$$b. \quad 1 \gg \beta^2 \frac{(sJ_P + D_P)}{(sJ_L + D_L)}.$$

logo, o segundo termo de η pode ser desprezado e a equação (8.11) pode ser reescrita da maneira a seguir.

$$T_P(s) = \alpha (sJ_P + D_P) \omega_S(s) \quad (8.12)$$

ou,

$$T_S(s) = -\alpha^2 (sJ_P + D_P) \omega_S(s) \quad (8.13)$$

Pela figura [8.4] podemos afirmar que a função de transferência na malha de realimentação é dada por:

$$T_S(s) = -H_1(s) \omega_S(s) \quad (8.14)$$

logo:

$$H_1(s) = \alpha^2 (sJ_P + D_P) \quad (8.15)$$

A função de transferência em relação ao acionamento do motor M_1 será:

$$\frac{\omega_S(s)}{T_S(s)} = \frac{1}{(J_S + \alpha^2 J_P)s + (D_S + \alpha^2 D_P)} \quad (8.16)$$

$$G_1(s) = \frac{\omega_S(s)}{T_S(s)} \quad (8.17)$$

$$G_1(s) = \frac{1}{[(J_S + \alpha^2 J_P)s + (D_S + \alpha^2 D_P)]} \quad (8.18)$$

De maneira análoga ao motor M_1 , obtém-se a função de transferência para o motor M_2 .

Substituindo a equação (8.10) em (8.6) obtém-se:

$$T_P(s) \left[1 + \alpha^2 \frac{(sJ_P + D_P)}{(sJ_S + D_S)} \right] = -\beta (sJ_P + D_P) \omega_L(s) \quad (8.19)$$

$$\text{onde: } \eta = 1 + \alpha^2 \frac{(sJ_P + D_P)}{(sJ_S + D_S)}$$

Pela figura [8.2] têm-se:

$$\text{a. } J_S = J_{S_{\text{EFETIVA}}} + \alpha^2 J_P;$$

$$b. \quad J_P = J_{P_{EFETIVA}} + J_{CARGA}.$$

conseqüentemente:

$$a. \quad sJ_S + D_S \gg \alpha^2 (sJ_P + D_P)$$

$$b. \quad 1 \gg \alpha^2 \frac{(sJ_P + D_P)}{(sJ_S + D_S)}.$$

logo, o segundo termo de η pode ser desprezado e a equação (8.19) pode ser reescrita da maneira a seguir.

$$T_P(s) = -\beta (sJ_P + D_P) \omega_L(s), \quad (8.20)$$

Pela figura [8.3] tem-se $T_L = \beta T_P$, conseqüentemente a equação (8.20) pode ser reescrita como:

$$T_L(s) = -\beta^2 (sJ_P + D_P) \omega_L(s)$$

desta forma, a função de transferência na malha de realimentação é dada por:

$$H_2(s) = \beta^2 (sJ_P + D_P) \quad (8.21)$$

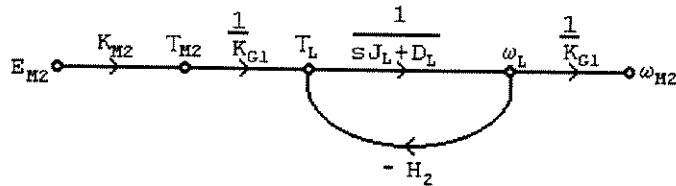
Para o sistema realimentado tem-se:

$$\frac{\omega_L(s)}{T_L(s)} = \frac{1}{(J_L + \beta^2 J_P)s + (D_L + \beta^2 D_P)} \quad (8.22)$$

A função de transferência em relação ao acionamento de M_2 será:

$$G_2(s) = \frac{\omega_L(s)}{T_L(s)} \quad (8.23)$$

$$G_2(s) = \frac{1}{[(J_L + \beta^2 J_P)s + (D_L + \beta^2 D_P)]} \quad (8.24)$$

FIG. 8.5 DIAGRAMA DE FLUXO DE SINAL PARA $E_{M1} = 0$

Nos servomotores de corrente contínuas a tensão de entrada $E_M(t)$ produz uma corrente $i(t)$ no circuito da armadura. Aplicando a lei de Kirchhoff para as tensões e desprezando a indutância da armadura obtém-se:

$$E_M(t) = Ri(t) + K_B \dot{\theta}_M \quad (8.25)$$

$$T_M(t) = K_T i(t) \quad (8.26)$$

onde: K_B é constante de força contra-eletromotriz e R a resistência da armadura;

K_T é a constante de torque em $N.m.A^{-1}$.

E_{M1} e E_{M2} são tensões de entrada dos motores M_1 , M_2 ;

T_{M1} e T_{M2} são os torques fornecidos pelos motores;

A corrente elétrica $i(t)$ produz o torque $T_M(t)$. E este torque produz na engrenagem solar (com o acionamento do motor M_1) ou no link (com o acionamento do motor M_2) os torques T_s e T_L respectivamente, para $K_{G1} < 1$ têm-se:

$$T_{M1}(t) = J_{M1} \ddot{\theta}_{M1} + D_{M1} \dot{\theta}_{M1} + K_{G1} T_S(t) \quad (8.27)$$

$$T_{M2}(t) = J_{M2} \ddot{\theta}_{M2} + D_{M2} \dot{\theta}_{M2} + K_{G1} T_L(t) \quad (8.28)$$

As constantes de amortecimento nos servomotores de corrente contínua com imã permanente são aproximadamente zero. Desta forma, as equações (8.27) e (8.28) podem ser reescritas como a seguir:

$$T_{M1}(t) = J_{M1} \ddot{\theta}_{M1} + K_{G1} T_S(t) \quad (8.29)$$

$$T_{M2}(t) = J_{M2} \ddot{\theta}_{M2} + K_{G1} T_S(t) \quad (8.30)$$

Substituindo as equações (8.26) em (8.25) obtém-se a equação generalizada para o torque gerado pelos motores.

$$T_M(t) = \frac{K_T}{R} E_M(t) - \frac{K_B K_T}{R} \dot{\theta}_M \quad (8.31)$$

Substituindo a equação (8.31), para cada grau de liberdade do mecanismo, em (8.29) e (8.30) respectivamente obtém-se:

$$\frac{K_T}{R} E_{M1}(t) = J_{M1} \ddot{\theta}_{M1} + \frac{K_B K_T}{R} \dot{\theta}_{M1} + K_{G1} T_S(t) \quad (8.32)$$

$$\frac{K_T}{R} E_{M2}(t) = J_{M2} \ddot{\theta}_{M2} + \frac{K_B K_T}{R} \dot{\theta}_{M2} + K_{G1} T_L(t) \quad (8.33)$$

Os motores estão mecanicamente acoplados a engrenagem solar e ao link através dos redutores harmônicos pela relação:

$$\theta_{M1} = \frac{1}{K_{G1}} \theta_S \quad (8.34)$$

$$\theta_{M2} = \frac{1}{K_{G1}} \theta_L$$

Obtendo a 1ª e a 2ª derivada da equação (8.34) e substituindo em (8.32) e (8.33), podemos reescrever as equações de torques (8.16) e (8.22) da maneira a seguir,

$$T_S(t) = (J_S + \alpha^2 J_P) \ddot{\theta}_S + (D_S + \alpha^2 D_P) \dot{\theta}_S$$

$$T_L(t) = (J_L + \beta^2 J_P) \ddot{\theta}_L + (D_L + \beta^2 D_P) \dot{\theta}_L$$

definindo: $J_{rotor} = J_{M1} = J_{M2}$ como inércia efetiva dos motores (neste mecanismos os dois motores são iguais) têm-se:

$$\frac{K_{G1} K_T}{R} E_{M1}(t) = \left[J_{rotor} + K_{G1}^2 (J_S + \alpha^2 J_P) \right] \ddot{\theta}_S + \left[\frac{K_B K_T}{R} + K_{G1}^2 (D_S + \alpha^2 D_P) \right] \dot{\theta}_S \quad (8.35)$$

$$\frac{K_{G1} K_T}{R} E_{M2}(t) = \left[J_{rotor} + K_{G1}^2 (J_L + \beta^2 J_P) \right] \ddot{\theta}_L + \left[\frac{K_B K_T}{R} + K_{G1}^2 (D_L + \beta^2 D_P) \right] \dot{\theta}_L \quad (8.36)$$

Definindo:

$$J_{MS} \triangleq J_{rotor} + K_{G1}^2 (J_S + \alpha^2 J_P) \quad (8.37)$$

$$J_{ML} \triangleq J_{rotor} + K_{G1}^2 (J_L + \beta^2 J_P) \quad (8.38)$$

onde:

- a. os primeiros termo das equações (8.37) e (8.38), representam as inércias efetivas dos motores, cujos valores são fornecido pelo manual do fabricante;
- b. os segundos termos representam as inércias das cargas refletidas nos eixos dos motores M_1 e M_2 respectivamente. Os valores efetivos de $J_{S_{EFETIVA}}$ e $J_{P_{EFETIVA}}$ são obtidos através do teorema do eixo paralelo [23 e 68] e J_S e J_P pelas relações a seguir:

$$J_P = J_{P_{EFETIVA}} + J_{CARGA}$$

$$J_S = J_{S_{EFETIVA}} + \alpha^2 J_P$$

- c. o valor de J_L é obtido diretamente da figura [8.1]

$$J_L = d^2 m + \ell^2 m_\ell \quad (8.39)$$

Definindo D_{MS} e D_{ML} como constantes de amortecimentos para cada junta de acionamento têm-se:

$$D_{MS} \triangleq \frac{K_B K_T}{R} + K_{G1}^2 (D_S + \alpha^2 D_P) \quad (8.40)$$

$$D_{ML} \triangleq \frac{K_B K_T}{R} + K_{G1}^2 (D_L + \beta^2 D_P) \quad (8.41)$$

Desta forma, as equações (8.35) e (8.36) podem se reescritas como:

$$\frac{K_{G1} K_T}{R} E_{MS}(t) = J_{MS} \ddot{\theta}_S + D_{MS} \dot{\theta}_S \quad (8.42)$$

$$\frac{K_{G1} K_T}{R} E_{ML}(t) = J_{ML} \ddot{\theta}_L + D_{ML} \dot{\theta}_L \quad (8.43)$$

Obtendo-se assim o modelo desacoplado dinamicamente conservando apenas o acoplamento cinemático, onde:

$$\theta_{\text{MERG}} \triangleq \theta_{\text{MERGULHO DO PUNHO}} = \theta_L$$

$$\theta_{\text{ROT}} \triangleq \theta_{\text{ROTAÇÃO DO PUNHO}} = \theta_P = -\alpha\theta_S + \beta\theta_L$$
(8.44)

A figura [8.6] ilustra o diagrama de bloco da equação (8.42), e a figura [8.7], um exemplo, do sistema de controle de uma junta, onde: $T_d(s)$ representa o torque externo, denominado pelo sistema de controle como torque de perturbação.

