



RECONFIGURAÇÃO DE ROBÔS MÓVEIS COM ARTICULAÇÃO ATIVA NAVEGANDO EM TERRENOS IRREGULARES

Gustavo Medeiros Freitas

Tese de Doutorado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Elétrica, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor em Engenharia Elétrica.

Orientadores: Fernando Cesar Lizarralde
Liu Hsu

Rio de Janeiro
Março de 2014

RECONFIGURAÇÃO DE ROBÔS MÓVEIS COM ARTICULAÇÃO ATIVA
NAVEGANDO EM TERRENOS IRREGULARES

Gustavo Medeiros Freitas

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ
COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE)
DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR
EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA ELÉTRICA.

Examinada por:

Prof. Fernando Cesar Lizarralde, D.Sc.

Prof. Liu Hsu, Docteur d'Etat

Prof. Ramon Romankevicius Costa, D.Sc.

Prof. Marco Antônio Meggiolaro, Ph.D.

Prof. Edson Roberto De Pieri, Dr.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

MARÇO DE 2014

Freitas, Gustavo Medeiros

Reconfiguração de Robôs Móveis com Articulação Ativa Navegando em Terrenos Irregulares/Gustavo Medeiros Freitas. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2014.

XXI, 236 p.: il.; 29, 7cm.

Orientadores: Fernando Cesar Lizarralde

Liu Hsu

Tese (doutorado) – UFRJ/COPPE/Programa de Engenharia Elétrica, 2014.

Referências Bibliográficas: p. 213 – 230.

1. Robôs Móveis Articulados. 2. Otimização Multi-Objetivo. 3. Controle Preditivo Baseado em Modelo. 4. Robótica de Campo. I. Lizarralde, Fernando Cesar *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Elétrica. III. Título.

Agradecimentos

Esta pesquisa foi financiada com bolsas de doutorado e doutorado sanduíche (SWE) concedidas pelo Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico - CNPq.

As atividades vinculadas à tese foram realizadas em três diferentes laboratórios: Laboratório de Robótica do Cenpes/Petrobras, LABCON da UFRJ, e *Field Robotics Center* da *Carnegie Mellon University* (CMU). Os resultados experimentais apresentados neste documento foram obtidos com o Robô Ambiental Híbrido do Cenpes e *Autonomous Prime Mover* da CMU.

Gostaria de agradecer ao engenheiro Ney Robinson, coordenador do Laboratório de Robótica do Cenpes/Petrobras, e também a toda equipe integrante deste laboratório que participou do desenvolvimento do Robô Ambiental Híbrido.

Agradecimentos ao Professor Liu Hsu, coordenador do Laboratório de Controle (LABCON) da UFRJ, e aos demais membros deste laboratório.

Gostaria de agradecer ao diretor do projeto CASC - *Comprehensive Automation for Specialty Crops*, o Professor Sanjiv Singh, e especialmente ao gerente do CASC, o Professor Marcel Bergerman. Além de viabilizar e orientar o doutorado sanduíche na CMU, o Professor Marcel Bergerman prestou toda a assistência possível durante minha estadia em Pittsburgh, EUA.

Agradecimentos também aos outros integrantes e colaboradores do projeto CASC que auxiliaram durante a realização de experimentos com o *Autonomous Prime Mover*.

Agradeço aos meus orientadores, Professor Fernando Lizarralde e Professor Liu Hsu, pela constante ajuda durante os cursos de mestrado e doutorado, e especialmente durante o desenvolvimento desta tese.

Especiais agradecimentos a minha mãe e meu pai, tias, avós e avôs que me incentivaram durante todo o curso de formação superior, custeando minhas despesas e permitindo minha permanência na academia.

Por fim, agradecimentos à minha esposa Andrea Dutra pela paciência e companheirismo, e a todos os amigos que compreenderam a ausência no convívio durante o doutorado.

Resumo da Tese apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Doutor em Ciências (D.Sc.)

RECONFIGURAÇÃO DE ROBÔS MÓVEIS COM ARTICULAÇÃO ATIVA NAVEGANDO EM TERRENOS IRREGULARES

Gustavo Medeiros Freitas

Março/2014

Orientadores: Fernando Cesar Lizarralde
Liu Hsu

Programa: Engenharia Elétrica

Esta tese trata do problema do controle de reconfiguração de robôs móveis com articulação ativa navegando em terrenos irregulares e acidentados. Mecanismos ativos podem ajustar sua configuração para se acomodar a diferentes condições de operação. A capacidade de influenciar a mobilidade depende da estrutura cinemática do mecanismo e velocidade de atuação das juntas.

A mobilidade do veículo é avaliada com base na altura, orientação, estabilidade e eficiência de tração. Os critérios dependem do terreno percorrido; desta forma, uma metodologia para mapeamento de terrenos naturais é apresentada.

Estratégias de controle são propostas considerando diferentes cenários de operação. No cenário estático a configuração do robô é regulada por um controle proporcional. No cenário dinâmico, é necessário levar em conta a velocidade máxima dos atuadores para compensar variações abruptas do terreno percorrido. A solução proposta consiste em antecipar a ação de comando utilizando uma estratégia de controle preditivo baseado em modelo, implementada através do método de controle preditivo funcional para adaptar o robô às condições severas deparadas ao longo da operação. De acordo com os critérios conflitantes de mobilidade, estratégias de otimização multi-objetivo são formuladas a fim de o robô alcançar uma configuração ideal.

As estratégias de reconfiguração propostas são verificadas através de simulações numéricas e testes realizados com diferentes robôs. Os resultados obtidos validam a abordagem apresentada, comandando mecanismos articulados de maneira a melhorar a mobilidade e o desempenho dos robôs em diferentes condições de operação.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

RECONFIGURATION OF ACTIVE ARTICULATED MOBILE ROBOTS NAVIGATING ON IRREGULAR TERRAINS

Gustavo Medeiros Freitas

March/2014

Advisors: Fernando Cesar Lizarralde

Liu Hsu

Department: Electrical Engineering

This thesis concerns the reconfiguration control of active articulated mobile robots navigating through irregular and rough terrains. Active mechanisms are able to adjust their configurations to accommodate for different operation conditions. The capability to influence mobility depends on the mechanism kinematic structure and the actuators velocity limitations.

The vehicle mobility is evaluated considering the ground clearance, orientation, stability and traction efficiency. The criteria are based on the driven terrain; therefore, a methodology for mapping natural terrain is presented.

Control strategies are proposed considering different operation scenarios. In static scenarios, the robot configuration is regulated using a proportional control. In dynamic scenarios, it is necessary to consider the actuators velocities to compensate abrupt variations of the driven terrain. The adopted solution consists in anticipating the command action by employing a model predictive control strategy, based on a predictive functional control method to adjust the robot for the harsh conditions faced during operation. Due to conflicting metrics related to mobility, multi-objective approaches are formulated in order to determine the robot ideal configuration.

The proposed control strategies are verified through numerical simulations and tests accomplished with different robots. The obtained results validate the proposed approach, commanding the articulated mechanisms in order to improve the robot mobility and performance while facing different operation conditions.

Sumário

Lista de Figuras	xi
Lista de Tabelas	xxi
1 Introdução	1
1.1 Motivação	5
1.1.1 Plataforma Elevatória Móvel: Veículo Agrícola <i>Autonomous Prime Mover</i>	7
1.1.2 Robôs Articulado para Exploração Espacial: <i>Sample Return Rover</i> e SCARAB	9
1.1.3 Robô Articulado para Monitoramento Ambiental: Robô Ambiental Híbrido	10
1.1.4 Dispositivo de Neutralização de Artefatos Nocivos: DIANE	14
1.1.5 Suspensão Ativa e Outras Tecnologias Automotivas	15
1.2 Objetivo	17
1.3 Contribuições da Tese	18
1.4 Revisão Bibliográfica	19
1.5 Organização da Tese	25
2 Cinemática e Dinâmica de Corpos Rígidos	27
2.1 Pose de Corpos Rígidos	27
2.2 Velocidade de Corpos Rígidos	29
2.3 Aceleração de Corpos Rígidos	30
2.4 Dinâmica de Corpos Rígidos	31
2.5 Conclusões	32
3 Robôs Móveis com Articulação Ativa Percorrendo um Terreno	33
3.1 Terreno Percorrido	35
3.2 Robô Articulado	37
3.2.1 Robô com 1 DoF atuado - APM	39
3.2.2 Robô com 2 DoF atuados - RPP Planar	41
3.2.3 Robô com 4 DoF atuados - RPP Tridimensional	43

3.3	Graus de Articulação e Restrições	46
3.3.1	Graus de Articulação do APM	47
3.3.2	Graus de Articulação do RPP Planar	47
3.3.3	Graus de Articulação do RPP Tridimensional	47
3.4	Conclusões	48
4	Análise de Mobilidade de Robôs Articulados	49
4.1	Mobilidade Definida pela Altura	50
4.1.1	Altura do APM	51
4.1.2	Altura do RPP Planar	52
4.1.3	Altura do RPP Tridimensional	52
4.2	Mobilidade Definida pela Orientação	53
4.2.1	Orientação do APM	54
4.2.2	Orientação do RPP Planar	55
4.2.3	Orientação do RPP Tridimensional	55
4.3	Mobilidade Definida por Critérios de Estabilidade	56
4.3.1	Métrica Baseada em Força e Ângulo (FA) do APM	62
4.3.2	Métrica Baseada em Força e Ângulo (FA) do RPP Planar	63
4.3.3	Métrica Baseada em Força e Ângulo (FA) do RPP Tridimensional	63
4.4	Mobilidade Definida pela Eficiência de Tração nas Rodas	65
4.4.1	Critério de Tração do APM	70
4.4.2	Critério de Tração do RPP Planar	71
4.4.3	Critério de Tração do RPP Tridimensional	72
4.5	Conclusões	72
5	Percepção, Modelagem e Representação de Terrenos Naturais	74
5.1	Percepção de Terrenos Naturais	76
5.2	Modelagem de Terrenos Naturais	78
5.3	Representação de Terrenos Naturais	80
5.3.1	Estimação dos Pontos de Contato	81
5.3.2	Cálculo da Superfície do Terreno através de uma Sequência de Planos	85
5.4	Modelagem de Terrenos Naturais Durante Operação de Campo	88
5.4.1	Filtragem de Dados Fornecidos por Sensores Embarcados	90
5.4.2	Registro dos Pontos Obtidos com o Laser e Eliminação de Vegetação	91
5.4.3	Estimação dos Pontos de Contato Durante Operação de Campo	93
5.4.4	Cálculo da Superfície do Terreno Durante Operação de Campo	93
5.5	Conclusões	95

6	Controle de Reconfiguração	97
6.1	Controle Proporcional em Cenários Estáticos	99
6.1.1	Controle Proporcional do APM	100
6.1.2	Controle Proporcional do RPP Planar	102
6.1.3	Controle Proporcional do RPP Tridimensional	104
6.2	Controle Preditivo Baseado em Modelo em Cenários Dinâmicos . . .	106
6.2.1	Controle Preditivo Funcional	108
6.2.2	Controle Preditivo do APM	121
6.2.3	Controle Preditivo do RPP Planar	122
6.2.4	Controle Preditivo do RPP Tridimensional	126
6.3	Comparações com Outras Estratégias para Controle de Reconfiguração	129
6.4	Conclusões	131
7	Reconfiguração Baseada na Otimização Multi-Objetivo	132
7.1	Formulação do Problema Multi-Objetivo e Otimalidade de Pareto . .	132
7.2	Reconfiguração com Base na Fronteira de Pareto	135
7.3	Solução do MOOP para o RPP Planar	137
7.3.1	Conjunto Ótimo de Pareto	138
7.3.2	Restrições do Sistema	140
7.3.3	Seleção de uma Solução Ótima de Pareto	142
7.4	Solução do MOOP para o RPP Tridimensional	144
7.4.1	Conjunto Ótimo de Pareto	145
7.4.2	Seleção de uma Solução Ótima de Pareto	146
7.5	Conclusões	148
8	Simulações e Experimentos	149
8.1	Simulações Estáticas no Matlab do Controle Proporcional	149
8.1.1	Simulações Estáticas com o APM	150
8.1.2	Simulações Estáticas com o RPP Planar	152
8.1.3	Simulações Estáticas com o RPP Tridimensional	157
8.2	Simulações Dinâmicas no Matlab do Controle Preditivo Baseado em Modelo	162
8.2.1	Simulações Dinâmicas com o APM	164
8.2.2	Simulações Dinâmicas com o RPP Planar	168
8.3	Simulações Dinâmicas Integrando Matlab e Adams para Reconfi- guração do APM	178
8.3.1	MSC.Adams/Car e os Modelos de Veículo e Terrenos Desen- volvidos	179
8.3.2	Controle de Reconfiguração do APM Integrando Matlab e MSC.Adams/Car	182

8.3.3	Simulações de Tombamento	184
8.3.4	Simulação de Operação de Campo num Terreno Modelado Utilizando Dados Experimentais	191
8.4	Experimentos de Reconfiguração do RAH	194
8.4.1	Experimentos em Laboratório	195
8.4.2	Experimentos de Campo	198
8.5	Conclusões	204
9	Conclusões Gerais	206
9.1	Contribuições da Tese	207
9.2	Sugestões para Trabalhos Futuros	208
	Referências Bibliográficas	213
A	Produção Bibliográfica e Extensões	231

Lista de Figuras

1.1	<i>Autonomous Prime Movers</i> desenvolvidos pelo <i>Robotics Institute - Carnegie Mellon University</i> para realização de tarefas agrícolas. Os veículos considerados possuem uma plataforma elevatória capaz de transportar até 2 operadores, constituindo um mecanismo com 1 DoF atuado.	8
1.2	Robô <i>Sample Return Rover</i> desenvolvido pelo <i>Jet Propulsion Laboratory</i> para exploração espacial. O robô conta com mecanismo articulado do tipo <i>shoulder joints</i> com 2 DoF atuados.	9
1.3	Robô SCARAB desenvolvido pelo <i>Robotics Institute - Carnegie Mellon University</i> para exploração lunar. O robô conta com mecanismo articulado do tipo <i>shoulder joints</i> com 2 DoF atuados.	10
1.4	Robô Ambiental Híbrido desenvolvido pelo laboratório de Robótica do Cenes/Petrobras para monitoração da floresta Amazônica. O robô possui suspensões independentes num total de 4 DoF atuados, capazes de adaptar o veículo aos diferentes terrenos percorridos.	11
1.5	Família de Robôs Ambientais Híbridos, composta pelos modelos reduzido, intermediário e tripulado. O modelo intermediário é utilizado para ilustrar o controle de reconfiguração.	11
1.6	Mecanismos articulados de suspensão utilizados pelos Robôs Ambientais Híbridos modelos intermediário e reduzido. A suspensão do protótipo intermediário possui apenas 1 DoF atuado, com comando acoplado de altura e orientação da roda. Já o protótipo reduzido possui 2 DoF atuados por suspensão, permitindo controlar a altura e ângulo da roda de maneira independente. O novo mecanismo tem um espaço de trabalho estendido, permitindo ao robô operar de cabeça para baixo.	13
1.7	Tombamento do Robô Ambiental Híbrido durante operação no rio Solimões, na floresta Amazônica.	13
1.8	Rodas do Robô Ambiental Híbrido sem contato com o solo, durante operações na Ilha do Fundão, Rio de Janeiro.	13

1.9	Robô DIANE, um dispositivo do tipo <i>Explosive Ordnance Disposal</i> (EOD) desenvolvido em parceria com a UFRJ. O robô conta com esteiras e braços de alavanca projetados para subir escadas, e também um braço manipulador com um <i>payload</i> de 10 kg. O mecanismo possui um total de 5 DoF atuados.	14
1.10	Exemplos de carros de passeio com suspensão ativa. Nas imagens da esquerda vemos testes realizados com o mecanismo de suspensão desenvolvido pela Bose. Nas imagens da direita vemos um carro Mercedes com suspensão ativa e tecnologia <i>pre-scan</i> , onde o perfil do terreno a ser percorrido é estimado com lasers.	16
1.11	Robô Gofor desenvolvido pelo <i>Jet Propulsion Laboratory</i> para exploração espacial. O mecanismo articulado do robô é composto pelo corpo, dois garfos atuados e quatro rodas anexadas nas extremidades.	19
1.12	Conceito de veículo articulado <i>Wheeled Actively Articulated Vehicle</i> (WAAV). O veículo é composto por três módulos conectados entre si por juntas de torção atuadas.	20
1.13	Robô Hylos desenvolvido pelo <i>Laboratoire de Robotique de Paris</i> , atual ISIR. O robô utiliza quatro rodas, cada uma acoplada ao corpo do robô através de pernas com duas juntas atuadas. O mecanismo possui um total de 8 DoF atuados.	22
1.14	Robô Ambler desenvolvido pelo <i>Robotics Institute</i> (RI-CMU). O robô possui seis pernas, controladas de forma a garantir sua estabilidade.	23
2.1	Origem O^i e sistema de coordenadas de referência E^i e dois corpos rígidos, o primeiro representado pela origem O^j e sistema de coordenadas E^j , e o segundo corpo pela origem O^k e sistema de coordenadas E^k	28
3.1	Exemplos de robôs móveis articulados sobre terrenos inclinados. A imagem ilustra os sistemas de coordenadas do robô E^R , terreno E^θ e inercial E^I	34
3.2	Vista frontal do APM com 1 junta prismáticas permitindo ajustar a altura da plataforma e conseqüentemente o centro de massa do robô.	40
3.3	Vista frontal do robô com 2 pernas prismáticas - RPP planar - permitindo compensações no sentido lateral do mecanismo.	42
3.4	(a) Mecanismo paralelo planar equivalente à suspensão do Robô Ambiental Híbrido. (b) Modelo cinemático do Robô Ambiental Híbrido, que pode ser simplificado por um mecanismo com pernas prismáticas.	43
3.5	Vista isométrica do robô com 4 pernas prismáticas - RPP tridimensional - permitindo compensações nos sentidos lateral e longitudinal do mecanismo.	44

4.1	Diferentes configurações de um robô articulado sobre um terreno inclinado. Referente às distâncias d_t e ângulos γ de tombamento, temos: (a) $d_{t_1} > d_{t_2}$ e $\gamma_1 > \gamma_2$, (b) $d_{t_1} = d_{t_2}$ e $\gamma_1 > \gamma_2$, (c) $d_{t_1} < d_{t_2}$ e $\gamma_1 = \gamma_2$	50
4.2	Diferentes critérios de estabilidade. Da esquerda para a direita: margem de estabilidade, gradiente da margem de estabilidade e estabilidade baseada em energia potencial.	57
4.3	Polígono de sustentação definido pelos pontos de contato entre robô e terreno. A figura ilustra também as distâncias e ângulos de tombamento do robô num cenário estático.	58
5.1	Desenho esquemático sobre o funcionamento do sensor <i>laser range finder</i> . .	76
5.2	Parâmetros utilizados para ajustar o algoritmo de classificação de vegetação. . .	77
5.3	Representação de um terreno natural através de malhas. As marcas em azul correspondem aos pontos de contato estimados entre veículo e terreno. Os resultados foram obtidos com dados coletados pelo APM durante operação de campo.	79
5.4	Estimação da localização dos pontos de contato entre as rodas do robô SCARAB e o terreno, conforme o percurso executado pelo robô.	81
5.5	Estimação da localização dos pontos de contato entre as rodas esféricas do Robô Ambiental Híbrido e o terreno.	82
5.6	Veículo agrícola de pesquisa Laurel, com o laser instalado inclinado ao plano horizontal, medindo linhas do perfil do terreno à frente do robô. Esta imagem ilustra também os sistemas de coordenadas do laser E^L , robô E^R , terreno E^θ e inercial E^I	83
5.7	Imagem do terreno percorrido gerada através da interpolação de imagens obtidas por uma câmera embarcada no robô.	89
5.8	Imagens do terreno percorrido pelo robô no pomar Soergel (PA-EUA). . .	89
5.9	Desenho esquemático sobre a metodologia utilizada para percepção e representação do terreno visando o controle de reconfiguração.	90
5.10	Procedimento de calibração do laser, que consiste em medir um ambiente conhecido de diferentes pontos de vista. O ambiente é formado por um plano horizontal com um poste vertical.	92
5.11	(Esquerda) Classificação dos pontos da nuvem como vegetação ou terreno, representados em verde e azul, respectivamente. (Direita) Processo de eliminação de vegetação da seção (a) do terreno ilustrada na Figura 5.8. .	93

5.12	Representação de um terreno natural através de nuvem de pontos $(p_{li}(l))$ registrados com respeito ao sistema de coordenadas inercial. Os pontos de contato $p_c(l)$ estimados entre veículo e terreno estão marcados em azul. Os resultados foram obtidos com dados coletados pelo APM durante operação no pomar Soergel.	94
5.13	Representação de um terreno natural através de uma sequência de planos $\vartheta(l)$ definidos com base os pontos de contato $p_{ci}^I(l)$. A imagem apresenta também os vetores normais n_{ci}^I associados aos pontos de contato. Os resultados foram obtidos com dados coletados pelo APM durante operação no pomar Soergel.	95
5.14	Representação mínima do terreno natural com base na altura e orientação definida pelos ângulos de balanço e caturro, tal que $\vartheta(l) = [h_\vartheta, \phi_\vartheta, \theta_\vartheta]^T$. Os resultados foram obtidos com dados coletados pelo APM durante operação no pomar Soergel.	95
6.1	Figura esquemática do controle preditivo funcional. As imagens a esquerda representam instantes passados, enquanto as imagens a direita correspondem à predição futura. As referências e saída do sistema são ilustradas acima, enquanto os sinais de controle são apresentados abaixo.	116
6.2	Reconfiguração do <i>Sample Return Rover</i> , controlando o mecanismo a fim de manter o corpo do robô paralelo à horizontal.	130
6.3	Reconfiguração do robô Hylos, controlando o mecanismo a fim de manter o corpo do robô paralelo à horizontal.	131
6.4	Reconfiguração do robô SCARAB, controlando o mecanismo a fim de manter o corpo do robô paralelo à horizontal.	131
7.1	Representação do espaço de busca e do espaço dos objetivos correspondente.	133
7.2	Esquema de duas abordagens para a solução de um problema de otimização multi-objetivo.	134
7.3	Diagrama de blocos representando o sistema de controle multi-objetivo para os RPPs em cenários estáticos.	137
7.4	Espaços de busca com soluções viáveis para diferentes alturas do RPP planar. A barra de cores indica a altura do robô h_R^*	138
7.5	Mapeamento do espaço de busca para o espaço $\tilde{\phi}_R \times \tilde{\Delta}_{\gamma_{12}}$ para $h_R^* = 10, 20, \dots, 80$ cm e $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$, com fronteira de Pareto destacada.	139
7.6	Espaço $\tilde{\phi}_R \times \tilde{\Delta}_{\gamma_{12}}$ com fronteiras de Pareto destacadas para $h_R^* = 10, 20, \dots, 80$ cm e $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$	141
7.7	Relação entre h_R^* e $ \phi_\vartheta $ considerando o RPP planar no limite do tombamento.	141
7.8	Valores de c^*/C considerando a razão de importância $\kappa = 0.9$	143
7.9	Soluções viáveis para diferentes alturas do RPP tridimensional.	145

7.10	(a) Mapeamento do espaço de busca para o espaço $\{\phi_R, \theta_R, \Delta_{\gamma_{24}}\}$. (b) Mapeamento do espaço de busca para o espaço $\{\phi_R, \theta_R, \Delta_{\gamma_{13}}\}$. Os resultados foram obtidos com altura de referência $h_R^* = 60$ cm e inclinação do terreno $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{10}$, $\theta_\vartheta = \frac{\pi}{6}$	146
7.11	(a) Superfície de pareto $Z_\phi^*(d_1 - d_2)$. (b) Superfície de pareto $Z_\theta^*(d_2 - d_3)$	147
8.1	Configuração inicial do APM na altura padrão $h_R = 75$ cm sobre um terreno com inclinação $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$	151
8.2	APM utilizando controle de altura sobre terreno com inclinação $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$. A altura alcançada pelo sistema é de $h_R = 52.5$ cm.	152
8.3	Configuração inicial do RPP planar na altura de referência $h_R = 60$ cm sobre terreno com inclinação $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$. Neste caso, as pernas do robô possuem mesmo comprimento ($d_1 = d_2 = 60$ cm).	153
8.4	RPP planar utilizando o controle de altura e orientação sobre terreno com inclinação $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$. A altura de referência é mantida $h_R = 60$ cm, e o corpo do robô está paralelo à horizontal ($\phi_R = 0$).	154
8.5	RPP planar utilizando o controle de altura e estabilidade sobre terreno com inclinação $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$. A altura de referência é mantida $h_R = 60$ cm, e o corpo do robô está inclinado no sentido contrário ao terreno de forma a igualar os ângulos de tombamento ($\gamma_1 = \gamma_2$).	155
8.6	RPP planar utilizando o controle multi-objetivo sobre terreno com inclinação $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$. A altura de referência é mantida $h_R = 60$ cm, e a inclinação do corpo do robô atende a um compromisso entre orientação e estabilidade.	156
8.7	Configuração inicial do RPP tridimensional na altura de referência $h_R = 60$ cm sobre terreno com inclinação $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$, $\theta_\vartheta = \frac{\pi}{10}$. Neste caso, as pernas do robô possuem mesmo comprimento ($\forall i : d_i = 60$ cm).	157
8.8	RPP tridimensional utilizando o controle de altura e orientação sobre terreno com inclinação $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$, $\theta_\vartheta = \frac{\pi}{10}$. A altura de referência é mantida $h_R = 60$ cm, e o corpo do robô está paralelo à horizontal ($\phi_R, \theta_R = 0$).	158
8.9	RPP tridimensional utilizando o controle de altura e estabilidade sobre terreno com inclinação $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$, $\theta_\vartheta = \frac{\pi}{10}$. A altura de referência é mantida $h_R = 60$ cm, e o corpo do robô está inclinado no sentido contrário ao terreno de forma a igualar os ângulos de tombamento ($\gamma_2 = \gamma_4$ e $\gamma_1 = \gamma_3$).	159
8.10	RPP tridimensional utilizando o controle multi-objetivo sobre terreno com inclinação $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$, $\theta_\vartheta = \frac{\pi}{10}$. A altura de referência é mantida $h_R = 60$ cm, e a inclinação do corpo do robô atende a um compromisso entre orientação e estabilidade.	160

8.11	Trajetória de navegação planar do robô definida pela posição $[p_{\vartheta x}^I, p_{\vartheta y}^I]^T$ e ângulo de guinada ψ_{ϑ} . Esta trajetória foi executada pelo APM Laurel durante uma operação no pomar Soergel.	162
8.12	APM em configuração padrão percorrendo trecho do terreno modelado utilizando dados experimentais. Neste caso, a plataforma elevatória permanece fixa na altura máxima.	165
8.13	A imagem de cima representa as alturas h_R de referência (h^*) e alcançadas empregando as estratégias de controle proporcional (P) e preditivo (PFC). Os pontos coincidentes utilizados estão marcados em verde. A imagem de baixo ilustra os custos V associados aos erros de altura calculados conforme a função objetivo definida pela Equação (6.34).	166
8.14	APM com controle PFC de altura percorrendo trecho do terreno modelado utilizando dados experimentais.	167
8.15	RPP planar em configuração padrão percorrendo trecho do terreno modelado utilizando dados experimentais. Neste caso, as pernas do robô possuem comprimento fixo.	169
8.16	A imagem de cima representa as inclinações ϕ_R alcançadas pelo robô na configuração padrão (std), e empregando as estratégias de controle proporcional (P) e preditivo (PFC). Os pontos coincidentes utilizados estão marcados em verde. A imagem de baixo ilustra os custos V associados aos erros de altura e orientação, calculados conforme a função objetivo definida pela Equação (6.35).	170
8.17	RPP planar com controle PFC de altura e orientação percorrendo trecho do terreno modelado utilizando dados experimentais.	171
8.18	A imagem de cima representa as diferenças entre ângulos de tombamento $\Delta_{\gamma_{12}}$ alcançadas pelo robô na configuração padrão (std), e empregando as estratégias de controle proporcional (P) e preditivo (PFC). Os pontos coincidentes utilizados estão marcados em verde. A imagem de baixo ilustra os custos V associados aos erros de altura e estabilidade, calculados conforme a função objetivo definida pela Equação (6.36).	172
8.19	RPP planar com controle PFC de altura e estabilidade percorrendo trecho do terreno modelado utilizando dados experimentais.	173
8.20	A imagem de cima representa as diferenças entre módulos das forças de sustentação $\Delta_{f_{s_{12}}}$ alcançadas pelo robô na configuração padrão (std), e empregando as estratégias de controle proporcional (P) e preditivo (PFC). Os pontos coincidentes utilizados estão marcados em verde. A imagem de baixo ilustra os custos V associados aos erros de altura e tração, calculados conforme a função objetivo definida pela Equação (6.37).	174

8.21 RPP planar com controle PFC de altura e tração percorrendo trecho do terreno modelado utilizando dados experimentais.	175
8.22 Orientação do robô ϕ_R e diferença entre ângulos de tombamento $\Delta_{\gamma_{12}}$ obtidos com os controles preditivos tipo PFC de altura e orientação, altura e estabilidade, e estratégia multi-objetivo.	176
8.23 RPP planar com controle PFC multi-objetivo percorrendo trecho do terreno modelado utilizando dados experimentais.	177
8.24 Modelo desenvolvido com o Adams/Car do veículo MDE eWorkman da Toro com plataforma elevatória transportando um operador.	181
8.25 Esquema de integração entre Adams e Matlab para simulação do controle de reconfiguração da plataforma móvel.	182
8.26 (Esquerda) Modelo 3D do terreno com inclinação crescente contínua. (Direita) Orientação e variação angular associadas ao perfil do terreno e a velocidade de deslocamento.	185
8.27 Simulação executada utilizando o Adams/Car onde o APM percorre um terreno com inclinação crescente contínua.	185
8.28 Trajetória de referência ideal de altura h_R^* baseada no perfil do terreno com inclinação crescente contínua.	186
8.29 Orientação ϕ_R e altura h_R do APM quando a plataforma está fixa (PF) com altura máxima, ou controlada (PC) a fim de seguir a referência ideal h_R^* . Percorrendo o terreno com inclinação crescente contínua, o tombamento ocorre para PF quando $\phi_R = 27^\circ$; o valor alcança $\phi_R = 35^\circ$ para PC.	186
8.30 (Esquerda) Modelo 3D do terreno com inclinação crescente discreta. (Direita) Orientação e variação angular associadas ao perfil do terreno e a velocidade de deslocamento.	187
8.31 Simulação executada utilizando o Adams/Car onde o APM percorre um terreno com inclinação crescente discreta.	187
8.32 Trajetórias de referência de altura ideal h_R^* e ajustada h_R^{Ad} baseadas no perfil do terreno com inclinação crescente discreta.	188
8.33 Orientação ϕ_R e altura h_R do APM quando a plataforma está fixa (PF) com altura máxima, controlada (PC) afim de seguir a referência ideal h_R^* ou antecipada (PA) de forma a seguir a referência ajustada h_R^{Ad} . Percorrendo o terreno com inclinação crescente discreta, o tombamento ocorre para PF quando a diferença de altura entre os lados é de 37.5 cm e a orientação do APM é de $\phi_R = 20^\circ$; esses valores alcançam 52.5 cm e $\phi_R = 30^\circ$ para PC e 60 cm e $\phi_R = 35^\circ$ para PA.	189

8.34	(Esquerda) Modelo 3D do terreno plano com depressões e elevações. (Direita) Orientação e variação angular associadas ao perfil do terreno e a velocidade de deslocamento.	189
8.35	Simulação executada utilizando o Adams/Car onde o APM percorre um terreno plano com depressões e elevações.	190
8.36	Trajetórias de referência de altura ideal h_R^* e ajustada h_R^{Ad} baseadas no perfil do terreno plano com depressões e elevações.	190
8.37	Orientação ϕ_R e altura h_R do APM quando a plataforma está fixa (PF) com altura máxima, controlada (PC) a fim de seguir a referência ideal h_R^* ou antecipada (PA) de forma a seguir a referência ajustada h_R^{Ad} . Percorrendo o terreno plano com obstáculos, o tombamento ocorre para PF ao ultrapassar uma depressão com 25 cm de profundidade; esse valor alcança 30 cm para PC. A configuração alcançada com PA garante a estabilidade do sistema ao ultrapassar depressões com 30 cm de profundidade.	191
8.38	(Esquerda) Modelo 3D do terreno modelado com dados experimentais. (Direita) Orientação e variação angular associadas ao perfil do terreno e a velocidade de deslocamento.	192
8.39	Simulação executada utilizando o Adams/Car onde o APM percorre um terreno modelado com dados experimentais.	193
8.40	Trajetórias de referência ideal h_w^* e ajustada h_w^{Ad} do atuador baseadas no perfil do terreno modelado com dados experimentais.	193
8.41	Orientação e estabilidade do APM para os casos onde a plataforma está fixa (PF) com altura máxima ou utilizando ação de controle antecipada (PA) para seguir a referência ajustada h_R^{Ad} , ao atravessar um terreno modelado com dados experimentais. A estabilidade é analisada utilizando os critérios ZMP - ponto de momento zero, FA - métrica baseada em força e ângulo, e EBSM - margem de estabilidade baseada na energia armazenada pelo sistema.	194
8.42	Robô Ambiental Híbrido sobre plataforma para emulação de terrenos irregulares. A plataforma permite alterar a altura e orientação do robô, simulando também obstáculos ultrapassados.	196
8.43	Detalhes do sistema de controle da plataforma para emulação de terrenos irregulares.	196
8.44	Teste de controle de tração, onde a plataforma emula uma depressão sob a roda dianteira esquerda: (a) Robô Ambiental Híbrido em configuração fixa onde uma roda perde contato com o terreno; (b) RAH reconfigurado conforme a estratégia de tração onde todas as rodas estão em contato com o terreno.	197

8.45	Experimento de controle de tração onde a plataforma emula uma depressão. (a) As juntas ativas do robô são representadas por d_1 : linha sólida, d_2 : linha tracejada, d_3 : linha tracejada e pontilhada, d_4 : linha pontilhada. (b) Forças aplicadas às suspensões do RAH, estimadas com os sensores de deslocamento linear (f_{s_1} : linha sólida, f_{s_2} : linha tracejada, f_{s_3} : linha tracejada e pontilhada, f_{s_4} : linha pontilhada) acoplados às molas do mecanismo.	198
8.46	Experimento de controle de orientação, onde a plataforma emula um terreno irregular representado pelos ângulos de ϕ_ϑ e θ_ϑ ilustrados na figura por linhas sólidas. O controle de orientação minimiza os ângulos ϕ_R e θ_R referentes à inclinação do Robô Ambiental Híbrido, conforme ilustrado pelas linhas pontilhadas.	199
8.47	Robô Ambiental Híbrido em operação na floresta Amazônica, com uma roda apoiada em um tronco de árvore. O robô está utilizando o controle de orientação, que mantém seu corpo paralelo à horizontal.	199
8.48	Experimentos de campo utilizando o controle de orientação, onde o Robô Ambiental Híbrido está apoiado em um tronco de árvore. (a) As juntas ativas são representadas por d_1 : linha sólida, d_2 : linha tracejada, d_3 : linha tracejada e pontilhada, d_4 : linha pontilhada. (b) Orientação do RAH dada por ϕ_R : linha sólida e θ_R : linha tracejada.	200
8.49	Robô Ambiental Híbrido se locomovendo em um rio na floresta Amazônica: (a) RAH com configuração fixa, onde $\theta_R \sim -6^\circ$. (b) Utilizando o controle de orientação, o robô fica paralelo à água.	201
8.50	Experimentos de campo utilizando o controle de orientação, com o Robô Ambiental Híbrido se locomovendo na água. A orientação do robô é dada pelos ângulos ϕ_R e θ_R , representados por linhas sólida no caso do robô com configuração fixa, e linhas tracejadas no caso do controle de reconfiguração.	201
8.51	Robô Ambiental Híbrido puxando uma barreira de absorção de óleo de 40 m no rio Negro, durante um simulado de vazamento de óleo realizado durante o MOBEX Amazônia 2010. As imagens a esquerda destacam o efeito do controle de orientação, onde as pernas dianteiras e traseiras estão em diferentes configurações de forma a manter o robô paralelo à horizontal e melhorar o empuxo gerado pelas rodas na água.	203
8.52	Robô Ambiental Híbrido percorrendo um banco de areia na floresta Amazônica, nas margens do rio Solimões.	203
8.53	Experimentos de campo utilizando o controle de orientação, com o robô atravessando um banco de areia. A orientação do sistema é dada pelos ângulos ϕ_R e θ_R , representados por linhas sólida no caso do robô com configuração fixa, e linhas tracejadas no caso do controle de reconfiguração.	204

9.1	Esquemático da arquitetura de programação proposta para implementar o controle de reconfiguração num robô articulado. Os processos executando em paralelo estão marcados por retângulos pretos. As memórias dinâmicas compartilhadas estão representadas por elipses azuis. Os processos propostos para a reconfiguração estão dentro do retângulo vermelho.	210
-----	--	-----

Lista de Tabelas

8.1	Resultados das simulações com o APM utilizando controle proporcional.	152
8.2	Resultados das simulações com o RPP planar utilizando controle proporcional.	156
8.3	Resultados das simulações com o RPP tridimensional utilizando controle proporcional.	161
8.4	Resultados das simulações com o APM utilizando controle preditivo.	168
8.5	Resultados das simulações com o RPP planar utilizando controle preditivo.	178

Capítulo 1

Introdução

Veículos e robôs móveis terrestres necessitam de sistemas de locomoção eficientes para operar em ambientes naturais e terrenos acidentados, sendo comum empregar mecanismos articulados capazes de se adaptar às condições de operação. As juntas de articulação correspondem aos graus de liberdade (em inglês *Degree of Freedom*, ou DoF) do mecanismo.

Mecanismos articulados podem ser classificados como passivos, utilizando elementos como molas e amortecedores conectados às articulações para ajustar o robô ao terreno, ou ativos, onde atuadores acoplados às juntas permitem controlar a posição do centro de massa (*CM*) do veículo a fim de se acomodar a obstáculos e influenciar as forças de contato com o terreno.

Esta tese concerne robôs móveis com articulação ativa, ou seja, motores acoplados ao mecanismo de forma que seus graus de liberdade (DoF) sejam atuados.

Diferentes equipamentos, robôs e veículos se enquadram neste grupo, incluindo tratores, plataformas elevatórias e guindastes, robôs com pernas (*legged*) e pernas e rodas (*wheel-legged*), robôs para neutralização de artefatos nocivos (em inglês *Explosive Ordnance Disposal*, ou EOD) com esteiras e braços de alavanca, e até mesmo alguns modelos de carros com suspensão ativa.

A facilidade de locomoção de um robô em um determinado terreno configura sua mobilidade, que pode ser definida com base em diferentes métricas. Controlando os graus de liberdade do mecanismo, é possível melhorar de forma significativa o desempenho e a mobilidade do robô durante a operação.

A pesquisa publicada na dissertação de mestrado (Freitas, 2008) introduz o problema de robôs móveis com reconfiguração ativa operando sobre terrenos inclinados em condições quase-estáticas. A dissertação apresenta informações complementares sobre o emprego de robôs em operações de risco, descreve diferentes sistemas de locomoção e mecanismos articulados, e discute sobre os modelos de robôs e terreno adotados.

O objetivo aqui consiste em propor um conjunto de estratégias de controle para comandar as articulações de robôs móveis, reconfigurando seu mecanismo de forma a manter uma distância mínima em relação ao solo, aumentar o conforto de passageiros embarcados, garantir a segurança ao evitar tombamentos, e melhorar a eficiência de tração das rodas.

Conforme o grau de irregularidade e presença de obstáculos, é necessário afastar o chassi do robô em relação ao terreno, de forma a evitar colisões e garantir a integridade do sistema. O ideal consiste em adotar uma altura de referência definida *a priori*, que corresponde à configuração padrão do mecanismo.

Considerando o transporte de passageiros e cargas frágeis, é recomendado compensar as inclinações do terreno percorrido, reconfigurando o mecanismo de forma a manter o corpo do veículo paralelo ao plano horizontal.

Um dos maiores riscos para a integridade de um robô móvel é o de tombamento. Tal evento pode danificar os equipamentos embarcados e ainda levar o sistema a uma configuração de imobilidade, onde o robô não consegue se locomover devido a perda de contato com o solo. Dependendo da inacessibilidade do local de operação, o resgate do robô pode ser inviável, com o tombamento acarretando na perda total do sistema.

Diferentes critérios podem ser utilizados para avaliar a estabilidade de um robô. Métricas geométricas de estabilidade consideram as posições do CM e pontos de contato entre terreno e robô, além das forças e torques resultantes atuando no sistema. Utilizando uma métrica adequada, é possível controlar o robô buscando uma configuração mais estável em relação ao terreno percorrido, diminuindo os riscos de tombamento e priorizando desta maneira a segurança durante a operação.

Para se locomover com facilidade, é importante que o sistema de propulsão utilizado seja capaz de tracionar de maneira adequada. No caso de veículos com tração independente nas rodas, cada roda precisa estar em contato com o solo para contribuir com a mobilidade do sistema.

É possível alterar a configuração do robô de maneira a redistribuir as forças atuando no mecanismo a fim de melhorar as condições de contato com o solo. Com a distribuição uniforme de forças, nenhum componente é exigido em demasia, e as rodas tracionam de maneira conveniente, diminuindo o escorregamento com o terreno e o consumo de energia associado (Sreenivasan, 1994).

A capacidade de um robô influenciar sua mobilidade depende da estrutura cinemática do mecanismo e velocidade de atuação das juntas. Os graus de liberdade do mecanismo e o espaço de trabalho das juntas determinam a capacidade do robô de se ajustar ao terreno. Já a largura de banda dos atuadores define a velocidade do mecanismo para realizar este ajuste.

Muitos robôs articulados se locomovem em baixas velocidades, justificando assim

a utilização de mecanismos lentos para reconfiguração. Mesmo ao se locomover com velocidade praticamente nula, um robô móvel pode sofrer acelerações causadas por variações abruptas do terreno percorrido, como por exemplo quando uma roda cai em uma depressão.

Os mecanismos considerados nesta tese condizem com muitos robôs articulados desenvolvidos até o presente momento, empregando atuadores lentos que levam vários segundos para percorrerem todo seu curso. A maioria destes mecanismos não é capaz de compensar variações abruptas do terreno, nem anular vibrações em alta frequência associadas a molas e amortecedores utilizados como suspensão. Desta forma, as estratégias de reconfiguração aqui propostas se diferem dos controles tradicionalmente utilizados em veículos com suspensão ativa.

O controle de reconfiguração proposto consiste em comandar os atuadores de maneira a controlar a posição do centro de massa do robô, buscando configurações adequadas à trajetória de navegação e ao terreno. A estratégia consiste em utilizar todo o espaço de trabalho do mecanismo, permitindo o robô se adaptar a condições extremas de operação.

Estratégias de controle são propostas para cenários estáticos, onde apenas a aceleração da gravidade atua no robô se locomovendo num terreno com perfil constante, e cenários dinâmicos, onde o robô sofre acelerações causadas pela trajetória de navegação executada e variações do terreno percorrido.

No cenário estático, o controle comanda os atuadores de forma a alcançar uma configuração ideal constante. Neste caso, o tempo de resposta não é crítico, de forma que o problema de regulação é solucionado empregando um controle proporcional para minimizar os erros associados aos critérios de mobilidade.

Já no cenário dinâmico, os atuadores são comandados de forma a seguir uma trajetória, definida em função das variações de mobilidade do sistema. Uma preocupação é a largura de banda dos atuadores, que pode não ser capaz de seguir a trajetória de reconfiguração.

Por exemplo, um robô com atuadores lentos não será capaz de reagir em tempo de evitar o tombamento ao cair numa depressão com profundidade acentuada. Buscando utilizar todo o espaço de trabalho do mecanismo, o ideal consiste em identificar o obstáculo e comandar os atuadores com antecedência. Dessa maneira, o robô será capaz de alcançar a configuração ideal no momento previsto para o impacto.

Para tal, a mobilidade do sistema é antecipada empregando uma estratégia de Controle Preditivo baseado em Modelo (MPC). A estratégia é implementada através do método de Controle Preditivo Funcional (PFC), que estabelece pontos coincidentes da trajetória a serem seguidos pelos atuadores. Os pontos coincidentes são escolhidos considerando as condições de operação, e correspondem às configurações críticas de mobilidade deparadas pelo robô.

Os critérios propostos para a análise de mobilidade do robô são conflitantes, dado que configurações distintas devem ser empregadas para otimizar orientação, estabilidade ou eficiência de tração. Dessa maneira, uma estratégia de otimização multi-objetivo é proposta para comandar o mecanismo de forma a alcançar uma configuração ideal.

A abordagem consiste em obter um conjunto de soluções que atendam a um compromisso entre os critérios conflitantes de mobilidade e definir a configuração do robô levando em conta o consumo de energia, restrições de estabilidade e prioridade determinada conforme o tipo de operação realizada.

A reconfiguração do robô móvel com articulação ativa envolve quatro problemas fundamentais: localização, planejamento e controle de navegação, mapeamento, e o controle do mecanismo articulado.

Tanto posição quanto a orientação do robô podem ser obtidas com precisão através de um conjunto adequado de sensores (Dudek and Jenkin, 2008). É possível combinar os dados de diferentes sensores e suas respectivas incertezas através de filtros, por exemplo de Kalman ou de Partículas (Thrun et al., 2005), e obter uma representação probabilística da pose do robô.

Uma possível solução consiste em realizar simultaneamente a localização do robô e o mapeamento do ambiente (em inglês *simultaneous localization and mapping*, ou SLAM), conforme apresentado em (Thrun and Leonard, 2008). Esta tese não concerne diretamente o problema de localização, que é assumida conhecida durante a operação do robô.

Outra questão que não é diretamente abordada na tese é o planejamento (Minguez et al., 2008) e controle de navegação (Morin and Samson, 2008) do robô; estas tarefas são associadas a um agente externo, por exemplo um piloto ou controle de navegação autônomo. Desta forma, é assumida que a trajetória de navegação do robô é conhecida *a priori*.

A estratégia preditiva de reconfiguração exige o conhecimento antecipado do terreno a ser percorrido. Com base na localização e trajetória de navegação do robô, é proposta uma metodologia computacionalmente eficiente para percepção e representação de terrenos naturais em tempo de operação. O terreno é modelado com base em informações geométricas referentes às posições dos pontos de contato com o robô ao longo do percurso.

Conhecidos a trajetória de navegação e o modelo do terreno, é possível estimar as forças e torques desestabilizadores atuando no robô, e dessa forma antecipar a mobilidade do sistema. As estratégias para o controle de reconfiguração são propostas conforme o mecanismo articulado do robô e os critérios de mobilidade a serem ajustados. Este corresponde ao principal foco da tese.

As estratégias de controle são ilustradas através de simulações numéricas e testes

de laboratório e campo realizados com robôs móveis.

Simulações de reconfiguração foram realizadas com o programa de computação numérica Matlab empregando as estratégias propostas de controle proporcional e preditivo. Para o cenário dinâmico, são considerados trajetória de navegação e modelo de terreno obtidos com dados experimentais.

Parte da estratégia de controle é verificada através de simulações integrando Matlab com o programa de simulação dinâmica MSC.Adams/Car. A integração permite realizar simulações realistas de reconfiguração, onde o Matlab calcula a ação de controle, e o MSC.Adams/Car estima as interações entre veículo e terreno para obter a dinâmica do sistema.

Diferentes robôs foram utilizados durante a pesquisa, fornecendo resultados experimentais referentes à localização, navegação, modelagem de terreno e o controle de reconfiguração. Entre eles estão um veículo de pesquisa e uma plataforma agrícola elevatória com 1 DoF atuado da família *Autonomous Prive Mover*, desenvolvido no *Robotics Institute* da *Carnegie Mellon University*. O outro mecanismo articulado utilizado é o Robô Ambiental Híbrido, um veículo anfíbio com suspensões ativas independentes num total de 4 DoF atuados, desenvolvido pelo Cenpes/Petrobras para monitoração da floresta Amazônica.

As simulações e experimentos apresentados ilustram como o controle de reconfiguração permite comandar mecanismos articulados de maneira eficiente, facilitando a locomoção dos robôs. Os resultados obtidos validam a abordagem proposta com base nas melhorias de mobilidade e desempenho alcançadas.

1.1 Motivação

Robôs móveis já são comumente utilizados em diversas tarefas, desde operações em ambientes artificiais estruturados até meios naturais altamente não estruturados.

Muitas aplicações em potencial irão necessitar de veículos e robôs que operem em terrenos acidentadas, lidando com obstáculos e efeitos dinâmicos desestabilizadores causados pela interação com o ambiente. Isto está claro, já que veículos militares e de agricultura, silvicultura, mineração e exploração já trabalham em tais condições (Calderon and Kelly, 2005; Cunningham et al., 1999; Roberts et al., 2000; Mae et al., 2000; Davids, 2002; Osborn, 1989; Lee et al., 2003).

A capacidade de calcular em tempo real os critérios de mobilidade, prever seus comportamentos futuros em um curto intervalo de tempo e controlá-los é uma necessidade fundamental para quase todas as classes de robôs que desejam ser efetivos em condições reais de operação.

Considerando o problema de navegação onde um veículo deve se locomover de

um ponto a outro, o caminho mais curto e geralmente mais rápido consiste em se deslocar numa linha reta. Em terrenos acidentados isto pode significar passar por cima de obstáculos ao invés de contorná-los, o que pode aumentar significativamente a possibilidade de tombamento do robô.

A estabilidade é uma preocupação crucial para veículos transportando cargas pesadas, acelerando ou freando de maneira agressiva, ou operando em terrenos acidentados. Outras situações críticas ocorrem quando um veículo é obrigado a executar uma manobra numa configuração onde seu centro de massa está distante do terreno, aumentando o risco de tombamento do sistema (Calderon and Kelly, 2005).

Apesar de muitos veículos possuírem estruturas rígidas, os acidentes causados por tombamento geralmente danificam o robô e/ou a carga transportada. O perigo relacionado a tombamentos é ainda maior em veículos com passageiros, podendo acarretar em acidentes fatais. A prevenção de tombamentos constituiu então um importante desafio (Peters and Iagnemma, 2006).

A eficiência de tração das rodas influencia diretamente a mobilidade de um veículo. Um sistema com comando independente de rodas necessita que todas elas tracionem de maneira eficiente, contribuindo para a locomoção do veículo. Um controle de tração eficiente pode também evitar o escorregamento das rodas, aumentando assim a propulsão do veículo e diminuindo o consumo de energia.

Um robô móvel necessita de um sistema de locomoção que lhe permita se movimentar de maneira eficiente nos diferentes terrenos a serem percorridos. Empregando um mecanismo com articulação ativa, é possível alterar a configuração do robô conforme as condições de operação. Tal mecanismo exige um controle eficiente, capaz de comandar múltiplos atuadores simultaneamente de maneira adequada a melhorar sua mobilidade.

Empregando o controle de reconfiguração, mecanismos articulados são capazes de superar obstáculos e terrenos acidentados onde veículos de configuração fixa iriam capotar ou ficar presos. Considerando o cenário dinâmico, a reconfiguração permite ao robô atravessar terrenos desconhecidos mais rápido que veículos convencionais, garantindo requisitos de integridade e segurança, conforto, estabilidade e eficiência de tração.

Em seguida são apresentados diferentes exemplos de veículos e robôs móveis articulados que poderão se beneficiar do controle de reconfiguração proposto nesta tese. Os dispositivos descritos ilustram a utilização de robôs articulados em atividades distintas, desde tarefas básicas ligadas à agricultura até a execução de operações complexas como a neutralização de artefatos nocivos; os ambientes de operação mencionados também são heterogêneos, indo da floresta Amazônica até a superfície lunar (Lipsett et al., 2014).

Cada sistema descrito representa uma classe de robôs projetados para a rea-

lização de tarefas específicas em terrenos distintos. Dessa maneira, os mecanismos considerados possuem diferentes graus de articulação e restrições de atuação.

O conjunto de estratégias de controle proposta deve ser capaz de comandar os diferentes robôs, considerando as capacidades e limitações dos mecanismos a fim de ajustar a mobilidade de cada sistema.

1.1.1 Plataforma Elevatória Móvel: Veículo Agrícola *Autonomous Prime Mover*

Os *Autonomous Prime Movers*, ou APMs, foram projetados para realizar tarefas buscando aumentar a eficiência associada à produção agrícola. Os veículos estão sendo desenvolvidos por pesquisadores da *Carnegie Mellon University* (CMU) como parte do projeto CASC, e são capazes de dirigir de maneira autônoma em plantações de maçãs e viveiros. Diferentes veículos pertencentes à família APM estão apresentados na Figura 1.1.

O projeto *Comprehensive Automation for Specialty Crops* (CASC), liderado pela CMU, busca desenvolver tecnologias para a automação agrícola de pomares e viveiros. O projeto concerne a informação, mobilidade e desenvolvimento de tecnologias de manipulação visando tornar a produção frutífera mais eficiente, rentável e competitiva (Singh et al., 2009). Mais informações estão disponíveis na página do projeto (<http://cascrop.com/>).

Entre 2009 e 2011, os cinco veículos na família APM percorreram em conjunto um total de 300 km em pomares de diferentes estados dos EUA. Resultados preliminares indicam que trabalhadores operando na plataforma móvel são 58% mais eficientes que os funcionários utilizando escadas (Hamner et al., 2011, 2012).

Para permitir a execução de tarefas autônomas, foram instalados nos APMs motores para direção, aceleração e freio, junto com *drivers* de comando adequados. Os veículos utilizam dois encoders, um acoplado à barra de direção, fornecendo uma resolução angular de $0.38^\circ/\text{pulso}$, e o outro acoplado ao diferencial do eixo traseiro, fornecendo uma resolução linear de $2.33 \times 10^{-5} \text{ m/pulso}$. Todos os APMs possuem também um *laser range finder* SICK LMS 111 com 270° de campo de visão, precisão angular de 0.5° e alcance máximo de 30 m, utilizado para navegação autônoma (Hamner et al., 2011) e localização (Freitas et al., 2012c,d).

Os APMs utilizam controladores semelhantes, um computador industrial à prova d'água com processador Intel Core 2 Duo de 1.6 GHz e 4 GB DDR2 de DRAM, fabricado pela Small PC. O sistema operacional embarcado é o Ubuntu Linux. O programa de controle foi implementado em C++ utilizando ROS - *Robot Operating System*. O ROS é uma plataforma que permite o desenvolvimento rápido de

aplicações robóticas, fornecendo um meio estruturado de comunicação entre processos heterogêneos (Quigley et al., 2009).

O modelo de APM considerado nesta tese é composto por um veículo elétrico MDE eWorkman da Toro integrado a um mecanismo elevatório (*scissor lift mechanism*), conforme apresentado na Figura 1.1.



Figura 1.1: *Autonomous Prime Movers* desenvolvidos pelo *Robotics Institute - Carnegie Mellon University* para realização de tarefas agrícolas. Os veículos considerados possuem uma plataforma elevatória capaz de transportar até 2 operadores, constituindo um mecanismo com 1 DoF atuado.

O APM foi desenvolvido com base no eWorkman MDE, projetado para operações de campo. O veículo pesa 750 kg e utiliza pneus com 22" \times 9.5", possuindo comprimento de 215 cm e largura de 150 cm. O mecanismo conta com um sistema SQR - *Superior Ride Quality*, utilizando suspensões frontais independentes e eixos dianteiro e traseiro conectados por uma junta de torção. O SQR busca melhorar a estabilidade e tração do veículo, aumentando a dirigibilidade e conforto dos passageiros.

O APM é capaz de transportar um ou dois trabalhadores, operando lado a lado na plataforma. Para tal, um mecanismo de elevação foi instalado na parte traseira do veículo, adicionando 400 kg ao sistema. Um motor elétrico com espaço de trabalho $d \in [0, 80]$ cm permite ajustar a plataforma, que alcança altura máxima de 162 cm com respeito ao solo. Dessa maneira, é possível ajustar a altura do *CM* do veículo entre $[40, 75]$ cm, permitindo alterar a mobilidade do veículo. Neste trabalho é considerado que o atuador leva 4 s para percorrer todo seu espaço de trabalho. O veículo normalmente se locomove pelas plantações com velocidade em torno de 1.0 m/s.

Um requisito necessário para a utilização do APM consiste em garantir a segurança dos trabalhadores embarcados. A altura da plataforma associada ao peso dos trabalhadores pode levar o sistema ao capotamento em condições específicas. Inclinações superiores a 27° ou depressões com profundidade maior que 20 cm podem tombar o sistema.

A mobilidade do APM pode ser controlada comandando o mecanismo elevatório,

possibilitando ao robô operar em terrenos mais íngremes e superar obstáculos mais acentuados, e garantindo assim a segurança e integridade do veículo e também dos trabalhadores transportados.

1.1.2 Robôs Articulados para Exploração Espacial: *Sample Return Rover* e SCARAB

Os robôs *Sample Return Rover* (SRR) e SCARAB foram desenvolvidos para estudos prospectivos sobre exploração espacial (Iagnemma et al., 2003; Bartlett et al., 2008). Os mecanismos possuem arquitetura *wheel-legged*, equivalente a pernas articuladas com rodas nas extremidades responsáveis pela propulsão dos robôs.

O SRR é um protótipo robótico desenvolvido pelo *Jet Propulsion Laboratory* (JPL) considerando aplicações na exploração espacial, incluindo navegação em terrenos acidentados, coleta de amostras em crateras e operações cooperativas. A Figura 1.2 ilustra o robô.



Figura 1.2: Robô *Sample Return Rover* desenvolvido pelo *Jet Propulsion Laboratory* para exploração espacial. O robô conta com mecanismo articulado do tipo *shoulder joints* com 2 DoF atuados.

O SCARAB é um veículo conceito desenvolvido pelo *Robotics Institute* da CMU para realização de testes de mobilidade emulando operações lunares. O robô carrega uma broca para perfurar e coletar amostras do solo de crateras, e também um conjunto de sensores capaz de analisar a amostra *in situ*. O mecanismo é apresentado na Figura 1.3.

Ambos SRR e SCARAB possuem mecanismo semelhantes, utilizando articulações conhecidas como *shoulder joints*. Cada lado do robô conta com um atuador acoplado a uma espécie de quadro com alavancas que sustentam duas rodas. Comandando o atuador, é possível abrir e fechar o quadro, alterando a distância entre rodas e também a altura do robô em relação ao solo. Tal mecanismo com 2 DoF atuados permite ajustes no plano lateral do robô, reposicionando seu *CM* de maneira a controlar altura e orientação do sistema.

Os robôs desenvolvidos para exploração espacial contam com fonte de energia



Figura 1.3: Robô SCARAB desenvolvido pelo *Robotics Institute - Carnegie Mellon University* para exploração lunar. O robô conta com mecanismo articulado do tipo *shoulder joints* com 2 DoF atuados.

limitada, e dessa forma devem apresentar consumo baixo. Uma solução consiste em se locomover lentamente; as velocidades máximas alcançadas pelos robôs SSR e SCARAB são de 21 e 6 cm/s, respectivamente. A reconfiguração das *shoulder joints* está associada às rotações das rodas, e também é lenta.

Neste caso, além de comandar o mecanismo buscando uma configuração adequada ao terreno percorrido, é preciso levar em conta a velocidade máxima dos atuadores embarcados.

Para entrar em determinada cratera, pode ser exigido que o robô explorador atravesse uma variação abrupta de terreno. Mesmo em baixa velocidade, o sistema sofrerá efeitos desestabilizadores que não serão compensados a tempo pelo mecanismo com limitações de largura de banda.

Uma solução viável consiste em prever o perfil do terreno a ser atravessado e antecipar o comando das juntas de acordo, garantindo que o sistema já se encontre na configuração adequada ao se deparar com o obstáculo a ser superado.

1.1.3 Robô Articulado para Monitoramento Ambiental: Robô Ambiental Híbrido

O Robô Ambiental Híbrido (RAH) foi desenvolvido pelo Cenpes/Petrobras para realizar o monitoramento da região Amazônica, nas proximidades do gasoduto Coari-Manaus (Guizzo, 2008). O RAH realiza tarefas como medições, coleta de dados e amostras, e intervenções em ambientes inóspitos. Para tal, ele deve ser capaz de superar obstáculos, podendo se locomover sobre água, terra firme, pântanos, brejos, terrenos alagadiços e arenosos, conforme ilustrado na Figura 1.4.

A Petrobras está construindo uma família de robôs ambientais, composta por três modelos de veículos: reduzido, intermediário e tripulado (Figura 1.5). Cada modelo possui aproximadamente o dobro do tamanho da versão anterior, sendo utilizados de acordo com as características da missão, área de operação e requisitos de atuação e instrumentação.



Figura 1.4: Robô Ambiental Híbrido desenvolvido pelo laboratório de Robótica do Cenpes/Petrobras para monitoração da floresta Amazônica. O robô possui suspensões independentes num total de 4 DoF atuados, capazes de adaptar o veículo aos diferentes terrenos percorridos.

Por exemplo, o modelo reduzido destina-se a operações de curta duração em regiões de mata densa, onde o seu homólogo de grandes dimensões não consegue manobrar, enquanto que o modelo tripulado é usado em missões de longa duração em áreas abertas. Todos os veículos podem ser tele-operados, e o modelo tripulado será capaz de transportar uma pessoa até regiões de interesse.

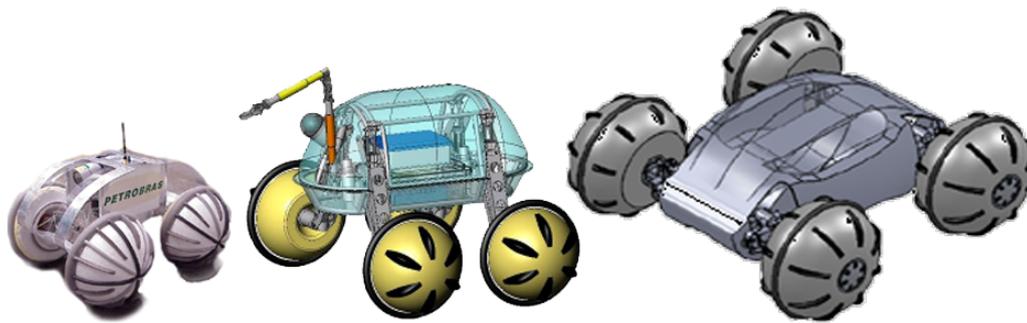


Figura 1.5: Família de Robôs Ambientais Híbridos, composta pelos modelos reduzido, intermediário e tripulado. O modelo intermediário é utilizado para ilustrar o controle de reconfiguração.

Nesta tese, o modelo intermediário é utilizado para ilustrar o controle de reconfiguração.

Durante a execução de tarefas, o RAH é tele-operado à partir de uma base de controle local, utilizando rádios ethernet de 2.4 GHz para comunicação.

Baterias de Nimh fornecem energia ao sistema. O robô utiliza motores de 150 W nas rodas e 70 W no mecanismo articulado, comandados por *drivers* EPOS da Maxon Motors. O robô possui outro atuador, um manipulador a prova d'água com 2 DoF e garra.

Anexados ao manipulador se encontram uma sonda para medição de parâmetros da água, um sensor de gás e câmera estéreo. O robô utiliza ainda outra câmera com lente grande angular e sensores infravermelho para obter dados do ambiente. As forças atuando nas rodas são estimadas através de sensores de deslocamento linear instalados no mecanismo. A orientação do robô é obtida por uma unidade inercial

MTI Xsens, e um GPS Garmim 18x LVC fornece a localização do sistema.

O controlador embarcado é uma placa PC/104 com processador de 500 Mhz e sistema operacional Linux. O sistema de controle foi implementado em C++, e utiliza diferentes processos executados em paralelo e trocando informações através de memórias compartilhadas.

Um sistema de locomoção inovador está sendo desenvolvido de acordo com as condições encontradas na Amazônia (dos Reis, 2007b,a). A arquitetura *wheel-legged* foi adotada, permitindo ao robô transportar carga e economizar energia, e também percorrer terrenos acidentados. O robô utiliza quatro rodas para se locomover. Buscando fluabilidade na água, as rodas possuem grande volume e são confeccionadas com material de baixa densidade.

Cada roda está acoplada a um sistema de suspensão independente, denominado também de perna, composto por mola mais atuador elétrico. As suspensões são formadas por mecanismos paralelos, aumentando a rigidez estrutural do sistema. Os atuadores estão acoplados a fusos, equivalentes a juntas prismáticas atuadas. Comandando esses dispositivos, é possível alterar a posição da roda e também seu ângulo em relação ao terreno (Freitas et al., 2011a, 2010d).

O robô intermediário pesa 150 kg, e possui 73 cm de comprimento e 135 cm de largura entre rodas. A altura mínima do sistema para o solo é de 68 cm. O mecanismo de suspensão conta com 1 atuador por perna, que permite alterar a pose da roda conforme apresentado na Figura 1.6. Os atuadores possuem espaço de trabalho reduzido, permitindo compensar inclinações máximas de 4.6° no sentido lateral e 9.8° no sentido longitudinal do robô. Além disso, cada atuador leva 13 s para percorrer todo seu curso, que varia entre $d \in [9, 18]$ cm. A velocidade máxima de translação alcançada por este RAH em terra é de 2.3 m/s (Freitas et al., 2010c).

Já o RAH reduzido conta com um novo mecanismo de suspensão, utilizando 2 DoF atuados por perna com atuadores mais rápidos que o protótipo original. O novo modelo de suspensão permite desacoplar posição e orientação da roda, e possui um espaço de trabalho estendido, permitindo inclusive ao robô operar de cabeça para baixo (Freitas et al., 2011c,b).

Apesar de cumprir os objetivos propostos, a arquitetura e mecanismos de suspensão ativa utilizados pelo RAH acarretam problemas de mobilidade relacionados à estabilidade e tração do sistema.

O Robô Ambiental Híbrido intermediário pode tombar ao se deparar com um ângulo superior a 35° , o que já ocorreu em operação, conforme ilustrado na Figura 1.7.

As quatro rodas possuem tração independente. Devido ao peso do robô, o RAH necessita que todas elas tracionem adequadamente para se locomover com facilidade em terrenos acidentados. O veículo apresenta problemas de mobilidade ao se deparar

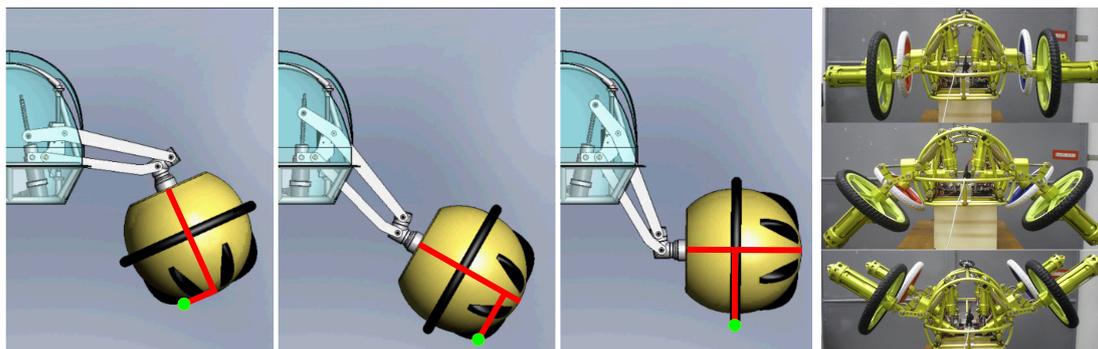


Figura 1.6: Mecanismos articulados de suspensão utilizados pelos Robôs Ambientais Híbridos modelos intermediário e reduzido. A suspensão do protótipo intermediário possui apenas 1 DoF atuado, com comando acoplado de altura e orientação da roda. Já o protótipo reduzido possui 2 DoF atuados por suspensão, permitindo controlar a altura e ângulo da roda de maneira independente. O novo mecanismo tem um espaço de trabalho estendido, permitindo ao robô operar de cabeça para baixo.



Figura 1.7: Tombamento do Robô Ambiental Híbrido durante operação no rio Solimões, na floresta Amazônica.

com obstáculos e outras adversidades que levam à perda de contato de roda com o solo, diminuindo a capacidade de tração do sistema. Essa situação está ilustrada na Figura 1.8.



Figura 1.8: Rodas do Robô Ambiental Híbrido sem contato com o solo, durante operações na Ilha do Fundão, Rio de Janeiro.

O RAH opera em diferentes terrenos onde a reconfiguração do mecanismo articulado pode melhorar a mobilidade do sistema. O robô possui suspensões independentes com 4 DoF atuados que devem ser comandados de maneira simultânea, o que torna o controle manual pouco eficiente, mesmo quando executado por operadores experientes.

Um controle autônomo capaz de comandar as quatro suspensões de maneira sincronizada é indicado para alterar a configuração do robô, utilizando de maneira eficiente o mecanismo articulado desenvolvido para melhorar sua mobilidade.

1.1.4 Dispositivo de Neutralização de Artefatos Nocivos: DIANE

A DIANE é um dispositivo robótico para neutralização de explosivos, desenvolvido em parceria com a UFRJ. Semelhante a outros robôs do tipo EOD, a DIANE se locomove utilizando esteiras e conta com braços de alavanca permitindo ao mecanismo se ajustar a obstáculos e subir e descer escadas, conforme ilustrado na Figura 1.9.

O robô possui um braço manipulador com garra, capaz de abrir portas e carregar um objeto com até 10 kg. O manipulador pode também carregar outras ferramentas, incluindo aparelho de raio X e canhão d'água.



Figura 1.9: Robô DIANE, um dispositivo do tipo *Explosive Ordnance Disposal* (EOD) desenvolvido em parceria com a UFRJ. O robô conta com esteiras e braços de alavanca projetados para subir escadas, e também um braço manipulador com um *payload* de 10 kg. O mecanismo possui um total de 5 DoF atuados.

A DIANE conta com um atuador para comandar os braços de alavanca dianteiros, mais um atuador para comandar as alavancas traseiras do robô. As alavancas podem girar mais de 360° , porém os atuadores são lentos, alcançando velocidade máxima de $10^\circ/\text{s}$. O manipulador possui três juntas de rotação com velocidade máxima de $45^\circ/\text{s}$. Os 5 DoF atuados permitem movimentos no plano longitudinal do robô, não possibilitando ajustes laterais. O veículo se locomove com velocidade máxima de 30 cm/s .

O mecanismo empregado pelo robô possui alto grau de articulação, possibilitando adaptação a diferentes tipos de obstáculos e terrenos. Os braços de alavanca permitem à DIANE subir escadas, e também reconfigurar o mecanismo de maneira a deslocar o *CM* e aumentar a estabilidade evitando o tombamento do robô.

O peso do manipulador é considerável em relação ao resto do robô, que ainda pode carregar uma carga de até 10 kg. É possível controlar também o manipulador para alterar a mobilidade da DIANE, evitando o tombamento em situações críticas de operação.

Muitas das tarefas da DIANE serão realizadas a distância, sem a presença do operador no local. A teleoperação não é trivial, e o operador tem dificuldades de controlar os cinco graus de liberdade do mecanismo sem uma visão geral do ambiente de operação ao redor do robô.

O recomendado seria encarregar o operador apenas dos comandos de navegação do robô, enquanto um controle autônomo ajusta o mecanismo para melhorar a mobilidade e garantir a estabilidade do sistema.

1.1.5 Suspensão Ativa e Outras Tecnologias Automotivas

Muitas tecnologias propostas para a área automobilística foram desenvolvidas para carros de corrida e hoje estão embarcadas em carros de passeio modernos.

Diferentes controles atuam nos freios e rodas dos veículos, incluindo: *Antilock Brake* (ABS), *Electronic Brake Distribution* (EBD), *Electronic Stability Program* (ESP), *Electronic Power Steering* (EPS), além do controle de tração.

O sistema de suspensão ativa, desenvolvido e utilizado na Fórmula 1 entre 1985 a 1993, visa manter a altura do carro constante em relação ao solo, independente de variações de forças atuando no veículo. A suspensão ativa proporciona também controle de rolagem nas curvas, e dos ângulos de ataque nas freadas e saída nas acelerações (Martins, 1999).

Essa tecnologia já está disponível em carros de passeio, entre eles o Citroën C5 com suspensão *Hidractive*, e os Mercedes-Benz CL e Classe S. Outros exemplos de suspensão ativa bastante conhecidos são os sistemas desenvolvidos pela Bose e Mercedes-Benz, ilustrados na Figura 1.10.

A Bose é uma companhia especializada em equipamentos de áudio. Entre os produtos desenvolvidos pela empresa, estão os fones de ouvido com tecnologia *noise canceling* e amplificadores de alta potência, que empregam motores lineares para mover o cone acústico para frente e para trás criando ondas sonoras. A mesma tecnologia desenvolvida para alto-falantes foi empregada num sistema de suspensão ativa, produzindo motores eletromagnéticos lineares com grande força e velocidade

de atuação.

Tais atuadores podem ser instalados em carros de passeio substituindo o tradicional sistema de suspensão passiva composta por mola e amortecedor. Devido a grande largura de banda, o sistema de suspensão ativa da Bose é capaz de compensar irregularidades encontradas em pavimentações típicas, controlando a orientação e altura do carro para garantir o conforto dos passageiros, mesmo com o veículo se movendo em altas velocidades (Jones, 2005).

Já o sistema de suspensão ativa apresentado pela Mercedes-Benz em 2007 no *Frankfurt International Motor Show* utiliza atuadores hidráulicos, com largura de banda inferior aos motores elétricos da BOSE. Para lidar com as limitações de atuação, o veículo da Mercedes utiliza uma tecnologia denominada de *pre-scan*, empregando 2 *lasers range finders* instalados próximos aos faróis dos veículos (Volecker, 2008).

Os lasers são utilizados para obter o perfil do terreno a ser percorrido pelas rodas, permitindo comandar com antecedência os atuadores hidráulicos e adaptar o veículo as condições de operação encontradas, garantindo o conforto dos passageiros transportados. O sistema é apresentado no vídeo disponível em (<https://www.youtube.com/watch?v=IWPNctvRu8A>).



Figura 1.10: Exemplos de carros de passeio com suspensão ativa. Nas imagens da esquerda vemos testes realizados com o mecanismo de suspensão desenvolvido pela Bose. Nas imagens da direita vemos um carro Mercedes com suspensão ativa e tecnologia *pre-scan*, onde o perfil do terreno a ser percorrido é estimado com lasers.

Os carros de passeio com sistema de suspensão ativa podem ser classificados como veículos articulados, onde as estratégias de controle propostas nesta tese poderiam ser implementadas. Ainda sim, esse caso de aplicação apresenta diferenças em relação aos robôs móveis previamente considerados.

Carros operam em ambientes estruturados, geralmente navegando sobre pistas de asfalto. Mesmo ao trafegar em estradas de terra, esses veículos não costumam se deparar com obstáculos acentuados, permitindo a locomoção em alta velocidade. Dessa maneira, os atuadores utilizados para reconfiguração possuem grande largura de banda, permitindo ao veículo se adaptar às rápidas variações do terreno.

Apesar das diferenças apontadas, os sistemas de suspensão ativa utilizados em veículos de passeio ilustram o emprego de técnicas de reconfiguração para melhorar a

mobilidade de mecanismos articulados. Os sistemas propostos pela Bose e Mercedes-Benz são exemplos de viabilidade tecnológica, apresentando atuadores e sensores adequados ao ajuste de mobilidade em terrenos estruturados.

1.2 Objetivo

Esta tese propõe um conjunto de estratégias de controle aplicáveis na reconfiguração de robôs móveis com articulação ativa navegando em diferentes ambientes, incluindo terrenos irregulares e acidentados.

O objetivo consiste em comandar os atuadores do mecanismo articulado, ajustando o robô de maneira a melhorar sua mobilidade.

A mobilidade do veículo é estimada por diferentes métricas, levando em conta sua altura, orientação, estabilidade e eficiência de tração das rodas.

Tais estimativas são feitas com base no terreno percorrido, que deve ser percebido e modelado de maneira conveniente. Desta forma, uma metodologia adequada para modelagem de terrenos naturais se faz necessária.

O controle de reconfiguração comanda os atuadores de acordo com suas limitações, buscando utilizar a articulação do mecanismo para reposicionar o *CM* do robô e assim otimizar critérios específicos de mobilidade.

Considerando características constantes de operação, a configuração do robô é alterada por um controle proporcional de maneira a reduzir os erros referentes às métricas de mobilidade.

No caso de operações em terrenos acidentados onde o controle de reconfiguração busca compensar variações abruptas da navegação e terreno, é necessário levar em consideração a largura de banda dos atuadores embarcados. Robôs com articulações lentas necessitam de mais tempo para se adaptar às condições extremas do terreno, e para tal os atuadores devem ser comandados com antecedência.

A questão é solucionada empregando uma estratégia de controle preditivo. A trajetória de navegação e o modelo do terreno são utilizados para prever a mobilidade do robô em instantes futuros, e dessa forma comandar a tempo os atuadores embarcados. O mecanismo é controlado de maneira a se adaptar às condições mais ríspidas encontradas durante a operação, garantindo assim a integridade do sistema.

O número de critérios de mobilidade controlados pelo robô depende do grau de articulação de cada mecanismo. No caso de critérios conflitantes, uma estratégia de otimização multi-objetivo é proposta para determinar a configuração ideal do robô.

Apesar da complexidade envolvida com a tarefa, o conjunto de estratégias proposto para reconfiguração deve ser desenvolvido buscando praticidade e simplicidade, permitindo sua aplicação, durante operações de campo, em mecanismos arti-

culados com restrições de atuação, memória e processamento computacional.

É importante que o robô seja capaz de adquirir as informações necessárias para a reconfiguração através dos sensores embarcados, não dependendo de dados externos, por exemplo características do solo percorrido. Desta forma, os modelos utilizados são simplificados, baseados principalmente em informações geométricas.

As estratégias de controle são implementadas através de algoritmos desenvolvidos de forma a reduzir os requisitos de processamento computacional associados e assim permitir sua aplicação em tempo real durante operações em ambientes não estruturados.

As simulações e experimentos apresentados validam as estratégias propostas e também ilustram sua viabilidade de aplicação em sistemas reais. Alguns casos considerados são relativamente simples, buscando ilustrar de maneira clara o comportamento das estratégias de controle e os ganhos resultantes da reconfiguração do mecanismo.

1.3 Contribuições da Tese

As principais contribuições desta pesquisa estão relacionadas à análise de mobilidade formulada e ao conjunto de estratégias de controle proposto para reconfigurar robôs móveis articulados.

A facilidade do robô em atravessar um determinado terreno caracteriza sua mobilidade, analisada aqui com base na altura, orientação, estabilidade e tração do sistema. Os critérios apontam para configurações distintas do mecanismo, que deve ser determinada de maneira a otimizar o desempenho do sistema conforme as condições de operação.

Em cenários estáticos onde o problema de controle é caracterizado como regulação, uma atuação proporcional é empregada. Já em cenários dinâmicos onde o problema de controle consiste em seguir uma trajetória, é necessário levar em conta a largura de banda dos atuadores.

A solução proposta para lidar com as limitações do mecanismo articulado consiste em prever a mobilidade futura do robô e antecipar o comando das juntas buscando adaptar o robô a tempo às adversidades percorridas.

No caso de operações em alta velocidade e terrenos acidentados, pode não ser possível compensar todas as variações da superfície percorrida; desta forma, uma solução alternativa consiste em identificar configurações críticas para a mobilidade do sistema, e comandar o robô a fim de se ajustar a tais adversidades. A reconfiguração do mecanismo é realizada através de uma estratégia de controle preditivo funcional.

O conjunto de estratégias de controle combinadas e aplicadas ao problema de

reconfiguração de robôs articulados em terrenos acidentados é uma proposta original, em especial o controle preditivo baseado em modelo e o controle multi-objetivo.

1.4 Revisão Bibliográfica

Um dos primeiros estudos sobre controle de veículos com articulações ativas foi apresentado em (Sreenivasan and Wilcox, 1994). A pesquisa consiste em reconfigurar o robô Gofor buscando melhorar sua mobilidade.

O Gofor foi desenvolvido pelo *Jet Propulsion Laboratory*, e utiliza um mecanismo articulado simples composto pelo corpo do robô, dois garfos localizados nas partes dianteira e traseira, e quatro rodas anexadas nas extremidades, conforme apresentado na Figura 1.11. Os 2 DoF atuados permitem rotacionar os garfos, alterando a posição do *CM* no plano longitudinal do robô.

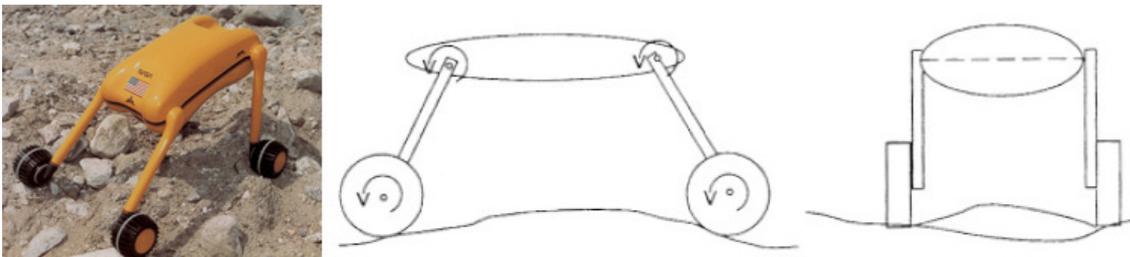


Figura 1.11: Robô Gofor desenvolvido pelo *Jet Propulsion Laboratory* para exploração espacial. O mecanismo articulado do robô é composto pelo corpo, dois garfos atuados e quatro rodas anexadas nas extremidades.

A estratégia de controle proposto consiste em alcançar uma distribuição de força ótima entre as pernas do robô e controlar a posição do seu centro de massa de maneira ativa, buscando melhorar as condições de contato, prover tração suficiente e garantir a estabilidade do veículo.

Algumas críticas a esse trabalho concernem os modelos e equações apresentadas, que dependem diretamente do mecanismo do Gofor e não são adaptadas facilmente a outros modelos de robôs. Alguns autores questionam o fato do artigo apresentar uma análise planar. Apesar da crítica, a análise parece coerente com os graus de liberdade do mecanismo e número de juntas atuadas. Ainda sim, o maior problema reside na ausência de resultados experimentais para a validação do controle.