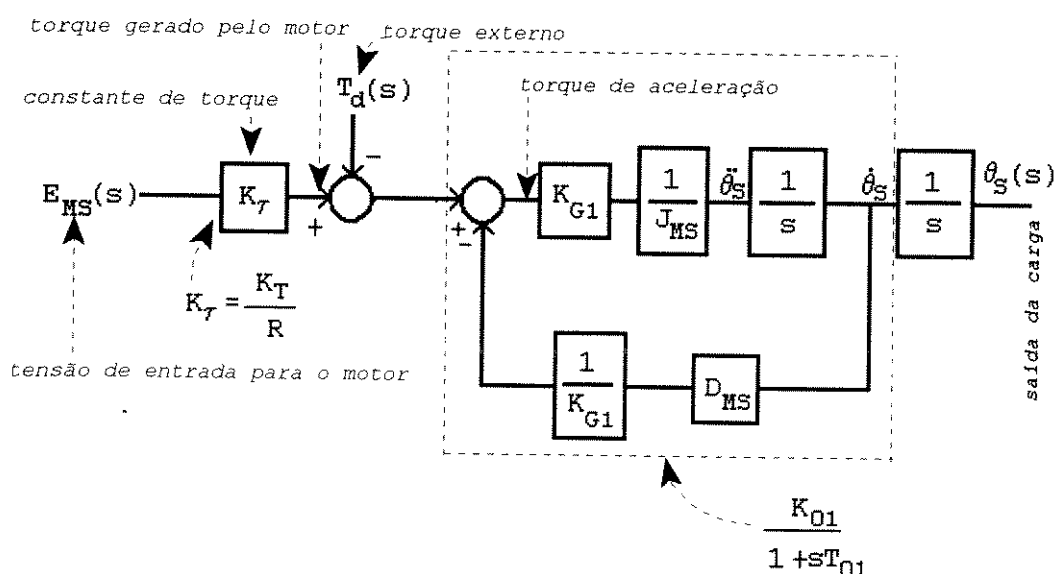


FIG. 8.6 MODELO DINÂMICO DA EQUAÇÃO (8.42)

onde:

$$K_{O1} \triangleq \frac{K_{G1}}{D_{MS}} \quad T_{O1} \triangleq \frac{J_{MS}}{D_{MS}}$$

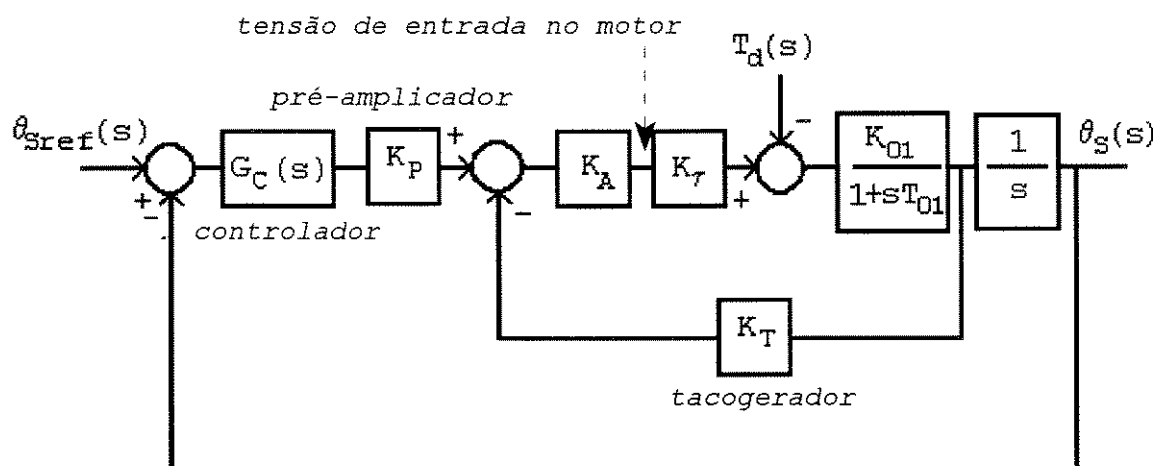


FIG. 8.7 FIGURA [8.6] COM REALIMENTAÇÃO DE POSIÇÃO E VELOCIDADE

Para qualquer que seja o sistema realimentado podemos definir o erro da maneira a seguir:

$$\Delta\theta_{ROT} = \theta_{ROT REF} - \theta_{ROT} \quad (8.45)$$

$$\Delta\theta_{MERC} = \theta_{MERC REF} - \theta_{MERC}$$

onde: $\Delta\theta_{ROT}$ e $\Delta\theta_{MERC}$ são os erros necessários para acionar os motores M_1 e M_2 da figura [8.2].

Sabendo-se que $\alpha = \beta$, as equações (8.44) podem ser reescritas como:

$$\theta_{MERC} = \theta_L$$

$$\theta_S = \theta_{MERC} - \frac{1}{\alpha} \theta_{ROT}$$

logo:

$$\Delta\theta_{MERC} = \Delta\theta_L$$

$$\Delta\theta_S = \Delta\theta_{\text{MERG}} - \frac{1}{\alpha} \Delta\theta_{\text{ROT}} \quad (8.46)$$

Na figura [8.8], o lado esquerdo ilustra o diagrama do bloco dos erros de posições, conforme as equações (8.45) e (8.46) e lado direito o diagrama do bloco das equações (8.44).

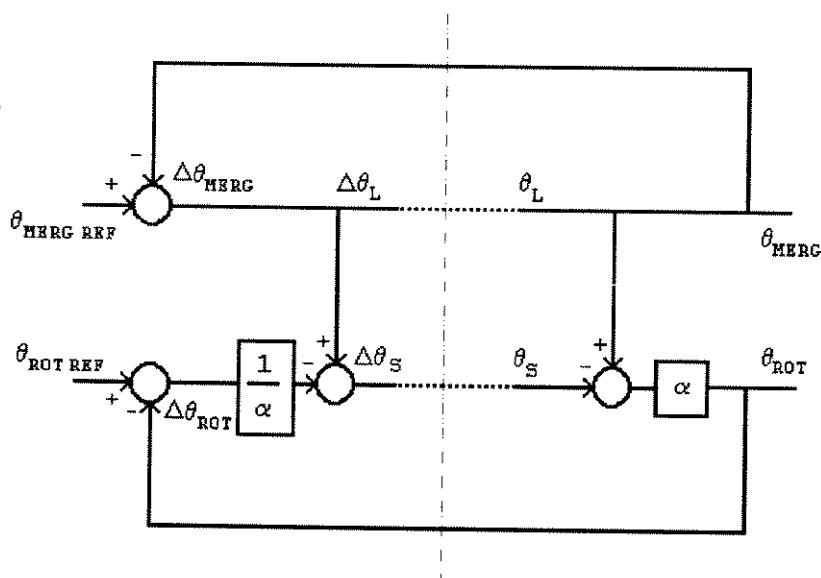


FIG. 8.8 RELAÇÕES CINEMÁTICAS

O diagrama de bloco do mecanismo tipo 1 para o sistema de controle do mergulho e rotação do punho, dinamicamente desacoplado, conforme as equações (8.42) e (8.43) mais a figura [8.8], se encontra ilustrado na figura [8.9].

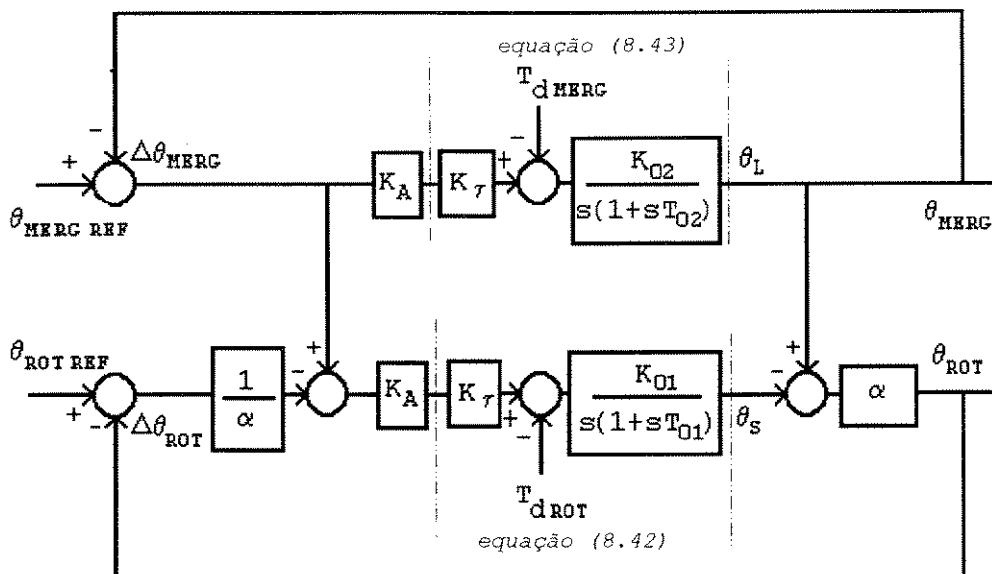


FIG. 8.9 SISTEMA DE CONTROLE DO PUNHO - MECANISMO TIPO 1

onde:

$$K_{01} \triangleq \frac{K_{G1}}{D_{MS}} \quad T_{01} \triangleq \frac{J_{MS}}{D_{MS}} \quad \text{e} \quad K_{02} \triangleq \frac{K_{G1}}{D_{ML}} \quad T_{02} \triangleq \frac{J_{ML}}{D_{ML}}$$

8.2.2 CALCULO DO TORQUE DE PERTURBAÇÃO.

Considerando massa concentrada em seu centro de massa, pela figura [8.1] e [8.2], e sabendo-se que:

- $T_{M1}(s) = K_{G1} \cdot T_S(s)$
- $T_{M2}(s) = K_{G1} \cdot T_L(s)$
- $T_S(s) = \alpha T_P(s)$
- $T_{ROT}(s) = T_P(s)$
- $T_{MERG}(s) = T_L(s)$
- $T_{EXTRENO}(s) = \sum (m_i \cdot r_i) \cdot \sin \theta \cdot g$, onde r_i é a distância do centro da massa à origem do eixo [48 e 68].

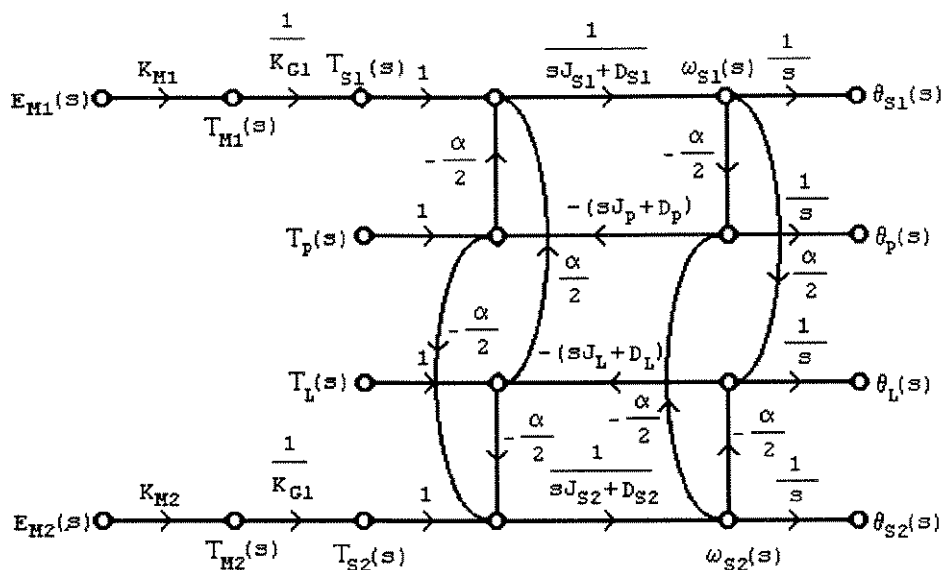


FIG. 8.11 MECANISMO DE ACIONAMENTO TIPO 2

Pelas figuras [8.10] e [8.11] têm-se:

$$T_{M1}(s) = K_{G1} T_{S1}(s) \quad (8.48)$$

$$T_{M2}(s) = K_{G1} T_{S2}(s) \quad (8.49)$$

$$\theta_{M1}(s) = \frac{1}{K_{G1}} \theta_{S1}(s) \quad (8.50)$$

$$\theta_{M2}(s) = \frac{1}{K_{G1}} \theta_{S2}(s) \quad (8.51)$$

$$T_P(s) = -(sJ_P + D_P) \left(-\frac{\alpha}{2} \omega_{S1}(s) - \frac{\alpha}{2} \omega_{S2}(s) \right) \quad (8.52)$$

$$T_{S1}(s) = -\frac{\alpha}{2} T_P(s) + \frac{\alpha}{2} T_L(s) \quad (8.53)$$

$$T_{S2}(s) = -\frac{\alpha}{2} T_P(s) - \frac{\alpha}{2} T_L(s) \quad (8.54)$$

$$T_L(s) = -(sJ_L + D_L) \left(\frac{\alpha}{2} \omega_{S1}(s) - \frac{\alpha}{2} \omega_{S2}(s) \right) \quad (8.55)$$

$$\omega_{S2}(s) = \frac{1}{sJ_{S2} + D_{S2}} \left(-\frac{\alpha}{2} T_P(s) - \frac{\alpha}{2} T_L(s) \right) \quad (8.56)$$

Fazendo $E_{M2}(s) = 0$ determina-se a função de transferência da realimentação $H_1(s)$ da figura [8.11] obtendo-se a figura [8.12].

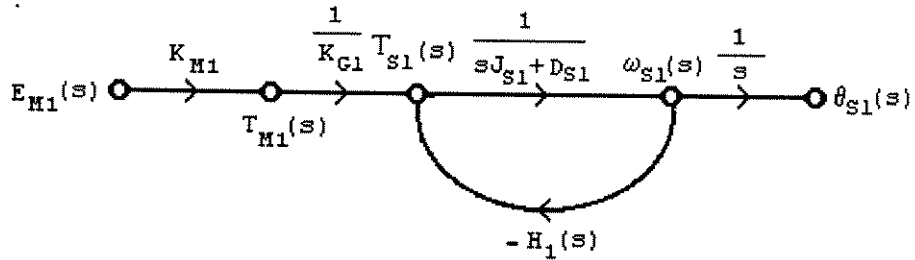


FIG. 8.12 DIAGRAMA DE FLUXO DE SINAL PARA $E_{M2}(s) = 0$

Substituindo as equações (8.52) e (8.55) em (8.56) obtém-se:

$$\omega_{S2}(s) = \frac{(\alpha^2 J_P - \alpha^2 J_L) s + (\alpha^2 D_P - \alpha^2 D_L)}{(4J_{S2} + \alpha^2 J_P + \alpha^2 J_L) s + (4D_{S2} + \alpha^2 D_P + \alpha^2 D_L)} \omega_{S1}(s) \quad (8.57)$$

Substituindo as equações (8.57) em (8.55) tem-se:

$$T_L(s) = -\frac{\alpha}{2} (sJ_L + D_L) \left[1 + \frac{(\alpha^2 J_P - \alpha^2 J_L)s + (\alpha^2 D_P - \alpha^2 D_L)}{(4J_{S2} + \alpha^2 J_P + \alpha^2 J_L)s + (4D_{S2} + \alpha^2 D_P + \alpha^2 D_L)} \right] \omega_{S1}(s) \quad (8.58)$$

onde:

- a. $\eta \triangleq 1 + \frac{(\alpha^2 J_P - \alpha^2 J_L)s + (\alpha^2 D_P - \alpha^2 D_L)}{(4J_{S2} + \alpha^2 J_P + \alpha^2 J_L)s + (4D_{S2} + \alpha^2 D_P + \alpha^2 D_L)}$
- b. $J_L = d^2 m + \ell^2 m_f$
- c. $J_{S1} = J_{S2}$ e $J_{S1} = J_{S1 \text{ EFETIVA}} + \frac{\alpha^2}{4} J_P$;
- d. $J_P = J_{P \text{ EFETIVA}} + J_{\text{CARGA}}$.

conseqüentemente:

- a. $4J_{S2} + \alpha^2 J_P + \alpha^2 J_L \gg \alpha^2 J_P - \alpha^2 J_L$
- b. $D_{S2} + \alpha^2 D_P + \alpha^2 D_L \gg \alpha^2 D_P - \alpha^2 D_L$
- c. $1 \gg \frac{(\alpha^2 J_P - \alpha^2 J_L)s + (\alpha^2 D_P - \alpha^2 D_L)}{(4J_{S2} + \alpha^2 J_P + \alpha^2 J_L)s + (4D_{S2} + \alpha^2 D_P + \alpha^2 D_L)}$

logo, o segundo termo de η pode ser desprezado e a equação (8.58) pode ser reescrita da maneira a seguir.

$$T_L(s) = -\frac{\alpha}{2} (sJ_L + D_L) \omega_{S1}(s) \quad (8.59)$$

Substituindo a equação (8.57) em (8.52) e com as mesmas considerações realizadas para a equação (8.58), tem-se:

$$T_P(s) = -\frac{\alpha}{2} (sJ_P + D_P) \omega_{S1}(s) \quad (8.60)$$

Substituindo as equações (8.59) e (8.60) em (8.53) tem-se:

$$T_{S1}(s) = -\frac{1}{4} \left((\alpha^2 J_P + \alpha^2 J_L) s + (\alpha^2 D_P + \alpha^2 D_L) \right) \omega_{S1} \quad (8.61)$$

Conseqüentemente,

$$H_1(s) = \frac{1}{4} (\alpha^2 J_P + \alpha^2 J_L) s + \frac{1}{4} (\alpha^2 D_P + \alpha^2 D_L) \quad (8.62)$$

Para o sistema realimentado tem-se:

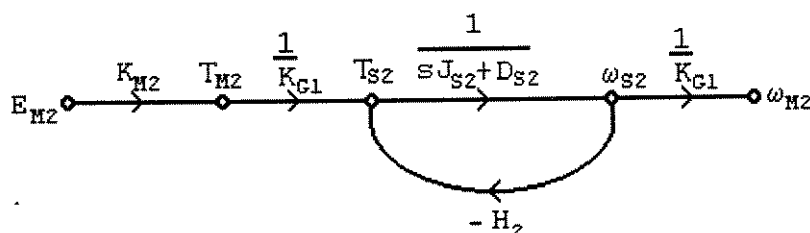
$$\frac{\omega_{S1}(s)}{T_{S1}(s)} = \frac{1}{(J_{S1} + \frac{\alpha^2}{4} J_P + \frac{\alpha^2}{4} J_L) s + (D_{S1} + \frac{\alpha^2}{4} D_P + \frac{\alpha^2}{4} D_L)} \quad (8.63)$$

De maneira análoga ao motor M_1 obtém-se a função de transferência para o acionamento do motor M_2 , ou seja, substituindo as equações (8.52) e (8.55) em (8.54), obtém-se T_{S2} em função de $\omega_{S2}(s)$ (vide figura [8.13]).

$$H_2(s) = \frac{1}{4} (\alpha^2 J_P + \alpha^2 J_L) s + (\alpha^2 D_P + \alpha^2 D_L) \quad (8.64)$$

Para o sistema realimentado tem-se:

$$\frac{\omega_{S2}(s)}{T_{S2}(s)} = \frac{1}{(J_{S2} + \frac{\alpha^2}{4} J_P + \frac{\alpha^2}{4} J_L) s + (D_{S2} + \frac{\alpha^2}{4} D_P + \frac{\alpha^2}{4} D_L)} \quad (8.65)$$

FIG. 8.13 DIAGRAMA DE FLUXO DE SINAL PARA $E_{M1} = 0$

De maneira análoga ao mecanismo tipo 1, podemos reescrever as equações (8.32) e (8.33) da maneira a seguir:

$$\frac{K_T}{R} E_{M1}(t) = J_{M1} \ddot{\theta}_{M1} + \frac{K_B K_T}{R} \dot{\theta}_{M1} + K_{G1} T_{S1}(t) \quad (8.66)$$

$$\frac{K_T}{R} E_{M2}(t) = J_{M2} \ddot{\theta}_{M2} + \frac{K_B K_T}{R} \dot{\theta}_{M2} + K_{G1} T_{S2}(t) \quad (8.67)$$