O mesmo autor, Prof. S. V. Sreenivasan, realizou outras pesquisas na área de veículos articulados, propondo o conceito conhecido como *Wheeled Actively Articulated Vehicle* (WAAV) apresentado na Figura 1.12. O veículo é composto por três módulos contendo duas rodas laterais, que são conectados entre si por juntas de

torção atuadas (Sreenivasan et al., 1994).

A pesquisa apresentada em (Sreenivasan, 1994) propõe o controle das juntas para otimizar as condições de contato entre rodas e terreno, buscando maximizar a tração e minimizar o consumo de energia. A análise de mobilidade e o controle de reconfiguração são realizados através de simulações numéricas.

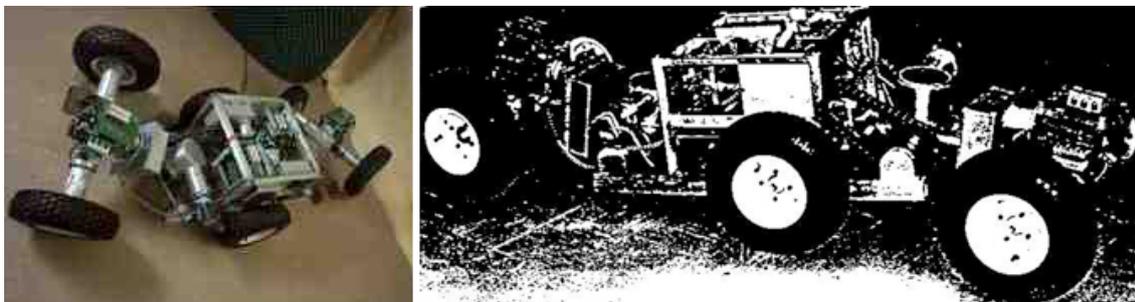


Figura 1.12: Conceito de veículo articulado *Wheeled Actively Articulated Vehicle* (WAAV). O veículo é composto por três módulos conectados entre si por juntas de torção atuadas.

Os primeiros resultados experimentais obtidos com a aplicação do controle de reconfiguração foram apresentados nos artigos (Iagnemma et al., 2000) e (Grand et al., 2002).

A estratégia proposta em (Iagnemma et al., 2000; Schenker et al., 2000; Iagnemma et al., 2003; Iagnemma and Dubowsky, 2004) consiste em reconfigurar um robô articulado através da minimização do custo calculado por uma função objetivo. A função objetivo leva em conta a estabilidade estimada com base nos ângulos de tombamento (Papadopoulos and Rey, 1996), e o deslocamento das juntas atuadas do robô.

O controle é validado com o *Sample Return Rover* (SRR), um robô com mecanismo articulado do tipo *shoulder joints* com 2 DoF atuados (Figura 1.2). Os resultados experimentais obtidos com o SRR ilustram a efetividade do controle de reconfiguração, capaz de aumentar a margem de estabilidade numa média de 48 % e elevar o ângulo mínimo de tombamento do robô de 2.1° para 15° ao atravessar um determinado terreno acidentado.

Outras pesquisas deste grupo de autores foram desenvolvidas para veículos se movendo em alta velocidade. Uma estratégia de caracterização e identificação de terrenos acidentados para veículos em alta velocidade é proposta em (Iagnemma and Dubowsky, 2002), desenvolvendo um estimador *on-line* para a rápida identificação de parâmetros críticos do terreno.

Métricas para estimar a estabilidade de veículos se locomovendo em altas velocidades são propostas em (Peters and Iagnemma, 2006, 2009), considerando as forças

normais aplicadas às rodas e transferência de carga do sistema. A detecção do escorregamento é considerada em (Ward and Iagnemma, 2008), utilizando um modelo dinâmico para detectar o deslizamento das rodas de robôs móveis se locomovendo em terrenos naturais.

Um método probabilístico para previsão de mobilidade com base nas incertezas associadas ao terreno é apresentado em (Ishigami et al., 2009, 2010). A estratégia proposta utiliza o modelo do veículo para calcular a dinâmica do sistema e as forças de interação com o terreno. A incerteza associada ao terreno é modelada utilizando o *stochastic response surface method* (SRSM).

Técnicas para classificação de terrenos com base na interação com as rodas do robô são propostas em (Brooks and Iagnemma, 2012), utilizando imagens fornecidas por câmeras estéreo, vibração das rodas e forças de tração estimadas para realizar a classificação.

Com relação ao controle de reconfiguração, o mesmo grupo de autores propôs recentemente uma estratégia que busca manter um veículo de quatro rodas em uma configuração de equilíbrio instável, apoiado apenas em duas rodas (Peters et al., 2010; Arndt et al., 2011).

Outra proposta para reconfiguração cinemática é apresentada e implementada em (Grand et al., 2002, 2004a; Amar et al., 2004), sugerindo que o mecanismo articulado seja controlado buscando uma distribuição uniforme de forças entre os pontos do contato do robô com o terreno.

A distribuição uniforme de forças pode melhorar a performance de tração e diminuir o consumo de energia. Além disso, é possível considerar, em cenários simplificados, que a estabilidade do robô é máxima quando as forças de sustentação aplicadas as suas pernas sejam iguais.

A abordagem proposta é implementada no Hylos, um robô desenvolvido pelo antigo *Laboratoire de Robotique de Paris* (LRP), atual *Institut des Systèmes Intelligents et de Robotique* (ISIR). O robô possui quatro rodas, cada uma acoplada ao corpo do robô através de pernas com duas juntas ativas, compondo um mecanismo com total de 8 DoF atuados, conforme apresentado na Figura 1.13.

O robô possui sensores de força instalados nas pernas. Porém, segundo (Grand et al., 2002), quando o sistema está se movendo, não é trivial determinar as forças de contato através das medidas dos sensores. Tais dispositivos são empregados apenas para garantir o contato das rodas com o terreno, e o controle de reconfiguração atua de forma a minimizar a inclinação do corpo do robô.

O Hylos foi utilizado em experimentos realizados em laboratório, percorrendo rampas com diferentes inclinações, e também em testes de campo, se locomovendo em terrenos acidentados. Um dos resultados obtidos indica que a estabilidade do sistema melhorou em média 17 %, elevando o ângulo mínimo de tombamento do

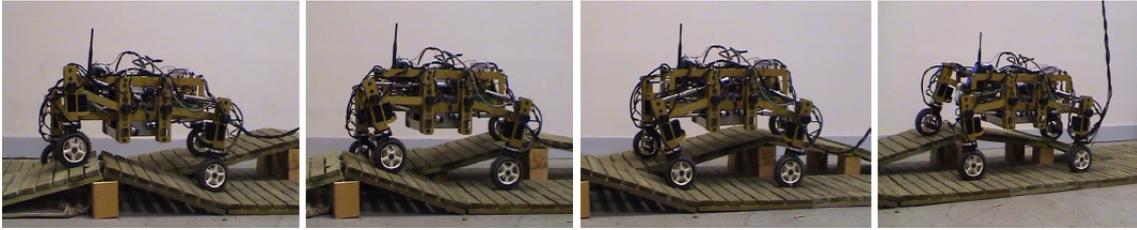


Figura 1.13: Robô Hylos desenvolvido pelo *Laboratoire de Robotique de Paris*, atual ISIR. O robô utiliza quatro rodas, cada uma acoplada ao corpo do robô através de pernas com duas juntas atuadas. O mecanismo possui um total de 8 DoF atuados.

robô de 19° para 27° durante uma operação num terreno acidentado específico.

Extensões da pesquisa foram publicadas pelo LRP, incluindo o controle desacoplado da trajetória de navegação e postura do robô Hylos (Grand et al., 2004b), a utilização de campos potenciais artificiais para o controle *on line* de reconfiguração (Besseron et al., 2006) e a consideração de efeitos dinâmicos desestabilizadores incluindo o escorregamento das rodas (Grand et al., 2010). Recentemente o grupo propôs o controle de reconfiguração do robô Hylos2 de maneira a superar grandes obstáculos (Jarrault et al., 2010).

O ISIR também desenvolve técnicas de controle para veículos se locomovendo em alta velocidade. Um controle de seguimento de trajetória de navegação para veículos com quatro rodas atuadas independentemente é proposto em (Lhomme-Desages et al., 2006), considerando escorregamento e patinação das rodas quando o veículo percorre solos planos e granulosos em alta velocidade.

Outro algoritmo de controle de direção é apresentado em (Lucet et al., 2008), buscando manobrar um carro ao fazer curvas em alta velocidade de maneira a garantir a estabilidade do sistema. A pesquisa é estendida em (Benine-Neto and Grand, 2012), controlando a direção e distribuição de torque considerando a dinâmica de forças laterais atuando no veículo para reduzir a patinação durante manobras arrojadas.

Outro grupo tido como referência em controle de mecanismos articulados é o *Field Robotics Center* do *Robotics Institute* (RI-CMU), com destaque para as pesquisas realizadas pelo Prof. David Wettergreen.

Um dos primeiros trabalhos apresentados na área foi motivado pelo Ambler, um robô com seis pernas do RI utilizado para estudos de mobilidade em terrenos críticos, apresentado na Figura 1.14. O controle proposto em (Wettergreen and Thorpe, 1992) é utilizado para o planejamento de caminhada do robô, atuando nas pernas de maneira a garantir a estabilidade e evitar o tombamento do sistema.

Recentemente o grupo da CMU propôs um novo robô com mecanismo com dois DoF atuados, o SCARAB (Figura 1.3), desenvolvido para executar tarefas de coleta



Figura 1.14: Robô Ambler desenvolvido pelo *Robotics Institute* (RI-CMU). O robô possui seis pernas, controladas de forma a garantir sua estabilidade.

e análise de material em crateras lunares. O projeto do mecanismo é apresentado em (Bartlett et al., 2008; Wettergreen et al., 2009, 2010b,a), junto com diferentes experimentos de campo realizados para analisar a mobilidade do robô.

Os resultados obtidos demonstram como a reconfiguração pode alterar a mobilidade do sistema, indicando que a tração seria otimizada quando o robô assume uma inclinação contrária ao terreno percorrido.

A análise de mobilidade e o controle de reconfiguração podem ser também aplicados a veículos e equipamentos utilitários.

Considerações sobre mobilidade são apresentadas em (Papadopoulos and Rey, 1996), propondo uma métrica para estimação de estabilidade para equipamentos móveis operando em campo e manipulando cargas pesadas, incluindo veículos empregados na construção civil, mineração e silvicultura. Uma empilhadeira elétrica é utilizada em (Calderon and Kelly, 2005) para validar um estimador de estabilidade e atitude proposto para robôs móveis dinamicamente articulados. Um dispositivo composto por esteiras e guindaste hidráulico é empregado em (Morales et al., 2009a,b), que apresenta propostas para calcular a posição do CM , estimar a estabilidade e controlar o mecanismo buscando melhorar sua mobilidade.

Uma última classe de mecanismos articulados considerados aqui são os robôs projetados para operações de resgate e neutralização de dispositivos, os EODs. Tais robôs estão se tornando comuns, utilizados em competições de robótica como a *Robot Rescue Cup* e também empregados em situações de risco, como por exemplo

desarmar bombas em locais públicos.

Muitos robôs EOD possuem alavancas e braços manipuladores, constituindo mecanismos altamente articulados. Uma estratégia para reconfiguração de robôs articulados com esteiras é proposta em (Liu and Liu, 2010b,a), considerando as interações entre terreno-esteira e robô-manipulador de maneira a garantir a estabilidade do sistema.

Outro exemplo de aplicação é apresentado em (Norouzi et al., 2012a,b, 2013), que realiza o planejamento da trajetória de navegação de um EOD com base na estimativa da estabilidade do robô.

Os trabalhos previamente referenciados sobre o controle de robôs móveis articulados percorrendo terrenos acidentados assumem mecanismos com atuadores lentos se locomovendo em baixa velocidade, de forma a desconsiderar as restrições de largura de banda do sistema.

Analisando estas publicações, é possível observar duas principais linhas de pesquisas decorrentes sobre o tema. Uma delas propõe estimar a mobilidade e controlar sistemas sujeitos a grandes efeitos dinâmicos, como guindastes e empilhadeiras. Outra linha de pesquisa considera veículos se locomovendo em alta velocidade, e busca desenvolver métodos para avaliar a mobilidade do sistema e estimar o terreno percorrido.

A antecipação do terreno é mais comumente utilizada em tarefas de planejamento de trajetória e controle de navegação, buscando evitar obstáculos ao longo da operação.

Estratégias de controle preditivo são geralmente empregadas para lidar com restrições de atuação ao comandar robôs e veículos móveis a fim de executar uma determinada trajetória.

A pesquisa apresentada nesta tese busca reconfigurar robôs móveis em diferentes condições de operação, levando em conta a estrutura cinemática do mecanismo e velocidade de atuação das juntas. O objetivo é utilizar todo o espaço de trabalho do mecanismo de acordo com as condições de operação.

Considerando um mecanismo com restrições de largura de banda, o controle proposto prevê a mobilidade do robô com base na trajetória de navegação futura e modelo do terreno a ser percorrido. O comando das juntas é então antecipado de forma a ajustar o mecanismo a tempo de se adaptar às condições críticas deparadas ao longo do percurso. Esta estratégia preditiva de reconfiguração corresponde a uma contribuição original da tese, publicada em (Freitas et al., 2014).

Outra contribuição válida desta pesquisa consiste em avaliar a mobilidade através de um conjunto específico de métricas, que podem apresentar comportamento conflitante conforme o cenário de operação. De acordo com o grau de articulação do mecanismo, é possível empregar uma estratégia de otimização multi-objetivo de forma

a determinar uma configuração ideal para o robô, atendendo a um compromisso entre os critérios conflitantes.

O controle multi-objetivo proposto consiste em obter analiticamente o conjunto de soluções Pareto-ótimas, e definir a configuração ideal do robô com base no consumo de energia, restrições de estabilidade e a prioridade entre os critérios conflitantes especificada pelo tipo de operação realizada; esta abordagem corresponde a outro ponto original da tese, publicado nos artigos (Freitas et al., 2010c,a,b).

1.5 Organização da Tese

Essa tese é composta por 9 capítulos.

Este capítulo introduz o assunto abordado durante a tese, incluindo a motivação da pesquisa, os objetivos desejados, as contribuições e considerações sobre outros trabalhos relevantes na área.

O capítulo 2 apresenta definições sobre a pose, velocidade, aceleração e a dinâmica de corpos rígidos, empregadas ao longo da tese para representar as relações entre o robô articulado e o terreno percorrido com respeito a um referencial inercial.

O capítulo 3 apresenta os modelos utilizados para representar o sistema composto por um robô móvel articulado percorrendo um terreno. Três mecanismos com diferentes graus de articulação são apresentados.

O capítulo 4 descreve métricas para avaliar a mobilidade do robô com base na altura, orientação, estabilidade e eficiência de tração das rodas.

Considerações sobre percepção, representação e modelagem de terrenos naturais são apresentadas no capítulo 5. Uma abordagem para modelagem *online* de terrenos naturais utilizando um sensor *laser range finder* é proposta e ilustrada através de experimentos de campo realizados com um veículo agrícola.

No capítulo 6 são propostas diferentes estratégias de controle para reconfiguração de robôs móveis articulados. Em cenários estáticos, as juntas são comandadas por um controle proporcional de maneira a alcançar uma posição de referência. Já para o caso dinâmico, uma abordagem de controle preditivo baseado em modelo é proposta, implementada através do método de controle funcional preditivo a fim de seguir uma trajetória de referência.

No capítulo 7 é apresentada a formulação multi-objetivo proposta, que consiste em encontrar o conjunto de soluções que atendam a um compromisso entre os critérios conflitantes de mobilidade e então definir a configuração ideal do robô.

O capítulo 8 apresenta diferentes exemplos de aplicação do controle de reconfiguração proposto. Inicialmente são descritas simulações realizadas com o Matlab utilizando as estratégias de controle proporcional e preditivo. Em seguida são apresen-

tadas simulações dinâmicas executadas integrando os programas MSC.Adams/Car e Matlab, controlando uma plataforma elevatória percorrendo diferentes terrenos. Por fim são apresentados experimentos realizados com o Robô Ambiental Híbrido, utilizando algumas das estratégias de reconfiguração propostas para melhorar sua mobilidade durante a operação.

As conclusões desta monografia são feitas no capítulo 9, comentando as principais contribuições da pesquisa, e também apontando propostas de trabalhos futuros.

Capítulo 2

Cinemática e Dinâmica de Corpos Rígidos

Este capítulo apresenta definições sobre corpos rígidos que serão utilizadas ao longo da tese.

Um corpo rígido pode ser definido como um conjunto de partículas no qual a distância entre qualquer duas partículas permanece constante, mesmo que o corpo se movimente ou sofra a ação de forças e/ou torques.

Um corpo rígido é descrito no espaço por sua posição e orientação com respeito a um sistema de coordenadas de referência.

Para tal, escolhe-se um ponto qualquer pertencente ao corpo denominado de origem O , onde é fixado um sistema de coordenadas E formado por vetores ortonormais $\{x, y, z\}$.

As próximas seções apresentam o cálculo da cinemática e dinâmica de um sistema formado por dois corpos rígidos mais uma referência definida por (O^i, E^i) . O primeiro corpo é definido pela origem O^j e sistema de coordenadas E^j , e o segundo corpo pela origem O^k e sistema de coordenadas E^k , conforme apresentado na Figura 2.1.

2.1 Pose de Corpos Rígidos

A pose do corpo representado por (O^j, E^j) com respeito ao sistema de referência (O^i, E^i) é definida por \mathbf{x}_j^i :

$$\mathbf{x}_j^i = (p_j^i, R_j^i)$$

onde $p_j^i \in \mathbb{R}^3$ é o vetor que conecta as origens O^i e O^j , e R_j^i expressa a rotação entre os sistemas de coordenadas E^j e E^i . A matriz de rotação pertence ao grupo especial

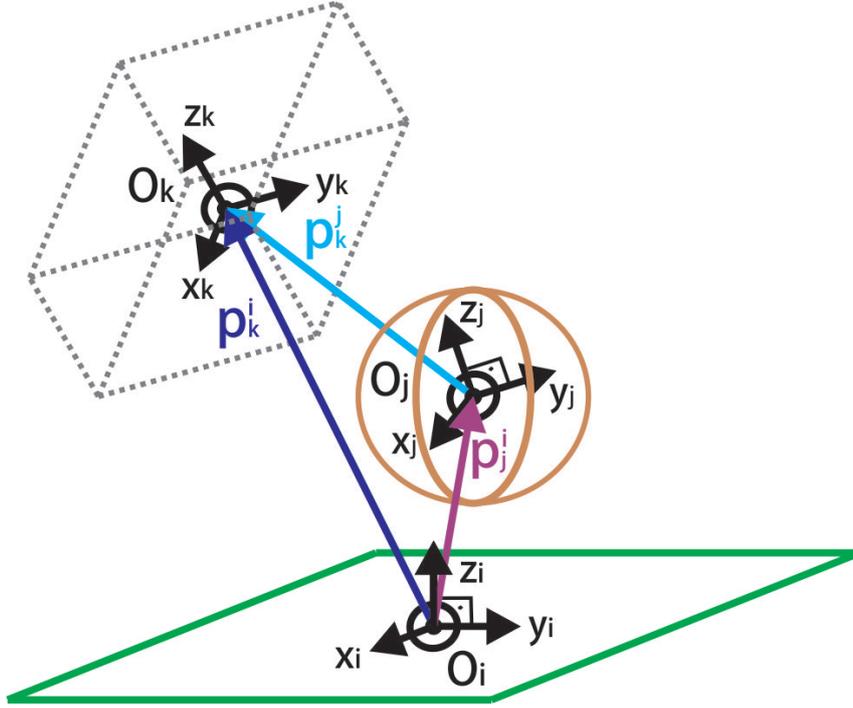


Figura 2.1: Origem O^i e sistema de coordenadas de referência E^i e dois corpos rígidos, o primeiro representado pela origem O^j e sistema de coordenadas E^j , e o segundo corpo pela origem O^k e sistema de coordenadas E^k .

ortogonal de dimensão 3, de forma que $R_j^i \in SO(3)$:

$$SO(3) = \{R \in \mathbb{R}^{3 \times 3} : R^T R = I \text{ e } \det(R) = 1\}$$

onde $I \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ é a matriz identidade.

A posição do corpo representado por (O^j, E^j) com respeito ao sistema de referência (O^i, E^i) é dada pelo vetor p_j^i :

$$p_j^i = \begin{bmatrix} p_{jx}^i \\ p_{jy}^i \\ p_{jz}^i \end{bmatrix}$$

A orientação do corpo representado por (O^j, E^j) com respeito à referência (O^i, E^i) é definida pela matriz de rotação R_j^i . A matriz de rotação pode ser parametrizada de diferentes maneiras; uma parametrização mínima é definida pelos ângulos *roll* ϕ , *pitch* θ *yaw* ψ , tal que:

$$\varphi_j^i = \begin{bmatrix} \phi_j^i \\ \theta_j^i \\ \psi_j^i \end{bmatrix}$$

Os ângulos de *roll*, *pitch* e *yaw* são comumente referidos na aviação como rolagem,

arfagem e guinada, respectivamente. Com respeito à navegação marítima, os mesmos ângulos são denominados de balanço, caturro e guinada. A nomenclatura marítima será dotada ao longo da tese.

Utilizando a parametrização por ângulos, a matriz R_j^i é obtida por rotações elementares em torno dos eixos $\{x^i\}$, $\{y^i\}$ e $\{z^i\}$, respectivamente:

$$R_j^i = R_{z^i}(\psi)R_{y^i}(\theta)R_{x^i}(\phi)$$

Utilizando a representação mínima de orientação φ_j^i , a pose também pode ser definida por:

$$\mathbf{x}_j^i = [p_j^i, \varphi_j^i]^T$$

É possível combinar a pose dos corpos representados por (O^k, E^k) e (O^j, E^j) com respeito ao sistema de referência (O^i, E^i) , de forma que:

$$p_k^i = p_j^i + R_j^i p_k^j \quad (2.1)$$

$$R_k^i = R_j^i R_k^j \quad (2.2)$$

O conjunto de corpos rígidos também pode ser representado com respeito a outro sistema de coordenadas de referência, por exemplo E^k , tal que:

$$p_i^k = p_j^i + R_j^k p_i^j = -p_k^i$$

$$R_i^k = R_j^k R_i^j = (R_k^i)^T$$

2.2 Velocidade de Corpos Rígidos

A velocidade do corpo representado por (O^j, E^j) com respeito ao sistema de referência (O^i, E^i) é definida por dois termos, a velocidade linear v_j^i e a velocidade angular ω_j^i .

A velocidade linear v_j^i é dada pela derivada da posição p_j^i em função do tempo t :

$$v_j^i = \frac{d p_j^i}{dt} = \dot{p}_j^i$$

A velocidade angular é obtida pelo vetor ω_k^j :

$$\omega_j^i = \begin{bmatrix} \omega_{jx}^i \\ \omega_{jy}^i \\ \omega_{jz}^i \end{bmatrix}$$

determinado conforme a relação entre a matriz de rotação e sua derivada:

$$\dot{R}_j^i = \omega_j^i \times R_j^i$$

onde (\times) corresponde ao produto vetorial.

A velocidade angular ω_j^i também pode ser obtida através da derivada da parametrização de orientação $\dot{\varphi}_j^i = [\dot{\phi}_j^i, \dot{\theta}_j^i, \dot{\psi}_j^i]^T$, de forma que:

$$\omega_j^i = J_R(\phi, \theta, \psi) \dot{\varphi}_j^i$$

onde $J_R \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ é o Jacobiano de representação obtido de (Goldstein, 1980), tal que:

$$J_R = \begin{bmatrix} \cos(\theta) \cos(\psi) & -\sin(\psi) & 0 \\ \cos(\theta) \sin(\psi) & \cos(\psi) & 0 \\ -\sin(\theta) & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

É possível combinar as velocidades dos corpos representados por (O^k, E^k) e (O^j, E^j) e o sistema de referência (O^i, E^i) , de forma que:

$$\begin{aligned} v_k^i &= \dot{p}_j^i + \omega_j^i \times R_j^i p_k^j + R_j^i \dot{p}_k^j \\ \omega_k^i &= \omega_j^i + R_j^i \omega_k^j \end{aligned}$$

Esta combinação pode ser reescrita de forma compacta utilizando notação matricial similar à apresentada em (Jain and Rodriguez, 1992):

$$\begin{bmatrix} v_k^i \\ \omega_k^i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I & -R_j^i p_k^j \times \\ 0 & I \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_j^i \\ \omega_j^i \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} R_j^i & 0 \\ 0 & R_j^i \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_k^j \\ \omega_k^j \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

onde $I, 0 \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$.

2.3 Aceleração de Corpos Rígidos

A aceleração do corpo representado por (O^j, E^j) com respeito ao sistema de referência (O^i, E^i) é definida por dois termos, a aceleração linear \dot{v}_j^i e a aceleração angular $\dot{\omega}_j^i$.

Considerando a interação entre os corpos representados por (O^k, E^k) e (O^j, E^j) com respeito à referência (O^i, E^i) , é possível calcular a força atuando no corpo rígido definido pela origem O^k e sistema de coordenadas E^k , utilizando uma notação

matricial similar à apresentada em (Jain and Rodriguez, 1992):

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \dot{v}_k^i \\ \dot{\omega}_k^i \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} I & -R_j^i p_k^j \times \\ 0 & I \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{v}_j^i \\ \dot{\omega}_j^i \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \omega_j^i \times (\omega_j^i \times R_j^i p_k^j) \\ 0 \end{bmatrix} \\ &+ \begin{bmatrix} R_j^i & 0 \\ 0 & R_j^i \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{v}_k^j \\ \dot{\omega}_k^j \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 2 \omega_j^i \times R_j^i v_k^j & 0 \\ 0 & \omega_j^i \times R_j^i \omega_k^j \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} a_g^i \\ 0 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (2.4)$$

onde a_g^i corresponde à aceleração da gravidade atuando no corpo.

2.4 Dinâmica de Corpos Rígidos

A análise dinâmica de um corpo rígido é feita com base no somatório de forças f_r e torques η_r resultantes atuando em seu centro de massa.

O centro de massa corresponde a uma posição no espaço determinada por uma distribuição de massa cuja soma ponderada conforme as posições relativas (p) ao CM seja nula. Considerando um corpo rígido de massa M e volume \mathcal{M} com densidade uniforme, o centro de massa é obtido por:

$$CM = \frac{1}{M} \int_{\mathcal{M}} p \, dM$$

Uma forma de simplificar a notação associada à análise dinâmica de um corpo consiste em posicionar sua origem O coincidente ao CM .

As forças f_r^i e torques η_r^i resultante atuando sobre o centro de massa de um corpo, com respeito ao sistema de referência (O^i, E^i) , são obtidas por:

$$f_r^i = \begin{bmatrix} f_{rx}^i \\ f_{ry}^i \\ f_{rz}^i \end{bmatrix}, \quad \eta_r^i = \begin{bmatrix} \eta_{rx}^i \\ \eta_{ry}^i \\ \eta_{rz}^i \end{bmatrix}$$

As forças e torques atuando no corpo são determinados pelas velocidades e acelerações associadas a sua massa M e momento de inércia $\mathcal{I} \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$. A relação pode ser obtida pelo método de Newton-Euler, que considera o balanço de forças e torques atuando num corpo rígido.

Conforme apresentado em (Murray et al., 1993), a dinâmica de um corpo rígido definido pela origem O^k e sistema de coordenadas E^k é expressa, com respeito ao sistema de referência (O^i, E^i) , pela relação:

$$\begin{bmatrix} f_r^i \\ \eta_r^i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} M I & 0 \\ 0 & R_k^i \mathcal{I} R_i^k \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{v}_k^i \\ \dot{\omega}_k^i \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \omega_k^i \times M v_k^i \\ \omega_k^i \times R_k^i \mathcal{I} R_i^k \omega_k^i \end{bmatrix} \quad (2.5)$$

As equações de Newton-Euler facilitam o cálculo da dinâmica, especialmente de sistemas formados por vários corpos conectados, por exemplo um manipulador robótico, permitindo propagar velocidades, acelerações e forças de elo em elo do manipulador. A solução é facilmente implementada através de um algoritmo recursivo, apresentando boa eficiência computacional (Sciavicco and Siciliano, 2000).

2.5 Conclusões

Neste capítulo foram apresentadas definições sobre a pose, velocidade, aceleração e a dinâmica de corpos rígidos, empregadas ao longo da tese para representar as relações entre o robô articulado e o terreno percorrido com respeito a um referencial inercial.

Vale observar que o corpo rígido genérico determinado por (O^i, E^i) pode ser interpretado como o referencial inercial, o corpo rígido definido por (O^j, E^j) equivale ao terreno, e o corpo (O^k, E^k) corresponde ao robô.

Capítulo 3

Robôs Móveis com Articulação Ativa Percorrendo um Terreno

O principal objetivo desta pesquisa consiste em desenvolver estratégias de controle viáveis à aplicação e utilização por robôs móveis com articulação ativa (em inglês *Actively Articulated Mobile Robots*, ou AAMR).

O primeiro passo consiste em obter modelos adequados para representar o robô articulado, o terreno percorrido e a interação entre eles. A modelagem empregada caracteriza a estratégia de reconfiguração proposta.

Um robô móvel articulado é composto por um conjunto de corpos rígidos conectados através de juntas, ligando seu chassi ao sistema de locomoção em contato com o terreno, por exemplo rodas, esteiras, ou pés.

Os corpos rígidos equivalem ao chassi e aos elos das pernas e/ou mecanismos de suspensão do robô. As juntas correspondem às articulações ou graus de liberdade do mecanismo; cada junta simples, de rotação ou translação, adiciona 1 articulação ou DoF ao mecanismo.

As juntas são classificadas como ativas ou passivas. As juntas passivas não são atuadas, estando livres para se mover conforme a ação de forças e torques externos. As juntas ativas estão acopladas a atuadores, no caso motores, que determinam sua configuração.

Uma hipótese adotada assume que toda a massa do robô se concentra no chassi do mecanismo. A posição do centro de massa do robô (CM_R) permanece fixa com respeito ao chassi, independente da configuração dos demais elos do mecanismo. A origem do robô O^R coincide com CM_R , onde é fixado o sistema de coordenadas E^R .

A reconfiguração é realizada considerando a posição de origem do robô O^R . Desta forma, ocasionais mudanças na posição do CM_R ocasionadas pela reconfiguração devem ser tratadas como incertezas associadas ao modelo.

A mobilidade do sistema é calculada com respeito às coordenadas robô, confi-

gurando uma abordagem robô-cêntrica¹. As análises de mobilidade utilizam como referência os planos lateral (também conhecido como frontal) e longitudinal (também conhecido como sagital) do veículo, de maneira que o ângulo de guinada não é diretamente considerado.

Todos os robôs apresentados utilizam rodas para locomoção. As rodas estão em contato com o terreno, e impulsionam o robô conforme a eficiência de tração. As principais vantagens relacionadas à locomoção com rodas são o baixo consumo de energia e as capacidades de alcançar altas velocidade e transportar cargas pesadas.

Os pontos de contato entre robô e o terreno local estão localizados nas terminações das rodas, cujas posições p_{ci}^R são determinadas conforme a configuração dos atuadores do mecanismo.

O terreno é modelado como um plano ϑ , definido pelos m pontos de contato p_{ci} , $i = 1, \dots, m$. Quando $m = 2$, o terreno é simplificado por uma reta. Quando $m > 3$, os demais pontos são controlados garantindo o contato com o terreno.

O plano é representado com respeito ao sistema de coordenadas inercial pela altura h_ϑ e orientação expressa pelos ângulos de balanço ϕ_ϑ e caturro θ_ϑ em relação à horizontal.

O sistema formado por um AAMR se locomovendo sobre um terreno utiliza três sistemas de coordenadas como referência: o sistema de coordenadas do robô E^R , o sistema de coordenadas do terreno E^ϑ e um sistema de coordenadas inercial E^I , conforme ilustrado na Figura 3.1.

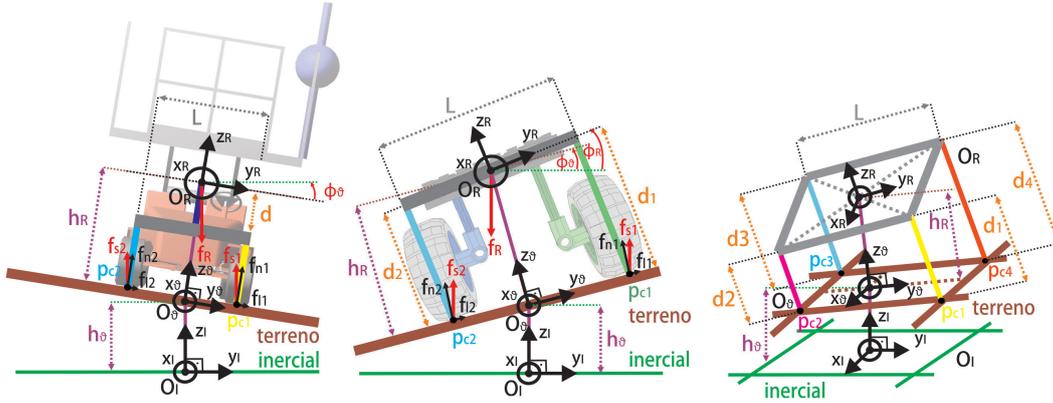


Figura 3.1: Exemplos de robôs móveis articulados sobre terrenos inclinados. A imagem ilustra os sistemas de coordenadas do robô E^R , terreno E^ϑ e inercial E^I .

O robô articulado é descrito com respeito ao sistema de coordenadas inercial pela pose $\mathbf{x}_R^I = (p_R^I, R_R^I)$, calculada combinando a pose \mathbf{x}_ϑ^I do terreno com respeito

¹do inglês, *robot-centric*. O termo é utilizado em (Thrun, 2002), descrevendo diferentes taxonomias em algoritmos de mapeamento. Enquanto os mapas *world-centric* estão representados em um sistema de coordenadas global, os mapas *robot-centric* descrevem as medições de sensores do robô em diferentes localizações. Nesta tese, o termo é utilizado para descrever o modelo do sistema tomando o sistema de coordenadas do robô como principal referência.

ao sistema de coordenadas inercial mais a pose \mathbf{x}_R^ϑ do robô com respeito ao terreno, de forma que:

$$p_R^I = p_\vartheta^I + R_\vartheta^I p_R^\vartheta \quad (3.1)$$

$$R_R^I = R_\vartheta^I R_R^\vartheta \quad (3.2)$$

Conforme as definições apresentadas no capítulo 2, através da pose do robô (Equações (2.1) e (2.2)) é possível determinar as velocidades (Equação (2.3)), acelerações (Equação (2.4)), e por fim a dinâmica do sistema (Equação (2.5)), obtendo as forças f_r^I e torques η_r^I resultantes atuando no robô com respeito ao sistema de coordenadas inercial.

O sistema também pode ser descrito com respeito ao robô, de acordo com a abordagem robô-cêntrica proposta, de maneira que a pose $\mathbf{x}_I^R = (p_I^R, R_I^R)$ é definida por:

$$p_I^R = p_\vartheta^R + R_\vartheta^R p_R^\vartheta = -p_R^I \quad (3.3)$$

$$R_I^R = R_\vartheta^R R_I^\vartheta = (R_R^I)^T \quad (3.4)$$

Independente da referência utilizada, a pose do sistema é definida por duas componentes, uma dada pelo terreno com respeito ao sistema de coordenadas inercial (\mathbf{x}_ϑ^I), e outra definida conforme a configuração entre terreno e robô articulado (\mathbf{x}_ϑ^R).

O controle proposto nesta tese atua nas juntas ativas do mecanismo articulado de maneira a alterar \mathbf{x}_ϑ^R . A reconfiguração é feita visando ajustar o robô às características de operação, definidas conforme a trajetória de navegação executada e o terreno percorrido (\mathbf{x}_ϑ^I).

As próximas seções apresentam mais detalhes dos modelos de terreno e robô articulado adotados.

3.1 Terreno Percorrido

O terreno é representado conforme o caminho percorrido pelo robô durante a operação. Dessa maneira, um mesmo ambiente pode ser modelado de inúmeras maneiras, conforme os diferentes percursos executados.

Segundo a abordagem robô-cêntrica, o terreno é visto como uma sucessão de planos definidos em função da posição dos pontos de contato p_{ci} com o robô, compondo um perfil a ser percorrido ao longo da operação.

O terreno é completamente descrito com respeito ao sistema de coordenadas inercial E^I pela pose $\mathbf{x}_\vartheta^I = (p_\vartheta^I, R_\vartheta^I)$. A pose é calculada combinando a trajetória de

navegação do veículo com o modelo do terreno percorrido.

De maneira geral, a navegação de robôs móveis terrestres pode ser representada por uma trajetória planar definida pela posição $[p_{\vartheta x}^I, p_{\vartheta y}^I]^T$ e ângulo de guinada ψ_{ϑ} topográfico (com respeito ao plano local). Uma hipótese adotada nesta tese é que a trajetória de navegação é conhecida num horizonte de tempo futuro definido por $[t, t + t_h]$.

Esta suposição é prática no caso de robôs autônomos, onde os dados de navegação podem ser fornecidos por um planejador de trajetória pertencente ao sistema de controle. Já para robôs e veículos pilotados ou tele-operados, a trajetória de navegação futura pode ser estimada com base nos comandos atuais de navegação, por exemplo velocidade e ângulo de direção.

O terreno provoca alterações na altura e orientação do robô. Utilizando como referência o sistema de coordenadas inercial (E^I), o plano formado por $p_{ci}^I(l)$ pode ser modelado pela altura $h_{\vartheta} = p_{\vartheta z}^I$ e inclinações lateral ϕ_{ϑ} e longitudinal θ_{ϑ} de forma que $\boldsymbol{\vartheta} : [h_{\vartheta}, \phi_{\vartheta}, \theta_{\vartheta}]^T$.

De acordo com a abordagem robô-cêntrica adotada, as inclinações $\phi_{\vartheta}, \theta_{\vartheta}$ do terreno são definidas com respeito aos planos lateral e longitudinal do robô. Assim, um mesmo terreno pode apresentar diferentes valores de $\boldsymbol{\vartheta}$, conforme a guinada do robô.

A sequência de planos $\boldsymbol{\vartheta}(l) = f_{\vartheta}(l)$ corresponde ao perfil do terreno com respeito à distância $l(t)$ percorrida pelo veículo. Desta forma, as variações do terreno conforme o percurso executado são expressas pelas derivadas $\frac{df_{\vartheta}(l)}{dl}$ e $\frac{d^2f_{\vartheta}(l)}{dl^2}$. Mais detalhes sobre a modelagem adotada de terrenos são apresentados no capítulo 5.

A trajetória de navegação é definida com respeito ao tempo (t), enquanto o terreno é representado com respeito à distância percorrida pelo veículo (l). A correspondência entre as variáveis é obtida por:

$$l(t) = \int_0^t \|\dot{p}_{\vartheta}^I(t)\| dt \quad (3.5)$$

Combinando o perfil percorrido com a trajetória de navegação, é possível definir o terreno com respeito a E^I através da posição p_{ϑ}^I e orientação $R_{\vartheta}^I \in SO(3)$ parametrizada pelos ângulos $\boldsymbol{\varphi}_{\vartheta} = [\phi_{\vartheta}, \theta_{\vartheta}, \psi_{\vartheta}]^T$.

As variações do terreno com respeito a E^I podem ser representadas pela velocidade linear, definida pela derivada da posição $v_{\vartheta}^I = \dot{p}_{\vartheta}^I$, e velocidade angular ω_R^I obtida por:

$$\omega_{\vartheta}^I = J_R(\boldsymbol{\varphi}_{\vartheta}) \dot{\boldsymbol{\varphi}}_{\vartheta} \quad (3.6)$$

onde $J_R \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ é o Jacobiano de representação (Goldstein, 1980).

Para o cálculo das forças e torques resultantes no robô causadas pelas variações

do terreno, são utilizadas as acelerações lineares e angulares representadas pela derivada segunda da posição $\dot{v}_\vartheta^I = \ddot{p}_\vartheta^I$ e derivada (primeira) da velocidade angular $\dot{\omega}_\vartheta^I$, respectivamente.

3.2 Robô Articulado

Três AAMR são utilizados para ilustrar o controle de reconfiguração e as consequentes alterações na mobilidade dos sistemas.

No primeiro caso é apresentado um mecanismo com 1 DoF atuado, similar a um veículo com plataforma elevatória.

Em seguida são considerados robôs com 2 e 4 DoF atuados equivalentes a pernas compostas por juntas prismáticas. Os Robôs com Pernas Prismáticas (RPP) representam mecanismos com arquitetura *wheel-legged*, onde rodas acopladas nas extremidades das pernas estão em contato com o terreno.

A posição dos pontos de contato p_{ci}^R é determinada com respeito ao sistema de coordenadas do robô (E^R) pela configuração das juntas atuadas d_i , de maneira que:

$$p_{ci}^R = f_{pi}(d_i) \quad (3.7)$$

A cinemática diferencial referente a cada ponto de contato do mecanismo articulado é obtida através da velocidade das juntas atuadas d_i :

$$\dot{p}_{ci}^R = J_{p_{ci}}(d_i) \dot{d}_i \quad (3.8)$$

Empilhando os m pontos de contato $p_c = [p_{c1}^T, p_{c2}^T, \dots, p_{cm}^T]^T$ e as n_a juntas atuadas $d = [d_1, d_2, \dots, d_{n_a}]^T$, é possível representar a cinemática diferencial do mecanismo por:

$$\dot{p}_c^R = J_{p_c}(d) \dot{d} \quad (3.9)$$

onde $J_{p_c} \in \mathbb{R}^{3m \times n_a}$.

A configuração do mecanismo $p_c^R = f_p(d)$ define a relação entre terreno e robô, representada pela pose $\mathbf{x}_\vartheta^R = (p_\vartheta^R, R_\vartheta^R)$.

O plano formado pelos pontos de contato p_{ci}^R é definido pelo vetor normal n_ϑ^R e qualquer um dos pontos de contato, tal que:

$$(\tilde{n}_\vartheta^R)^T p_{ci}^R - d_R = 0 \quad (3.10)$$

onde $d_R \in \mathbb{R}$ é a distância do terreno à origem do robô (O^R), e $\tilde{n} = \frac{n}{\|n\|}$ equivale ao vetor normalizado.

O vetor normal ao terreno n_{ϑ}^R é calculado com respeito a E^R utilizando três pontos de contato p_{c1}^R , p_{c2}^R e p_{c3}^R :

$$n_{\vartheta}^R = (p_{c2}^R - p_{c3}^R) \times (p_{c1}^R - p_{c2}^R) \in \mathbb{R}^3 \quad (3.11)$$

Tal relação é válida quando p_{c1}^R , p_{c2}^R e p_{c3}^R são não-colineares e não-coincidentes. Considerando um AAMR com dois pontos de contato, o vetor n_{ϑ}^R pertencente ao plano de reconfiguração do robô equivale à normal da reta formada por p_c^R .

A posição p_{ϑ}^R do terreno com respeito ao robô é calculada por:

$$p_{\vartheta}^R = d_R \check{n}_{\vartheta}^R \quad (3.12)$$

Como o ângulo de guinada entre terreno e robô é desconsiderado, a orientação $R_{\vartheta}^R \in SO(3)$ pode ser calculada, com base no vetor normal $-\check{n}_{\vartheta}^R = z_{\vartheta}^R$, através de uma rotação entre vetores conforme proposto em (Murray et al., 1993):

$$R_{\vartheta}^R = I + (\widehat{z \times z_{\vartheta}^R}) + \frac{1}{1 + z^T z_{\vartheta}^R} (\widehat{z \times z_{\vartheta}^R})^2 \quad (3.13)$$

onde $z = [0, 0, 1]^T$, e o sobrescrito ($\widehat{}$) corresponde à matriz anti-simétrica de um vetor. Para o vetor genérico p , sua matriz anti-simétrica \widehat{p} é dada por:

$$\widehat{p} = \begin{bmatrix} 0 & -p_z & p_y \\ p_z & 0 & -p_x \\ -p_y & p_x & 0 \end{bmatrix}$$

Observação 1 *É importante observar que a relação definida pela Equação (3.13) apresenta uma indeterminação quando $-z_{\vartheta}^R = z$.*

Ainda assim a indeterminação não constitui um problema para a aplicação proposta, pois ocorre apenas quando o robô está “de cabeça para baixo” e nenhuma roda toca o terreno. Tal configuração está associada ao tombamento do robô, implicando na falha da operação.

A velocidade das juntas atuadas \dot{d} determina as variações do terreno com respeito ao robô, representadas pelas velocidades linear \dot{p}_{ϑ}^R e angular ω_{ϑ}^R .

A velocidade linear $v_{\vartheta}^R = \dot{p}_{\vartheta}^R$ pode ser obtida por:

$$\dot{p}_{\vartheta}^R = \dot{d}_R \check{n}_{\vartheta}^R + d_R \dot{\check{n}}_{\vartheta}^R \quad (3.14)$$

A velocidade angular ω_{ϑ}^R é dada por:

$$\omega_{\vartheta}^R = (-\widehat{z_{\vartheta}^R})^{-1} \dot{z}_{\vartheta}^R = -(\widehat{\check{n}_{\vartheta}^R})^{-1} \dot{\check{n}}_{\vartheta}^R \quad (3.15)$$

3.2.1 Robô com 1 DoF atuado - APM

O primeiro robô descrito representa de maneira simplificada o mecanismo articulado do APM, constituído por uma plataforma elevatória. Este modelo possui 1 DoF atuado, equivalente a 1 junta prismática capaz de alterar a altura do centro de massa CM_R .

O veículo eWorkman MDE da Toro possui um chassi flexível, com o eixos dianteiro e traseiro conectados através de uma junta de torção. Esse sistema de suspensão passiva garante que as duas rodas traseiras do veículo estejam sempre em contato com o terreno. Considerando ainda o comprimento (215 cm) e largura ($L = 150$ cm) do APM, é possível se preocupar apenas com o tombamento lateral do sistema.

Dessa maneira, o robô é simplificado por um modelo planar, ilustrado na Figura 3.2. A representação considera o APM como um corpo rígido, composto pela combinação de veículo, plataforma elevatória e um trabalhador posicionado sobre a plataforma. As 2 rodas estão acopladas a uma base, que está conectada ao corpo do robô através da junta prismática.

As posições dos pontos de contato p_{ci}^R com respeito ao sistema de coordenadas do robô são dadas em função da junta atuada d_1 :

$$p_{c1}^R = \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{L}{2} \\ -k d_1 - \underline{h}_R \end{bmatrix}; \quad p_{c2}^R = \begin{bmatrix} 0 \\ -\frac{L}{2} \\ -k d_1 - \underline{h}_R \end{bmatrix}. \quad (3.16)$$

onde a altura mínima do centro de massa do robô $\underline{h}_R = 40$ cm, e a razão entre deslocamento total do CM_R e espaço de trabalho da junta atuada $k = \frac{35}{80}$.

A cinemática diferencial $\dot{p}_{ci}^R = [0, 0, -k \dot{d}_1]^T$ referente a cada ponto de contato é obtida pela Equação (3.8) utilizando o Jacobiano $J_{p_{ci}} = [0, 0, -k]^T$. Como a velocidade dos pontos de contato é determinada pela única junta atuada do mecanismo, temos que $\dot{p}_{c1}^R = \dot{p}_{c2}^R$.

Empilhando os pontos de contato p_c^R , é possível representar a cinemática diferencial do mecanismo pela Equação (3.9), onde $J_{p_c} \in \mathbb{R}^{6 \times 1}$.

O terreno é representado com respeito ao robô por um plano formado por p_c^R , definido conforme a Equação (3.10) com base no vetor normal n_{ϑ}^R e distância d_R entre terreno e robô.

O mecanismo articulado do APM é composto por uma junta prismática, incapaz de alterar a orientação entre terreno e robô. Dessa maneira, o vetor n_{ϑ}^R normal ao

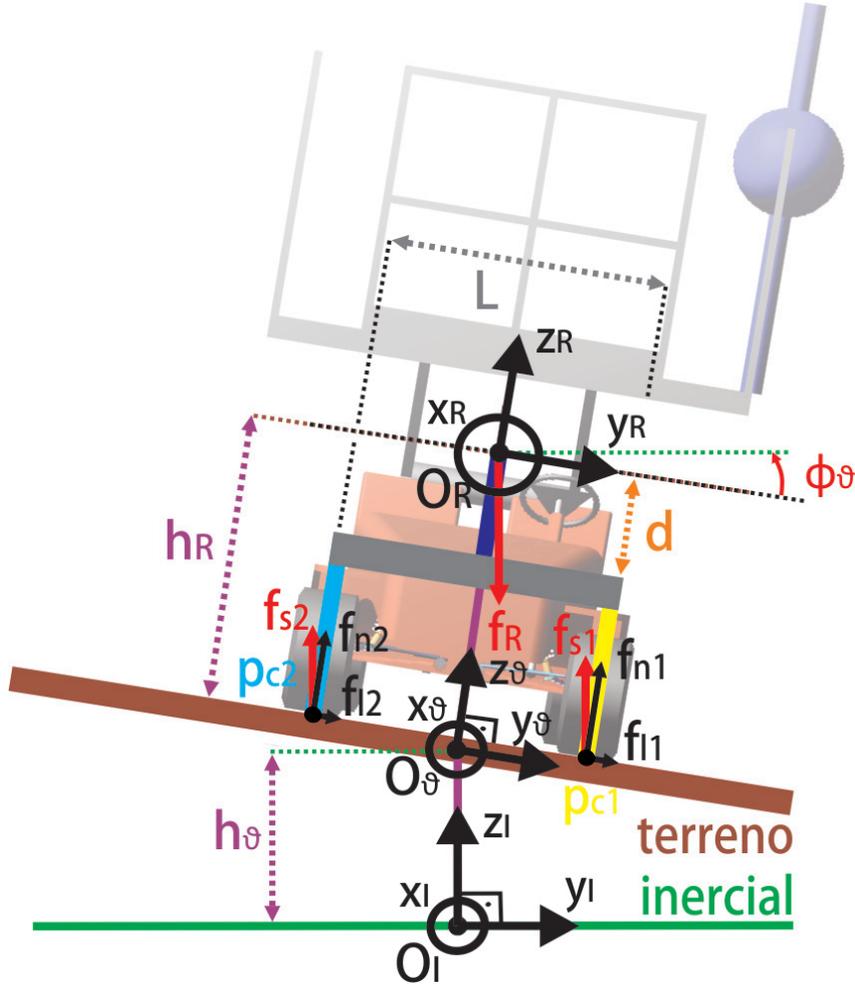


Figura 3.2: Vista frontal do APM com 1 junta prismáticas permitindo ajustar a altura da plataforma e consequentemente o centro de massa do robô.

terreno é constante:

$$n_{\vartheta}^R = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -1 \end{bmatrix} \quad (3.17)$$

De acordo com o mecanismo, a distância entre terreno e robô d_R é definida em função da junta prismática d_1 por:

$$d_R = k d_1 + \underline{h}_R \quad (3.18)$$

As velocidades linear \dot{p}_{ϑ}^R (Equação (3.14)) e angular ω_{ϑ}^R (Equação (3.15)) do terreno com respeito ao APM são definidas com base nas derivadas do vetor normal

\dot{n}_ϑ^R e distância \dot{d}_R do plano ao robô, equivalentes a:

$$\dot{n}_\vartheta^R = 0 \quad (3.19)$$

$$\dot{d}_R = k \dot{d}_1 \quad (3.20)$$

3.2.2 Robô com 2 DoF atuados - RPP Planar

Outro robô utilizado para ilustrar o controle de reconfiguração possui 2 pernas instaladas nos lados opostos de seu corpo. Cada perna é composta por 1 junta prismática, de maneira que o modelo possui 2 DoF atuados. O mecanismo com duas pernas prismáticas, doravante denominado de RPP planar, é capaz de alterar a posição do CM_R e ajustar a mobilidade no plano lateral do robô.

Este modelo representa de maneira simplificada os mecanismos articulados dos robôs SRR e SCARAB (Figuras 1.2 e 1.3), que possuem atuadores do tipo *shoulder joints* instalados lateralmente, permitindo reconfiguração planar dos sistemas.

O corpo do RPP planar é representado por um polígono retangular de largura L , com pernas acopladas em cada canto. As pernas são formadas por juntas prismáticas atuadas com comprimento d_i . A vista frontal do modelo do robô é apresentada na Figura 3.3.

As posições dos pontos de contato p_{ci}^R com respeito ao sistema de coordenadas do robô são dadas em função das juntas atuadas d_1 e d_2 :

$$p_{c1}^R = \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{L}{2} \\ -d_1 \end{bmatrix}; \quad p_{c2}^R = \begin{bmatrix} 0 \\ -\frac{L}{2} \\ -d_2 \end{bmatrix}. \quad (3.21)$$

A cinemática diferencial $\dot{p}_{ci}^R = [0, 0, -\dot{d}_i]^T$ de cada perna é obtida pela Equação (3.8) utilizando o Jacobiano $J_{p_{ci}} = [0, 0, -1]^T$.

Empilhando os pontos de contato $p_c = [p_{c1}^T, p_{c2}^T]^T$ e o comprimento das juntas prismáticas $d = [d_1, d_2]^T$, é possível representar a cinemática diferencial do mecanismo pela Equação (3.9), onde $J_{p_c} \in \mathbb{R}^{6 \times 2}$.

O terreno é representado com respeito ao robô por um plano formado por p_c^R , definido conforme a Equação (3.10) com base no vetor normal n_ϑ^R e distância d_R entre terreno e robô.

O mecanismo articulado do RPP planar, composto por duas juntas prismáticas, altera a configuração do robô no plano lateral. Dessa maneira, o vetor n_ϑ^R normal

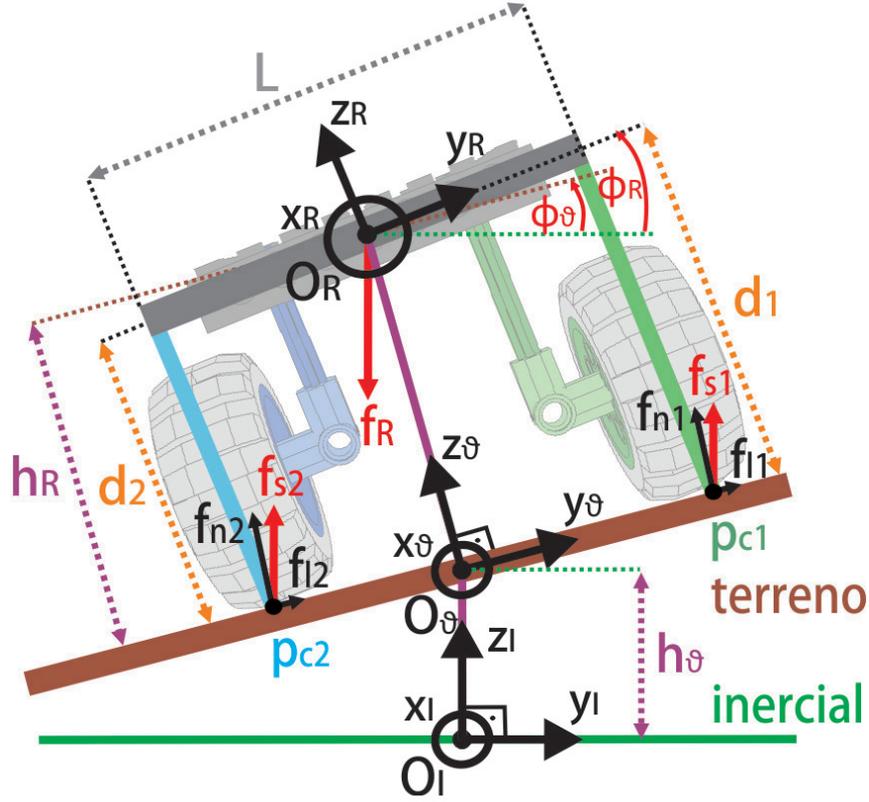


Figura 3.3: Vista frontal do robô com 2 pernas prismáticas - RPP planar - permitindo compensações no sentido lateral do mecanismo.

ao terreno é dado por:

$$n_{\vartheta}^R = \begin{bmatrix} 0 \\ -\sin(\delta) \\ -\cos(\delta) \end{bmatrix} \quad (3.22)$$

com

$$\delta = \arctan\left(\frac{\Delta_d}{L}\right) \quad (3.23)$$

$$\Delta_d = d_2 - d_1$$

Conforme a configuração do mecanismo, a distância entre terreno e robô d_R é definida em função das juntas prismáticas d_1 e d_2 por:

$$d_R = \cos(\delta) \left(\frac{\sigma_d}{2}\right) = \frac{L}{2} \frac{\sigma_d}{\sqrt{\Delta_d^2 + L^2}} \quad (3.24)$$

$$\sigma_d = d_1 + d_2$$

As velocidades linear \dot{p}_{ϑ}^R (Equação (3.14)) e angular ω_{ϑ}^R (Equação (3.15)) do terreno com respeito ao RPP planar são definidas com base nas derivadas do vetor

normal \dot{n}_ϑ^R e distância \dot{d}_R do plano ao robô, equivalentes a:

$$\dot{n}_\vartheta^R = \begin{bmatrix} 0 \\ -\cos(\delta) \dot{\delta} \\ \sin(\delta) \dot{\delta} \end{bmatrix}, \quad \dot{\delta} = \frac{L (\dot{d}_2 - \dot{d}_1)}{L^2 + \Delta_d^2}$$

e

$$\dot{d}_R = -\sin(\delta) \dot{\delta} \left(\frac{\sigma_d}{2} \right) + \cos(\delta) \left(\frac{\dot{d}_1 + \dot{d}_2}{2} \right) \quad (3.25)$$

3.2.3 Robô com 4 DoF atuados - RPP Tridimensional

Para ilustrar o efeito do controle de reconfiguração em um cenário tridimensional, é utilizado um robô com 4 pernas instaladas nos cantos opostos de seu corpo. Cada perna é composta por 1 junta prismática, de maneira que o modelo possui 4 DoF atuados. O mecanismo articulado do RPP tridimensional permite alterar a posição do CM_R e ajustar sua mobilidade nos planos lateral e longitudinal do robô.

O modelo do RPP tridimensional pode ser utilizado para representar mecanismos genéricos com quatro rodas, incluindo veículos com suspensão ativa e também robôs com articulações no sentido vertical $\{z^R\}$.

Um exemplo é o RAH, cujas suspensões são compostas por mecanismos paralelos planares conforme ilustrado na Figura 3.4. Cada mecanismo articulado permite alterar a posição de um ponto de contato em $\Delta p_{ciz} = 14.5$ cm e $\Delta p_{ciy} = 4.4$ cm.

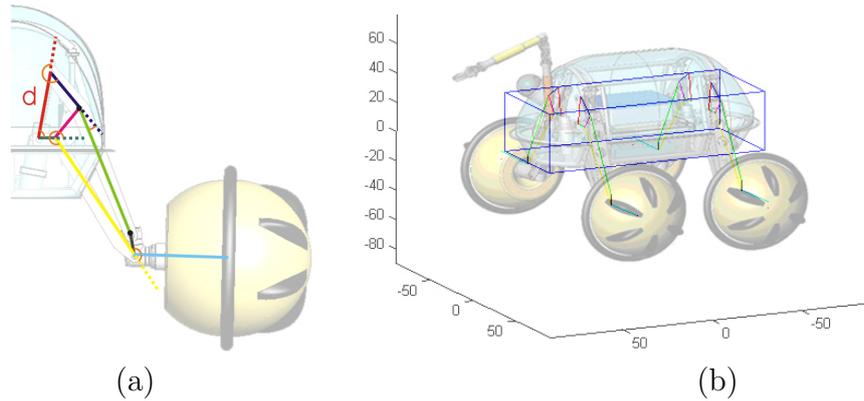


Figura 3.4: (a) Mecanismo paralelo planar equivalente à suspensão do Robô Ambiental Híbrido. (b) Modelo cinemático do Robô Ambiental Híbrido, que pode ser simplificado por um mecanismo com pernas prismáticas.

Devido às dimensões mínimas do RAH - 68 cm de altura e 135 cm de largura, a articulação do mecanismo representa uma variação de 21% em $\{z^R\}$ e 3% em $\{y^R\}$, o que permite simplificar cada mecanismo de suspensão por uma junta prismática.

Observação 2 As cinemáticas direta e diferencial do Robô Ambiental Híbrido são descritas em detalhes na dissertação de mestrado (Freitas, 2008). O mecanismo paralelo empregado nas suspensões do modelo intermediário do robô é apresentado no apêndice do artigo (Freitas et al., 2010c). Os artigos (Freitas et al., 2011a, 2010d) apresentam uma metodologia para o controle de mecanismos paralelos; a estratégia é adaptada para a suspensão do modelo reduzido do RAH conforme apresentado em (Freitas et al., 2011c,b).

O corpo do RPP tridimensional é representado por um polígono retangular com lados de comprimento L , e pernas de comprimento d_i acopladas nas extremidades. Uma vista em perspectiva do modelo do robô é apresentada na Figura 3.5.

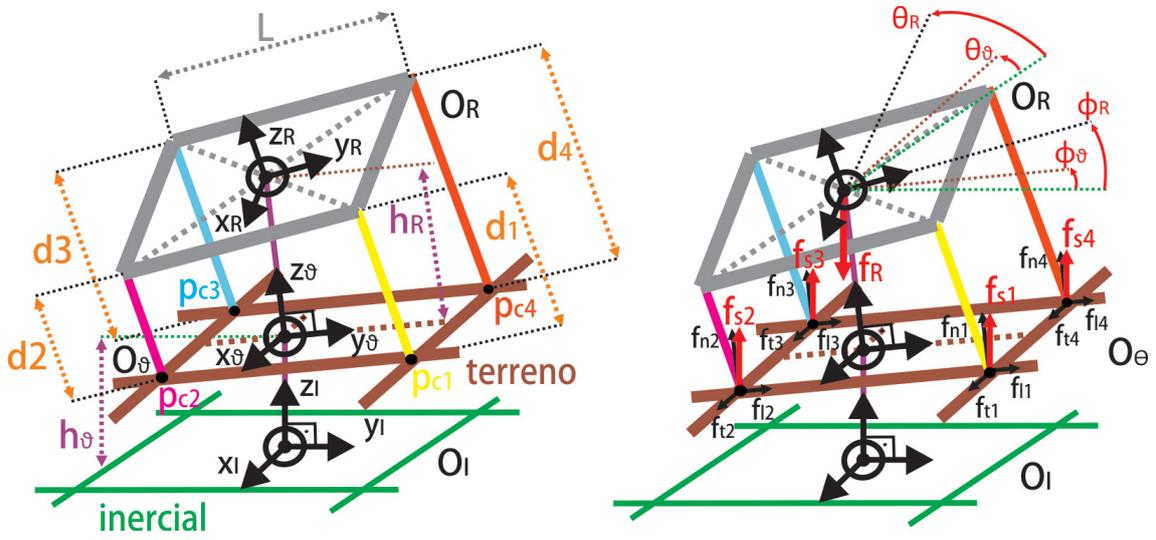


Figura 3.5: Vista isométrica do robô com 4 pernas prismáticas - RPP tridimensional - permitindo compensações nos sentidos lateral e longitudinal do mecanismo.

As posições dos pontos de contato p_{ci}^R com respeito ao sistema de coordenadas do robô são obtidos em função das juntas atuadas d_1 , d_2 , d_3 e d_4 :

$$p_{c1}^R = \begin{bmatrix} \frac{L}{2} \\ \frac{L}{2} \\ -d_1 \end{bmatrix}; \quad p_{c2}^R = \begin{bmatrix} \frac{L}{2} \\ -\frac{L}{2} \\ -d_2 \end{bmatrix}; \quad p_{c3}^R = \begin{bmatrix} -\frac{L}{2} \\ \frac{L}{2} \\ -d_3 \end{bmatrix}; \quad p_{c4}^R = \begin{bmatrix} -\frac{L}{2} \\ -\frac{L}{2} \\ -d_4 \end{bmatrix}. \quad (3.26)$$

Considerando o RPP tridimensional, a cinemática diferencial $\dot{p}_{ci}^R = [0, 0, -\dot{d}_i]^T$ de cada perna é obtida pela Equação (3.8) utilizando o Jacobiano $J_{p_{ci}} = [0, 0, -1]^T$.

Um corpo necessita de apenas 3 pontos de sustentação para se manter erguido. Desta forma, o cálculo das forças de contato corresponde a um sistema indeterminado no caso de robôs com 4 ou mais pernas (Kumar and Waldron, 1988; Ward and Iagnemma, 2008).

O robô pode estar apoiado em 3 pontos de contato, por exemplo p_{c1} , p_{c2} e p_{c3} . Nesse caso, a configuração do RPP tridimensional é definida por $d \in \mathbb{R}^3$, e a junta atuada extra é controlada conforme alguma restrição imposta ao sistema.

Observação 3 *Uma restrição g é imposta ao sistema para definir o comando da junta atuada extra, no caso d_4 . A condição elementar para uma perna auxiliar a mobilidade do robô é o contato com o terreno (ϑ), de maneira que:*

$$g : p_{c4} \in \vartheta \quad (3.27)$$

Muitas suspensões e mecanismos passivos são projetados para garantir o contato de todas as rodas com o terreno percorrido. Mecanismos ativos podem ser diretamente controlados para garantir o contato de todas as pernas, conforme apresentado em (Grand et al., 2002, 2004a). Em operações de campo, um sensor de força ou toque pode ser utilizado para garantir o contato com o perfil não linear do terreno.

A restrição de contato é ilustrada considerando o terreno representado por um plano definido pela Equação (3.10). Para calcular a restrição g , é considerado um segundo plano, de maneira que

$$n' = (p_{c3} - p_{c2}) \times (p_{c4} - p_{c3})$$

corresponde ao vetor normal ao segundo plano, formado pelos pontos de contato p_{c2} , p_{c3} e p_{c4} . Para as quatro pernas serem co-planares, é necessário que $n \parallel n'$. Logo,

$$\begin{aligned} g &= n \times n', \\ g &= [(p_{c2} - p_{c1}) \times (p_{c3} - p_{c2})] \times [(p_{c3} - p_{c2}) \times (p_{c4} - p_{c3})] \end{aligned}$$

Para o RPP tridimensional obtém-se a seguinte restrição:

$$g = \begin{bmatrix} L^3(d_1 - d_2 + d_3 - d_4) \\ 0 \\ -L^2(d_2 - d_3)(d_1 - d_2 + d_3 - d_4) \end{bmatrix} = 0$$

Para satisfazer à restrição, chega-se a

$$d_4 = d_1 - d_2 + d_3 \quad (3.28)$$

A cinemática diferencial do mecanismo pela Equação (3.9) é obtida através do empilhamento dos pontos de contato $p_c = [p_{c1}^T, p_{c2}^T, p_{c3}^T]^T$ e o comprimento das juntas prismáticas $d = [d_1, d_2, d_3]^T$, onde $J_{p_c} \in \mathbb{R}^{9 \times 3}$.

O terreno é representado com respeito ao robô por um plano formado por p_c^R ,

definido conforme a Equação (3.10) com base no vetor normal n_{ϑ}^R e distância d_R entre terreno e robô.

O mecanismo articulado do RPP tridimensional permite alterar a configuração do robô nos planos lateral e longitudinal. Dessa maneira, o vetor n_{ϑ}^R normal ao terreno, definido conforme a Equação (3.11), é dado por:

$$n_{\vartheta}^R = \begin{bmatrix} d_2 - d_3 \\ d_1 - d_2 \\ L \end{bmatrix} \quad (3.29)$$

De acordo com o mecanismo, a distância entre terreno e robô d_R é definida em função das juntas prismáticas d_1 , d_2 e d_3 por:

$$d_R = \frac{L}{2} \frac{d_1 + d_3}{\|n_{\vartheta}^R\|} \quad (3.30)$$

As velocidades linear \dot{p}_{ϑ}^R (Equação (3.14)) e angular ω_{ϑ}^R (Equação (3.15)) do terreno com respeito ao RPP tridimensional são definidas com base nas derivadas do vetor normal \dot{n}_{ϑ}^R e distância \dot{d}_R do plano ao robô, equivalentes a:

$$\dot{n}_{\vartheta}^R = \begin{bmatrix} \dot{d}_2 - \dot{d}_3 \\ \dot{d}_1 - \dot{d}_2 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.31)$$

e

$$\dot{d}_R = \frac{L}{2} \left(\frac{\dot{d}_1 + \dot{d}_3}{\|n_{\vartheta}^R\|} - \frac{d_1 + d_3}{\|n_{\vartheta}^R\|^3} (n_{\vartheta}^R)^T \dot{n}_{\vartheta}^R \right) \quad (3.32)$$

3.3 Graus de Articulação e Restrições

A capacidade do robô alterar sua mobilidade ao percorrer um terreno depende da articulação do mecanismo. Conforme seu grau de articulação, é possível determinar quais critérios de mobilidade poderão ser controlados pelo mecanismo de cada robô.

As articulações correspondem às juntas do mecanismo do robô. Esta tese considera robôs móveis cujas articulações são todas ativas, de modo que o número de juntas atuadas n_a é igual ao DoF do mecanismo.

Vale observar que esta não corresponde a uma restrição da estratégia de controle; um contra-exemplo é o controle proposto em (Freitas et al., 2010c) para a suspensão do Robô Ambiental Híbrido, formada por 6 juntas passivas de revolução e 1 junta ativa prismática.

Uma forma de analisar o grau de articulação do mecanismo considera a tarefa específica a ser realizada, exigindo um determinado número de DoF atuados. Os n_t graus de liberdade necessários para executar a tarefa correspondem a restrições impostas ao sistema, que permitem classificar o mecanismo articulado em sub-atuado se $n_a < n_t$, atuado se $n_a = n_t$ ou redundante se $n_a > n_t$.

Ao invés de utilizar as juntas atuadas, também é possível definir a configuração do robô em função dos critérios de mobilidade a serem controlados, equivalentes a restrições impostas ao sistema.

3.3.1 Graus de Articulação do APM

O mecanismo articulado do robô possui $n_a = 1$ junta atuada, de forma que a sua configuração é definida através da posição da junta prismática d_1 .

A configuração do APM também pode ser definida de maneira alternativa, em função do critério de mobilidade a ser controlado. A plataforma elevatória foi concebida para ajustar o alcance do operador embarcado, e conseqüentemente a altura h_R do centro de massa do sistema: a tarefa equivale a uma restrição com $n_t = 1$.

3.3.2 Graus de Articulação do RPP Planar

O mecanismo articulado do robô possui $n_a = 2$ juntas atuadas, de forma que a sua configuração é definida através da posição das juntas prismáticas $[d_1, d_2]^T$.

A configuração do RPP planar também pode ser definida de maneira alternativa, em função de dois critérios de mobilidade a serem controlados. As pernas opostas permitem controlar a altura ($n_t = 1$) e orientação ($n_t = 1$), estabilidade ($n_t = 1$), ou tração ($n_t = 1$) com respeito ao plano lateral do robô.

3.3.3 Graus de Articulação do RPP Tridimensional

O mecanismo articulado do robô possui $n_a = 4$ juntas atuadas, de forma que a sua configuração é definida através da posição das juntas prismáticas $[d_1, d_2, d_3, d_4]$.

A configuração do RPP tridimensional também pode ser definida de maneira alternativa, em função de restrições e critérios de mobilidade a serem controlados.

A restrição g ($n_t = 1$) definida pela Equação (3.27) garante o contato das 4 pernas do robô com o terreno.

As pernas opostas permitem ajustar a altura ($n_t = 1$) e orientação ($n_t = 2$), estabilidade ($n_t = 2$) ou tração ($n_t = 2$) com respeito aos planos lateral e longitudinal

do robô.

3.4 Conclusões

Este capítulo apresentou os modelos de terreno percorrido e robô articulado utilizados para representar o sistema.

O modelo do terreno considera apenas as posições de contato com o robô alcançadas durante o percurso, sendo definido pela trajetória de navegação e o perfil percorrido pelas rodas.

A configuração do robô é definida pela posição das juntas ativas. Três mecanismos com diferentes graus de articulação são apresentados, incluindo o APM com 1 DoF, RPP planar com 2 DoF, e RPP tridimensional com 4 DoF e uma restrição.

Uma análise dos graus de articulação destes robôs foi apresentada, destacando as capacidades de cada mecanismo em influenciar sua mobilidade.

Capítulo 4

Análise de Mobilidade de Robôs Articulados

Um robô móvel deve possuir mecanismos de locomoção que lhe permita movimentar-se em seu ambiente de trabalho. A facilidade do robô em se deslocar num dado terreno define sua mobilidade.

Nesta tese, a mobilidade do veículo articulado é avaliada levando em conta sua altura, orientação, estabilidade e eficiência de tração das rodas.

Durante operações em terrenos acidentados, é crucial manter o corpo do robô afastado de obstáculos, buscando garantir a integridade do sistema. Ainda assim, o sistema se torna menos estável conforme o aumento da altura do CM_R . A solução consiste em definir uma altura de referência a ser seguida durante a operação.

A orientação do robô está diretamente ligada à sua mobilidade. Muitas aplicações exigem que o corpo do veículo permaneça paralelo à horizontal, garantindo o conforto no caso de transporte de passageiros, ou atenuando vibrações sofridas por cargas frágeis e equipamentos embarcados como câmeras ou dispositivos bélicos.

A orientação do robô pode ser controlada visando outros objetivos, como maximizar a estabilidade do sistema ao inclinar o robô no sentido contrário ao terreno percorrido. Em muitos casos, a estabilidade é a maior prioridade da reconfiguração, já que o tombamento pode levar à falha da operação e até mesmo a perda total do sistema.

Outro objetivo consiste em maximizar a eficiência de tração, de forma a evitar o escorregamento das rodas e assim diminuir o consumo de energia do robô. Neste caso, o mecanismo é reconfigurado de maneira a alterar a distribuição de forças nas pernas, buscando igualar as forças de sustentação aplicadas nos pontos de contato.

O problema de mobilidade é ilustrado de maneira simplificada na Figura 4.1, apresentando diferentes configurações de um robô articulado (RPP planar) parado sobre um terreno inclinado.

Na Figura 4.1(a), as juntas atuadas possuem mesmo comprimento e o corpo do robô está paralelo em relação ao terreno. A estabilidade do veículo é baixa, com risco de capotamento em torno do ponto de contato p_{c2} . A força de sustentação aplicada nesse ponto de contato é superior em relação a p_{c1} , o que diminui a eficiência de tração nas rodas.

Já na Figura 4.1(b) as juntas foram comandadas de maneira a cancelar a inclinação do terreno e manter o corpo do robô na horizontal. Esta configuração seria a mais confortável para passageiros embarcados. A estabilidade do sistema é superior à configuração anterior, porém os riscos de tombamento são maiores em torno de p_{c2} que em p_{c1} . As forças de sustentação aplicadas nos pontos de contato são iguais, o que otimiza a eficiência de tração nas rodas.

Por fim, na Figura 4.1(c), o deslocamento das juntas atuadas foi acrescido inclinando o corpo do robô no sentido contrário ao terreno. Dessa maneira, a estabilidade do sistema é otimizada, igualando os riscos de tombamento em torno dos pontos de contato p_{c1} e p_{c2} . Neste caso, a força de sustentação aplicada em p_{c1} é superior à aplicada em p_{c2} , o que diminui a eficiência de tração nas rodas.

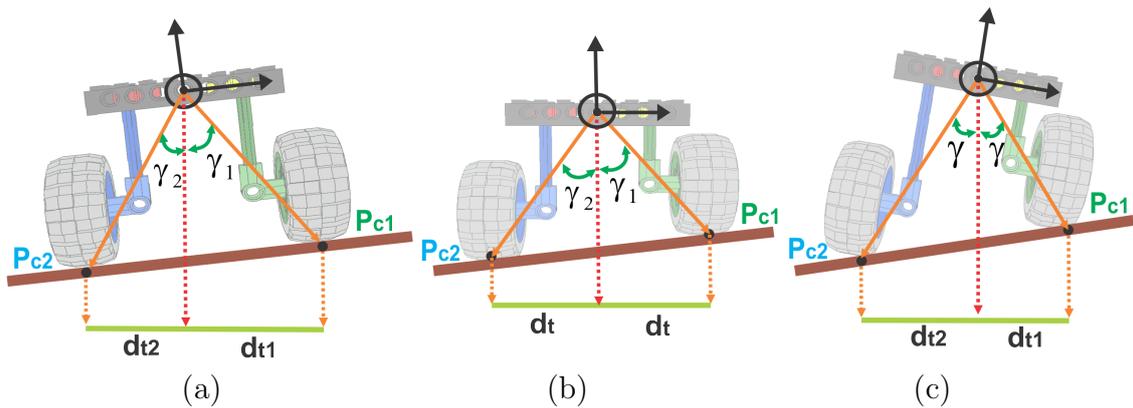


Figura 4.1: Diferentes configurações de um robô articulado sobre um terreno inclinado. Referente às distâncias d_t e ângulos γ de tombamento, temos: (a) $d_{t1} > d_{t2}$ e $\gamma_1 > \gamma_2$, (b) $d_{t1} = d_{t2}$ e $\gamma_1 > \gamma_2$, (c) $d_{t1} < d_{t2}$ e $\gamma_1 = \gamma_2$.

As próximas seções irão apresentar em detalhes os critérios utilizados para avaliar a mobilidade de um robô articulado conforme a configuração do mecanismo, o terreno percorrido, e as forças e torques resultantes atuando no sistema.

4.1 Mobilidade Definida pela Altura

A altura do robô h_R corresponde à distância entre o centro de massa CM_R e o terreno, de maneira que $h_R = d_R$.

Durante operações de campo, a altura do robô pode ser medida através de sensores infra-vermelho, ultra-som ou laser, utilizados para detectar a distância do corpo do robô ao terreno.

Podemos também utilizar os modelos propostos de AAMR e terreno para calcular a distância entre a origem do robô O^R e o plano formado pelos pontos de contato p_c^R . Conforme a relação $p_c^R = f_p(d)$, temos h_R definida em função apenas das juntas atuadas do mecanismo.

A altura do sistema pode ser obtida pela posição dos pontos de contato p_{ci}^R utilizando a Equação (3.10):

$$h_R = (\tilde{n}_\vartheta^R)^T p_{ci}^R = f_h(d) \quad (4.1)$$

onde $\tilde{n} = \frac{n}{\|n\|}$ é o vetor normalizado.

A cinemática diferencial da altura é obtida derivando a Equação (4.1), tal que

$$\dot{h}_R = (\dot{\tilde{n}}_\vartheta^R)^T p_{ci}^R + (\tilde{n}_\vartheta^R)^T \dot{p}_{ci}^R \quad (4.2)$$

A relação é definida em função da velocidade de reconfiguração do robô, e pode ser reescrita em função da variação dos pontos de contato \dot{p}_c^R :

$$\dot{h}_R = B_h(p_c) \dot{p}_c^R \quad (4.3)$$

onde $B_h = \frac{\partial f_h}{\partial p_c^R}$.

Considerando a cinemática diferencial do robô específico a ser controlado (Equação (3.9)), é possível calcular a velocidade de variação da altura conforme a derivada $\dot{d} = \frac{d}{dt}$ da posição das juntas atuadas com respeito ao tempo:

$$\dot{h}_R = B_h(p_c) J_{p_c}(d) \dot{d} = J_h(d) \dot{d} \quad (4.4)$$

onde $J_h \in \mathbb{R}^{1 \times n_a}$ é o Jacobiano de altura em função das juntas do robô.

De maneira geral, a tarefa de controlar de altura de um AAMR corresponde a $n_t = 1$ restrição imposta ao mecanismo articulado.

4.1.1 Altura do APM

A altura do APM com respeito ao terreno é definida em função da junta atuada $d = d_1$, de acordo com a Equação (3.18):

$$h_R = k d_1 + \underline{h}_R \quad (4.5)$$

onde $k = \frac{35}{80}$ e $h_R = 40$ cm.

A cinemática diferencial da altura \dot{h}_R do APM pode ser representada conforme a Equação (4.4) em função da derivada $\dot{d} = \dot{d}_1$, onde o Jacobiano de altura $J_h \in \mathbb{R}^{1 \times 1}$:

$$J_h = k \quad (4.6)$$

4.1.2 Altura do RPP Planar

A altura do RPP planar com respeito ao terreno é definida em função das juntas atuadas $d = [d_1, d_2]^T$, de acordo com a Equação (3.24):

$$h_R = \frac{L}{2} \frac{\sigma_d}{\sqrt{\Delta_d^2 + L^2}} \quad (4.7)$$

A cinemática diferencial da altura \dot{h}_R do RPP planar pode ser representada conforme a Equação (4.4) em função das derivadas $\dot{d} = [\dot{d}_1, \dot{d}_2]^T$, onde o Jacobiano de altura $J_h \in \mathbb{R}^{1 \times 2}$:

$$J_h = \left[\left(\frac{-L \sin(\delta)}{L^2 + \Delta_d^2} \right) \frac{\sigma_d}{2} + \frac{\cos(\delta)}{2}, \left(\frac{L \sin(\delta)}{L^2 + \Delta_d^2} \right) \frac{\sigma_d}{2} + \frac{\cos(\delta)}{2} \right] \quad (4.8)$$

e $\sigma_d = d_1 + d_2$, $\Delta_d = d_2 - d_1$, e δ é dado pela Equação (3.23).

4.1.3 Altura do RPP Tridimensional

A altura do RPP tridimensional com respeito ao terreno é definida em função das junta atuadas $d = [d_1, d_2, d_3]^T$, de acordo com a Equação (3.30):

$$h_R = \frac{L}{2} \frac{d_1 + d_3}{\|n_{\vartheta}^R\|} \quad (4.9)$$

onde o vetor normal ao terreno n_{ϑ}^R é calculado com a Equação (3.29).

A cinemática diferencial da altura \dot{h}_R do RPP tridimensional pode ser representada conforme a Equação (4.4) em função das derivadas $\dot{d} = [\dot{d}_1, \dot{d}_2, \dot{d}_3]^T$, onde o Jacobiano de altura $J_h \in \mathbb{R}^{1 \times 3}$:

$$J_h = \frac{L}{2} \frac{1}{\|n_{\vartheta}^R\|^3} \left(\|n_{\vartheta}^R\|^2 \begin{bmatrix} 1 & 0 & 1 \end{bmatrix} - (d_1 + d_3) (n_{\vartheta}^R)^T J_{n_{\vartheta}^R} \right) \quad (4.10)$$

e $J_{n_{\vartheta}^R} = \frac{\partial n_{\vartheta}^R}{\partial d}$ é o Jacobiano de n_{ϑ}^R em função das juntas $d = [d_1, d_2, d_3]^T$ dado por:

$$J_{n_{\vartheta}^R} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & -1 \\ 1 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (4.11)$$

4.2 Mobilidade Definida pela Orientação

A orientação do sistema é representada pela rotação R_R^I do robô com respeito ao sistema de coordenadas inercial.