Os motores estão mecanicamente acoplados às engrenagens solares através dos redutores harmônicos pelas relações.

$$\begin{aligned} \theta_{M1} &= \frac{1}{K_{G1}} \theta_{S1} \\ \theta_{M2} &= \frac{1}{K_{G1}} \theta_{S2} \end{aligned} \quad (8.68)$$

Obtendo a 1ª e a 2ª derivada das equações (8.68) e substituindo em (8.66) e (8.67), reescrevemos as equações dos torques (8.63) e (8.65) da maneira a seguir:

$$T_{S1}(s) = (J_{S1} + \frac{\alpha^2}{4}J_P + \frac{\alpha^2}{4}J_L) \ddot{\theta}_{S1} + (D_{S1} + \frac{\alpha^2}{4}D_P + \frac{\alpha^2}{4}D_L) \dot{\theta}_{S1}$$

$$T_{S2}(s) = (J_{S2} + \frac{\alpha^2}{4}J_P + \frac{\alpha^2}{4}J_L) \ddot{\theta}_{S2} + (D_{S2} + \frac{\alpha^2}{4}D_P + \frac{\alpha^2}{4}D_L) \dot{\theta}_{S2}$$

Definindo: $J_{rotor} = J_{M1} = J_{M2}$ como inércia efetiva dos motores (neste mecanismo os dois motores são necessariamente iguais) têm:

$$\frac{K_{G1}K_T}{R}E_{M1}(t) = \left[J_{rotor} + K_{G1}^2 \left(J_{S1} + \frac{\alpha^2}{4}J_P + \frac{\alpha^2}{4}J_L \right) \right] \ddot{\theta}_{S1} + \left[\frac{K_B K_T}{R} + K_{G1}^2 \left(D_{S1} + \frac{\alpha^2}{4}D_P + \frac{\alpha^2}{4}D_L \right) \right] \dot{\theta}_{S1} \quad (8.69)$$

$$\frac{K_{G1}K_T}{R}E_{M2}(t) = \left[J_{rotor} + K_{G1}^2 \left(J_{S2} + \frac{\alpha^2}{4}J_P + \frac{\alpha^2}{4}J_L \right) \right] \ddot{\theta}_{S2} + \left[\frac{K_B K_T}{R} + K_{G1}^2 \left(D_{S2} + \frac{\alpha^2}{4}D_P + \frac{\alpha^2}{4}D_L \right) \right] \dot{\theta}_{S2} \quad (8.70)$$

como: $J_{S1} = J_{S2}$ e definindo J_M como a inércia efetiva do motor mais a inércia da carga refletida no eixo do motor, tem-se:

$$J_M = J_{rotor} + K_{G1}^2 \left(J_{S1} + \frac{\alpha^2}{4}J_P + \frac{\alpha^2}{4}J_L \right) \quad (8.71)$$

isto é, o primeiro termo da equação (8.71) representa as inércias efetivas dos motores M_1 e M_2 e o segundo termo representa as inércias das cargas refletidas nos eixos desses motores.

Definindo D_M como constante de amortecimento para cada junta de acionamento têm-se:

$$D_M = \frac{K_B K_T}{R} + K_{G1}^2 \left(D_{S1} + \frac{\alpha^2}{4} D_P + \frac{\alpha^2}{4} D_L \right) \quad (8.72)$$

Para o sistema multivariável realimentado podemos definir o erro como a seguir:

$$\Delta\theta_{ROT} = \theta_{ROTPREF} - \theta_{ROT} \quad (8.73)$$

$$\Delta\theta_{MERG} = \theta_{MERGREF} - \theta_{MERG}$$

onde: $\Delta\theta_{ROT}$ e $\Delta\theta_{MERG}$ são os erros necessários para acionar os motores M_1 e M_2 da figura [8.10].

$$\Delta\theta_{S1} = \frac{1}{\alpha} (\Delta\theta_{MERG} - \Delta\theta_{ROT}) \quad (8.74)$$

$$\Delta\theta_{S2} = -\frac{1}{\alpha} (\Delta\theta_{MERG} + \Delta\theta_{ROT})$$

ou

$$\theta_{MERG} = \frac{\alpha}{2} (\theta_{S1} - \theta_{S2}) \quad (8.75)$$

$$\theta_{ROT} = -\frac{\alpha}{2} (\theta_{S1} + \theta_{S2})$$

Na figura [8.14], o lado esquerdo ilustra o diagrama do bloco dos erros de posições, conforme as equações (8.73) e (8.74) e lado direito o diagrama do bloco das equações (8.75).

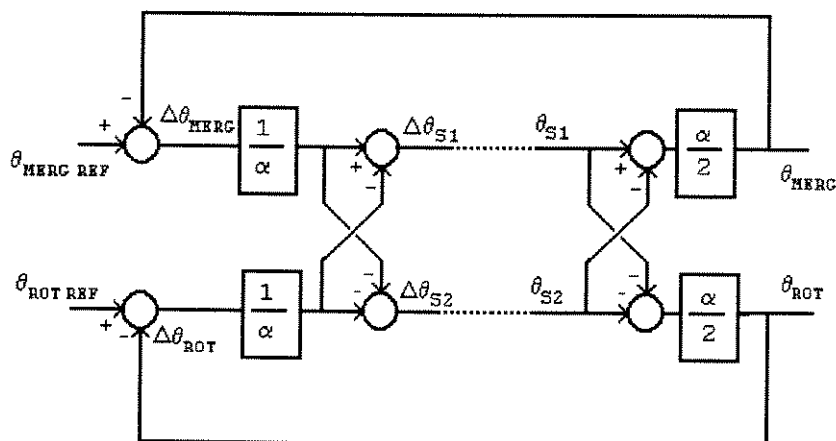


FIG. 8.14 RELAÇÕES CINEMÁTICAS - MECANISMO TIPO 2

O diagrama de bloco do mecanismo tipo 2 para o sistema de controle do mergulho e rotação do punho, dinamicamente desacoplado, se encontra ilustrado na figura [8.15].

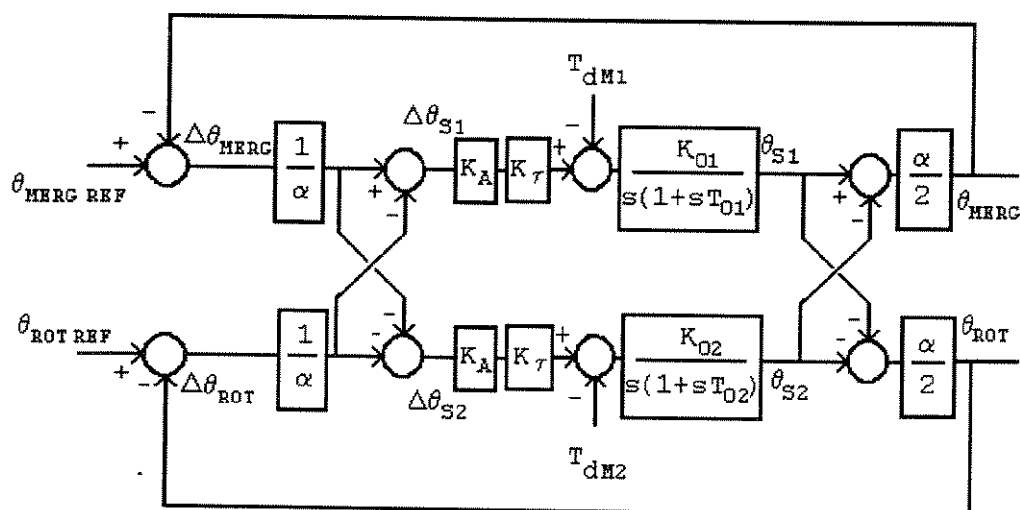


FIG. 8.15 SISTEMA DE CONTROLE DO PUNHO - MECANISMO TIPO 2

onde:

$$K_{01} = K_{02} \cdot \frac{K_{G1}}{D_M} \quad T_{01} = T_{02} \cdot \frac{J_M}{D_M}$$

8.3.1 CALCULO DO TORQUE DE PERTURBAÇÃO.

Considerando massa concentrada em seu centro de massa, pela figura [8.1] e [8.2], e sabendo-se que:

$$T_{dM1}(s) = K_{G1} \cdot T_{dS1}(s)$$

$$T_{dM2}(s) = K_{G1} \cdot T_{dS2}(s)$$

$$T_{dS1}(s) = -\frac{\alpha}{2} T_{dROT}(s) + \frac{\alpha}{2} T_{dMERG}(s)$$

$$T_{dS2}(s) = -\frac{\alpha}{2} T_{dROT}(s) - \frac{\alpha}{2} T_{dMERG}(s)$$

e definindo:

T_{dMERG} : a ação gravitacional sobre o mergulho de L;

T_{dROT} : a ação gravitacional sobre a rotação de P;

T_{dS1} : a ação gravitacional refletida na engrenagem solar S1;

T_{dS2} : a ação gravitacional refletida na engrenagem solar S2;

T_{dM1} : a ação gravitacional refletida no eixo do motor M_1 ;

T_{dM2} : a ação gravitacional refletida no eixo do motor M_2 .

tem-se:

$$T_{dMERG}(s) = (md + m_\ell \ell) \sin \theta_{MERG} \cdot g$$

$$T_{dROT}(s) = 0$$

$$T_{dM1}(s) = \frac{\alpha K_{G1}}{2} (md + m_\ell \ell) \sin \theta_{MERG} \cdot g$$

$$T_{dM2}(s) = -\frac{\alpha K_{G1}}{2} (md + m_\ell \ell) \sin \theta_{MERG} \cdot g$$

8.4 APLICAÇÃO PARA O BRAÇO.

Os mecanismos do punho e dos dedos articulado da garra podem ser visualizados como um caso particular do braço, conforme descrito no capítulo 7.

O braço articulado, acionado através do mecanismo de engrenagens diferenciais e composto de dois graus de liberdade com as massas m_1 e m_2 concentradas no centro de massa de cada barra, possui modelo dinâmico praticamente idêntico ao punho, diferenciando-se apenas, pelos comportamentos da variação do momento de inércia e do torque externo. A figura [8.16] ilustra este braço.