Durante operações de campo, a orientação do robô é obtida por uma unidade inercial (IMU). A informação fornecida pelo sensor pode ser parametrizada através dos ângulos de balanço, caturro e guinada $\varphi_R = [\phi_R, \theta_R, \psi_R]^T$.

A análise de mobilidade do AAMR se concentra nas inclinações laterais (ϕ_R) e longitudinais (θ_R) do robô. O ângulo de guinada está relacionado à trajetória de navegação, e não altera diretamente a mobilidade do robô segundo a abordagem robô-cêntrica adotada.

Podemos também utilizar os modelos propostos de AAMR e terreno para definir a rotação do sistema de coordenadas do robô com respeito a E^I .

A orientação R_R^I do robô com respeito ao sistema de coordenadas inercial é composta por duas rotações: primeiro a rotação R_{ϑ}^I do terreno com respeito à referência inercial dada pela parametrização de orientação φ_{ϑ} ; segundo a rotação R_R^{ϑ} do robô com respeito ao terreno definida em função das juntas atuadas d do mecanismo:

$$R_R^I = R_{\vartheta}^I R_R^{\vartheta} = R_z(\psi_{\vartheta}) R_y(\theta_{\vartheta}) R_x(\phi_{\vartheta}) R_R^{\vartheta} = f_o(d, \varphi_{\vartheta}) \quad (4.12)$$

A cinemática diferencial da orientação corresponde à velocidade angular ω_R^I , dada pela relação:

$$\omega_R^I = \omega_{\vartheta}^I + R_{\vartheta}^I \omega_R^{\vartheta} \quad (4.13)$$

A velocidade angular ω_{ϑ}^I do terreno com respeito ao sistema de coordenadas inercial é obtida em função da derivada $\dot{\varphi}_{\vartheta}$ conforme a Equação (3.6).

Já a velocidade angular ω_R^{ϑ} do robô com respeito ao terreno é definida com base no vetor normal n_{ϑ}^R pela Equação (3.15):

$$\omega_R^{\vartheta} = \widehat{(\check{n}_{\vartheta}^R)}^{-1} \dot{\check{n}}_{\vartheta}^R \quad (4.14)$$

A mesma equação pode ser reescrita em função da velocidade dos pontos de

contato \dot{p}_c^R , de maneira que:

$$\omega_R^\vartheta = B_o(p_c) \dot{p}_c^R \quad (4.15)$$

onde $B_o = \partial f_o / \partial p_c^R$.

Considerando a cinemática diferencial do robô específico a ser controlado (Equação (3.9)), é possível calcular sua velocidade angular com respeito ao terreno conforme a derivada $\dot{d} = \frac{d}{dt}$ da posição das juntas atuadas:

$$\omega_R^\vartheta = B_o(p_c) J_{p_c}(d) \dot{d} = J_o(d) \dot{d} \quad (4.16)$$

onde $J_o \in \mathbb{R}^{3 \times n_a}$ é o Jacobiano de orientação em função das juntas do robô.

Por fim, a cinemática diferencial da orientação robô E^R com respeito a E^I é dada por:

$$\omega_R^I = J_R(\varphi_\vartheta) \dot{\varphi}_\vartheta + R_\vartheta^I J_o(d) \dot{d} \quad (4.17)$$

onde J_R equivale ao Jacobiano de representação (Goldstein, 1980).

Para robôs com $m = 2$ contatos com o terreno, a tarefa de controlar sua inclinação lateral corresponde a $n_t = 1$ restrição imposta ao mecanismo articulado. Já para robôs com $m = 4$ contatos, a orientação deve ser controlada nos planos lateral e longitudinal, impondo $n_t = 2$ restrições ao mecanismo.

4.2.1 Orientação do APM

Conforme o modelo planar adotado do APM, a orientação é analisada considerando o ângulo de balanço ϕ_R do robô. O ajuste da orientação lateral corresponde a $n_t = 1$ restrição imposta ao sistema. O APM possui $n_a = 1$ junta atuada, porém seu mecanismo articulado não foi projetado para alterar a orientação do robô, sendo sub-atuado para este tipo de tarefa, com $R_R^\vartheta = I$.

A orientação do APM com respeito ao sistema de coordenadas inercial é representada pela rotação R_R^I , definida apenas em função do terreno:

$$R_R^I = R_\vartheta^I \quad (4.18)$$

A velocidade angular ω_R^I definida pela Equação (4.17) independe da derivada $\dot{d} = \dot{d}_1$, de forma que o Jacobiano de orientação $J_o \in \mathbb{R}^{3 \times 1}$ é nulo:

$$J_o = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (4.19)$$

4.2.2 Orientação do RPP Planar

Conforme o modelo do RPP planar, a orientação é analisada considerando o ângulo de balanço ϕ_R . As pernas opostas permitem ajustar a inclinação lateral do robô, de modo que $R_R^\vartheta = R_x(\delta)$, onde o ângulo δ é definido em função das juntas atuadas $d = [d_1, d_2]^T$ pela Equação (3.23).

A orientação do RPP planar com respeito ao sistema de coordenadas inercial é representada pela rotação R_R^I :

$$R_R^I = R_\vartheta^I R_x(\delta) \quad (4.20)$$

A velocidade angular ω_R^I é definida pela Equação (4.17) em função das derivadas $\dot{d} = [\dot{d}_1, \dot{d}_2]^T$ conforme o Jacobiano de orientação $J_o \in \mathbb{R}^{3 \times 2}$:

$$J_o = \begin{bmatrix} \frac{L}{L^2 + \Delta_d^2} & \frac{-L}{L^2 + \Delta_d^2} \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (4.21)$$

4.2.3 Orientação do RPP Tridimensional

Conforme o modelo do RPP tridimensional, a orientação é analisada considerando os ângulos de balanço ϕ_R e caturro θ_R . As pernas opostas permitem ajustar as inclinações lateral e longitudinal do robô, de modo que R_R^ϑ é definida em função das juntas atuadas $d = [d_1, d_2, d_3]^T$, tal que:

$$R_R^\vartheta = I + \widehat{(z_R^\vartheta \times z)} + \frac{1}{1 + (z_R^\vartheta)^T z} \widehat{(z_R^\vartheta \times z)}^2 \quad (4.22)$$

onde $z_R^\vartheta = \tilde{n}_\vartheta^R$.

A orientação do RPP tridimensional com respeito ao sistema de coordenadas inercial é representada pela rotação R_R^I , calculada conforme a Equação (4.12).

A velocidade angular ω_R^I é definida pela Equação (4.17), onde ω_R^ϑ é obtida com a seguinte relação (Murray et al., 1993):

$$\dot{z}_R^\vartheta = \omega_R^\vartheta \times z_R^\vartheta \quad (4.23)$$

É possível calcular \dot{z}_R^ϑ em função da derivada das juntas atuadas $\dot{d} = [\dot{d}_1, \dot{d}_2, \dot{d}_3]$

conforme a expressão:

$$\begin{aligned}
\dot{z}_R^\vartheta &= \dot{n}_\vartheta^R \\
&= \frac{d\left(\frac{n_\vartheta^R}{\|n_\vartheta^R\|}\right)}{dt} \\
&= \frac{1}{\|n_\vartheta^R\|^3} (\|n_\vartheta^R\|^2 I - n_\vartheta^R (n_\vartheta^R)^T) J_{n_\vartheta^R} \dot{d} \\
&= \frac{-1}{\|n_\vartheta^R\|^3} (\widehat{n}_\vartheta^R)^2 J_{n_\vartheta^R} \dot{d} \\
&= \frac{-1}{\|n_\vartheta^R\|} (\widehat{z}_R^\vartheta)^2 J_{n_\vartheta^R} \dot{d}
\end{aligned} \tag{4.24}$$

Como $\dot{z}_R^\vartheta = \omega_R^\vartheta \times z_R^\vartheta = -z_R^\vartheta \times \omega_R^\vartheta = -\widehat{z}_R^\vartheta \omega_R^\vartheta$, uma solução para a cinemática diferencial de orientação é dada por:

$$\omega_R^\vartheta = \frac{1}{\|n_\vartheta^R\|} \widehat{z}_R^\vartheta J_{n_\vartheta^R} \dot{d} \tag{4.25}$$

onde $J_{n_\vartheta^R}$ é calculado conforme a Equação (4.11).

Dessa forma, o Jacobiano de orientação $J_o \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ é definido por:

$$J_o = \frac{1}{\|n_\vartheta^R\|} \widehat{z}_R^\vartheta J_{n_\vartheta^R} \tag{4.26}$$

4.3 Mobilidade Definida por Critérios de Estabilidade

O conceito de estabilidade geralmente está associado à noção de estados de equilíbrio. Um sistema é considerado em equilíbrio estável se, quando submetido a distúrbios limitados, ele retorna ao estado original de equilíbrio. Já no equilíbrio instável, a menor perturbação irá afastar o sistema do seu estado original.

Com respeito à mobilidade de robôs móveis terrestres, a estabilidade está relacionada ao tombamento. O tombamento corresponde ao evento onde o robô móvel passa de um estado de equilíbrio onde apenas suas rodas tocam o terreno, a outro estado de equilíbrio onde seu chassi está em contato com o terreno. De maneira geral, a configuração considerada estável é aquela onde o robô é sustentado apenas pelas rodas.

O conceito de estabilidade depende da geometria do sistema. No caso de carros tradicionais com 4 rodas e corpo retangular, o tombamento pode ser definido como qualquer manobra onde o veículo rotaciona 90° ou mais, de maneira que o chassi

entra em contato com o terreno (Gillespie, 1992).

Entre os diferentes acidentes que um veículo pode sofrer, o tombamento é um dos mais graves e perigosos para os passageiros. Além disso, o capotamento geralmente danifica o veículo e/ou a carga transportada (Calderon and Kelly, 2005). O evento envolve uma complexa interação de forças que atuam sobre o veículo, influenciadas pelas manobras executadas e o terreno percorrido.

Diferentes métricas para avaliar a estabilidade de um veículo foram propostas na literatura; algumas delas estão ilustradas na Figura 4.2. De maneira geral os critérios de estabilidade podem ser classificados em três categorias (Peters and Iagnemma, 2009): os baseados em medidas geométricas, na energia armazenada pelo sistema, ou ainda nas forças de contato atuando nas rodas.

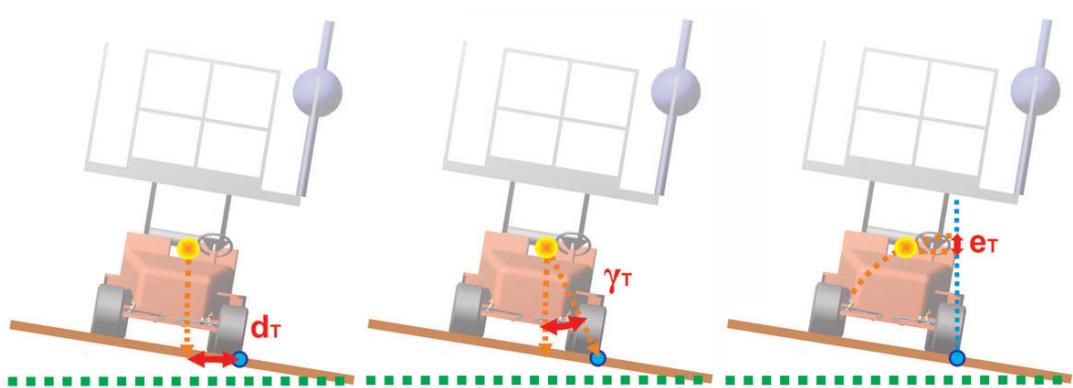


Figura 4.2: Diferentes critérios de estabilidade. Da esquerda para a direita: margem de estabilidade, gradiente da margem de estabilidade e estabilidade baseada em energia potencial.

Um exemplo de critério baseado nas forças de contato é a métrica de transferência de carga, que considera a diferença de forças normais aplicadas nas rodas opostas ao veículo (Odenthal et al., 1999; Chen and Peng, 2001; Peters and Iagnemma, 2006). De acordo com esta métrica, a estabilidade é maximizada com a distribuição uniforme das forças normais aplicadas nas rodas.

O critério indica a perda de contato entre uma roda e o terreno, o que diminui a dirigibilidade e corresponde a uma condição necessária para o tombamento do sistema. Ainda assim, esta não representa necessariamente uma configuração de equilíbrio instável, onde uma pequena perturbação poderia acarretar no capotamento do robô, e o consequente contato do chassi com o terreno.

Outro tipo de critério leva em conta a energia armazenada no sistema, considerando a diferença de energia entre a configuração atual e o equilíbrio instável na iminência de capotamento, conforme proposto em (Messuri and Klein, 1985). O critério aponta para uma configuração ótima de estabilidade onde o corpo do robô está inclinado em direção contrária ao terreno. Mais detalhes são apresentados em (Freitas et al., 2010a).

Os critérios geométricos de estabilidade mais conhecidos são a margem de estabilidade e o critério baseado em medidas de forças e ângulos; ambos utilizam como referência o polígono de sustentação do robô e as distâncias entre CM_R e as arestas que compõem o polígono.

O polígono de sustentação (aqui denominado também de PS) é definido como o invólucro convexo do polígono formado pelos m pontos de contato entre robô e terreno, conforme ilustrado na Figura 4.3.

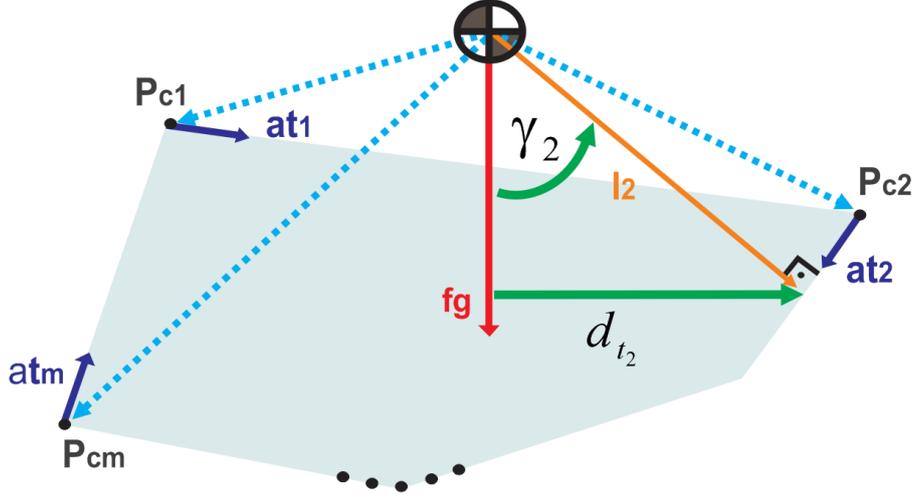


Figura 4.3: Polígono de sustentação definido pelos pontos de contato entre robô e terreno. A figura ilustra também as distâncias e ângulos de tombamento do robô num cenário estático.

As arestas que formam o PS são denominadas de eixos de tombamento a_{ti} , em torno dos quais o robô pode rotacionar até alcançar uma configuração que acarrete o capotamento. Os eixos de tombamento são definidos conforme as posições de contato p_{ci} , representados aqui com respeito ao sistema de coordenadas do robô (E^R), de maneira que:

$$a_{ti} = p_{ci+1}^R - p_{ci}^R, \quad i = 1, \dots, m - 1, \quad (4.27)$$

$$a_{tm} = p_{c1}^R - p_{cm}^R \quad (4.28)$$

Para determinar as distâncias entre o centro de massa do robô e os eixos de tombamento, são empregados os vetores l_i normais à a_{ti} que interceptam CM_R . Esses vetores são obtidos pela projeção ortogonal de p_{ci+1} em a_{ti} :

$$l_i = (I - \check{a}_{ti} \check{a}_{ti}^T) p_{ci+1}^R, \quad i = 1, \dots, m - 1 \quad (4.29)$$

$$l_m = (I - \check{a}_{tm} \check{a}_{tm}^T) p_{c1}^R \quad (4.30)$$

onde $I \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ é a matriz identidade, e $\check{a}_t = \frac{a_t}{\|a_t\|}$ é o eixo de tombamento normalizado.

zado.

Os primeiros estudos sobre locomoção com pernas analisam a estabilidade do sistema com base nas projeções do centro de massa e polígono de sustentação num plano horizontal (McGhee and Frank, 1968). Conforme a abordagem proposta, o veículo é considerado estável se a projeção do CM_R estiver dentro da projeção do seu PS .

Esta análise de estabilidade leva em conta as distâncias entre as projeções do CM_R e cada eixo de tombamento a_{ti} , chamadas de distâncias de tombamento d_{ti} , conforme ilustrado nas Figuras 4.2 e 4.3.

As distâncias de tombamento podem ser obtidas pela projeção ortogonal dos vetores l_i no eixo $\{z^I\}$, tal que:

$$d_{ti} = \|(I - z z^T) R_R^I l_i\| \quad (4.31)$$

A distância de tombamento mínima corresponde à margem de estabilidade do sistema:

$$\varrho = \min(d_{ti}), \quad i = 1, \dots, m \quad (4.32)$$

O equilíbrio instável do sistema é alcançado quando $\varrho = 0$, na iminência de tombamento do robô. Os valores negativos $\varrho < 0$ indicam o contato do chassi com o terreno.

A configuração com estabilidade máxima corresponde àquela onde o risco de tombamento do robô é mínimo. Analisando a mobilidade do robô com base em ϱ , esta configuração é alcançada quando d_{ti} possuem mesmo valor, com o corpo do robô paralelo ao plano horizontal conforme ilustrado na Figura 4.1(b).

Tal métrica ignora o efeito desestabilizador da altura do CM_R . Dois robôs com d_{ti} equivalentes possuem a mesma margem de estabilidade, independente das alturas dos sistemas em relação ao solo.

Exemplos de abordagens dinâmicas semelhantes incluem a margem de estabilidade de queda (Yoneda and Hirose, 1996) e o ponto de momento zero (Vukobratovic and Borovac, 2004), que consideram o momento total em torno dos eixos de tombamento.

Outro critério geométrico proposto em (Papadopoulos and Rey, 1996) considera os ângulos necessários para rotacionar o corpo do robô até o tombamento, conforme ilustrado nas Figuras 4.2 e 4.3. Os ângulos de tombamento γ_i equivalem às rotações entre os vetores l_i normais aos eixos de tombamento e os vetores f_i^* representando os sistemas de forças atuando no centro de massa do robô.

A métrica de estabilidade baseada em forças e ângulos (FA) pode ser utilizada em cenários estáticos e dinâmicos; em aplicações estáticas o critério também é denominado de gradiente da margem de estabilidade (Grand et al., 2004a; Hirose et al.,

2001).

O critério é empregado em (Iagnemma et al., 2000; Iagnemma and Dubowsky, 2004; Freitas et al., 2010c) por robôs articulados percorrendo terrenos acidentados em baixa velocidade, onde apenas a força da gravidade atua no sistema. Outros exemplos de aplicação incluem uma empilhadeira operando em pisos planos (Calderon and Kelly, 2005) e um veículo se movendo em alta velocidade num terreno acidentado (Peters and Iagnemma, 2006, 2009); nestes casos as forças inerciais e de arrasto aerodinâmico também interferem nos sistemas.

Nesta tese, a métrica de estabilidade FA é adotada para analisar a mobilidade do robô articulado percorrendo um terreno. O critério é calculado com base na geometria do sistema, levando em conta os efeitos desestabilizadores da altura do CM_R . Sua formulação matemática é simples, permitindo a aplicação em robôs de campo de maneira prática.

O sistema de forças f_i^* atuando no CM_R com respeito a cada eixo de tombamento é calculado através de:

$$f_i^* = (I - \check{a}_{ti}\check{a}_{ti}^T) f_r^R + \frac{\check{l}_i \times \eta_i}{\|\check{l}_i\|}, \quad \eta_i = (\check{a}_{ti}\check{a}_{ti}^T) \eta_r^R \quad (4.33)$$

onde f_r e η_r correspondem às forças e torques resultantes atuando em CM_R , e $\check{l}_i = \frac{l_i}{\|l_i\|}$ é o vetor normalizado.

A dinâmica do sistema (f_r^I, η_r^I) é calculada pela Equação (2.5), com respeito ao sistema de coordenadas inercial E^I , em função da trajetória de navegação, modelo do terreno percorrido e configuração das juntas do robô.

As forças e torques resultantes são registrados com respeito ao sistema de coordenadas do robô empregando a matriz de rotação R_I^R , tal que $f_r^R = R_I^R f_r^I$ e $\eta_r^R = R_I^R \eta_r^I$. Em cenários estáticos onde apenas a força da gravidade atua no robô, obtemos $f_r^R = R_I^R f_g^I$ e $\eta_r^R = 0$.

Os ângulos de tombamento entre os vetores f_i^* e l_i são obtidos pela relação geométrica:

$$\gamma_i = \sigma_i \cos^{-1}(\check{f}_i^* \cdot \check{l}_i), \quad i = 1, \dots, m \quad (4.34)$$

onde $\check{f}_i = \frac{f_i}{\|f_i\|}$ é o vetor normalizado e

$$\sigma_i = \begin{cases} +1, & (\check{f}_i^* \times \check{l}_i)^T \check{a}_{ti} > 0 \\ -1, & (\check{f}_i^* \times \check{l}_i)^T \check{a}_{ti} \leq 0 \end{cases}$$

De acordo com o critério FA, a estabilidade é estimada com base no ângulo mínimo de tombamento:

$$\beta = \min(\gamma_i), \quad i = 1, \dots, m \quad (4.35)$$

O equilíbrio instável do sistema é alcançado quando $\beta = 0$, na iminência de tombamento do robô. Os valores negativos $\beta < 0$ indicam o contato do chassi com o terreno.

Considerando uma altura de referência constante do robô, a configuração mais estável é aquela na qual os ângulos γ_i possuem mesmo valor, conforme ilustrado na Figura 4.1(c). Quando todos os ângulos de tombamento alcançam um valor médio, não existe ângulo mínimo de tombamento, e o risco de capotamento é igual em ambos os sentidos do robô.

Dessa forma, considerando um robô com um número m par de rodas, é conveniente representar a estabilidade do sistema como uma diferença Δ_γ entre ângulos opostos de tombamento, tal que:

$$\Delta_\gamma = \gamma_i - \gamma_{i+m/2} = f_e(d, \varphi_\vartheta, f_r, \eta_r) \quad (4.36)$$

onde $\Delta_\gamma \in \mathbb{R}^{m/2}$.

A cinemática diferencial da estabilidade $\dot{\Delta}_\gamma$ é calculada pela diferença entre derivadas de ângulos de tombamento $\dot{\gamma}_i$.

Em cenários estáticos de operação onde $\dot{\varphi}_\vartheta, \dot{f}_r, \dot{\eta}_r = 0$, a cinemática diferencial é definida apenas em função da velocidade de reconfiguração do mecanismo. Neste caso, $\dot{\Delta}_\gamma$ pode ser definida conforme as velocidades dos pontos de contato \dot{p}_c^R :

$$\dot{\Delta}_\gamma = B_e(p_c, \varphi_\vartheta, f_r, \eta_r) \dot{p}_c^R \quad (4.37)$$

onde $B_e = \partial f_e / \partial p_c^R$.

Considerando a cinemática diferencial do robô específico a ser controlado (Equação (3.9)), é possível calcular $\dot{\Delta}_\gamma$ conforme a derivada $\dot{d} = \frac{d}{dt} d$ da posição das juntas atuadas:

$$\begin{aligned} \dot{\Delta}_\gamma &= B_e(p_c, \varphi_\vartheta, f_r, \eta_r) J_{p_c}(d) \dot{d} \\ &= J_e(d, \varphi_\vartheta, f_r, \eta_r) \dot{d} \end{aligned} \quad (4.38)$$

onde $J_e \in \mathbb{R}^{m/2 \times n_a}$ é o Jacobiano de estabilidade estático, definido em função das juntas do robô, orientação do terreno, e forças e torques resultantes atuando no sistema.

Assim como para a orientação, a tarefa de controlar a estabilidade lateral de um AAMR com $m = 2$ contatos com o terreno corresponde a $n_t = 1$ restrição imposta ao mecanismo articulado. Já para robôs com $m = 4$ contatos, a estabilidade deve ser controlada nos planos lateral e longitudinal, impondo $n_t = 2$ restrições ao mecanismo.

4.3.1 Métrica Baseada em Força e Ângulo (FA) do APM

Conforme o modelo planar adotado do APM com $m = 2$ pontos de contato com o terreno, a estabilidade é representada pela diferença entre os ângulos de tombamento $\Delta_{\gamma_{12}}$:

$$\Delta_{\gamma_{12}} = \gamma_1 - \gamma_2 \quad (4.39)$$

Considerando a estabilidade no plano lateral do robô, os eixos de tombamento são definidos por $\check{a}_{t1} = \{x^R\}$ e $\check{a}_{t2} = \{-x^R\}$.

Neste caso, os vetores normais aos eixos de tombamento são obtidos diretamente pelos pontos de contato, tal que $l_1 = p_{c1}^R$ e $l_2 = p_{c2}^R$; os dois pontos de contato do APM são definidos pela Equação (3.16) em função da junta atuada $d = d_1$.

Por fim, os ângulos de tombamento γ_1 e γ_2 são obtidos através da Equação (4.34).

O controle de estabilidade planar adiciona $n_t = 1$ restrição ao sistema. Apesar do APM possuir $n_a = 1$ junta atuada, seu mecanismo é incapaz de alterar a orientação do robô, de maneira que a diferença entre os ângulos de tombamento é pouco influenciada pela articulação do mecanismo.

Tal fato fica evidente num cenário estático, onde os ângulos de tombamento são calculados por:

$$\gamma_1 = \frac{\pi}{2} - \arctan\left(\frac{2(k d_1 + h_R)}{L}\right) + \phi_\vartheta, \quad \gamma_2 = \frac{\pi}{2} - \arctan\left(\frac{2(k d_1 + h_R)}{L}\right) - \phi_\vartheta$$

e a diferença entre ângulos de tombamento é definida apenas em função da inclinação lateral do terreno, de forma que:

$$\Delta_{\gamma_{12}} = 2\phi_\vartheta$$

A cinemática diferencial de estabilidade do APM é dada por:

$$\dot{\Delta}_{\gamma_{12}} = \dot{\gamma}_1 - \dot{\gamma}_2 \quad (4.40)$$

Em cenários estáticos de operação, $\dot{\Delta}_{\gamma_{12}}$ é definida apenas em função da velocidade de reconfiguração do mecanismo \dot{d} de acordo com a Equação (4.38). Ainda assim, o mecanismo articulado do APM não permite alterar a diferença entre ângulos de tombamento, de forma que o Jacobiano de estabilidade $J_e \in \mathbb{R}$ é nulo:

$$J_e = 0 \quad (4.41)$$

4.3.2 Métrica Baseada em Força e Ângulo (FA) do RPP Planar

Conforme o modelo do RPP planar com $m = 2$ pontos de contato com o terreno, a estabilidade é representada pela diferença entre os ângulos de tombamento $\Delta_{\gamma_{12}}$, definida pela Equação (4.39).

Considerando a estabilidade no plano lateral do robô, os eixos de tombamento são definidos por $\check{a}_{t1} = \{x^R\}$ e $\check{a}_{t2} = \{-x^R\}$.

No caso planar, os vetores normais aos eixos de tombamento são obtidos diretamente pelos pontos de contato, tal que $l_1 = p_{c1}^R$ e $l_2 = p_{c2}^R$; os dois pontos de contato do RPP planar são definidos pela Equação (3.21) em função das juntas atuadas $d = [d_1, d_2]^T$.

Por fim, os ângulos de tombamento γ_1 e γ_2 são obtidos através da Equação (4.34). No cenário estático, os ângulos são calculados por:

$$\gamma_1 = \frac{\pi}{2} - \arctan\left(\frac{2d_1}{L}\right) + \phi_R, \quad \gamma_2 = \frac{\pi}{2} - \arctan\left(\frac{2d_2}{L}\right) - \phi_R$$

e a diferença entre ângulos de tombamento é definida em função das juntas atuadas $d = [d_1, d_2]^T$ e inclinação lateral do terreno ϕ_ϑ , de forma que:

$$\Delta_{\gamma_{12}} = -\arctan\left(\frac{2d_1}{L}\right) + \arctan\left(\frac{2d_2}{L}\right) + 2\delta + 2\phi_\vartheta$$

onde δ é dado pela Equação (3.23).

Ainda considerando cenários estáticos de operação, a cinemática diferencial de estabilidade do RPP planar $\dot{\Delta}_{\gamma_{12}}$ é calculada pela Equação (4.38) em função das derivadas $\dot{d} = [\dot{d}_1, \dot{d}_2]^T$ conforme o Jacobiano de estabilidade $J_e \in \mathbb{R}^{1 \times 2}$:

$$J_e = \left[\frac{-\frac{L}{2}}{\frac{L^2}{4} + d_1^2} + \frac{2L}{L^2 + \Delta_d^2}, \quad \frac{\frac{L}{2}}{\frac{L^2}{4} + d_2^2} - \frac{2L}{L^2 + \Delta_d^2} \right] \quad (4.42)$$

4.3.3 Métrica Baseada em Força e Ângulo (FA) do RPP Tridimensional

Conforme o modelo do RPP tridimensional com $m = 4$ pontos de contato com o terreno, a estabilidade é representada pela diferença entre os ângulos opostos de

tombamento $\Delta_{\gamma_{24}}$ e $\Delta_{\gamma_{13}}$:

$$\begin{bmatrix} \Delta_{\gamma_{24}} \\ \Delta_{\gamma_{13}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \gamma_2 - \gamma_4 \\ \gamma_1 - \gamma_3 \end{bmatrix} \quad (4.43)$$

Os eixos de tombamento $a_{t1}, a_{t2}, a_{t3}, a_{t4}$ e seus vetores normais l_1, l_2, l_3, l_4 são obtidos com as Equações (4.27) a (4.30), utilizando os quatro pontos de contato p_c^R do RPP dados pela Equação (3.26) em função das juntas atuadas $d = [d_1, d_2, d_3]^T$ e restrição referente a d_4 dada pela Equação (3.28).

Os ângulos de tombamento $\gamma_1, \gamma_2, \gamma_3, \gamma_4$ são obtidos através da Equação (4.34).

A cinemática diferencial de estabilidade do RPP tridimensional $\dot{\Delta}_\gamma$ é dada por:

$$\begin{bmatrix} \dot{\Delta}_{\gamma_{24}} \\ \dot{\Delta}_{\gamma_{13}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \dot{\gamma}_2 - \dot{\gamma}_4 \\ \dot{\gamma}_1 - \dot{\gamma}_3 \end{bmatrix} \quad (4.44)$$

Considerando cenários estáticos de operação, a cinemática diferencial de estabilidade do RPP tridimensional $\dot{\Delta}_\gamma$ é calculada pela Equação (4.38) em função das derivadas $\dot{d} = [\dot{d}_1, \dot{d}_2, \dot{d}_3]^T$ conforme o Jacobiano de estabilidade $J_e \in \mathbb{R}^{2 \times 3}$.

Para obter a cinemática, consideramos primeiro o Jacobiano $J_{p_{ci}} = \partial p_{ci} / \partial d \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ de cada ponto de contato p_i em relação a todas as juntas prismáticas $d \in \mathbb{R}^3$, já incluindo a restrição da quarta perna (Equação (3.28)):

$$\begin{aligned} J_{p_{c1}} &= \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ -1 & 0 & 0 \end{bmatrix}, & J_{p_{c2}} &= \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 \end{bmatrix}, \\ J_{p_{c3}} &= \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 \end{bmatrix}, & J_{p_{c4}} &= \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 1 & -1 & 1 \end{bmatrix}. \end{aligned} \quad (4.45)$$

A partir daí é possível obter o Jacobiano $J_{a_{t_i}} = \partial a_{t_i} / \partial d$ de cada eixo de tombamento a_{t_i} :

$$\begin{aligned} J_{a_{t_1}} &= J_{p_{c2}} - J_{p_{c1}}, & J_{a_{t_2}} &= J_{p_{c3}} - J_{p_{c2}}, \\ J_{a_{t_3}} &= J_{p_{c4}} - J_{p_{c2}}, & J_{a_{t_4}} &= J_{p_{c1}} - J_{p_{c4}}. \end{aligned} \quad (4.46)$$

Em seguida, determinam-se os Jacobianos $J_{l_i} = \partial l_i / \partial d$ com base nas Equações

(4.29) e (4.30):

$$\begin{aligned}
J_{l_i} &= J_{p_{ci+1}} - \frac{a_{t_i}^T p_{ci+1}}{a_{t_i}^T a_{t_i}} J_{a_{t_i}} - \\
&\quad - \frac{1}{(a_{t_i}^T a_{t_i})^2} \left(\left((a_{t_i}^T a_{t_i}) p_{ci+1}^T - 2(a_{t_i}^T p_{ci+1}) a_{t_i}^T \right) J_{a_i} + (a_{t_i}^T a_{t_i}) a_{t_i}^T J_{p_{ci+1}} \right) a_{t_i} \Big) I, \\
J_{l_m} &= J_{p_{c1}} - \frac{a_{t_m}^T p_{c1}}{a_{t_m}^T a_{t_m}} J_{a_{t_m}} - \\
&\quad - \frac{1}{(a_{t_m}^T a_{t_m})^2} \left(\left((a_{t_m}^T a_{t_m}) p_{c1}^T - 2(a_{t_m}^T p_{c1}) a_{t_m}^T \right) J_{a_{t_m}} + (a_{t_m}^T a_{t_m}) a_{t_m}^T J_{p_{c1}} \right) a_{t_m} \Big) I
\end{aligned} \tag{4.47}$$

Finalmente, $\dot{\gamma}_i$ é obtido derivando a Equação (4.34) em função da posição das juntas atuadas d , considerando $\sigma_i > 0$:

$$\dot{\gamma}_i = \frac{1}{\sqrt{l_i^T l_i - ((z_I^R)^T l_i)^2}} \left(- (l_i^T l_i) l_i^T J_o + \left((l_i^T l_i) (z_I^R)^T - (l_i^T z_I^R) l_i^T \right) J_{l_i} \right) \tag{4.48}$$

onde $J_o \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ é o Jacobiano de orientação dado pela Equação (4.26).

4.4 Mobilidade Definida pela Eficiência de Tração nas Rodas

Um robô articulado pode utilizar suas juntas atuadas para alterar a distribuição das forças de contato com o terreno. O objetivo consiste em otimizar as condições de contato e assim maximizar a eficiência de tração das rodas.

O conjunto de forças f_r e torques η_r resultantes atuando no CM_R causa forças de sustentação (f_s) aplicadas aos pontos de contato com o terreno. A força de sustentação aplicada em um ponto de contato (f_{s_i}) pode ser representada com respeito ao sistema de coordenadas do terreno (E^ϑ), de maneira que:

$$f_{s_i}^\vartheta = \begin{bmatrix} f_{t_i} \\ f_{l_i} \\ f_{n_i} \end{bmatrix} \tag{4.49}$$

onde f_{t_i} é a componente de tração, f_{l_i} é a componente lateral e f_{n_i} é a componente normal ao terreno.

As condições de contato entre uma roda do robô e o terreno são estimadas pela

razão entre as componentes tangenciais e normal ao plano de contato local:

$$cc_i = \frac{\sqrt{f_{t_i}^2 + f_{l_i}^2}}{f_{n_i}} \quad (4.50)$$

A minimização da razão cc_i pode reduzir o escorregamento e dessa forma otimizar a tração de cada roda. Este método também é chamado de otimização do cone de atrito, empregado em muitas pesquisas sobre controle de tração (Sreenivasan and Wilcox, 1994; Galvez et al., 2003; Besseron et al., 2005; Hauser et al., 2008; Ben Amar et al., 2009).

A razão entre as componentes da força de sustentação influencia diretamente no consumo de energia do robô, que aumenta de maneira rápida e não-linear em função de cc_i (Waldron et al., 1989). O escorregamento das rodas corresponde a um gasto ineficiente de energia, que pode ser evitado com a otimização do cone de atrito.

De maneira geral, o ajuste de tração de um robô móvel através dos cones de atrito exige o conhecimento da posição dos pontos de contato p_c e também dos planos locais de contato referentes a cada p_{c_i} . Cada plano de contato local pode ser representado pelo vetor normal n_{c_i} ; mais detalhes sobre a obtenção dos n_{c_i} são apresentados na seção 5.3.

A completa controlabilidade do cone de atrito exige que cada perna do robô possua 3 DoF atuados no caso tridimensional, ou 2 DoF atuados no caso planar (Sreenivasan, 1994). Muitos mecanismos articulados simples não possuem tal grau de articulação, de forma que a estratégia de tração deve ser simplificada.

Ao invés de otimizar cada um dos cones de atrito, uma solução viável para mecanismos com menor número de articulações ativas consiste em redistribuir as forças normais f_{n_i} aplicadas às rodas do robô. Dessa maneira, seriam necessários 2 DoF atuados por perna no caso tridimensional, e 1 DoF atuado por perna no caso bidimensional.

Os robôs apresentados nesta tese possuem motores acoplados a cada roda. Um veículo necessita que todas as rodas tracionem de maneira adequada, facilitando sua locomoção nos diferentes terrenos percorridos. Assumindo um terreno homogêneo, com características de solo semelhantes em todos os pontos de contato, é possível considerar que as rodas possuem capacidade de tração semelhante quando as forças normais f_{n_i} aplicadas são todas iguais.

A distribuição uniforme de forças normais otimiza a métrica conhecida como transferência de carga, que avalia a diferença entre as forças normais aplicadas nos lados opostos do veículo. Tal métrica é utilizada em diferentes pesquisas para estimar a mobilidade de robôs articulados (Odenthal et al., 1999; Chen and Peng, 2001; Peters and Iagnemma, 2006, 2009).

De fato, o consumo de energia do robô aumenta de forma quadrática conforme o aumento da corrente de alimentação dos motores. Durante operações onde o solo é homogêneo e as forças normais aplicadas às rodas são uniformes, é esperado que os motores forneçam torques próximos a um valor médio, igualando as correntes de alimentação e acarretando assim na diminuição do consumo total de energia do sistema.

O sistema pode ser simplificado ao representar o terreno por um plano formado pelos pontos de contato p_c , definido pelo vetor normal n_{ϑ} . Desta forma, é possível assumir que todos os planos locais de contato são coplanares, de forma que $n_{\vartheta} \parallel n_{ci}$, $i = 1, \dots, m$. Assim, os graus de liberdade necessários para redistribuir as forças normais aplicadas às pernas são reduzidos.

De acordo com o modelo simplificado de terreno, as forças normais são uniformes quando os módulos das forças de sustentação $\|f_{si}\|$ aplicadas nas pernas do robô possuem o mesmo valor.

Tal estratégia de controle é empregada em diferentes pesquisas (Klein et al., 1983; Klein and Kittivatcharapong, 1990; Gorinevsky and Shneider, 1990; Grand et al., 2002), e apresenta como vantagem o fato de não estressar nenhum componente mecânico do robô em demasia. Com a distribuição uniforme das forças de sustentação, a estrutura física do mecanismo é menos exigida e pode ser redimensionada, de forma a diminuir o peso total do robô e conseqüentemente reduzir o consumo de energia do sistema.

As forças f_{s_i} aplicadas nos pontos de contato podem ser medidas por sensores de força instalados no robô, conforme apresentado em (Galvez et al., 2001, 2003; Zagler and Pfeiffer, 2003). Os dados obtidos durante operações de campo são geralmente ruidosos, muitas vezes influenciados por atritos internos do mecanismo. Métodos alternativos para a estimação das forças de contato podem ser empregados, incluindo por exemplo a utilização de filtros de Kalman, como em (Eathakota et al., 2008; Doumiati et al., 2009).

Devido as dificuldades referentes à medição das forças de contato, algumas pesquisas (Ward and Iagnemma, 2008; Peters and Iagnemma, 2009) estimam as forças de contato (empilhadas) $f_s \in \mathbb{R}^{6 \times 3m}$ em função da dinâmica atuando no CM_R , de maneira que $f_s \Leftrightarrow f_r, \eta_r$. A relação é explorada em muitos trabalhos que lidam com dinâmica de veículos e robôs terrestres, incluindo (Waldron, 1986, 1992; Sreenivasan, 1994; Papadopoulos and Rey, 2000; Galvez et al., 2003).

É possível calcular f_s em função da dinâmica do robô utilizando as equações de equilíbrio de corpos rígidos (Goldstein, 1980) no caso de robôs planares com 2 pernas ou robôs tridimensionais com 3 pernas.

Um corpo necessita de 3 apoios para se sustentar, de maneira que o cálculo de f_s num robô com mais de 3 pernas corresponde a um sistema indeterminado. Neste

caso, uma solução genérica para calcular as forças de sustentação em função das forças f_r e torques η_r resultantes consiste em utilizar a pseudo-inversa generalizada de Moore-Penrose, conforme proposto em (Kumar and Waldron, 1988). A abordagem é válida para mecanismos rígidos onde o contato entre robô e terreno é pontual, assim como os modelos adotados nesta tese.

A utilização da pseudo inversa leva a uma solução de mínimos quadrados com norma mínima para o vetor f_s , desconsiderando as forças internas de interação aplicadas na cadeia fechada. As forças internas de interação não produzem efeitos externos diretos, e causam estresse no mecanismo ao forçar as pernas umas contra as outras. As forças de interação causam aumento do consumo de energia, já que os atuadores devem prover forças maiores que as estritamente necessárias para sustentar do robô.

Observação 4 *Em situações especiais de operação onde o robô deve se agarrar à superfície percorrida, é possível utilizar as forças de interação para aumentar as componentes normais entre elos da cadeia fechada, e assim permitir o robô “escalar” o terreno. Exemplos desse tipo de aplicação são os robôs TUM (Galvez et al., 2001) e MORITZ (Zagler and Pfeiffer, 2003), que utilizam pernas para andar por dentro de dutos horizontais e verticais.*

Os robôs articulados apresentados nessa pesquisa se assemelham mais a veículos, e não são capazes de escalar o terreno percorrido. Dessa maneira os mecanismos serão controlados para minimizar as forças internas, buscando com isso diminuir o consumo de energia do sistema.

O cálculo das forças de sustentação em função de f_r e η_r utilizando a pseudo-inversa generalizada considera o modelo:

$$G f_s^R = \begin{bmatrix} f_r^R \\ \eta_r^R \end{bmatrix} \quad (4.51)$$

onde a matriz $G \in \mathbb{R}^{6 \times 3m}$ corresponde à transformação adjunta definida como:

$$G = \begin{bmatrix} I & \dots & I \\ \hat{p}_{c1}^R & \dots & \hat{p}_{cm}^R \end{bmatrix} \quad (4.52)$$

A dinâmica do sistema (f_r^I, η_r^I) é calculada pela Equação (2.5), com respeito ao sistema de coordenadas inercial E^I , em função da trajetória de navegação, modelo do terreno percorrido e configuração das juntas do robô.

As forças e torques resultantes são registrados com respeito ao sistema de coordenadas do robô empregando a matriz de rotação R_I^R , tal que $f_r^R = R_I^R f_r^I$ e

$\eta_r^R = R_I^R \eta_r^I$. Em cenários estáticos onde apenas a força da gravidade atua no robô, obtemos $f_r^R = R_I^R f_g^I$ e $\eta_r^R = 0$.

Assim, as forças de sustentação f_s^R são definidas com respeito ao sistema de coordenadas do robô por:

$$f_s^R = G^\dagger \begin{bmatrix} f_r^R \\ \eta_r^R \end{bmatrix} \quad (4.53)$$

onde G^\dagger é a pseudo-inversa de G .

Uma forma de estimar a tração do robô com base nas forças de sustentação consiste em analisar a diferença entre cada força de sustentação com respeito à média de forças aplicadas nos m pontos de contato do sistema:

$$\bar{\Delta}_{f_{s_i}} = \frac{\sum_{j=1}^m \|f_{s_j}\|}{m} - \|f_{s_i}\|, \quad i = 1, \dots, m \quad (4.54)$$

Neste caso, a eficiência de tração pode ser representada pela diferença máxima entre a força de sustentação média e o valor aplicado a cada perna:

$$\zeta = \max(\bar{\Delta}_{f_{s_i}}), \quad i = 1, \dots, m \quad (4.55)$$

Do ponto de vista de tração, a pior configuração do robô é quando pelo menos uma das rodas perde contato com o terreno com $\|f_{s_i}\| = 0$, não contribuindo para a mobilidade do sistema. De acordo com o critério, a eficiência de tração é otimizada quando $\zeta = 0$, equivalente à distribuição uniforme das forças de sustentação aplicadas nas pernas do robô.

Uma forma simplificada de representar a tração do sistema consiste em analisar a diferença entre os módulos das forças de sustentação aplicados entre pernas consecutivas, tal que:

$$\Delta_{f_s} = \|f_{s_i}\| - \|f_{s_{i+1}}\| = f_t(d, \varphi_\vartheta, f_r, \eta_r) \quad (4.56)$$

onde $\Delta_{f_s} \in \mathbb{R}^{m-1}$.

A cinemática diferencial de tração $\dot{\Delta}_{f_s}$ é calculada pela diferença entre módulos das derivadas de forças de sustentação \dot{f}_{s_i} .

Em cenários estáticos de operação onde $\dot{\varphi}_\vartheta, \dot{f}_r, \dot{\eta}_r = 0$, a cinemática diferencial é definida apenas em função da velocidade de reconfiguração do mecanismo. Neste caso, $\dot{\Delta}_{f_s}$ pode ser definida conforme as velocidades dos pontos de contato \dot{p}_c^R :

$$\dot{\Delta}_{f_s} = B_t(p_c, \varphi_\vartheta, f_r, \eta_r) \dot{p}_c^R \quad (4.57)$$

onde $B_t = \partial f_t / \partial p_c^R$.

Considerando a cinemática diferencial do robô específico a ser controlado

(Equação (3.9)), é possível calcular $\dot{\Delta}_{f_s}$ conforme a derivada $\dot{d} = \frac{d}{dt}$ da posição das juntas atuadas:

$$\begin{aligned}\dot{\Delta}_{f_s} &= B_t(p_c, \varphi_\vartheta, f_r, \eta_r) J_{p_c}(d) \dot{d} \\ &= J_t(d, \varphi_\vartheta, f_r, \eta_r) \dot{d}\end{aligned}\quad (4.58)$$

onde $J_t \in \mathbb{R}^{(m-1) \times n_a}$ é o Jacobiano de tração estático, definido em função das juntas do robô, orientação do terreno, e forças e torques resultantes atuando no sistema.

A tarefa de controlar a diferença entre módulos das forças de sustentação de um robô articulado com $m = 2$ contatos com o terreno corresponde a $n_t = 1$ restrição imposta ao mecanismo articulado. Já para um robô tridimensional com $m = 4$ contatos, onde o comprimento de uma perna é restrito conforme a Equação (3.27), o controle de tração corresponde a $n_t = 2$ restrições impostas ao mecanismo.

4.4.1 Critério de Tração do APM

Conforme o modelo planar adotado do APM com $m = 2$ pontos de contato com o terreno, a eficiência de tração do robô é representada pela diferença entre os módulos das forças de sustentação $\Delta_{f_{s12}}$:

$$\Delta_{f_{s12}} = \|f_{s1}\| - \|f_{s2}\| \quad (4.59)$$

onde as forças de sustentação f_{s1} e f_{s2} são obtidas através da Equação (4.53).

O controle de tração planar adiciona $n_t = 1$ restrição ao sistema. Apesar do APM possuir $n_a = 1$ junta atuada, seu mecanismo é incapaz de alterar a orientação do robô, e a influência da articulação na distribuição de forças de sustentação entre as pernas é limitada.

Tal fato fica evidente num cenário estático, onde as forças de sustentação aplicadas nos $m = 2$ contatos podem ser calculadas através das equações de equilíbrio de corpos rígidos:

$$\|f_{s1}\| + \|f_{s2}\| = W \quad (4.60)$$

$$d_{t1} \|f_{s1}\| = d_{t2} \|f_{s2}\| \quad (4.61)$$

dado que $W = M\|a_g\|$ é o peso do robô, e as distâncias de tombamento d_{t1} e d_{t2} são obtidas por:

$$d_{t1} = \frac{L}{2} \cos(\phi_\vartheta) + (k d_1 + \underline{h}_R) \sin(\phi_\vartheta), \quad d_{t2} = \frac{L}{2} \cos(\phi_\vartheta) - (k d_1 + \underline{h}_R) \sin(\phi_\vartheta)$$

A diferença entre os módulos das forças de sustentação do APM é definida no caso estático por:

$$\Delta_{f_{s_{12}}} = \frac{-2 W (k d_1 + \underline{h}_R) \tan(\phi_\vartheta)}{L}$$

Podemos notar que $\Delta_{f_{s_{12}}}$ nunca é cancelada quando $\phi_\vartheta \neq 0$, dado que $\underline{h}_R > 0$. Neste caso, o mecanismo não permite igualar as forças de sustentação atuando nas rodas.

A cinemática diferencial de tração do APM é dada por:

$$\dot{\Delta}_{f_{s_{12}}} = \dot{f}_{s1} - \dot{f}_{s2} \quad (4.62)$$

Em cenários estáticos de operação, $\dot{\Delta}_{f_{s_{12}}}$ é calculada pela Equação (4.58) em função da derivada $\dot{d} = \dot{d}_1$ conforme o Jacobiano de tração $J_t \in \mathbb{R}$:

$$J_t = \frac{-2 W k \tan(\phi_\vartheta)}{L} \quad (4.63)$$

4.4.2 Critério de Tração do RPP Planar

Conforme o modelo do RPP planar com $m = 2$ pontos de contato com o terreno, a eficiência de tração do robô é representada pela diferença entre os módulos das forças de sustentação $\Delta_{f_{s_{12}}}$ definida pela Equação (4.59).

As forças de sustentação f_{s1} e f_{s2} são obtidas através da Equação (4.53). No cenário estático, as forças de sustentação aplicadas nos $m = 2$ contatos podem ser calculadas através das Equações (4.60) e (4.61) de equilíbrio de corpos rígidos, onde as distâncias de tombamento d_{t1} e d_{t2} são obtidas por:

$$d_{t1} = \frac{L}{2} \cos(\phi_R) + d_1 \sin(\phi_R) \quad d_{t2} = \frac{L}{2} \cos(\phi_R) - d_2 \sin(\phi_R)$$

e $\phi_R = \phi_\vartheta + \delta$, com δ dado pela Equação (3.23).

Neste caso, a diferença entre os módulos das forças de sustentação do APM é definida por:

$$\Delta_{f_{s_{12}}} = \frac{-\sigma_d W \sin(\phi_R)}{L \cos(\phi_R) - \Delta_d \sin(\phi_R)}, \quad \Delta_d = d_2 - d_1, \quad \sigma_d = d_1 + d_2$$

Ainda considerando cenários estáticos de operação, a cinemática diferencial de tração do RPP planar $\dot{\Delta}_{f_{s_{12}}}$ é calculada pela Equação (4.58) em função das derivadas

$\dot{d} = [\dot{d}_1, \dot{d}_2]^T$ conforme o Jacobiano de tração $J_t \in \mathbb{R}^{1 \times 2}$:

$$J_t = W \sin(\phi_R) \left[\frac{2d_2 \sin(\phi_R) - L \cos(\phi_R)}{(L \cos(\phi_R) - \Delta_d \sin(\phi_R))^2}, \frac{-2d_1 \sin(\phi_R) - L \cos(\phi_R)}{(L \cos(\phi_R) - \Delta_d \sin(\phi_R))^2} \right] + \left[\frac{-\sigma_d W L}{(L \cos(\phi_R) - \Delta_d \sin(\phi_R))^2}, 0, 0 \right] J_o \quad (4.64)$$

onde $J_o \in \mathbb{R}^{3 \times 2}$ é o Jacobiano de orientação dado pela Equação (4.21).

4.4.3 Critério de Tração do RPP Tridimensional

Conforme o modelo do RPP tridimensional com $m = 4$ pontos de contato com o terreno e uma restrição (Equação (3.28)), a eficiência de tração é representada pela diferença entre os módulos das forças de sustentação $\Delta_{f_{s12}}$ e $\Delta_{f_{s23}}$:

$$\begin{bmatrix} \Delta_{f_{s12}} \\ \Delta_{f_{s23}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \|f_{s1}\| - \|f_{s2}\| \\ \|f_{s2}\| - \|f_{s3}\| \end{bmatrix} \quad (4.65)$$

As forças de sustentação f_{s1}, f_{s2}, f_{s3} são obtidas através da Equação (4.53).

A cinemática diferencial de tração do RPP tridimensional $\dot{\Delta}_{f_s}$ é dada por:

$$\begin{bmatrix} \dot{\Delta}_{f_{s12}} \\ \dot{\Delta}_{f_{s23}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \|\dot{f}_{s1}\| - \|\dot{f}_{s2}\| \\ \|\dot{f}_{s2}\| - \|\dot{f}_{s3}\| \end{bmatrix} \quad (4.66)$$

Considerando cenários estáticos de operação, a cinemática diferencial de tração do RPP tridimensional $\dot{\Delta}_{f_s}$ é calculada pela Equação (4.58) em função das derivadas $\dot{d} = [\dot{d}_1, \dot{d}_2, \dot{d}_3]^T$ conforme o Jacobiano de tração $J_t \in \mathbb{R}^{2 \times 3}$.

A cinemática é obtida com base na variação das forças de sustentação \dot{f}_s aplicadas nas pernas, calculada diferenciando a Equação (4.53) em função da posição das juntas atuadas d :

$$\dot{f}_s^R = \dot{G}^\dagger \begin{bmatrix} f_r^R \\ \eta_r^R \end{bmatrix} \quad (4.67)$$

onde a derivada $\dot{G}^\dagger = \partial G^\dagger / \partial d$.

4.5 Conclusões

Este capítulo apresentou as métricas para avaliar a mobilidade do robô com base na altura, orientação, estabilidade e eficiência de tração das rodas.

A altura do robô corresponde à sua distância ao terreno. A orientação é representada pela inclinação do robô com respeito à horizontal. A estabilidade do sistema é estimada por uma métrica baseada em forças e ângulos (FA) capazes de tombar o sistema. A eficiência de tração é computada com base na distribuição de forças de sustentação aplicadas nas rodas.

Para cada um dos robôs articulados considerados - APM, RPP planar e RPP tridimensional, foram apresentadas as equações utilizadas para o cálculo dos critérios de mobilidade e as cinemáticas correspondentes.

Capítulo 5

Percepção, Modelagem e Representação de Terrenos Naturais

O conhecimento do local de operação é necessário em várias aplicações de robótica, incluindo o planejamento de trajetória, identificação de pontos de contato, análise de estabilidade, entre outras. Estas tarefas requerem especial atenção no caso de operações em ambientes naturais (Hamner et al., 2008), lidando com riscos de tombamento causados pela estrutura irregular do terreno e colisão com obstáculos.

A estratégia de reconfiguração de um AAMR proposta para cenários dinâmicos consiste em prever a mobilidade do sistema e desta forma antecipar a ação de comando de acordo com a largura de banda dos atuadores.

Conforme apresentado no capítulo anterior, os critérios de orientação, estabilidade e tração adotados são calculados em função da orientação do terreno φ_θ . Além disso, as métricas de estabilidade e tração também dependem das forças e torques resultantes f_r, η_r atuando no robô, que podem ser obtidos em função das variações do terreno (capítulo 2).

A estratégia de controle preditivo baseado em modelo exige o conhecimento do terreno percorrido, em especial a posição dos pontos de contato com as rodas robô, ao longo de um horizonte futuro de tempo.

Diferentes estratégias para modelagem de terrenos podem ser empregadas pelo controle preditivo.

No caso de operações rotineiras num mesmo ambiente, o robô poderia utilizar como referência um mapa pré-registrado do terreno. Desta forma, a estimação dos pontos de contato é resolvida através da localização do robô no mapa.

Ao navegar num local desconhecido, o robô deve empregar os sensores disponíveis para perceber o meio ao redor, e utilizar os dados obtidos para criar um modelo representativo do ambiente.

Outra abordagem consiste no emprego de múltiplos robôs, onde um dispositivo mais simples de instrumentação se locomove na frente do robô articulado, de forma a obter com precisão a posição futura de contato entre rodas e terreno. Um exemplo de aplicação desta abordagem é o robô ROSPHERE, uma simples esfera capaz de rotacionar de maneira ativa a fim de se locomover e mapear terrenos desconhecidos (Hernández et al., 2013b,a). Um vídeo ilustrativo deste robô está disponível no link (<http://www.youtube.com/watch?v=5mvr-XEeT4>).

Este capítulo apresenta uma possível solução para a modelagem *online* de terrenos e estimação dos pontos de contato, utilizando um laser embarcado para medir linhas transversais do terreno à frente do robô. A metodologia é proposta com base na pose do robô e trajetória futura de navegação, assumidas conhecidas durante a operação.

Três problemas fundamentais estão associados à modelagem de terrenos naturais: compatibilidade, resolução, e representação de incertezas (Burgard and Hebert, 2008).

O modelo deve ser compatível com a tarefa a ser realizada: para a navegação autônoma, é desejado obter uma representação geral e ampla do ambiente, permitindo uma escolha ótima de trajetória; já para a reconfiguração do mecanismo articulado, é necessário apenas conhecer as posições de contato entre rodas do robô e o terreno percorrido.

As características do terreno influenciam o modelo empregado. Em ambientes artificiais uniformes, incluindo pavimentos e estradas, é possível computar a superfície percorrida analiticamente através de funções lineares. Já nos casos de terrenos naturais e acidentados formados por complexas superfícies não lineares, a solução mais adequada consiste em representar o ambiente através de um conjunto de amostragens discretas.

A superfície de um terreno é composta por infinitos pontos. Dessa maneira, é necessário especificar a resolução do modelo de forma condizente com as operações realizadas, definindo o número mínimo de pontos utilizados na representação. O emprego de uma representação compacta permite implementar a abordagem proposta em robôs simples, com capacidade restrita de memória e processamento computacional.

Por fim, o modelo do terreno empregado deve ser capaz de lidar com incertezas inerentes dos sensores utilizados para perceber o meio.

Ambientes naturais constituem meios pouco estruturados. Neste cenário, o robô deve identificar diferentes obstáculos como pedras, buracos e inclinações no terreno.

Muitas vezes o terreno está parcialmente ou totalmente coberto por vegetação, o que torna o problema de modelagem ainda mais complexo. A vegetação pode ser erroneamente detectada como obstáculo, ou ainda cobrir um obstáculo real dificultando sua percepção.

Dessa forma, técnicas especiais de percepção e segmentação são necessárias para lidar com a presença de vegetação.

5.1 Percepção de Terrenos Naturais

Diferentes sensores e equipamentos de instrumentação podem ser empregados para a percepção de terrenos naturais.

Visão estéreo (Mandelbaum et al., 1998; Urmson et al., 2002; Bellutta et al., 2000) e omnidirecional (Cauchois et al., 2003), além de segmentação de cor (Batavia and Singh, 2001; Bellutta et al., 2000; Rasmussen, 2001, 2002; Hong et al., 2002; Dima et al., 2004) foram utilizadas para detecção de obstáculos e modelagem de terrenos.

A maior vantagem desses sistemas é o baixo custo, já que eles necessitam essencialmente de câmeras comerciais. Entretanto, a visão é uma forma passiva de percepção e está sujeita a alterações de iluminação, cor e efeitos dinâmicos referentes à distância de foco, interferindo no desempenho da percepção e ocasionalmente acarretando em falsas detecções.

Uma maneira de superar esses inconvenientes consiste em adotar sensores ativos, como sonares, radares (Barshan and Kuc, 1992; Kuc, 1990) e *laser range finders*. Os lasers são os sensores mais recomendados para a modelagem de terrenos naturais, devido às suas vantagens críticas de precisão, quando comparados com radares, e tempo de processamento, quando comparados com sistemas de visão (Lingemann et al., 2005).

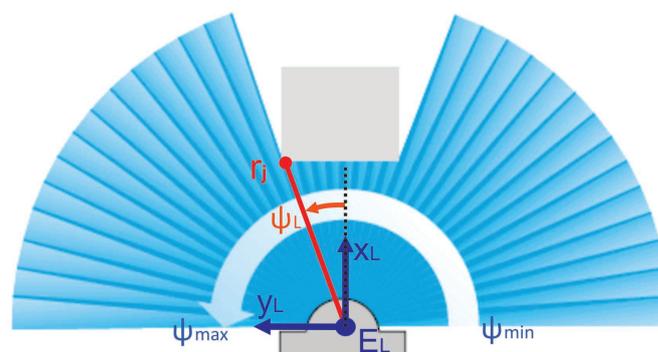


Figura 5.1: Desenho esquemático sobre o funcionamento do sensor *laser range finder*.

O funcionamento de um *laser range finder* é ilustrado na Figura 5.1. O laser realiza varreduras num plano de visão $\Delta(\psi_L)$, fornecendo a cada medição um *array*

com r_j distâncias. O número de elementos do *array* é denominado de n_r , sendo definido conforme a resolução do laser s_l :

$$\begin{aligned} n_r &= \frac{\Delta(\psi_L)}{s_l} \\ \Delta(\psi_L) &= \psi_{L\max} - \psi_{L\min} \end{aligned} \quad (5.1)$$

As medições correspondem a coordenadas polares, onde um ângulo ($\psi_{L\min} + j s_l$) é associado a cada distância r_j de acordo com sua posição (j) no *array*. Os pontos medidos pelo laser são representados no espaço cartesiano, com respeito ao sistema de coordenadas do laser E^L , por:

$$p_{lj}^L = [r_j \cos(\psi_{L\min} + j s_l), r_j \sin(\psi_{L\min} + j s_l), 0]^T, \quad j = 1, \dots, n_r \quad (5.2)$$

Nesta tese, é assumido que o meio de operação percorrido pelo robô é percebido através de um laser, fornecendo medições de distância para gerar uma nuvem tridimensional de pontos representando o ambiente.

Um problema relevante consiste em lidar com vegetação, que pode acarretar na estimação de pontos não condizentes com as posições reais de contato entre terreno e robô.

A superfície gerada em um ambiente coberto com vegetação pode ser mais abrupta ou mais suave que o perfil do terreno a ser percorrido pelo robô, levando a uma reconfiguração incorreta do mecanismo. Uma solução adequada consiste em extrair o perfil ocluso do terreno que de fato estará em contato com o veículo.

O método de filtragem de vegetação apresentado em (Vandapel et al., 2006) propõe criar um cone auxiliar a partir de cada ponto da nuvem tridimensional fornecida pelo laser em direção ao terreno, conforme ilustrado na Figura 5.2. Caso exista algum outro ponto no interior do tronco de cone definido pela altura ι e ângulo ν , o ponto no topo é classificado como vegetação.

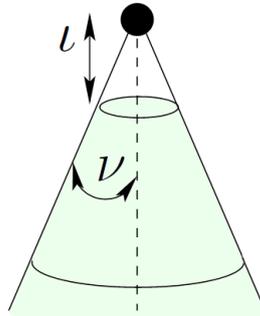


Figura 5.2: Parâmetros utilizados para ajustar o algoritmo de classificação de vegetação.

Apesar de promissor, esse tipo de abordagem obtém melhores resultados em áreas descampadas com solo exposto, como estradas abertas e ambientes desérticos,

ao contrário de terrenos com vegetação densa (Lalonde et al., 2006). Tal técnica seria incapaz de lidar com estruturas finas como galhos, vegetação suspensa ou obstáculos inseridos na vegetação.

A ideia de utilizar a permeabilidade da vegetação é proposta em (Lacaze et al., 2002), contando o número de vezes que um feixe de laser atravessa *voxels* de um grid 3D representando o ambiente. A razão entre feixes refletidos e não-refletidos é utilizada como indicador da presença de superfícies sólidas ou volumes permeáveis como vegetação. Outras pesquisas utilizam variações desta técnica para obter o perfil do terreno por baixo da vegetação (Wellington and Stentz, 2006; Kelly et al., 2004).

A pesquisa apresentada em (Vandapel et al., 2004) segmenta dados obtidos com laser em três classes: superfícies (perfil do terreno, pedras, troncos grossos de árvores), estruturas lineares (fios, galhos e troncos finos de árvores) e volumes porosos (folhas e grama). As três classes correspondem às geometrias básicas utilizadas para modelagem de terrenos naturais.

Uma proposta semelhante de modelagem é apresentada em (Anguelov et al., 2005), utilizando uma abordagem baseada em Campos Markovianos Aleatórios para classificar dados obtidos com um laser instalado em um veículo em movimento. Neste caso, são propostas quatro classes para representar o ambiente natural: terreno, árvores, grama e edificações.

5.2 Modelagem de Terrenos Naturais

Ambientes naturais podem ser representados utilizando uma abordagem geométrica. Os métodos mais comuns para modelagem de terrenos são o grid de elevação ($2\frac{1}{2}$ D), grid 3D e malhas.

O grid de elevação representa o terreno por uma função $h = f(x, y)$, onde x e y são as coordenadas em um plano de referência, e h corresponde à elevação; a modelagem do terreno através de um grid $2\frac{1}{2}$ D é também denominada de mapa de elevação digital. O mapa de elevação possui fácil aplicação, já que o terreno é percebido diretamente através dos sensores embarcados, e as medições são armazenadas numa estrutura simples de dados. Por isso, tal representação é bastante utilizada por robôs operando em ambientes naturais sem a presença de estruturas verticais e corpos suspensos.

Os mapas de elevação assumem um plano de referência, o que muitas vezes não é válido. Uma alternativa consiste em representar o terreno diretamente através de pontos tridimensionais, sem projetar estes num plano de referência. Como vantagens, o método não apresenta restrições referentes à geometria do ambiente, e

mantém a distribuição original dos pontos 3D. Essa distribuição pode ser utilizada, por exemplo, para segmentar vegetação e terreno. A maior desvantagem do método é a necessidade de lidar com grandes volumes de dados. Outro problema relacionado ao grid 3D é o fato deste não representar diretamente a continuidade da superfície.

Uma solução alternativa consiste em representar o terreno através de malhas, como por exemplo triângulos. Essa abordagem é atrativa por ser capaz, à princípio, de representar qualquer combinação de superfícies. Essa pode ser uma representação compacta, utilizando técnicas de redução para alterar o número de malhas compondo o modelo.

A Figura 5.3 ilustra um terreno percorrido por um APM durante operação de campo, representado através de malhas. A resolução do modelo pode ser ajustada alterando o número de malhas. Utilizando alta resolução, é possível modelar a superfície do terreno de maneira precisa, contendo detalhes do perfil percorrido.

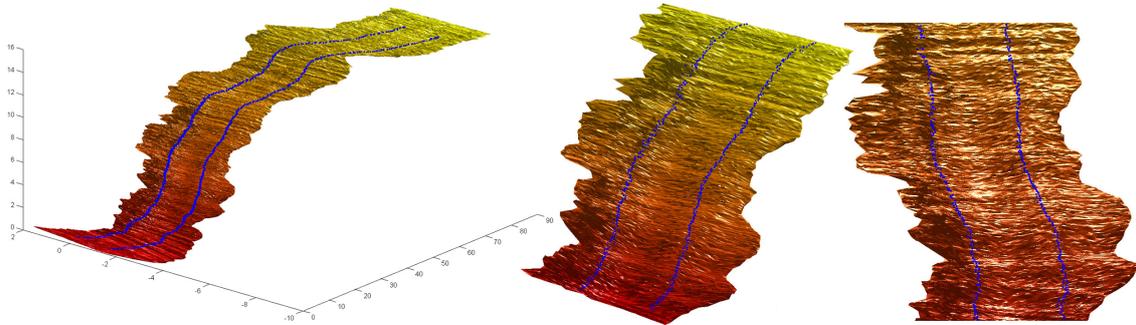


Figura 5.3: Representação de um terreno natural através de malhas. As marcas em azul correspondem aos pontos de contato estimados entre veículo e terreno. Os resultados foram obtidos com dados coletados pelo APM durante operação de campo.

A desvantagem do método está na complexidade em utilizar diretamente os dados obtidos com sensores para extração de superfícies. Incertezas de medição e detecção de vegetação geram pontos randômicos que não se encaixam na superfície do terreno. Dessa maneira, é necessário pré-processar os dados, tentando isolar os pontos que pertencem apenas ao terreno a ser percorrido pelo robô.

Para a análise da mobilidade de um veículo se locomovendo em terrenos naturais, o método de malhas é mais adequado para a representação do ambiente, já que este modela a superfície percorrida de maneira contínua através da interpolação de pontos adjacentes.

Esse tipo de representação é utilizado em programas de simulação de veículos, incluindo o MSC.Adams/Car (Blundell and Harty, 2004). A superfície da estrada é definida como um sistema de triângulos conectados (*patches*). Utilizando uma representação por elementos finitos, é possível associar características de solo a cada

triângulo, o que permite simular mudanças de condições na estrada, por exemplo o veículo passando de um piso seco a um piso molhado.

A modelagem de terrenos naturais através de malhas também é sugerida em (Sreenivasan, 1994) considerando aplicações de reconfiguração de robôs articulados. Maiores detalhes sobre a modelagem de terrenos naturais através de malhas de triângulos são apresentados em (Sangreman et al., 2013)

5.3 Representação de Terrenos Naturais

Terrenos irregulares e acidentados em geral são formados por superfícies complexas e não lineares, cujos modelos não são fáceis de se obter. Uma solução consiste em representar o terreno através de um conjunto de superfícies justapostas (Sreenivasan and Wilcox, 1994), equivalente ao método de malhas apresentado previamente.

O método de malhas possui resolução ajustável, conforme o número de pontos utilizados na criação das superfícies. Considerando robôs em operações de campo, é importante adotar uma representação de baixa resolução, que seja computacionalmente eficiente de forma a permitir cálculos em tempo real.

Os modelos apresentados no capítulo 3 levam em conta apenas os pontos de contato com o robô, e o restante do perfil do terreno é desconsiderado. Assim, é possível modelar o terreno percorrido através de superfícies definidas com base apenas nos pontos de contato, caracterizando a resolução mínima para modelagem através de malhas.

A representação proposta assume que tanto o robô quanto o terreno são rígidos. O contato entre terreno e roda ocorre num ponto único, de forma que o raio da roda é desconsiderado.

Um corpo rígido necessita apenas de três pontos de apoio para se manter suspenso num espaço tridimensional; de maneira similar, o terreno local pode ser representado de forma mínima através de três pontos formando um plano. Esta hipótese implica que todos os planos locais de contato entre as rodas do robô e o terreno sejam coplanares, com $n_{oi} \parallel n_{ci}$, $i = 1, \dots, m$.

A simplificação é válida para terrenos benignos (Iagnemma and Dubowsky, 2000) cujas condições locais se mantêm constantes em torno de cada ponto de contato. Segundo (Sreenivasan, 1994), a hipótese seria pertinente, dado que a flexibilidade entre rodas do robô e terreno aumenta o raio de curvatura efetivo das variações locais do solo.

A representação proposta consiste em estimar os pontos de contato com as rodas do robô, e em seguida calcular uma sequência de planos correspondente ao terreno percorrido. Para tal, o processo utiliza como entrada uma nuvem tridimensional

de pontos composta por medições do terreno percorrido, registrada com respeito ao sistema de coordenadas inercial E^I , e filtrada de forma a eliminar a vegetação presente no ambiente.

5.3.1 Estimação dos Pontos de Contato

Uma dificuldade em modelar o terreno a fim de prever a mobilidade do veículo consiste em estimar a posição dos pontos de contato p_{ci} , que constitui uma tarefa crucial para a reconfiguração do robô, além de outras aplicações relacionadas à robótica.

Um exemplo é o sistema de navegação do robô SCARAB, que prevê o caminho percorrido pelas rodas sobre o terreno (Figura 5.4). Outra aplicação notável é o sistema de suspensão ativa *pre-scan* da Mercedes-Benz, que utiliza lasers para obter o perfil do terreno em frente das rodas (Figura 1.10).

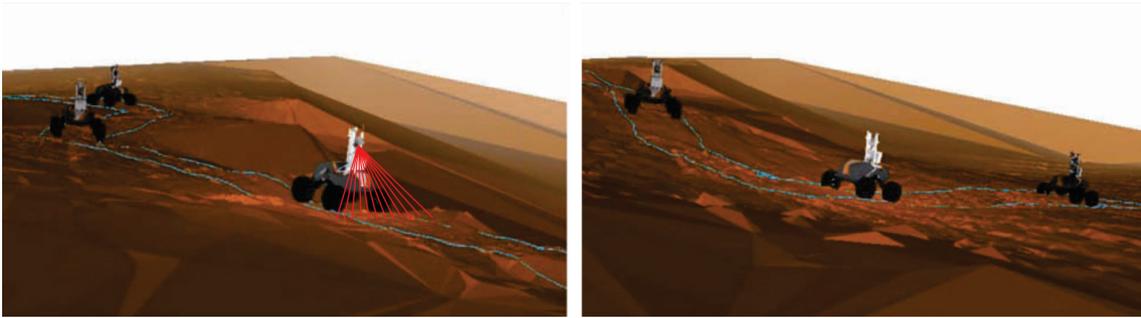


Figura 5.4: Estimação da localização dos pontos de contato entre as rodas do robô SCARAB e o terreno, conforme o percurso executado pelo robô.

No caso geral de veículos e robôs com rodas, considera-se que os pontos de contato com o terreno estejam localizados nas partes inferiores das rodas.

Um contra-exemplo é o Robô Ambiental Híbrido, que utiliza esferas para tração e também flutuar na água. Neste caso, a posição de cada p_{ci} é estimada projetando o centro da roda, no eixo $\{-z^R\}$, sobre a superfície esférica conforme apresentado na Figura 5.5.

Em relação aos AAMR apresentados na seção 3.2, os pontos de contato se localizam na parte inferior das rodas do APM (Figura 3.2) ou nas extremidades das pernas dos RPPs (Figuras 3.3 e 3.5); as posições de contato com respeito ao sistema de coordenadas do robô são definidas em função das juntas atuadas $p_c^R = f_p(d)$.

Os pontos de contato podem ser representados com respeito ao sistema de coor-

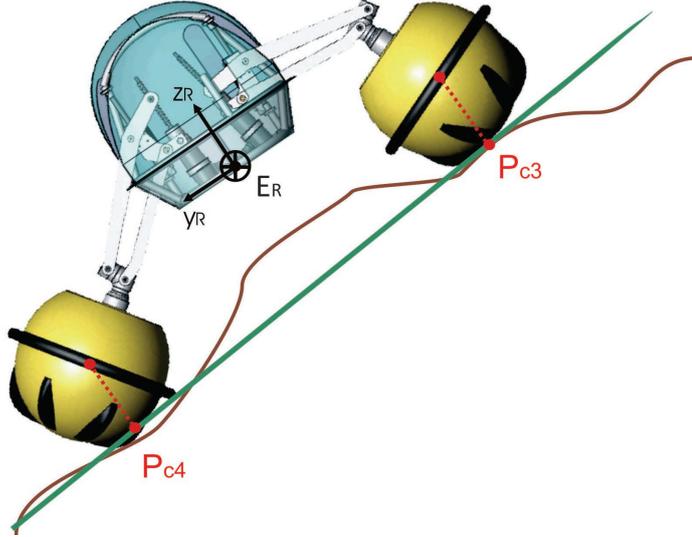


Figura 5.5: Estimação da localização dos pontos de contato entre as rodas esféricas do Robô Ambiental Híbrido e o terreno.

denadas inercial (E^I) conhecendo a pose do robô $\mathbf{x}_R^I = (p_R^I, R_R^I)$, tal que:

$$p_{ci}^I = p_R^I + R_R^I p_{ci}^R \quad (5.3)$$

A pose pode ser medida utilizando um sensor de posicionamento com unidade inercial (Dudek and Jenkin, 2008), fornecendo dados a serem processados através de um filtro, por exemplo Kalman de Partículas (Thrun et al., 2005), a fim de obter uma estimativa precisa da posição e orientação do robô. Outra opção seria estimar \mathbf{x}_R^I utilizando os modelos apresentados no capítulo 3.

As posições dos pontos de contato são alteradas durante a execução do percurso. Dessa forma, a operação do robô é caracterizada por uma sequência de pontos de contato $p_{ci}(l)$ com respeito à distância l percorrida, calculada pela Equação (3.5).

A estimativa dos pontos de contato a serem percorridos pelo robô pode ser feita, por exemplo, utilizando um laser medindo linhas transversais do terreno à frente do robô, conforme ilustrado na Figura 5.6. Neste caso, o laser está instalado no robô numa configuração denominada de *push-broom* (Batavia and Singh, 2002), definida conforme a pose $\mathbf{x}_L^R = (p_L^R, R_L^R)$.

Um laser padrão com campo de visão $\Delta(\psi_L) = 180^\circ$ e resolução $s_l = 1^\circ$ fornece a cada medição um *array* com distâncias r_j , $j = 1, \dots, 181$, onde $j = 91$ corresponde a um ponto diretamente à frente do robô. Assim, a distância entre a projeção do robô e a linha à frente do terreno pode ser representada por:

$$p_{l91}^\vartheta = p_L^\vartheta + R_L^\vartheta p_{l91}^L$$

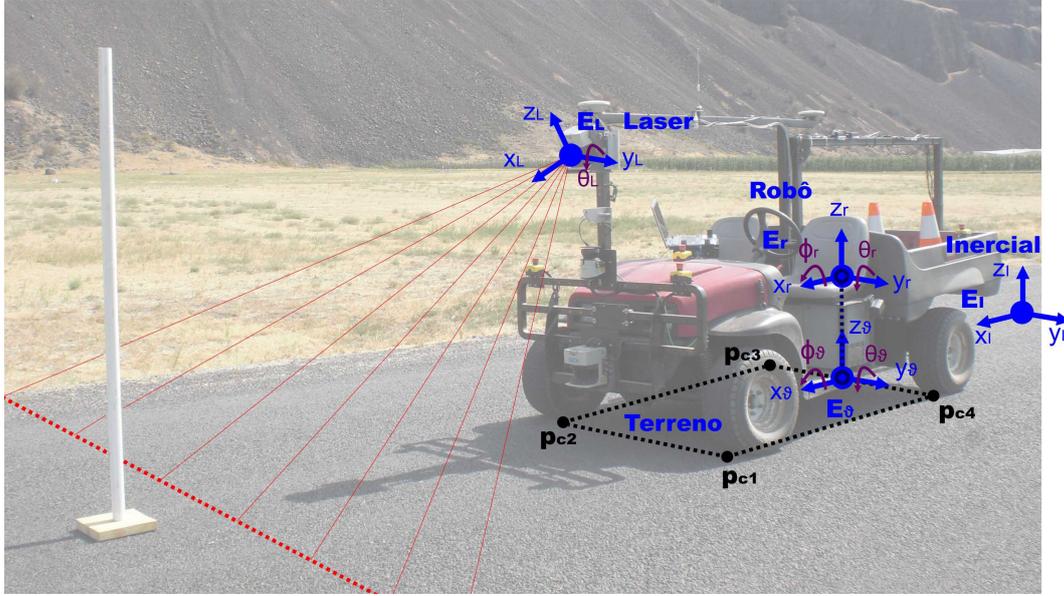


Figura 5.6: Veículo agrícola de pesquisa Laurel, com o laser instalado inclinado ao plano horizontal, medindo linhas do perfil do terreno à frente do robô. Esta imagem ilustra também os sistemas de coordenadas do laser E^L , robô E^R , terreno E^θ e inercial E^I .

Conhecendo a trajetória futura de navegação do robô, é possível prever o horizonte de tempo t_{hi} para cada roda (p_{ci}^θ) percorrer a linha medida pelo laser através da projeção dos vetores:

$$t_{hi} : u.v = v.v \mid v = R_\theta^I p_{l91}^\theta, u = R_\theta^I p_{ci}^\theta + \int_t^{t+t_{hi}} \dot{p}_\theta^I dt \quad (5.4)$$

onde $(.)$ corresponde ao produto interno. O limite superior da integral pode ser calculado através de um método numérico de acumulação.

Com base no horizonte de tempo previsto, é possível estimar os pontos medidos pelos laser que serão percorridos pelas rodas do robô (\hat{p}_{ci}^I) utilizando a seguinte relação:

$$\hat{p}_{ci}^I = p_{lj}^I : \min \left(\left\| R_\theta^I p_{ci}^\theta + \int_t^{t+t_{hi}} \dot{p}_\theta^I dt - R_\theta^I p_{lj}^\theta \right\| \right), j = 1, \dots, n_r \quad (5.5)$$

A posição atual dos pontos de contato $p_{ci}(l)$ é definida com respeito à distância l percorrida pelo robô, obtida pela Equação (3.5). Já os pontos de contato preditos \hat{p}_{ci} correspondem a $p_{ci}(l + l_h)$, onde l_h :

$$l_h = \int_t^{t_h} \|\dot{p}_\theta^I(t)\| dt$$

Cabe aqui observar que apesar da metodologia para a estimação dos pontos de contato \hat{p}_{ci}^I ser influenciada pelas incertezas associadas à localização do robô, ela não

sofre o problema de acúmulo de erros ao longo da operação.

Isto porque a estimação é sempre feita considerando a posição atual do robô e a medição do laser à frente do terreno, e o erro de localização é definido com respeito à distância l_h a ser percorrida pelas rodas até a linha de medições, ao invés de considerar toda a distância l já percorrida pelo veículo.

A Figura 5.3 apresenta uma sequência de pontos de contato $p_{ci}(l)$ estimados entre o APM e o terreno durante uma operação de campo.

Além da posição, outras informações sobre os contatos entre rodas e terrenos podem ser relevantes para o controle de reconfiguração.

Apesar de representar o terreno local por um único plano, pode ser útil conhecer os distintos planos que de fato constituem o contato entre cada roda e o terreno. Estes dados permitiriam a análise de tração através do cone de atrito, calculado conforme a Equação (4.50). A informação poderia ser utilizada para o controle de tração de mecanismos com alto grau de articulação.

O plano de contato local a cada roda é representado pelo vetor normal n_{ci}^I , calculado utilizando pontos p_{lj} próximos a p_{ci} , numa distância definida conforme o raio da roda. Os pontos adjacentes são ajustados a um plano através da otimização de uma função de mínimos quadrados fornecendo n_{ci}^I .

Observação 5 *Uma proposta apresentada em (Iagnemma and Dubowsky, 2004) com objetivo semelhante consiste em determinar os atuais ângulos entre cada roda do robô e o terreno percorrido. A estratégia não consiste em antecipar o terreno, e os ângulos são estimados através das medições fornecidas pelos sensores embarcados. Além disso, a formulação não é válida quando o robô está parado.*

Com base nestes ângulos, o mesmo autor propõe em (Iagnemma and Dubowsky, 2000) a classificação do terreno como benigno no caso de ângulos inferiores a 15° . Essa classificação se aplica nesta tese aos terrenos onde os ângulos máximos de inclinação $|\phi_\vartheta|_{\max}, |\theta_\vartheta|_{\max} < 15^\circ$.

Outra informação relevante é o erro residual e_{ci} entre o ponto de contato p_{ci} e o plano obtido com os pontos p_{lj} adjacentes. Tal informação pode ser utilizada como métrica para representar a irregularidade da superfície, conforme sugerido em (Hamner et al., 2008). O erro pode também indicar um fator de incerteza associada ao modelo do terreno.

A sequência de pontos de contato $p_{ci}(l)$, junto com informações adicionais associadas, são armazenadas numa estrutura de dados compostas por matrizes $M_\vartheta(l)$ definidas com respeito à distância percorrida pelo robô, tal que $M_\vartheta(l) = [p_{ci}, n_{ci}, e_{ci}]^T, i = 1, \dots, m$.

É importante observar que, para o controle preditivo de reconfiguração proposto, o robô não precisa armazenar todos os pontos de contato entre rodas e terreno. A

estratégia analisa apenas o horizonte de predição, que corresponde aos pontos do terreno medidos pelo laser que ainda não foram percorridos pelo robô, entre $\hat{p}_{ci}^I(l)$ e $\hat{p}_{ci}^I(l + l_h)$. À medida que o robô ultrapassa as linhas medidas pelo laser, as medições correspondentes podem ser descartadas.

5.3.2 Cálculo da Superfície do Terreno através de uma Sequência de Planos

Dada a distância percorrida pelo robô (l), é possível obter um plano $\mathfrak{P}(l)$ representando a geometria local do terreno utilizando os pontos de contato $p_{ci}^I(l)$ representados com respeito ao sistema de coordenadas inercial.

Assumindo contato pontual, um corpo necessita de apenas três pontos de sustentação para se manter erguido. De maneira análoga, o plano representando o terreno é definido por três pontos de contato, e um robô com 4 ou mais rodas constitui um sistema redundante.

O sistema é simplificado conforme a restrição g , garantindo o contato das rodas extras com a superfície do terreno. A condição elementar para uma perna auxiliar a mobilidade do robô é o contato com o terreno, de maneira que a restrição dada pela Equação (3.27) pode ser estendida a todas as pernas, de forma que:

$$g : p_{ci} \in \mathfrak{P}, i = 1, \dots, m \quad (5.6)$$

Durante operações em terrenos naturais, são raros os momentos onde mais de três pontos de contato pertencem a um mesmo plano. Para fins de cálculo e simulação, os pontos p_{ci} podem ser ajustados de maneira a satisfazer a restrição g .

Para tal, três pontos de contato são escolhidos como base para o cálculo de \mathfrak{P} . A seleção é feita de maneira conservativa, representando o terreno pelo plano de maior inclinação. Os demais pontos de contato são ajustados alterando a componente vertical p_{cz}^I de forma que todos eles se encaixem ao plano. Detalhes sobre a implementação do ajuste dos pontos são descritos no Algoritmo 5.3.1.

Algorithm 5.3.1: AJUSTE DOS CONTATOS(p_c)

procedure VETORNORMAL(p_i, p_j, p_k)

$n \leftarrow (p_i - p_j) \times (p_j - p_k)$

$n \leftarrow \frac{n_d}{\|n_d\|}$

return (n)

main

$fitError \leftarrow 0.001$

$k \leftarrow 0.1$

for $l \leftarrow 0$ **to** l_{\max}

$\left\{ \begin{array}{l} \bar{n}_1 \leftarrow \text{VETORNORMAL}((p_{c2}(l), p_{c3}(l), p_{c4}(l))) \\ \bar{n}_2 \leftarrow \text{VETORNORMAL}((p_{c1}(l), p_{c3}(l), p_{c4}(l))) \\ \bar{n}_3 \leftarrow \text{VETORNORMAL}((p_{c1}(l), p_{c2}(l), p_{c4}(l))) \\ \bar{n}_4 \leftarrow \text{VETORNORMAL}((p_{c1}(l), p_{c2}(l), p_{c3}(l))) \end{array} \right.$

$(Value, Index) \leftarrow \max([\cos^{-1}(z^I \cdot \bar{n}_1), \cos^{-1}(z^I \cdot \bar{n}_2), \cos^{-1}(z^I \cdot \bar{n}_3), \cos^{-1}(z^I \cdot \bar{n}_4)])$

do $\left\{ \begin{array}{l} p_{cAdj} \leftarrow p_{cIndex} \\ n_{\vartheta} \leftarrow \bar{n}_{Index} \\ d_{\vartheta} \leftarrow n_{\vartheta} p_{ci}, p_{ci} \neq p_{cAdj} \end{array} \right.$

$d_{Adj} \leftarrow n_{\vartheta}^T p_{cAdj} + d_{\vartheta}$

while $|d_{Adj}| > fitError$

$\left\{ \begin{array}{l} p_{cAdj_z} \leftarrow p_{cAdj_z} - k d_{Adj} \\ d_{Adj} \leftarrow n_{\vartheta}^T p_{cAdj} + d_{\vartheta} \end{array} \right.$

return ($p_c(l)$)

Cada seção do terreno percorrido corresponde a um plano, definido com respeito a E^I por um vetor e um ponto, no caso o vetor normal n_{ϑ}^I e qualquer ponto de contato p_{ci}^I , tal que:

$$(\check{n}_{\vartheta}^I)^T p_{ci}^I - d_{\vartheta} = 0 \quad (5.7)$$

onde $d_{\vartheta} \in \mathbb{R}$ é a distância do plano à origem do sistema inercial de referência O^I , e $\check{n} = \frac{n}{\|n\|}$ equivale ao vetor normalizado.

O vetor normal ao terreno n_{ϑ}^I com respeito ao sistema de coordenadas inercial é calculado utilizando os pontos de contato p_{c1}^I , p_{c2}^I e p_{c3}^I , onde:

$$n_{\vartheta}^I = (p_{c2}^I - p_{c3}^I) \times (p_{c1}^I - p_{c2}^I) \in \mathbb{R}^3 \quad (5.8)$$

Tal relação é válida quando p_{c1}^R , p_{c2}^R e p_{c3}^R são não-colineares e não-coincidentes.

A origem do terreno O^ϑ é definida com respeito ao sistema de coordenadas inercial pelo vetor p_ϑ^I , obtido por:

$$p_\vartheta^I = p_R^I - d_R R_R^I \check{n}_\vartheta^R \quad (5.9)$$

onde d_R é a distância do robô ao terreno (Equação 3.10) e n_ϑ^R é o vetor normal do terreno com respeito ao robô (Equação 3.11).

A pose do terreno $\mathbf{x}_\vartheta^I = (p_\vartheta^I, R_\vartheta^I)$ com respeito ao sistema de coordenadas inercial é definida pela trajetória planar de navegação $[p_{\vartheta x}^I, p_{\vartheta y}^I, \psi_\vartheta]^T$ e o perfil do terreno percorrido.

O terreno é representado de forma mínima através da altura h_ϑ e ângulos de balanço ϕ_ϑ e caturro θ_ϑ .

A altura do terreno h_ϑ é calculada por:

$$h_\vartheta = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} p_\vartheta^I \quad (5.10)$$

De acordo com a abordagem robô-cêntrica adotada, a inclinação do terreno é definida com respeito aos planos lateral e longitudinal do robô. Esta inclinação pode ser parametrizada pelos ângulos $\phi_\vartheta, \theta_\vartheta$, obtidos com o vetor normal n_ϑ^I por:

$$\phi_\vartheta = \arctan\left(\frac{-\check{n}_{\vartheta y}^I}{\check{n}_{\vartheta z}^I}\right), \quad \theta_\vartheta = \arctan\left(\frac{\check{n}_{\vartheta x}^I}{\sqrt{(\check{n}_{\vartheta y}^I)^2 + (\check{n}_{\vartheta z}^I)^2}}\right) \quad (5.11)$$

Considerando o veículo seguindo um percurso ao longo do terreno, a sequência de planos $\vartheta(l)$ com respeito à distância percorrida pelo robô é parametrizada por $h_\vartheta(l)$ e $\phi_\vartheta(l), \theta_\vartheta(l)$:

$$\vartheta(l) : [h_\vartheta, \phi_\vartheta, \theta_\vartheta]^T = f_\vartheta(l) \quad (5.12)$$

O tombamento pode ser causado por forças e torques de interação entre veículo e terreno, definidos conforme as variações do ambiente percorrido. As variações do terreno são representadas pelas derivadas $\frac{df_\vartheta(l)}{dl}$ e $\frac{d^2 f_\vartheta(l)}{dl^2}$.

No caso de terrenos com variações abruptas, as derivadas podem não existir; uma solução consiste em utilizar a razão de diferenças $\frac{\Delta f_\vartheta(l)}{\Delta l}$ para representar as variações do terreno ao longo do percurso realizado pelo robô.

5.4 Modelagem de Terrenos Naturais Durante Operação de Campo

Esta seção apresenta um exemplo de aplicação de campo da estratégia proposta para modelagem de terrenos naturais. O objetivo consiste em utilizar medições obtidas por sensores embarcados num veículo a fim de modelar o terreno percorrido durante a operação.

O processamento foi realizado *offline* por um algoritmo desenvolvido em Matlab; o modelo obtido é utilizado durante as simulações dinâmicas apresentadas na seção 8.2.

A plataforma robótica empregada foi o veículo Laurel, da família APM, que possui sistema de detecção de obstáculos baseado num *laser range finder* conforme descrito em (Freitas et al., 2012b). O veículo é apresentado na Figura 5.6.

Laurel é um veículo de pesquisas, desenvolvido para testar novas tecnologias a serem instaladas nos demais APMs. Além da instrumentação padrão dos APMs, Laurel conta com outros sensores, incluindo um sistema para estimação de pose (6 DoF) de alta precisão, o Applanix POS 220 LV. O veículo possui também outros dois lasers SICK LMS 291 com 180° de campo de visão, precisão angular de 1° e alcance máximo de 80 m; um desses lasers é empregado para a percepção do terreno.

Apesar dos sensores extra, Laurel não possui plataforma elevatória; como seu centro de massa é fixo, o veículo não é classificado como AAMR. Laurel é tratado aqui como um veículo genérico com $m = 4$ rodas em contato com o terreno. O sistema é representado com base no modelo de APM apresentado na Figura 3.2, assumindo o centro de massa fixo com altura $h_R = 40$ cm.

Durante o desenvolvimento do sistema de detecção de obstáculos, vários experimentos foram realizados com o Laurel para coletar dados em terrenos naturais. Parte dos dados são utilizados aqui para ilustrar a modelagem de terrenos, incluindo medições feitas por um laser Sick LMS 291 e pelo Applanix.

O experimento considerado nesta tese foi realizado no pomar Soergel (PA-EUA) em 24/08/2011, quando o veículo percorreu aproximadamente 80 m de uma estrada de terra irregular parcialmente coberta por grama, numa velocidade média de 1 m/s. O terreno percorrido é ilustrado nas Figuras 5.7 e 5.8 através de imagens obtidas por uma câmera embarcada.

O principal instrumento utilizado para medição do terreno foi o laser.

Considerando apenas o problema de reconfiguração do robô, o ideal seria perceber o terreno utilizando dois lasers medindo as linhas do terreno a serem percorridas pelas rodas, assim como o veículo da Mercedes apresentado na Figura 1.10. Neste caso, o modelo do terreno é continuamente corrigido, conforme as novas medições



Figura 5.7: Imagem do terreno percorrido gerada através da interpolação de imagens obtidas por uma câmera embarcada no robô.



Figura 5.8: Imagens do terreno percorrido pelo robô no pomar Soergel (PA-EUA).

fornecidas pelos sensores.

Já para robôs móveis com articulação ativa, utilizar dois lasers apenas para gerar uma representação parcial do terreno pode não ser uma solução viável. Neste caso, o mais adequado consiste em instalar apenas um laser no robô, acoplado a um mecanismo de varredura ativo (Batavia and Singh, 2002; Hamner et al., 2008; Stentz et al., 2002). Ao comandar o mecanismo de varredura, é possível alterar a orientação do laser e medir o terreno de diferentes pontos de vista, reduzindo efeitos de oclusão, fusão de pixels e interferências da luz do sol.

O mecanismo permite medir o terreno à frente do robô várias vezes, possibilitando corrigir o modelo de representação utilizado. Porém essa solução é complexa, adicionando custos e necessidade de manutenção do equipamento, e exigindo comando preciso do mecanismo de varredura.

A configuração mais simples consiste em instalar o laser numa posição fixa, inclinado em relação à horizontal, de maneira que o seu plano de medição intercepte o solo em uma linha à frente do veículo. Quando o veículo se move, o laser mede diferentes linhas do solo, fornecendo uma nuvem de pontos que representa o perfil do terreno. Esta é a configuração adotada pelo Laurel.

O laser está inclinado em aproximadamente $\theta_L \approx 20^\circ$ com respeito ao plano horizontal. Essa inclinação foi definida considerando uma margem de segurança. Laurel se locomove numa velocidade máxima de 2 m/s, e leva aproximadamente

2 s para parar; dessa maneira, o laser é posicionado com o objetivo de detectar obstáculos posicionados a 4 m à frente do veículo. O sensor foi instalado no ponto mais alto do veículo, a 1.45 m de altura do solo, buscando diminuir variações no plano de medição do laser causadas por irregularidades do terreno.

A metodologia utilizada para percepção e representação do terreno visando o controle de reconfiguração consiste em quatro etapas: filtragem das medições dos sensores, registro dos pontos 3D com respeito ao sistemas de coordenadas inercial e eliminação de vegetação, estimação dos pontos de contato e cálculo da superfície do terreno. A Figura 5.9 ilustra a abordagem proposta. Cada uma das etapas é apresentada em detalhes nas próximas sub-seções.

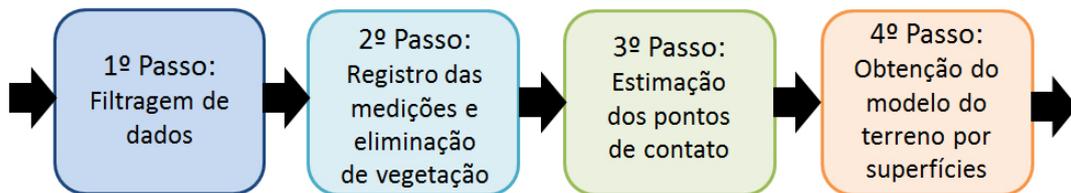


Figura 5.9: Desenho esquemático sobre a metodologia utilizada para percepção e representação do terreno visando o controle de reconfiguração.

5.4.1 Filtragem de Dados Fornecidos por Sensores Embarcados

O primeiro passo referente à modelagem de terrenos naturais consiste em filtrar as medições obtidas pela instrumentação embarcada, no caso um sensor de posicionamento e um *laser range finder*.

Para esta aplicação, a pose do veículo (\mathbf{x}_R^I) foi obtida utilizando o Applanix, que fornece medições com precisão de 3 cm para posição (p_R^I) e 0.05° para orientação (φ_R). O sistema de alta precisão dispensa a utilização de filtros.

O desenvolvimento de outro sistema de localização de baixo custo para os APMs é descritos nos artigos (Freitas et al., 2012d,c), utilizando um filtro de Kalman estendido para combinar medições de odometria e laser. Ainda assim, o problema de localização não consiste no foco desta tese.

A principal fonte de erros associados ao laser são os ruídos conhecidos em inglês como “*salt and pepper*” (Lingemann et al., 2005), que equivalem a medidas de pontos que não pertencem a vizinhança local, e não obedecem a geometria local do ambiente (Sotoodeh, 2006). Esses ruídos são causados por limites de oclusão, refletância de superfícies e múltiplos caminhos de reflexão.

O método de filtragem de ruídos consiste em identificar e eliminar *outliers* das medições fornecidas pelo laser.

O Sick LMS 291 possui um campo de visão de $\Delta(\psi_L) = 180^\circ$ com resolução $s_l = 1^\circ$. Para filtrar as medições do laser, cada *array* contendo r_j distâncias é modelado como uma função contínua com média μ_r e desvio padrão σ_r . Uma medição é classificada como *outlier* se o módulo da diferença entre ela e o valor médio for maior que o desvio padrão multiplicado por uma constante k :

$$|r_j - \mu_r| > k \sigma_r \Rightarrow r_j \text{ representa um outlier} \quad (5.13)$$

Os experimentos apresentados nesta tese foram obtidos utilizando $k = 2$.

Os pontos identificados são substituídos pela média aritmética dos pontos vizinhos:

$$r_j = \frac{r_{j-1} + r_{j+1}}{2} \quad (5.14)$$

Esta estratégia não elimina os *outliers* “bem comportados”, localizados a uma distância da média μ_r inferior a $k\sigma_r$. A filtragem é utilizada apenas para remover pontos que estão claramente fora do âmbito do ambiente modelado.

5.4.2 Registro dos Pontos Obtidos com o Laser e Eliminação de Vegetação

O laser escaneia o terreno em frente ao veículo, fornecendo um *array* de distâncias r_j . Através de uma transformação de coordenadas polares para cartesianas, definida pela Equação (5.2), é possível representar as medições com respeito ao plano de visão do sensor.

Os pontos $p_{l_j}^L$ devem ser registrados com respeito aos sistemas de coordenadas do robô (E^R) e inercial (E^I). O processo de registro consiste em 2 transformações homogêneas.

A primeira transformação homogênea representa os pontos obtidos com o laser com respeito às coordenadas do robô E^R . Para isso, é utilizada a pose do laser $\mathbf{x}_L^R = [p_L^R, \varphi_L^R]^T$ obtida pelo processo de calibração descrito em (Underwood et al., 2007).

O objetivo é calcular a translação e rotação entre laser e robô utilizando medições de ambientes com geometria conhecida, no caso um poste vertical (coberto de fitas reflexivas) posicionado sobre um plano horizontal.

O procedimento de calibração consistiu em manobrar o Laurel em torno do poste, gravando dados do laser e do sistema de posicionamento obtidos pelo veículo em diferentes poses, conforme ilustrado na Figura 5.10.



Figura 5.10: Procedimento de calibração do laser, que consiste em medir um ambiente conhecido de diferentes pontos de vista. O ambiente é formado por um plano horizontal com um poste vertical.

A transformação entre E^L e E^R é calculada por uma função de otimização, que ajusta os pontos medidos em um plano horizontal e uma linha vertical. Como resultado, obtivemos a translação $p_L^R = [2.61, 0.04, 1.05]^T$ m e rotação expressa pelos ângulos $\varphi_L = [0.05^\circ, 21.25^\circ, 0.56^\circ]^T$. Os pontos medidos pelo laser são registrados com respeito ao robô por:

$$p_i^R = p_L^R + R_L^R p_i^L \quad (5.15)$$

A segunda transformação homogênea considera a pose do veículo \mathbf{x}_R^I em relação ao sistema de coordenadas inercial, calculada utilizando os dados fornecidos pelo Applanix. Os pontos medidos pelo laser são registrados com respeito ao sistema inercial p_i^I com:

$$p_i^I = p_R^I + R_R^I p_i^R \quad (5.16)$$

A Figura 5.12 ilustra uma nuvem de pontos registrada com respeito ao sistema de coordenadas inercial, equivalente aos dados obtidos pelo APM durante operação no pomar Soergel.

Por fim, é necessário classificar os pontos da nuvem tridimensional que representa o terreno, de forma a eliminar medições referentes à vegetação presente no ambiente. A solução adotada emprega o método de filtragem proposto em (Vandapel et al., 2006).

A Figura 5.11 ilustra o processo de classificação de vegetação aplicada a nuvem de pontos obtidos pelo APM durante operação no pomar Soergel, destacando os trechos de terreno apresentados na Figura 5.8. A imagem da esquerda apresenta a nuvem tridimensional de pontos, ressaltando os pontos classificados como vegetação. A imagem da esquerda ilustra o processo de eliminação de vegetação de uma seção do terreno.

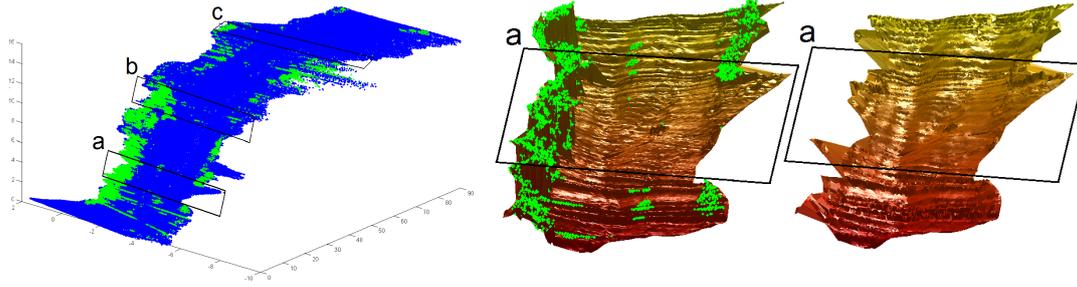


Figura 5.11: (Esquerda) Classificação dos pontos da nuvem como vegetação ou terreno, representados em verde e azul, respectivamente. (Direita) Processo de eliminação de vegetação da seção (a) do terreno ilustrada na Figura 5.8.

5.4.3 Estimação dos Pontos de Contato Durante Operação de Campo

A etapa seguinte consiste em analisar os pontos p_{ij}^I medidos pelo laser e prever a posição dos pontos de contato (\hat{p}_{ci}^I) entre robô e terreno.

Utilizando a nuvem tridimensional de pontos composta por medições do terreno percorrido, representados com respeito ao sistema de coordenadas inercial E^I , e filtrada para eliminar vegetação, é possível estimar os pontos de contato através das Equações (5.4) e (5.5).

O resultado experimental obtido no pomar Soergel é apresentado na Figura 5.12. Nela podemos ver a nuvem de pontos registrada com respeito ao sistema inercial, onde os pontos estimados de contato $p_c(l)$ entre terreno e robô estão marcados em azul.

A nuvem de pontos obtida durante o experimento de campo também é empregada para calcular os vetores normais n_{ci}^I ao terreno em cada ponto de contato, que poderiam ser utilizados como referência para a otimização do cone de atrito. Alguns vetores normais locais calculados com base em dados experimentais estão ilustrados na Figura 5.13.

5.4.4 Cálculo da Superfície do Terreno Durante Operação de Campo

A etapa final da modelagem proposta consiste em utilizar os pontos de contato $p_{ci}^I(l)$ estimados a fim de calcular planos representando a geometria local do terreno.

Os pontos de contato entre robô e terreno são armazenados numa estrutura de dados composta por matrizes $M_{\vartheta}(l)$. Utilizando esta estrutura de dados, é possível

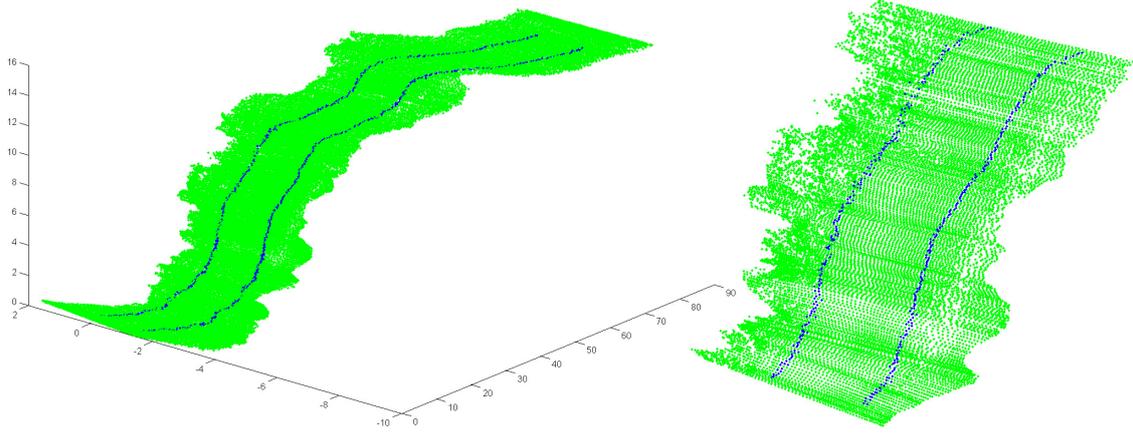


Figura 5.12: Representação de um terreno natural através de nuvem de pontos ($p_{li}(l)$) registrados com respeito ao sistema de coordenadas inercial. Os pontos de contato $p_c(l)$ estimados entre veículo e terreno estão marcados em azul. Os resultados foram obtidos com dados coletados pelo APM durante operação no pomar Soergel.

obter p_{ci} com base na distância l percorrida pelo veículo.

Laurel é um veículo com $m = 4$ rodas, e não garante que os pontos de contato com o terreno pertençam a um mesmo plano. Dessa forma, um dos pontos de contato deve ser ajustado de maneira a atender a restrição g imposta ao sistema (Equação (5.6)). O processo de ajuste é conservativo, representando o terreno pelo plano de maior inclinação. A correção é feita pelo Algoritmo (5.3.1).

Após ajustados, os pontos de contato $p_{ci}^I(l)$ são empregados para obter o plano $\vartheta(l)$, definido em termos do vetor normal $n_{\vartheta}^I(l)$ e posição $p_{\vartheta}^I(l)$ da origem do sistema de coordenadas do terreno O^{ϑ} com respeito a E^I .

O vetor normal n_{ϑ}^I é calculado utilizando a Equação (5.8). A posição da origem do terreno p_{ϑ}^I , no caso do Laurel (Figura 5.6), pode ser calculada diretamente pelos pontos de contato:

$$p_{\vartheta}^I = \frac{p_{c3}^I + p_{c4}^I}{2}$$

O resultado experimental obtido no pomar Soergel é apresentado na Figura 5.13. Nele podemos ver parte da sequência de planos $\vartheta(l)$ definidos com base os pontos de contato $p_{ci}^I(l)$.

O terreno pode ser modelado utilizando a representação mínima $\vartheta(l) = [h_{\vartheta}, \phi_{\vartheta}, \theta_{\vartheta}]^T$, onde a altura (h_{ϑ}) é obtida da posição $p_{\vartheta z}^I$ conforme a Equação (5.10), e os ângulos de balanço (ϕ_{ϑ}) e caturro (θ_{ϑ}) são calculados com base no vetor normal n_{ϑ}^I através da Equação (5.11).

A Figura 5.14 ilustra a representação mínima do terreno modelado com base em dados experimentais obtidos pelo Laurel durante operação no pomar Soergel.

Ao longo do percurso executado, as variações do perfil do terreno causam forças

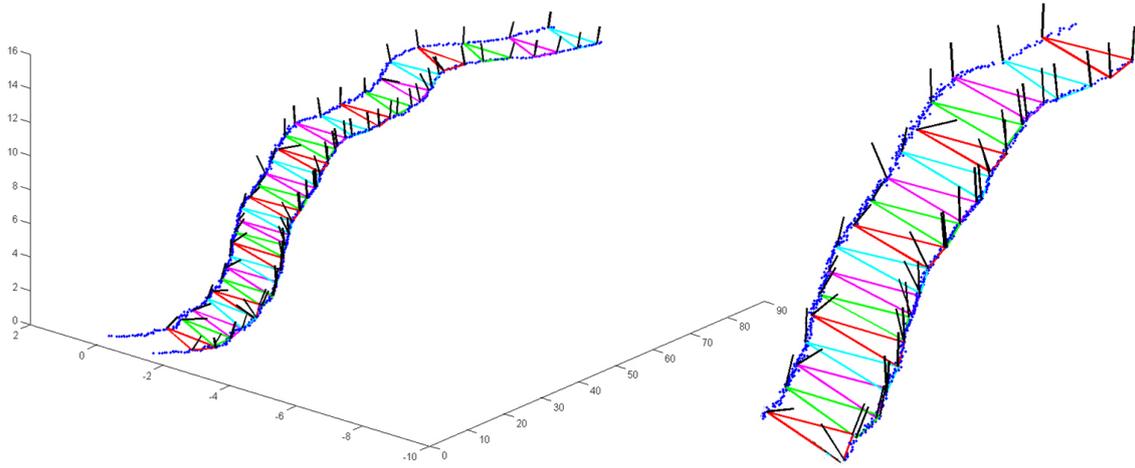


Figura 5.13: Representação de um terreno natural através de uma sequência de planos $\vartheta(l)$ definidos com base nos pontos de contato $p_{ci}^l(l)$. A imagem apresenta também os vetores normais n_{ci}^l associados aos pontos de contato. Os resultados foram obtidos com dados coletados pelo APM durante operação no pomar Soergel.

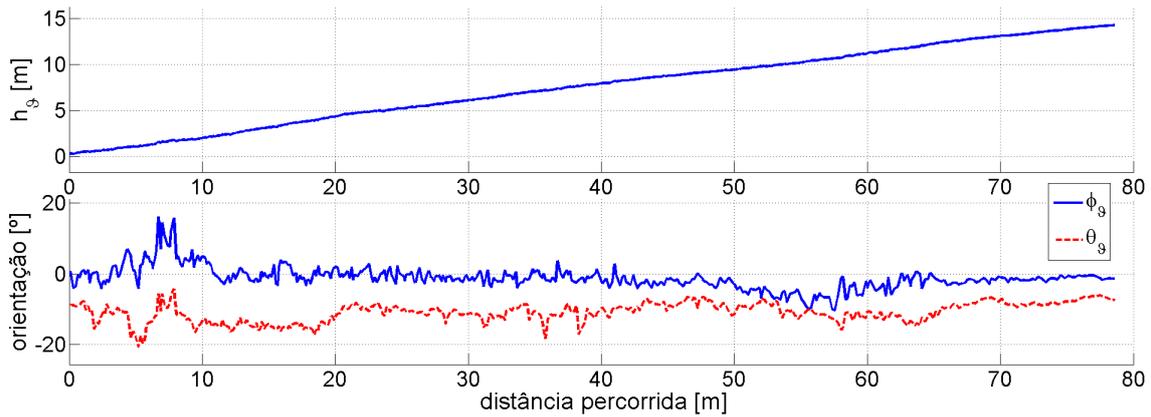


Figura 5.14: Representação mínima do terreno natural com base na altura e orientação definida pelos ângulos de balanço e caturro, tal que $\vartheta(l) = [h_\vartheta, \phi_\vartheta, \theta_\vartheta]^T$. Os resultados foram obtidos com dados coletados pelo APM durante operação no pomar Soergel.

de interação atuando no veículo, que podem levar o sistema ao tombamento. A intensidade destas forças desestabilizadores dependem, além do perfil do terreno, da velocidade do robô. A representação mínima $\vartheta(l) = f_\vartheta(l)$ permite calcular as variações abruptas do terreno com respeito à distância percorrida pelo robô, definidas pelas razões de diferenças $\frac{\Delta f_\vartheta(l)}{\Delta l}$ e $\frac{\Delta^2 f_\vartheta(l)}{\Delta l^2}$.

5.5 Conclusões

Neste capítulo foi apresentada uma abordagem para modelagem de terrenos na-

turais em tempo de operação (*online*) assumindo a utilização de um sensor *laser range finder*.

O método consiste em obter uma nuvem tridimensional de pontos do ambiente, estimar as posições de contato entre robô e terreno, e representar a superfície percorrida por uma malha de resolução mínima.

A representação de terrenos por malhas já é um método bem estabelecido. O ajuste da resolução em função dos pontos de contato corresponde a uma adaptação desta metodologia. Já a estimação dos vetores normais locais aos pontos de contato para o ajuste do cone de atrito pode ser considerada uma contribuição original.

A aplicação do sistema proposto foi ilustrada através de experimentos de campo realizados com um veículo agrícola. O modelo do terreno obtido será utilizado no capítulo 8 durante as simulações de reconfiguração dos AAMR num cenário dinâmico.

Capítulo 6

Controle de Reconfiguração

Neste capítulo são apresentadas estratégias de controle utilizadas para reconfigurar um robô móvel com articulação ativa ao navegar em diferentes ambientes, incluindo terrenos irregulares e acidentados.

O esquema proposto consiste em comandar a velocidade das juntas ativas $\dot{d}(t)$, de forma a ajustar a posição dos pontos de contato p_c entre rodas e terreno e realocar o centro de massa CM_R buscando melhorar a mobilidade do robô.

De maneira geral, cada motor embarcado num robô articulado é comandado por um *driver* com uma malha interna de controle de alto ganho, capaz de reduzir as perturbações atuando no sistema. Desta forma, é possível considerar que a velocidade da junta é igual ao comando, tal que $\dot{d} = u$.

As leis de controle cinemático são projetadas para minimizar os erros de mobilidade – altura e_h , orientação e_o , estabilidade e_e e tração e_t , definidos como a diferença entre os valores de referência e real dos critérios:

$$e_h = h_R^* - h_R \quad (6.1)$$

$$e_o = \varphi_R^* - \varphi_R \quad (6.2)$$

$$e_e = \Delta_\gamma^* - \Delta_\gamma \quad (6.3)$$

$$e_t = \Delta_{f_s}^* - \Delta_{f_s} \quad (6.4)$$

Quanto menor for a distância até o terreno, mais estável é o robô. Porém, é necessário evitar colisões com possíveis obstáculos do terreno. Assim, o ideal é manter o robô a uma altura de referência h_R^* equivalente à configuração padrão do mecanismo.

A altura de referência corresponde a uma restrição imposta ao sistema, que deve se manter constante durante a operação; caso contrário, as configurações alcançadas podem ser inconsistentes. A referência h_R^* é alterada apenas em situações limite,

quando o tombamento do sistema é iminente e a articulação do mecanismo é restrita.

No caso de transporte de passageiros e cargas frágeis, é desejado cancelar as inclinações do terreno e manter o corpo do robô nivelado à horizontal, com $\phi_R^*, \theta_R^* = 0$.

Outro requisito de operação consiste em garantir a estabilidade do sistema, evitando o tombamento do robô. Considerando tarefas críticas onde o capotamento pode levar à falha total da operação e/ou perda do sistema, é desejado maximizar a estabilidade do robô buscando igualar os ângulos opostos de tombamento, de forma que $\Delta_\gamma^* = 0$.

A eficiência de tração das rodas influencia a capacidade do robô em se deslocar no ambiente de operação. Simplificando o terreno por um plano, é possível assumir que as rodas tracionam de maneira similar quando as forças de sustentação aplicadas são uniformes, onde a referência de tração é definida por $\Delta_{f_s}^* = 0$.

Conforme o cenário de operação, diferentes estratégias de controle são propostas para ajustar a reconfiguração do robô móvel articulado.

Muitos robôs articulados se locomovem com velocidade reduzida, buscando preservar a integridade do sistema ao ultrapassar adversidades do terreno como obstáculos e inclinações acentuadas.

Para robôs e veículos de pequeno e médio porte (peso inferior a 10 t), as forças causadas pela dinâmica do sistema se movendo com velocidades inferiores a 10 cm/s podem ser desconsideradas. Os efeitos dinâmicos exercem influência predominante no comportamento do sistema para velocidades acima de 10 m/s (Iagnemma and Dubowsky, 2004).

Mesmo se movendo em baixa velocidade, um robô pode sofrer o efeito de forças causadas por variações abruptas do terreno percorrido, por exemplo quando uma roda cai em uma depressão.

O cenário de operação é considerado estático quando a velocidade de deslocamento do robô e o perfil do terreno se mantêm constantes ($\dot{v}_g^I, \omega_g^I = 0$), onde a única força atuando no sistema é a gravidade ($f_r = f_g, \eta_r = 0$), tal que $\dot{f}_r, \dot{\eta}_r = 0$.

Neste cenário, o problema de reconfiguração é do tipo regulação, sem requisitos temporais firmes, e pode ser solucionado empregando um controle proporcional.

Já o cenário de operação dinâmico é caracterizado quando o robô executa uma trajetória de navegação incluindo acelerações e curvas ou o perfil do terreno apresenta alterações ao longo do percurso ($\dot{v}_g^I, \omega_g^I \neq 0$), resultando em outras forças atuando no sistema além da gravidade, tal que $\dot{f}_r, \dot{\eta}_r \neq 0$.

Neste caso, o problema de controle é caracterizado como seguimento de trajetória, com requisitos temporais firmes, sendo necessário levar em conta a largura de banda dos atuadores. Dessa forma, um controle preditivo baseado no modelo é utilizado para prever a mobilidade do robô e antecipar o comando das juntas,

buscando adaptar o mecanismo a tempo de se acomodar às condições mais severas encontradas durante a operação.

Os critérios de mobilidade propostos são controlados conforme o grau de articulação de cada robô móvel. Quando maior for o número de articulações atuadas do mecanismo, maior é a capacidade do robô de influenciar sua mobilidade.

No caso de sistemas com articulação restrita, por exemplo o APM com $n_a = 1$ junta atuada, pode ser necessário ajustar a altura de referência h_R^* a fim de garantir condições mínimas de segurança durante a operação.

Para mecanismos com maior grau de articulação, como os robôs RPP planar e tridimensional, é possível comandar as juntas ativas através de uma estratégia de controle multi-objetivo, buscando alcançar um compromisso entre os critérios de mobilidade conflitantes.

6.1 Controle Proporcional em Cenários Estáticos

Em cenários estáticos de operação, o robô é controlado de forma a alcançar uma configuração de referência constante, caracterizando um problema do tipo regulação. Neste caso, os requisitos do controle são atenuados, já que não existe um intervalo de tempo específico para a convergência do sistema.

O controle de reconfiguração é calculado em função dos erros referentes aos critérios de mobilidade e_h , e_o , e_e e e_t . No cenário estático, a dinâmica dos erros é definida apenas em função da velocidade das juntas atuadas \dot{d} :

$$\dot{e}_h = -\dot{h}_R = -J_h \dot{d} \quad (6.5)$$

$$\dot{e}_o = -\dot{\varphi}_R = -J_o \dot{d} \quad (6.6)$$

$$\dot{e}_e = -\dot{\Delta}_\gamma = -J_e \dot{d} \quad (6.7)$$

$$\dot{e}_t = -\dot{\Delta}_{f_s} = -J_t \dot{d} \quad (6.8)$$

Um robô móvel pode ser capaz de controlar mais de um critério de mobilidade simultaneamente, conforme o número de juntas atuadas $d \in \mathbb{R}^{n_a}$ do mecanismo. Desta forma é possível combinar os erros de mobilidade e as dinâmicas associadas, tal que $e \in \mathbb{R}^{n_a}$ e $J \in \mathbb{R}^{n_a \times n_a}$:

$$\dot{e} = -J \dot{d} \quad (6.9)$$

Essa representação é obtida empilhando os erros e Jacobianos associados aos critérios de mobilidade. Os erros e Jacobianos referentes aos robôs APM, RPP planar e RPP tridimensional são apresentados nas seções 6.1.1, 6.1.2 e 6.1.3, respectivamente.

Utilizando a inversa do Jacobiano empilhado, é possível desacoplar a dinâmica

dos erros em malha fechada. Este desempenho desejado não é alcançado pela estratégia descentralizada de controle proposta em (Freitas et al., 2008, 2009a,b), onde um comando de junta pode causar alterações em diferentes critérios de mobilidade ao mesmo tempo.

Considerando a estratégia cinemática adotada, a ação de controle equivalente à velocidade das juntas ativas é dada por:

$$u = J^{-1} K e \quad (6.10)$$

onde $K > 0 \in \mathbb{R}^{n_a \times n_a}$. A lei de controle é bem definida para J não singular.

Desta forma, a dinâmica do erro em malha fechada é tal que:

$$\dot{e} = -K e \quad (6.11)$$

e o erro de mobilidade $\lim_{t \rightarrow \infty} e(t) = 0$.

O controle proporcional é ajustado conforme os ganhos K adotados para cada critério de mobilidade a ser controlado. Estes ganhos podem ser definidos levando em conta a largura de banda dos atuadores e os erros máximos esperados para a mobilidade.

O emprego de ganhos reduzidos acarreta em baixas velocidades de comando das juntas, o que pode diminuir o consumo de energia associado à reconfiguração do robô e amenizar o efeito de ruídos nas medições dos sensores embarcados.

Ainda assim, o mecanismo pode ter que se reconfigurar em alta velocidade ao percorrer um terreno acidentado. No caso de mecanismos com restrição de atuação, mesmo empregando altos ganhos de forma a saturar os motores, pode não ser possível se acomodar às variações abruptas do terreno; estas correspondem de fato às condições críticas de mobilidade que representam riscos à operação. Neste caso, a estratégia preditiva apresentada na seção 6.2 é a mais adequada.

As próximas seções descrevem a implementação do controle proporcional nos robôs APM, RPP planar e RPP tridimensional, destacando quais critérios de mobilidade podem ser controlados por cada mecanismo.

6.1.1 Controle Proporcional do APM

O veículo agrícola APM possui $n_a = 1$ junta ativa acoplada a uma plataforma elevatória capaz de transportar até dois operários. O mecanismo possibilita alterar a altura da plataforma e dessa forma ajustar o espaço de trabalho dos operários embarcados.

A junta prismática $d = d_1$ permite controlar a posição do centro de massa CM_R ,

que se movimenta numa linha (equivalente ao eixo $\{z^R\}$) conforme o comando do atuador.

A altura h_R é determinada por d . A orientação do veículo não depende da configuração do atuador, de modo que $\varphi_R = \varphi_\vartheta$. A diferença entre ângulos de tombamento $\|\Delta_\gamma\|$ não é alterada por d_1 , embora a estabilidade do sistema ($\beta = \min(\gamma)$) aumente ao baixar a plataforma. A influência nas forças de sustentação é limitada, já que o mecanismo não permite cancelar Δ_{f_s} em terrenos inclinados.

O APM é sempre atuado de forma a minimizar e_h . A altura corresponde a uma restrição imposta ao sistema, regulando a configuração robô de forma a manter um valor de referência h_R^* durante a operação.

A configuração padrão do mecanismo corresponde à plataforma na altura máxima \bar{h}_R , de forma a aumentar o alcance dos operadores durante tarefas agrícolas. Dada a restrição de articulação do APM, a junta ativa também pode ser comandada a fim aumentar a estabilidade do sistema e garantir condições mínimas de segurança durante a operação.

Os desenvolvedores do APM recomendam utilizar a plataforma agrícola em terrenos com inclinação máxima de 20° . Este é um valor padrão utilizado por muitos fabricantes de veículos, incluindo a Toro. De fato, o valor foi utilizado durante testes reais de inclinação com o APM, garantindo a estabilidade do sistema em tais condições. Operando na inclinação limite com configuração padrão, o ângulo mínimo de tombamento da plataforma é de $\beta = 25^\circ$.

No caso de operação em terrenos com inclinação superior a 20° , a junta ativa deve ser comandada a fim de abaixar a plataforma, garantindo o ângulo limite de tombamento igual ou superior a $\beta \geq 25^\circ$. A altura de referência h_R^* ajustada pode ser definida em função da orientação do terreno ϕ_ϑ utilizando as Equações (4.27 - 4.30) e (4.33 - 4.34).

Controle de Altura do APM

A dinâmica do erro dada pela Equação (6.9) considera o erro e Jacobiano de altura:

$$e = e_h \in \mathbb{R}, \quad J = J_h \in \mathbb{R}$$

A lei de controle dada pela Equação (6.10) é definida para $J_h \neq 0$, o que é satisfeito.

O ganho do controle proporcional utilizado é:

$$K = K_h \tag{6.12}$$

6.1.2 Controle Proporcional do RPP Planar

O mecanismo articulado do RPP planar conta com $n_a = 2$ juntas atuadas, equivalentes a pernas instaladas nos lados opostos do seu corpo.

As juntas prismáticas $d = [d_1, d_2]^T$ permitem controlar a posição do centro de massa CM_R , que se movimenta no plano lateral (formado pelos eixos $\{y^R\}$ e $\{z^R\}$) conforme o comando dos atuadores.

A altura h_R é determinada por d . As pernas instaladas em lados opostos permitem ajustar a inclinação lateral ϕ_R do robô, e alterar a diferença entre ângulos de tombamento $\Delta_{\gamma_{12}}$ e forças de sustentação $\Delta_{f_{s_{12}}}$.

O RPM planar é atuado de forma a controlar dois critérios de mobilidade. Um grau de articulação é utilizado para controlar a altura h_R e minimizar e_h , garantindo uma distância mínima entre o robô e o terreno percorrido. O outro grau pode ser utilizado para reduzir o erro de orientação (e_o), estabilidade (e_e) ou tração (e_t) do sistema planar.

Controle de Altura e Orientação do RPP Planar

A dinâmica dos erros dada pela Equação (6.9) é obtida considerando os erros e Jacobianos combinados de altura e orientação:

$$e_{ho} = \begin{bmatrix} e_h \\ e_o \end{bmatrix}, \quad J_{ho} = \begin{bmatrix} J_h \\ J'_o \end{bmatrix}$$

onde

$$e_h \in \mathbb{R}, \quad J_h \in \mathbb{R}^{1 \times 2}$$

$$e_o = \phi_R^* - \phi_R = [1 \ 0 \ 0] (\varphi_R^* - \varphi_R) \in \mathbb{R}, \quad J'_o = J'_R J_o \in \mathbb{R}^{1 \times 2}$$

e J'_R é o Jacobiano de representação modificado de forma a expressar a relação $\dot{\varphi} = J'_R \omega$ entre a velocidade angular e a derivada da parametrização de orientação. No caso planar, temos que:

$$J'_R = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

A lei de controle u dada pela Equação (6.10) é definida para J_{ho} não singular, o que é satisfeito.

O ganho do controle proporcional utilizado é:

$$K_{ho} = \begin{bmatrix} K_h & 0 \\ 0 & K_\phi \end{bmatrix} \quad (6.13)$$

Controle de Altura e Estabilidade do RPP Planar

Neste caso, a dinâmica dos erros dada pela Equação (6.9) é obtida considerando os erros e Jacobianos combinados de altura e estabilidade:

$$e_{he} = \begin{bmatrix} e_h \\ e_e \end{bmatrix}, \quad J_{he} = \begin{bmatrix} J_h \\ J_e \end{bmatrix}$$

onde

$$\begin{aligned} e_h &\in \mathbb{R}, & J_h &\in \mathbb{R}^{1 \times 2} \\ e_e = \Delta_{\gamma_{12}}^* - \Delta_{\gamma_{12}} &\in \mathbb{R}, & J_e &\in \mathbb{R}^{1 \times 2} \end{aligned}$$

A lei de controle u dada pela Equação (6.10) é definida para J_{he} não singular, o que de fato é satisfeito para $d_i > 0$.

O ganho do controle proporcional utilizado é:

$$K_{he} = \begin{bmatrix} K_h & 0 \\ 0 & K_{\Delta_{\gamma_{12}}} \end{bmatrix} \quad (6.14)$$

Controle de Altura e Tração do RPP Planar

A dinâmica dos erros dada pela Equação (6.9) é obtida considerando os erros e Jacobianos combinados de altura e tração:

$$e_{ht} = \begin{bmatrix} e_h \\ e_t \end{bmatrix}, \quad J_{ht} = \begin{bmatrix} J_h \\ J_t \end{bmatrix}$$

onde

$$\begin{aligned} e_h &\in \mathbb{R}, & J_h &\in \mathbb{R}^{1 \times 2} \\ e_t = \Delta_{f_{s_{12}}}^* - \Delta_{f_{s_{12}}} &\in \mathbb{R}, & J_t &\in \mathbb{R}^{1 \times 2} \end{aligned}$$

A lei de controle u dada pela Equação (6.10) é definida para J_{ht} não singular, o que é satisfeito por $d_i > 0$ quando $f_{s_i} > 0$.

O ganho do controle proporcional utilizado é:

$$K_{ht} = \begin{bmatrix} K_h & 0 \\ 0 & K_{\Delta_{f_{s_{12}}}} \end{bmatrix} \quad (6.15)$$

6.1.3 Controle Proporcional do RPP Tridimensional

O mecanismo articulado do RPP tridimensional conta com $n_a = 4$ juntas atuadas, equivalentes a pernas instaladas nos cantos opostos do seu corpo. A configuração do robô é definida em função de três juntas, e a posição da articulação extra é calculada conforme a restrição imposta pela Equação (3.27).

As juntas prismáticas $d = [d_1, d_2, d_3]^T$ permitem controlar a posição do centro de massa CM_R , que se movimenta num espaço tridimensional conforme o comando dos atuadores.

A altura h_R é determinada por d . As pernas instaladas em lados opostos permitem ajustar as inclinações lateral ϕ_R e longitudinal θ_R do robô, e alterar as diferenças entre ângulos de tombamento $\Delta_{\gamma_{24}}, \Delta_{\gamma_{13}}$ e forças de sustentação $\Delta_{f_{s_{12}}}, \Delta_{f_{s_{23}}}$.

O RPM tridimensional é atuado de forma a controlar três critérios de mobilidade. Um grau de articulação é utilizado para controlar a altura h_R e minimizar e_h , garantindo uma distância mínima entre o robô e o terreno percorrido. Os outros graus podem ser utilizados para reduzir os erros de orientação (e_o), estabilidade (e_e) ou tração (e_t) referentes aos planos lateral e longitudinal do robô.

Observação 6 *O controle da quarta junta pode ser obtida, dado que $u = \dot{d}$, diferenciando a restrição (3.27):*

$$\dot{d}_4 = - \left(\frac{dg}{dp_4} J_{p_4}(d_4) \right)^{-1} \frac{dg}{dp} J_p(d) \dot{d} \quad (6.16)$$

onde $\left(\frac{dg}{dp_4} J_{p_4} \right)$ é assumida não-singular.

Para o RPP tridimensional, chega-se facilmente à seguinte expressão:

$$\dot{d}_4 = \dot{d}_1 + \dot{d}_3 - \dot{d}_2 \quad (6.17)$$

Controle de Altura e Orientação do RPP Tridimensional

A dinâmica dos erros dada pela Equação (6.9) é obtida considerando os erros e Jacobianos combinados de altura e orientação:

$$e_{ho} = \begin{bmatrix} e_h \\ e_o \end{bmatrix}, \quad J_{ho} = \begin{bmatrix} J_h \\ J'_o \end{bmatrix}$$

onde

$$e_o = \begin{bmatrix} \phi_R^* - \phi_R \\ \theta_R^* - \theta_R \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} (\varphi_R^* - \varphi_R) \in \mathbb{R}^2, \quad \begin{array}{l} e_h \in \mathbb{R}, \quad J_h \in \mathbb{R}^{1 \times 3} \\ J'_o = J'_R J_o \in \mathbb{R}^{2 \times 3} \end{array}$$

e J'_R é o Jacobiano de representação modificado de forma a expressar a relação $\dot{\varphi} = J'_R \omega$. Considerando as inclinações lateral e longitudinal do robô, temos que:

$$J'_R = \begin{bmatrix} \sec \theta_R & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix}$$

A lei de controle u dada pela Equação (6.10) é definida para J_{ho} não singular, o que é assumido para $d > 0$.

O ganho do controle proporcional utilizado é:

$$K_{oh} = \begin{bmatrix} K_h & 0 & 0 \\ 0 & K_\phi & 0 \\ 0 & 0 & K_\theta \end{bmatrix} \quad (6.18)$$

Controle de Altura e Estabilidade do RPP Tridimensional

A dinâmica dos erros dada pela Equação (6.9) é obtida considerando os erros e Jacobianos combinados de altura e estabilidade:

$$e_{he} = \begin{bmatrix} e_h \\ e_e \end{bmatrix}, \quad J_{he} = \begin{bmatrix} J_h \\ J_e \end{bmatrix}$$

onde

$$e_e = \begin{bmatrix} \Delta_{\gamma_{24}}^* - \Delta_{\gamma_{24}} \\ \Delta_{\gamma_{13}}^* - \Delta_{\gamma_{13}} \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^2, \quad \begin{array}{l} e_h \in \mathbb{R}, \quad J_h \in \mathbb{R}^{1 \times 3} \\ J_e \in \mathbb{R}^{2 \times 3} \end{array}$$

A lei de controle u dada pela Equação (6.10) é definida para J_{he} não singular, o que é assumido para $d > 0$.

O ganho do controle proporcional utilizado é:

$$K_{he} = \begin{bmatrix} K_h & 0 & 0 \\ 0 & K_{\Delta_{\gamma_{24}}} & 0 \\ 0 & 0 & K_{\Delta_{\gamma_{13}}} \end{bmatrix} \quad (6.19)$$

Controle de Altura e Tração do RPP Tridimensional

A dinâmica dos erros dada pela Equação (6.9) é obtida considerando os erros e Jacobianos combinados de altura e tração:

$$e_{ht} = \begin{bmatrix} e_h \\ e_t \end{bmatrix}, \quad J_{ht} = \begin{bmatrix} J_h \\ J_t \end{bmatrix}$$

onde

$$e_h \in \mathbb{R}, \quad J_h \in \mathbb{R}^{1 \times 3}$$

$$e_t = \begin{bmatrix} \Delta_{f_{s_{12}}}^* - \Delta_{f_{s_{12}}} \\ \Delta_{f_{s_{23}}}^* - \Delta_{f_{s_{23}}} \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^2, \quad J_t \in \mathbb{R}^{2 \times 3}$$

A lei de controle u dada pela Equação (6.10) é definida para J_{ht} não singular, o que é satisfeito por $d_i > 0$ quando $f_{s_i} > 0$.

O ganho proporcional do controle utilizado é:

$$K_{ht} = \begin{bmatrix} K_h & 0 & 0 \\ 0 & K_{\Delta_{f_{s_{12}}}} & 0 \\ 0 & 0 & K_{\Delta_{f_{s_{23}}}} \end{bmatrix} \quad (6.20)$$

6.2 Controle Preditivo Baseado em Modelo em Cenários Dinâmicos

A estratégia de controle proporcional apresentada anteriormente alcança um melhor desempenho ao regular a configuração do robô em casos onde a velocidade de deslocamento e o perfil do terreno se mantêm relativamente constantes.

Já para cenários dinâmicos de operação, o robô é controlado de forma a seguir a trajetória de reconfiguração definida em função das forças e torques resultantes atuando no CM_R . Os requisitos temporais são acentuados conforme a velocidade de deslocamento do robô e o grau de irregularidade do terreno, que acarretam em trajetórias de referência abruptas, exigindo o emprego de atuadores com alta largura de banda.

No caso de AAMRs com restrições de atuação, o mecanismo articulado pode não ser capaz de compensar variações abruptas do terreno em tempo hábil. A reconfigurando o robô com base numa estratégia reativa para cancelar o erro atual de mobilidade leva à saturação dos atuadores, e não garante necessariamente um bom desempenho com respeito à mobilidade.

Durante operações em terrenos acidentados, é comum o robô se ajustar a uma seção do terreno com características específicas, que em seguida são drasticamente alteradas conforme um pequeno deslocamento do veículo. Considerando o tempo necessário para o mecanismo se adaptar às novas condições do terreno, a configuração inicialmente adequada acaba por piorar a mobilidade do robô ao longo da operação. Este comportamento foi observado durante operações de campo com o Robô Ambiental Híbrido, conforme descrito na seção 8.4.2.

Desta forma, é necessário empregar uma estratégia alternativa de controle, capaz de utilizar o mecanismo articulado de maneira eficiente, apesar das suas restrições de atuação.

Uma abordagem viável para lidar com restrições de atuação consiste em formular um algoritmo preditivo. Por exemplo, quando o robô identifica uma depressão ao longo do percurso capaz de causar seu tombamento, ele deve se ajustar ao obstáculo com antecedência, considerando a velocidade máxima dos atuadores e instante previsto para o impacto. Para este propósito, é possível empregar um Controle Preditivo baseado no Modelo (em inglês *Model Predictive Control*, ou MPC).

As estratégias de controle proporcional e preditivo baseado em modelo podem ser comparadas utilizando como analogia o problema de direção de um veículo (Camacho and Bordons, 2004). Conhecendo a trajetória de referência e a resposta do veículo a determinados comandos - aceleração, frenagem e giro do volante, o motorista dirige olhando a estrada em frente, utilizando um controle preditivo para seguir a referência desejada. Segundo esta analogia, a estratégia proporcional equivale a dirigir o veículo olhando apenas pelos espelhos retrovisores (Sanchez, 1980).

De maneira geral, a metodologia do MPC pode ser dividida em três etapas (Camacho and Bordons, 2004): primeiro as saídas de um sistema são previstas em instantes futuros com base no modelo, depois é calculada uma sequência de controle que otimiza o custo definido por uma função objetivo, e então o primeiro termo desta sequência é enviado como ação de comando para os atuadores.

No caso da reconfiguração de AAMR, a saída do sistema corresponde aos critérios de mobilidade, cujos valores são previstos para um horizonte futuro de tempo t_h definido conforme a velocidade máxima do veículo e a largura de banda dos atuadores.

A sequência de sinais do controle futuro é computada através da minimização do custo V , definido por uma função objetivo de forma a manter o sistema próximo a uma determinada trajetória de referência. Uma possibilidade consiste em calcular V considerando os erros quadráticos de mobilidade, no caso o erro de altura e_h , orientação e_o , estabilidade e_e ou tração e_t . A otimização da função objetivo deve levar em conta as restrições de posição e velocidade dos atuadores.

O MPC pode ser implementado por um algoritmo que, a cada iteração, estima os valores de saída do sistema ao longo de um horizonte finito de predição, e soluciona

um problema de otimização de controle em malha aberta considerando o estado atual do sistema como inicial. A otimização resulta numa sequência de sinais de controle futuro; a ação de comando enviada para as juntas corresponde apenas ao primeiro termo da sequência, enquanto os demais sinais podem ser empregados para inicializar o otimizador durante a próxima iteração do algoritmo.

Vale observar que o horizonte de predição avança conforme o passar do tempo, de forma que o limite de estimação é definido por $(t+t_h)$; esta estratégia é conhecida em inglês como *receding horizon strategy*.

Mesmo empregando um controle preditivo para antecipar a ação de comando, o desempenho da reconfiguração é restringido pelas limitações de espaço de trabalho e largura de banda dos atuadores; em muitos casos o mecanismo é incapaz de seguir toda a trajetória de referência e compensar as variações abruptas do terreno percorrido.

Desta forma, a estratégia alternativa de controle adotada consiste em seguir apenas alguns pontos da trajetória de referência. Os pontos de referência são selecionados considerando as condições adversas deparadas pelo robô, onde os critérios utilizados para avaliar sua mobilidade alcançam valores críticos.

Conforme as características de operação do sistema, o MPC pode ser implementando em robôs móveis articulados através de um Controle Funcional Preditivo (em inglês *Predictive Functional Control*, ou PFC). A principal característica deste método consiste em calcular o custo V associado a apenas alguns pontos pertencentes ao horizonte de predição.

O PFC é reconhecido por ser um método simples e de aplicação intuitiva (Rossiter, 2003); tais características estão de acordo com as estratégias de reconfiguração propostas nesta tese, compondo um conjunto de soluções práticas e simples a serem utilizadas por robôs móveis com articulação ativa durante operações de campo.

6.2.1 Controle Preditivo Funcional

O controle preditivo funcional é um método de MPC proposto por (Richalet, 1993b) para controlar sistemas com dinâmica rápida.

Exemplos de aplicação incluem o comando de plataforma com 2 DoF para rastreamento de alvo (Richalet, 1993a) e o controle de robô paralelo com 4 DoF (Vivas and Poignet, 2005), robô PUMA com 6 DoF (Vivas and Mosquera, 2005), e robô planar com 2 DoF (Zhang et al., 2005) para seguimento de trajetória. Outro exemplo de aplicação do PFC é o controle de direção de grandes veículos com presença de escorregamentos, comandando o volante de maneira a reduzir picos na resposta transiente observados durante o início da execução de uma curva (Lenain et al.,

2004, 2005).

A principal característica do método é o conceito empregado de pontos coincidentes. Ao invés de considerar todo o horizonte de predição, a função objetivo computa apenas os erros preditos associados a alguns pontos pertencentes ao horizonte, denominados pontos coincidentes, durante o cálculo do custo V .

Quando os atuadores do sistema não estão saturados ou operando no limite do espaço de trabalho, é possível seguir os pontos coincidentes de referência e cancelar o custo associado. Nestes casos, a ação de controle pode ser obtida resolvendo um sistema de equações, o que requer menos processamento computacional em relação à otimização associada ao MPC (Rossiter, 2003).

Outra característica do método consiste em calcular a ação de controle através de uma combinação linear de funções base pré-determinadas. A escolha de funções base caracteriza a ação de controle, e pode ser realizada de forma a alcançar um comportamento desejado, por exemplo suavidade do comando enviado aos atuadores.

O PFC pode ser considerado menos sofisticado que outros métodos tradicionais de MPC, por exemplo o GPC ou o NESTED (Rossiter, 2003), e o algoritmo utilizado para a implementação é significativamente mais simples. Desta forma, os requisitos computacionais associados são baixos, facilitando seu processamento em tempo real e permitindo empregar o PFC no controle de sistemas não lineares com dinâmica rápida.

As próximas seções descrevem o controle preditivo tipo PFC e sua implementação em um AAMR. Em seguida, são apresentados detalhes sobre a aplicação desta estratégia de reconfiguração nos robôs articulados APM, RPP planar e RPP tridimensional de acordo com os graus de articulação de cada mecanismo.

O controle preditivo funcional reconfigura os AAMRs de maneira a ajustar os robôs às condições críticas de mobilidade, que correspondem aos pontos coincidentes a serem seguidos.

O custo otimizado pelo PFC é calculado com base nos erros quadráticos referentes aos critérios de mobilidade. Desta forma, a estratégia preditiva acaba por reduzir os valores extremos de inclinação e diferenças entre ângulos de tombamento e forças de sustentação ao longo da operação. Estas correspondem de fato às condições de operação que representam maior desconforto para os tripulantes, risco de tombamento do veículo, ou ineficiência de tração das rodas.

Modelo do Sistema

Para a predição é utilizado o modelo discreto do sistema representado no espaço de estados. Considerando robôs móveis articulados com d juntas atuadas e o controle cinemático $u = \dot{d}$, o modelo pode ser definido por:

$$d(k+1) = d(k) + \Delta t u(k) \quad (6.21)$$

$$y(k) = f(d(k), \varphi_\theta(k), f_r(k), \eta_r(k)) \quad (6.22)$$

onde $d \in \mathbb{R}^{n_a}$ corresponde ao estado, $\Delta t \in \mathbb{R}$ é o incremento temporal, $u \in \mathbb{R}^{n_a}$ é o comando enviado e y é a saída medida do sistema, equivalente aos critérios de mobilidade (altura, orientação, estabilidade ou tração) a serem controlados.

A representação discreta assume um período de amostragem constante $T = t(k+1) - t(k) > 0$. Desta forma, a posição das juntas $d(k)$ é definida com respeito ao tempo conforme a relação $t = t(k) = kT$.

Os mecanismos articulados empregados por AAMR possuem restrições físicas, incluindo o espaço de trabalho definido conforme o curso das juntas, e a largura de banda dos atuadores. As restrições de estado e controle são definidas como:

$$d(k) \in \mathcal{X} \quad (6.23)$$

$$u(k) \in \mathcal{U} \quad (6.24)$$

onde \mathcal{X} e \mathcal{U} são conjuntos convexos fechados.

Trajetória de Referência e Dinâmica em Malha Fechada

De maneira geral, estratégias preditivas de controle buscam antecipar o comando de forma que a saída estimada do sistema \hat{y} siga uma trajetória de referência r definida num horizonte futuro de tempo t_h .

O método de PFC recalcula a trajetória de referência r , incluindo a dinâmica desejada do sistema em malha fechada de maneira semelhante a um filtro tipo *lag* de primeira ordem. A referência em malha fechada w é obtida através de:

$$w(k+i) = r(k+i) - \alpha^i(r(k) - y(k)), \quad 0 \leq i \leq t_h \quad (6.25)$$

onde $0 < \alpha < 1$ determina a alocação desejada do pólo do sistema em malha fechada; considerando o período de amostragem T e a constante de tempo τ do sistema em malha fechada, temos que $\alpha = e^{-\frac{T}{\tau}}$.

Escolha dos Pontos Coincidentes

Os pontos coincidentes são definidos por $w(k + n_i)$, onde $n_i \in N_i$ e $N_i = \{n_1, n_2, \dots, n_h\}$. A escolha dos pontos coincidentes deve considerar as características de operação, e pode influenciar na estabilidade e robustez do sistema de controle (Camacho and Bordons, 2004).

O número de pontos coincidentes n_h utilizados é limitado pelo período de amostragem: um baixo número de pontos coincidentes pode levar a uma representação inadequada do comportamento do sistema; já um alto número de pontos dificulta a otimização da função de custo e minimização de V , exigindo maior processamento computacional.

No caso de robôs móveis com articulação ativa percorrendo diferentes ambientes, incluindo terrenos artificiais e naturais, três leis são propostas para selecionar os pontos coincidentes pertencentes à trajetória de referência em malha fechada w :

1. Selecionar picos no sinal de referência

Os pontos são selecionados considerando picos na trajetória de referência. A escolha utiliza a variação Δw , tal que:

$$N_i = \{n_i \in [0, t_h] \mid \Delta w(k + n_i) \Delta w(k + n_i - 1) < 0\} \quad (6.26)$$

Esta estratégia de seleção é especialmente útil no caso de terrenos irregulares e acidentados, e geralmente acarreta em um número suficiente de pontos coincidentes para representar a superfície percorrida.

2. Selecionar referências que levem à saturação dos atuadores

Outros pontos podem ser escolhidos conforme os limites de atuação das juntas. Para tal, a variação da referência Δw é analisada, buscando configurações que levem à saturação dos atuadores, de forma que:

$$N_i = \{n_i \in [0, t_h] \mid \|\Delta w(k + n_i)\| > J(k + n_i) u_{\max}\} \quad (6.27)$$

onde o Jacobiano J é definido conforme o critério de mobilidade a ser controlado: J_h para altura, J_o para orientação, J_e para estabilidade ou J_t para tração.

No caso de um intervalo contínuo da referência que leve à saturação do atuador, apenas os pontos inicial e final do intervalo são escolhidos como coincidentes. Para tal, *flags* são empregadas a fim de evitar inclusões adicionais.

Esta estratégia de seleção é útil no caso de variações abruptas do terreno que não correspondem a picos na trajetória de referência em malha fechada.

3. Selecionar referências conforme um incremento temporal

Por fim, pontos coincidentes podem ser selecionados com base num incremento de tempo t_i previamente especificado. A escolha é feita com base nos pontos já selecionados, seguindo o esquema descrito no Algoritmo 6.2.1:

Algorithm 6.2.1: ADICIONA PONTOS COINCIDENTES(n_i, t_i)

```

for  $n_i \leftarrow n_1$  to  $n_h$ 
  do  $\left\{ \begin{array}{l} j \leftarrow 1 \\ \textbf{while } n_{i-1} + j * t_i < n_i \\ \quad \textbf{do } \left\{ \begin{array}{l} N_i = \{N_i, n_{i-1} + j * t_i\} \\ j \leftarrow j + 1 \end{array} \right. \end{array} \right.$ 
return ( $N_i$ )

```

Esta estratégia de seleção é especialmente útil no caso de terrenos suaves, onde as regras de seleção implementadas pelas Equações (6.26) e (6.27) não acarretam num número suficiente de pontos coincidentes para representar a superfície percorrida.

A seleção dos pontos coincidentes é realizada, a cada iteração do algoritmo, levando em conta a trajetória de navegação e o modelo do terreno percorrido conhecidos ao longo do horizonte de predição. Outra opção seria realizar a seleção de pontos *a priori*, utilizando apenas o modelo do terreno percorrido.

A lei de controle é definida de forma que a saída predita do sistema \hat{y} coincida com a referência desejada em malha fechada w nos pontos coincidentes:

$$\hat{y}(k + n_i) = w(k + n_i), \quad n_i = n_1, n_2, \dots, n_h \quad (6.28)$$

Função Objetivo a ser Otimizada

O desempenho do controle é avaliado através de um custo V , calculado a cada iteração do método levando em conta os erros quadráticos entre saída predita \hat{y} e referência de malha fechada w com respeito aos pontos coincidentes. De maneira geral, a função objetivo empregada é definida, na iteração k , por:

$$V(k) = \sum_{n_i=n_1}^{n_h} (\hat{y}(k + n_i|k) - w(k + n_i))^2 \quad (6.29)$$

Tal função objetivo leva em conta apenas a saída do sistema. Uma forma de suavizar a ação de comando consiste em adicionar o termo u no cálculo do custo, de forma que:

$$V(k) = \sum_{n_i=n_1}^{n_h} (\hat{y}(k+n_i|k) - w(k+n_i))^2 + \lambda (u(k))^2$$

A lei de controle é obtida através da minimização do custo V . O processo de otimização depende das características da função objetivo, e a convergência só é garantida no caso de funções convexas. Desta forma, o custo normalmente é calculado por uma função quadrática definida de acordo com o comportamento desejado do sistema.

Cálculo da Ação de Controle Preditiva

A ação de controle preditiva é obtida através da combinação linear de funções base B , tal que:

$$u(k+i) = \sum_{n_j=1}^{n_b} \mu_{n_j}(k) B_{n_j}(i), \quad 0 \leq i \leq t_h \quad (6.30)$$

onde μ_{n_j} são ganhos associados e n_b é o número máximo de funções base utilizadas, por exemplo:

$$\begin{aligned} B_1(i) &= 1 \\ B_2(i) &= i \\ B_3(i) &= i^2 \end{aligned}$$

Utilizando funções base pré-definidas, como degraus, rampas e parábolas, é possível definir a ação de controle u em função de poucas variáveis desconhecidas, no caso os ganhos μ_{n_j} . Estes ganhos são calculados de maneira a minimizar o custo V .

O número n_b de funções base utilizadas deve ser menor ou igual ao número n_h de pontos coincidentes. A escolha de n_b deve ser definida conforme as variações esperadas na trajetória de referência r e a natureza do sistema. No caso de $n_b = 1$, os valores antecipados de controle se mantêm constantes entre pontos coincidentes.

O método preditivo calcula, a cada iteração (k), a sequência de controle futuro a ser enviada para as juntas ao longo do horizonte de tempo com respeito aos pontos

coincidentes:

$$\begin{bmatrix} u(k+0|k) \\ u(k+n_1|k) \\ \dots \\ u(k+n_h|k) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum_{n_j=1}^{n_b} \mu_{n_j}(k) B_{n_j}(0) \\ \sum_{n_j=1}^{n_b} \mu_{n_j}(k+n_1) B_{n_j}(n_1) \\ \dots \\ \sum_{n_j=1}^{n_b} \mu_{n_j}(k+n_h) B_{n_j}(n_h) \end{bmatrix}$$

Considerando a ação de controle proposta pela Equação (6.30) com $n_b = 1$, a predição \hat{y} da saída do sistema pode ser definida, na iteração k , com respeito aos pontos coincidentes por:

$$\begin{aligned} \hat{d}(k+n_{i+1}|k) &= d(k+n_i) + \Delta t(n_{i+1} - n_i) u(k+n_i|k) \\ \hat{y}(k+n_i|k) &= f\left(\hat{d}(k+n_i|k), \varphi_{\theta}(k+n_i), f_r(k+n_i|k), \eta_r(k+n_i|k)\right) \end{aligned}$$

A ação de controle predita é computada por um otimizador que, dadas as restrições do sistema, retorna valores ótimos de ganhos μ_{n_j} , a fim de minimizar o custo V :

$$\begin{aligned} &\text{minimizar } V(k) \text{ em função de } \mu_{n_j} \\ &\text{sujeito a } d(k) \in \mathcal{X}, u(k) \in \mathcal{U} \end{aligned} \quad (6.31)$$

Quando o mecanismo não está em fim de curso e os atuadores não estão saturados, é possível calcular μ_{n_j} resolvendo o sistema de Equações (6.28), reduzindo o processamento computacional exigido.

O comando enviado para os atuadores do mecanismo corresponde apenas ao primeiro termo da sequência do controle predito, de forma que:

$$u(k+0|k) = u(k) = \sum_{n_j=1}^{n_b} \mu_{n_j}(k) B_{n_j}(0) \quad (6.32)$$

Algoritmo de Implementação do PFC e Exemplo de Aplicação

O controle funcional preditivo pode ser implementado em um robô móvel com articulação ativa conforme o Algoritmo (6.2.2).

Algorithm 6.2.2: ALGORITMO DE IMPLEMENTAÇÃO DO PFC()

```

procedure FUNÇÃOOBJETIVO( $u(k + n_i|k)$ )
  for  $n_i \leftarrow n_1$  to  $n_h$ 
    do  $\left\{ \begin{array}{l} \text{calcular } \hat{d}(k + n_{i+1}|k) \text{ com } u(k + n_i|k) \\ \text{calcular } \hat{y}(k + n_i|k) \text{ com } \hat{d}(k + n_i|k) \end{array} \right.$ 
    calcular  $V(k)$  utilizando utilizando Equação (6.29)
  return ( $V(k)$ )

main
 $\alpha, t_h, u(0) = 0 \leftarrow$  valores de inicialização
for  $k \leftarrow 0$  to ...
   $\left\{ \begin{array}{l} \text{for } i \leftarrow 0 \text{ to } t_h \\ \text{do } \left\{ \begin{array}{l} \text{calcular } w(k + i) \text{ utilizando Equação (6.25)} \\ \text{selecionar os pontos coincidentes } N_i \text{ utilizando Equação (6.26)} \end{array} \right. \\ \\ \text{procedure OTIMIZACUSTO()} \\ V \leftarrow \text{FUNÇÃOOBJETIVO}(u(k + n_i|k - 1)) \\ \text{while } V > V_{\min} \\ \text{do } \left\{ \begin{array}{l} \text{ajustar } \mu_{n_j}(k) \text{ dadas as restrições } d \in \mathcal{X}, u \in \mathcal{U} \\ V \leftarrow \text{FUNÇÃOOBJETIVO}(u(k + n_i|k)) \end{array} \right. \\ \text{return } (u(k + n_i|k)) \\ \\ \text{return (comando dos atuadores } u(k) \text{ calculado utilizando Equação (6.32))} \end{array} \right.$ 

```

A Figura 6.1 ilustra o funcionamento do algoritmo de PFC proposto, neste caso aplicado no controle de orientação do RPP planar. Considerando a referência de orientação $\phi_R^* = \phi_\vartheta + \delta = 0$, temos que a inclinação desejada do robô com respeito ao terreno é de $r = \delta^* = -\phi_\vartheta$.

Os parâmetros utilizados para ajustar o PFC são a constante de tempo τ desejada do sistema em malha fechada definida por α , o horizonte de tempo t_h predito e os pontos coincidentes escolhidos N_i . Nesta aplicação, os parâmetros utilizados para ajustar o PFC são $\alpha = 0.15$ e $t_h = 3$ s. Os pontos coincidentes correspondem aos picos da trajetória de referência w_ϕ , selecionados conforme a Equação (6.26). A ação de controle é definida utilizando apenas degraus, tal que $n_b = 1$.

A imagem superior esquerda ilustra a trajetória de referência r e a saída do sistema $y = \delta$ para instantes passados da simulação. A imagem inferior esquerda apresenta os comandos $u = [\dot{d}_1, \dot{d}_2]^T$ aplicado ao sistema em instantes passados.

A imagem superior direita ilustra a trajetória de referência r , a dinâmica desejada do sistema em malha fechada w_ϕ , e a saída predita \hat{y} , ao longo do horizonte de predição; os pontos coincidentes estão marcados por estrelas. A imagem inferior direita apresenta o vetor de ganhos $\mu \in \mathbb{R}^{2 \times n_h}$ a serem aplicados ao longo do horizonte de tempo.

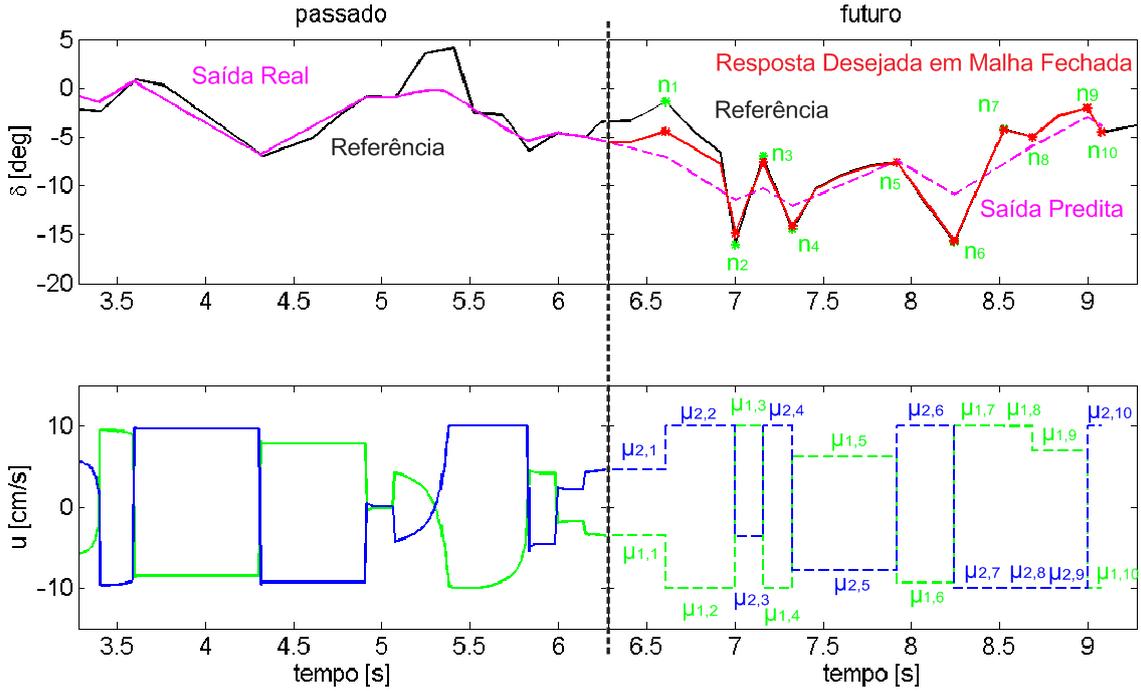


Figura 6.1: Figura esquemática do controle preditivo funcional. As imagens a esquerda representam instantes passados, enquanto as imagens a direita correspondem à predição futura. As referências e saída do sistema são ilustradas acima, enquanto os sinais de controle são apresentados abaixo.

Análise de Estabilidade do MPC

Com respeito à mobilidade, a instabilidade do sistema está associada ao tombamento do veículo. O capotamento leva o robô a um estado de equilíbrio onde as rodas perdem o contato com o terreno, e o sistema deixa de ser controlável.

As fronteiras de controlabilidade podem ser estimadas conforme o critério adotado: a métrica de transferência de carga, por exemplo, assume o sistema controlável quando todas as rodas do robô estão em contato com o terreno; já a métrica baseada em força e ângulo considera o robô estável quando o ângulo mínimo de tombamento é positivo ($\beta > 0$).

Adotando o critério de estabilidade FA, é possível determinar as fronteiras de controlabilidade através da Equação (4.34) ao calcular os ângulos de tombamento $\gamma_i = f'_e(d, \varphi_\theta, f_r, \eta_r)$.

Do ponto de vista de controle, a estabilidade está associada à convergência do método empregado, de forma a levar o sistema a um ponto de equilíbrio y^* .

Os primeiros conceitos sobre estabilidade foram apresentados inicialmente por Lagrange (1788), propondo que o estado com energias potencial e cinética nulas corresponde ao equilíbrio estável de sistemas conservativos, e em seguida por Poisson (1808), que estendeu a análise de perturbações levando em conta termos quadráticos

e cúbicos relacionados à massa do sistema (Leine, 2010). Ainda assim, as primeiras definições matemáticas precisas sobre estabilidade de sistemas dinâmicos e não-lineares foram apresentadas por Lyapunov (1892).

Uma notação mais moderna sobre o conceito de estabilidade (Khalil and Grizzle, 2002) considera o sistema estável se, para todo $\epsilon > 0$, existe $\varepsilon = \varepsilon(\epsilon) > 0$ tal que:

$$\|y(k)\| \leq \varepsilon \Rightarrow \|y(k+i)\| \leq \epsilon, \forall i \geq 0$$

Já a estabilidade assintótica é garantida se o sistema for estável e se ε puder ser definido tal que:

$$\|y(k)\| \leq \varepsilon \Rightarrow \lim_{i \rightarrow \infty} y(k+i) = 0$$

O principal foco do PFC é a sua fácil implementação. O método é validado pelos vários resultados satisfatórios obtidos controlando diferentes robôs e processos industriais (Rossiter, 2003). Apesar disso, existe pouca literatura disponível sobre o PFC com respeito à estabilidade e condições de convergência.

Desta forma, a análise de estabilidade apresentada aqui considera a estratégia de controle preditivo proposta como um MPC genérico, sem levar em conta as particularidades do método de PFC. Esta hipótese é válida, por exemplo, quando os pontos coincidentes são escolhidos utilizando um incremento temporal fixo, conforme descrito no Algoritmo 6.2.1; neste caso, o PFC equivale ao algoritmo de MPC com baixa frequência de amostragem.

De acordo com o horizonte de predição, é possível classificar os algoritmos de MPC em grupos com características específicas de estabilidade (De Oliveira, 1996). No caso de horizontes finitos de predição sem restrições adicionais, não é possível garantir a estabilidade do sistema. A prova de estabilidade é simplificada no caso de horizontes infinitos de predição. Também é possível demonstrar a estabilidade de controles preditivos com horizontes finitos associados a uma restrição terminal.

- Horizonte Finito de Predição

A minimização do custo associado a um horizonte finito de tempo não implica, por si só, na estabilidade da estratégia de MPC. Mesmo que a otimização da função objetivo encontre uma solução, não é possível garantir que o sistema será estável em malha fechada.

A análise da estabilidade do sistema em malha fechada possui dois fatores complicadores: as incertezas associadas ao modelo utilizado na predição, e a presença de restrições e outras não-linearidades do sistema.

Conforme destacado em (Bitmead et al., 1990), as estratégias de controle preditivo com horizonte finito de tempo possuem “fracas” propriedades de estabilidade,

alcançadas através de ajustes na função objetivo e no horizonte de predição. Os autores do artigo criticam esta estratégia, comparando-a a um tipo de jogo, e sugerem modificar o problema de controle ótimo a fim de garantir a estabilidade do sistema.

- Horizonte Infinito de Predição

Já para o grupo de algoritmos de MPC que lidam com horizontes infinitos de tempo, é possível garantir a estabilidade ao demonstrar que a função objetivo é uma função de Lyapunov do sistema em malha fechada.