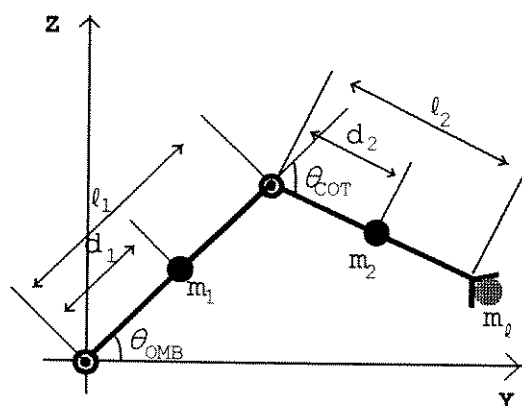


FIG. 8.16 DIAGRAMA ESQUEMÁTICO DO BRAÇO

8.4.1 APLICAÇÃO PARA O BRAÇO - MECANISMO TIPO 1.

Pela figura [8.17], que ilustra o braço mecânico acionado através do mecanismo tipo 1, e figura [8.16], que ilustra o diagrama esquemático do braço, obtém-se:

$$T_P(s) = K_{G2} \cdot T_{COT}(s) \quad (8.76)$$

$$\Gamma_L(s) = T_{OMB}(s) \quad (8.77)$$

$$T_{M1}(s) = -\alpha K_{G1} K_{G2} T_{COT}(s) \quad (8.78)$$

$$T_{M2}(s) = K_{G1} \cdot T_{OMB}(s) \quad (8.79)$$

$$J_L = d_1^2 m_1 + (\ell_1 + d_2 \cos \theta_{OMB})^2 m_2 + (\ell_1 + \ell_2 \cos \theta_{COT})^2 m_3 \quad (8.80)$$

$$J_P = K_{G2}^2 d_2^2 m_2 + \ell_2^2 m \quad (8.81)$$

Definindo:

T_{dL} : a ação gravitacional sobre o link L

T_{dP} : a ação gravitacional sobre a engrenagem planetária P;

T_{dOMB} : a ação gravitacional sobre o acionamento do ombro, refletida no eixo do motor M_2 ;

T_{dCOT} : a ação gravitacional sobre o acionamento do cotovelo, refletida no eixo do motor M_1 .

têm-se:

$$T_{dL}(s) = [(m_1 d_1 + m_2 \ell_1 + m_3 \ell_1) \sin \theta_{OMB} + (m_2 d_2 + m_3 \ell_2) \sin (\theta_{OMB} + \theta_{COT})] g \quad (8.82)$$

$$T_{dP}(s) = [(m_2 d_2 + m_3 \ell_2) \sin (\theta_{OMB} + \theta_{COT})] g \quad (8.83)$$

$$T_{dCOT}(s) = -\alpha K_{G1} K_{G2} [(m_2 d_2 + m_3 \ell_2) \sin (\theta_{OMB} + \theta_{COT})] g \quad (8.84)$$

$$T_{dOMB}(s) = K_{G1} [(m_1 d_1 + m_2 \ell_1 + m_3 \ell_1) \sin \theta_{OMB} + (m_2 d_2 + m_3 \ell_2) \sin (\theta_{OMB} + \theta_{COT})] g \quad (8.85)$$

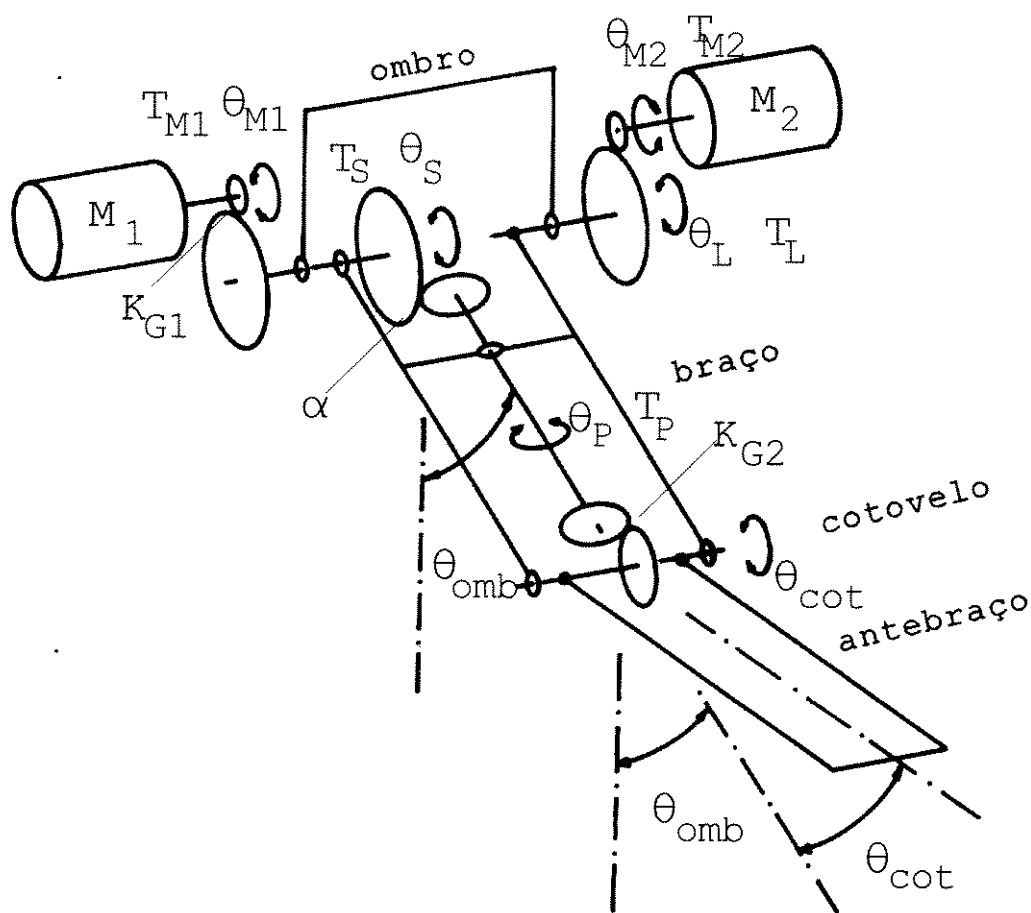


FIG 8.17 ESTRUTURA DO BRAÇO - MECANISMO TIPO 1.

Como pode-se observar através das equações (8.84) e (8.85), os torques externos T_{d_omb} e T_{d_cot} refletidos nos eixos dos motores M_1 e M_2 sofrem a influência da reação da carga (próprio peso do braço, do punho-garra e da massa agarrada).

A figura [8.18] ilustra o digrama de bloco do sistema de controle das juntas adjacentes (ombro e cotovelo).

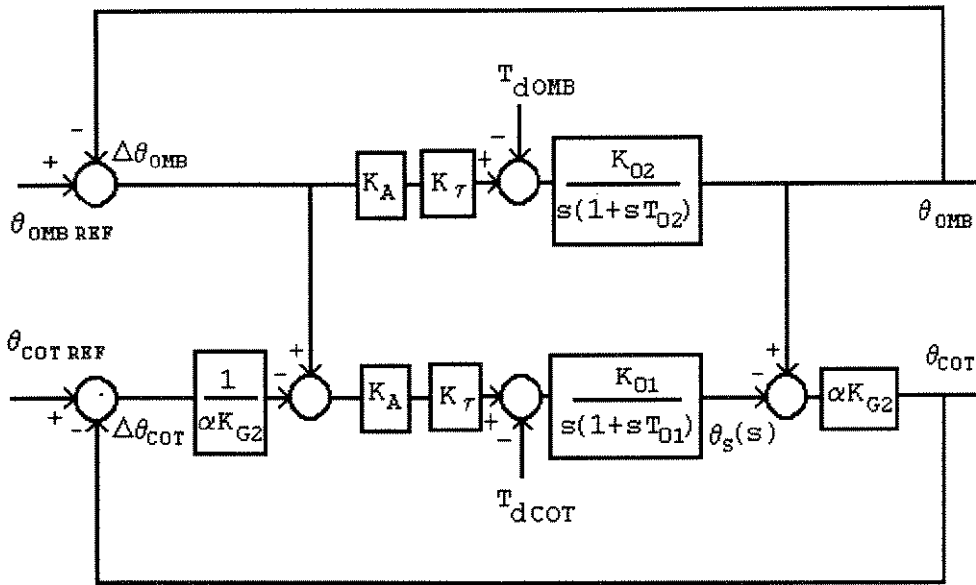


FIG. 8.18 OMBRO E COTOVELO - MECANISMO TIPO 1

8.4.2 APLICAÇÃO PARA O BRAÇO - MECANISMO TIPO 2.

Pela figura [8.19], que ilustra o braço mecânico acionado através do mecanismo tipo 2, e de maneira análoga ao do mecanismo tipo 1 obtém-se:

$$T_P(s) = K_{G2} \cdot T_{COT}(s) \quad (8.86)$$

$$T_L(s) = T_{OMB}(s) \quad (8.87)$$

$$T_{dOMB}(s) = [(m_1 d_1 + m_2 \ell_1 + m_\ell \ell_1) \text{sen} \theta_{OMB} + (m_2 d_2 + m_\ell \ell_2) \text{sen} (\theta_{OMB} + \theta_{COT})] g \quad (8.88)$$

$$T_{dCOT}(s) = [(m_2 d_2 + m_\ell \ell_2) \text{sen} (\theta_{OMB} + \theta_{COT})] g \quad (8.89)$$