Inicialmente o MPC calcula o custo associado a todo o horizonte de tempo. A cada iteração do algoritmo, os ganhos do controle são ajustados a fim de otimizar a função objetivo, tal que $V(k+1) \leq V(k)$. O custo predito nunca aumenta, de forma que função objetivo decresce monotonicamente; o ponto de equilíbrio é alcançado quando $V(k+1) = V(k)$.

Conforme demonstrado em (Keerthi and Gilbert, 1985, 1986), a estabilidade é garantida para sistemas controláveis e observáveis quando a função objetivo é positiva definida, contínua e diferenciável (Lipschitz). Estes requisitos são relaxados em (Meadows and Rawlings, 1993), que demonstra a estabilidade do MPC para funções objetivo descontínuas.

No caso de um AAMR, o horizonte de predição infinito implica em conhecer com antecedência toda a trajetória de navegação do robô e o perfil do terreno a ser percorrido durante a operação. Nestes caso, é possível garantir a estabilidade do MPC enquanto o sistema for controlável, ou seja, não tenha capotado.

- Horizonte Finito de Predição com Restrição Terminal

O último grupo de algoritmos de MPC considera um horizonte finito de predição, e adiciona ao sistema uma restrição terminal a fim de garantir sua estabilidade.

O controle assume um custo terminal nulo $V^* = 0$, de forma que o erro $e^* = 0$ e a ação de controle $u^* = 0$; este corresponde ao ponto de equilíbrio estável a ser alcançado pelo sistema. A abordagem equivale a resolver um problema de controle do tipo regulação. Sob estas condições, é possível assumir que a função objetivo (positiva definida, Lipschitz) é uma função de Lyapunov do sistema em malha fechada.

Um dos primeiros trabalhos sobre análise de estabilidade de algoritmos de MPC considera sistemas não lineares contínuo sem restrições, e propõe a utilização da função objetivo como uma função de Lyapunov a fim de garantir a estabilidade ao adicionar uma restrição terminal (Chen and Shaw, 1982). A estabilidade é demonstrada através monotonicidade da função objetivo ao longo das iterações do algoritmo.

Outra publicação de destaque (Keerthi and Gilbert, 1988) utiliza a função objetivo como de Lyapunov mais uma restrição terminal para garantir de estabilidade do MPC controlando sistemas não lineares discretos, variantes no tempo, e com restrições de estado e controle. A partir deste trabalho, o emprego da função de custo como uma função de Lyapunov se tornou uma prática comum na análise de estabilidade de MPCs (Mayne et al., 2000).

A restrição terminal $e^* = 0$ é relaxada em (Michalska and Mayne, 1993), considerando sistemas não lineares contínuos com restrições. O objetivo é levar o sistema a uma região vizinha do ponto de equilíbrio, tal que $V \in \mathcal{V}$, de onde outro controle local é acionado para levar o sistema até o ponto de equilíbrio. Esta estratégia também é conhecida como *dual mode*. Abordagens semelhantes aplicadas a sistemas não lineares discretos com restrições são apresentadas em (Chisci et al., 1996; Sokaert et al., 1999).

Com respeito ao controle preditivo dos AAMR, para cada janela de predição, é possível considerar o último ponto coincidente selecionado como o ponto de equilíbrio terminal. Desta forma é verificada a estabilidade discreta do sistema. O problema está relacionado a adição de novos pontos coincidentes e a transição entre janelas de predição, que pode dificultar a convergência do método. Ao final da operação, o último ponto da janela de predição corresponde de fato à restrição terminal, e a partir deste momento a estabilidade do sistema é garantida.

Otimização da Função Objetivo

A análise de estabilidade apresentada anteriormente depende da viabilidade de otimização da função objetivo, e desta forma assume que o problema de controle ótimo com restrições é sempre solucionável.

A questão merece atenção especial quando se trata de sistemas não-lineares, onde o otimizador pode ter que lidar com funções não-convexas; nestes casos não existe garantia de que o custo mínimo global será alcançado, principalmente durante aplicações em tempo real (Camacho and Bordons, 2004).

Diferentes métodos podem ser utilizados para computar a otimização. As soluções mais comuns empregam o gradiente da função objetivo, como o método de descida máxima (em inglês *steepest descent*), ou o gradiente conjugado, incluindo os métodos Fletcher-Reeves (Fletcher and Reeves, 1964), Polak-Ribière (Polak and Ribiere, 1969; Polyak, 1969) e Hestenes-Stiefel (Hestenes and Hestenes, 1980).

Outras soluções propostas mais recentemente para otimização de funções quadráticas seriam o método do conjunto ativo (em inglês *Active Set Method*, ou ASM) (Rossiter, 2003), ou ainda o método do ponto interior (IPM) (Nocedal and Wright, 1999; Rao et al., 1998). Ambos os métodos também utilizam um gradiente

da função objetivo para definir a direção de avanço a cada iteração dos algoritmos.

Para a simulação do controle de robôs móveis com articulação ativa em cenários dinâmicos, foi utilizado um método de otimização que independe da derivada da função objetivo.

O método Nelder-Mead (Nelder and Mead, 1965), também conhecido como o método de descida simplex ou método “ameba” corresponde a uma técnica muito utilizada na otimização de funções não-lineares com derivadas não conhecidas.

O método emprega o conceito de simplex, equivalente a um politopo especial com uma dimensão a mais que o espaço de busca: no caso unidimensional, o simplex corresponde a um segmento de linha; no caso bidimensional ou planar, o simplex é um triângulo; já no caso tridimensional, o simplex corresponde a um tetraedro.

A cada iteração do algoritmo, o simplex é modificado através de operações de reflexão, contração e expansão, até convergir para um mínimo. A velocidade de convergência é eventualmente linear; uma análise sobre garantia e velocidade de convergência do método de Nelder-Mead é apresentada em (Lagarias et al., 1998).

Tal estratégia não é baseada em gradiente, de forma a relaxar os requisitos da otimização; o método Nelder-Mead necessita apenas que a função objetivo seja contínua.

As simulações do PFC apresentadas nesta tese foram realizadas empregando o método de Nelder-Mead, implementado no Matlab através da função *fminsearch*. De fato, a função utilizada durante as simulações foi a *fminsearchbnd*, que aplica uma transformação ($\sin(u)$) na função objetivo de forma a representar as restrições no espaço de busca.

Para acelerar a velocidade de convergência do otimizador, a cada iteração do PFC, os ganhos ótimos alcançados na iteração anterior são utilizados para inicializar a minimização de V .

Robustez do MPC

Outra hipótese assumida durante a análise de estabilidade de MPCs é a coincidência entre os valores reais $y(t)$, medidos ou observados, e os valores preditos \hat{y} da saída do sistema.

A estratégia de MPC realiza a predição com base no modelo do sistema. No caso de modelos realistas de sistemas operando sem distúrbios externos, seria possível empregar um simples controle em malha aberta.

O controle em malha fechada é necessário no caso de distúrbios externos e modelos que representem uma aproximação do comportamento do sistema; de fato, estas são as condições normalmente associadas a sistemas reais.

O objetivo referente à robustez consiste em propor uma estratégia de controle que seja capaz de preservar a estabilidade e desempenho, dadas as incertezas e imprecisões do modelo (Camacho and Bordons, 2004). A incompatibilidade entre saída real e estimada é um aspecto crítico relacionado ao MPC, que pode acarretar na instabilidade do sistema (Rossiter, 2003).

A maioria das pesquisas sobre robustez de algoritmos de MPC considera sistemas sem restrições. Neste caso, se a respectiva função de Lyapunov do sistema em malha fechada mantiver suas propriedades de declínio, mesmo com a presença de incertezas e distúrbios limitados, é possível garantir a estabilidade do algoritmo. O problema se torna mais complexo no caso de sistemas com restrições, que limitam a capacidade do MPC de compensar os distúrbios externos (Mayne et al., 2000).

Uma estratégia de MPC robusto para sistemas com restrições de estado e controle é apresentada em (Kothare et al., 1996). A proposta consiste em lidar explicitamente com as incertezas associadas, buscando minimizar um limite superior referente ao valor do custo calculado para o “pior caso” possível. Ao reduzir o limite superior do custo, é possível garantir a robustez de algoritmos de MPC com horizonte infinito de predição.

Um veículo articulado percorrendo um terreno natural corresponde a um sistema complexo, cujo modelo é influenciado por incertezas na medição do terreno e no cálculo da dinâmica resultante, e representa uma aproximação simplificada do cenário real de operação.

Quanto mais precisos forem o modelo do terreno e a trajetória de navegação, melhor será o desempenho alcançado pela estratégia de controle predito proposto. Do ponto de vista de robustez, o melhor caso corresponde a operações rotineiras num mesmo terreno, onde o controle poder utilizar valores pré-registrados como referência.

6.2.2 Controle Preditivo do APM

O veículo agrícola APM possui $n_a = 1$ junta atuada, equivalente a uma plataforma móvel elevatória.

O sistema é representado pelo modelo discreto definido pela Equação (6.22), onde o estado corresponde à posição da junta $d = d_1$, e o controle cinemático $u = \dot{d}_1$. O mecanismo articulado do APM foi projetado para ajustar a altura h_R .

A configuração padrão do mecanismo corresponde à plataforma na altura máxima \bar{h}_R , de forma a aumentar o alcance dos operadores durante tarefas agrícolas.

Dada a restrição de articulação do APM, a junta ativa também pode ser comandada a fim aumentar a estabilidade do sistema e garantir condições mínimas

de segurança durante a operação. O ajuste da referência $h_R^*(t)$ pode ser feito com base no ângulo de tombamento $\bar{\beta}$ do sistema ao percorrer o terreno na configuração padrão, de forma que:

$$h_R^*(t) = \bar{h}_R - K (\bar{\beta}_{\max} - \bar{\beta}(t)) \quad (6.33)$$

onde $\bar{\beta}_{\max}$ corresponde ao ângulo máximo de tombamento alcançado quando $h_R = \bar{h}_R$ e $\phi_{\vartheta} = 0$, e o ganho K é definido com base no espaço de trabalho do mecanismo, por exemplo $K = (\bar{h}_R - \underline{h}_R)/(\bar{\beta}_{\max} - \bar{\beta}_{\min})$.

A ação de controle predita é definida pela Equação (6.30) em função dos ganhos $\mu_{n_j} \in \mathbb{R}^{n_h}$; o primeiro termo da sequência ($u(k) \in \mathbb{R}$) corresponde à velocidade de comando enviada para os atuadores.

Controle de Altura do APM

A dinâmica do sistema é dada pela Equação (6.22), onde a saída do sistema:

$$y = h_R = f(d)$$

O objetivo do controle consiste em seguir a altura de referência h_R^* , calculada com a Equação (6.33) a fim de garantir a estabilidade do sistema durante operações em terrenos acidentados.

A função objetivo utilizada para calcular o custo é tal que:

$$V = \sum_{n_i=n_1}^{n_h} \left(\hat{h}_R(k+n_i) - h_R^* \right)^2 \left(1 + (\hat{h}_R(k+n_i) - \bar{h}_R)^\rho \right) \quad (6.34)$$

O segundo termo multiplicador da função objetivo eleva os custos associados às configurações com menor altura, que correspondem às condições críticas de estabilidade deparadas pelo robô ao longo do percurso. O expoente ρ permite ajustar a prioridade dada aos pontos coincidentes extremos; o valor empregado deve ser inteiro positivo e par.

6.2.3 Controle Preditivo do RPP Planar

O mecanismo articulado do RPP planar conta com $n_a = 2$ juntas atuadas, equivalentes a pernas instaladas nos lados opostos do seu corpo.

O sistema é representado pelo modelo discreto definido pela Equação (6.22), onde o estado corresponde à posição das juntas $d = [d_1, d_2]^T$, e o controle cinemático $u = [\dot{d}_1, \dot{d}_2]^T$. Conforme o grau de articulação do RPM planar, o mecanismo permite o controle desacoplado de dois critérios de mobilidade.

Um grau de articulação é utilizado para controlar a altura h_R , garantindo uma distância mínima entre o robô e o terreno percorrido.

O outro grau pode ser utilizado para alterar a inclinação lateral ϕ_R , diferença entre ângulos de tombamento $\Delta_{\gamma_{12}}$, ou forças de sustentação $\Delta_{f_{s_{12}}}$ aplicadas ao sistema planar.

Em cenários dinâmicos, os erros de e_o de orientação, e_e estabilidade e e_t tração não podem ser simultaneamente cancelados para $\phi_{\vartheta}, \theta_{\vartheta} \neq 0$, $h_R > 0$. Desta forma, também é possível comandar a segunda articulação do robô para atender a um compromisso entre os critérios conflitantes de mobilidade.

A ação de controle predita é definida pela Equação (6.30) em função dos ganhos $\mu_{n_j} \in \mathbb{R}^{2 \times n_h}$; o primeiro termo da sequência ($u(k) \in \mathbb{R}^2$) corresponde à velocidade de comando enviada para os atuadores.

Controle de Altura e Orientação do RPP Planar

A dinâmica do sistema é dada pela Equação (6.22), onde a saída do sistema:

$$y = \begin{bmatrix} h_R \\ \phi_R \end{bmatrix} = f(d, \varphi_{\vartheta})$$

O objetivo do controle consistem em manter a altura de referência h_R^* do robô, e garantir que a dinâmica de orientação em malha fechada siga a referência w_{ϕ} definida conforme a Equação (6.25) utilizando $\phi_R^* = 0$.

A função objetivo utilizada para calcular o custo é:

$$V = \sum_{n_i=n_1}^{n_h} \left[\left(\hat{h}_R(k+n_i) - h_R^* \right)^2 + \left(\hat{\phi}_R(k+n_i) - w_{\phi}(k+n_i) \right)^2 \right] \quad (6.35)$$

Controle de Altura e Estabilidade do RPP Planar

A dinâmica do sistema é dada pela Equação (6.22), onde a saída do sistema:

$$y = \begin{bmatrix} h_R \\ \Delta_{\gamma_{12}} \end{bmatrix} = f(d, \varphi_{\vartheta}, f_r, \eta_r)$$

O objetivo do controle consistem em manter a altura de referência h_R^* do robô, e garantir que a dinâmica de estabilidade em malha fechada siga a referência $w_{\Delta_{\gamma_{12}}}$ definida conforme a Equação (6.25) utilizando $\Delta_{\gamma}^* = 0$.

A função objetivo utilizada para calcular o custo é:

$$V = \sum_{n_i=n_1}^{n_h} \left[\left(\hat{h}_R(k+n_i) - h_R^* \right)^2 + \left(\frac{\hat{\Delta}_{\gamma_{12}}(k+n_i) - w_{\Delta_{\gamma_{12}}}(k+n_i)}{\beta(k+n_i)} \right)^2 \right] \quad (6.36)$$

A divisão pelo termo β aumenta o custo associado aos pontos coincidentes com menor ângulo de tombamento. O capotamento ocorre quando $\beta = 0$, o que resulta num custo V infinito.

Controle de Altura e Tração do RPP Planar

A dinâmica do sistema é dada pela Equação (6.22), onde a saída do sistema:

$$y = \begin{bmatrix} h_R \\ \Delta_{f_{s12}} \end{bmatrix} = f(d, \varphi_{\vartheta}, f_r, \eta_r)$$

O objetivo do controle consistem em manter a altura de referência h_R^* do robô, e garantir que a dinâmica de tração em malha fechada siga a referência $w_{\Delta_{f_{s12}}}$ definida conforme a Equação (6.25) utilizando $\Delta_{f_s}^* = 0$.

A função objetivo utilizada para calcular o custo é:

$$V = \sum_{n_i=n_1}^{n_h} \left[\left(\hat{h}_R(k+n_i) - h_R^* \right)^2 + \left(\frac{\hat{\Delta}_{f_{s12}}(k+n_i) - w_{\Delta_{f_{s12}}}(k+n_i)}{\min(f_{si}(k+n_i))} \right)^2 \right] \quad (6.37)$$

O termo $\min(f_{si})$ aumenta o custo associado aos pontos coincidentes sofrendo menor força de sustentação. A perda de contato entre uma roda e o terreno é caracterizada por $f_{si} = 0$, o que resulta num custo V infinito.

Controle Multi-Objetivo do RPP Planar

O mecanismo articulado do RPP planar possui dois graus de liberdade atuados. Uma articulação é utilizada para controlar a altura h_R , garantindo uma distância mínima entre o robô e o terreno percorrido. A outra articulação pode ser utilizada para alcançar um compromisso entre orientação, estabilidade e tração.

Para o controle multi-objetivo planar, a dinâmica do sistema dada pela Equação (6.22) utiliza como saída do sistema:

$$y = \begin{bmatrix} h_R \\ \phi_R \\ \Delta_{\gamma_{12}} \\ \Delta_{f_{s_{12}}} \end{bmatrix} = f(d, \varphi_{\vartheta}, f_r, \eta_r)$$

O objetivo do controle consiste em manter a altura de referência h_R^* do robô, e garantir um compromisso entre as dinâmicas de malha fechada de orientação w_ϕ , estabilidade $w_{\Delta_{\gamma_{12}}}$ e tração $w_{\Delta_{f_{s_{12}}}}$ definidas conforme a Equação (6.25) utilizando $\phi_R^* = 0$, $\Delta_\gamma^* = 0$ e $\Delta_{f_s}^* = 0$.

A função objetivo é calculada através de uma soma ponderada de erros referentes aos critérios conflitantes:

$$\begin{aligned} V = & \sum_{n_i=n_1}^{n_h} \left[\left(\hat{h}_R(k+n_i) - h_R^* \right)^2 + \right. & (6.38) \\ & + K_\phi \left(\hat{\phi}_R(k+n_i) - w_\phi(k+n_i) \right)^2 + \\ & + K_{\gamma_{12}} \left(\frac{\hat{\Delta}_{\gamma_{12}}(k+n_i) - w_{\Delta_{\gamma_{12}}}(k+n_i)}{\beta(k+n_i)} \right)^2 + \\ & \left. + K_{\Delta_{f_{s_{12}}}} \left(\frac{\hat{\Delta}_{f_{s_{12}}}(k+n_i) - w_{\Delta_{f_{s_{12}}}}(k+n_i)}{f_{s_{\min}}(k+n_i)} \right)^2 \right] \end{aligned}$$

A maior diferença desta abordagem com respeito às estratégias de controle PFC do RPP planar apresentadas anteriormente consiste no fato de que, devido aos critérios conflitantes de mobilidade, não é possível cancelar o custo associado. Desta forma, o otimizador deve procurar uma configuração do robô que minimize V .

O compromisso entre os critérios conflitantes é definido através dos pesos K_ϕ , $K_{\gamma_{12}}$ e $K_{\Delta_{f_{s_{12}}}}$. Estes pesos podem ser estimados levando em conta as características do robô articulado, terreno percorrido e tipo de operação a ser executada. Uma possível metodologia para definir K consiste em avaliar a mobilidade do robô em configuração padrão, e determinar os critérios críticos e a diferença entre valores desejados e alcançados pelo robô.

Ainda assim, a escolha de pesos é subjetiva, e pode levar a resultados diferentes dos esperados. Uma abordagem mais elegante consiste em obter o conjunto de soluções que atendam a um compromisso entre os critérios conflitantes e, com base em informações de nível superior, determinar a configuração ideal do robô. Esta abordagem é empregada para o RPP planar em cenários estáticos, conforme apresentado na seção 7.3.

6.2.4 Controle Preditivo do RPP Tridimensional

O mecanismo articulado do RPP tridimensional conta com $n_a = 4$ juntas atuadas, equivalentes a pernas instaladas nos lados opostos do seu corpo. A configuração do robô é definida em função de três juntas, e o controle da junta d_4 é obtido pela restrição dada pela Equação (6.16).

O sistema é representado pelo modelo discreto definido pela Equação (6.22), onde o estado corresponde à posição das juntas $d = [d_1, d_2, d_3]^T$, e o controle cinemático $u = [\dot{d}_1, \dot{d}_2, \dot{d}_3]^T$. Conforme o grau de articulação do RPM tridimensional, o mecanismo permite o controle desacoplado de três critérios de mobilidade.

Um grau de articulação é utilizado para controlar a altura h_R , garantindo uma distância mínima entre o robô e o terreno percorrido.

Os outros graus podem ser utilizados para alterar as inclinações ϕ_R, θ_R , diferenças entre ângulos de tombamento $\Delta_{\gamma_{24}}, \Delta_{\gamma_{13}}$ ou forças de sustentação $\Delta_{f_{s12}}, \Delta_{f_{s23}}$ com respeito aos planos lateral e longitudinal do robô.

Outra opção consiste em utilizar estes graus de articulação a fim de atender a um compromisso entre os critérios conflitantes de orientação, estabilidade e tração.

A ação de controle predita é definida pela Equação (6.30) em função dos ganhos $\mu_{n_j} \in \mathbb{R}^{3 \times n_h}$; o primeiro termo da sequência ($u(k) \in \mathbb{R}^3$) corresponde à velocidade de comando enviada para os atuadores.

Controle de Altura e Orientação do RPP Tridimensional

A dinâmica do sistema é dada pela Equação (6.22), onde a saída do sistema:

$$y = \begin{bmatrix} h_R \\ \phi_R \\ \theta_R \end{bmatrix} = f(d, \varphi_\vartheta)$$

O objetivo do controle consistem em manter a altura de referência h_R^* do robô, e garantir que a dinâmica de orientação em malha fechada siga as referências w_ϕ, w_θ definidas conforme a Equação (6.25) utilizando $\phi_R^*, \theta_R^* = 0$.

A função objetivo utilizada para calcular o custo é:

$$V = \sum_{n_i=n_1}^{n_h} \left[\left(\hat{h}_R(k+n_i) - h_R^* \right)^2 + \left(\hat{\phi}_R(k+n_i) - w_\phi(k+n_i) \right)^2 + \left(\hat{\theta}_R(k+n_i) - w_\theta(k+n_i) \right)^2 \right] \quad (6.39)$$

Controle de Altura e Estabilidade do RPP Tridimensional

A dinâmica do sistema é dada pela Equação (6.22), onde a saída do sistema:

$$y = \begin{bmatrix} h_R \\ \Delta_{\gamma_{24}} \\ \Delta_{\gamma_{13}} \end{bmatrix} = f(d, \varphi_\theta, f_r, \eta_r)$$

O objetivo do controle consistem em manter a altura de referência h_R^* do robô, e garantir que a dinâmica de estabilidade em malha fechada siga as referências $w_{\Delta_{\gamma_{24}}}, w_{\Delta_{\gamma_{13}}}$ definidas conforme a Equação (6.25) utilizando $\Delta_\gamma^* = 0$.

A função objetivo utilizada para calcular o custo é:

$$V = \sum_{n_i=n_1}^{n_h} \left[\left(\hat{h}_R(k+n_i) - h_R^* \right)^2 + \left(\frac{\hat{\Delta}_{\gamma_{24}}(k+n_i) - w_{\Delta_{\gamma_{24}}}(k+n_i)}{\min(\gamma_2(k+n_i), \gamma_4(k+n_i))} \right)^2 + \left(\frac{\hat{\Delta}_{\gamma_{13}}(k+n_i) - w_{\Delta_{\gamma_{13}}}(k+n_i)}{\min(\gamma_1(k+n_i), \gamma_3(k+n_i))} \right)^2 \right] \quad (6.40)$$

As divisões pelos termos $\min(\gamma_i)$ aumentam o custo associado aos pontos coincidentes com menor ângulo de tombamento. O capotamento ocorre quando $\beta = 0$, o que resulta num custo V infinito.

Controle de Altura e Tração do RPP Tridimensional

A dinâmica do sistema é dada pela Equação (6.22), onde a saída do sistema:

$$y = \begin{bmatrix} h_R \\ \Delta_{f_{s_{12}}} \\ \Delta_{f_{s_{23}}} \end{bmatrix} = f(d, \varphi_\theta, f_r, \eta_r)$$

O objetivo do controle consistem em manter a altura de referência h_R^* do robô, e garantir que a dinâmica de tração em malha fechada siga as referências $w_{\Delta_{f_{s_{12}}}}, w_{\Delta_{f_{s_{23}}}}$ definidas conforme a Equação (6.25) utilizando $\Delta_{f_s}^* = 0$.

A função objetivo utilizada para calcular o custo é:

$$V = \sum_{n_i=n_1}^{n_h} \left[\left(\hat{h}_R(k+n_i) - h_R^* \right)^2 + \left(\frac{\hat{\Delta}_{f_{s_{12}}}(k+n_i) - w_{\Delta_{f_{s_{12}}}}(k+n_i)}{\min(f_{s_1}(k+n_i), f_{s_2}(k+n_i))} \right)^2 + \left(\frac{\hat{\Delta}_{f_{s_{23}}}(k+n_i) - w_{\Delta_{f_{s_{23}}}}(k+n_i)}{\min(f_{s_2}(k+n_i), f_{s_3}(k+n_i))} \right)^2 \right] \quad (6.41)$$

As divisões pelos termos $\min(f_{si})$ aumentam o custo associado aos pontos coincidentes com menor força de sustentação. A perda de contato entre uma roda e o terreno é caracterizada por $f_{si} = 0$, o que resulta num custo V infinito.

Controle Multi-Objetivo do RPP Tridimensional

O mecanismo articulado do RPP tridimensional possui quatro graus de liberdade atuados e uma restrição. Uma articulação é utilizada para controlar a altura h_R , garantindo uma distância mínima entre o robô e o terreno percorrido. As duas outras articulações restantes podem ser utilizadas para alcançar um compromisso entre orientação, estabilidade e tração referentes aos planos lateral e longitudinal do robô.

Para o controle multi-objetivo tridimensional, a dinâmica do sistema dada pela Equação (6.22) utiliza como saída do sistema:

$$y = \begin{bmatrix} h_R \\ \phi_R \\ \theta_R \\ \Delta_{\gamma_{24}} \\ \Delta_{\gamma_{13}} \\ \Delta_{f_{s_{12}}} \\ \Delta_{f_{s_{23}}} \end{bmatrix} = f(d, \varphi_\theta, f_r, \eta_r)$$

O objetivo do controle consistem em manter a altura de referência h_R^* do robô, e garantir um compromisso entre as dinâmicas de malha fechada de orientação w_ϕ, w_θ , estabilidade $w_{\Delta_{\gamma_{24}}}, w_{\Delta_{\gamma_{13}}}$ e tração $w_{\Delta_{f_{s_{12}}}}, w_{\Delta_{f_{s_{23}}}}$ definidas conforme a Equação (6.25) utilizando $\phi_R^*, \theta_R^* = 0, \Delta_\gamma^* = 0$ e $\Delta_{f_s}^* = 0$.

A função objetivo é calculada através uma soma ponderada de erros referentes aos diferentes critérios conflitantes:

$$\begin{aligned} V = & \sum_{n_i=n_1}^{n_h} \left[\left(\hat{h}_R(k+n_i) - h_R^* \right)^2 + \right. & (6.42) \\ & + K_\phi \left(\hat{\phi}_R(k+n_i) - w_\phi(k+n_i) \right)^2 + K_\theta \left(\hat{\theta}_R(k+n_i) - w_\theta(k+n_i) \right)^2 + \\ & + K_{\gamma_{24}} \left(\frac{\hat{\Delta}_{\gamma_{24}}(k+n_i) - w_{\Delta_\gamma}(k+n_i)}{\min(\gamma_2(k+n_i), \gamma_4(k+n_i))} \right)^2 + K_{\gamma_{13}} \left(\frac{\hat{\Delta}_{\gamma_{13}}(k+n_i) - w_{\Delta_\gamma}(k+n_i)}{\min(\gamma_1(k+n_i), \gamma_3(k+n_i))} \right)^2 + \\ & \left. + K_{\Delta_{f_{s_{12}}}} \left(\frac{\hat{\Delta}_{f_{s_{12}}}(k+n_i) - w_{\Delta_{f_{s_{12}}}}(k+n_i)}{\min(f_{s_1}(k+n_i), f_{s_2}(k+n_i))} \right)^2 + K_{\Delta_{f_{s_{23}}}} \left(\frac{\hat{\Delta}_{f_{s_{23}}}(k+n_i) - w_{\Delta_{f_{s_{23}}}}(k+n_i)}{\min(f_{s_2}(k+n_i), f_{s_3}(k+n_i))} \right)^2 \right] \end{aligned}$$

Devido aos critérios conflitantes de mobilidade, não é possível cancelar o custo associado. Desta forma, o otimizador deve procurar uma configuração do robô que

minimize V .

O compromisso entre os critérios conflitantes é definido através dos pesos K_ϕ , K_θ , $K_{\gamma_{24}}$, $K_{\gamma_{13}}$ e $K_{\Delta_{fs_{12}}}$, $K_{\Delta_{fs_{23}}}$. Estes pesos podem ser estimados levando em conta as características do robô articulado, terreno percorrido e tipo de operação a ser executada. Ainda assim, a escolha de pesos é subjetiva, e pode levar a resultados diferentes dos esperados.

Outra solução consiste em obter o conjunto de soluções que atendam a um compromisso entre os critérios conflitantes e, com base em informações de nível superior, determinar a configuração ideal do robô. Esta abordagem é empregada para o RPP tridimensional em cenários estáticos, conforme apresentado na seção 7.4.

6.3 Comparações com Outras Estratégias para Controle de Reconfiguração

Nesta seção é apresentada uma breve comparação do controle de reconfiguração apresentado nesta tese com respeito a outras estratégias de controle propostas na literatura. Entre as estratégias consideradas estão os controles implementados nos robôs *Sample Return Rover* (SRR), Hylos, e SCARAB.

Uma primeira observação sobre os controles de reconfiguração aplicados nestes robôs consiste no fato de que, em todos os casos, é assumida uma baixa velocidade de deslocamento, de modo que os efeitos dinâmicos atuando nos sistemas são desconsiderados. Tais estratégias não lidam diretamente com as restrições dos atuadores, e desta forma a modelagem do terreno a ser percorrido pelo robô ao longo da operação não é levada em conta.

O mecanismo articulado do robô SRR é controlado em (Iagnemma et al., 2000) através da otimização de uma função objetivo que associa custos a todos os ângulos de tombamento (γ_i) e diferenças quadráticas entre posição atual e padrão (d^*) das juntas atuadas, tal que:

$$V = \sum_{i=1}^m \left[\frac{K_e}{\gamma_i} + K_h(d^* - d_i)^2 \right]$$

O primeiro termo da função objetivo procura elevar todos os ângulos de tombamento do sistema, e o segundo termo busca manter o robô numa configuração padrão, garantindo uma altura mínima de segurança com respeito ao terreno.

Esta proposta de controle pode não ser capaz de levar o robô para uma configuração ótima com respeito à estabilidade. O problema reside no fato da função de objetivo considerar todos os ângulos de tombamento, ao invés de utilizar apenas o

ângulo mínimo de tombamento β que representa a estabilidade do sistema. Outra questão é que a função objetivo não analisa diretamente a altura do robô, e sim o deslocamento de cada junta do mecanismo.

Desta forma, a estratégia de reconfiguração não é capaz de igualar os ângulos opostos de tombamento do SRR. De fato, a configuração final alcançada pelo robô se assemelha mais a um controle de orientação, onde o corpo do robô permanece paralelo à horizontal, conforme ilustrado na Figura 6.2.

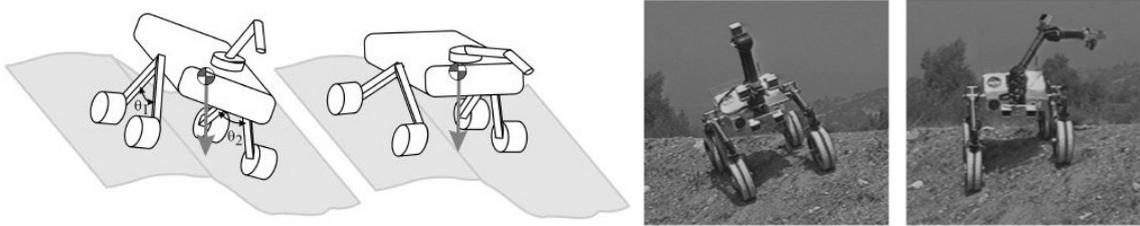


Figura 6.2: Reconfiguração do *Sample Return Rover*, controlando o mecanismo a fim de manter o corpo do robô paralelo à horizontal.

Já para a análise de estabilidade em cenários dinâmicos, ao invés de empregar os ângulos de tombamento, o mesmo autor propõe um método baseado na transferência de carga, analisando as forças normais aplicadas às rodas do veículo (Peters and Iagnemma, 2006, 2009). Ainda assim, a estratégia de reconfiguração não foi estendida para o cenário dinâmico.

Outro robô articulado que possui um controle de reconfiguração é o Hylos. O objetivo original da estratégia de controle apresentada em (Grand et al., 2002) seria redistribuir as forças aplicadas ao mecanismo de forma a otimizar os contatos entre rodas e terreno.

Adotando um conjunto de simplificações – planos de contato horizontais, CM_R coincidente com o centro geométrico do robô, contato permanente de todas as rodas com o terreno, cenário estático de operação – concluí-se que a configuração ideal do robô é alcançada quando seu corpo está paralelo à horizontal.

Desta forma, a reconfiguração busca cancelar os ângulos ϕ_R, θ_R e manter uma altura de referência com respeito ao terreno. Algumas configurações do Hylos alcançadas pela estratégia proposta de controle estão ilustradas na Figura 6.3.

O último robô com controle de reconfiguração considerado é o SCARAB. A velocidade máxima de deslocamento do robô é de 6 cm/s, de forma que a dinâmica do sistema é desconsiderada. De acordo com os resultados apresentados em (Wettersgreen et al., 2010b), o mecanismo articulado é controlado de forma a cancelar a inclinação e manter o corpo do robô paralelo à horizontal, conforme ilustrado na Figura 6.4.

Ainda assim, resultados experimentais indicam que a capacidade de tração do



Figura 6.3: Reconfiguração do robô Hylos, controlando o mecanismo a fim de manter o corpo do robô paralelo à horizontal.

veículo aumenta quando o corpo do robô está inclinado no sentido contrário ao terreno.



Figura 6.4: Reconfiguração do robô SCARAB, controlando o mecanismo a fim de manter o corpo do robô paralelo à horizontal.

6.4 Conclusões

Este capítulo apresentou diferentes estratégias de controle para reconfiguração de robôs móveis articulados de acordo com os graus de articulação do mecanismo e o cenário de operação.

Em cenários estáticos, o problema de regulação de configuração é solucionado através de um controle proporcional de maneira a alcançar uma posição de referência e assim reduzir erros associados aos critérios de mobilidade.

Já em cenários dinâmicos, é proposta uma abordagem de controle preditivo baseado em modelo para prever a mobilidade do robô e antecipar o comando conforme a largura de banda dos atuadores. O controle é implementado através do método de controle funcional preditivo, que identifica pontos coincidentes a serem seguidos, equivalentes a configurações críticas de mobilidade deparadas pelo robô durante a operação.

Para cada um dos robôs articulados considerados - APM, RPP planar e RPP tridimensional, foram apresentadas as equações utilizadas para o cálculo da ação de controle conforme a estratégia de reconfiguração adotada.

Por fim é apresentada uma breve comparação com outras estratégias para controle de reconfiguração propostas na literatura.

Capítulo 7

Reconfiguração Baseada na Otimização Multi-Objetivo

A mobilidade do robô é representada pela altura, orientação, estabilidade e tração. A altura corresponde a uma restrição imposta ao sistema, de forma a estabelecer uma configuração padrão do mecanismo. Os outros critérios de mobilidade são controlados de acordo com o grau de articulação do robô.

Os erros e_o de orientação, e_e de estabilidade e tração e_t não podem ser simultaneamente cancelados em cenários dinâmicos quando $\phi_\vartheta, \theta_\vartheta \neq 0$, $h_R > 0$. De fato, estes critérios são conflitantes: ao buscar uma configuração onde um erro é cancelado, os outros critérios são automaticamente prejudicados.

O arranjo ideal do robô deve ser alcançado com uma configuração intermediária, onde os erros de mobilidade $e_o, e_e, e_t \neq 0$, atendendo a um compromisso entre os critérios conflitantes. Mais que isso, os parâmetros utilizados para determinar tal compromisso devem ser alterados de acordo com as condições de operação do robô.

7.1 Formulação do Problema Multi-Objetivo e Otimalidade de Pareto

Um problema de otimização que envolve objetivos conflitantes é chamado de problema de otimização multi-objetivo.

Como o próprio nome já sugere, a diferença entre um problema de otimização comum para um Problema de Otimização Multi-Objetivo (em inglês *Multi-Objective Optimization Problem*, ou MOOP) está no número de funções objetivo. Matematicamente, o problema é definido como (Miettinen, 1999):

$$\begin{aligned} & \text{minimizar } f_1(x), f_2(x), \dots, f_{n_o}(x) \\ & \text{sujeito a } x \in \mathcal{S}, \end{aligned} \tag{7.1}$$

envolvendo $n_o \geq 2$ funções objetivo conflitantes $f_j : \mathbb{R}^{n_e} \rightarrow \mathbb{R}$ a serem minimizadas simultaneamente.

Nesse tipo de problema, é comum que os objetivos sejam conflitantes, e então o vetor de parâmetros x que minimiza um objetivo não é o mesmo que minimiza outro. Como a otimização simultânea das funções objetivo é inviável, não existe uma única solução ótima para o problema.

Em MOOPs, as funções objetivo constituem um espaço multidimensional, em adição ao espaço das variáveis de decisão (ou espaço de busca). Esse espaço adicional é o chamado espaço dos objetivos \mathcal{Z} . Para cada vetor de decisão $x \in \mathbb{R}^{n_e}$ no espaço de busca \mathcal{S} , existe um ponto correspondente no espaço dos objetivos, denotado $f(x) = z \in \mathbb{R}^{n_o}$. A Figura 7.1 ilustra esses dois espaços e um mapeamento entre eles.

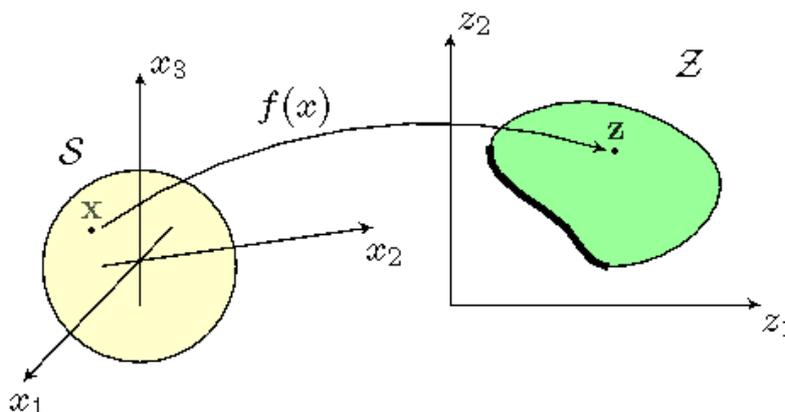


Figura 7.1: Representação do espaço de busca e do espaço dos objetivos correspondente.

A grande diferença entre otimização de um objetivo e otimização de multi-objetivos é que a última não possui solução ótima, e sim um conjunto de soluções alternativas que atendam a um compromisso entre objetivos conflitantes.

Isto porque a otimização multi-objetivo considera que todos os objetivos possuem a mesma importância. Antes de introduzir a otimalidade para MOOPs, o conceito de dominância entre duas soluções é apresentado:

Definição 1 Diz-se que um vetor de decisão $x^{(1)}$ domina $x^{(2)}$ se ambas condições 1 e 2 são verdadeiras:

1. O vetor de decisão $x^{(1)}$ não é pior que $x^{(2)}$ em todos os objetivos, ou $f_i(x^{(1)}) \leq f_i(x^{(2)})$ para todo $i = 1, \dots, n_o$.
2. O vetor de decisão $x^{(1)}$ é estritamente melhor que $x^{(2)}$ em pelo menos um objetivo, ou $f_j(x^{(1)}) < f_j(x^{(2)})$ para algum $j \in \{1, \dots, n_o\}$.

Se alguma das condições acima é violada, o vetor de decisão $x^{(1)}$ não domina o vetor $x^{(2)}$.

Após especificado o conceito de dominância, é possível apresentar o conceito de otimalidade para MOOPs. O economista Vilfredo Pareto foi o primeiro a formular o conceito de ótimo para múltiplos objetivos. Em sua concepção, quando há vários objetivos conflitantes, uma solução ótima é aquela que não é pior que qualquer outra em pelo menos um objetivo. Mais formalmente, tem-se a seguinte definição:

Definição 2 Um vetor de decisão $x^* \in \mathcal{S}$ é ótimo de Pareto se não existe outro vetor de decisão $x \in \mathcal{S}$ tal que $f_i(x) \leq f_i(x^*)$ para todo $i = 1, \dots, n_o$ e $f_j(x) < f_j(x^*)$ para algum índice j .

Assim, pode-se dizer que uma solução ótima de Pareto é aquela que não é dominada por nenhuma outra, ou que o conjunto de soluções ótimas é o conjunto de soluções não-dominadas. Na Figura 7.1 a linha realçada no espaço dos objetivos representa o conjunto ótimo de Pareto.

Mesmo que haja um conjunto ótimo de Pareto com soluções que atendam um compromisso entre os objetivos conflitantes, é preciso definir apenas uma solução para o MOOP. No caso do controle de reconfiguração de AAMRs, a tarefa equivale a determinar as posições das juntas do robô articulado.

Existem duas principais abordagens para encontrar esta solução ideal, conforme ilustrado na Figura 7.2.

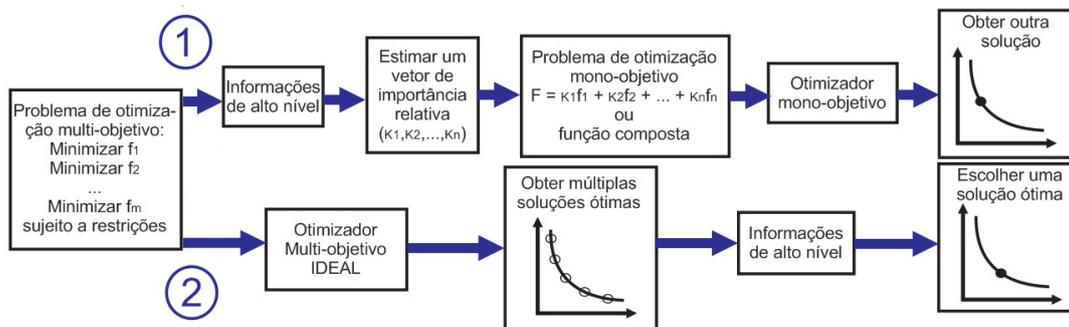


Figura 7.2: Esquema de duas abordagens para a solução de um problema de otimização multi-objetivo.

A primeira abordagem é mais simples, e tenta reduzir um MOOP para um problema de otimização mono-objetivo, empregando um vetor de pesos representando a importância relativa entre os objetivos. Essa abordagem é denominada de tomador de decisão *a posteriori*, ilustrada no caminho 1 da Figura 7.2.

Um dos métodos mais simples para transformar o MOOP definido pela Equação (7.1) num problema mono-objetivo é o da ponderação (do inglês *weighting method*),

obtido por:

$$\begin{aligned} & \text{minimizar} && \sum_{i=1}^b K_i f_i(\mathbf{x}) \\ & \text{sujeito a} && \mathbf{x} \in \mathcal{S}, \end{aligned} \tag{7.2}$$

onde $K_i \in [0, 1]$ são os pesos associados às funções f_i , tal que $\sum_{i=1}^b K_i = 1$.

Esta estratégia é adotada para o controle multi-objetivo dos robôs RPP planar e tridimensional em cenários dinâmicos, conforme as Equações (6.38) e (6.42).

Ainda assim, a escolha dos pesos é subjetiva, e exige certo conhecimento sobre o conjunto de soluções ótimas (de Pareto); uma escolha inadequada de pesos pode levar a resultados diferentes dos esperados (Deb, 2008).

A segunda abordagem corresponde a uma solução mais elegante, e propõe encontrar a fronteira de Pareto ou um conjunto de soluções pertencentes a esta fronteira, que devem ser bem distribuídas ao longo do espaço dos objetivos.

Então, com o uso de informações de nível superior, um algoritmo de tomada de decisão pode escolher qual solução é a mais apropriada. O caminho 2 da Figura 7.2 ilustra essa abordagem, também denominada de tomador de decisão *a priori*.

7.2 Reconfiguração com Base na Fronteira de Pareto

O tomador de decisão *a priori* deve conhecer a fronteira de Pareto com antecedência. Um MOOP com espaço de busca e funções objetivo contínuos geralmente apresentam infinitas soluções. O único meio de determinar a fronteira de Pareto é através de funções que parametrizam sua superfície. Isso é possível resolvendo o problema analiticamente.

Outra opção mais simples consiste em encontrar um conjunto de soluções, preferencialmente bem distribuídas ao longo dessa fronteira (Deb, 2008; Miettinen, 1999). Diferentes métodos para a obtenção de conjuntos de soluções Pareto são apresentados em (Deb, 2008), indicando a utilização do algoritmo genético NSGA-II (*Nondominated Sorting Genetic Algorithm II*); segundo o autor, algoritmos genéticos são eficientes na solução de MOOPs por trabalharem com grupos de pontos (população) ao invés de apenas pontos isolados.

Ainda assim, a abordagem *a priori* é ideal para sistemas simples sem requisitos temporais firmes, onde o tempo gasto com a obtenção da superfície de Pareto não comprometa o desempenho do controle. O método é aplicado nesta tese para os robôs com pernas prismáticas em cenários estáticos.

Em cenários dinâmicos com requisitos temporais firmes, a obtenção da fronteira

de Pareto pode constituir uma tarefa crítica. No caso dos AAMR, a análise de mobilidade deve levar em conta os efeitos das variações da trajetória de navegação e terreno percorrido, aumentando a complexidade do espaço de busca \mathcal{S} . Este desenvolvimento está fora do escopo da tese, sendo indicado como trabalho futuro.

A reconfiguração de um robô articulado no cenário estático constitui um problema de controle do tipo regulação, sem requisitos temporais firmes. Desta forma, a solução do MOOP aqui adotada consiste em resolver analiticamente o problema, encontrando a função explícita que descreve a superfície de Pareto formada pelos critérios de mobilidade conflitantes, e em seguida escolher um ponto ideal pertencente à superfície encontrada.

Nestas condições, as estratégias de orientação com $\phi_R^*, \theta_R^* = 0$ e tração possuem comportamento semelhante. Quando $e_o = 0$, as distâncias de tombamento d_t assumem valores equivalentes, o que leva a uma distribuição uniforme de forças entre as pernas do robô. Assim, a eficiência de tração aumenta, o que pode reduzir o consumo de energia do sistema. Porém, as configurações alcançadas não são as mais estáveis possíveis.

As configurações onde a estabilidade é maximizada são alcançadas quando o robô está inclinado com sentido contrário ao terreno. Entretanto, o deslocamento extra das juntas necessário para levar $e_e \rightarrow 0$, junto com a perda de eficiência de tração, pode aumentar o consumo de energia do sistema.

A fronteira de Pareto representa o conjunto de configurações do robô que atendem a um compromisso entre os objetivos conflitantes de controle de orientação e estabilidade. Um algoritmo tomador de decisão deve escolher uma dessas configurações baseado nas condições de operação do robô e prioridade entre os critérios determinada pelo usuário.

A configuração ideal é representada pelas referências $h_R^*, \phi_R^*, \theta_R^*$, onde $\phi_R^*, \theta_R^* \neq 0$ quando $\phi_\vartheta, \theta_\vartheta \neq 0$, utilizadas pelo controle proporcional (Equação (6.10)) de altura e orientação a fim de levar o robô de sua configuração inicial para esta configuração Pareto-ótima. A Figura 7.3 ilustra a abordagem proposta, destacando as etapas de otimização e controle proporcional.

As próximas seções apresentam a estratégia de controle proporcional multi-objetivo aplicada aos robôs RPP planar e tridimensional.

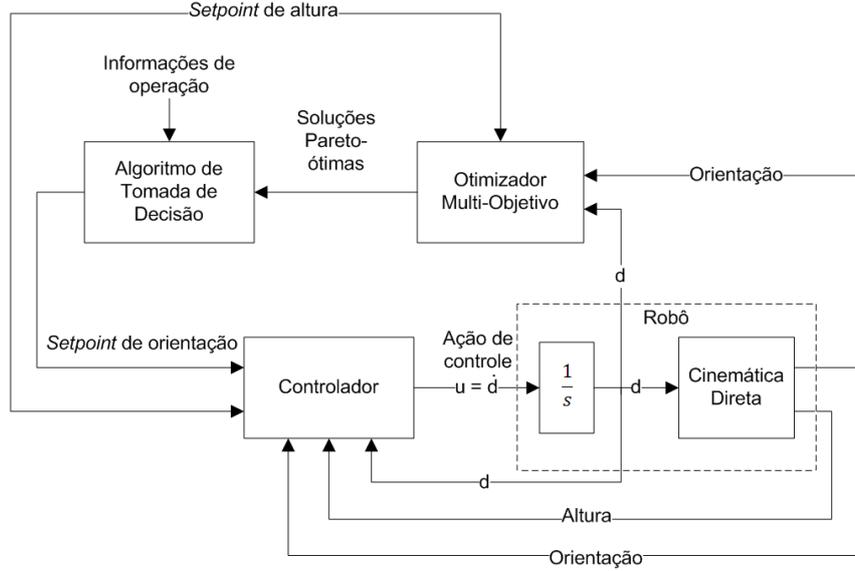


Figura 7.3: Diagrama de blocos representando o sistema de controle multi-objetivo para os RPPs em cenários estáticos.

7.3 Solução do MOOP para o RPP Planar

A tarefa de definir uma configuração ideal para o robô planar é realizada usando otimização multi-objetivo. A ideia é encontrar as possíveis configurações que satisfaçam uma dada restrição de altura h_R^* do robô em relação ao terreno e pertençam à fronteira de Pareto.

Dadas uma inclinação do terreno ϕ_ϑ e uma altura de referência entre robô e terreno h_R^* , o problema de otimização multi-objetivo é representado por:

$$\begin{aligned} \min_d \quad & |\phi_R|, |\Delta\gamma_{12}| \\ \text{sujeito a} \quad & h_R(d) = h_R^* \\ & \underline{d} \leq d_i \leq \bar{d}, \end{aligned} \tag{7.3}$$

onde \underline{d} é o limite inferior e \bar{d} é o limite superior das juntas prismáticas do robô. O espaço de trabalho das juntas do RPP planar é definido aqui por $\underline{d} = 0$ e $\bar{d} = 200$ cm.

O sistema composto por duas variáveis de projeto e uma restrição corresponde a um problema com apenas um grau de liberdade. Neste caso, as soluções viáveis são representadas por uma linha no espaço de decisão. A Figura 7.4 mostra o espaço de busca com soluções viáveis para $L = 100$ cm e $h_R^* = 10, 20, \dots, 200$ cm no espaço de decisão. A barra de cores indica a altura do robô.

A altura do RPP planar é definida pela Equação (4.7) em função da soma σ_d

e diferença Δ_d entre o comprimento das juntas opostas do robô. Considerando a restrição de altura $h_R = h_R^*$, é possível determinar σ_d em função de h_R :

$$\sigma_d = \frac{2h_R\sqrt{\Delta_d^2 + L^2}}{L} \quad (7.4)$$

A restrição simplifica o sistema, e o compromisso entre orientação e estabilidade é determinado pelo único grau de liberdade Δ_d .

No caso do RPP planar, a orientação é representada por $\phi_R = \phi_\theta + \delta$, onde δ é dado pela Equação (3.23). Já a estabilidade dada por $\Delta_{\gamma_{12}}$ é reescrita conforme a restrição:

$$\Delta_{\gamma_{12}} = 2\phi_R - \arctan\left(\frac{2L^3\Delta_d}{L^4 + 4h_R^2L^2 + (4h_R^2 - L^2)\Delta_d^2}\right) \quad (7.5)$$

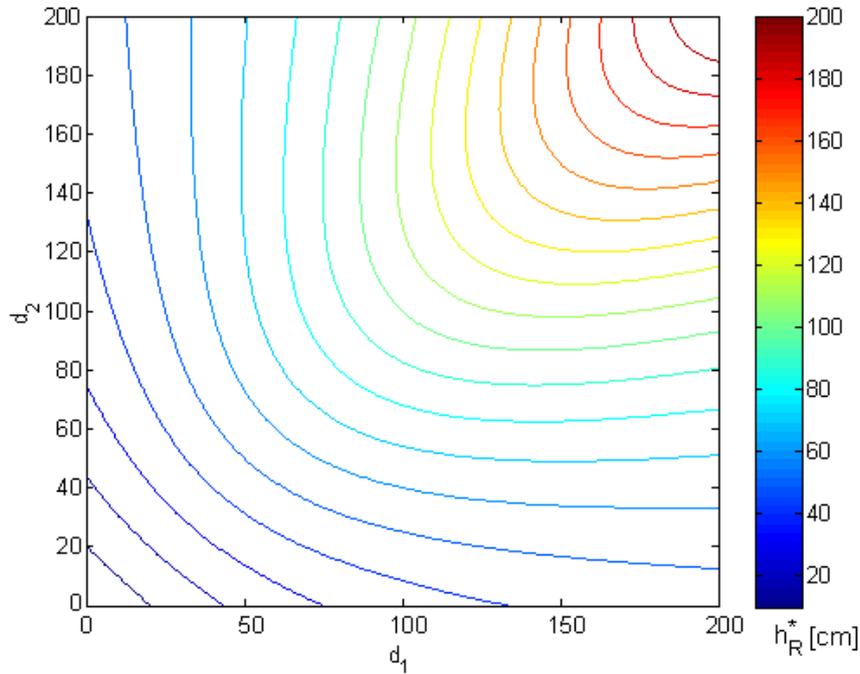


Figura 7.4: Espaços de busca com soluções viáveis para diferentes alturas do RPP planar. A barra de cores indica a altura do robô h_R^* .

7.3.1 Conjunto Ótimo de Pareto

As Equações (7.4) e (7.5) permitem determinar a fronteira de Pareto analiticamente. Seja Δ_{d1} aquele que minimiza $|\phi_R|$ e Δ_{d2} aquele que minimiza $|\Delta_{\gamma_{12}}|$, dadas h_R^* e ϕ_θ , as soluções Pareto-ótimas são definidas por todos Δ_d entre Δ_{d1} e Δ_{d2} ; no caso, $|\Delta_{d1}|$ é sempre menor que $|\Delta_{d2}|$.

Esse conjunto de soluções pode ser mapeado no espaço de objetivos. Quando

$2h_R^* \geq L$, as soluções variam entre $\phi_R = 0$ e $\Delta\gamma_{12} = 0$. No entanto, se $2h_R^* < L$ e o terreno for muito inclinado, pode ser impossível cancelar $\Delta\gamma_{12}$:

$$\begin{aligned} |\Delta\gamma_{12}|^* &= 0 \text{ se } 2\phi_\vartheta < \left| 2 \arctan \left(\sqrt{\frac{L^2 + 4h_R^{*2}}{L^2 - 4h_R^{*2}}} \right) - \frac{\pi}{2} \right| \\ |\Delta\gamma_{12}|^* &= 2\phi_\vartheta - \left| 2 \arctan \left(\sqrt{\frac{L^2 + 4h_R^{*2}}{L^2 - 4h_R^{*2}}} \right) - \frac{\pi}{2} \right| \text{ caso contrário.} \end{aligned} \quad (7.6)$$

Para representar os resultados graficamente, é conveniente isolar a influência do terreno no critério de mobilidade:

$$\begin{aligned} \tilde{\phi}_R &= \phi_R - \phi_\vartheta = \delta \\ \tilde{\Delta}_{\gamma_{12}} &= \Delta\gamma_{12} - 2\phi_\vartheta \end{aligned}$$

Considerando essas duas equações, os ótimos individuais (aqueles que otimizam cada objetivo separadamente) são $\tilde{\phi}_R^* = -\phi_\vartheta$ e $\tilde{\Delta}_{\gamma_{12}}^* = -2\phi_\vartheta$. A Figura 7.5 mostra o mapeamento dos espaços de busca para o espaço $\tilde{\phi}_R \times \tilde{\Delta}_{\gamma_{12}}$, com as linhas pontilhado-tracejadas sendo os ótimos individuais para $L = 100$ cm e $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$.

Os pontos marcados com X representam o mapeamento das soluções ótimas de Pareto e as linhas tracejadas indicam as configurações em que o robô cairia. Os números acima das linhas indicam a altura do robô em relação ao terreno; é possível observar que $\tilde{\Delta}_{\gamma_{12}}^*$ não é alcançado para $h_R^* = 10, 20, 30, 40$ cm.

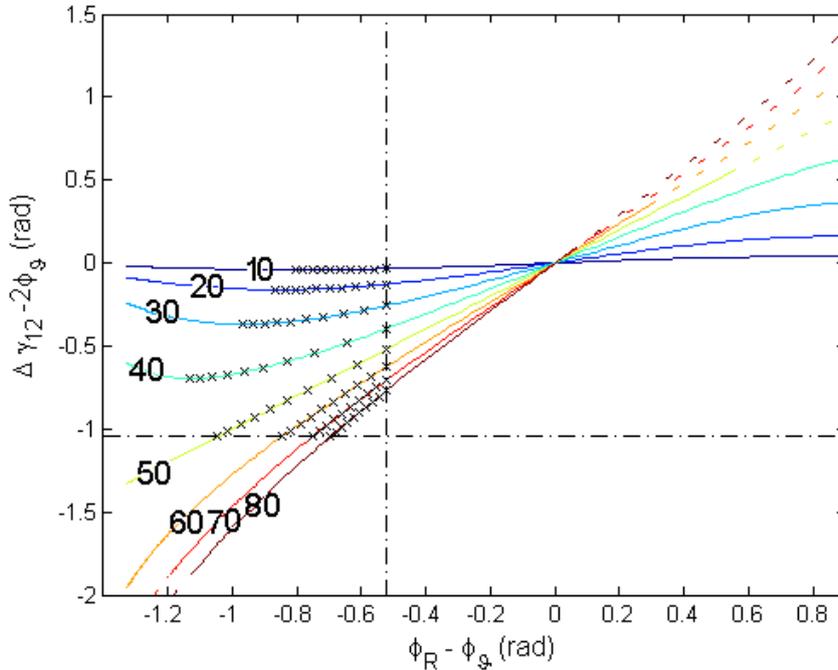


Figura 7.5: Mapeamento do espaço de busca para o espaço $\tilde{\phi}_R \times \tilde{\Delta}_{\gamma_{12}}$ para $h_R^* = 10, 20, \dots, 80$ cm e $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$, com fronteira de Pareto destacada.

7.3.2 Restrições do Sistema

Considerando as limitações das juntas representadas pela desigualdade na Equação (7.3), é possível obter as restrições do sistema referentes à altura e orientação compensada.

As alturas limite são obtidas diretamente das juntas, com a altura mínima $\underline{h}_R = \underline{d}$ e altura máxima $\bar{h}_R = \bar{d}$. Fixando uma altura, é possível determinar o maior valor absoluto da diferença entre os deslocamentos das juntas das pernas, doravante chamado $|\Delta d|_{max}$, que corresponde à inclinação máxima alcançada pelo robô.

Se $|\Delta d|_{max}$ for maior que ambos $|\Delta d_1|$ e $|\Delta d_2|$, ele não interfere no conjunto ótimo de Pareto. Se está entre os dois, ele reduz o conjunto ótimo às soluções entre $|\Delta d_1|$ e $|\Delta d|_{max}$.

As maiores mudanças acontecem quando $|\Delta d|_{max}$ é menor que ambos $|\Delta d_1|$ e $|\Delta d_2|$. Isso significa que existe apenas uma solução, o próprio $|\Delta d|_{max}$. Esta corresponde à melhor configuração alcançável pelo robô, que mesmo se inclinado contra o terreno até o limite da articulação do mecanismo, não é capaz de cancelar e_o , e em casos extremos nem evitar seu tombamento.

As possíveis soluções estão mapeadas no espaço $\tilde{\phi}_R \times \tilde{\Delta}_{\gamma 12}$ para $h_R^* = 10, 20, \dots, 80$ cm, $L = 100$ cm e $\phi_{\vartheta} = \frac{\pi}{6}$ na Figura 7.6. As soluções ótimas de Pareto estão marcadas com X . Olhando a figura, fica claro que as restrições de desigualdade podem influenciar fortemente o conjunto ótimo. Para $h_R^* = 10, 20$ cm, há apenas uma solução que não é capaz de cancelar qualquer um dos objetivos individualmente. Para $h_R^* = 30, 40$ cm, as restrições de orientação são alcançadas quando uma perna atinge seu limite inferior ($d_1 = 0$). A partir de $h_R^* \geq 50$ cm, os limites das juntas não influenciam mais o conjunto de Pareto.

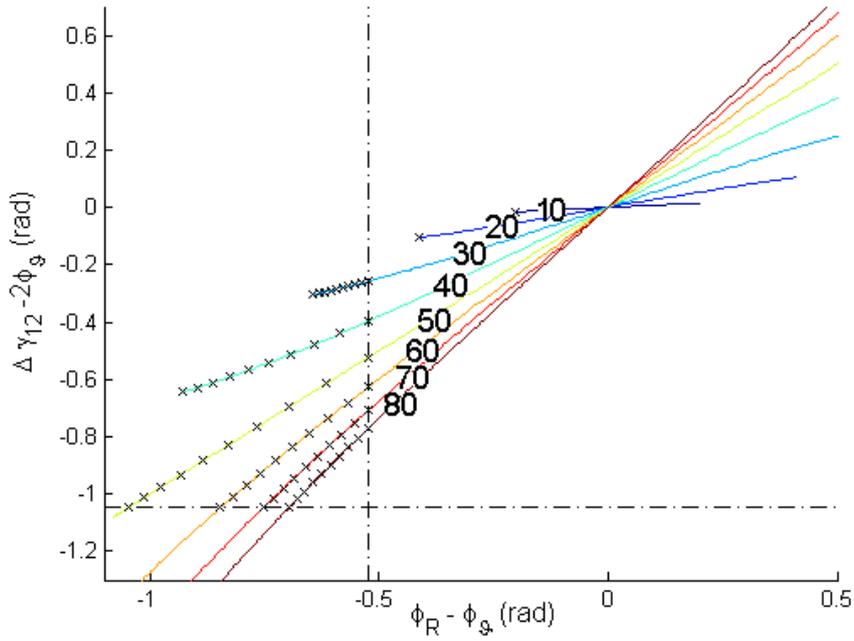


Figura 7.6: Espaço $\tilde{\phi}_R \times \tilde{\Delta}_{\gamma_{12}}$ com fronteiras de Pareto destacadas para $h_R^* = 10, 20, \dots, 80$ cm e $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$.

Devido às restrições de desigualdade, é importante conhecer o valor de $|\Delta_d|_{\max}(h_R^*)$. Com este valor, é possível determinar o terreno mais íngreme $|\phi_\vartheta|_{\max}$ em que o robô pode se manter em pé garantindo a altura desejada. A Figura 7.7 relaciona h_R^* com $|\phi_\vartheta|_{\max}$ no limite do tombamento ($\beta = 0$), para $L = 100$ cm.

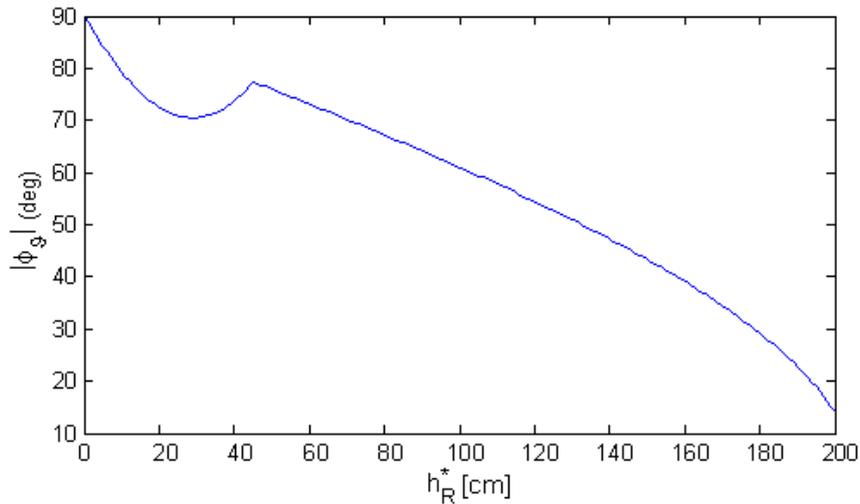


Figura 7.7: Relação entre h_R^* e $|\phi_\vartheta|$ considerando o RPP planar no limite do tombamento.

Em caso de operação em terrenos com inclinações extremas, a restrição relativa a altura deve ser relaxada, diminuindo h_R^* de forma que o robô se mova mais próximo do terreno e assim evite o capotamento.

7.3.3 Seleção de uma Solução Ótima de Pareto

O último passo na otimização multi-objetivo consiste em escolher uma solução ideal dentre os ótimos de Pareto, de acordo com informações de alto nível.

A fronteira de Pareto pode ser usada para a escolha da configuração ideal do robô. Para uma inclinação específica do terreno ϕ_θ e uma altura do robô $h_R = h_R^*$, a fronteira de Pareto corresponde ao segmento de curva $Z^*(\Delta_d), \Delta_d \in [\Delta_{d_1}, \Delta_{d_2}]$, como os segmentos marcados com X na Figura 7.5.

O comprimento C dessa curva pode ser calculado pela integral:

$$C = \int_{Z^*} ds = \int_{\Delta_{d_1}}^{\Delta_{d_2}} \left\| \frac{dZ^*(\tau)}{d\tau} \right\| d\tau \quad (7.7)$$

A configuração do robô pertencente à Fronteira de Pareto é determinada através de um ponto (c^*) pertencente ao segmento de curva representado pelo comprimento C .

A configuração ideal deve ser definida conforme as condições de operação do robô. A proposta apresentada aqui consiste em calcular c^* levando em conta a energia remanescente no robô, ângulo mínimo de tombamento e uma prioridade entre orientação e estabilidade determinada conforme o tipo de operação a ser realizada.

O ajuste da orientação do robô acarreta em deslocamentos das juntas menores que os obtidos com a estratégia de controle de estabilidade. Desta forma, quando a energia ($E \in [0, 1]$) armazenada nas baterias do robô for baixa, a reconfiguração busca apenas cancelar as inclinações e manter o corpo do robô paralelo à horizontal.

Ainda assim, no caso de operações críticas onde o robô se encontra próximo ao tombamento ($\beta \approx 0$), é recomendado comandar as juntas de forma a inclinar o robô no sentido contrário ao terreno, maximizando a estabilidade do sistema.

Por fim, é recomendado também adotar uma prioridade ($\kappa \in [0, 1]$) entre os critérios de orientação e estabilidade, definida conforme a operação realizada. No caso do transporte de passageiros, a orientação do veículo corresponde à maior preocupação, de forma que $\kappa \rightarrow 0$. Já para operações onde o tombamento pode culminar na perda do robô, por exemplo durante a exploração espacial, a estabilidade do robô deve ser priorizada, tal que $\kappa \rightarrow 1$.

A representação da prioridade através de κ deve ser ajustada no caso de mais de dois objetivos conflitantes, por exemplo os critérios de orientação, estabilidade e tração em cenários dinâmicos de operação. Uma solução alternativa seria definir as prioridades de maneira similar à ponderação definida pela Equação (7.2).

Por fim, o ponto c^* pertencente à Fronteira de Pareto é calculado por:

$$c^* = \frac{E \kappa}{E \kappa + \frac{\beta}{\beta_{\max}}} C \quad (7.8)$$

onde β_{\max} corresponde ao ângulo máximo de tombamento alcançado para $\phi_\theta = 0$ e $d_1 = d_2 = h_R^*$, equivalente a um fator de normalização.

Quando $c^* = 0$, o controle atua como a estratégia de orientação, buscando minimizar e_o . De maneira análoga, quando $c^* = C$, o controle funciona como a estratégia de estabilidade, e busca atenuar e_e .

Apesar do parâmetro κ estabelecido pelo usuário atuar como uma ponderação entre os critérios conflitantes de mobilidade, a configuração ideal do robô é determinada predominantemente pelas condições de operação. Isto fica claro na Figura 7.8, que ilustra graficamente a Equação (7.8) proposta para a escolha de c^* .

Durante operações onde o sistema está em uma configuração estável ($\beta/\beta_{\max} = \tilde{\beta} \approx 1$), ou a energia remanescente nas baterias do sistema é baixa ($E \approx 0$), a reconfiguração cinemática prioriza o critério de orientação, buscando minimizar os erros associados de forma que $e_o < e_e$.

Esse compromisso é alterado quando robô está próximo de tombar ($\tilde{\beta} \approx 0$), e a configuração busca ajustar a estabilidade de forma que $e_e \rightarrow 0$.

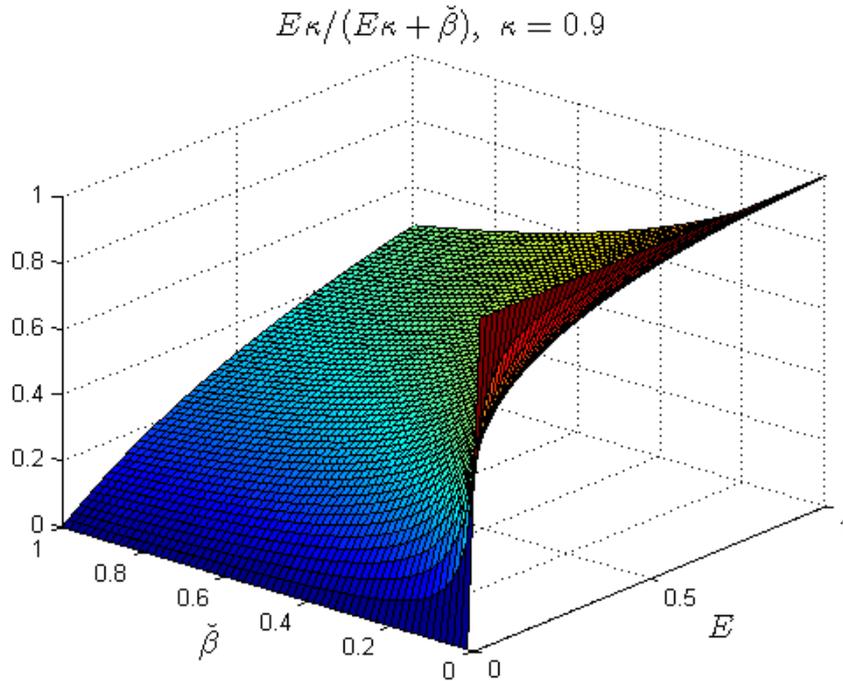


Figura 7.8: Valores de c^*/C considerando a razão de importância $\kappa = 0.9$.

Após a escolha de um ponto na fronteira de Pareto representado por c^* , é possível

obter a configuração ideal do robô (Δ_d^*) com:

$$\Delta_d^* : c^* = \int_{\Delta_{d_1}}^{\Delta_d^*} \left\| \frac{dZ^*(\tau)}{d\tau} \right\| d\tau \quad (7.9)$$

O limite superior da integral equivalente a Δ_d^* pode ser calculado através de um método numérico de acumulação.

A inclinação ideal ϕ_R^* do robô pode ser definida através de Δ_d^* . Desta forma, os valores h_R^*, ϕ_R^* obtidos durante a otimização podem ser utilizados como referência das Equações (6.1) e (6.2) e aplicados à lei de controle proporcional definida pela Equação (6.10), que levará o robô à configuração ideal escolhida.

7.4 Solução do MOOP para o RPP Tridimensional

Os critérios de orientação e estabilidade referentes aos planos lateral e longitudinal do robô são conflitantes quando $\phi_\vartheta, \theta_\vartheta \neq 0$. Assim, a estratégia de otimização multi-objetivo é novamente empregada.

Dadas a inclinação do terreno representada pelos ângulos $\phi_\vartheta, \theta_\vartheta$ e uma altura h_R^* , temos:

$$\begin{aligned} \min_{d_1-d_2} \quad & |\phi_R|, |\Delta\gamma_{24}|, & \min_{d_2-d_3} \quad & |\theta_R|, |\Delta\gamma_{13}| \\ \text{sujeito a} \quad & h_R(d) = h_R^* & & \\ & \underline{d} \leq d_i \leq \bar{d}, & & \end{aligned} \quad (7.10)$$

onde \underline{d} é o limite inferior e \bar{d} é o limite superior para as pernas prismáticas do robô. A configuração do robô é definida em função de $d = [d_1, d_2, d_3]^T$, e o comprimento da junta d_4 é calculado conforme a restrição imposta pela Equação (3.27).

Considerando três variáveis de decisão e uma restrição, o problema tem dois graus de liberdade. Logo, as soluções viáveis são representadas por superfícies no espaço de busca. A Figura 7.9 mostra o espaço de busca com as possíveis soluções para $L = 100$ cm e $h_R^* = 40, 60, 80, 100$ cm. As superfícies foram obtidas com base na Equação (4.9) fixando $d_1 + d_3$.

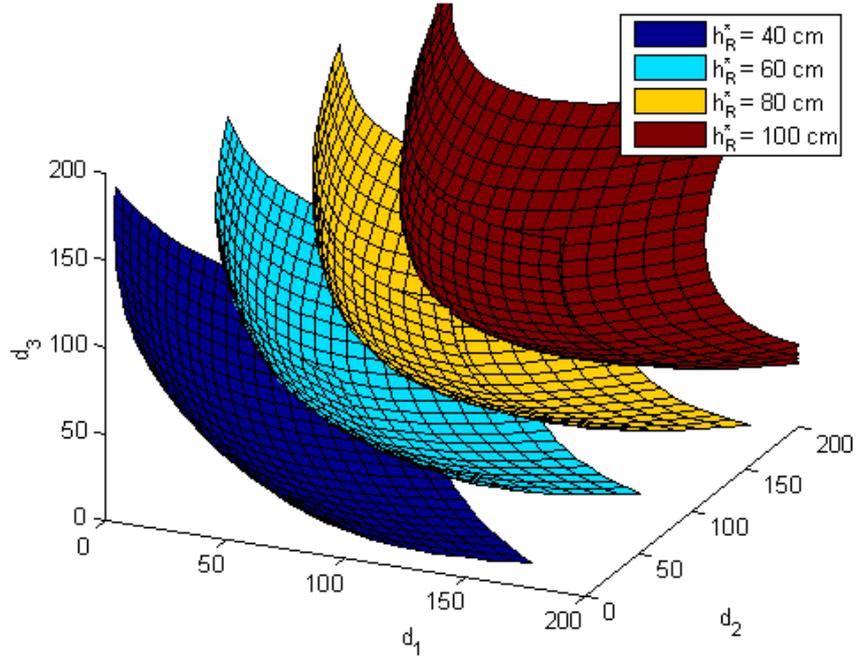


Figura 7.9: Soluções viáveis para diferentes alturas do RPP tridimensional.

7.4.1 Conjunto Ótimo de Pareto

O conjunto ótimo de Pareto pode ser determinado analiticamente considerando as direções lateral e longitudinal do robô. O conjunto é delimitado por d_o e d_e , onde $d = d_o$ é a solução que minimiza $|\phi_R|, |\theta_R|$, e $d = d_e$ é a solução que minimiza $|\Delta\gamma|$, dadas a altura de referência h_R^* e inclinação do terreno $\phi_\vartheta, \theta_\vartheta$.

Esse conjunto de soluções pode ser mapeado no espaço dos objetivos. A Figura 7.10(a) mostra o mapeamento do espaço de busca no espaço $\{\phi_R, \theta_R, \Delta\gamma_{24}\}$, e a Figura 7.10(b) mostra o mapeamento para o espaço $\{\phi_R, \theta_R, \Delta\gamma_{13}\}$, para $L = 100$ cm, $h_R^* = 60$ cm e $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{10}$, $\theta_\vartheta = \frac{\pi}{6}$.

Na Figura 7.10 é possível observar que $\Delta\gamma_{24}$ é fortemente correlacionado com ϕ_R . Além disso, a interseção entre o plano $\phi_R = 0$ e o plano $\Delta\gamma_{24} = 0$ não pertence ao subespaço dos objetivos, o que significa que os critérios são conflitantes. De maneira semelhante, $\Delta\gamma_{13}$ é correlacionado (e conflitante) com θ_R . As soluções ótimas de Pareto são definidas pela interseção com os planos $\phi_R = 0$ e $\Delta\gamma_{24} = 0$ na Figura 7.10(a), e $\theta_R = 0$ e $\Delta\gamma_{13} = 0$ na Figura 7.10(b).

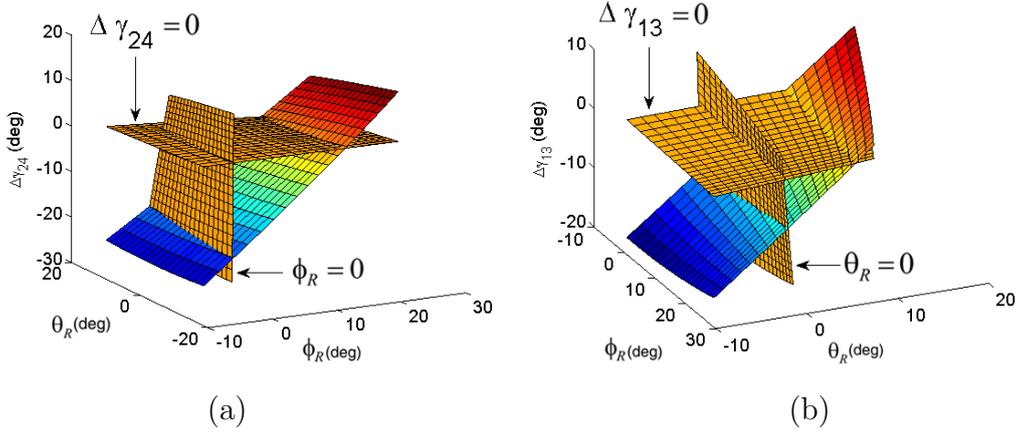


Figura 7.10: (a) Mapeamento do espaço de busca para o espaço $\{\phi_R, \theta_R, \Delta\gamma_{24}\}$. (b) Mapeamento do espaço de busca para o espaço $\{\phi_R, \theta_R, \Delta\gamma_{13}\}$. Os resultados foram obtidos com altura de referência $h_R^* = 60$ cm e inclinação do terreno $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{10}$, $\theta_\vartheta = \frac{\pi}{6}$.

7.4.2 Seleção de uma Solução Ótima de Pareto

O passo final na Otimização Multi-Objetivo consiste em escolher um solução ideal dentre todas as ótimas de Pareto, de acordo com informações de alto nível.

Considerando $h_R = 60$ cm e fixando $(d_2 - d_3)$, a superfície na Figura 7.10(a) pode ser representada por uma curva $Z_\phi(d_1 - d_2)$ no espaço $\{\phi_R, \Delta\gamma_{24}\}$. Essa curva indica o compromisso entre os objetivos conflitantes. Similarmente, ao se fixar $(d_1 - d_2)$, a superfície da Figura 7.10(b) é representada pela curva $Z_\theta(d_2 - d_3)$ no espaço $\{\theta_R, \Delta\gamma_{13}\}$.

Ambas curvas são mostradas na Figura 7.11, onde as soluções Pareto-ótimas são destacadas com marcas X . Ambas curvas, $Z_\phi^*(d_1 - d_2)$ e $Z_\theta^*(d_2 - d_3)$ podem ser obtidas por um método de busca em grade.

Como as superfícies revelam as configurações ótimas, elas podem ser usadas para escolher a configuração ideal do robô conforme o compromisso mais apropriado entre os critérios de orientação e estabilidade.

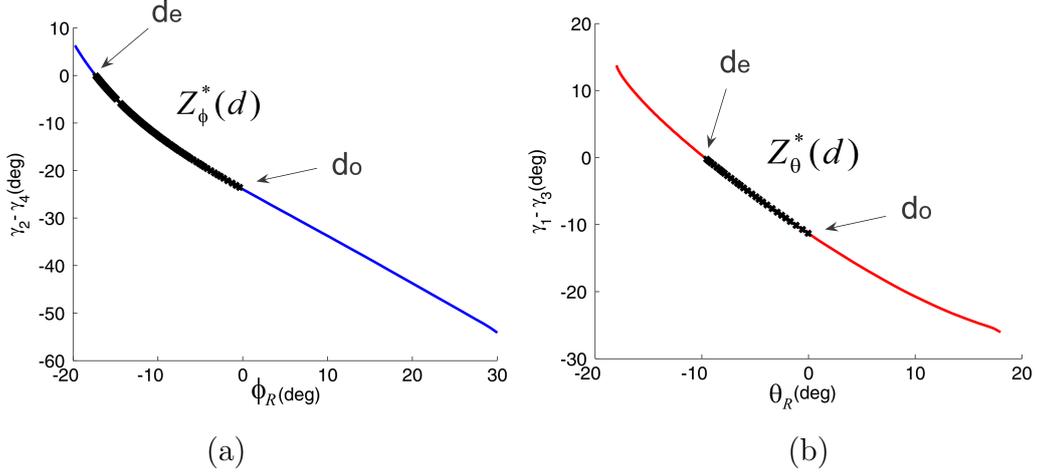


Figura 7.11: (a) Superfície de Pareto $Z_\phi^*(d_1 - d_2)$. (b) Superfície de Pareto $Z_\theta^*(d_2 - d_3)$.

Os comprimentos C_ϕ, C_θ das curvas Z_ϕ^*, Z_θ^* podem ser obtidos pelas seguintes integrais:

$$C_\phi = \int_{d_{1o}-d_{2o}}^{d_{1e}-d_{2e}} \left\| \frac{dZ_\phi^*(\tau)}{d\tau} \right\| d\tau, \quad C_\theta = \int_{d_{2o}-d_{3o}}^{d_{2e}-d_{3e}} \left\| \frac{dZ_\theta^*(\tau)}{d\tau} \right\| d\tau \quad (7.11)$$

A configuração ideal do RPP tridimensional pode ser determinada através dos pontos c_ϕ^* e c_θ^* .

De maneira semelhante à estratégia proposta na seção 7.3.3 para o RPP planar, estes pontos são calculados considerando a energia restante das baterias ($E \in [0, 1]$), condições de estabilidade (β/β_{\max}) e a prioridade ($\kappa \in [0, 1]$) entre os critérios de estabilidade e orientação estabelecida conforme o tipo de operação realizada:

$$c_\phi^* = \frac{E \kappa}{E \kappa + \frac{\min(\gamma_2, \gamma_4)}{\beta_{\max}}} C_\phi, \quad c_\theta^* = \frac{E \kappa}{E \kappa + \frac{\min(\gamma_1, \gamma_3)}{\beta_{\max}}} C_\theta \quad (7.12)$$

onde β_{\max} corresponde ao ângulo máximo de tombamento alcançado para $\phi_\vartheta, \theta_\vartheta = 0$ e $\forall i : d_i = h_R^*$.

Assim, $(d_1^* - d_2^*)$ e $(d_2^* - d_3^*)$ podem ser calculados a partir das seguintes integrais:

$$d_1^* - d_2^* : c_\phi^* = \int_{d_{1o}-d_{2o}}^{d_1^*-d_2^*} \left\| \frac{dZ_\phi^*(\tau)}{d\tau} \right\| d\tau, \quad d_2^* - d_3^* : c_\theta^* = \int_{d_{2o}-d_{3o}}^{d_2^*-d_3^*} \left\| \frac{dZ_\theta^*(\tau)}{d\tau} \right\| d\tau \quad (7.13)$$

Os limites superiores das integrais podem ser calculados através de um método numérico de acumulação.

Considerando altura constante $h_R = h_R^*$, é possível obter $(d_1^* + d_3^*)$. A configuração ideal do robô $d^* = [d_1^*, d_2^*, d_3^*]^T$ pode ser obtida de $(d_1^* - d_2^*)$, $(d_2^* - d_3^*)$ e $(d_1^* + d_3^*)$.

Então, empregando a cinemática direta do robô, os valores $h_R^*, \phi_R^*, \theta_R^*$ podem ser determinados em termos de d^* , e assim empregados como referência das Equações (6.1) e (6.2) no controle proporcional de altura e orientação do RPP tridimensional conforme a Equação (6.10).

7.5 Conclusões

Neste capítulo foi apresentada a formulação multi-objetivo proposta a fim de reconfigurar o robô articulado conforme os critérios conflitantes de mobilidade.

A estratégia de controle multi-objetivo consiste em obter analiticamente o conjunto de soluções que atendam a um compromisso entre os critérios conflitantes, equivalente à fronteira de Pareto, e definir a configuração ideal do robô com base no consumo de energia, restrições de estabilidade e a prioridade entre critérios especificada conforme o tipo de operação.

A abordagem proposta foi aplicada aos robôs RPP planar e tridimensional, combinando os critérios de orientação e estabilidade num cenário estático de operação. As equações utilizadas para obter a fronteira de Pareto e definir a configuração ideal dos robôs foi apresentada.

Capítulo 8

Simulações e Experimentos

As estratégias de controle propostas para melhorar a mobilidade de um robô móvel com articulação ativa são verificadas nesse capítulo através de simulações computacionais e experimentos de laboratório e campo executadas empregando diferentes robôs.

As primeiras simulações apresentadas foram realizadas com o programa de simulação matemática Matlab. Utilizando os modelos propostos de terreno e dos robôs APM e RPP, o Matlab é empregado para simular a reconfiguração dos mecanismos em cenários estático e dinâmico de operação.

Parte das estratégias propostas para o controle de reconfiguração são verificadas em condições realísticas de operação. Para tal, o comportamento do sistema é emulado integrando o Matlab com o programa de simulação da dinâmica de carros MSC.Adams/Car. O esquema é empregado para emular a reconfiguração da plataforma elevatória do APM ao percorrer diferentes terrenos.

Por fim, experimentos de reconfiguração do Robô Ambiental Híbrido realizados em laboratório e campo são apresentados. Devido às limitações e condições excepcionais de operação do RAH, o conjunto de estratégias foi parcialmente implementado. Ainda assim, os resultados obtidos demonstram a potencial eficácia da estratégia proposta, ilustrando como a reconfiguração de um robô móvel articulado pode melhorar sua mobilidade durante operações reais.

8.1 Simulações Estáticas no Matlab do Controle Proporcional

As primeiras simulações consideram o robô imóvel sobre o terreno, de forma que a trajetória de navegação é dada por $p_{\vartheta x}^I, p_{\vartheta y}^I = 0$ e $\psi_{\vartheta} = 0$.

A distância l percorrida pelo robô é nula, e os parâmetros utilizados para representar o terreno se mantêm constantes. Os resultados apresentados nesta seção foram obtidos utilizando um terreno definido por $\boldsymbol{\vartheta}(0) = [0, \frac{\pi}{6}, \frac{\pi}{10}]^T$.

As características de operação correspondem a um cenário estático, onde a única força atuando no sistema é a gravidade f_g . Neste caso, a configuração do robô é regulada empregando uma estratégia de controle proporcional, conforme descrito na seção 6.1.

As próximas sub-seções apresentam resultados obtidos com os robôs APM, RPP planar e RPP tridimensional, utilizando o controle proporcional para se ajustarem ao terreno estático.

Os resultados estão resumidos nas Tabelas 8.1, 8.2 e 8.3; os incrementos de estabilidade apresentados são calculados considerando os ângulos de tombamento alcançados em relação à configuração inicial dos robôs.

8.1.1 Simulações Estáticas com o APM

A simulação com o APM utiliza o modelo descrito na seção 3.2.1, considerando largura $L = 150$ cm e massa $M = 1150$ kg do veículo.

O modo de operação padrão do APM é com a plataforma na altura máxima $\bar{h}_R = 75$ cm, onde a posição da junta $d_1 = 80$ cm. A Figura 8.1 ilustra o APM na configuração padrão, posicionado sobre o terreno $\boldsymbol{\vartheta}(0)$. Estas correspondem às condições iniciais (CI) do sistema.

Os resultados obtidos durante a simulação estão apresentados na Tabela 8.1, com os valores inicial e de regime alcançado com o controle proporcional de altura.

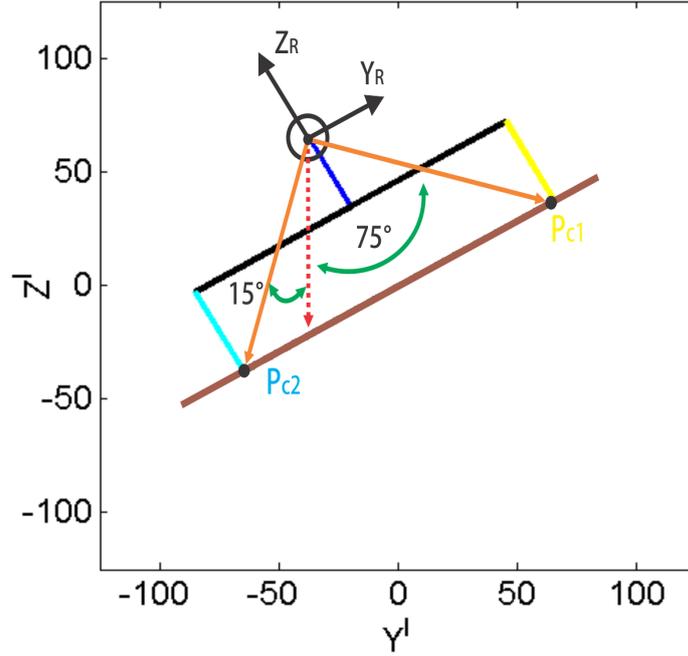


Figura 8.1: Configuração inicial do APM na altura padrão $h_R = 75$ cm sobre um terreno com inclinação $\phi_\theta = \frac{\pi}{6}$.

Controle de Altura do APM

A inclinação lateral do terreno é superior ao valor recomendado e diminui a estabilidade do veículo. Como o grau de articulação do mecanismo é restrito, torna-se necessário baixar a plataforma para garantir a estabilidade do sistema. A referência de altura é ajustada de forma a garantir o ângulo limite de tombamento $\beta = 25^\circ$: dado $\phi_\theta = 30^\circ$, a altura de referência utilizada é de $h_R^* = 52.5$ cm.

O controle proporcional (Equação (6.10)) que reduz o erro de altura e_h é aplicado na simulação, utilizando ganho $K_h = 0.6$. Este valor foi especificado de maneira que a ação de controle u não ultrapasse a velocidade $|\dot{d}| \leq 20$ cm/s.

A configuração final do sistema é apresentada na Figura 8.2. Utilizando o controle proporcional, a altura do sistema alcançou o valor de referência, com $h_R = 52.5$ cm, elevando o ângulo mínimo de tombamento γ_1 de $15^\circ \rightarrow 25^\circ$.

Apesar de aumentar a estabilidade do sistema, a diferença $\Delta_{\gamma_{12}}$ entre ângulos de tombamento se mantém constante durante a reconfiguração. A diferença entre os módulos das forças de sustentação $\Delta_{f_{s_{12}}}$ diminui, porém não é cancelada.

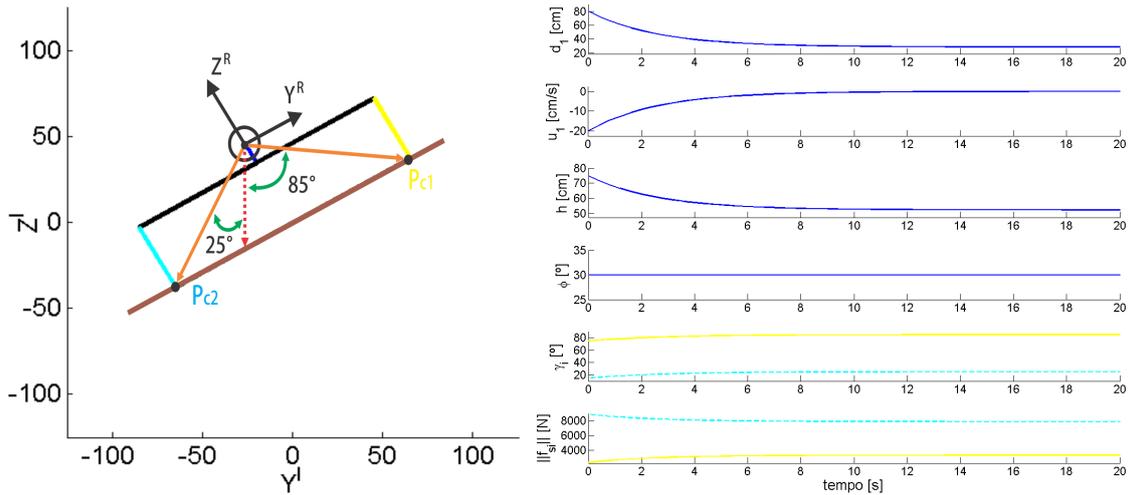


Figura 8.2: APM utilizando controle de altura sobre terreno com inclinação $\phi_\theta = \frac{\pi}{6}$. A altura alcançada pelo sistema é de $h_R = 52.5$ cm.

		Condições Iniciais	Controle de Altura
Comprimento da Junta	d_1 [cm]	80	28.6
Altura	h_R [cm]	75	52.5
Orientação	ϕ_R [°]	30	30
Distâncias de Tombamento	d_{t_1} [cm]	102.5	91.2
	d_{t_2} [cm]	27.5	38.7
Forças de Sustentação	f_{s_1} [N]	2383.9	3361.5
	f_{s_2} [N]	8897.6	7920.0
Ângulos de Tombamento	γ_1 [°]	75.0	85.0
	γ_2 [°]	15.0	25.0
Grad. de Estab.	β [°]	15.0	25.0
Incremento de estabilidade			66%

Tabela 8.1: Resultados das simulações com o APM utilizando controle proporcional.

8.1.2 Simulações Estáticas com o RPP Planar

As simulações com o RPP planar utilizam o modelo descrito na seção 3.2.2, considerando largura $L = 100$ cm e massa $M = 100$ kg do robô.

A altura de referência imposta ao sistema é de $h_R^* = 60$ cm, de forma que a posição padrão das juntas é dada por $d_1 = d_2 = 60$ cm. A Figura 8.3 ilustra o RPP na configuração padrão, posicionado sobre o terreno $\vartheta(0)$. Estas correspondem às condições iniciais (CI) do sistema.

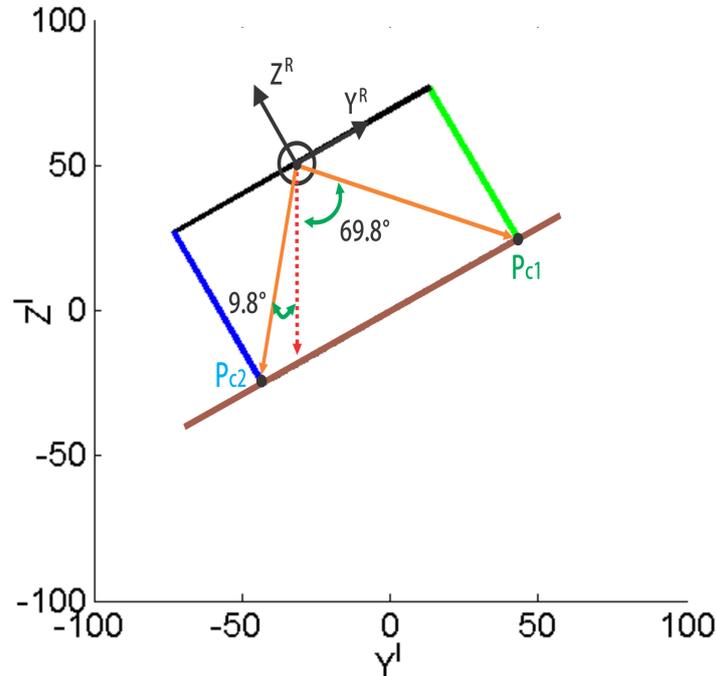


Figura 8.3: Configuração inicial do RPP planar na altura de referência $h_R = 60$ cm sobre terreno com inclinação $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$. Neste caso, as pernas do robô possuem mesmo comprimento ($d_1 = d_2 = 60$ cm).

Os resultados obtidos durante as simulações estão apresentados na Tabela 8.2, com os valores inicial e de regime alcançados com o controle proporcional de altura e orientação, altura e estabilidade, e estratégia multi-objetivo.

Conforme apresentado a seguir, a estratégia de regulação de orientação iguala as forças de sustentação no cenário estático, otimizando também o critério de tração proposto. Assim, a estratégia de controle de tração não é simulada.

Controle de Altura e Orientação do RPP Planar

O controle proporcional (Equação (6.10)) que reduz os erros de altura e_h e orientação e_o é aplicado na simulação, utilizando ganhos $K_h = 10, K_\phi = 3.8$. Estes valores foram especificados de maneira que a ação de controle u não ultrapasse a velocidade $|\dot{d}| \leq 10$ cm/s.

A configuração final do sistema é apresentada na Figura 8.4, onde a altura de referência h_R^* é mantida e o corpo do robô está paralelo à horizontal, com $\phi_R = 0$.

A diferença entre ângulos de tombamento $\Delta_{\gamma_{12}}$ diminui, mas não é cancelada. Conforme a inclinação é minimizada, as distâncias de tombamento se tornam equivalentes ($d_{t_1} = d_{t_2}$) e a distribuição do peso entre as pernas alcançada é uniforme. No caso estático, o controle de orientação funciona de maneira similar ao controle de tração, igualando as forças de sustentação de forma que $\Delta_{f_{s_{12}}} = 0$.

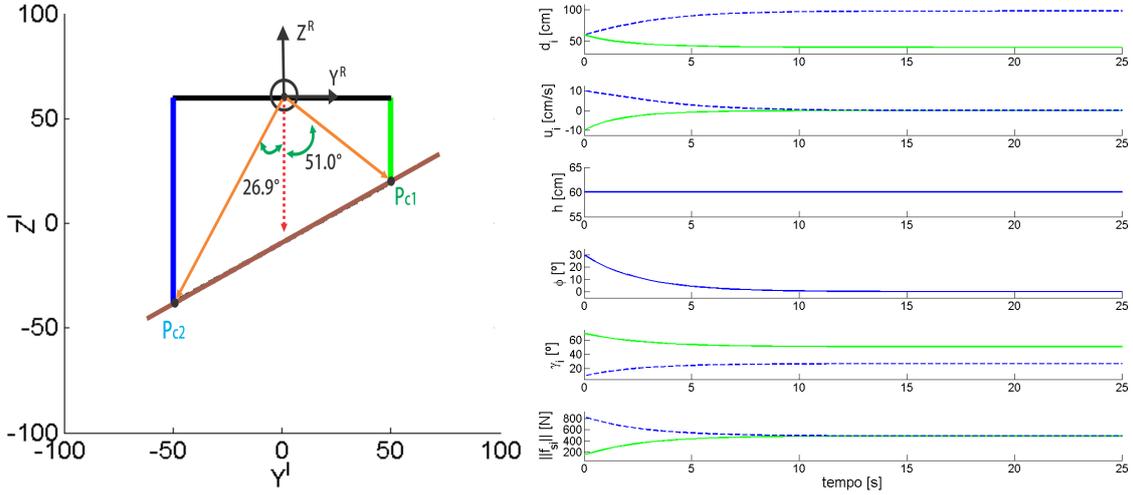


Figura 8.4: RPP planar utilizando o controle de altura e orientação sobre terreno com inclinação $\phi_\theta = \frac{\pi}{6}$. A altura de referência é mantida $h_R = 60$ cm, e o corpo do robô está paralelo à horizontal ($\phi_R = 0$).

Controle de Altura e Estabilidade do RPP Planar

O controle proporcional (Equação (6.10)) que reduz os erros de altura e_h e estabilidade e_e é aplicado na simulação, utilizando ganhos $K_h = 10$, $K_{\Delta_{\gamma_{12}}} = 2.3$. Estes valores foram especificados de maneira que a ação de controle u não ultrapasse a velocidade $|\dot{d}| \leq 10$ cm/s.

A configuração final do sistema é apresentada na Figura 8.5, onde a altura de referência h_R^* é mantida e a estabilidade do robô é maximizada, com $\Delta_{\gamma_{12}} = 0$.

O robô está inclinado no sentido contrário ao terreno, com $\phi_R = -18.5^\circ$. De maneira similar, a diferença entre forças de sustentação $\Delta_{f_{s_{12}}}$ tem o sinal invertido. Partindo da CI especificada, os deslocamentos de juntas resultantes são maiores que os obtidos com o controle de orientação; em geral, isso pode acarretar no aumento do consumo de energia do robô.

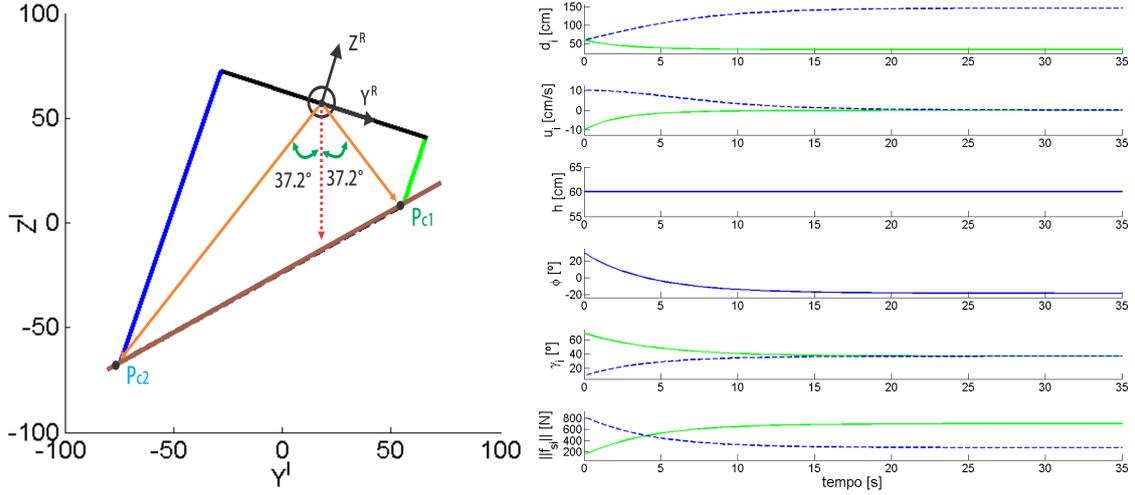


Figura 8.5: RPP planar utilizando o controle de altura e estabilidade sobre terreno com inclinação $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$. A altura de referência é mantida $h_R = 60$ cm, e o corpo do robô está inclinado no sentido contrário ao terreno de forma a igualar os ângulos de tombamento ($\gamma_1 = \gamma_2$).

Controle Multi-Objetivo do RPP Planar

Por último, a otimização multi objetivo é aplicada a fim do robô alcançar uma configuração que atenda a um compromisso entre orientação e estabilidade.

Em cenários estáticos de operação sem requisitos temporais firmes, é viável obter a fronteira de Pareto Z^* do sistema, conforme apresentado na Figura 7.5 para $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$ e $h_R^* = 60$ cm. A configuração ideal do robô pertencente a esta fronteira é obtida com c^* (Equação (7.8)), aplicando os valores arbitrados $E = 0.65$ e $\kappa = 0.9$, onde $E \in [0, 1]$ corresponde à energia restante nas baterias, e $\kappa \in [0, 1]$ é a prioridade entre os critérios de orientação e estabilidade.

O controle proporcional (Equação (6.10)) que reduz os erros de altura e_h e orientação e_o é aplicado na simulação, utilizando a orientação de referência $\phi_R^*(c^*)$ e os ganhos $K_h = 10, K_\phi = 2.7$. Os ganhos foram especificados de maneira que a ação de controle u não ultrapasse a velocidade $|\dot{d}| \leq 10$ cm/s.

A configuração final do sistema é apresentada na Figura 8.6, onde a altura de referência h_R^* é mantida e o corpo do robô segue a orientação de referência, com $\phi_R = -8.1^\circ$.

A configuração alcançada atende a um compromisso entre os critérios conflitantes de orientação e estabilidade. O robô permanece inclinado no sentido contrário ao terreno, porém num valor inferior ao alcançado com o controle de estabilidade. Com respeito a esta estratégia, o controle multi-objetivo leva a uma distribuição

mais uniforme entre as forças de sustentação, e resulta em menores deslocamentos de juntas, o que pode diminuir o consumo de energia do robô.

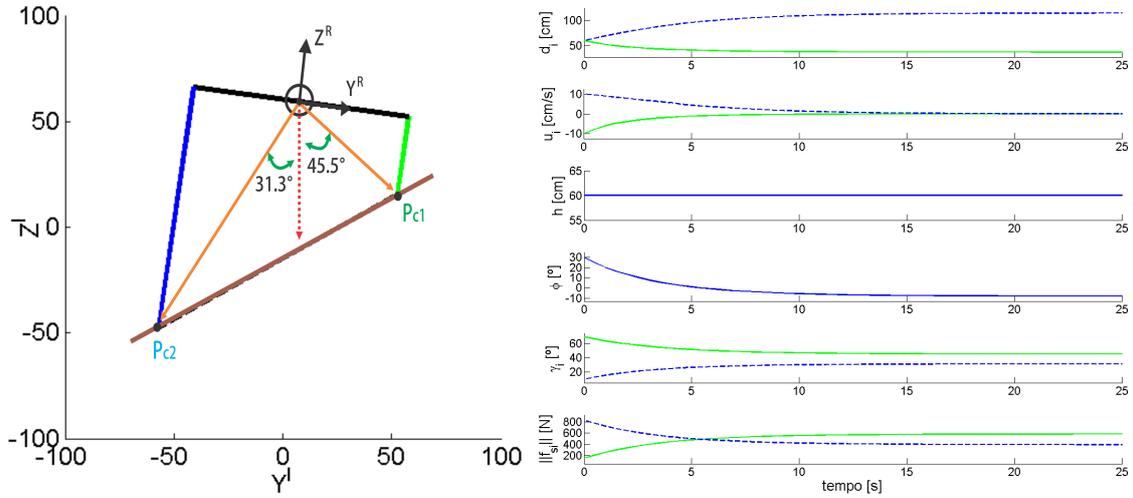


Figura 8.6: RPP planar utilizando o controle multi-objetivo sobre terreno com inclinação $\phi_{\vartheta} = \frac{\pi}{6}$. A altura de referência é mantida $h_R = 60$ cm, e a inclinação do corpo do robô atende a um compromisso entre orientação e estabilidade.

		Condições Iniciais	Controle de Orientação	Controle Multi-Objetivo	Controle de Estabilidade
Comprimento das Juntas	d_1 [cm]	60	40.4	37.1	34
	d_2 [cm]	60	98.1	115.4	147
Altura	h_R [cm]	60	60	60	60
Orientação	ϕ_R [°]	30	0	-8.1	-18.5
Distâncias de Tombamento	d_{t_1} [cm]	73.3	50	44.3	36.6
	d_{t_2} [cm]	13.3	50	65.7	94
Forças de Sustentação	f_{s_1} [N]	151.3	490.5	585.7	705.3
	f_{s_2} [N]	829.7	490.5	395.3	275.7
Ângulos de Tombamento	γ_1 [°]	69.8	51.0	45.4	37.3
	γ_2 [°]	9.8	26.9	31.5	37.3
Grad. de Estab.	β [°]	9.8	26.9	31.5	37.3
Incremento de estabilidade			174%	221%	280%

Tabela 8.2: Resultados das simulações com o RPP planar utilizando controle proporcional.

8.1.3 Simulações Estáticas com o RPP Tridimensional

As simulações com o RPP tridimensional utilizam o modelo descrito na seção 3.2.3, considerando largura $L = 100$ cm e massa $M = 100$ kg do robô.

A altura de referência imposta ao sistema é de $h_R^* = 60$ cm, de forma que a posição padrão das juntas é dada por $\forall i : d_i = 60$ cm. A Figura 8.7 ilustra o RPP na configuração padrão, posicionado sobre o terreno $\vartheta(0)$. Estas correspondem às condições iniciais (CI) do sistema.

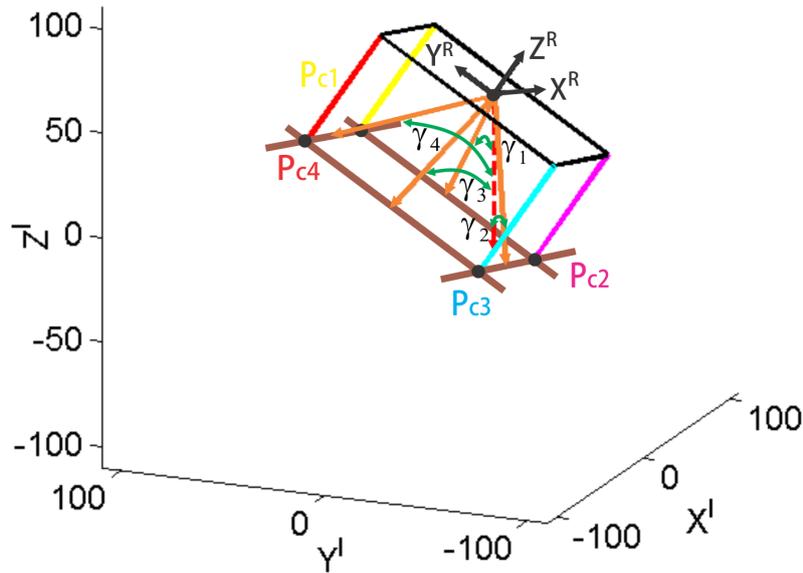


Figura 8.7: Configuração inicial do RPP tridimensional na altura de referência $h_R = 60$ cm sobre terreno com inclinação $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$, $\theta_\vartheta = \frac{\pi}{10}$. Neste caso, as pernas do robô possuem mesmo comprimento ($\forall i : d_i = 60$ cm).

Os resultados obtidos durante as simulações estão apresentados na Tabela 8.3, com os valores inicial e de regime alcançados com o controle proporcional de altura e orientação, altura e estabilidade, e estratégia multi-objetivo.

Conforme apresentado a seguir, o controle de orientação apresenta, no cenário estático, comportamento similar ao controle de tração, de forma que esta estratégia de controle de tração não é simulada.

Controle de Altura e Orientação do RPP Tridimensional

O controle proporcional (Equação (6.10)) que reduz os erros de altura e_h e orientação e_o é aplicado na simulação, utilizando ganhos $K_h = 10$, $K_\phi = 2.5$, $K_\theta = 2.5$.

Estes valores foram especificados de maneira que a ação de controle u não ultrapasse a velocidade $|\dot{d}| \leq 10$ cm/s.

A configuração final do sistema é apresentada na Figura 8.8, onde a altura de referência h_R^* é mantida e o corpo do robô está paralelo à horizontal, com $\phi_R, \theta_R = 0$.

As diferenças entre ângulos de tombamento $\Delta_{\gamma_{24}}, \Delta_{\gamma_{13}}$ diminuem, mas não são canceladas. Conforme a inclinação é minimizada, as distâncias de tombamento se tornam equivalentes ($d_{t_1} = d_{t_2} = d_{t_3} = d_{t_4}$) e a distribuição do peso entre as pernas alcançada é uniforme. Desta forma, o controle de orientação funciona de maneira similar ao controle de tração, igualando as forças de sustentação de forma que $\Delta_{f_{s_{12}}}, \Delta_{f_{s_{23}}} = 0$.

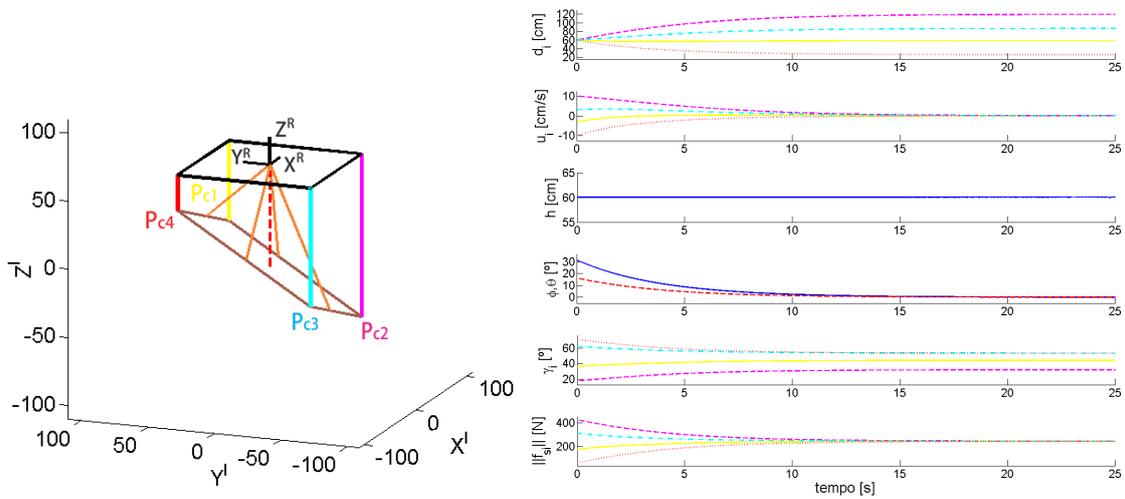


Figura 8.8: RPP tridimensional utilizando o controle de altura e orientação sobre terreno com inclinação $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$, $\theta_\vartheta = \frac{\pi}{10}$. A altura de referência é mantida $h_R = 60$ cm, e o corpo do robô está paralelo à horizontal ($\phi_R, \theta_R = 0$).

Controle de Altura e Estabilidade do RPP Tridimensional

O controle proporcional (Equação (6.10)) que reduz os erros de altura e_h e estabilidade e_e é aplicado na simulação, utilizando ganhos $K_h = 10$, $K_{\Delta_{\gamma_{24}}} = 1.2$, $K_{\Delta_{\gamma_{13}}} = 1.2$. Estes valores foram especificados de maneira que a ação de controle u não ultrapasse a velocidade $|\dot{d}| \leq 10$ cm/s.

A configuração final do sistema é apresentada na Figura 8.9, onde a altura de referência h_R^* é mantida e a estabilidade do robô é maximizada, com $\Delta_{\gamma_{24}}, \Delta_{\gamma_{13}} = 0$.

O robô está inclinado no sentido contrário ao terreno, com $\phi_R = -15.9^\circ$ e $\theta_R = -6.9^\circ$. De maneira similar, as diferenças entre forças de sustentação $\Delta_{f_{s_{12}}}, \Delta_{f_{s_{23}}}$ tem o sinal invertido. Partindo da CI especificada, os deslocamentos de juntas resultantes são maiores que os obtidos com o controle de orientação; em geral, isso

pode acarretar no aumento do consumo de energia do robô.

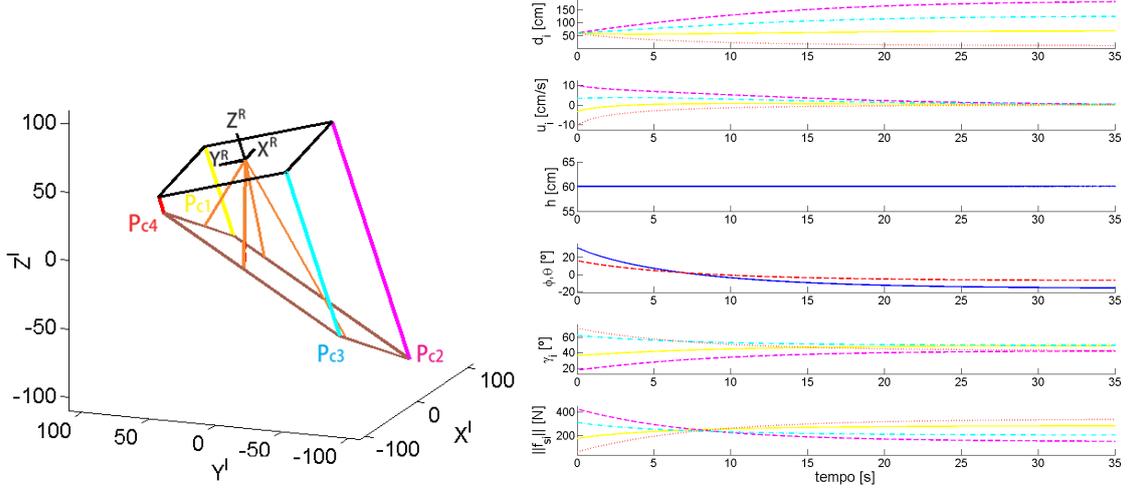


Figura 8.9: RPP tridimensional utilizando o controle de altura e estabilidade sobre terreno com inclinação $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$, $\theta_\vartheta = \frac{\pi}{10}$. A altura de referência é mantida $h_R = 60$ cm, e o corpo do robô está inclinado no sentido contrário ao terreno de forma a igualar os ângulos de tombamento ($\gamma_2 = \gamma_4$ e $\gamma_1 = \gamma_3$).

Controle Multi-Objetivo do RPP Tridimensional

Por último, a otimização multi objetivo é aplicada a fim do robô alcançar uma configuração que atenda a um compromisso entre orientação e estabilidade.

Em cenários estáticos de operação, é viável calcular a fronteira de Pareto Z^* do sistema, apresentado na Figura 7.10 para $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$, $\theta_\vartheta = \frac{\pi}{10}$ e $h_R^* = 60$ cm. A configuração ideal do robô pertencente a esta fronteira é obtida com c_ϕ^* , c_θ^* (Equação (7.12)), aplicando os valores arbitrados $E = 0.65$ e $\kappa = 0.9$.

O controle proporcional (Equação (6.10)) que reduz os erros de altura e_h e orientação e_o é aplicado na simulação, utilizando a orientação de referência dada por $\phi_R^*(c_\phi^*)$, $\theta_R^*(c_\theta^*)$ e os ganhos $K_h = 10$, $K_\phi = 2.1$, $K_\theta = 2.1$. Os ganhos foram especificados de maneira que a ação de controle u não ultrapasse a velocidade $|\dot{d}| \leq 10$ cm/s.

A configuração final do sistema é apresentada na Figura 8.10, onde a altura de referência h_R^* é mantida e o corpo do robô segue a orientação de referência, com $\phi_R = -6.3^\circ$ e $\theta_R = -2.3^\circ$.

A configuração alcançada atende a um compromisso entre os critérios conflitantes de orientação e estabilidade. O robô permanece inclinado no sentido contrário ao terreno, porém num valor inferior ao alcançado com o controle de estabilidade. Com respeito a esta estratégia, o controle multi-objetivo leva a uma distribuição

mais uniforme entre as forças de sustentação, e resulta em menores deslocamentos de juntas, o que pode diminuir o consumo de energia do robô.

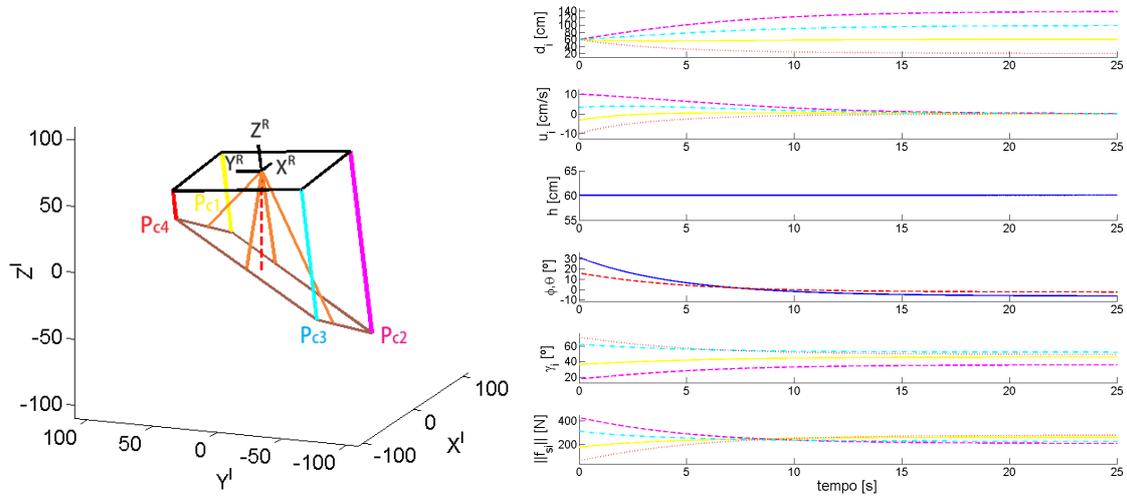


Figura 8.10: RPP tridimensional utilizando o controle multi-objetivo sobre terreno com inclinação $\phi_\vartheta = \frac{\pi}{6}$, $\theta_\vartheta = \frac{\pi}{10}$. A altura de referência é mantida $h_R = 60$ cm, e a inclinação do corpo do robô atende a um compromisso entre orientação e estabilidade.

		Condições Iniciais	Controle de Orientação	Controle Multi-Objetivo	Controle de Estabilidade
Comprimento das Juntas	$d_1 [cm]$	60	58.7	60.4	68.5
	$d_2 [cm]$	60	119.4	138.6	182.3
	$d_3 [cm]$	60	86.9	99.2	125.5
	$d_4 [cm]$	60	26.7	20.9	11.8
Altura	$h_R [cm]$	60	60	60	60
Orientação	$\phi_R [^\circ]$	30	0	-6.30	-15.9
	$\theta_R [^\circ]$	18	0	-2.3	-6.9
Distâncias de Tombamento	$d_{t_1} [cm]$	46.4	50	54.6	69.1
	$d_{t_2} [cm]$	23.7	50	62.4	88.7
	$d_{t_3} [cm]$	69.3	50	48.2	46.7
	$d_{t_4} [cm]$	74.2	50	45.3	37.6
Forças de Sustentação	$f_{s_1} [N]$	187.4	245.2	263.0	284.9
	$f_{s_2} [N]$	433.6	245.2	209.0	151.1
	$f_{s_3} [N]$	303.1	245.2	227.5	205.5
	$f_{s_4} [N]$	56.9	245.2	281.5	339.5
Ângulos de Tombamento	$\gamma_1 [^\circ]$	36.5	44.4	46.0	49.3
	$\gamma_2 [^\circ]$	17.6	32.1	35.9	42.7
	$\gamma_3 [^\circ]$	62.5	53.5	52.1	49.3
	$\gamma_4 [^\circ]$	71.8	53.3	49.1	42.7
Grad. de Estab.	$\beta [^\circ]$	17.6	32.1	35.9	42.7
Incremento de estabilidade			82%	103%	142%

Tabela 8.3: Resultados das simulações com o RPP tridimensional utilizando controle proporcional.

8.2 Simulações Dinâmicas no Matlab do Controle Preditivo Baseado em Modelo

As próximas simulações consideram o robô móvel articulado realizando um determinado percurso sobre um terreno acidentado.

Tanto a trajetória de navegação quanto o perfil do terreno percorrido correspondem a dados experimentais obtidos pelo APM Laurel durante uma operação no pomar Soergel, conforme descrito na seção 5.4.

A trajetória de navegação planar, definida pela posição $[p_{\vartheta x}^I, p_{\vartheta y}^I]^T$ e ângulo de guinada ψ_{ϑ} topográfico, é ilustrada na Figura 8.11.

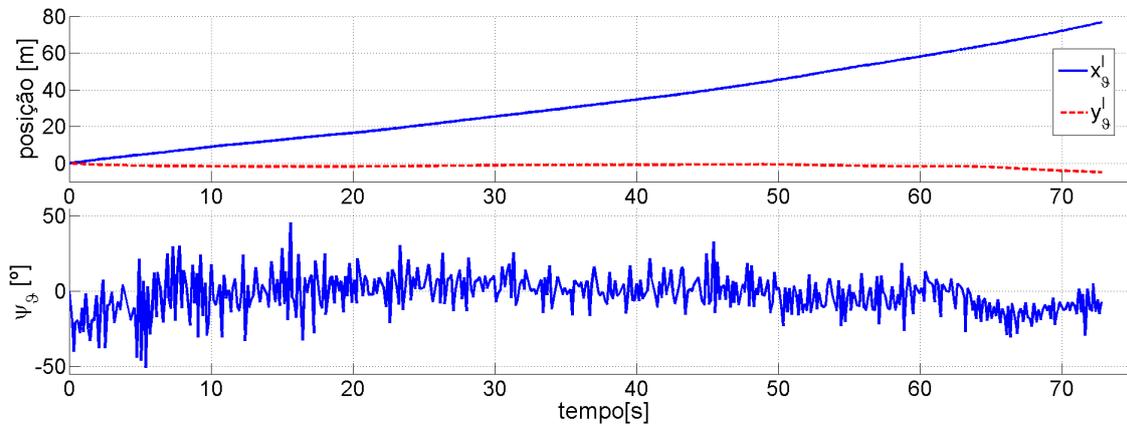


Figura 8.11: Trajetória de navegação planar do robô definida pela posição $[p_{\vartheta x}^I, p_{\vartheta y}^I]^T$ e ângulo de guinada ψ_{ϑ} . Esta trajetória foi executada pelo APM Laurel durante uma operação no pomar Soergel.

A distância percorrida pelo robô é de $l = [0, 80]$ m, e o perfil do terreno se altera ao longo do percurso. O terreno é definido por $\vartheta(l) = [h_{\vartheta}, \phi_{\vartheta}, \theta_{\vartheta}]^T$ conforme ilustrado na Figura 5.14. As simulações realizadas utilizam o trecho $l = [0, 13.4]$ m, onde o perfil do terreno é mais irregular; de acordo com a trajetória de navegação, este trecho é percorrido no intervalo de tempo $t = [0, 15]$ s.

As características de operação correspondem a um cenário dinâmico: além da gravidade, o sistema também sofre efeitos causados pela trajetória de navegação e pelo terreno percorrido. Neste caso, a configuração do robô é ajustada empregando uma estratégia de controle preditivo do tipo PFC, conforme descrito na seção 6.2.

As próximas sub-seções apresentam resultados obtidos com os robôs APM e RPP planar utilizando o PFC. Os resultados obtidos com o robô planar podem ser estendidos ao RPP tridimensional com respeito aos planos lateral e longitudinal do robô.

As simulações foram realizadas utilizando incrementos temporais de $T = 0.02$ s.

No caso dos controles de orientação, estabilidade e tração, a dinâmica desejada do sistema em malha fechada w é calculada pela Equação (6.25) utilizando $\alpha = 0.15$; desta forma, a constante de tempo resultante é de $\tau = 0.0105$ s.

Os horizontes de tempo t_h são definidos considerando a largura de banda dos atuadores e as variações da trajetória de referência. Os valores utilizados foram de 2 e 3 s, permitindo o robô se ajustar aos pontos coincidentes utilizados como referência. Ainda assim, os horizontes são “estritos”, de forma a reduzir o processamento computacional durante as simulações.

A operação é caracterizada pela navegação sobre um terreno irregular. Desta forma, os pontos coincidentes correspondem aos picos da trajetória de referência em malha fechada w , selecionados utilizando a Equação (6.26).

O terreno é modelado através de dados amostrados durante a operação em campo, e o restante do perfil é obtido através de interpolação. Considerando a representação do sistema, a ação de controle definida pela Equação (6.30) corresponde a uma combinação de degraus, com $n_b = 1$. O número reduzido de funções base reduz o processamento computacional exigido.

O desempenho do PFC é comparado com o controle proporcional descrito na seção 6.1 empregando altos ganhos ($K \gg 0$), de forma a saturar os atuadores a fim de compensar as irregularidades percorridas do terreno. Esta regulagem de ganho pode aumentar o consumo de energia do robô, e é empregada aqui apenas para comparar o desempenho entre estratégias utilizando toda a largura de banda dos atuadores. Os resultados apresentados a seguir ilustram as diferenças entre as estratégias de controle.

O controle proporcional calcula a ação das juntas a fim de reduzir o erro de mobilidade com respeito à referência atual. O ajuste depende da trajetória de referência a ser seguida e a largura de banda dos atuadores. Conforme o grau de irregularidade do terreno, o mecanismo pode ser incapaz de reconfigurar o robô a tempo de seguir trajetórias abruptas.

Este comportamento fica evidenciado durante as simulações dinâmicas apresentadas, onde a trajetória de navegação e o perfil do terreno percorrido acarretam numa referência abrupta que não é rastreada pelo mecanismo articulado, mesmo quando é utilizada uma ação de comando que leva à saturação dos atuadores.

Diferente do controle proporcional que segue apenas a referência atual, a estratégia preditiva computa a ação de controle levando em consideração o horizonte de tempo antecipado. O comando das juntas é obtido através da minimização do custo V , calculado com base nos pontos N_i pertencentes ao horizonte de tempo.

O controle preditivo apresenta bons resultados quando analisado todo o horizonte de predição e os pontos coincidentes. O robô é reconfigurado de forma a se ajustar às condições críticas de mobilidade deparadas ao longo da operação. Desta forma,

ao buscar antecipar o comando das juntas, a configuração atual do mecanismo pode não ser a mais adequada com respeito às condições instantâneas de operação.

Comparando instante a instante, o controle proporcional muitas vezes apresenta erros de mobilidade inferiores aos obtidos utilizando a estratégia antecipativa. De fato, ao comparar o somatório dos erros instantâneos, é esperado que o controle proporcional apresente um desempenho melhor que a estratégia preditiva.

Ainda assim, a estratégia preditiva de controle permite reduzir de maneira significativa os valores extremos de inclinação e diferenças entre ângulos de tombamento e forças de sustentação alcançados durante a operação. Estas correspondem de fato às condições de operação que representam maior desconforto para os tripulantes, risco de tombamento do veículo, ou ineficiência de tração das rodas.

Os resultados estão resumidos nas Tabelas 8.4 e 8.5; os incrementos de estabilidade apresentados são calculados considerando os ângulos de tombamento alcançados em relação às configurações padrão dos robôs.

8.2.1 Simulações Dinâmicas com o APM

As simulações com o APM utilizam o modelo descrito na seção 3.2.1, considerando largura $L = 150$ cm, massa $M = 1150$ kg e matriz de momento de inércia $\mathcal{I} = \text{diag}([1615, 7499, 6395]) \text{ kg.m}^2$ do robô. As restrições do atuador correspondem a $d \in [0, 80]$ cm e $|\dot{d}| \leq 20$ cm/s.

A configuração padrão da plataforma corresponde à altura máxima $\bar{h} = 75$ cm, de forma que a posição da junta é dada por $d_1 = 80$ cm.

A Figura 8.12 ilustra a mobilidade da plataforma móvel com altura máxima, sem controle de reconfiguração, percorrendo trecho do terreno modelado utilizando dados experimentais.

Os gráficos correspondem a posição d e velocidade \dot{d} da junta ativa, altura h_R , ângulos de tombamento γ e módulo das forças de sustentação $\|f_s\|$, e servem como parâmetro de comparação com respeito aos resultados obtidos com as diferentes estratégias de controle propostas.

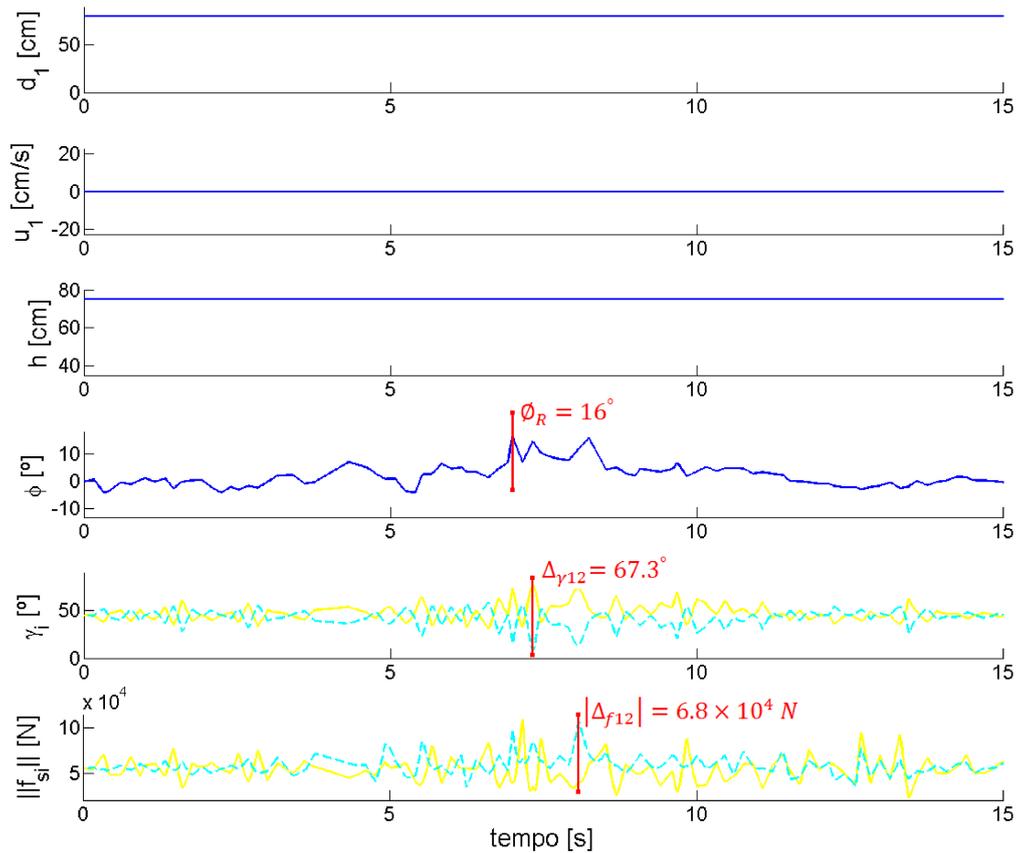


Figura 8.12: APM em configuração padrão percorrendo trecho do terreno modelado utilizando dados experimentais. Neste caso, a plataforma elevatória permanece fixa na altura máxima.

Os resultados obtidos durante as simulações estão apresentados na Tabela 8.4, com os valores extremos alcançados com o controle preditivo de altura.

Controle de Altura do APM

O controle preditivo tipo PFC descrito na seção 6.2 é utilizado para seguir a altura de referência h_R^* , com a saída do sistema representada por $y = h = f(d)$. O sinal de controle é obtido otimizando a função objetivo definida pela Equação (6.34), onde a prioridade dada aos pontos coincidentes extremos é ajustada com $\rho = 8$.

A altura de referência obtida através da Equação (6.33) é ilustrada na Figura 8.13; a figura também apresenta os pontos coincidentes selecionados e as alturas h_R alcançadas pelo robô.

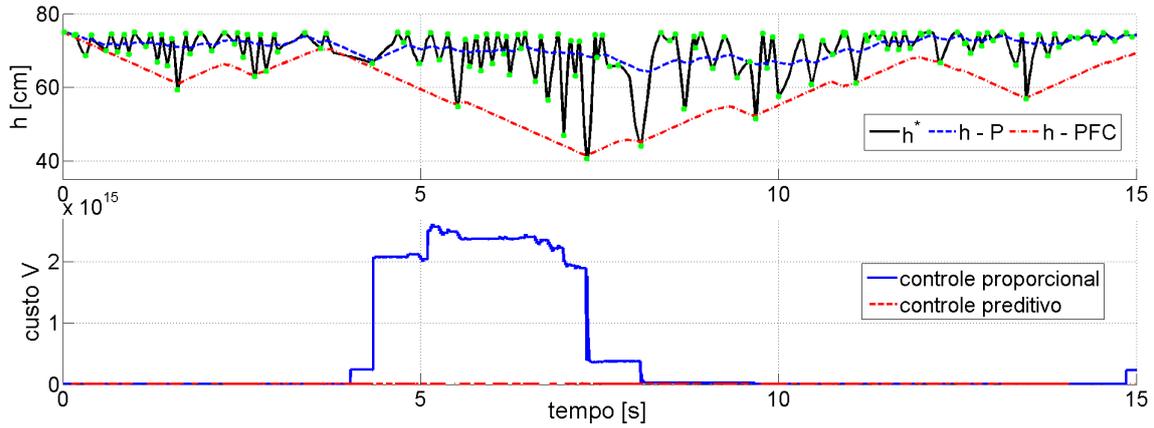


Figura 8.13: A imagem de cima representa as alturas h_R de referência (h^*) e alcançadas empregando as estratégias de controle proporcional (P) e preditivo (PFC). Os pontos coincidentes utilizados estão marcados em verde. A imagem de baixo ilustra os custos V associados aos erros de altura calculados conforme a função objetivo definida pela Equação (6.34).

Os custos associados aos controles proporcional e preditivo estão ilustrados na Figura 8.13. É possível observar que os valores aumentam entre os instantes $t = [4.3, 7.3]$ s. Estas variações ocorrem devido ao horizonte de predição $t_h = 3.0$ s e o valor extremo da referência h_R^* alcançado em $t = 7.3$ s, decorrente do ângulo mínimo de tombamento $\bar{\beta}_{\min} = 8.8^\circ$.

O custo obtido com o controle proporcional alcança o valor máximo de 2.6×10^{15} no instante $t = 5.16$ s; este valor é reduzido para 1.2×10^{13} em $t = 7.3$ s com a estratégia de controle preditivo tipo PFC.

A altura de referência alcança valor mínimo $h_R^* = 41$ cm em $t = 7.3$ s. Ajustando a configuração do mecanismo com o controle proporcional, a altura mínima do robô é de $h_R = 64.3$ cm em $t = 8.2$ s, o que resulta num ângulo de tombamento de $\beta = 14.3^\circ$, muito inferior ao valor crítico recomendado. Já com o controle preditivo tipo PFC, a altura mínima alcançada é de $h_R = 41.6$ cm também no instante $t = 7.3$ s, resultando num ângulo de tombamento de $\beta = 25.8^\circ$, superior ao valor recomendado para uma operação segura. Considerando o ângulo mínimo de tombamento, a diferença entre os resultados obtidos é de 130% com respeito à configuração padrão.

É possível observar que, apesar do terreno irregular percorrido, o perfil de altura h_R alcançado com o controle preditivo é relativamente bem condicionado. Uma vantagem da estratégia de PFC consiste em suavizar a saída do sistema, obtendo um resultado semelhante a um filtro passa baixa ajustado conforme a largura de banda do atuador.

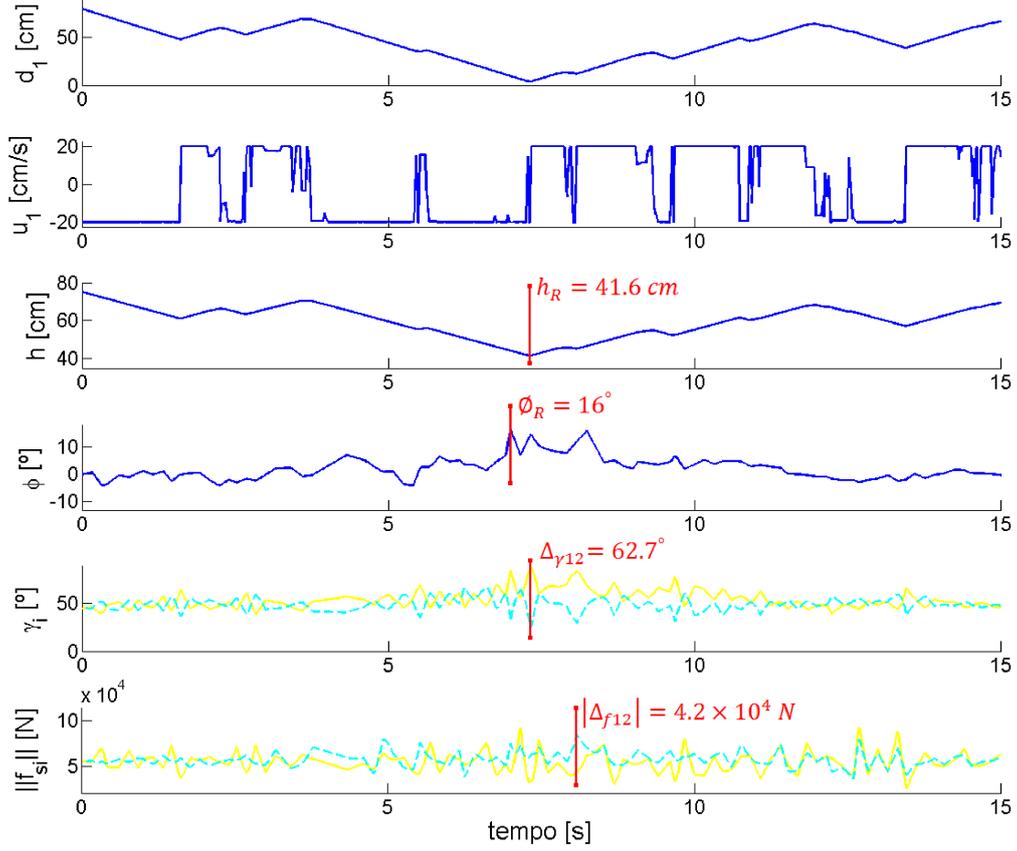


Figura 8.14: APM com controle PFC de altura percorrendo trecho do terreno modelado utilizando dados experimentais.

O mecanismo articulado do APM não é capaz de alterar a inclinação do sistema que, independente da estratégia de reconfiguração utilizada, segue o perfil do terreno e alcança valor máximo de $|\phi_\theta|_{\max} = 16^\circ$ no instante $t = 7$ s, conforme ilustrado na Figura 8.14.

Percorrendo o terreno sem controle de reconfiguração, o robô se depara com diferenças extremas entre ângulos de tombamento de $|\Delta_{\gamma_{12}}|_{\max} = 67.3^\circ$ em $t = 7.3$ s e módulos de forças de sustentação de $|\Delta_{f_{s_{12}}}|_{\max} = 6.8 \times 10^4$ N em $t = 8.1$ s, conforme apresentado na Figura 8.12. Empregando o controle PFC de altura, os valores alcançados são de $|\Delta_{\gamma_{12}}|_{\max} = 62.7^\circ$ em $t = 7.3$ s e $|\Delta_{f_{s_{12}}}|_{\max} = 4.2 \times 10^4$ N em $t = 8.1$ s.

		Configuração Padrão	Controle de Altura
Altura Min.	h_R [cm]	75	41.6
Inclinação Extr.	$ \phi_R _{\max}$ [°]	16.0	16.0
Var. Extr. Tração	$ \Delta f_{s_{12}} _{\max}$ [N]	6.8×10^4	4.2×10^4
Var. Extr. Estab.	$ \Delta \gamma_{12} _{\max}$ [°]	67.3	62.7
Âng. Min.	β [°]	8.8	25.8
Incremento de estabilidade		193%	

Tabela 8.4: Resultados das simulações com o APM utilizando controle preditivo.

8.2.2 Simulações Dinâmicas com o RPP Planar

As simulações com o RPP planar utilizam o modelo descrito na seção 3.2.2, considerando largura $L = 100$ cm, massa $M = 100$ kg e matriz de momento de inércia $\mathcal{I} = \text{diag}([8.42, 0.17, 8.42])$ $kg.m^2$ do robô. As restrições dos atuadores são dadas por $d \in [0, 200]$ cm e $|\dot{d}| \leq 10$ cm/s.

A altura de referência imposta ao sistema é de $h_R^* = 60$ cm, de forma que a posição padrão das juntas é dada por $d_1 = d_2 = 60$ cm.

A Figura 8.15 ilustra a mobilidade do RPP na configuração padrão, sem controle de reconfiguração, percorrendo trecho do terreno modelado utilizando dados experimentais.

Os gráficos correspondem a posição d e velocidade \dot{d} das juntas ativas, altura h_R , ângulos de tombamento γ e módulo das forças de sustentação $\|f_s\|$, e servem como parâmetro de comparação com respeito aos resultados obtidos com as diferentes estratégias de controle propostas.

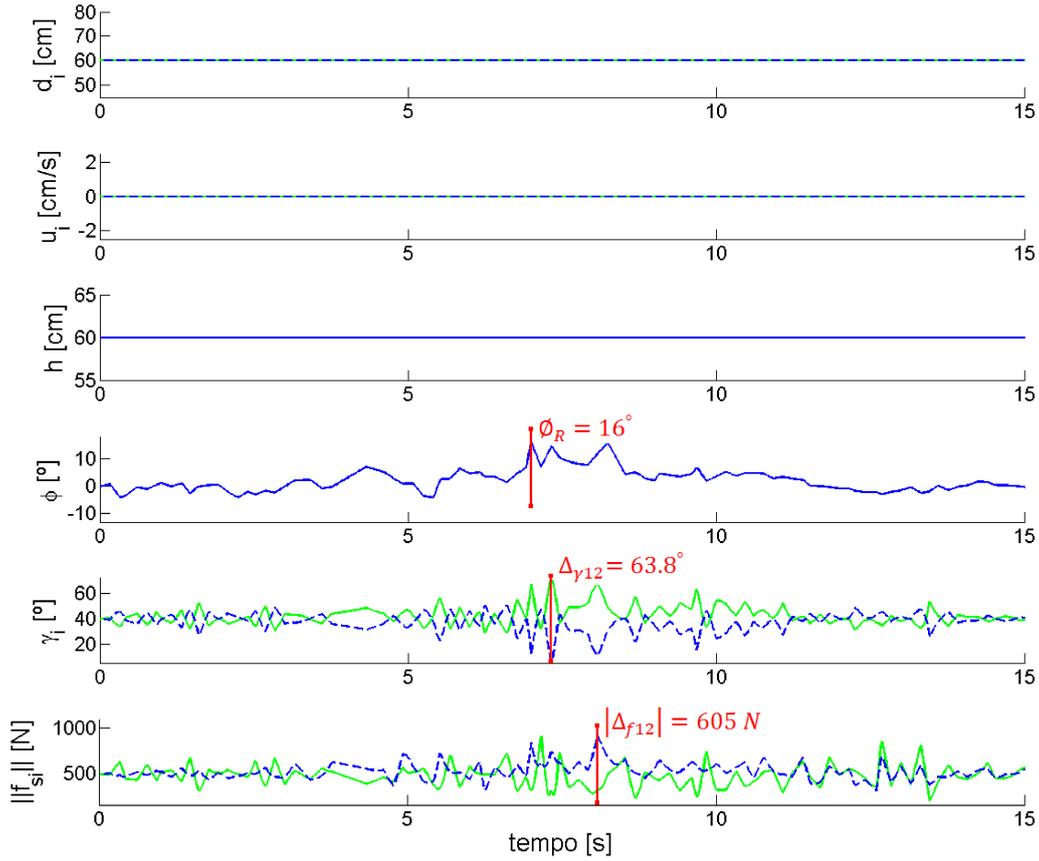


Figura 8.15: RPP planar em configuração padrão percorrendo trecho do terreno modelado utilizando dados experimentais. Neste caso, as pernas do robô possuem comprimento fixo.

Os resultados obtidos durante as simulações estão apresentados na Tabela 8.5, com os valores extremos alcançados com o controle preditivo de altura e orientação, altura e estabilidade, altura e tração, e estratégia multi-objetivo.

Controle de Altura e Orientação do RPP Planar

O controle preditivo tipo PFC descrito na seção 6.2 é utilizado para manter a altura de referência e ajustar a orientação do robô, com a saída do sistema representada por $y = [h, \phi_R]^T = f(d, \varphi_\theta)$. Os sinais de controle são obtidos otimizando a função objetivo definida pela Equação (6.35).

O controle de orientação comanda as juntas ativas de forma a reduzir as variações do terreno e manter o corpo do robô paralelo à horizontal. A Figura 8.16 ilustra as inclinações ϕ_R alcançadas pelo robô, e também os pontos coincidentes selecionados.

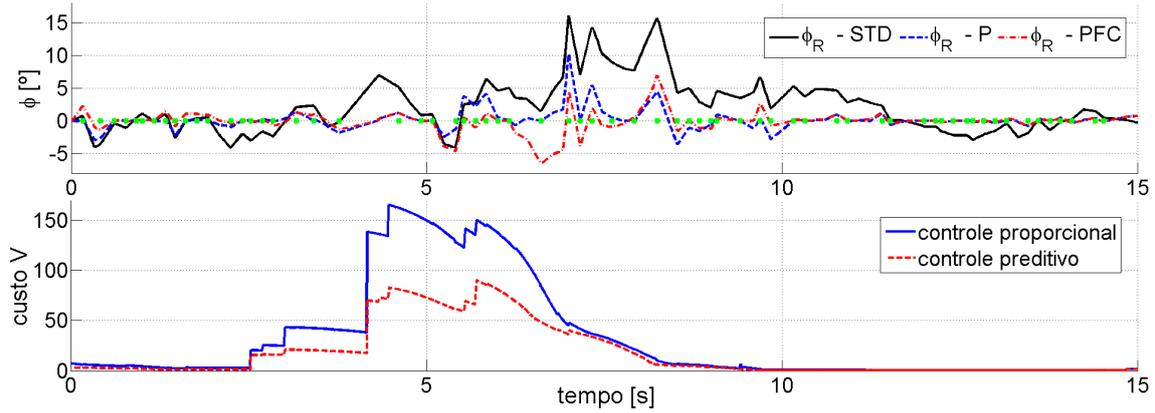


Figura 8.16: A imagem de cima representa as inclinações ϕ_R alcançadas pelo robô na configuração padrão (std), e empregando as estratégias de controle proporcional (P) e preditivo (PFC). Os pontos coincidentes utilizados estão marcados em verde. A imagem de baixo ilustra os custos V associados aos erros de altura e orientação, calculados conforme a função objetivo definida pela Equação (6.35).

Para variações suaves do terreno, os controles proporcional e preditivo apresentam desempenho semelhante ao minimizar a inclinação ϕ_R ; este comportamento é observado na Figura 8.16 entre os instantes $t = [10.3, 15]$ s. Já a ação preditiva é notória durante variações abruptas do terreno que levam à saturação dos atuadores.

Os custos associados aos controles estão ilustrados na Figura 8.16. É possível observar que os valores aumentam entre os instantes $t = [4, 7]$ s; estas variações ocorrem devido ao horizonte de predição $t_h = 3.0$ s e a irregularidade abrupta do terreno percorrida em $t = 7$ s.

O custo obtido com o controle proporcional alcança o valor máximo de 165 no instante $t = 4.5$ s; este valor é reduzido para 90 em $t = 5.7$ s com a estratégia de controle preditivo tipo PFC.

A inclinação do terreno alcança valor extremo $|\phi_\vartheta|_{\max} = 16^\circ$ no instante $t = 7$ s. Ajustando a configuração do mecanismo com o controle proporcional, a inclinação máxima do robô é de $|\phi_R|_{\max} = 10.1^\circ$ no mesmo instante de tempo; já com o controle preditivo tipo PFC, o valor é reduzido para $|\phi_R|_{\max} = 6.9^\circ$ em $t = 8.2$ s. Considerando a inclinação compensada, a diferença entre os resultados obtidos é de 55%.

É possível observar na Figura 8.17 que a altura do robô mantém o valor de referência $h_R = h_R^*$ sem maiores variações durante a simulação, com $|\Delta_h|_{\max} = 0.3$ cm em $t = 8.4$ s.

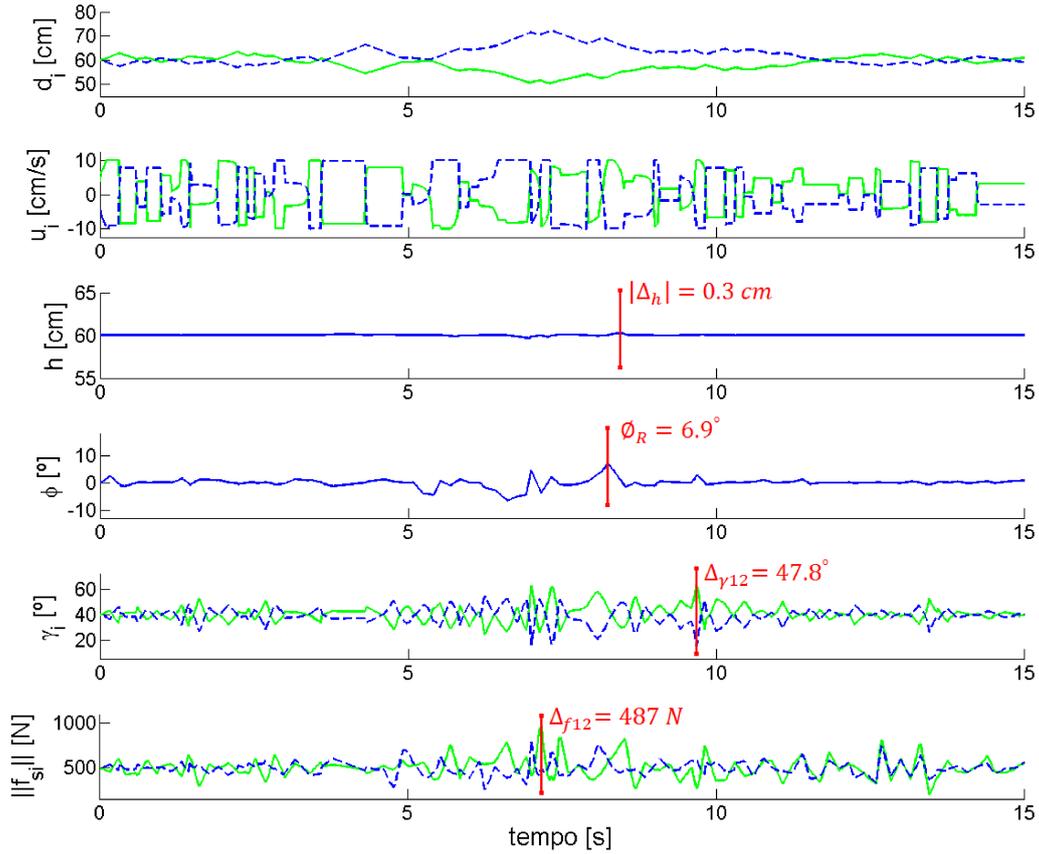


Figura 8.17: RPP planar com controle PFC de altura e orientação percorrendo trecho do terreno modelado utilizando dados experimentais.

Percorrendo o terreno sem controle de reconfiguração, o robô se depara com diferenças extremas entre ângulos de tombamento de $|\Delta_{\gamma_{12}}|_{\max} = 63.8^\circ$ em $t = 7.3$ s e módulos de forças de sustentação de $|\Delta_{f_{s_{12}}}|_{\max} = 605$ N em $t = 8.1$ s, conforme apresentado na Figura 8.15. Empregando o controle PFC de altura e orientação, os valores alcançados são de $|\Delta_{\gamma_{12}}|_{\max} = 47.8^\circ$ em $t = 9.7$ s e $|\Delta_{f_{s_{12}}}|_{\max} = 487$ N em $t = 7.1$ s.

Controle de Altura e Estabilidade do RPP Planar

O controle preditivo tipo PFC é utilizado para manter a altura de referência e ajustar a estabilidade do robô, com a saída do sistema representada por $y = [h, \Delta_{\gamma_{12}}]^T = f(d, \varphi_{\vartheta}, f_r, \eta_r)$. Os sinais de controle são obtidos otimizando a função objetivo definida pela Equação (6.36).

O controle de estabilidade comanda as juntas ativas de forma a igualar os ângulos opostos de tombamento. A Figura 8.18 ilustra as diferenças entre ângulos de tombamento $\Delta_{\gamma_{12}}$ alcançadas pelo robô, junto com os pontos coincidentes selecionados.

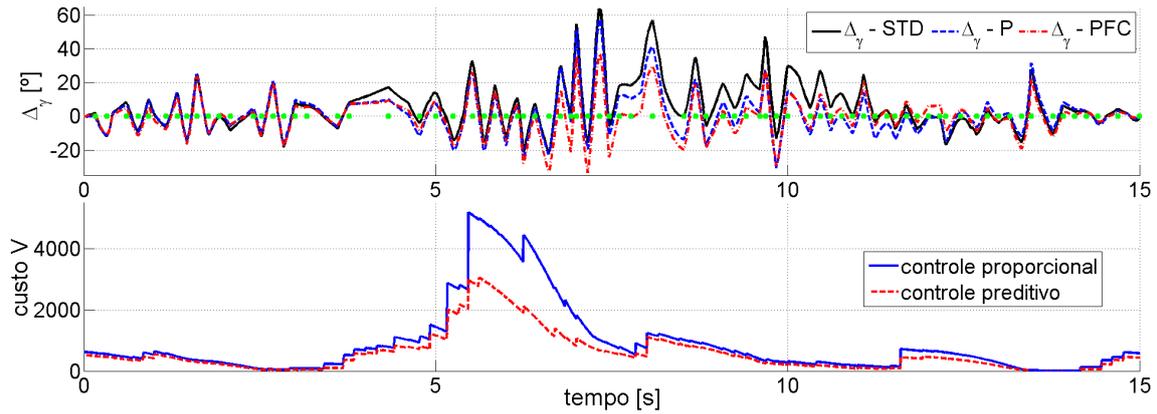


Figura 8.18: A imagem de cima representa as diferenças entre ângulos de tombamento $\Delta_{\gamma_{12}}$ alcançadas pelo robô na configuração padrão (std), e empregando as estratégias de controle proporcional (P) e preditivo (PFC). Os pontos coincidentes utilizados estão marcados em verde. A imagem de baixo ilustra os custos V associados aos erros de altura e estabilidade, calculados conforme a função objetivo definida pela Equação (6.36).

Os custos associados aos controles proporcional e preditivo estão ilustrados na Figura 8.18, calculados utilizando um horizonte de previsão $t_h = 2.0$ s. O custo obtido com o controle proporcional alcança o valor máximo de 5.2×10^3 no instante $t = 5.5$ s; este valor é reduzido para 3.0×10^3 em $t = 5.6$ s com a estratégia de controle preditivo tipo PFC.

No caso do robô percorrendo o terreno sem controle de reconfiguração, a diferença extrema alcançada entre ângulos de tombamento é de $|\Delta_{\gamma_{12}}|_{\max} = 63.8^\circ$ em $t = 7.3$ s, com ângulo mínimo $\beta = 6.1^\circ$. Ajustando a configuração do mecanismo com o controle proporcional, a diferença entre ângulos de tombamento é de $|\Delta_{\gamma_{12}}|_{\max} = 57.5^\circ$ no mesmo instante de tempo, com $\beta = 9.5^\circ$; já com o controle preditivo tipo PFC, o valor é reduzido para $|\Delta_{\gamma_{12}}|_{\max} = 36.5^\circ$ também em $t = 7.3$ s, com $\beta = 21.5^\circ$. Considerando o ângulo mínimo de tombamento, a diferença entre os resultados obtidos é de 196% com respeito à configuração padrão.

A Figura 8.19 apresenta a altura do robô. O controle busca manter o valor de referência $h_R = h_R^*$, que sofre pequenas variações com $|\Delta_h|_{\max} = 1.6$ cm em $t = 7.3$ s devido às condições críticas de estabilidade encontradas durante o percurso realizado.

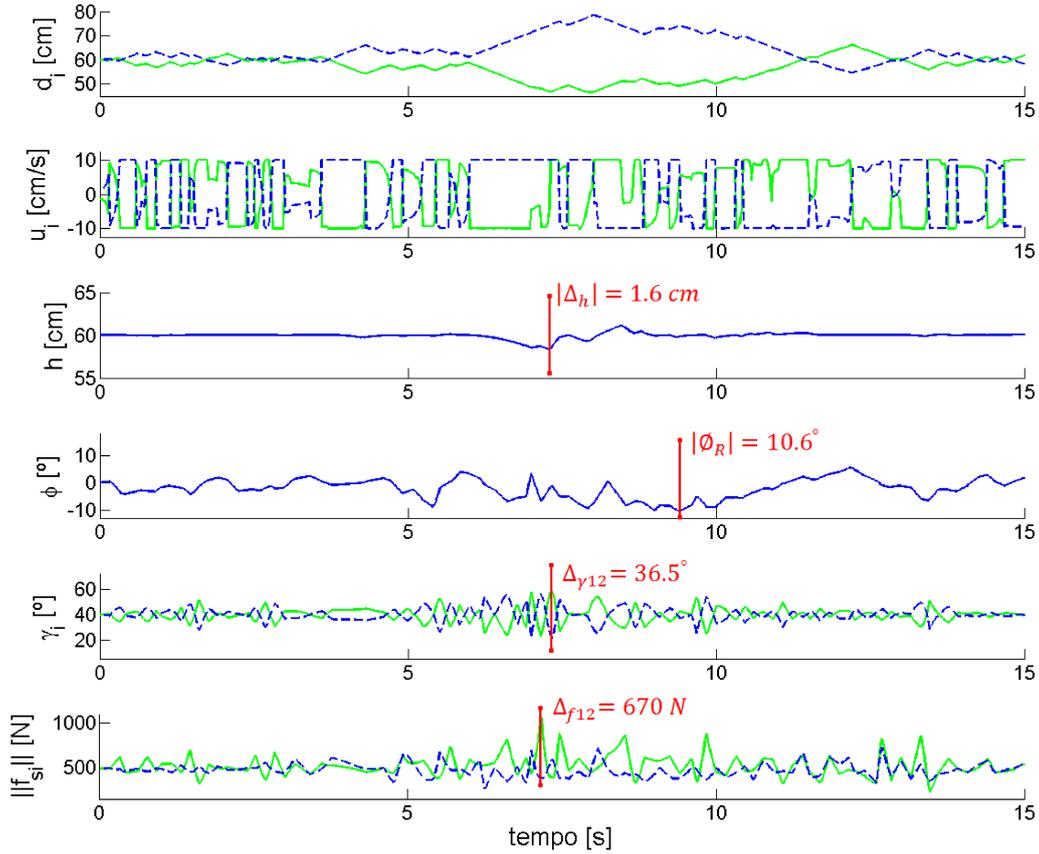


Figura 8.19: RPP planar com controle PFC de altura e estabilidade percorrendo trecho do terreno modelado utilizando dados experimentais.

Percorrendo o terreno sem controle de reconfiguração, o robô se depara com valores extremos de inclinação $|\phi_R|_{\max} = 16^\circ$ no instante $t = 7$ s e diferença entre módulos de forças de sustentação de $|\Delta_{f_{s_{12}}}|_{\max} = 605$ N em $t = 8.1$ s (Figura 8.15). Empregando o controle PFC de altura e estabilidade, os valores alcançados são de $|\phi_R|_{\max} = 10.6^\circ$ em $t = 9.4$ s e $|\Delta_{f_{s_{12}}}|_{\max} = 670$ N em $t = 7.2$ s.

Controle de Altura e Tração do RPP Planar

O controle preditivo tipo PFC é utilizado para manter a altura de referência e ajustar a tração do robô, com a saída do sistema representada por $y = [h, \Delta_{f_{s_{12}}}]^T = f(d, \varphi_\vartheta, f_r, \eta_r)$. Os sinais de controle são obtidos otimizando a função objetivo definida pela Equação (6.37).

O controle de tração comanda as juntas ativas de forma a igualar os módulos das forças de sustentação aplicadas nos pontos de contato entre terreno e robô. A Figura 8.20 ilustra as diferenças entre forças de sustentação $\Delta_{f_{s_{12}}}$ alcançadas pelo robô, além dos pontos coincidentes selecionados.

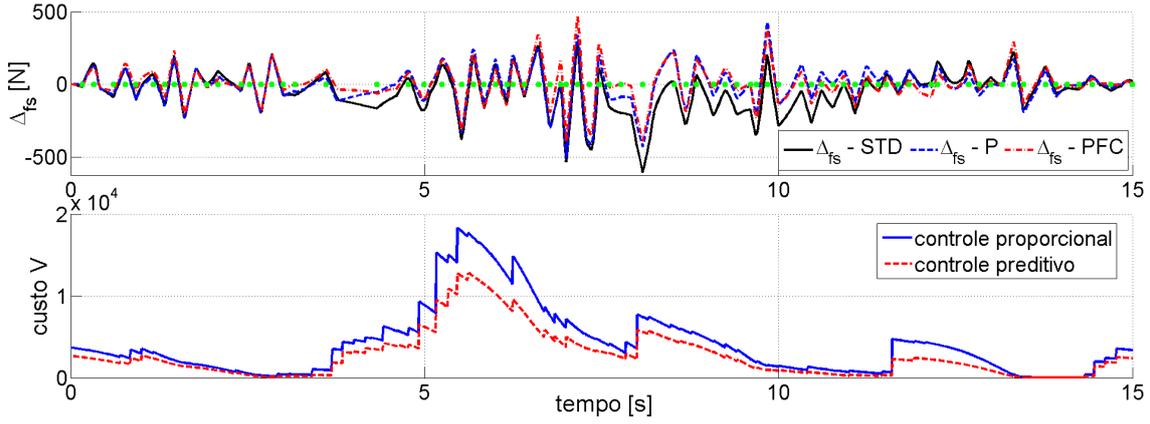


Figura 8.20: A imagem de cima representa as diferenças entre módulos das forças de sustentação $\Delta_{f_{s_{12}}}$ alcançadas pelo robô na configuração padrão (std), e empregando as estratégias de controle proporcional (P) e preditivo (PFC). Os pontos coincidentes utilizados estão marcados em verde. A imagem de baixo ilustra os custos V associados aos erros de altura e tração, calculados conforme a função objetivo definida pela Equação (6.37).