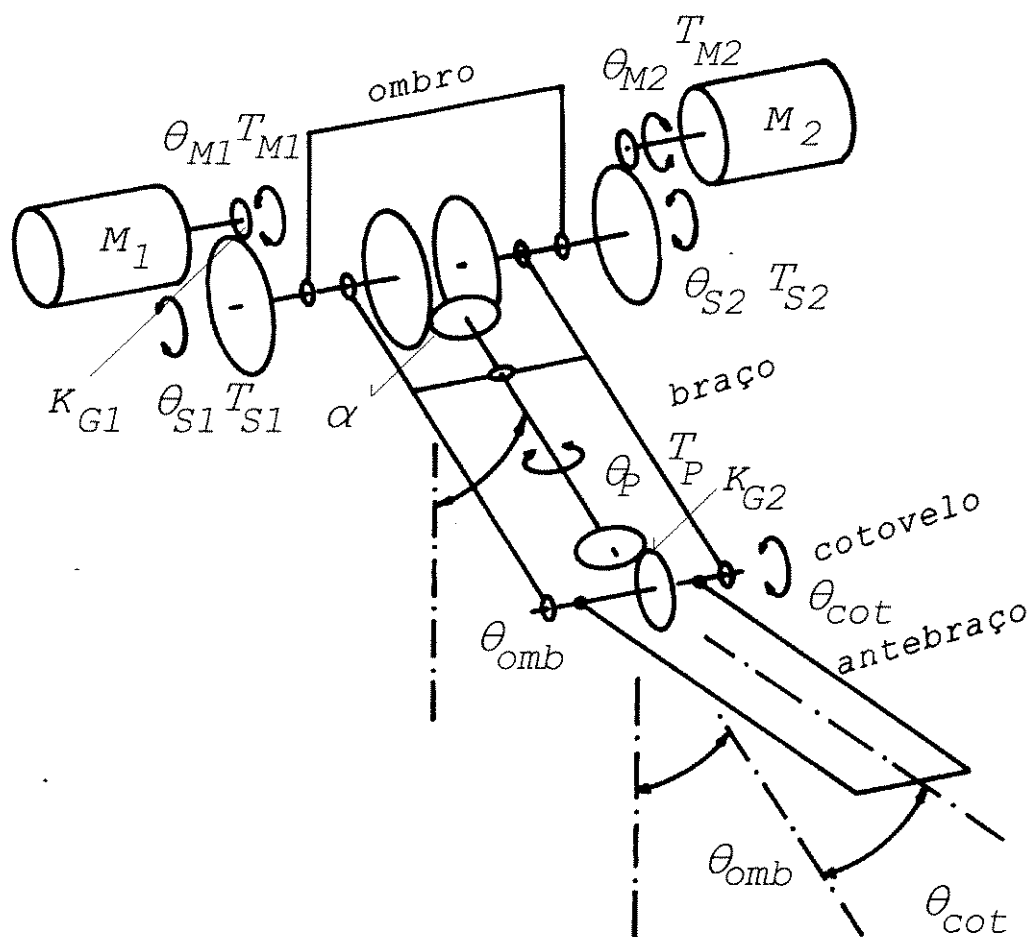


FIG. 8.19 ESTRUTURA DO BRAÇO - MECANISMO TIPO 2

$$T_{ds1}(s) = -\frac{\alpha K_{G2}}{2} T_{dcot}(s) + \frac{\alpha}{2} T_{domb}(s) \quad (8.90)$$

$$T_{ds2}(s) = -\frac{\alpha K_{G2}}{2} T_{dcot}(s) - \frac{\alpha}{2} T_{domb}(s) \quad (8.91)$$

Definindo:

T_{domb} : a ação gravitacional sobre o braço;

T_{dcot} : a ação gravitacional sobre antebraço;

- $T_{d\ S1}$: a ação gravitacional refletida na engrenagem solar S1;
 $T_{d\ S2}$: a ação gravitacional refletida na engrenagem solar S2;
 $T_{d\ M1}$: a ação gravitacional refletida no eixo do motor M_1 ;
 $T_{d\ M2}$: a ação gravitacional refletida no eixo do motor M_2 .

Pelas equações (8.86) a (8.91) obtém-se:

$$\begin{aligned}
 T_{d\ S2(s)} = & - \left[\frac{\alpha}{2} (m_1 d_1 + m_2 \ell_1 + m_\ell \ell_1) \operatorname{sen} \theta_{\text{MERG}} \right. \\
 & \left. + \frac{\alpha(1 + K_{G2})}{2} (m_2 d_2 + m_\ell \ell_2) \operatorname{sen} (\theta_{\text{MERG}} + \theta_{\text{ROT}}) \right] g
 \end{aligned} \quad (8.92)$$

$$\begin{aligned}
 T_{d\ S1(s)} = & \left[\frac{\alpha}{2} (m_1 d_1 + m_2 \ell_1 + m_\ell \ell_1) \operatorname{sen} \theta_{\text{MERG}} \right. \\
 & \left. + \frac{\alpha(1 - K_{G2})}{2} (m_2 d_2 + m_\ell \ell_2) \operatorname{sen} (\theta_{\text{MERG}} + \theta_{\text{ROT}}) \right] g
 \end{aligned} \quad (8.93)$$

$$\begin{aligned}
 T_{d\ M1(s)} = & \left[\frac{\alpha K_{G1}}{2} (m_1 d_1 + m_2 \ell_1 + m_\ell \ell_1) \operatorname{sen} \theta_{\text{OMB}} \right. \\
 & \left. + \frac{\alpha K_{G1}(1 - K_{G2})}{2} (m_2 d_2 + m_\ell \ell_2) \operatorname{sen} (\theta_{\text{OMB}} + \theta_{\text{COT}}) \right] g
 \end{aligned} \quad (8.94)$$

$$\begin{aligned}
 T_{d\ M2(s)} = & - \left[\frac{\alpha K_{G1}}{2} (m_1 d_1 + m_2 \ell_1 + m_\ell \ell_1) \operatorname{sen} \theta_{\text{MERG}} \right. \\
 & \left. + \frac{\alpha K_{G1}(1 + K_{G2})}{2} (m_2 d_2 + m_\ell \ell_2) \operatorname{sen} (\theta_{\text{MERG}} + \theta_{\text{ROT}}) \right] g
 \end{aligned} \quad (8.95)$$

A figura [8.20] ilustra o digrama de bloco do sistema de controle das juntas adjacentes (ombro e cotovelo).

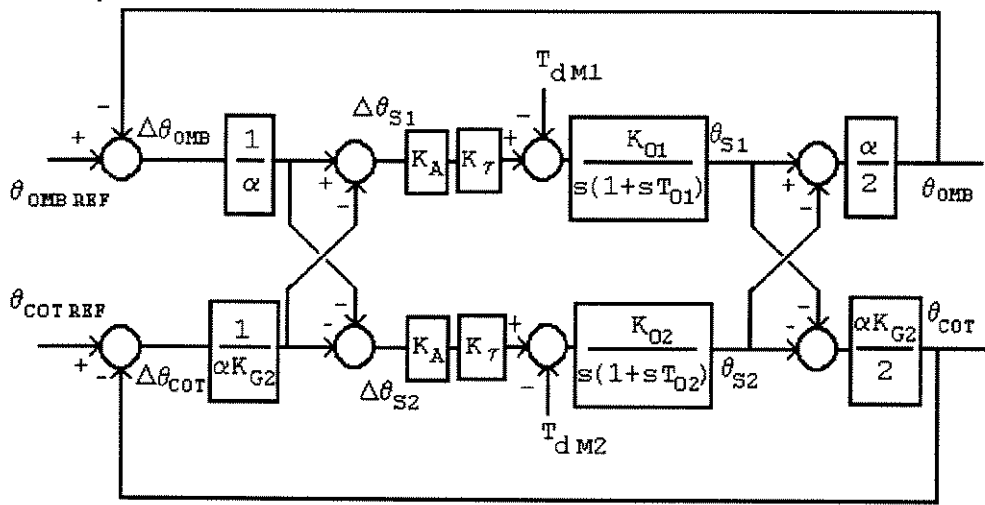


FIG. 8.20 OMBRO E COTOVELO - MECANISMO TIPO 2

8.5 PREPARAÇÃO PARA O SERVOCONTROLE.

O punho do robô desenvolvido por TAKITA [67] é acionado através da estrutura solar-planetária por servomotores de corrente contínua, modelo SM38-106-4006 da SANYO DENKI [32], com codificadores angulares incorporados na sua estrutura, e redutor harmônico da HARMONIC DRIVE modelo CS14 com redução de 1/88 [34]. Os parâmetros dos servomotores, fornecidos pelo manual do fabricante estão listados na tabela [8.1].

Símbolo	Definição	valor/unidade
$u(t)$	tensão de entrada no motor	V
$i(t)$	corrente na armadura	A
R	resistência da armadura	10 Ω
K_b	força contra-eletromotriz	$6.8696615 \times 10^4 \text{ V.s.rad}^{-1}$
K_t	constante de torque	0,06272 N.m.A ⁻¹

B	constante de amortecimento	$\approx 0 \text{ N.m.s}$
J_{rotor}	momento de inércia do rotor	$1,568 \times 10^{-6} \text{ N.m.s}^2$
K_A	ganho do amplificador	32/9

TABELA 8.1 DADOS OBTIDOS DOS MANUAIS DA SANYO DENKI PARA O MODELO SM38-106-4006

- O valor do coeficiente de amortecimento da carga, refletido no eixo do motor.

$$\bar{f} = \frac{K_B K_T}{R}$$

$$= 4.3255569 \times 10^{-6} \text{ N.m.s}$$

- calculo da constante de torque K_t em N.m.V^{-1} .

$$K_t = \frac{K_T}{R}$$

$$K_t = 6,272 \times 10^{-3} \text{ N.m.V}^{-1}$$

- Parâmetros da estrutura mecânica.

$$J_{S_{\text{EFETIVA}}} = 0,08659625 \text{ N.m.s}^2$$

$$J_{P_{\text{EFETIVA}}} = 0,04239185 \text{ N.m.s}^2$$

$$m = 2,9 \text{ Kg (punho e garra)}$$

$$d = 0,15 \text{ m (punho e garra)}$$

$$\ell = 0,3 \text{ m (punho e garra)}$$

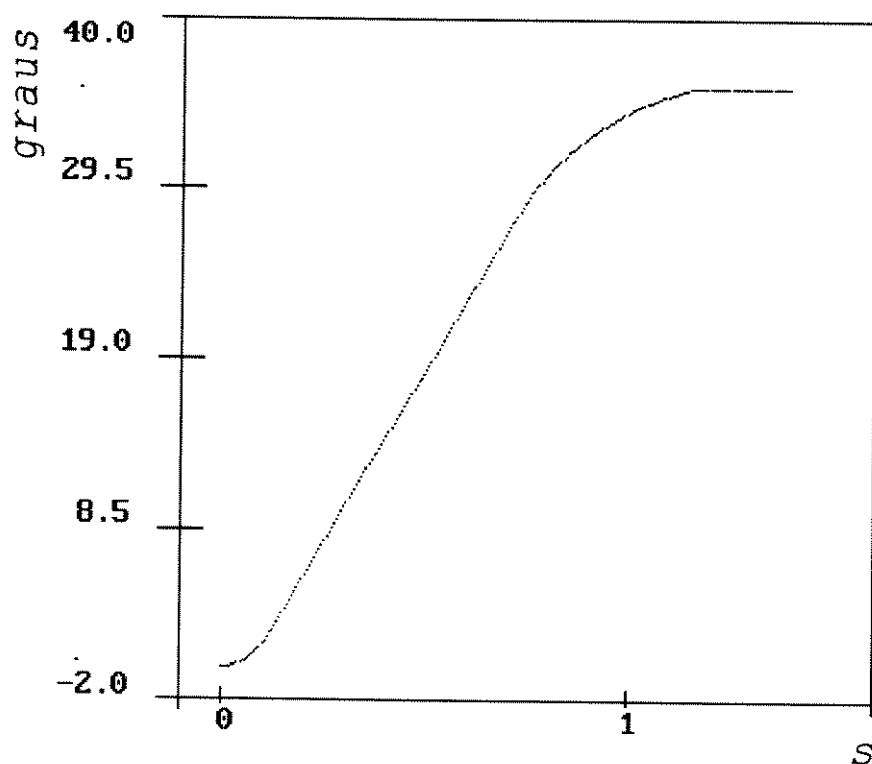
$$\alpha = 2^\circ$$

$$K_{G1} = \frac{1}{88}$$

8.6 EXPERIMENTO REALIZADO.

O experimento foi realizado no mecanismo do punho do robô desenvolvido por TAKITA [67], sem controlador de velocidade, servo-pack, onde $\theta_{MERGREF}$ e θ_{ROTREF} são entradas a degrau, conforme a figura [8.9], cujos valores são:

- a. $\theta_{MERGREF} = 36^\circ$;
- b. $\theta_{ROTREF} = 72^\circ$.