Os custos associados aos controles proporcional e preditivo estão ilustrados na Figura 8.20, calculados utilizando um horizonte de previsão $t_h = 2.0$ s. O custo obtido com o controle proporcional alcança o valor máximo de 1.8×10^4 no instante $t = 5.5$ s; o valor máximo é reduzido para 1.3×10^4 em $t = 5.6$ s com a estratégia de controle preditivo tipo PFC.

No caso do robô percorrendo o terreno sem controle de reconfiguração, a diferença extrema alcançada entre módulos de forças de sustentação é de $|\Delta_{f_{s_{12}}}|_{\max} = 605$ N em $t = 8.1$ s. Ajustando a configuração do mecanismo com o controle proporcional, a diferença entre forças de sustentação é de $|\Delta_{f_{s_{12}}}|_{\max} = 504$ N em $t = 7.0$ s; já com o controle preditivo tipo PFC, o valor é reduzido para $|\Delta_{f_{s_{12}}}|_{\max} = 465$ N em $t = 7.2$ s. A diferença entre os resultados obtidos é de 39% com respeito à distribuição das forças de sustentação.

É possível observar na Figura 8.21 que a altura do robô mantém o valor de referência $h_R = h_R^*$ sem maiores variações durante a simulação, com $|\Delta_h|_{\max} = 0.45$ cm em $t = 7.9$ s.

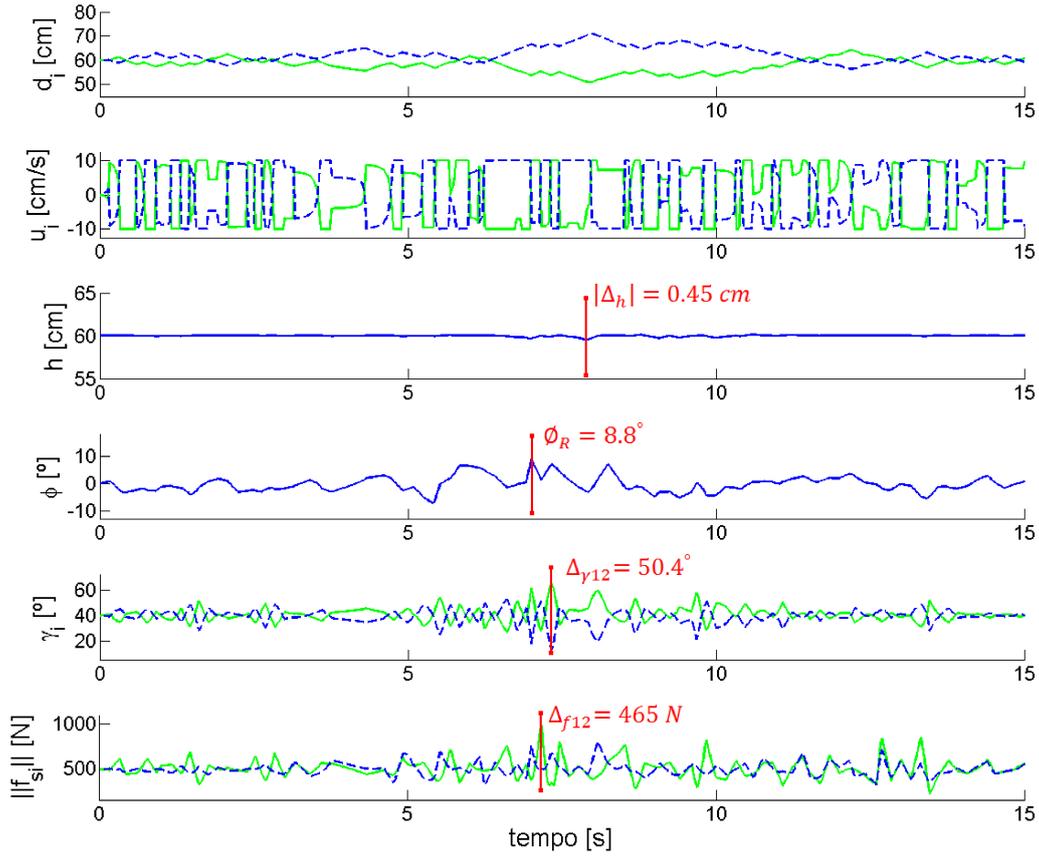


Figura 8.21: RPP planar com controle PFC de altura e tração percorrendo trecho do terreno modelado utilizando dados experimentais.

Percorrendo o terreno sem controle de reconfiguração, o robô se depara com valores extremos de inclinação $|\phi_R|_{\max} = 16^\circ$ no instante $t = 7$ s e diferença entre ângulos de tombamento de $|\Delta_{\gamma_{12}}|_{\max} = 63.8^\circ$ em $t = 7.3$ s (Figura 8.15). Empregando o controle PFC de altura e estabilidade, os valores alcançados são de $|\phi_R|_{\max} = 8.8^\circ$ em $t = 7$ s e $|\Delta_{\gamma_{12}}|_{\max} = 50.4^\circ$ em $t = 7.3$ s.

Controle Multi-Objetivo do RPP Planar

Por último, a otimização multi-objetivo é aplicada no cenário dinâmico. Assim como o caso estático, o robô articulado é controlado a fim de alcançar uma configuração ideal que atenda a um compromisso entre orientação e estabilidade. A grande diferença é que, ao invés de obter a fronteira de Pareto, o problema é simplificado a uma otimização mono-objetivo definida por uma soma ponderada entre os objetivos conflitantes. Esta corresponde a uma estratégia adequada no caso de restrições de tempo real.

Para tal, o controle preditivo tipo PFC descrito na seção 6.2 é utilizado para

manter a altura de referência e ajustar a mobilidade do robô, com a saída do sistema representada por $y = [h, \phi_R, \Delta_{\gamma_{12}}]^T = f(d, \varphi_\theta, f_r, \eta_r)$. Os sinais de controle são obtidos otimizando a função definida pela Equação (6.38). Os pontos coincidentes correspondem aos picos da trajetória de referência de estabilidade w_{Δ_γ} .

A simulação de otimização multi-objetivo apresentada aqui não emprega a estratégia de controle de tração, de forma que $K_{\Delta_{f_{s_{12}}}} = 0$. Os pesos K_ϕ e $K_{\gamma_{12}}$ definem o compromisso desejado entre orientação e estabilidade; os valores utilizados foram de $K_\phi = 0.97$ e $K_{\gamma_{12}} = 0.03$. Estes valores igualam os custos V máximos de orientação e estabilidade alcançados durante o percurso (Figuras 8.16 e 8.18), de forma a obter um comportamento intermediário com respeito às estratégias isoladas para controle de orientação e estabilidade.

A Figura 8.22 apresenta a orientação do robô ϕ_R e diferença entre ângulos de tombamento $\Delta_{\gamma_{12}}$ obtidos com os controles preditivos tipo PFC de orientação, estabilidade e multi-objetivo.

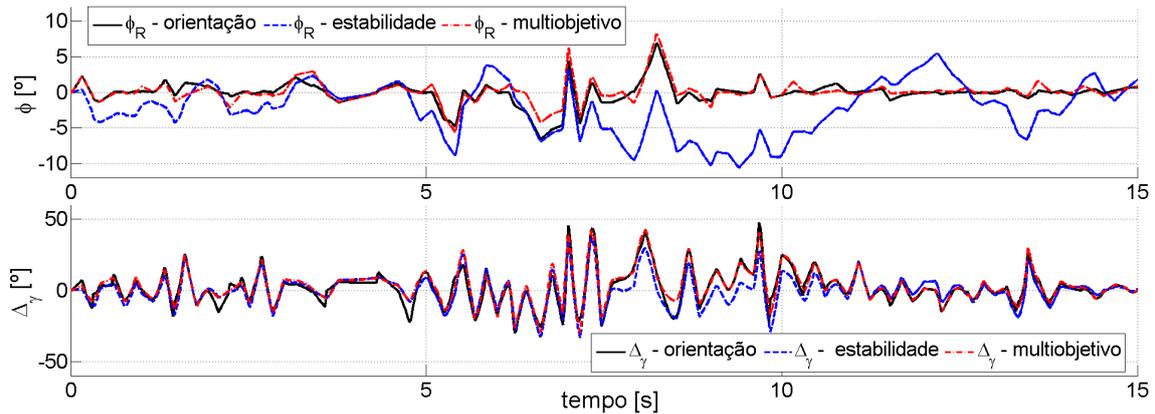


Figura 8.22: Orientação do robô ϕ_R e diferença entre ângulos de tombamento $\Delta_{\gamma_{12}}$ obtidos com os controles preditivos tipo PFC de altura e orientação, altura e estabilidade, e estratégia multi-objetivo.

A inclinação do robô alcança valor extremo $|\phi_R|_{\max} = 6.9^\circ$ no instante $t = 8.2$ s com o controle de orientação. Já com o controle de estabilidade, a inclinação extrema alcançada possui sinal oposto, com $|\phi_R|_{\max} = 10.6^\circ$ em $t = 9.4$ s. Com a estratégia multi-objetivo, o valor obtido é de $|\phi_R|_{\max} = 8.2^\circ$ em $t = 8.2$ s.

A diferença entre ângulos de tombamento alcança valor extremo de $|\Delta_{\gamma_{12}}|_{\max} = 47.8^\circ$ em $t = 9.7$ s com o controle de orientação. O controle de estabilidade reduz esta diferença para $|\Delta_{\gamma_{12}}|_{\max} = 36.5^\circ$ em $t = 7.3$ s. Utilizando a estratégia multi-objetivo proposta, a diferença extrema entre ângulos é de $|\Delta_{\gamma_{12}}|_{\max} = 43^\circ$ em $t = 8.1$ s.

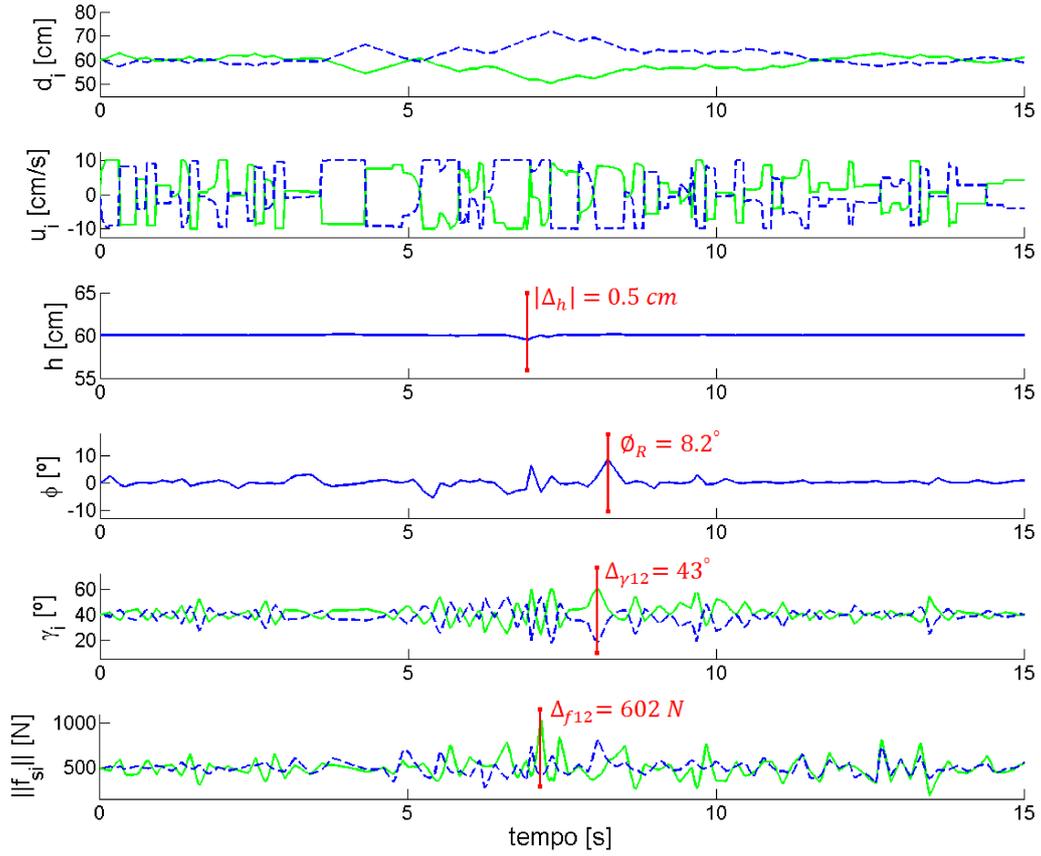


Figura 8.23: RPP planar com controle PFC multi-objetivo percorrendo trecho do terreno modelado utilizando dados experimentais.

A diferença extrema entre módulos de forças de sustentação é de $|\Delta_{f_{s_{12}}}|_{\max} = 487$ N em $t = 7.1$ s utilizando o controle de orientação. O controle de estabilidade aumenta esta diferença para $|\Delta_{f_{s_{12}}}|_{\max} = 670$ N em $t = 7.2$ s. Mais uma vez o controle multi-objetivo alcança um desempenho intermediário, com valor extremo de $|\Delta_{f_{s_{12}}}|_{\max} = 602$ N em $t = 7.2$ s.

É possível observar na Figura 8.23 que a altura do robô se mantém próxima o valor de referência $h_R = h_R^*$ durante a simulação, com $|\Delta_h|_{\max} = 0.5$ cm em $t = 7$ s.

		Config. Padrão	Controle de Orientação	Controle de Estabilidade	Controle de Tração	Controle Multi-Objetivo
Var. Extr. Altura	$ \Delta h _{\max} [cm]$	0.0	0.3	1.6	0.45	0.5
Inclinação Extr.	$ \phi_R _{\max} [^\circ]$	16.0	6.9	10.6	8.8	8.2
Var. Extr. Tração	$ \Delta f_{s_{12}} _{\max} [N]$	605	487	670	465	602
Var. Extr. Estab.	$ \Delta \gamma_{12} _{\max} [^\circ]$	63.8	47.8	36.5	50.4	43.0
Âng. Min.	$\beta [^\circ]$	6.1	15.5	21.5	13.5	17.8
Incremento de estabilidade			154 %	252 %	121 %	191 %

Tabela 8.5: Resultados das simulações com o RPP planar utilizando controle preditivo.

8.3 Simulações Dinâmicas Integrando Matlab e Adams para Reconfiguração do APM

De todos os AAMR apresentados, o APM é o que representa maiores restrições com respeito à estabilidade. O robô é composto por uma plataforma elevatória acoplada a um veículo elétrico, capaz de navegar de maneira autônoma em plantações transportando até dois operadores. Um requisito necessário antes de permitir que os trabalhadores utilizem a plataforma agrícola consiste em avaliar a estabilidade do sistema e identificar configurações e eventos que podem levar ao tombamento do veículo.

Neste sentido, diferentes simulações e testes com a plataforma real foram realizados a fim de garantir a segurança dos operadores embarcados, conforme descrito em (Freitas et al., 2012a).

Simulações dinâmicas executadas com o programa MSC.Adams/Car consideram o APM percorrendo diferentes terrenos, e indicam eventos que possam tombar a plataforma.

Testes foram realizados posicionado o veículo sobre balanças automotivas a fim de determinar a posição do CM_R . Experimentos de tombamento também foram executados utilizando um peso no lugar do trabalhador, inclinando o sistema gradualmente até $\phi_\vartheta = 20^\circ$ de forma a verificar a estabilidade do veículo nesta configuração.

Os modelos da plataforma e dos terrenos desenvolvidos com o programa MSC.Adams/Car durante a análise de estabilidade do APM são utilizados nesta

tese para ilustrar o controle de reconfiguração de um AAMR.

O MSC.Adams corresponde a um emulador da dinâmica de sistemas multi-corpos, e o pacote Car é um complemento específico para simulações dinâmicas com veículos. O programa constitui uma ferramenta útil no desenvolvimento de projetos automotivos, e permite modelar todos os componentes do veículo alcançando uma representação precisa do sistema (Blundell and Harty, 2004).

O Adams/Car é empregado para modelar a dinâmica de veículos (SUN and GU, 2004) e analisar a estabilidade de sistemas se locomovendo em alta velocidade (Peters and Iagnemma, 2009). A integração entre o Adams e o Matlab é proposta em (Ieluzzi et al., 2006; Lixin and Liqing, 2007) para o desenvolvimento de sistemas de suspensão semi-ativa e controle de direção EPS.

Nesta tese são apresentadas simulações realizadas integrando o Matlab com o Adams/Car, emulando a reconfiguração da plataforma ao percorrer diferentes terrenos. Uma abordagem simplificada de controle é empregada a fim de prever a estabilidade do APM e desta forma antecipar a ação de controle conforme a largura de banda do atuador.

O esquema de controle é utilizado em dois tipos de simulação.

No primeiro caso, o APM atravessa terrenos onde as adversidades percorridas vão aumentando de maneira gradativa, permitindo identificar configurações que levam ao tombamento do robô. Através da integração entre Adams e Matlab, é possível reconfigurar o robô de acordo com o terreno, permitindo ao APM superar maiores inclinações e obstáculos sem capotar.

No segundo caso, o modelo de terreno empregado foi modelado com base em dados experimentais obtidos num pomar. Nessa simulação, é possível observar o funcionamento do controle de reconfiguração em condições semelhantes às encontradas durante operações de campo.

As próximas seções apresentam mais detalhes sobre a integração entre Matlab e Adams/Car junto com os modelos de veículo e terrenos desenvolvidos, o esquema simplificado de controle antecipativo utilizado, e as simulações realizadas considerando diferentes terrenos.

8.3.1 MSC.Adams/Car e os Modelos de Veículo e Terrenos Desenvolvidos

Adams é um acrônimo de *Automated Dynamic Analysis of Mechanical Systems*, e corresponde a um programa originalmente desenvolvido por pesquisadores da Universidade de Michigan - EUA, que posteriormente fundaram a Mechanical Dynamics Incorporation (MDI); os direitos do programa foram adquiridos pela McNeil Schin-

dlar Corporation (MSC) em 2002.

O Adams é um programa de simulação dinâmica de sistemas multi-corpos, cujo núcleo é formado por algoritmos numéricos desenvolvidos em Fortran e C++ para solucionar equações não-lineares. O primeiro pacote de ferramentas oferecido no início dos anos 90 foi o ADAMS/View, permitindo ao usuário criar o modelo, simular o sistema e analisar os resultados obtidos através de uma interface gráfica. Atualmente o programa oferece pacotes específicos para diferentes segmentos da indústria, incluindo o MSC.Adams/Engine, MSC.Adams/Chassis, MSC.Adams/Rail e o MSC.Adams/Car.

O Adams/Car permite que o usuário crie modelos de veículos e terrenos a serem analisados. Durante a simulação dinâmica, o programa carrega os modelos previamente desenvolvidos, e comanda o veículo de forma a percorrer a linha central do terreno.

As simulações apresentadas nesta seção assumem o veículo se locomovendo com velocidade constante de 3.5 m/s. Durante operações agrícolas, o APM raramente ultrapassa 1 m/s. A velocidade adotada para as simulações inclui uma margem de segurança razoável, acarretando em efeitos dinâmicos atuando no sistema.

Ao final da simulação, o Adams retorna os parâmetros utilizados para analisar a mobilidade do sistema, incluindo forças e torques atuando no CM_R e nas rodas, e também as posições, velocidades e acelerações associadas ao veículo.

A representação desenvolvida para a plataforma móvel é ilustrada na Figura 8.24. O modelo é composto de vários sub-sistemas, criados em cima de exemplos disponibilizados pelo Adams/Car. Os subsistemas são:

- Suspensão dianteira do tipo MacPherson;
- Suspensão traseira fixa do tipo Double Wishbone;
- Chassi flexível, com os eixos dianteiro e traseiro conectados por uma junta de torção;
- Sistema de direção tipo *Ackerman*;
- Rodas e pneus representados pelo modelo Pacejka 89 (Bakker et al., 1989);
- Freios;
- Sistema de potência;
- Plataforma elevatória com altura ajustável transportando um operador do lado esquerdo.

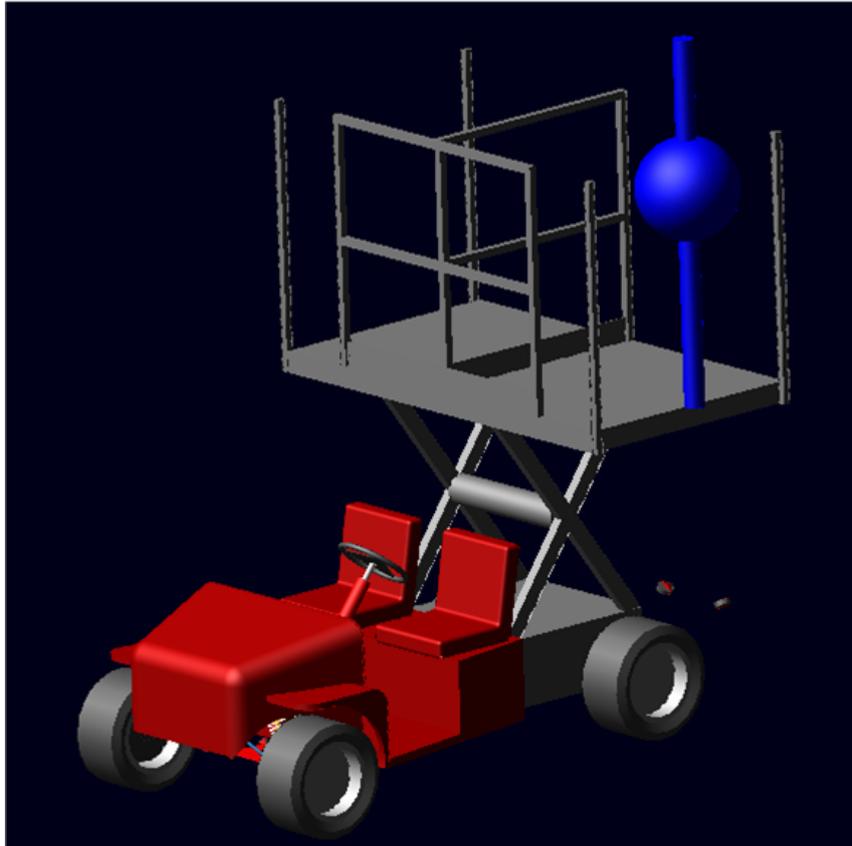


Figura 8.24: Modelo desenvolvido com o Adams/Car do veículo MDE eWorkman da Toro com plataforma elevatória transportando um operador.

Também é necessário modelar o terreno percorrido. O Adams possui uma ferramenta chamada de *Road Builder* que interpola pontos tridimensionais para a criação de estradas. Esta ferramenta permite modelar diferentes tipos de obstáculos, incluindo depressões (buracos), degraus, rampas, ondulações e outras irregularidades.

O *Road Builder* associa a cada ponto tridimensional uma inclinação lateral e um coeficiente de atrito. É possível também determinar as propriedades viscosas, elásticas e plásticas do solo. Para as simulações apresentadas aqui, o coeficiente de atrito utilizado foi de 0.9, e os outros parâmetros do terreno correspondem a valores padrões do Adams.

Uma forma de aumentar o realismo das simulações seria utilizar valores padrões associados ao ambiente; valores de referência para diferentes terrenos estão disponíveis em (Wong, 2001). A abordagem ideal consiste em realizar uma análise do solo correspondente ao local real de operação, obtendo parâmetros precisos do terreno a ser percorrido.

O esquema de controle de reconfiguração é implementado utilizando o Adams/Car junto com o Matlab. A integração entre os programas é suportada pelo Adams, que gera um bloco com entradas e saídas do sistema compatível com o

pacote de simulação Simulink do Matlab.

Durante a simulação, o Adams emula a dinâmica do veículo e envia diferentes informações para o Matlab, incluindo a posição, velocidade e orientação do veículo, altura da plataforma e forças atuando nas rodas e no CM_R . Utilizando esta realimentação, a estratégia implementada através de blocos no Simulink estima a estabilidade do sistema, computa o sinal de controle e retorna para o Adams comandos para ajustar a altura da plataforma. O funcionamento simplificado do sistema é ilustrado na Figura 8.25.

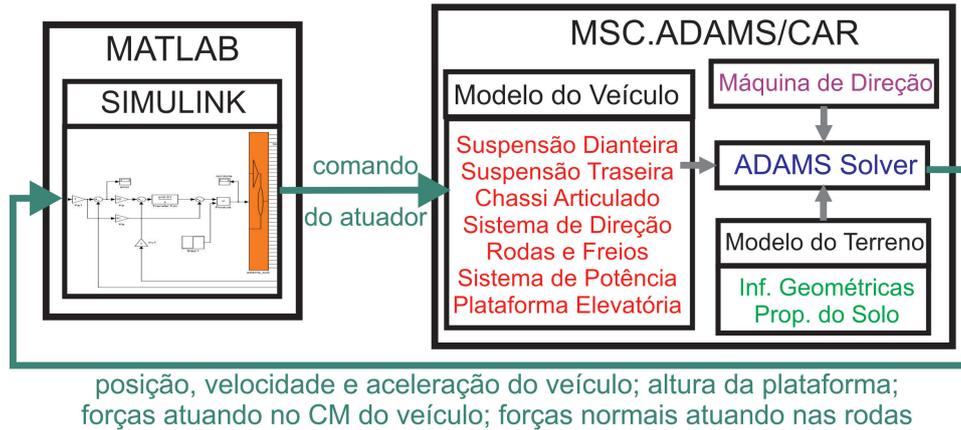


Figura 8.25: Esquema de integração entre Adams e Matlab para simulação do controle de reconfiguração da plataforma móvel.

8.3.2 Controle de Reconfiguração do APM Integrando Matlab e MSC.Adams/Car

O controle proposto para reconfigurar o APM durante simulações dinâmicas integrando Matlab e MSC Adams/Car consiste numa abordagem intermediária com respeito às estratégias de controle proporcional e preditivo apresentados nas seções 6.1 e 6.2, respectivamente.

O esquema simplificado de controle depende de um algoritmo (8.3.1) de ajuste da trajetória de referência, sendo válido apenas para mecanismos com articulação restrita, por exemplo a plataforma móvel de elevação com 1 DoF atuado e configuração padrão coincidente com um limite de curso da junta.

A configuração padrão do mecanismo corresponde à plataforma na altura máxima \bar{h}_R , maximizando o espaço de trabalho dos operadores embarcados. Conforme as irregularidades percorridas, a junta ativa também pode ser comandada a fim de baixar a plataforma e assim aumentar a estabilidade do sistema.

A referência de altura $h_R^*(l)$ é calculada considerando a inclinação lateral do terreno ϕ_θ e sua variação de orientação representada pela diferença segunda $\frac{\Delta^2 \phi_\theta}{\Delta l^2}$

com respeito à distância l percorrida pelo robô:

$$h_R^*(l) = \bar{h}_R - K_1 |\phi_\vartheta| - K_2 \left| \frac{\Delta^2 \phi_\vartheta}{\Delta l^2} \right| \|\dot{p}_\vartheta^I\| \quad (8.1)$$

onde $\|\dot{p}_\vartheta^I\|$ corresponde à velocidade linear de navegação. Os ganhos de referência $K_1, K_2 > 0$ são determinados considerando o espaço de trabalho do mecanismo e configurações previamente identificadas capazes de tombar a plataforma, por exemplo inclinações críticas e obstáculos acentuados a serem ultrapassados.

O objetivo de controle consiste em comandar a junta ativa de forma que a altura do robô siga a trajetória de altura $h_R^*(l)$ calculada com base no terreno percorrido:

$$h_R \rightarrow h_R^*(l), \quad e_h = h_R^*(l) - h_R \rightarrow 0 \quad (8.2)$$

Empregando a estratégia cinemática onde a ação de controle equivalente à velocidade das juntas ativas, é possível definir a ação de comando através de um controle proporcional com ação *feedforward* de maneira a minimizar o erro de altura e_h :

$$u = K_h e_h + \dot{h}_R^*, \quad (8.3)$$

onde a dinâmica do sistema em malha fechada é definida por $\dot{e}_h + K_h e_h = 0$; através de uma escolha apropriada de K_h como uma constante positiva, é possível considerar que $\lim_{t \rightarrow \infty} e_h(t) = 0$.

Por fim, a referência ideal de altura é ajustada $h_R^*(l) \rightarrow h_R^{Ad}(l)$ conforme a velocidade máxima do atuador, limitada aqui a $|\dot{d}| \leq 20$ cm/s. A trajetória ajustada antecipa o comando \dot{d} da junta, permitindo que o mecanismo se adapte às adversidades críticas percorridas.

O replanejamento de trajetória é realizado pelo Algoritmo (8.3.1) de ajuste. Inicialmente o algoritmo seleciona pontos críticos que correspondem a picos na trajetória ideal de altura h_R^* , de maneira similar à escolha de pontos coincidentes proposta pela Equação (6.26). A trajetória é então ajustada de maneira a alcançar as configurações críticas previamente selecionadas; o restante da referência é corrigido conforme as posições alcançáveis pelo atuador.

Algorithm 8.3.1: AJUSTE DE TRAJETÓRIA(h_R^*)

```
 $h_R^{Ad} \leftarrow h_R^*$   
 $N_i = \{n_i \in [0, t_{final}] \mid \dot{h}_R^*(n_i) \dot{h}_R^*(n_i - 1) < 0\}$   
for  $n_i \leftarrow n_1$  to  $n_h$   
  do  $\left\{ \begin{array}{l} j \leftarrow 1 \\ \textbf{while } n_{i-1} + j < n_i \\ \textbf{do} \left\{ \begin{array}{l} \textbf{if } \dot{h}_R^*(n_{i-1} + j) > J_h \dot{d}_{\max} \\ \textbf{then } h_R^{Ad}(n_{i-1} + j) \leftarrow h_R^*(n_{i-1} + j - 1) + J_h \dot{d}_{\max} T \\ \textbf{do} \left\{ \begin{array}{l} \textbf{else if } \dot{h}_R^*(n_{i-1} + j) < -J_h \dot{d}_{\max} \\ \textbf{then } h_R^{Ad}(n_{i-1} + j) \leftarrow h_R^*(n_{i-1} + j - 1) - J_h \dot{d}_{\max} T \end{array} \right. \\ j \leftarrow j + 1 \end{array} \right. \end{array} \right.$   
for  $n_i \leftarrow n_h$  to  $n_1$   
  do  $\left\{ \begin{array}{l} j \leftarrow -1 \\ \textbf{while } n_i + j > n_{i-1} \\ \textbf{do} \left\{ \begin{array}{l} \textbf{if } \dot{h}_R^*(n_i + j) > J_h \dot{d}_{\max} \\ \textbf{then } h_R^{Ad}(n_i + j) \leftarrow h_R^*(n_i + j + 1) - J_h \dot{d}_{\max} T \\ \textbf{do} \left\{ \begin{array}{l} \textbf{else if } \dot{h}_R^*(n_i + j) < -J_h \dot{d}_{\max} \\ \textbf{then } h_R^{Ad}(n_i + j) \leftarrow h_R^*(n_i + j + 1) + J_h \dot{d}_{\max} T \end{array} \right. \\ j \leftarrow j - 1 \end{array} \right. \end{array} \right.$   
return ( $h_R^{Ad}$ )
```

O resultado obtido é semelhante ao comportamento alcançado pela estratégia de controle preditivo PFC apresentado na Figura 8.13. Mais detalhes sobre este esquema simplificado de controle é apresentado em (Freitas et al., 2013).

8.3.3 Simulações de Tombamento

As próximas simulações recriam situações que levam o sistema ao tombamento.

Na primeira simulação, o APM percorre um terreno com orientação lateral crescente contínua, o que aumenta gradativamente a inclinação da plataforma até o tombamento.

A segunda simulação é caracterizada pelas rodas esquerdas do veículo percorrendo uma sequência de degraus negativos do terreno. Esta simulação também submete a plataforma a inclinações crescentes, porém através de transições discretas que produzem impactos aplicados ao veículo.

Durante a terceira simulação, o APM percorre um terreno plano com depressões e elevações a serem ultrapassadas, resultando em consideráveis impactos e forças atuando no veículo.

Terreno com Inclinação Crescente Contínua

Para a primeira simulação, o APM percorre um terreno com inclinação lateral crescente contínua, conforme ilustrado na Figura 8.26.

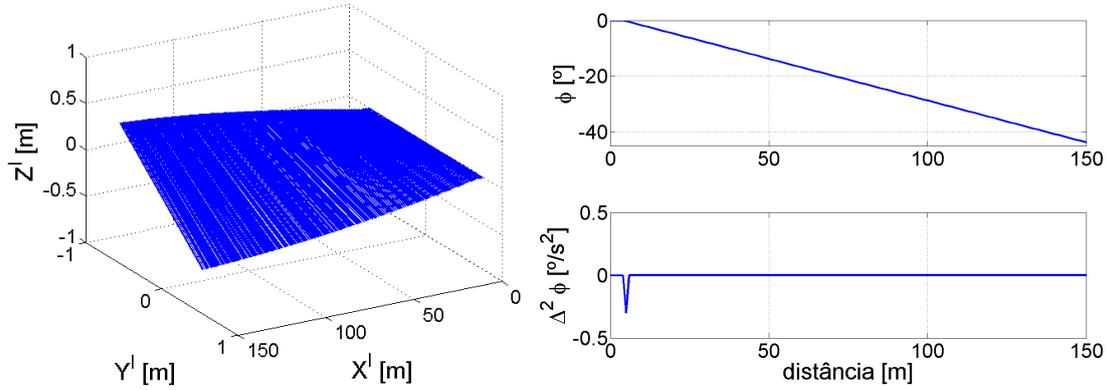


Figura 8.26: (Esquerda) Modelo 3D do terreno com inclinação crescente contínua. (Direita) Orientação e variação angular associadas ao perfil do terreno e a velocidade de deslocamento.

Algumas imagens obtidas durante a simulação utilizando o Adams/Car estão apresentadas na Figura 8.27.

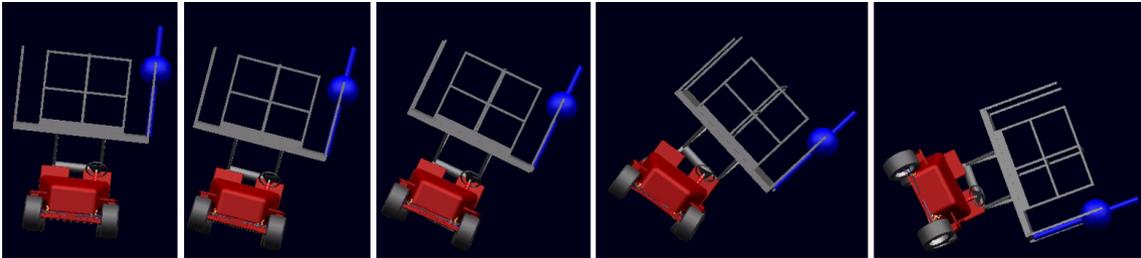


Figura 8.27: Simulação executada utilizando o Adams/Car onde o APM percorre um terreno com inclinação crescente contínua.

No início da simulação, a inclinação do terreno é nula. Essa inclinação cresce linearmente conforme o deslocamento do veículo, e não resulta em grandes variações angulares atuando no sistema. Dessa maneira, a trajetória de referência de altura h_R^* calculada com a Equação (8.1) não apresenta variações abruptas, conforme ilustrado na Figura 8.28, e pode ser seguida pelo atuador com baixa largura de banda.

Os resultados da simulação são apresentados na Figura 8.29. Com altura máxima \bar{h}_R , a plataforma tomba quando $\phi_R = 27^\circ$. Controlando o mecanismo de elevação de forma a seguir h_R^* e baixar a plataforma, o tombamento só ocorre quando $\phi_R = 35^\circ$.

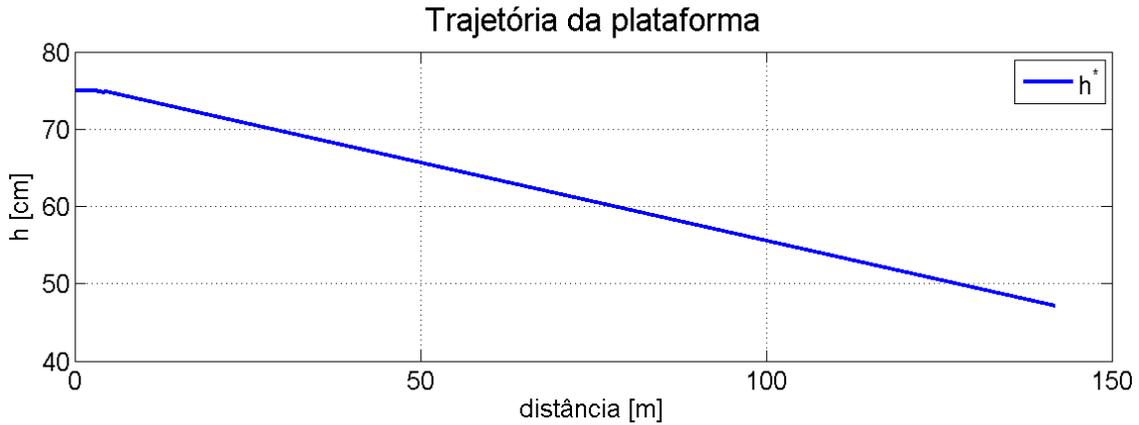


Figura 8.28: Trajetória de referência ideal de altura h_R^* baseada no perfil do terreno com inclinação crescente contínua.

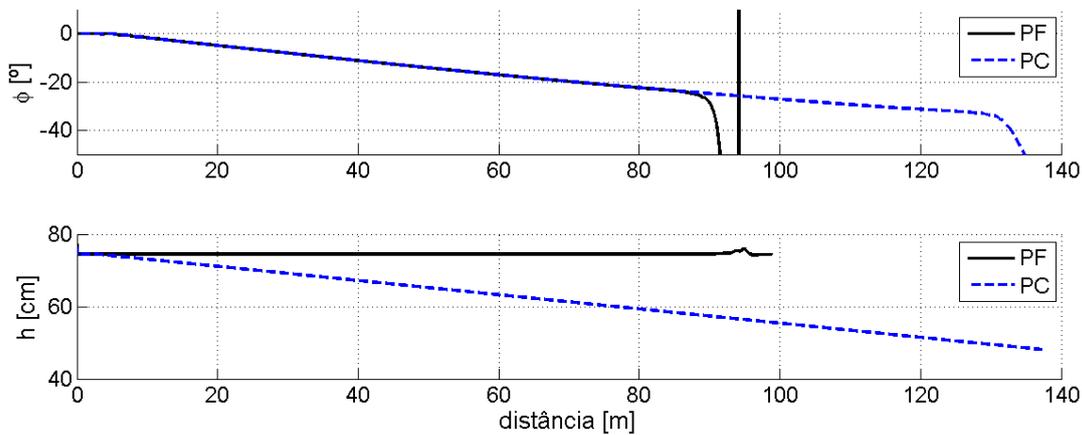


Figura 8.29: Orientação ϕ_R e altura h_R do APM quando a plataforma está fixa (PF) com altura máxima, ou controlada (PC) a fim de seguir a referência ideal h_R^* . Percorrendo o terreno com inclinação crescente contínua, o tombamento ocorre para PF quando $\phi_R = 27^\circ$; o valor alcança $\phi_R = 35^\circ$ para PC.

Terreno com Inclinação Crescente Discreta

A segunda simulação também submete o veículo a inclinações crescentes, porém através de transições discretas, que resultam em impactos e variações angulares atuando no sistema. Diferentes perfis de terreno são percorridos pelas rodas esquerdas e direitas. As rodas da direita atravessam um perfil linear, enquanto as rodas da esquerda atravessam uma sequência de degraus negativos. Em cada degrau, a diferença de altura entre os lados do robô aumenta 7.5 cm, conforme ilustrado na Figura 8.30.

A simulação realizada com o Adams/Car é apresentada na Figura 8.31. É possível observar que o programa não ilustra o complexo perfil percorrido, de forma

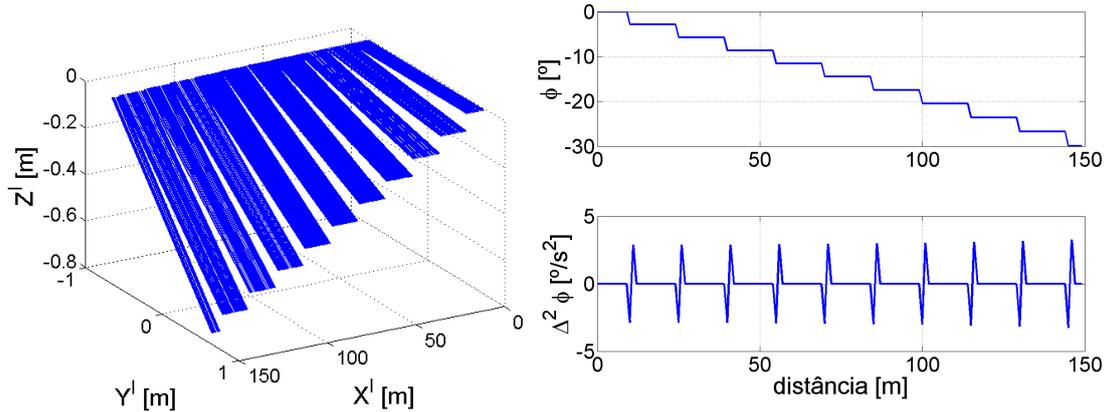


Figura 8.30: (Esquerda) Modelo 3D do terreno com inclinação crescente discreta. (Direita) Orientação e variação angular associadas ao perfil do terreno e a velocidade de deslocamento.

que as rodas esquerdas “afundam” no terreno.

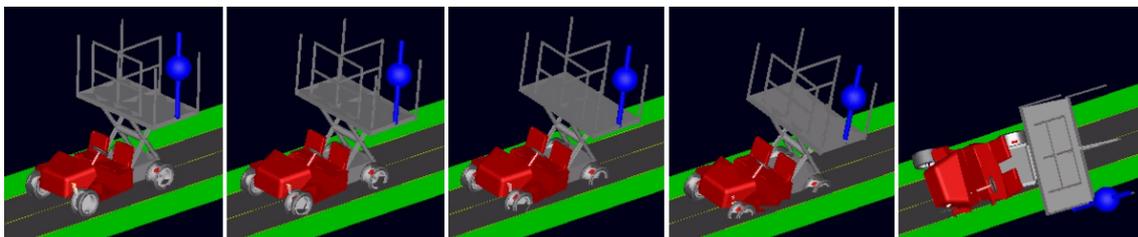


Figura 8.31: Simulação executada utilizando o Adams/Car onde o APM percorre um terreno com inclinação crescente discreta.

Cada degrau percorrido aumenta a inclinação do APM, e também causa variações angulares conforme ilustrado na Figura 8.30. Buscando melhorar a mobilidade neste terreno, o mecanismo de elevação deve ser comandado seguindo a trajetória de referência ideal de altura h_R^* apresentada na Figura 8.32.

De acordo com o perfil do terreno percorrido, a referência ideal h_R^* é abrupta e não será seguida pelo atuador com baixa velocidade. Os picos da trajetória indicam os maiores riscos de capotamento, e devem ser alcançados pelo mecanismo a fim de garantir a segurança do trabalhador embarcado.

Dessa maneira, a estratégia antecipativa é aplicada para ajustar h_R^* conforme as limitações do atuador. A trajetória ajustada de referência de altura h_R^{Ad} é apresentada na Figura 8.32.

Os resultados obtidos durante a simulação estão apresentados na Figura 8.33. A orientação da plataforma aumenta de forma discreta, conforme o deslocamento do veículo. Quando as rodas esquerdas atravessam cada degrau, o sistema apresenta oscilações.

O tombamento ocorre para a plataforma com altura máxima \bar{h}_R no quinto de-

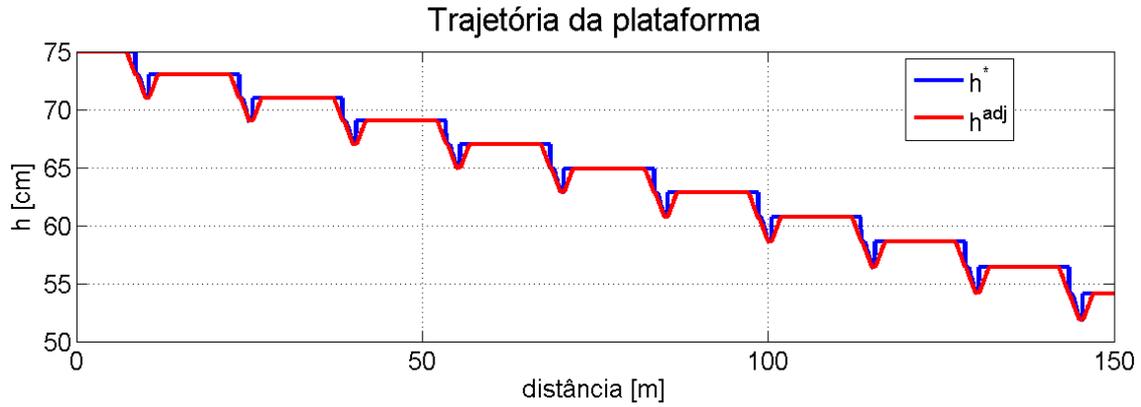


Figura 8.32: Trajetórias de referência de altura ideal h_R^* e ajustada h_R^{Ad} baseadas no perfil do terreno com inclinação crescente discreta.

grau, onde a diferença de altura entre os lados do APM é de 37.5 cm, e seu ângulo de balanço é de aproximadamente $\phi_R = 20^\circ$.

Utilizando a trajetória de referência ideal h_R^* sem antecipação de controle, o tombamento ocorre no sétimo degrau, onde a diferença de altura entre lados é de 52.5 cm e o ângulo de balanço é de aproximadamente $\phi_R = 30^\circ$. É possível observar que os picos de referência não são alcançados, já que o atuador se encontra saturado.

Seguindo a trajetória de referência ajustada h_R^{Ad} , o controle começa a comandar o atuador com antecedência e a plataforma alcança os picos de referência, maximizando a estabilidade do APM. O tombamento ocorre no oitavo degrau, quando a diferença de altura entre lados é de 60 cm e o ângulo de balanço é de aproximadamente $\phi_R = 35^\circ$.

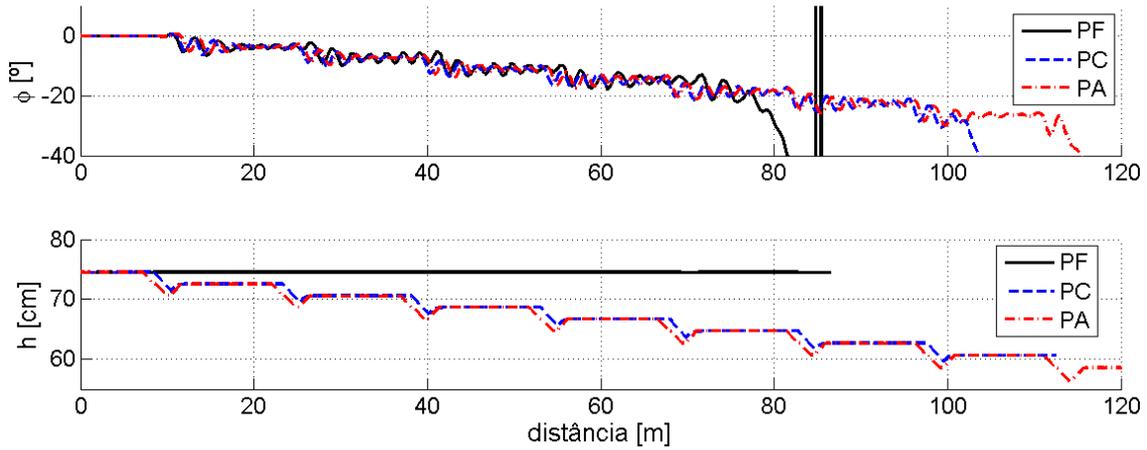


Figura 8.33: Orientação ϕ_R e altura h_R do APM quando a plataforma está fixa (PF) com altura máxima, controlada (PC) afim de seguir a referência ideal h_R^* ou antecipada (PA) de forma a seguir a referência ajustada h_R^{Ad} . Percorrendo o terreno com inclinação crescente discreta, o tombamento ocorre para PF quando a diferença de altura entre os lados é de 37.5 cm e a orientação do APM é de $\phi_R = 20^\circ$; esses valores alcançam 52.5 cm e $\phi_R = 30^\circ$ para PC e 60 cm e $\phi_R = 35^\circ$ para PA.

Terreno Plano com Depressões e Elevações

O objetivo da terceira simulação é estudar o efeito de impactos na estabilidade da plataforma. O terreno percorrido possui inclinação nula e apresenta depressões e elevações ao longo do percurso, conforme ilustrado na Figura 8.34. Cada obstáculo possui 1 m de comprimento e altura variável, aumentando gradualmente de 15 a 30 cm.

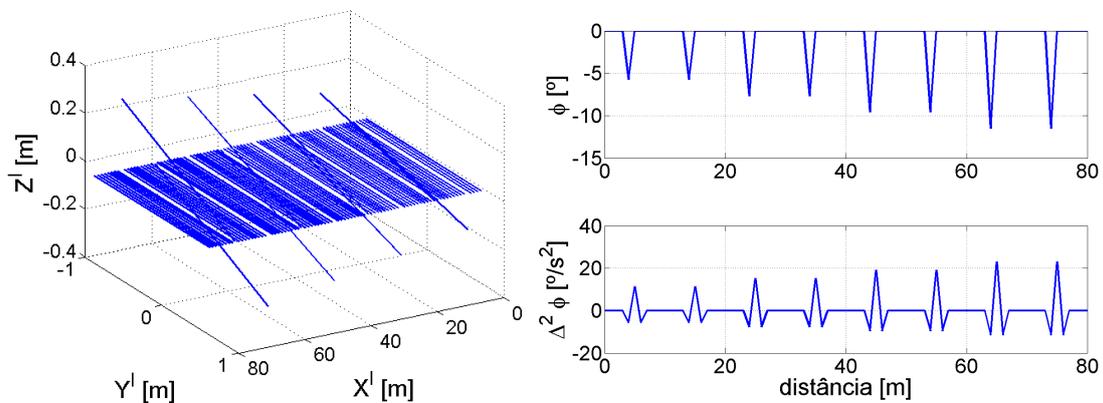


Figura 8.34: (Esquerda) Modelo 3D do terreno plano com depressões e elevações. (Direita) Orientação e variação angular associadas ao perfil do terreno e a velocidade de deslocamento.

Algumas imagens do veículo atravessando a sequência de obstáculos obtidas durante a simulação utilizando o Adams/Car estão apresentadas na Figura 8.35. Mais uma vez o programa não ilustra o complexo perfil percorrido.

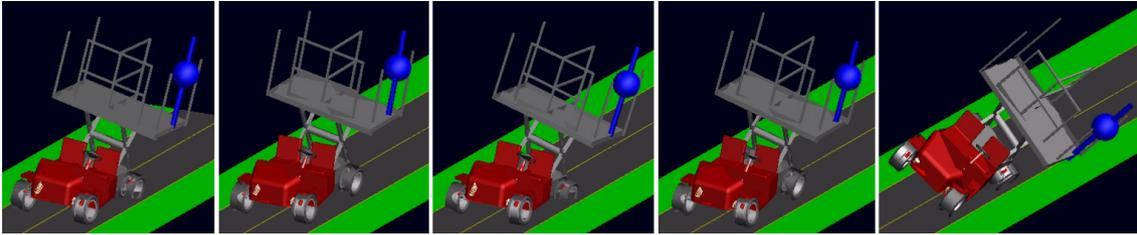


Figura 8.35: Simulação executada utilizando o Adams/Car onde o APM percorre um terreno plano com depressões e elevações.

Os obstáculos ultrapassados afetam a orientação do APM, e causam consideráveis variações angulares, conforme ilustrado na Figura 8.34. Para compensar as variações abruptas do terreno, o mecanismo de elevação deve seguir a trajetória de referência ideal de altura h_R^* apresentada na Figura 8.36, obtida com base no terreno percorrido.

A velocidade máxima do atuador não permite seguir a trajetória abrupta h_R^* . Buscando maximizar a estabilidade, o mecanismo é comandado para alcançar os picos de referência, utilizando a estratégia antecipativa para regular a referência ideal de acordo com a largura de banda do atuador. A trajetória de referência ajustada de altura h_R^{Ad} é apresentada na Figura 8.36. Devido à proximidade e dimensões das adversidades do terreno, a plataforma não retorna à altura máxima após ultrapassar o terceiro obstáculo.

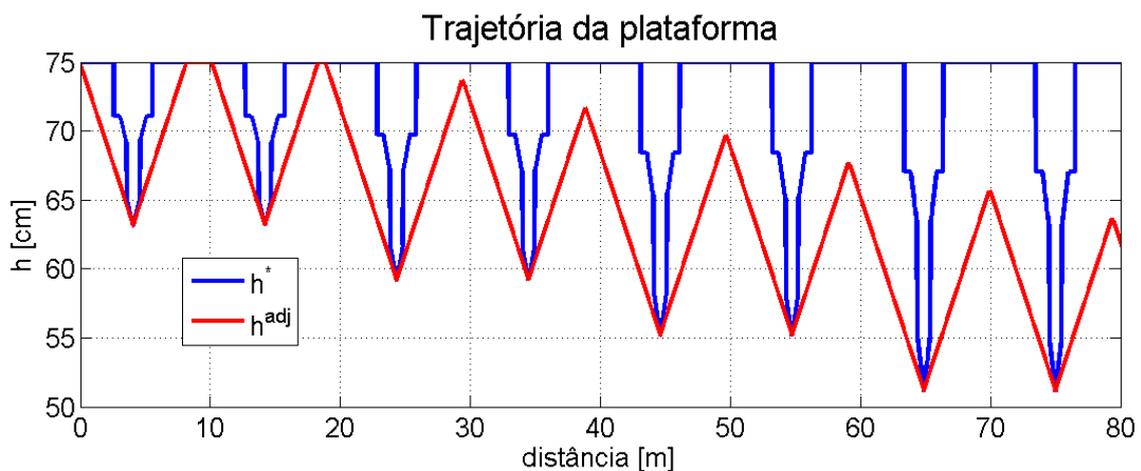


Figura 8.36: Trajetórias de referência de altura ideal h_R^* e ajustada h_R^{Ad} baseadas no perfil do terreno plano com depressões e elevações.

A Figura 8.37 apresenta os efeitos de cada obstáculo ultrapassado na orientação do veículo. Para a plataforma com altura máxima \bar{h}_R , os primeiro quatro obstáculos

causam distúrbios em ϕ_R , mas a plataforma continua estável. Porém, a depressão com 25 cm de profundidade gera inclinação e aceleração no sistema que o levam ao tombamento.

Controlando o mecanismo de maneira a seguir h_R^* sem antecipação, o tombamento ocorre no sétimo obstáculo, equivalente a uma depressão com 30 cm de profundidade. Conforme apresentado na Figura 8.37, o atuador está constantemente saturado durante a simulação, e o perfil de altura alcançado pela reconfiguração é similar para todos os obstáculos, apesar das crescentes adversidades ultrapassadas.

Utilizando a estratégia antecipativa de forma a ajustar a trajetória de referência de altura h_R^{Ad} , o mecanismo de elevação é comandado com antecedência para alcançar os picos de referência, permitindo a plataforma ultrapassar depressões com até 30 cm de profundidade sem tombar.

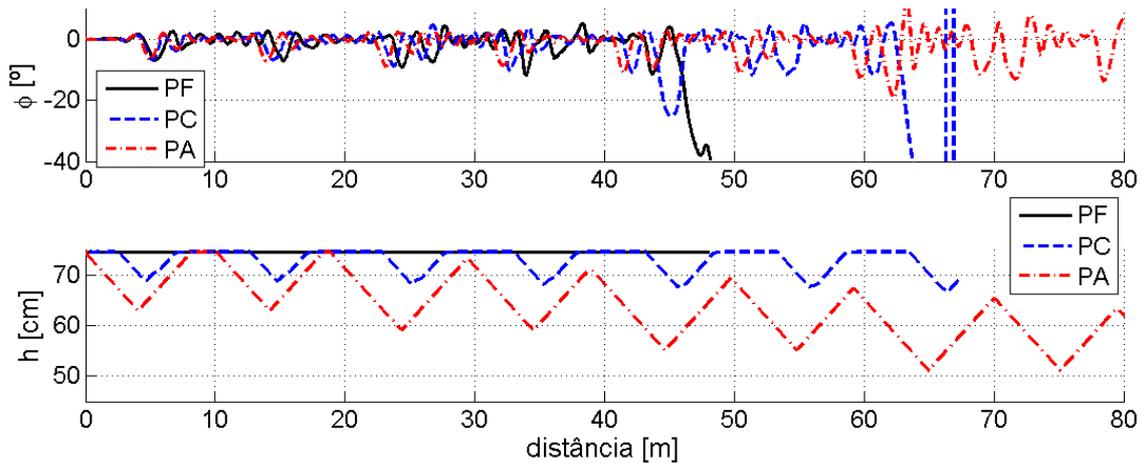


Figura 8.37: Orientação ϕ_R e altura h_R do APM quando a plataforma está fixa (PF) com altura máxima, controlada (PC) a fim de seguir a referência ideal h_R^* ou antecipada (PA) de forma a seguir a referência ajustada h_R^{Ad} . Percorrendo o terreno plano com obstáculos, o tombamento ocorre para PF ao ultrapassar uma depressão com 25 cm de profundidade; esse valor alcança 30 cm para PC. A configuração alcançada com PA garante a estabilidade do sistema ao ultrapassar depressões com 30 cm de profundidade.

8.3.4 Simulação de Operação de Campo num Terreno Modelado Utilizando Dados Experimentais

A última simulação explora outra funcionalidade do programa Adams. Ao invés de identificar configurações que levam o sistema ao tombamento, a ideia aqui consiste em recriar situações reais de operação para analisar a estabilidade da plataforma agrícola e avaliar o desempenho do controle de reconfiguração em condições realísticas.

Esse tipo de simulação permite emular operações de campo e assim avaliar com antecedência a estabilidade da plataforma, identificando configurações críticas para garantir a segurança do veículo e trabalhador durante a operação real.

Os APMs são projetados para operar em plantações de maçã. Diversos pomares já foram utilizados para testar as plataformas, incluindo Ridgetop localizado no estado da Pennsylvania - EUA. O pomar apresenta características desafiadoras, incluindo terrenos irregulares com inclinações superiores a 10° .

O APM Laurel realizou experimentos em Ridgetop em Maio de 2011. Durante o experimento, os dados fornecidos pelo sensor de localização de precisão Applanix foi utilizado para fornecer uma sequência de poses do veículo durante a operação. Essas poses são utilizadas para representar o terreno percorrido, conforme ilustrado na Figura 8.38.

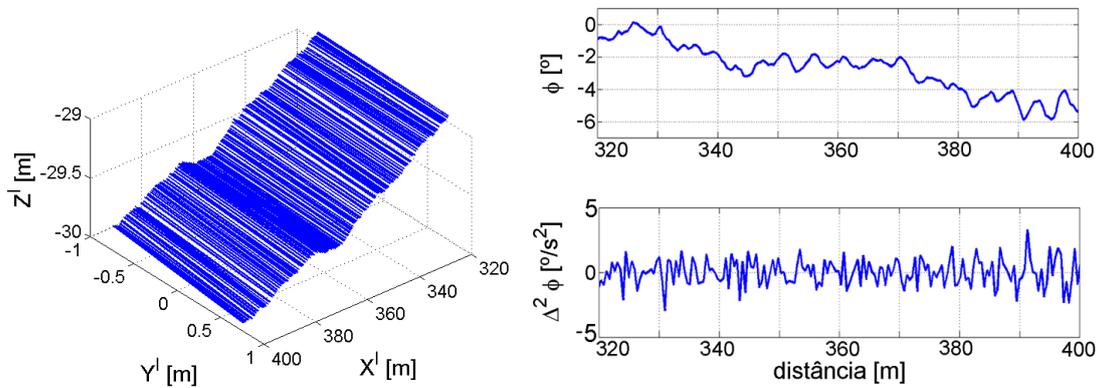


Figura 8.38: (Esquerda) Modelo 3D do terreno modelado com dados experimentais. (Direita) Orientação e variação angular associadas ao perfil do terreno e a velocidade de deslocamento.

Algumas imagens da simulação realizada com o Adams utilizando um terreno modelado com dados experimentais obtidos em Ridgetop são apresentadas na Figura 8.39.

O terreno percorrido no pomar não apresenta inclinações grandes, com $|\phi_\vartheta|_{\max} \leq 6^\circ$, conforme ilustrado na Figura 8.38. Dessa maneira, a referência de comando da plataforma é limitada, com $h_R = [69, 75]$ cm, o que corresponde a apenas 17% do espaço de trabalho do mecanismo. Ainda assim, o modelo realista de terreno gera variações angulares irregulares atuando no veículo, de maneira que a trajetória de referência ideal de altura h_R^* é abrupta, conforme apresentado na Figura 8.40.

Mais uma vez o mecanismo com limitações da atuação não consegue compensar as variações abruptas do terreno. A estratégia antecipativa é aplicada para ajustar a referência do atuador, de maneira a adaptar o mecanismo às condições severas que representam risco de tombamento. A trajetória ajustada de altura h_R^{Ad} é apresentada na Figura 8.40.

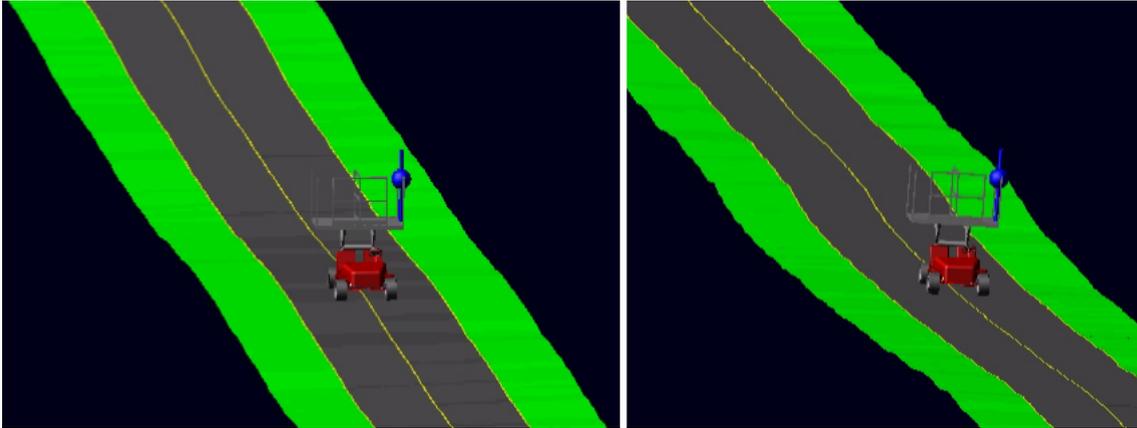


Figura 8.39: Simulação executada utilizando o Adams/Car onde o APM percorre um terreno modelado com dados experimentais.

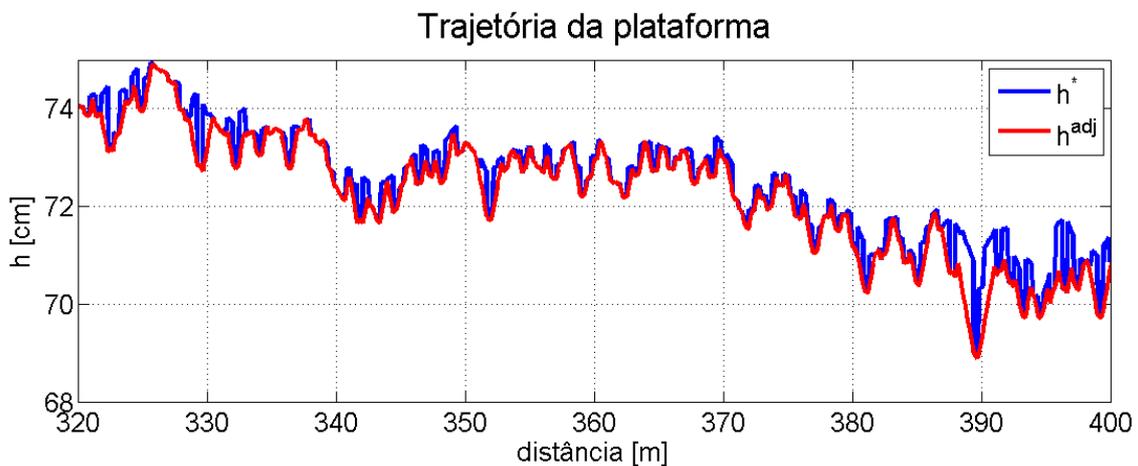


Figura 8.40: Trajetórias de referência ideal h_w^* e ajustada h_w^{Ad} do atuador baseadas no perfil do terreno modelado com dados experimentais.

Semelhante aos resultados obtidos com o controle PFC apresentados na seção 8.2.1, a estratégia antecipativa suaviza a saída do sistema, operando de maneira semelhante a um filtro passa baixa ajustado conforme a largura de banda do atuador.

A Figura 8.41 apresenta a mobilidade do APM calculada utilizando três critérios de estabilidade: ponto de momento zero (ZMP), métrica baseada em força e ângulo (FA) e margem de estabilidade baseada na energia armazenada pelo sistema (EBSM). O ZMP está normalizado, representando uma porcentagem onde 100% equivale a um cenário estático com $d_t = 1$ m, e 0% representa o tombamento. A métrica FA fornece o ângulo mínimo de tombamento, e a margem EBSM estima a energia necessária para tombar o veículo.

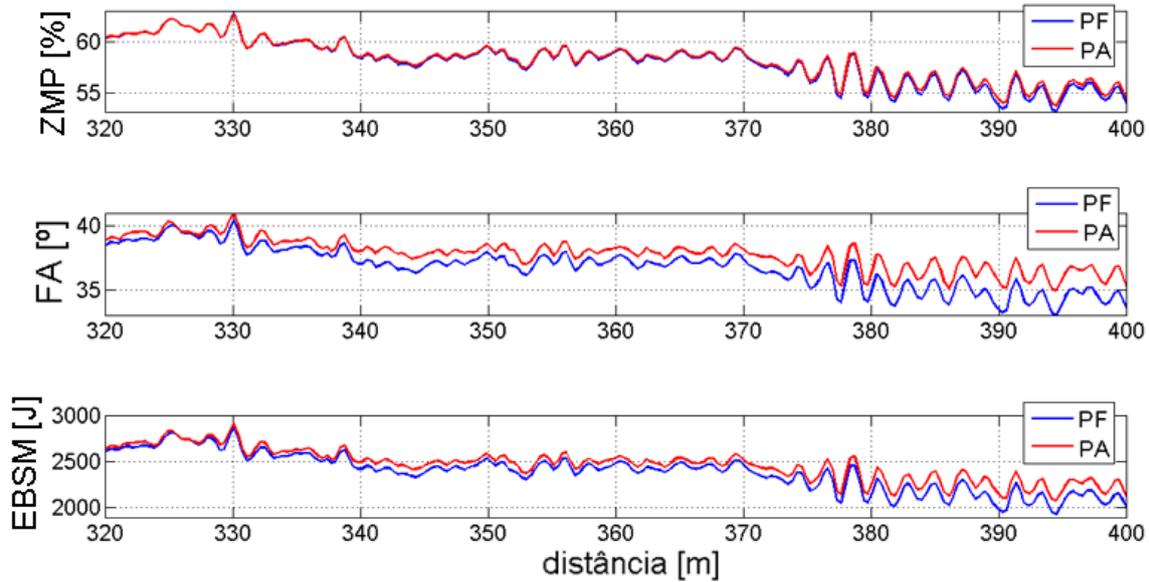


Figura 8.41: Orientação e estabilidade do APM para os casos onde a plataforma está fixa (PF) com altura máxima ou utilizando ação de controle antecipada (PA) para seguir a referência ajustada h_R^{Ad} , ao atravessar um terreno modelado com dados experimentais. A estabilidade é analisada utilizando os critérios ZMP - ponto de momento zero, FA - métrica baseada em força e ângulo, e EBSM - margem de estabilidade baseada na energia armazenada pelo sistema.

Devido ao perfil relativamente plano do terreno, o controle de reconfiguração antecipativo melhora a mobilidade do sistema de maneira suave. A configuração mais crítica ocorre quando $|\phi_\vartheta| = 6^\circ$, que corresponde à distância de deslocamento de $l = 390.3$ m. Neste instante da operação, o ângulo de tombamento vai de 33.2° para 35.2° (melhora de 6%), exigindo 150 J extra para tombar a plataforma. Como o ZMP está normalizado, o aumento de estabilidade com respeito à configuração padrão \bar{h}_R é de apenas 0.6%.

8.4 Experimentos de Reconfiguração do RAH

Por fim, parte das estratégias de controle propostas nesta tese são aplicadas ao protótipo intermediário do Robô Ambiental Híbrido. Dessa maneira, é possível validar estas estratégias de controle através de experimentos, comprovando seu desempenho ao melhorar a mobilidade de um robô articulado.

As simulações de reconfiguração apresentadas na dissertação de mestrado (Freitas, 2008) utilizam o modelo do RAH, empregando as estratégias de controle pro-

porcional de orientação, estabilidade e tração. Já os resultados apresentados nesta tese foram obtidos exclusivamente através de experimentos.

O robô ambiental possui características de operação distintas, incluindo a navegação em diferentes tipos de terreno como terra firme, areia, brejos, pântanos e até mesmo sobre a água.

As rodas “afundam” no terreno conforme a rigidez deste diminui; a situação extrema ocorre na água, quando metade das rodas estão submersas permitindo a flutuação do robô. Em muitos casos, não é possível especificar um ponto único de contato entre rodas e terreno, mas sim uma superfície de contato.

Tais condições invalidam algumas das simplificações adotadas, como o contato pontual e o consequente modelo do terreno, prejudicando o desempenho do controle de reconfiguração. Um exemplo claro corresponde à locomoção em lagos e rios, onde a resistência da água inclina o robô para trás. O terreno seria modelado como um plano inclinado, o que não corresponde às condições reais de operação.

Desta forma, é recomendado que os controles implementados no RAH não dependam das posições estimadas de contato entre robô e terreno. As informações de realimentação utilizadas pelo controle devem ser diretamente medidas pelos sensores embarcados: as forças de sustentação (f_{s_i}) são estimadas através de sensores de deslocamento linear acoplados às molas das suspensões do robô, e a orientação (ϕ_R, θ_R) é medida com um sensor inercial MTI Xsens.

Os experimentos de reconfiguração do RAH foram realizados utilizando apenas o controle proporcional (Equação (6.10)) de tração e orientação.

A estratégia de tração deve ser validada experimentalmente, já que a distribuição de forças em 4 pontos de contato corresponde a um sistema indeterminado. Apesar da estimação de f_{s_i} com sensores de deslocamento ser influenciada por atritos internos do mecanismo, o sistema permite detectar configurações críticas, por exemplo a perda de contato entre roda e terreno.

A estratégia de orientação utiliza como realimentação os ângulos de balanço ϕ_R e caturro θ_R fornecidos pelo sensor inercial, com precisão de até 0.05° . Assim, o controle proporcional de orientação é capaz de minimizar a inclinação do sistema em cenários estáticos, apesar das incertezas associadas às posições dos pontos de contato.

Os ganhos de controle utilizados nos experimentos foram de $K_\phi, K_\theta, K_{\Delta f_{s_{12}}}, K_{\Delta f_{s_{23}}} = 10$.

8.4.1 Experimentos em Laboratório

As estratégias de controle foram testadas inicialmente em laboratório, permitindo

realizar experimentos de reconfiguração num ambiente estruturado. Para tal, foi desenvolvida uma plataforma para emulação de terrenos irregulares, apresentada na Figura 8.42.



Figura 8.42: Robô Ambiental Híbrido sobre plataforma para emulação de terrenos irregulares. A plataforma permite alterar a altura e orientação do robô, simulando também obstáculos ultrapassados.

A plataforma é composta por 4 módulos com comando independente de altura, onde as rodas do RAH estão apoiadas. Para o acionamento dos módulos, foi utilizada a antiga eletrônica do Robô Ambiental Híbrido, composta por um controlador programável Adam 5510E/TCP da Advantech e motores Maxon acoplados a “macacos” automotivos, conforme ilustrado na Figura 8.43.

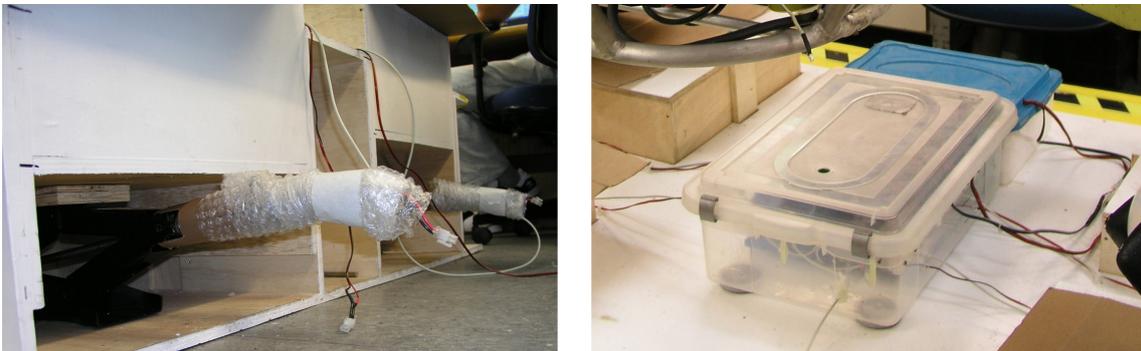


Figura 8.43: Detalhes do sistema de controle da plataforma para emulação de terrenos irregulares.

Outras pesquisas (Grand et al., 2002, 2004a; Bartlett et al., 2008) utilizam pistas construídas com rampas em diferentes inclinações para simular um terreno irregular. Um exemplo é a pista utilizada pelo robô Hylos, apresentada na Figura 1.13.

O emprego de terrenos artificiais facilita a obtenção da posição dos pontos de contato entre robô e terreno, auxiliando desta forma na monitoração dos critérios de mobilidade e na análise do desempenho alcançado pelo controle de reconfiguração.

Controle de Tração do RAH

O primeiro experimento apresentado foi realizado utilizando o controle proporcional de tração. Neste teste, a plataforma é configurada de maneira a emular um terreno plano com uma depressão sob a roda dianteira esquerda. Dessa maneira, a roda perde o contato com o terreno, e o robô é suportado por apenas três pontos de contato, conforme apresentado na Figura 8.44(a).



Figura 8.44: Teste de controle de tração, onde a plataforma emula uma depressão sob a roda dianteira esquerda: (a) Robô Ambiental Híbrido em configuração fixa onde uma roda perde contato com o terreno; (b) RAH reconfigurado conforme a estratégia de tração onde todas as rodas estão em contato com o terreno.

O controle de tração busca distribuir de maneira uniforme as forças de sustentação f_{s_i} estimadas através de medidas obtidas com os sensores de deslocamento linear. A configuração final alcançada pelo robô é apresentada na Figura 8.44(b), onde todas as rodas estão em contato com a plataforma.

As forças f_{s_i} não alcançam um valor médio devido as limitações de espaço de trabalho das juntas do RAH, conforme indicado na Figura 8.45. Ainda assim, a distribuição de forças alcançada é mais uniforme que na condição inicial, aumentando a eficiência de tração das rodas.

É importante ressaltar aqui as dificuldades relacionadas à medição de forças de sustentação e contato. No caso dos sensores de deslocamento linear do RAH, as medições obtidas são influenciadas por atritos internos do mecanismo, o que pode prejudicar o desempenho do controle.

Conforme descrito em (Grand et al., 2002), a realimentação de força é mais efetiva em condições críticas de operação, como a perda de contato de uma roda com o terreno.

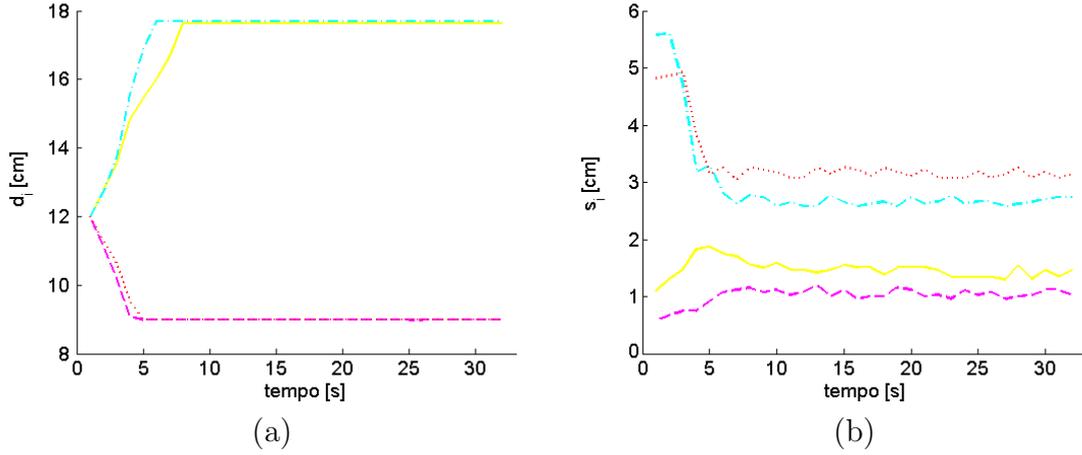


Figura 8.45: Experimento de controle de tração onde a plataforma emula uma depressão. (a) As juntas ativas do robô são representadas por d_1 : linha sólida, d_2 : linha tracejada, d_3 : linha tracejada e pontilhada, d_4 : linha pontilhada. (b) Forças aplicadas às suspensões do RAH, estimadas com os sensores de deslocamento linear (f_{s_1} : linha sólida, f_{s_2} : linha tracejada, f_{s_3} : linha tracejada e pontilhada, f_{s_4} : linha pontilhada) acoplados às molas do mecanismo.

Controle de Orientação do RAH

Buscando simular em laboratório condições semelhantes ao RAH se locomovendo num terreno irregular, a plataforma de emulação de terrenos foi comandada gerando inclinações sinusoidais nos sentidos lateral e longitudinal do robô. O terreno é representado pelos ângulos $\phi_\vartheta, \theta_\vartheta$, que variam conforme os perfis apresentados na Figura 8.46.

O controle de orientação mantém o corpo do RAH paralelo ao plano horizontal, com ângulos $|\phi_R|_{\max} = 0.4^\circ, |\theta_R|_{\max} = 0.6^\circ$ conforme apresentado na Figura 8.46.

Considerando o ângulo de tombamento mínimo β , a estabilidade do sistema é beneficiada pelo controle de orientação. Sem controle, o ângulo alcança valores mínimos de $\beta_{\min} = 33.1^\circ$. Para as mesmas condições do terreno, $\beta_{\min} = 35.6^\circ$ quando o controle de reconfiguração é aplicado, o que representa uma melhoria de 7% na estabilidade do robô.

8.4.2 Experimentos de Campo

Diferentes experimentos de campo foram realizados com o Robô Ambiental Híbrido na floresta Amazônica, nas proximidades do gasoduto Coari-Manaus.

Os resultados apresentados aqui ilustram o desempenho do controle proporcional de orientação aplicado em operações de campo com características distintas.

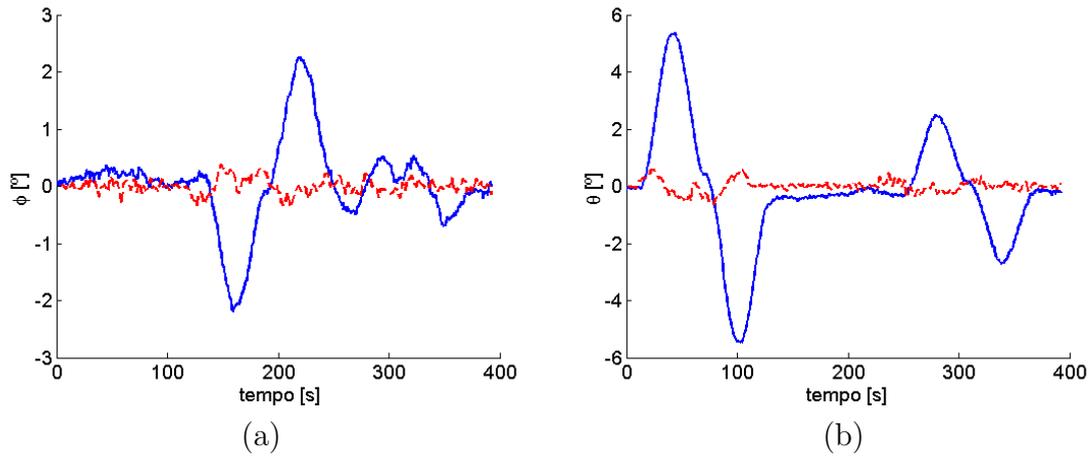


Figura 8.46: Experimento de controle de orientação, onde a plataforma emula um terreno irregular representado pelos ângulos de ϕ_ϑ e θ_ϑ ilustrados na figura por linhas sólidas. O controle de orientação minimiza os ângulos ϕ_R e θ_R referentes à inclinação do Robô Ambiental Híbrido, conforme ilustrado pelas linhas pontilhadas.

Experimento Estático sobre um Obstáculo em Terreno Firme

Um experimento de campo foi realizado com o RAH parado em solo firme, com uma de suas rodas (p_{c3}) apoiada em um tronco de árvore, conforme apresentado na Figura 8.47. O obstáculo causou inclinações no robô tal que $\phi_R = -0.6^\circ$, $\theta_R = 5.5^\circ$.



Figura 8.47: Robô Ambiental Híbrido em operação na floresta Amazônica, com uma roda apoiada em um tronco de árvore. O robô está utilizando o controle de orientação, que mantém seu corpo paralelo à horizontal.

O controle de reconfiguração foi utilizado para comandar as suspensões do robô, reduzindo a inclinação do sistema ($\phi_R, \theta_R \rightarrow 0$). Os resultados são apresentados na Figura 8.48.