9.16 MERGULHO DA GARRA

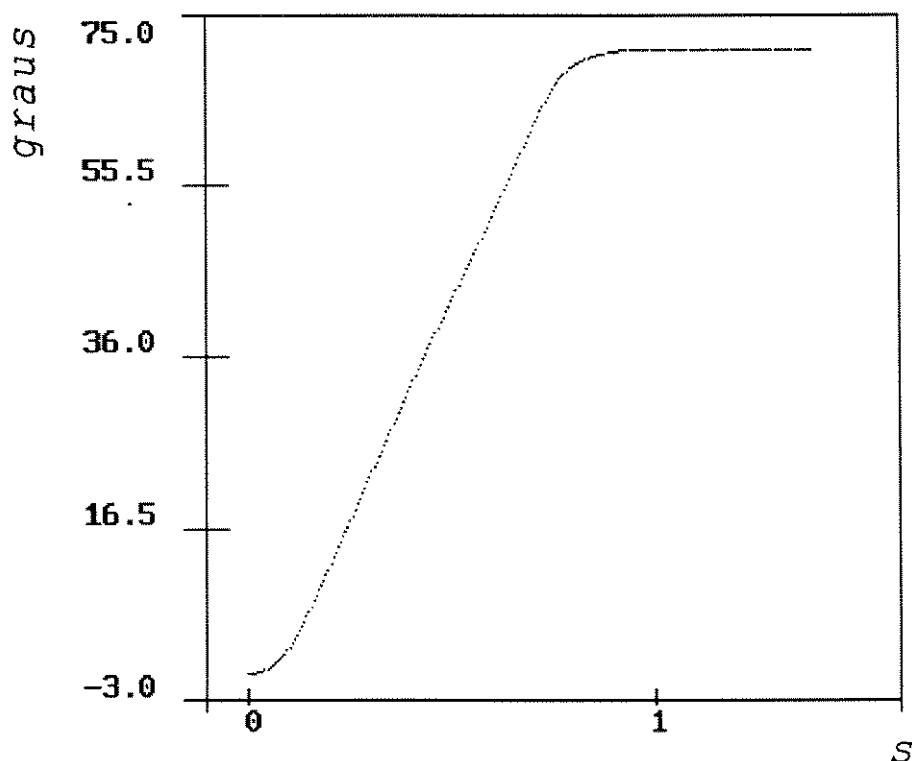


FIG. 9.17 ROTAÇÃO DA GARRA

O experimento realizado no punho do robô com θ_{MERG} deslocando-se de 0° a 36° (figura [9.16]) e θ_{ROT} deslocando-se de 0° a 72° (figura [9.17]), apresentou os seguintes resultados:

- o mergulho da garra foi muito mais lento do que a sua rotação, alcançando a referência de posição com um tempo igual a 1,13 s. Esta demora é provocada pelo peso da garra e ação da gravidade (vide equação (8.47));
- a rotação da garra foi ligeiramente mais rápida alcançando a referência de posição com um tempo igual a 0,91 s. Neste caso, não existe a influência da ação da gravidade.

A diferença na duração dos movimentos (1,13 s para o mergulho e 0,91 s para a rotação) se deve ao fato da inexistência de controladores de velocidade nas duas juntas pois, para realização dos movimentos coordenados (partida e

parada simultânea nas duas juntas) são necessários os controladores de velocidade. O raciocínio é o seguinte: como nos movimentos coordenados os tempos de deslocamentos são exatamente iguais e os deslocamentos são predefinidos, então a variável de controle é a velocidade.

Pelo resultados obtidos nota-se: mesmo sem o controle de velocidade das juntas a duração dos movimentos se aproximam. Onde conclui-se: o resultado prático é consistente com a teoria.

CAPÍTULO 9

CONCLUSÃO

9.1 CONTROLE DE TRAJETÓRIA DA PONTA DO BRAÇO.

Na primeira parte deste trabalho, foi realizado o controle de trajetória para um robô de três graus de liberdade (base, ombro e cotovelo), através da técnica do ATGS para trajetórias planares e espaciais, no espaço tridimensional.

9.2.1 Análise dos Resultados.

Considerando que, ao substituir o robô pelo homem em processos cansativos e repetitivos, deve-se dotar o robô com autonomia e precisão na realizações das tarefas. Considerando também, que o ser humano é incapaz de possuir sensibilidade visual e habilidade para manusear uma ferramenta com precisão de 1 mm, conclui-se, pelos resultados apresentados nesta tese, que os objetivos de controle foram alcançados com sucesso dentro das especificações desejadas, isto é, o robô realizou o rastreamento de todas as trajetórias planares proposta com desvio de trajetória menor do que 1 mm.

9.2 MODELAMENTO DO MECANISMO DO PUNHO PARA O CONTROLE DE ORIENTAÇÃO.

Na segunda parte deste trabalho foi realizado o modelamento do punho e o desacoplamento deste modelo, com objetivo futuro de realizar o controle de orientação do punho.

O mecanismo solar-planetário tipo 1, além da vantagem do acionamento remoto, comum a todos os mecanismos de acionamentos diferenciais, possui complacência mecânica, que

por sua vez possui as seguintes características:

1. quando aplicada ao punho: realiza movimentos complacentes no processos de montagens (RCC);
2. quando aplicada aos dedos da garra: realizar manipulação adaptativa através dos movimentos de pinçamento - *pinch* - e de envolvimento - *grip* - (capítulo 7) e o acionamento das duas juntas adjacentes com um único motor, conforme ilustra a figura [7.12].

9.3 FUTURAS REALIZAÇÕES.

Como futuras realizações têm-se:

1. Implementação de uma garra com dedos complacentes para manipulação adaptativa de objetos com formas irregulares, conforme o projeto concebido no capítulo 7.
2. Adicionar ao controle de trajetória contínuas, planares e espaciais, da ponta do braço a orientação do punho, para aplicação de corte a LASER.

BIBLIOGRAFIAS

- [01] ARFKEN, G.. *Mathematical Methods for Phisicists*. Academic-Press, 1970.
- [02] ARIMOTO,S.,MIYAZAKI F.. *Stability and Robustness of PID Feedback Control Law for Manipulators of Sensory Capability*. *Robotics Research* , MIT Press, Cambridge, MA, 1984.
- [03] ASADA, H.,SLOTINE, J.E.. *Robot Analysis and Control*. John Wiley, 1986.
- [04] BACON, FRANCIS.. *Novum Organum*. *Encyclopaedia Britannica*, William Beton Plublisher, 1989 (primeira edição em 1620).
- [05] BERNAL, J. D.. *Historia Social de la Ciencia - La Ciencia en la Historia*. Ediciones Península, Barcelona, 1976.
- [06] BODE, H.W.. *Feedback - the History of un Idea*. Selected Paper on Mathematical Trends in Control Theory. Edited by Richard Bell and Robert Kaloba, Dover Publications, 1964. (from Proceeding of the Symposium on Active Networks and Feedback System, 1960)

- [07] BOTTURA, C.P.. *Princípios de Controle e Servomecanismo*. UNICAMP, 1980.
- [08] BOULOS, P. e OLIVEIRA, I.C.. *Geometria Analítica - Um Tratamento Vetorial*. McGraw-Hill, 1986.
- [09] BRADY, Michael, HOLLERBACH, John M., JOHNSON Timothy L. et al. *Robot Motion: Planning and Control*. MIT Press, Cambridge, MA, 1982.
- [10] CASTRUCCI, Plínio, SALES, Roberto Moura. *Controle Digital*. Edgar Blücher, São Paulo, 1990.
- [11] CARNAHAN, B., LUTHER, H.A. and WILKES, J. O. *Applied Numerical Methods*. John Wiley & Sons, New York, 1969.
- [12] COLLATZ, L.. *The Numerical Treatment of Differential Equations*. Spring-Verlag, Berlin, 1960.
- [13] DESCARTES, R.. *Discourse on the Method*. Encyclopaedia Britannica, William Beton Plublisher, 1989 (primeira edição em 1637).
- [14] DESCARTES, R.. *The Geometry*. Encyclopaedia Britannica, William Beton Plublisher, 1989 (primeira edição em 1637).
- [15] EDWARDS, H. W. *Analytic and Vector Mechanics*, Dover Publications, Inc, 1963.
- [16] ENCYCLOPAEDIA BRITANNICA. William Beton Plublisher.
- [17] Engineering Staff of Magnetic Technology. *Motion Control Engineering Handbook*.

- [18] FURUTA, K., MITSUJI, S., *Path Control of a Three-Dimensional Linear Motional Mechanical System Using Laser*. Transactions on Industrial Electronics, vol. 35, No.1, 1988.
- [19] GALILEI, GALILEO.. *Dialogues Concerning Two New Sciences*. Encyclopaedia Britannica, William Beton Plublisher, 1989 (primeira edição em 1638).
- [20] GOLDSTEIN, H.. *Classic Mechanics*, Addison-Wesley, 1981.
- [21] HASEGAWA, K., MIZUTANI T.. *On the Autonomous Trajectory Generating Servomechanism for Manipulator Control*. SYSTEMS SCIENCE, vol. 9, No. 3, Wroclaw, Poland, 1983.
- [22] HASEGAWA, K.. *Technological Advance in Robotics and their Automated Manufacturing*. 1º CONAI, São Paulo, 1983.
- [23] HIBBLER, R.C..*Dinâmica*. Campus, São Paulo, 1986.
- [24] HINKLE.. *Kinematica of Machines*. Prentice-Hall, 1970.
- [25] HOLLERBACH, J. M.. *A Recursive Langrangian Formulation of Manipulator Dynamics and a Comparative Study of Dynamic Formulation Complexty*. I.E.E.E., Transaction on System, Man, and Cybernetics, Nov. 1980.
- [26] KEONWN, and FAIRES.. *Mechanism*. McGraw-Hill.
- [27] KREYSZIG, E.. *Matemática Superior*. Livro Técnico Editora Ltda, 1972.
- [28] LUH, J. Y. S., WALKER, M. W., PAUL, R. P. C.. *On-Line Computation Scheme for Mechanic Manipulators*. A.S.M.E

- Journal of Dinamic System, Measurement, and Control, Jun. 1980.
- [29] LUH, J. Y. S., WALKER, M. W., PAUL, R. P. C.. *Resolved-Acceleration Control of Mechanic Manipulators*. A.S.M.E Journal of Dinamic System, Measurement, and Control, Jun. 1980.
- [30] KUO, Benjamin C.. *Digital Control Systems*. Second Edition, Saunders College, Orlando, Florida, 1992.
- [31] MANUAL DO FABRICANTE.. *Manual de Operação do Acionador a PWM do Motor SAN DRIVER, Série PDT - A03 da Sanyo Denki CO., LTD.*
- [32] MANUAL DO FABRICANTE.. *Manual dos Motores nº 116 - 9. Série Super Mini - da Sanyo Denki CO., LTD.*
- [33] MANUAL DO FABRICANTE.. *Manual dos Motores nº 520 - 4, Série R - da Sanyo Denki CO., LTD.*
- [34] MANUAL DO FABRICANTE.. *Redutores Harmonicos nº 9001 - 06R - CS. Harmonic Drive Systems Co, LTD.*
- [35] MANUAL DO FABRICANTE.. *Fuso de Esfera EGROJ, EGROJ - Indústria Mecânica LTDA.*
- [36] MARX, K.. *O Processo de Produção do Capital - Livro 1 O Capital*. Editora DIFEL, São Paulo, 1982 (primeira edição em 1868).
- [37] MAXWELL, J.C.. *On Governors. Selected Paper on Mathematical Trends in Control Theory*. Edited by Ricahrd Bell and Robert Kaloba, Dover Publications,

1064. (from Proceedings of the Royal Society of London Vol 16, 1868 pp 270-283)
- [38] MIZUTANI, T. *A Study of Driving Mechanism and Control of a Manipulator*. Tese de Doutorado. Tokyo Institute of Technology, Capítulo 3, 1984.
- [39] MURAKAMI, S.. *Método Simples de Estruturação do Servomecanismo*. Revista Projeto Mecanico. maio, 1985.
- [40] NEWTON, ISAAC.. *Mathematical Principles of Natural Philosophy*. Encyclopaedia Britannica, William Beton Plublisher, 1989 (primeira edição em 1686).
- [41] Ooba, R.. *Intelligent Sensor Technology*. Ohm, Tokyo, 1990.
- [42] PADUA, Regina Celia T., ALLEN, Robert. *Sensors in Robotics: Review and Applications*. Anais do 6º Congresso Brasileiro de Automática, Belo Horizonte, MG, 1986.
- [43] PALM, W.J.. *Modeling, Analysis and Control of Dinamic Systems*. JOHN Wiley & Sons, New York, 1983.
- [44] PASCAL, BLAISE.. *Pensées - Scientific Treatises*. Encyclopaedia Britannica, William Beton Plublisher, 1989 (primeira edição em 1670).
- [45] PAUL, R.P.. *Robot Manipulators: Mathematics, Programming and Control*. MIT Press, Cambridge, MA, 1981.

- [46] PRIGOGINE, I. e STENGERS, I., *A Nova Aliança - Metamorforse da Ciência*. Editora Universidade de Brasília, 1991.
- [47] REMBOLD, U. and DILLMANN, R.. *Computer-Aided Design and Manufacturing- Methods and Tools* - Spring-Verlag, 1983.
- [48] RESNICK, R. AND HALLIDAY, D.. *Física - Volume 1* -Livros Técnicos e Científicos Editora, 1984.
- [49] RICE,, J. R.. *Numerical Methods, Software and Analysis*. McGraw Hill, 1983.
- [50] ROSSI, P.. *Os Filósofos e as Máquinas (1400 - 1700)*. Editora Schwarcz Ltda, 1989.
- [51] RUSSELL, B.. *Característica do Método Científico - Serie Os Pensadores*.
- [52] SHIGLEY, Joseph Edward. *Cinemática dos Mecanismos*. Editora da Universidade de São Paulo, São Paulo, 1969.
- [53] SILJAK, D. D.. *Large Scale Dynamic System*. North-Holland, 1978.
- [54] SIMÕES, M.A., TAKITA, K., ROHRER, H.G.. *Utilização de Robôs Industriais*. 2º Congresso Nacional de Automação Industrial, São Paulo, 1985.
- [55] SMITH, ADAM. *An Inquiry into the Nature and Cause of the Wealth of Nation*. Encyclopaedia Britannica, William Beton Plublisher, 1989 (primeira edição em 1773).

- [56] SNYDER, Wesley E.. *Industrial Robots: Computer Interfacing and Control*. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 1985.
- [57] SPONG, Mark. W., VIDYASAGAR, M.. *Robot Dynamics and Control*. John Wiley, 1989.
- [58] SYMON, K. R.. *Mechanics*. Addison Wesley, 1971.
- [59] TAKITA, K.. *Desenvolvimento de uma Linguagem Simples de Programação para Robôs Industriais*. XVIII Congresso Nacional de Informática, Rio de Janeiro, 1984.
- [60] TAKITA, K., ALVES, J.B.M., MIZUTANI, T.. *Estrutura Hierárquica de Controle do Robô Industrial*. 2º Congresso Nacional de Automação Industrial, São Paulo, 1985.
- [61] TAKITA, K.. *A Study of Programming Method for a Robot*. 11º IMACS World Congress, Oslo, Noruega, 1985.
- [62] TAKITA, K., VIEIRA, A.L., PALHARES A.G.B.. *Applications of the Autonomous Trajectory Generating Technique on a TRR Robot Mechanism*. World Congress on Telecommunication and Control, Rio de Janeiro, 1985.
- [63] TAKITA, K., VIEIRA, A. L., PALHARES, A.G.B.. *Geração Autônoma de Trajetória Contínua Espacial Aplicada a um Robô TRR*. 2º Congresso Latinoamericano de Control Automatico, Buenos Aires, 1986.
- [64] TAKITA, K.. *Um método de Representação e Controle de Sistema Discreto - Mark Flow Graph*. I Encontro Regional Norte-Nordeste de Automática, Belém, Pará, 1987.

- [65] TAKITA, K.. *Uma Proposta de Terminologia no Setor de Robótica no Brasil*. Simpósio sobre Robótica, SOBRACON, São Paulo, 1987.
- [66] TAKITA, K., VIEIRA, A., PALHARES, A.G.B.. *Desenvolvimento de uma Garra com Sensores para Manuseio de Peças Frágeis*. 9º Congresso Brasileiro de Automática, Vitória, ES, 1992.
- [67] TAKITA, K., *Sistema de Sensoriamento de um Robô Industrial: Espaço de Juntas e Espaço Cartesiano*. Tese de Doutorado. DSCE - FEE - UNICAMP, Campinas, SP, 1995.
- [68] TIPPLER, Paul A.. *Física*. Segunda Edição, Guanabara Dois, Rio de Janeiro, 1984.
- [69] THOMAS, M. and TESAR, D.. *Dynamic Modeling of Serial Manipulator Arms*. A.S.M.E. J. of Dinamic Systems Maesurement Control. Vol 3, 1982.
- [70] TODD, D. J.. *Fundamentals of Robot Technology*. Halsted Press, 1986.
- [71] VAN-LANDIGHAM, and HUGS F.. *Introduction to Digital Control*. Macmillan Publishing Company, 1986.
- [72] VIEIRA, A.L., TAKITA, K., PALHARES A.G.B.. *O Efeito de Controle de Velocidade das Juntas no Desempenho da Geração de Trajetória de um Braço Mecânico*. 6º Congresso Brasileiro de Automática. Belo Horizonte, MG, 1986.
- [73] VIEIRA, A.L.. TAKITA, K., PALHARES, A.G.B.. *Application and Control of the Differential Gear Mechanism to*

- Articulated Robot Arm. Application of Multivariable System Techniques - AMST 90 - 4th International Symposium - The Institute of Measurement and Control. England, Maio de 1990.*
- [74] VIEIRA, A.L.. TAKITA, K., PALHARES, A.G.B..*Controle dos Mecanismo de Acionamento com Engrenagens Diferenciais para Robôs Articulados. 8°. Congresso Brasileiro de Automática - SBA, Belém - Pará, Setembro de 1990.*
- [75] VIEIRA, A.L.. TAKITA, K., PALHARES, A.G.B..*On the Autonomous Tridimensional Trajectory Generating Technique for Articulated Robot Arm. 3rd International Workshop on Advanced Motion Control, University of California at Berkeley, Berkley, 1994.*
- [76] VIEIRA, A.L.. TAKITA, K., PALHARES, A.G.B..*Controle de Orientação do Punho de um Robô. III Congresso de Engenharia Mecânica Norte-Noedeste. Belém-Pará, 1994.*
- [77] VIEIRA, A.L.. TAKITA, K., PALHARES, A.G.B..*Tridimensional Trajectory Control for Articuled Robot Arm. III Congresso de Engenharia Mecânica Norte-Noedeste. Belém-Pará, 1994.*
- [78] VIEIRA, A.L.. TAKITA, K., PALHARES, A.G.B..*Tridimensional Trajectory Tracing for Articulated Robot Arm. The Third International Conference on Motion and Vibration Control - MOVIC. Chiba - JAPAN, 1996.*
- [79] WOLOVICH, W. A. *Linear Multivariable Systems.* Springer-Verlag, New York, 1974.