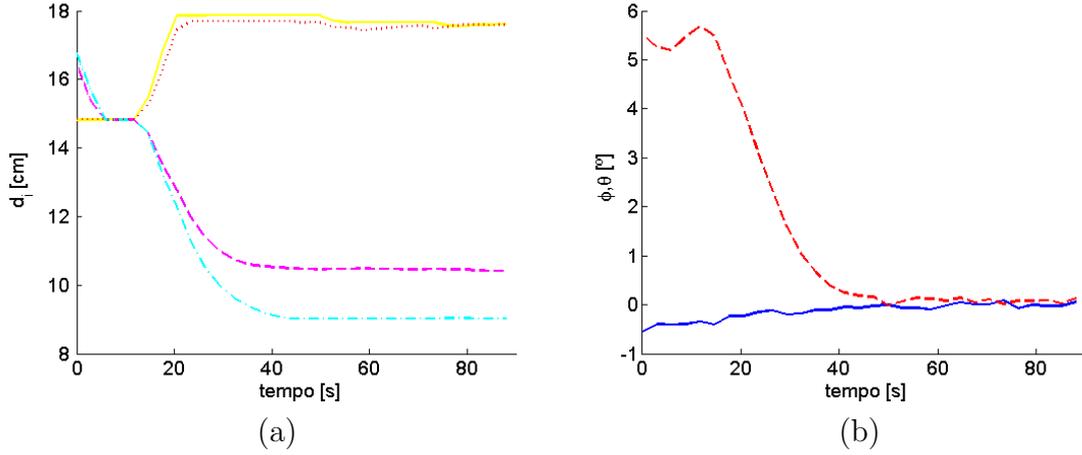


Figura 8.48: Experimentos de campo utilizando o controle de orientação, onde o Robô Ambiental Híbrido está apoiado em um tronco de árvore. (a) As juntas ativas são representadas por d_1 : linha sólida, d_2 : linha tracejada, d_3 : linha tracejada e pontilhada, d_4 : linha pontilhada. (b) Orientação do RAH dada por ϕ_R : linha sólida e θ_R : linha tracejada.

A reconfiguração aumenta o ângulo mínimo de tombamento, que começa em $\beta(0) = 30^\circ$ e alcança o valor final de $\beta \rightarrow 34.65^\circ$. Dessa forma, a reconfiguração melhora a estabilidade do robô em 16%.

Experimentos Quasi-Estáticos e Dinâmicos na Água

Devido a presença de mata fechada, o meio de locomoção mais fácil na floresta Amazônica é pela água, utilizando os rios como verdadeiras estradas.

O Robô Ambiental Híbrido executa muitas operações em rios e igarapés. Seu mecanismo foi projetado para locomoção na água, sendo capaz de atravessar vegetação flutuante sem enroscar em folhas e troncos presentes no ambiente.

Quando o robô se locomove na água, as forças resistivas atuando no sistema inclinam seu corpo para trás, conforme apresentado na Figura 8.49.

A inclinação longitudinal do robô se locomovendo na água com velocidade máxima é de $\theta_R \sim -6^\circ$. Além disso, as acelerações do RAH causam picos no ângulo caturro conforme apresentado na Figura 8.50.

As juntas ativas com baixa largura de banda não são capazes de compensar os picos de orientação causados pelas acelerações, conforme ilustrado na Figura 8.50. Ainda assim, ao se locomover com velocidade constante, o controle de reconfiguração mantém o RAH paralelo à horizontal, compensando ângulos máximos de $|\Delta_{\phi_R}|_{\max} = 0.7^\circ$ e $|\Delta_{\theta_R}|_{\max} = 3.8^\circ$

Ao longo desse experimento, o ângulo mínimo de tombamento foi de $\beta = 31.2^\circ$ em $t = 210$ s. O ângulo alcança o valor de $\beta = 34.7^\circ$ em $t = 210$ s com o controle

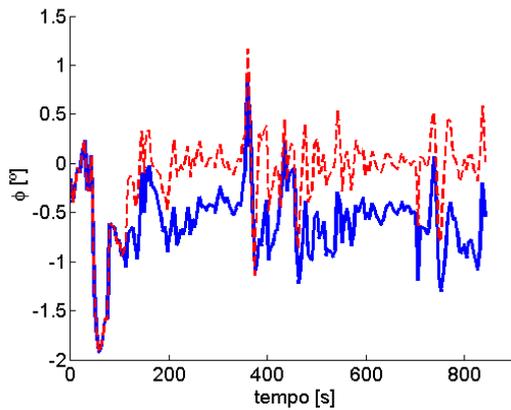


(a)

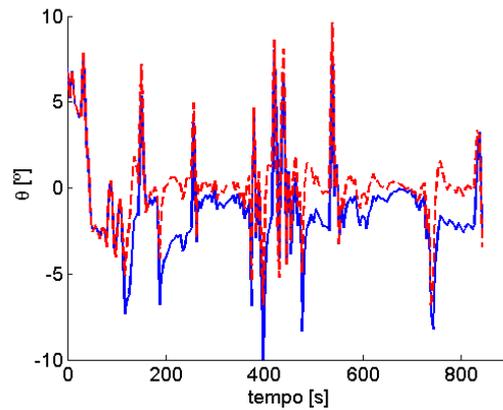


(b)

Figura 8.49: Robô Ambiental Híbrido se locomovendo em um rio na floresta Amazônica: (a) RAH com configuração fixa, onde $\theta_R \sim -6^\circ$. (b) Utilizando o controle de orientação, o robô fica paralelo à água.



(a)



(b)

Figura 8.50: Experimentos de campo utilizando o controle de orientação, com o Robô Ambiental Híbrido se locomovendo na água. A orientação do robô é dada pelos ângulos ϕ_R e θ_R , representados por linhas sólidas no caso do robô com configuração fixa, e linhas tracejadas no caso do controle de reconfiguração.

de orientação, correspondendo a uma melhora de 11% da estabilidade do robô neste instante.

Quando o robô está inclinado para trás com $\theta_R < 0$, as rodas traseiras suportam mais carga e dessa forma operam mais submersas que as rodas da frente, o que prejudica o empuxo gerado pelo RAH.

Utilizando a configuração fixa, o robô alcança velocidade máxima de deslocamento na água de 0.7 m/s. Essa velocidade foi medida utilizando uma corda presa ao robô; a corda está em evidência na Figura 8.49(b).

A mesma figura apresenta o robô utilizando o controle de orientação, com seu corpo paralelo a superfície da água. Essa configuração otimiza o critério de tração

adotado, e afeta diretamente a velocidade de deslocamento do robô. Quando as forças de sustentação são aplicadas nas rodas de maneira uniforme, o RAH alcança uma velocidade máxima de deslocamento de 0.9 m/s, o que corresponde a uma melhora de 29% com respeito à velocidade alcançada utilizando uma configuração fixa.

Esse efeito é especialmente benéfico quando o Robô Ambiental Híbrido deve puxar algum equipamento na água, onde a carga extra tende a inclinar o robô ainda mais para trás, prejudicando o empuxo gerado pelas rodas.

O controle de orientação apresentou resultados satisfatórios durante experimentos realizados no MOBEX Amazônia 2010. O MOBEX é o maior simulado de mobilização, preparação, contenção e resposta à emergência de vazamento de óleo em grandes proporções. O evento foi realizado entre os dias 30 de Novembro e 03 de Dezembro de 2010 na Refinaria de Manaus - Reman, nas margens do rio Negro, e contou com a participação da Marinha do Brasil, Polícia Federal (PF), Receita Federal (RF), Ibama, Petrobras e a Clean Caribbean & Americas (CCA).

Os principais objetivos do MOBEX consistem em aprimorar a coordenação dos órgãos responsáveis, treinar as equipes das instituições com responsabilidade na contenção, aumentar as ações de resposta com os recursos internacionais de prevenção e contenção, e divulgar novos procedimentos e tecnologias disponíveis para grandes emergências ambientais.

Durante o MOBEX, o RAH utilizou a estratégia de reconfiguração para melhorar sua mobilidade ao lançar uma barreira de absorção de óleo de 40 m na água. O controle de orientação foi capaz de manter o corpo do robô paralelo a água, apesar das dimensões e o conseqüente arrasto gerado pela barreira. Esta configuração melhora a tração do robô, aumentando o empuxo gerado pelas rodas e a velocidade máxima de deslocamento alcançada na água.

O robô foi capaz de cumprir a tarefa atribuída de maneira eficaz, sendo esse um dos experimentos de campo mais bem sucedidos do Robô Ambiental. Imagens desta operação estão apresentadas na Figura 8.51. De fato, o RAH foi considerado a solução mais inovadora para contingência de vazamento apresentada durante o MOBEX Amazônia 2010.

Experimento Dinâmico sobre um Banco de Areia Ondulado

No último experimento apresentado na Figura 8.52, o RAH percorreu um banco de areia nas margens do rio Solimões. O terreno percorrido era composto por 9 montes de areia localizados a ~ 10 m um do outro, com inclinação máxima de $\theta_{\vartheta} = \frac{\pi}{30}$.



Figura 8.51: Robô Ambiental Híbrido puxando uma barreira de absorção de óleo de 40 m no rio Negro, durante um simulado de vazamento de óleo realizado durante o MOBEX Amazônia 2010. As imagens a esquerda destacam o efeito do controle de orientação, onde as pernas dianteiras e traseiras estão em diferentes configurações de forma a manter o robô paralelo à horizontal e melhorar o empuxo gerado pelas rodas na água.

Durante o experimento, o robô percorreu o terreno com uma velocidade de deslocamento de $\|\dot{p}_\vartheta^I\| \sim 0.5$ m/s.



Figura 8.52: Robô Ambiental Híbrido percorrendo um banco de areia na floresta Amazônica, nas margens do rio Solimões.

As variações do terreno percorrido levam à saturação das juntas durante quase toda a operação, o que prejudica o desempenho alcançado pela reconfiguração. Em diversos momentos, a reconfiguração não é capaz de minimizar os ângulos de balanço e caturro.

A Figura 8.53 apresenta atenuações na inclinação do robô, com valores máximos alcançados de $|\Delta_{\phi_R}|_{\max} = 1.9^\circ$ em $t = 27.6$ s e $|\Delta_{\theta_R}|_{\max} = 3.54^\circ$ em $t = 61$ s.

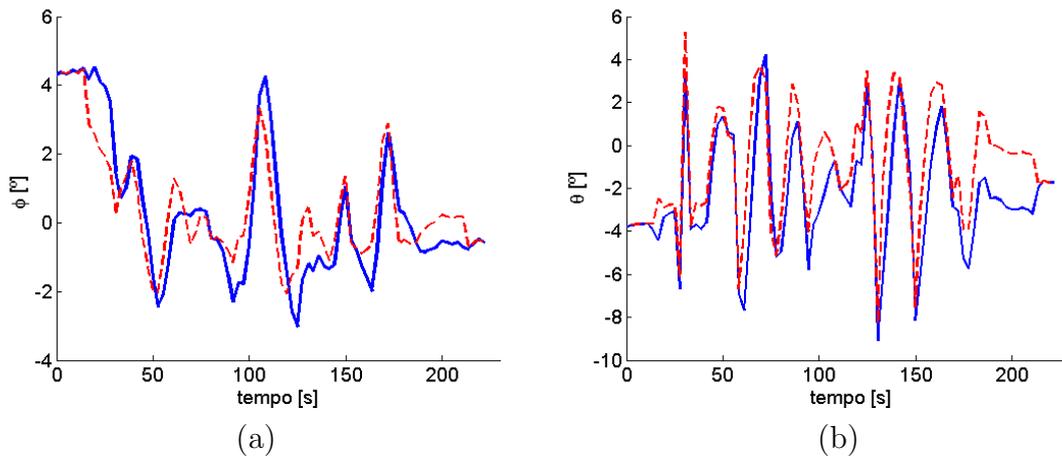


Figura 8.53: Experimentos de campo utilizando o controle de orientação, com o robô atravessando um banco de areia. A orientação do sistema é dada pelos ângulos ϕ_R e θ_R , representados por linhas sólida no caso do robô com configuração fixa, e linhas tracejadas no caso do controle de reconfiguração.

A estratégia de orientação sem antecipação é capaz de melhorar a estabilidade do RAH durante alguns instantes da operação. Para $t \geq 195$ s, o ângulo mínimo de tombamento alcança o valor de $\beta \sim 32.7^\circ$. A reconfiguração aumenta esse ângulo para $\beta \sim 35.5^\circ$, o que corresponde a um aumento de 9% na estabilidade do robô.

As características de operação correspondem a um cenário dinâmico, onde a estratégia de controle preditivo é a mais adequada. Utilizando o controle PFC, o robô seria capaz de antecipar o terreno à frente e comandar seu mecanismo articulado de maneira ótima para se adaptar ao terreno percorrido, levando em conta o espaço de trabalho e a largura de banda dos atuadores.

8.5 Conclusões

Este capítulo apresentou diferentes exemplos de aplicação do controle de reconfiguração proposto através de simulações computacionais e testes com um robô móvel articulado.

As primeiras simulações foram realizadas com Matlab, empregando os modelos de terreno e robô para emular a reconfiguração dos AAMR em cenários estáticos e dinâmicos.

Os resultados obtidos ilustram o caráter conflitante entre os critérios adotados para avaliar a mobilidade do sistema, acarretando em distintas configurações al-

cançadas pelo AAMR. É possível também comparar o desempenho obtido com as diferentes estratégias de reconfiguração para cenários estáticos e dinâmicos.

Buscando avaliar a estabilidade da plataforma elevatória móvel de forma realista, simulações integrando Matlab com o programa de simulação dinâmica MSC.Adams/Car foram apresentadas. Os resultados servem para ilustrar de maneira clara os benefícios obtidos pela reconfiguração da plataforma, permitindo ao robô operar em terrenos mais íngremes e superar obstáculos mais acentuados.

Por fim foram apresentados experimentos de laboratório e campo realizados com o Robô Ambiental Híbrido, utilizando algumas das estratégias de reconfiguração propostas para melhorar sua mobilidade durante operações em diferentes condições. Os resultados obtidos demonstram a potencial eficácia da estratégia proposta, ilustrando como a reconfiguração de um robô móvel articulado pode melhorar sua mobilidade durante operações reais.

Capítulo 9

Conclusões Gerais

Esta tese concerne o controle de reconfiguração de robôs móveis com articulação ativa (AAMR), visando aumentar a mobilidade dos mecanismos ao navegarem em diferentes ambientes incluindo terrenos irregulares e acidentados.

A mobilidade do robô corresponde à sua facilidade de locomoção no ambiente de operação, avaliada aqui em função da altura, orientação, estabilidade e eficiência de tração das rodas.

Com exceção da altura, os demais critérios de mobilidade dependem diretamente do terreno percorrido, que também deve ser representado de maneira conveniente. Uma metodologia para percepção e representação de terrenos naturais em tempo de operação é proposta assumindo a utilização de um sensor *laser range finder*.

O método consiste em estimar as posições de contato entre robô e terreno, e representar a superfície percorrida por uma malha de resolução mínima. A aplicação do sistema proposto é ilustrada através de experimentos de campo realizados com um veículo agrícola.

Os AAMR são controlados levando em conta a estrutura cinemática e limitações de atuação de cada mecanismo, de forma a reconfigurar os robôs conforme o cenário de operação.

Em cenários estáticos, o problema de regulação de configuração é solucionado através de um controle proporcional de maneira a reduzir erros associados aos critérios de mobilidade.

Já em cenários dinâmicos, é proposta uma abordagem de controle preditivo baseado em modelo para prever a mobilidade do robô e antecipar o comando conforme a largura de banda dos atuadores.

O controle é implementado através do método de controle funcional preditivo, que identifica pontos coincidentes a serem seguidos, equivalentes a configurações críticas de mobilidade deparadas pelo robô durante a operação. Desta maneira, é possível suavizar valores críticos de inclinação, diferença entre ângulos de tomba-

mento ou forças de sustentação aplicadas nas rodas durante operações em terrenos irregulares.

Considerando mecanismos com mais de 1 DoF atuado, uma estratégia de controle multi-objetivo é proposta para reconfigurar robô com base num conjunto de soluções Pareto-ótimas, permitindo definir uma configuração ideal que atenda a um compromisso entre os critérios conflitantes de mobilidade.

As estratégias de controle foram verificadas através de simulações computacionais e testes com um robô móvel articulado.

Buscando avaliar a estabilidade da plataforma elevatória móvel de forma realista, simulações integrando Matlab com MSC.Adams/Car são apresentadas.

Por fim, experimentos de laboratório e campo foram realizados com o Robô Ambiental Híbrido, empregando estratégias de reconfiguração para melhorar a mobilidade do robô em diferentes condições de operação.

A próxima seção ressalta as principais contribuições desta pesquisa. Em seguida, são apresentadas propostas de trabalhos futuros.

9.1 Contribuições da Tese

As principais contribuições deste trabalho estão relacionadas à análise de mobilidade formulada e ao conjunto de estratégias de controle proposto para reconfigurar robôs móveis articulados.

A facilidade do robô em atravessar um determinado terreno caracteriza sua mobilidade, analisada aqui com base na altura, orientação, estabilidade e tração do sistema. Os critérios apontam para configurações distintas do mecanismo; o caráter conflitante entre os diferentes critérios é evidenciado através dos resultados obtidos.

O conjunto de critérios proposto aqui para representar a mobilidade de um robô é utilizado como referência nos trabalhos (Gianni et al., 2011; Inotsume et al., 2012; Norouzi et al., 2012a, 2013; Papadakis, 2013), e sugere a necessidade de uma estratégia multi-objetivo para definir uma configuração ideal utilizada pelo mecanismo.

Muitos AAMR possuem articulações lentas, não sendo capazes de se reconfigurar a tempo para compensar as adversidades do terreno percorrido. De fato, todos os atuadores de robôs reais possuem limitações de atuação, que não devem ser desconsideradas.

Grande parte das pesquisas sobre reconfiguração de robôs articulados assumem locomoção em baixa velocidade, onde o mecanismo seria capaz de se ajustar ao terreno conforme o deslocamento do robô. Ainda assim, a superfície de um terreno irregular pode apresentar variações abruptas, causando efeitos dinâmicos atuando no sistema mesmo em baixa velocidade de deslocamento.

Uma possível solução seria prever a mobilidade futura do robô com base na trajetória de navegação e modelo do terreno. Desta forma, é possível antecipar o comando das juntas buscando adaptar o robô a tempo às adversidades deparadas ao longo da operação.

No caso de terrenos acidentados, pode não ser possível compensar todas as variações da superfície percorrida. A solução proposta consiste em identificar configurações críticas para a mobilidade do sistema, e comandar o robô a fim de se ajustar a tais adversidades.

A reconfiguração do mecanismo é realizada através de uma estratégia de controle preditivo funcional. A principal característica do método é o seguimento dos chamados pontos coincidentes, correspondentes às configurações críticas de mobilidade.

As leis de controle são definidas conforme o grau de articulação do mecanismo e os critérios de mobilidade a serem ajustados. No caso de critérios conflitantes, uma estratégia de otimização multi-objetivo é proposta a fim de comandar o mecanismo de forma a alcançar uma configuração ideal.

O conjunto de estratégias de controle combinadas e aplicadas ao problema de reconfiguração de robôs articulados em terrenos acidentados corresponde a uma proposta original, em especial o controle preditivo baseado em modelo e o controle multi-objetivo.

A produção bibliográfica referente ao doutorado é apresentada no apêndice A, destacando quais artigos foram citados em outros trabalhos até o presente momento.

9.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

Apesar da praticidade e simplicidade associadas às estratégias apresentadas, não foi possível até o presente momento implementar a metodologia proposta de forma completa em um robô.

A principal tarefa futura consiste em aplicar as soluções apresentadas para modelagem de terreno, avaliação de mobilidade e cálculo da ação de controle em um robô móvel com articulação ativa. Desta forma será possível realizar experimentos de campo para validar todo o conjunto de estratégias propostas para a reconfiguração do AAMR.

As principais dificuldades referentes à aplicação do controle num robô operando em campo estão relacionadas aos requisitos de tempo real.

Primeiro, é preciso perceber e modelar o terreno num curto espaço de tempo, permitindo antecipar o comando dos atuadores para ajustar o robô às condições severas percorridas. Quanto maior for a velocidade do robô, menor é o tempo disponível para esse processamento.

Segundo, é necessário sincronizar o modelo do terreno com a posição do robô, de maneira a obter a posição correta dos pontos de contato entre as rodas do robô e o terreno. Se não estiverem sincronizados, o controle irá avaliar a mobilidade do sistema de maneira equivocada e a reconfiguração não alcançará o desempenho esperado.

Terceiro, a reconfiguração em cenários dinâmicos é obtida através de um controle preditivo baseado em modelo, implementado pelo método de PFC. A etapa de otimização associada pode exigir considerável processamento computacional, e se torna crítica conforme o aumento da velocidade de deslocamento do robô.

De acordo com as irregularidades do terreno e o poder computacional embarcado, pode ser necessário reduzir o horizonte de predição e até mesmo limitar a velocidade de deslocamento do robô, permitindo minimizar a função de custo e calcular a ação de controle em tempo real. Desta forma, o problema corresponde em estabelecer a velocidade máxima do veículo que permite realizar a estratégia de reconfiguração preditiva.

A implementação dos algoritmos associados ao controle de reconfiguração pode ser realizada utilizando um programa com capacidades de processamento em paralelo e compartilhamento de memória dinâmica.

Atualmente, uma opção recomendada seria utilizar o ROS - *Robot Operating System*. O ROS oferece um mecanismo estruturado para a troca de informações entre diferentes nós, equivalente a processos de um sistema executando em paralelo. A troca de informações é feita através mensagens subscritas e publicadas em tópicos, equivalentes a memórias dinâmicas compartilhadas (Quigley et al., 2009).

Considerando esta arquitetura de programação, cada sensor do robô está associado a um processo do sistema, que obtém medições do instrumento e publica os dados numa seção da memória compartilhada. Cada junta atuada do robô também corresponde a um processo, neste caso acessando duas seções de memória: uma com os comandos a serem enviados ao atuador, e outra com valores reais medidos.

As estratégias de reconfiguração podem ser implementadas através de três processos principais, responsáveis pela modelagem do terreno, estimação da mobilidade do robô e cálculo da ação de controle das juntas ativas. A arquitetura de programação proposta para o controle de reconfiguração de um robô articulado está ilustrada no diagrama esquemático da Figura 9.1.

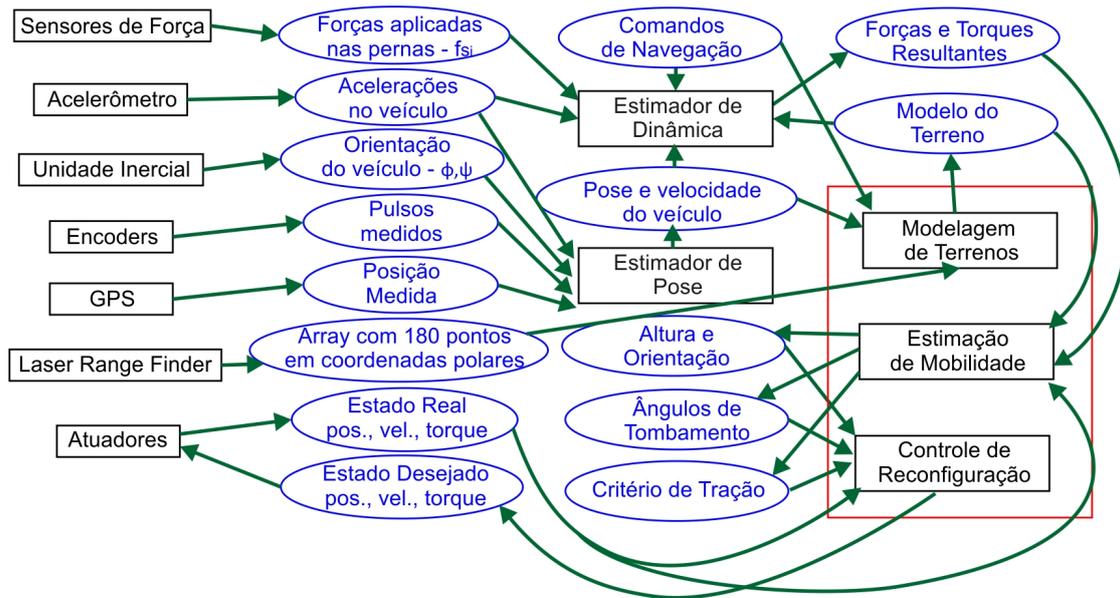


Figura 9.1: Esquemático da arquitetura de programação proposta para implementar o controle de reconfiguração num robô articulado. Os processos executando em paralelo estão marcados por retângulos pretos. As memórias dinâmicas compartilhadas estão representadas por elipses azuis. Os processos propostos para a reconfiguração estão dentro do retângulo vermelho.

O processo responsável pela modelagem de terrenos necessita acessar as medições do laser e as estimativas da pose do robô fornecidas por um processo dedicado. A modelagem depende também da trajetória de navegação do robô, conhecida *a priori* ou estimada *online* por outro processo. Como saída, este processo fornece um modelo representativo do terreno, que é publicado em uma seção específica da memória.

O processo utilizado para avaliar a mobilidade computa a posição das juntas do robô, o modelo do terreno e a dinâmica do sistema para fornecer como saída estimativas de altura, orientação, estabilidade e eficiência de tração do robô. A dinâmica do sistema pode ser medida através de sensores embarcados, incluindo acelerômetros e sensores de força acoplados às pernas, ou também predita por um processo específico considerando a configuração do robô, a trajetória de navegação e o modelo do terreno percorrido.

O último processo acessa as seções da memórias contendo a posição atual da junta e informações atual e previstas sobre a mobilidade do robô, e dessa maneira calcula a ação de controle. Essa ação de controle é publicada numa seção específica da memória, que contém o comando das juntas.

É importante observar que a estratégia proposta para a reconfiguração do AAMR requer solucionar simultaneamente problemas de localização, mapeamento, planejamento e navegação, e controle preditivo baseado em modelo para calcular a ação de

comando enviado às juntas do robô.

Conseqüentemente, as capacidades de sensoriamento e processamento computacional associadas são elevadas. Ainda assim, considerando os grandes avanços nas áreas de instrumentação e arquitetura de processadores, seria razoável considerar a implementação de toda a estratégia de reconfiguração num aparelho de celular de última geração daqui a dez anos.

Os resultados apresentados nesta tese foram obtidos empregando os seguintes sensores: encoders fornecendo as posições juntas atuadas; um *laser range finder* medindo o terreno; um sistema de localização que combina GPS, odometria e unidade inercial, fornecendo posições, velocidades e acelerações do robô; sensores de deslocamento estimando as forças de sustentação aplicadas nas pernas.

Ainda assim, é possível aumentar a capacidade de sensoriamento do robô, e conseqüentemente a complexidade dos modelos utilizados para representar o sistema. Como sugestão de novos sensores utilizados, podemos mencionar câmeras e sensores de força multi-eixos.

Conforme descrito anteriormente, representar o terreno através de malhas exige um pré-processamento dos pontos utilizados, eliminando por exemplo vegetação e outros ruídos que não pertençam à superfície a ser percorrida. Uma solução com bom desempenho consiste em embarcar uma câmera no robô, permitindo utilizar processamento de imagem e segmentação de cores para identificar a vegetação. Tal abordagem pode aumentar a complexidade computacional de maneira significativa.

Outra tarefa crítica referente à percepção é a estimação das forças aplicadas nos pontos de contato entre rodas e terreno. As forças aplicadas nas pernas do robô devem ser medidas diretamente por sensores instalados nas rodas, de modo a evitar interferência por atrito interno do mecanismo, o que pode alterar as medições indiretas de força.

Sensores de força multi-eixos conectados às rodas podem ser utilizados para a medição das forças de contato. De fato, algumas aplicações de tais dispositivos em robôs com pernas são descritas em (Galvez et al., 2003, 2001). Porém, este tipo de sensor é caro e complexo, o que pode levar à diminuição da confiança nas medidas feitas pelo sistema, e ainda aumentar o peso do robô (Iagnemma and Dubowsky, 2000).

Considerando as incertezas relacionadas às medições do terreno e forças aplicadas no robô, seria adequado ajustar os modelos empregados para representar o sistema de forma probabilística. Uma abordagem semelhante é proposta em (Ishigami et al., 2010), apresentando um método estatístico para predição de mobilidade de forma a incorporar as incertezas associadas ao terreno.

Com respeito às estratégias de reconfiguração, a formulação do controle pode ser estendida para mecanismos com alto grau de articulação. O caso mais complexo

consiste em robôs utilizando pernas com 6 DoF atuados ou mais, o que permite controlar a posição e orientação de cada ponto de contato entre roda e terreno. Um exemplo de robô desse tipo é o Athlete (Wilcox et al., 2007). Empregando este mecanismo, seria possível por exemplo otimizar o cone de atrito em cada roda, melhorando a eficiência de tração de forma significativa.

Ainda assim, as direções mais desafiadoras apontadas como extensão deste trabalho consistem em combinar a reconfiguração do mecanismo com o controle de navegação autônoma do robô durante operações em terrenos irregulares e acidentados.

Num primeiro cenário, podemos alterar apenas a velocidade de deslocamento linear do robô conforme o terreno percorrido. Considerando operações em terrenos acidentados, seria possível limitar a velocidade de forma a permitir que o mecanismo articulado se reconfigure a tempo e assim garantir condições mínimas de mobilidade e segurança. Já em casos extremos lidando com obstáculos capazes de tombar o sistema, pode ser necessário parar o robô completamente. Esse tipo de abordagem já é utilizada em algumas pesquisas, por exemplo em (Wilson et al., 2012).

De fato, estratégias semelhantes já estão disponíveis em veículos de passeio modernos vendidos no Brasil, incluindo o Volvo XC90 e a sétima geração do Golf. Tais veículos possuem tecnologia denominada de *City Safety*, capaz de identificar outros veículos, ciclistas e pedestres no caminho e acionar o freio de maneira automática se o motorista não reagir a tempo de evitar uma colisão.

Outra potencial aplicação consiste em utilizar o modelo do ambiente para ajustar a trajetória de navegação do veículo, buscando navegar nas áreas mais regulares do terreno, evitando obstáculos e outras adversidades que podem prejudicar a mobilidade do robô. Pesquisas semelhantes já foram apresentadas, como (Karumanchi and Iagnemma, 2012).

Referências Bibliográficas

- Amar, F., Grand, C., Besseron, G., and Plumet, F. (2004). Performance evaluation of locomotion modes of an hybrid wheel-legged robot for self-adaptation to ground conditions. In *Proc. of 8th ESA Workshop on Advanced Space Technologies for Robotics and Automation*. Citeseer.
- Anguelov, D., Taskarf, B., Chatalbashev, V., Koller, D., Gupta, D., Heitz, G., and Ng, A. (2005). Discriminative learning of markov random fields for segmentation of 3d scan data. In *Computer Vision and Pattern Recognition, 2005. CVPR 2005. IEEE Computer Society Conf. on*, volume 2, pages 169–176. IEEE.
- Ani, O. A., Xu, H., Shen, Y.-p., Liu, S.-g., and Xue, K. (2013). Modeling and multiobjective optimization of traction performance for autonomous wheeled mobile robot in rough terrain. *Journal of Zhejiang University SCIENCE C*, 14(1):11–29.
- Arndt, D., Bobrow, J., Peters, S., Iagnemma, K., and Dubowsky, S. (2011). Two-wheel self-balancing of a four-wheeled vehicle. *IEEE Control Systems Magazine*, 31(2):29–37.
- Bakker, E., Pacejka, H. B., and Lidner, L. (1989). A new tire model with an application in vehicle dynamics studies. (P-221).
- Barshan, B. and Kuc, R. (1992). A bat-like sonar system for obstacle localization. *IEEE Transactions on Systems, Man and Cybernetics*, 22(4):636–646.
- Bartlett, P., Wettergreen, D., and Whittaker, W. (2008). The scarab rover as designed for lunar science and resource exploration. In *Lunar and Planetary Institute Science Conference Abstracts*, volume 39, page 2120.
- Batavia, P. and Singh, S. (2001). Obstacle detection using adaptive color segmentation and color stereo homography. In *IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation*, pages 705–710, Seoul.

- Batavia, P. and Singh, S. (2002). Obstacle detection in smooth high curvature terrain. In *IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation*, pages 3062–3067, Washington.
- Bellutta, P., Manduchi, R., Matthies, L., Owens, K., and Rankin, A. (2000). Terrain perception for demo iii. In *Intelligent Vehicles Symposium, 2000. IV 2000. Proceedings of the IEEE*, pages 326–331. IEEE.
- Ben Amar, F., Jarrault, P., Bidaud, P., and Grand, C. (2009). Analysis and optimization of obstacle clearance of articulated rovers. In *Intelligent Robots and Systems, 2009. IROS 2009. IEEE/RSJ International Conference on*, pages 4128–4133. IEEE.
- Benine-Neto, A. and Grand, C. (2012). Piecewise affine control for fast unmanned ground vehicles. In *IEEE/RSJ Int. Conf. on Intelligent Robots and Systems*, pages 3673–3678, Algarve, Portugal.
- Besseron, G., Grand, C., Amar, F., Plumet, F., and Bidaud, P. (2005). Locomotion modes of an hybrid wheel-legged robot. *Climbing and Walking Robots*, pages 825–833.
- Besseron, G., Grand, C., Ben Amar, F., Plumet, F., and Bidaud, P. (2006). Stability control of an hybrid wheel-legged robot. *CLAWAR Int. Conf. on Climbing and Walking Machines*, pages 533–540.
- Bitmead, R., Gevers, M., and Wertz, V. (1990). Adaptive optimal control - the thinking man’s GPC. Englewood Cliffs, NJ:Prentice Hall.
- Blundell, M. and Harty, D. (2004). *Multibody systems approach to vehicle dynamics*. Butterworth-Heinemann.
- Brooks, C. and Iagnemma, K. (2012). Self-supervised terrain classification for planetary surface exploration rovers. In *Journal of Field Robotics*, volume 29, pages 445–468.
- Burgard, W. and Hebert, M. (2008). World modeling. In Siciliano, B. and Khatib, O., editors, *Springer Handbook of Robotics*, pages 853–867. Springer-Verlag Ltd., 1st edition.
- Calderon, A. D. and Kelly, A. (2005). On-line stability margin and attitude estimation for dynamic articulating mobile robots. *The Int. Journal of Robotics Research*, 24(10):845–866.
- Camacho, E. and Bordons, C. (2004). *Model predictive control*. Springer Verlag.

- Cauchois, C., Brassart, E., Delahoche, L., and Drocourt, C. (2003). Spatial localization method with omnidirectional vision. In *11th IEEE International Conference on Advanced Robotics (ICAR), Coimbra, Portugal*, pages 287–292.
- Chen, B.-C. and Peng, H. (2001). Differential-braking-based rollover prevention for sport utility vehicles with human-in-the-loop evaluations. *Vehicle System Dynamics*, 36(4-5):359–389.
- Chen, C. and Shaw, L. (1982). On receding horizon feedback control. *Automatica*, 18(3):349–352.
- Chen, D. C., Tzeng, J., Scott, D. B., Peng, S., Shen, M., Sio, K., and Narayanasetti, P. (2013). Optimization processing unit (OPU) applied to integrated circuit design and manufacturing. In *IEEE Conf. on Automation Science and Engineering*, pages 1008–1015. IEEE.
- Chisci, L., Lombardi, A., and Mosca, E. (1996). Dual-receding horizon control of constrained discrete time systems. *European Journal of Control*, 2(4):278–285.
- Cunningham, J., Corke, P., Durrant-Whyte, H., and Dalziel, M. (1999). Automated LHD’s and underground haulage trucks. *Australian Journal of Mining*, 14(145):51–53.
- Davids, A. (2002). Urban search and rescue robots: from tragedy to technology. *Intelligent Systems, IEEE*, 17(2):81–83.
- De Oliveira, S. L. (1996). *Model predictive control for constrained nonlinear systems*. Number 6. vdf Hochschulverlag AG.
- Deb, K. (2008). *Multi-Objective Optimization using Evolutionary Algorithms*. John Wiley & Sons, Chichester, U.K.
- Dima, C. S., Vandapel, N., and Hebert, M. (2004). Classifier fusion for outdoor obstacle detection. In *Robotics and Automation, 2004. Proceedings. ICRA’04. 2004 IEEE International Conference on*, volume 1, pages 665–671. IEEE.
- dos Reis, N. R. S. (2007a). Suspension system with camber for environmental vehicle. Patent Number BR200504231-A. Petrobras SA (PETB).
- dos Reis, N. R. S. (2007b). Wheel for vehicle used on different types of terrains. Patent Number BR200504259-A. Petrobras SA (PETB).

- Doumiati, M., Victorino, A., Charara, A., and Lechner, D. (2009). Virtual sensors, application to vehicle tire-road normal forces for road safety. In *American Control Conference, 2009. ACC'09.*, pages 3337–3343. IEEE.
- Dudek, G. and Jenkin, M. (2008). Inertial sensors, gps, and odometry. *Springer Handbook of Robotics*, pages 477–490.
- Eathakota, V., Kolachalama, S., Singh, A., and Krishna, K. (2008). Force actuator based articulated suspension vehicle for rough terrain mobility. *International Symposium on Measurement and Control in Robotics*.
- Fletcher, R. and Reeves, C. M. (1964). Function minimization by conjugate gradients. *The computer journal*, 7(2):149–154.
- Freitas, G., Bayar, G., and Bergerman, M. (2012a). Análise de estabilidade de uma plataforma agrícola. In *Congresso Brasileiro de Automática - CBA2012*, Campina Grande.
- Freitas, G., Candeas, A., and Lizarralde, F. (2011a). Kinematic control of constrained robotic systems. In *Controle & Automação - Revista da Sociedade Brasileira de Automática*, volume 22, pages 559–572–216.
- Freitas, G., Gleizer, G., Lizarralde, F., and Hsu, L. (2010a). Multi-objective optimization for kinematic reconfiguration of mobile robots. In *IEEE Conf. on Automation Science and Engineering*, pages 686–691. IEEE.
- Freitas, G., Gleizer, G., Lizarralde, F., and Hsu, L. (2010b). Reconfiguration of mobile robots on irregular terrains based on multiple objective optimization. In *Congresso Brasileiro de Automática - CBA2010*, Bonito.
- Freitas, G., Gleizer, G., Lizarralde, F., Hsu, L., and dos Reis, N. R. S. (2010c). Kinematic reconfigurability control for an environmental mobile robot operating in the amazon rain forest. In *Journal of Field Robotics*, volume 27, pages 197–216.
- Freitas, G., Hamner, B., Bergerman, M., and Singh, S. (2012b). A practical obstacle detection system for autonomous orchard vehicles. In *IEEE/RSJ Int. Conf. on Intelligent Robots and Systems*, pages 3391–3398, Algarve, Portugal.
- Freitas, G., Leite, A. C., and Lizarralde, F. (2010d). Controle de sistemas robóticos com restrições cinemáticas. In *Congresso Brasileiro de Automática - CBA2010*, Bonito.

- Freitas, G., Lizarralde, F., and Hsu, L. (2014). Predictive control of actively articulated mobile robots crossing irregular terrains. In *World Congress of the International Federation of Automatic Control - IFAC 2014*, Cape Town, África do Sul.
- Freitas, G., Lizarralde, F., Hsu, L., and Bergerman, M. (2013). Terrain model-based anticipative control for articulated vehicles with low bandwidth actuators. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics & Automation*, pages 382–389, Karlsruhe.
- Freitas, G., Lizarralde, F., Hsu, L., and dos Reis, N. R. S. (2008). Reconfiguração cinemática de um robô móvel explorador. In *Congresso Brasileiro de Automática - CBA2008*, Juiz de Fora.
- Freitas, G., Lizarralde, F., Hsu, L., and dos Reis, N. R. S. (2009a). Kinematic reconfigurability of mobile robot on irregular terrains. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics & Automation*, pages 1340–1345, Kobe.
- Freitas, G., Lizarralde, F., Hsu, L., and dos Reis, N. R. S. (2009b). Reconfiguração cinemática de um robô móvel em terrenos irregulares. In *Simpósio Brasileiro de Automação Industrial - SBAI2009*, Brasília.
- Freitas, G., Lizarralde, F., Hsu, L., Paranhos, V., and dos Reis, N. R. S. (2011b). A novel wheel-leg parallel mechanism control for kinematic reconfiguration of an environmental hybrid robot. In *Simpósio Brasileiro de Automação Industrial - SBAI2011*, São João Del Rei.
- Freitas, G., Lizarralde, F., Hsu, L., Paranhos, V., dos Reis, N. R. S., and Bergerman, M. (2011c). Design, modeling, and control of a wheel-legged locomotion system for the environmental hybrid robot. In *International Association of Science and Technology for Development - Robotics Conference - IASTED 2011*, Pittsburgh, US.
- Freitas, G., Zhang, J., Hamner, B., Bergerman, M., and Kantor, G. (2012c). A low-cost, practical localization system for agricultural vehicles. In *Int. Conf. on Intelligent Robotics and Applications*, Montreal, Canada.
- Freitas, G., Zhang, J., Libby, J., Hamner, B., Bergerman, M., and Kantor, G. (2012d). A practical localization system for orchard vehicles. In *Congresso Brasileiro de Automática - CBA2012*, Campina Grande.

- Freitas, G. M. (2008). Reconfiguração cinemática quase-estática de robôs móveis em terrenos irregulares. Master's thesis, Universidade Federal do Rio de Janeiro.
- From, P. J., Gravdahl, J. T., and Pettersen, K. Y. (2014). Field robots. In *Vehicle-Manipulator Systems*, pages 355–368. Springer.
- Galvez, J. A., de Santos, P. G., and Pfeiffer, F. (2001). Intrinsic tactile sensing for the optimization of force distribution in a pipe crawling robot. *IEEE Transactions on Mechatronics*, 6(1).
- Galvez, J. A., Estremera, J., and de Santos, P. G. (2003). A new legged-robot configuration for research in force distribution. *Mechatronics*, 13(8-9):907–932.
- Gianni, M., Papadakis, P., Pirri, F., and Pizzoli, M. (2011). Awareness in mixed initiative planning. In *AAAI Fall Symposium Series*.
- Gillespie, T. (1992). *Fundamentals of Vehicle Dynamics*. Warrendale.
- Goldstein, H. (1980). *Classical Mechanics*. Columbia University.
- Gorinevsky, D. and Shneider, A. (1990). Force control in locomotion of legged vehicles over rigid and soft surfaces. *The International journal of robotics research*, 9(2):4–23.
- Grand, C., Amar, F. B., Plumet, F., and Bidaud, P. (2002). Stability control of a wheel-legged mini-rover. In *CLAWAR Int. Conf. on Climbing and Walking Machines*, pages 323–331, Paris (France).
- Grand, C., Amar, F. B., Plumet, F., and Bidaud, P. (2004a). Stability and traction optimization of a reconfigurable wheel-legged robot. *Int. Journal of Robotics Research*, 23(10-11):1041–1058.
- Grand, C., Benamar, F., and Plumet, F. (2010). Motion kinematics analysis of wheeled–legged rover over 3d surface with posture adaptation. *Mechanism and Machine Theory*, 45(3):477–495.
- Grand, C., BenAmar, F., Plumet, F., and Bidaud, P. (2004b). Decoupled control of posture and trajectory of the hybrid wheel-legged robot hylos. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics & Automation*, volume 5, pages 5111–5116. IEEE.

- Guan, Y., Shi, X., Zhou, X., Zhang, X., and Zhang, H. (2010). A novel mobile robot capable of changing its wheel distance and body configuration. In *Robotics and Biomimetics (ROBIO), 2009 IEEE International Conference on*, pages 806–811. IEEE.
- Guizzo, E. (2008). Dream jobs 2008 - Ney Robinson Salvi dos Reis: Into the wild. *IEEE Spectrum Magazine*, 45(2):33–34.
- Hamner, B., Bergerman, M., and Singh, S. (2011). Autonomous orchard vehicles for specialty crops production. In *ASABE Annual Int. Meeting*, Louisville, Kentucky.
- Hamner, B., Bergerman, M., and Singh, S. (2012). Specialty crop automation with autonomous vehicles. In *IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation*, pages 1829–1835, St. Paul, Minnesota.
- Hamner, B., Singh, S., Roth, S., and Takahashi, T. (2008). An efficient system for combined route traversal and collision avoidance. *Autonomous Robots*, 24(4):365–385.
- Hauser, K., Bretl, T., Latombe, J., and Wilcox, B. (2008). Motion planning for a six-legged lunar robot. *Algorithmic Foundation of Robotics VII*, pages 301–316.
- Hernández, J. D., Barrientos, J., del Cerro, J., Barrientos, A., and Sanz, D. (2013a). Moisture measurement in crops using spherical robots. *Industrial Robot: An International Journal*, 40(1):59–66.
- Hernández, J. D., Sanz, D., Rodríguez-Canosa, G. R., Barrientos, J., del Cerro, J., and Barrientos, A. (2013b). Sensorized robotic sphere for large exterior critical infrastructures supervision. *Journal of Applied Remote Sensing*, 7(1):073522–073522.
- Hestenes, M. R. and Hestenes, M. R. (1980). *Conjugate direction methods in optimization*, volume 175. Springer-Verlag New York.
- Hirose, S., Tsukagoshi, H., and Yoneda, K. (2001). Normalized energy stability margin and its contour of walking vehicles on rough terrain. In *IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation*, pages 181–186, Seoul.
- Hong, T., Rasmussen, C., Chang, T., and Shneier, M. (2002). Fusing ladar and color image information for mobile robot feature detection and tracking. *Intelligent autonomous systems 7*, pages 124–133.

- Iagnemma, K. and Dubowsky, S. (2000). Mobile robot rough-terrain control (RTC) for planetary exploration. In *Proc. of the 26th ASME Biennial Mechanisms and Robotics Conf.*, pages 10–13, Baltimore (MD).
- Iagnemma, K. and Dubowsky, S. (2002). Terrain estimation for high-speed rough-terrain autonomous vehicle navigation. *Unmanned ground vehicle technology IV*, 4715:256–266.
- Iagnemma, K. and Dubowsky, S. (2004). *Estimation, Motion Planning, and Control with application to Planetary Rovers*. Springer-Verlag, Berlin.
- Iagnemma, K., Rzepniewski, A., Dubowsky, S., Pirjanian, P., Huntsberger, T., and Schenker, P. (2000). Mobile robot kinematic reconfigurability for rough-terrain. *SPIE Sensor Fusion and Decentralized Control in Robotic Systems*, 4196:413–420.
- Iagnemma, K., Rzepniewski, A., Dubowsky, S., and Schenker, P. (2003). Control of robotic vehicles with actively articulated suspensions in rough terrain. *Autonomous Robots*, 14(1):5–16.
- Ieluzzi, M., Turco, P., and Montiglio, M. (2006). Development of a heavy truck semi-active suspension control. *Control engineering practice*, 14(3):305–312.
- Inotsume, H., Sutoh, M., Nagaoka, K., Nagatani, K., and Yoshida, K. (2012). Evaluation of the reconfiguration effects of planetary rovers on their lateral traversing of sandy slopes. In *Robotics and Automation (ICRA), 2012 IEEE International Conference on*, pages 3413–3418. IEEE.
- Isher, M., Ani, O., Xu, H., and Long, H. (2012). Stability and multi-objective optimization of force distribution analysis of autonomous off-road vehicle. *International Journal of Robotics and Automation (IJRA)*, 3(2).
- Ishigami, G., Kewlani, G., and Iagnemma, K. (2009). Predictable mobility. *Robotics & Automation Magazine, IEEE*, 16(4):61–70.
- Ishigami, G., Kewlani, G., and Iagnemma, K. (2010). Statistical mobility prediction for planetary surface exploration rovers in uncertain terrain. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics & Automation*, pages 588–593. IEEE.
- Jain, A. and Rodriguez, G. (1992). Recursive flexible multibody system dynamics using spatial operators. *Journal of Guidance, Control, and Dynamics*, 15(6):1453–1466.

- Jarrault, P., Grand, C., and Bidaud, P. (2010). Large obstacle clearance using kinematic reconfigurability for a rover with an active suspension. In *CLAWAR Int. Conf. on Climbing and Walking Machines*, volume 10, pages 1–8.
- Jones, W. (2005). Easy ride: Bose Corp. uses speaker technology to give cars adaptive suspension. *Spectrum, IEEE*, 42(5):12–14.
- Karumanchi, S. and Iagnemma, K. (2012). Reactive control in environments with hard and soft hazards. In *IEEE/RSJ Int. Conf. on Intelligent Robots and Systems*, Algarve, Portugal.
- Keerthi, S. and Gilbert, E. (1985). An existence theorem for discrete-time infinite-horizon optimal control problems. *Automatic Control, IEEE Transactions on*, 30(9):907–909.
- Keerthi, S. and Gilbert, E. (1986). Moving-horizon approximations for a general class of optimal nonlinear infinite-horizon discrete-time systems. In *Proc. 20th Annual Conf. Inform. Sci. Syst*, pages 301–306.
- Keerthi, S. a. and Gilbert, E. G. (1988). Optimal infinite-horizon feedback laws for a general class of constrained discrete-time systems: Stability and moving-horizon approximations. *Journal of optimization theory and applications*, 57(2):265–293.
- Kelly, A., Amidi, O., Bode, M., Happold, M., Herman, H., Pilarski, T., Rander, P., Stentz, A., Vallidis, N., and Warner, R. (2004). Toward reliable off road autonomous vehicles operating in challenging environments. *Experimental Robotics IX*, pages 599–608.
- Khalil, H. K. and Grizzle, J. (2002). *Nonlinear systems*, volume 3. Prentice hall Upper Saddle River.
- Klein, C. and Kittivatcharapong, S. (1990). Optimal force distribution for the legs of a walking machine with friction cone constraints. *IEEE Trans. on Robotics and Automation*, 6(1):73–85.
- Klein, C., Olson, K., and Pugh, D. (1983). Use of force and attitude sensors for locomotion of a legged vehicle over irregular terrain. *The International Journal of Robotics Research*, 2(2):3–17.
- Kothare, M. V., Balakrishnan, V., and Morari, M. (1996). Robust constrained model predictive control using linear matrix inequalities. *Automatica*, 32(10):1361–1379.

- Kuc, R. (1990). A spatial sampling criterion for sonar obstacle detection. *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence*, 12(7):686–690.
- Kumar, V. R. and Waldron, K. J. (1988). Force distribution in closed kinematic chains. *IEEE Journal of Robotics and Automation*, 4(6):657–664.
- Lacaze, A., Murphy, K., and DelGiorno, M. (2002). Autonomous mobility for the demo iii experimental unmanned vehicles. In *in Assoc. for Unmanned Vehicle Systems Int. Conf. on Unmanned Vehicles*. Citeseer.
- Lagarias, J. C., Reeds, J. A., Wright, M. H., and Wright, P. E. (1998). Convergence properties of the nelder-meade simplex method in low dimensions. *SIAM Journal on Optimization*, 9(1):112–147.
- Lalonde, J., Vandapel, N., Huber, D., and Hebert, M. (2006). Natural terrain classification using three-dimensional ladar data for ground robot mobility. *Journal of Field Robotics*, 23(10):839–862.
- Lee, C., Kim, S., Kang, S., Kim, M., and Kwak, Y. (2003). Double-track mobile robot for hazardous environment applications. *Advanced Robotics*, 17(5):447–459.
- Leine, R. I. (2010). The historical development of classical stability concepts: Lagrange, poisson and lyapunov stability. *Nonlinear Dynamics*, 59(1-2):173–182.
- Lenain, R., Thuilot, B., Cariou, C., and Martinet, P. (2004). Adaptive and predictive non linear control for sliding vehicle guidance: application to trajectory tracking of farm vehicles relying on a single RTK GPS. In *Intelligent Robots and Systems, 2004.(IROS 2004). Proc. 2004 IEEE/RSJ Int. Conf. on*, volume 1, pages 455–460. IEEE.
- Lenain, R., Thuilot, B., Cariou, C., and Martinet, P. (2005). Model predictive control for vehicle guidance in presence of sliding: application to farm vehicles path tracking. In *Robotics and Automation, 2005. ICRA 2005. Proc. of the 2005 IEEE Int. Conf. on*, pages 885–890. IEEE.
- Lhomme-Desages, D., Grand, C., and Guinot, J. (2006). Model-based control of a fast rover over natural terrain. *CLAWAR Int. Conf. on Climbing and Walking Machines*.

- Lingemann, K., Nchter, A., Hertzberg, J., and Surmann, H. (2005). High-speed laser localization for mobile robots. *Robotics and Autonomous Systems*, 51(4):275–296.
- Lipsett, M., Yuen, J., Olmedo, N., and Dwyer, S. (2014). Condition monitoring of remote industrial installations using robotic systems. In *Engineering Asset Management 2011*, pages 231–241. Springer.
- Liu, Y. and Liu, G. (2010a). Interaction analysis and online tip-over avoidance for a reconfigurable tracked mobile modular manipulator negotiating slopes. *Mechatronics, IEEE/ASME Transactions on*, 15(4):623–635.
- Liu, Y. and Liu, G. (2010b). Interaction analysis and posture optimization for a reconfigurable tracked mobile modular manipulator negotiating slopes. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics & Automation*, pages 1780–1785. IEEE.
- Lixin, C. and Liqing, W. (2007). Co-simulation study on EPS and full vehicle system based on ADAMS and Matlab. *Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery*, 2:005.
- Lucet, E., Grand, C., Salle, D., and Bidaud, P. (2008). Stabilization algorithm for a high speed car-like robot achieving steering maneuver. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics & Automation*, pages 2540–2545. IEEE.
- Mae, Y., Yoshida, A., Arai, T., Inoue, K., Miyawaki, K., and Adachi, H. (2000). Application of locomotive robot to rescue tasks. In *IEEE/RSJ Int. Conf. on Intelligent Robots and Systems*, volume 3, pages 2083–2088, Takamatsu (Japan).
- Mala, C. and Ramachandran, S. (2013). Development of novel algorithms and architecture for a robot based agricultural implement. *International Journal of Computers & Technology*, 10(5):1661–1674.
- Mandelbaum, R., McDowell, L., Bogoni, L., Reich, B., and Hansen, M. (1998). Real-time stereo processing, obstacle detection, and terrain estimation from vehicle-mounted stereo cameras. In *IEEE Workshop on Applications of Computer Vision*, pages 288–289.
- Martins, L. (1999). *Os Arquivos da Formula 1*. Panda Books.

- Mayne, D. Q., Rawlings, J. B., Rao, C. V., and Scokaert, P. O. (2000). Constrained model predictive control: Stability and optimality. *Automatica*, 36(6):789–814.
- McGhee, R. and Frank, A. (1968). On the stability properties of quadruped creeping gait. *Mathematical Bioscience*, 3(2):331–351.
- Meadows, E. S. and Rawlings, J. B. (1993). Receding horizon control with an infinite horizon. In *American Control Conference, 1993*, pages 2926–2930. IEEE.
- Messuri, D. A. and Klein, C. A. (1985). Automatic body regulation for maintaining stability of a legged vehicle during rough-terrain locomotion. *IEEE Journal of Robotics and Automation*, 1(3):132–141.
- Michalska, H. and Mayne, D. Q. (1993). Robust receding horizon control of constrained nonlinear systems. *Automatic Control, IEEE Transactions on*, 38(11):1623–1633.
- Miettinen, K. (1999). *Nonlinear Multiobjective Optimization*. Kluwer Academic Publishers.
- Minguez, J., Lamiroux, F., and Laumond, J. (2008). Motion Planning and Obstacle Avoidance. *Handbook of Robotics*, pages 827–852.
- Morales, J., Martinez, J., Mandow, A., Seron, J., Garcia-Cerezo, A., and Pequeo-Boyer, A. (2009a). Center of gravity estimation and control for a field mobile robot with a heavy manipulator. In *IEEE International Conference on Mechatronics*, pages 1–6. IEEE.
- Morales, J., Martinez, J. L., Mandow, A., Serón, J., Garcia-Cerezo, A., and Pequenõ-Boyer, A. (2009b). Static tip-over stability analysis for a robotic vehicle with a single-axle trailer on slopes based on altered supporting polygons. In *IEEE Int. Conf. on Mechatronics*, Málaga, Spain. IEEE.
- Morin, P. and Samson, C. (2008). Motion Control of Wheeled Mobile Robots. *Handbook of Robotics*, pages 799–826.
- Murray, R. M., Li, Z., and Sastry, S. S. (1993). *A Mathematical Introduction to Robotic Manipulation*. CRC.
- Nelder, J. A. and Mead, R. (1965). A simplex method for function minimization. *The computer journal*, 7(4):308–313.

- Nocedal, J. and Wright, S. J. (1999). *Numerical optimization*, volume 2. Springer New York.
- Norouzi, M., De Bruijn, F., and Miró, J. (2012a). Planning stable paths for urban search and rescue robots. *RoboCup 2011: Robot Soccer World Cup XV*, pages 90–101.
- Norouzi, M., Miro, J. V., and Dissanayake, G. (2012b). Planning high-visibility stable paths for reconfigurable robots on uneven terrain. In *IEEE/RSJ Int. Conf. on Intelligent Robots and Systems*, Algarve, Portugal.
- Norouzi, M., Miro, J. V., and Dissanayake, G. (2013). Planning stable and efficient paths for articulated mobile robots on challenging terrains. In *Proceedings of Australasian Conference on Robotics and Automation*.
- Odenthal, D., Bunte, T., and Ackerman, J. (1999). Nonlinear steering and braking control for vehicle rollover avoidance. In *Proceedings of European Control Conference*. Citeseer.
- Osborn, J. F. (1989). Applications of robotics in hazardous waste management. In *SME World Conf. on Robotics Research*, Gaithersburg (MD).
- Papadakis, P. (2013). Terrain traversability analysis methods for unmanned ground vehicles: A survey. *Engineering Applications of Artificial Intelligence*.
- Papadopoulos, E. and Rey, D. (2000). The force-angle measure of tipover stability margin for mobile manipulators. *Vehicle System Dynamics*, 33(1):29–48.
- Papadopoulos, E. G. and Rey, D. A. (1996). A new measure of tipover stability margin for mobile manipulators. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics & Automation*, volume 4, pages 3111–3116, Minneapolis (MN).
- Peters, S., Bobrow, J., and Iagnemma, K. (2010). Stabilizing a vehicle near rollover: An analogy to cart-pole stabilization. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics & Automation*, pages 5194–5200. IEEE.
- Peters, S. C. and Iagnemma, K. (2006). An analysis of rollover stability measurement for high speed mobile robots. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics & Automation*, pages 3711–3716.
- Peters, S. C. and Iagnemma, K. (2009). Stability measurement of high speed vehicles. *Vehicle System Dynamics*, 47(6):701–720.

- Philippsen, R. (2013). Experiments with balancing on irregular terrains using the dreamer mobile humanoid robot. *Robotics: Science and Systems VIII*, page 393.
- Polak, E. and Ribiere, G. (1969). Note sur la convergence de méthodes de directions conjuguées. *ESAIM: Mathematical Modelling and Numerical Analysis-Modélisation Mathématique et Analyse Numérique*, 3(R1):35–43.
- Polyak, B. T. (1969). The conjugate gradient method in extremal problems. *USSR Computational Mathematics and Mathematical Physics*, 9(4):94–112.
- Quigley, M., Gerkey, B., Conley, K., Faust, J., Foote, T., Leibs, J., Berger, E., Wheeler, R., and Ng, A. (2009). ROS: an open-source robot operating system. In *ICRA Workshop on Open Source Software*.
- Rao, C. V., Wright, S. J., and Rawlings, J. B. (1998). Application of interior-point methods to model predictive control. *Journal of optimization theory and applications*, 99(3):723–757.
- Rasmussen, C. (2001). Laser range-, color-, and texture-based classifiers for segmenting marginal roads. In *Proceedings of conference on computer vision & pattern recognition technical sketches*. Citeseer.
- Rasmussen, C. (2002). Combining laser range, color, and texture cues for autonomous road following. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics & Automation*, volume 4, pages 4320–4325. IEEE.
- Richalet, J. (1993a). Industrial applications of model based predictive control. *Automatica*, 29(5):1251–1274.
- Richalet, J. (1993b). Pratique de la commande prédictive–hermes. *Francia*.
- Roberts, J., Duff, E., Corke, P., Sikka, P., Winstanley, G., and Cunningham, J. (2000). Autonomous control of underground mining vehicles using reactive navigation. *Australian Journal of Mining*, 4:3790–3795.
- Rossiter, J. A. (2003). *Model-based predictive control: a practical approach*. CRC press.
- Sanchez, J. M. (1980). Adaptive-predictive control system. US Patent 4,197,576.
- Sangreman, A., Freitas, G., and Costa, R. R. (2013). Modelagem de terrenos naturais através de malhas de triângulos. In *Simpósio Brasileiro de Automação Industrial - SBAI2013*, Fortaleza.

- Schenker, P., Pirjanian, P., Balaram, B., Ali, K., Trebi-Ollennu, A., Huntsberger, T., Aghazarian, H., Kennedy, B., Baumgartner, E., Iagnemma, K., et al. (2000). Reconfigurable robots for all terrain exploration. *SPIE Sensor Fusion and Decentralized Control in Robotic Systems*, 4196:454–468.
- Sciavicco, L. and Siciliano, B. (2000). *Modelling and Control of Robot Manipulators*. Springer-Verlag.
- Scokaert, P. O., Mayne, D. Q., and Rawlings, J. B. (1999). Suboptimal model predictive control (feasibility implies stability). *Automatic Control, IEEE Transactions on*, 44(3):648–654.
- Singh, S., Baugher, T., Bergerman, M., Ellis, K., Grocholsky, B., Hamner, B., Harper, J., Hoheisel, G., Hull, L., and Jones, V. (2009). Automation for specialty crops: A comprehensive strategy, current results, and future goals. In *IFAC Int. Workshop on Bio-Robotics, Information Technology, and Intelligent Control for Bioproduction Systems*, Champaign.
- Sotoodeh, S. (2006). Outlier detection in laser scanner point clouds. *Int. Archives of Photogrammetry, Remote Sensing and Spatial Information Sciences*, XXXVI(5):297–302.
- Sreenivasan, S., Dutta, P., and Waldron, K. (1994). The wheeled actively articulated vehicle (WAAV): an advanced off-road mobility concept. In *Proceedings of 4th International Workshop on Advances in Robot Kinematics, Ljubljana, Slovenia*, pages 141–150.
- Sreenivasan, S. V. (1994). *Actively Coordinated Wheeled Vehicle Systems*. PhD thesis, Mechanical Eng. Dept., Ohio State University.
- Sreenivasan, S. V. and Wilcox, B. H. (1994). Stability and traction control of an actively actuated micro-rover. *Journal of Robotic Systems*, 11(6):487–502.
- Stentz, A., Dima, C., Wellington, C., Herman, H., and Stager, D. (2002). A system for semi-autonomous tractor operations. *Autonomous Robots*, 13(1):87–104.
- SUN, W. and GU, H. (2004). The simulation of vehicle dynamics based on ADAMS/Car. *Automobile Science and Technology*, 6:006.
- Thrun, S. (2002). Robotic mapping: A survey. *Exploring artificial intelligence in the new millennium*, pages 1–35.
- Thrun, S., Burgard, W., and Fox, D. (2005). *Probabilistic robotics*. The MIT Press, London, England.

- Thrun, S. and Leonard, J. (2008). Simultaneous Localization and Mapping. *Handbook of Robotics*, pages 871–890.
- Underwood, J., Hill, A., and Scheduling, S. (2007). Calibration of range sensor pose on mobile platforms. In *IEEE/RSJ Int. Conf. on Intelligent Robots and Systems*, pages 3866–3871, San Diego.
- Urmson, C. P., Dias, M. B., and Simmons, R. G. (2002). Stereo vision based navigation for sun-synchronous exploration. In *Intelligent Robots and Systems, 2002. IEEE/RSJ International Conference on*, volume 1, pages 805–810, Switzerland. IEEE.
- Vandapel, N., Donamukkala, R., and Hebert, M. (2006). Experimental results in using aerial lidar data for mobile robot navigation. In *Field and Service Robotics*, pages 103–112. Springer.
- Vandapel, N., Huber, D. F., Kapuria, A., and Hebert, M. (2004). Natural terrain classification using 3-d lidar data. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics & Automation*, volume 5, pages 5117–5122. IEEE.
- Vivas, A. and Mosquera, V. (2005). Predictive functional control of a puma robot. In *ACSE - Association for Computer Studies Educators*.
- Vivas, A. and Poinet, P. (2005). Predictive functional control of a parallel robot. *Control Engineering Practice*, 13(7):863–874.
- Voelcker, J. (2008). The soul of a new Mercedes. *Spectrum, IEEE*, 45(12):36–41.
- Vukobratovic, M. and Borovac, B. (2004). Zero-moment point-thirty five years of its life. *Int. Journal of Humanoid Robotics*, 1(1):157–173.
- Waldron, K. (1992). Actively controlled mobility systems. In *TENCON'92. Technology Enabling Tomorrow: Computers, Communications and Automation towards the 21st Century. 1992 IEEE Region 10 International Conference.*, pages 332–336. IEEE.
- Waldron, K., Sreenivasan, S., and Varadhan, V. (1989). Mobility enhancement using active coordination. In *NASA Conference on Space, Pasadena, California*.
- Waldron, K. J. (1986). Force and motion management in legged locomotion. *IEEE Journal of Robotics and Automation*, RA-2(4).
- Ward, C. C. and Iagnemma, K. (2008). A dynamic-model-based wheel slip detector for mobile robots on outdoor terrain. *IEE Transactions on Robotics*.

- Wellington, C. and Stentz, A. (2006). Learning predictions of the load-bearing surface for autonomous rough-terrain navigation in vegetation. In *Field and Service Robotics*, pages 83–92. Springer.
- Wettergreen, D., Jonak, D., Kohanbash, D., Moreland, S., Spiker, S., and Teza, J. (2010a). Field experiments in mobility and navigation with a lunar rover prototype. In *Field and Service Robotics*, pages 489–498. Springer.
- Wettergreen, D., Jonak, D., Kohanbash, D., Moreland, S., Spiker, S., Teza, J., and Whittaker, W. (2009). Design and experimentation of a rover concept for lunar crater resource survey. In *47th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including The New Horizons Forum and Aerospace Exposition*.
- Wettergreen, D., Moreland, S., Skonieczny, K., Jonak, D., Kohanbash, D., and Teza, J. (2010b). Design and field experimentation of a prototype lunar prospector. *The Int. Journal of Robotics Research*, 29(12):1550–1564.
- Wettergreen, D. and Thorpe, C. (1992). Gait generation for legged robots. In *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*.
- Wilcox, B., Litwin, T., Biesiadecki, J., Matthews, J., Heverly, M., Morrison, J., Townsend, J., Ahmad, N., Sirota, A., and Cooper, B. (2007). Athlete: A cargo handling and manipulation robot for the moon. *Journal of Field Robotics*, 24(5):421–434.
- Wilson, G., Ramirez-Serrano, A., Mustafa, M., and Davies, K. (2012). Velocity selection for high-speed ugv’s in rough unknown terrains using force prediction. *Intelligent Robotics and Applications*, pages 387–396.
- Wong, J. Y. (2001). *Theory of ground vehicles*. John Wiley & Sons.
- Xu, H., Zhang, Z., Alipour, K., Xue, K., and Gao, X. (2011). Prototypes selection by multi-objective optimal design: application to a reconfigurable robot in sandy terrain. *Industrial Robot: An International Journal*, 38(6):599–613.
- Yoneda, K. and Hirose, S. (1996). Tumble stability criterion of integrated locomotion and manipulation. In *Intelligent Robots and Systems’ 96, IROS 96, Proc. of the 1996 IEEE/RSJ Int. Conf. on*, volume 2, pages 870–876. IEEE.
- Zagler, A. and Pfeiffer, F. (2003). “MORITZ” a pipe crawler for tube junctions. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics & Automation*, volume 3, pages 2954–2959. Citeseer.

Zhang, Z., Wang, W. Q., and Siddiqui, S. (2005). Predictive function control of a two-link robot manipulator. In *Mechatronics and Automation, 2005 IEEE International Conference*, volume 4, pages 2004–2009. IEEE.

Apêndice A

Produção Bibliográfica e Extensões

Parte dos estudos, propostas e resultados obtidos durante esta pesquisa foram publicados em congressos e jornais técnico-científicos. Abaixo estão listadas tais publicações, mencionando em seguida a contribuição de cada artigo.

1. Freitas, G., Lizarralde, F., Hsu, L., and dos Reis, N. R. S. (2008). Reconfiguração Cinemática de um Robô Móvel Explorador. No *Congresso Brasileiro de Automática - CBA 2008*, Juiz de Fora.
2. Freitas, G., Lizarralde, F., Hsu, L., and dos Reis, N. R. S. (2009). Kinematic Reconfigurability of Mobile Robot on Irregular Terrains. No *International Conference on Robotics & Automation - ICRA 2009*, paginas 1340-1345, Kobe - Japão.
3. Freitas, G., Lizarralde, F., Hsu, L., and dos Reis, N. R. S. (2009). Reconfiguração Cinemática de um Robô Móvel em Terrenos Irregulares. No *Simpósio Brasileiro de Automação Industrial - SBAI 2009*, Brasília.
4. Freitas, G., Gleizer, G., Lizarralde, F., and Hsu, L. (2010). Reconfiguration of Mobile Robots on Irregular Terrains Based on Multiple Objective Optimization. No *Congresso Brasileiro de Automática - CBA 2010*, Bonito.
5. Freitas, G., Gleizer, G., Lizarralde, F., and Hsu, L. (2010). Multi-Objective Optimization for Kinematic Reconfiguration of Mobile Robots. No *International Conference on Automation Science and Eng. - CASE 2010*, Toronto - Canadá.
6. Freitas, G., Gleizer, G., Lizarralde, F., Hsu, L., and dos Reis, N. R. S. (2010). Kinematic Reconfigurability Control for an Environmental Mobile Robot Ope-

rating in the Amazon Rain Forest. No *Journal of Field Robotics*, volume 27, número 2, páginas 197-216.

7. Freitas, G., Leite, A. C., and Lizarralde, F. (2010). Controle de Sistemas Robóticos com Restrições Cinemáticas. No *Congresso Brasileiro de Automática - CBA 2010*, Bonito.
8. Freitas, G., Leite, A. C., Lizarralde, F. (2011). Kinematic Control of Constrained Robotic Systems. No *Controle & Automação - Revista da Sociedade Brasileira de Automática*, volume 22, número 6, páginas 559-572.
9. Freitas, G., Lizarralde, F., Hsu, L., Paranhos, V., Reis, N. R. S. (2011). A Novel Wheel-Leg Parallel Mechanism Control for Kinematic Reconfiguration of an Environmental Hybrid Robot. No *Simpósio Brasileiro de Automação Industrial - SBAI 2011*, São João Del Rei.
10. Freitas, G., Lizarralde, F., Hsu, L., Paranhos, V., Reis, N. R. S., Bergerman, M. (2011). Design, Modeling, and Control of a Wheel-Legged Locomotion System for the Environmental Hybrid Robot. No *International Association of Science and Technology for Development - Robotics Conference - IASTED 2011*, Pittsburgh.
11. Freitas, G., Bayar, G., Bergerman, M. (2012). Análise de Estabilidade de uma Plataforma Agrícola. No *Congresso Brasileiro de Automática - CBA 2012*, Campina Grande.
12. Freitas, G., Zhang, J., Libby, J., Hamner, B., Bergerman, M., Kantor, G. (2012). A Practical Localization System for Orchard Vehicles. No *Congresso Brasileiro de Automática - CBA 2012*, Campina Grande.
13. Freitas, G., Zhang, J., Hamner, B., Bergerman M., Kantor, G. (2012). A Low-Cost, Practical Localization System for Agricultural Vehicles. No *International Conference on Intelligent Robotics and Applications - ICIRA 2012*, Montreal - Canadá.
14. Freitas, G., Hamner, B., Bergerman, M., Singh, S. (2012). A Practical Obstacle Detection System for Autonomous Orchard Vehicles. No *International Conference on Intelligent Robots and Systems - IROS 2012*, Vilamoura - Portugal.
15. Freitas, G., Lizarralde, F., Hsu, L., Bergerman, M. (2013). Terrain Model Based Anticipative Control for Articulated Vehicles with Low Bandwidth Actuators. No *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics & Automation - ICRA 2013*, Karlsruhe - Alemanha.

16. Sangreman, A., Freitas, G., Costa, R. R. (2013). Modelagem de Terrenos Naturais Através de Malhas de Triângulos. No *Simpósio Brasileiro de Automação Industrial - SBAI 2013*, Fortaleza.
17. Freitas, G., Lizarralde, F., Hsu, L. (2014). Predictive Control of Actively Articulated Mobile Robots Crossing Irregular Terrains. No *World Congress of the International Federation of Automatic Control - IFAC 2014*, Cape Town, África do Sul, 2014.

Em [1], é proposta uma estratégia simples de reconfiguração procurando melhorar a mobilidade de um robô móvel com reconfiguração ativa em terrenos irregulares. Um controle proporcional descentralizado é formulado para cenários estáticos, atuando em cada junta ativa do sistema de maneira a ajustar a altura, orientação, estabilidade e tração. A estabilidade é estimada considerando os ângulos de tombamento do sistema, e a tração é avaliada de acordo com a distribuição de forças nas pernas do robô. O controle é validado por meio de simulações considerando um robô planar com pernas prismáticas.

Os artigos [2,3] utilizam estratégias de controle semelhantes aplicadas para comandar as pernas do Robô Ambiental Híbrido durante operações na floresta Amazônica. O artigo [2] é referenciado como exemplo de robô móvel com pernas e rodas (Guan et al., 2010), robô articulado em operações de campo (From et al., 2014), e aplicação de reconfiguração para melhorar a mobilidade de um mecanismo articulado (Philippsen, 2013).

Já em [4], novas abordagens são propostas para atuar na configuração do robô móvel articulado. Com base nos critérios de mobilidade adotados, leis de controle centralizado são propostas para cenários estáticos atuando na altura e orientação ou altura e estabilidade do sistema, permitindo desacoplar as dinâmicas dos erros associados. Considerando os critérios de mobilidade conflitantes, é proposta uma formulação multi-objetivo de maneira a se obter uma configuração ótima com o robô. Os controles são validados por meio de simulações considerando o robô planar com pernas prismáticas.

O artigo [5] avalia a estabilidade do robô através de uma métrica baseada na energia potencial gravitacional associada ao tombamento do sistema. De acordo com o novo critério de mobilidade, as leis de controle centralizado e multi-objetivo propostas anteriormente são reescritas. Os controles são validados por meio de simulações considerando o robô planar com pernas prismáticas. O artigo é citado por (Isher et al., 2012; Chen et al., 2013) como um exemplo de aplicação de estratégia multi-objetivo aplicada na reconfiguração de robôs articulados.

Em [6], a mobilidade de um robô móvel tridimensional é controlada considerando a distância em relação ao solo, orientação, e ângulos de tombamento. Estratégias de

controle são propostas para cenários estáticos, atuando na altura e orientação ou altura e estabilidade de maneira a desacoplar o sistema. Considerando os critérios conflitantes de orientação e estabilidade, uma abordagem de otimização multi-objetivo é proposta para o robô tridimensional. As estratégias propostas são validadas através de simulações com um robô com quatro pernas prismáticas, e experimentos com o Robô Ambiental Híbrido na floresta Amazônica.

O artigo é citado por (Xu et al., 2011; Ani et al., 2013) como um exemplo de aplicação de estratégia multi-objetivo aplicada na reconfiguração de robôs articulados. Ele também é mencionado em (Lipsett et al., 2014) como um exemplo de robô móvel utilizado em operações de inspeção em campo. Entretanto, esta publicação é mais reconhecida pelo conjunto de critérios propostos para analisar a mobilidade do robô, conforme as citações (Gianni et al., 2011; Inotsume et al., 2012; Norouzi et al., 2012a, 2013; Papadakis, 2013).

Entre estes se destaca (Papadakis, 2013), apresentando um *survey* sobre análise de transversabilidade de terrenos para robôs terrestres autônomos. O artigo descreve os critérios de altura, orientação, estabilidade e tração adotados na tese, destacando a complexidade em se formular o problema de otimização da mobilidade do robô devido aos critérios conflitantes.

Os artigos [7,8] apresentam uma metodologia de controle para sistemas robóticos com restrições cinemáticas. Estudos de caso para robôs paralelos e robôs redundantes são discutidos a partir dos conceitos de cinemática direta, cinemática diferencial, singularidades e controle cinemático.

Já nos artigos [9,10], a metodologia de controle para sistemas robóticos com restrições cinemáticas é aplicada na suspensão do protótipo reduzido do Robô Ambiental Híbrido. Essa suspensão é composta por um mecanismo paralelo com 2 DoF atuados, que permite controlar de maneira independente a altura e orientação da roda com respeito ao terreno, alterando a mobilidade do robô de maneira significativa. Devido ao perfil esférico da roda do RAH, a reconfiguração permite alterar a razão velocidade-torque ao ajustar o raio de curvatura da roda no ponto de contato com o terreno, conforme ilustrado na Figura 1.6. A metodologia proposta é ilustrada através de experimentos realizados com o protótipo reduzido do RAH.

O artigo [11] apresenta a análise de estabilidade da plataforma elevatória agrícola Autonomous Prime Mover (APM), capaz de se locomover de maneira autônoma em plantações transportando até dois trabalhadores. Antes de ser utilizada por agricultores em campo, é necessário estudar a estabilidade da plataforma. A análise é realizada utilizando o programa MSC.Adams/Car, que permite emular diferentes condições do terreno capazes de capotar a plataforma. Experimentos de tombamento com o veículo real também são apresentados.

O veículo APM também foi utilizado nos artigos [12,13], onde é proposto um

sistema prático de localização para veículos agrícolas. O objetivo consiste em obter a posição do robô dentro da plantação com precisão sub-métrica, permitindo a realização de tarefas geo-referenciadas. O sistema não deve adicionar custos ao APM, possibilitando sua aquisição por produtores agrícolas. Desse modo, o sistema desenvolvido utiliza apenas os sensores já disponíveis no veículo para navegação - no caso, *laser scanners* e encoders integrados utilizando um Filtro de Kalman Estendido (EKF). Testes realizados em pomares comerciais e experimentais demonstram que o sistema de localização é capaz de estimar a posição do veículo de maneira eficiente, e indicam condições de operação onde o sistema apresenta precisão sub-métrica.

A modelagem de terrenos naturais é introduzida no artigo [14], que propõe um sistema prático de detecção de obstáculos para veículos agrícolas autônomos, no caso o APM. É crucial para o veículo identificar obstáculos em sua trajetória e ajustar sua velocidade de acordo, garantindo segurança em operações autônomas. O sistema não deve adicionar custos ao APM, utilizando dessa forma o *laser scanner*, encoders e um sensor inercial de baixo custo e precisão já embarcados no robô. A metodologia aplicada é baseada em classificação e agrupamento de pontos 3D para identificação de obstáculos. Experimentos em pomares comprovam a eficiência do sistema para identificar caixas abandonadas e pessoas dentro da plantação. Os limites do sistema foram verificados através da detecção de objetos pequenos e obstáculo dinâmico. O artigo é citado por (Mala and Ramachandran, 2013) como um exemplo de tecnologia aplicada a navegação de veículos autônomos agrícolas.

O artigo [15] considera a estabilidade de uma plataforma elevatória agrícola, e formula uma estratégia de controle preditivo para cenários dinâmicos de forma a ajustar a altura da plataforma conforme o terreno percorrido, levando em conta a largura de banda do atuador utilizado para reconfiguração. O controle proposto é validado através de simulações realizadas integrando os programas Matlab e MSC.Adams/Car, onde o veículo percorre diferentes perfis de terrenos que podem ocasionar em seu tombamento. Os resultados obtidos comprovam que a reconfiguração do mecanismo aumenta os limites tolerados pelo sistema com respeito a inclinações e dimensões de obstáculos ultrapassados, garantindo a segurança da plataforma e possíveis operadores embarcados.

Já o artigo [16] apresenta uma metodologia para modelagem de terrenos naturais cobertos por vegetação. A construção do modelo é feita a partir da triangulação de uma nuvem tridimensional de pontos, neste caso obtidos por um laser. Testes realizados em um ambiente natural ilustram o funcionamento do método proposto.

Por fim, o artigo [17] apresenta um conjunto de estratégias de controle para reconfigurar um robô articulado com atuadores lentos percorrendo um terreno acidentado. A solução proposta consiste em antecipar a ação de comando utilizando uma estratégia de controle preditivo baseado em modelo, implementada através do

método de controle preditivo funcional para adaptar o robô às condições severas deparadas ao longo da operação. De acordo com os critérios de mobilidade conflitantes, estratégias de otimização multi-objetivo são formuladas a fim do robô alcançar uma configuração ótima. As estratégias propostas são validadas por meio de simulações considerando um robô planar com pernas prismáticas.

A pesquisa apresentada nesta tese contou com a colaboração de outras pessoas, em especial os co-autores previamente citados nesta seção. Cabe aqui mencionar outros trabalhos e extensões associadas a tese.

A estratégia de otimização multi-objetivo propostas para o caso estático foi desenvolvida em conjunto com Gabriel Gleizer, co-autor dos artigos [4,5,6]. Parte da pesquisa foi publicada no projeto final de graduação do aluno, intitulado “Otimização Multi-Objetivo Aplicada ao Controle de Mobilidade de um Robô Articulado em Terrenos Irregulares”, defendido em Março de 2010 como requisito para a obtenção do grau de Engenheiro de Controle e Automação pela UFRJ.

A implementação do controle do mecanismo planar de suspensão do Robô Ambiental Híbrido reduzido, composto por 2 juntas ativas prismáticas e 6 juntas passivas de rotação, foi realizada em conjunto com Vitor Paranhos, co-autor dos artigos [9,10]. Parte da pesquisa foi publicada no projeto final de graduação do aluno, intitulado “Sistema Tempo-Real Embarcado para Controle de um Robô Tele-Operado”, defendido em Maio de 2011 como requisito para a obtenção do grau de Engenheiro Eletrônico de Computação pela UFRJ.

A metodologia para modelagem de terrenos naturais foi desenvolvida em conjunto com Anderson Sangreman, co-autor do artigo [16]. Parte da pesquisa foi publicada na dissertação de mestrado do aluno, intitulada “Modelagem de Terrenos Naturais Através de Malhas de Triângulos”, defendida em Abril de 2014 como requisito para a obtenção do grau de Mestre em Ciências em Engenharia Elétrica pela UFRJ.

Uma extensão desta pesquisa é o trabalho “*Control of Actively Articulated Suspensions of Robotic Vehicles*”, apresentado em 2011 no *Robotics Institute - Carnegie Mellon University* como projeto final de disciplina do aluno de mestrado (M.S.) Daniel Loret de Mola, orientado pelo Prof. David Wettergreen.

Este trabalho utiliza o modelo de robô articulado e o critério de estabilidade planar descritos em [4] para propor um método de otimização multi-objetivo a fim de melhorar a estabilidade e tração de um *rover*. Resultados obtidos através de simulações realizadas com a biblioteca *Open Dynamics Engine* (ODE) validam o método de controle apresentado.