

ALBERTO CERELLO CHAPCHAP

**PROJETO DE UM VELEIRO CATAMARÃ COM HIDROFÓLIOS:
DESENVOLVIMENTO DE FERRAMENTAS DE ANÁLISE E SÍNTESE**

Dissertação apresentada à Escola Politécnica
da Universidade São Paulo para obtenção
do título de Mestre em engenharia.

CONSULTA
FD-5557

São Paulo

2010

OK

ALBERTO CERELLO CHAPCHAP

**PROJETO DE UM VELEIRO CATAMARÃ COM HIDROFÓLIOS:
DESENVOLVIMENTO DE FERRAMENTAS DE ANÁLISE E SÍNTESE**

Área de Concentração:

Engenharia Naval e Oceânica

Orientador:

Prof. Dr. Alexandre Nicolaos Simos

Dissertação apresentada à Escola Politécnica
da Universidade São Paulo para obtenção
do título de Mestre em engenharia.

São Paulo

2010

*À Geórgia, à minha família, ao meu Pai
e em memória do meu Avô.*

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar, gostaria de agradecer ao meu orientador Prof. Alexandre Nicolaos Simos e ao Prof. Bernardo Luís Rodrigues de Andrade pelo apoio contínuo, pela dedicação de ambos a este projeto, pela presença nas reuniões de acompanhamento e pelos conhecimentos passados. Na verdade, minha dívida com eles vai um pouco mais além do âmbito do presente trabalho, na medida que ambos me encorajaram a perseguir novos objetivos profissionais e acadêmicos. Em seguida, expresso minha gratidão ao velejador Roberto Pandiani por ter proposto um problema rico como tema de pesquisa e por ter me dado a oportunidade de velejar algumas vezes em sua companhia. Por fim, agradeço à minha família (avô, pais, irmãos, tios e tias) pelo apoio dado e pela experiência passada durante tantos anos e, em especial, à Georgia que não só foi motivo de inspiração, como também tem estado presente para dividir as surpresas que a vida nos reserva.

Resumo

O projeto de um catamarã com hidrofólios foi iniciado na Escola Politécnica em 2003, quando o velejador Roberto Pandiani procurou a escola com a idéia de melhorar o desempenho da sua embarcação a vela. Sua idéia, na época, era partir numa nova viagem a bordo de um catamarã com hidrofólios. Embarcações a vela com hidrofólios não são muito comuns dada sua complexidade de configuração, fragilidade dos hidrofólios e elevado custo de construção, na medida que, materiais exóticos, como fibras de carbono e kevlar, são usados na maioria dos projetos. O objetivo deste trabalho pode ser resumido em duas etapas. Na primeira etapa, ferramentas que permitam avaliar o desempenho e a atitude de uma embarcação a vela com hidrofólios, sob o ponto de vista quasi-estático e estático, foram desenvolvidas. Sob a ótica estática, um programa de predição de velocidades, *VPP*, foi desenvolvido e validado de acordo com a metodologia e os resultados apresentados por (Masuyama, 1986). Uma segunda ferramenta, que nos permite fazer a predição da passagem da embarcação do modo *hulborne* para o modo *foilborne (take off)*, do ponto de vista quasi-estático, também foi desenvolvida. A segunda parte do trabalho, ilustra o potencial de aplicação das ferramentas desenvolvidas na primeira quando estas são incorporadas numa metodologia de síntese. Dessa forma, resultados do problema de otimização com objetivos múltiplos aplicado ao projeto de uma embarcação a vela com hidrofólios são apresentados.

Palavras Chave: Catamarãs a vela. Projeto de Hidrofólios. Programa de predição de velocidades.

Chapchap, Alberto Cerello. **Projeto de um veleiro catamarã com hidrofólios: Desenvolvimento de ferramentas de análise e síntese.** São Paulo, 2010. (Mestrado)
Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2010.

ERRATA

Página 98, linha 8, inclusão de referência: Pinheiro, A. S.; Soares L. F. S.; Munaretto D. S. Projeto de um Veleiro Catamarã com Hidrofólios, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, Relatório de Formatura, São Paulo, 2010.

Abstract

This work was motivated by a request of the adventure sailor Roberto Pandiani who approached us in order to investigate the attitude and performance of a catamaran sailboat with hydrofoils. Although the concept of hydrofoil sailboats dates back from the 50s and 60s, they are not commonly seen at the harbors due to the complexity, fragility and, usually, high cost of the boat. In the present work, our analysis is carried out in two stages. On the first one, the equilibrium equations for the sailboat are solved on the foilborne mode and on the hullborne-foilborne transition mode. The former problem gives rise to a six degrees of freedom Velocity Prediction Program (VPP) through which the performance and attitude of the boat can be evaluated by a quasi-static approach. The latter problem is tackled by solving a two degree of freedom (pitch and heave) problem; these results allowed the prediction of the take off speed of the sailboat. On the second stage, the potential of the tools developed in stage one is outlined by describing its applicability on the design of a hydrofoil catamaran sailboat in a multi objective optimization framework. At this point, a methodology for the optimized design of a hydrofoil sailboat is proposed and preliminary results for a simplified optimization problem are presented in order to illustrate the procedure.

Keywords: Sailboat Design, Hydrofoils, Velocity Prediction Program

Índice

1-Introdução.....	1
1.1-Motivação.....	1
1.2-Contextualização.....	3
1.3-Objetivos.....	10
1.4-Apresentação do Trabalho	11
1.5-Revisão da Bibliografia.....	13
2-Desenvolvimento do VPP- Equilíbrio Estático em modo Foilborne.....	15
2.1-Geometria do Problema.....	15
2.2-Matrizes de Mudança de Base	16
2.3-Modelo Hidrodinâmico.....	20
2.4-Modelo Aerodinâmico.....	36
2.5-Equacionamento do Equilíbrio	42
3-Programa de Predição de Velocidades	46
3.1-Validação do Algoritmo- Estudo de Caso.....	50
3.2-Implementação da configuração em T	62
3.3-Resultados Obtidos para a Configuração em T	66
4-Ferramenta para Predição do Take Off.....	74
4.1-Propriedades Hidrostáticas.....	74
4.2-Resistência ao Avanço do Casco.....	77
4.3-Equações de Equilíbrio para Análise do Take Off	78
5-Metodologia de Síntese	87
5.1-Funções Objetivo.....	88
5.2-Variáveis e Restrições	90

5.3-Resultados	92
6-Encerramento do Trabalho e Sugestões para Trabalhos Futuros.....	101
7-Bibliografia.....	111

Lista de Figuras

Figura 1.1: Embarcação usada por Roberto Pandiani em sua última travessia, retirada de http://www.flickr.com/photos/travessia em 03/04/2009.....	1
Figura 1.2: Tri Foiler configuração proposta por Ketterman retirada de http://www.hobiecat.com/sailing/history_trifoiler.html em 18/07/2009.....	4
Figura 1.3: Configuração de hidrofólios do Icarus, retirada de http://homepages.rya-online.net/ejcchapman/HobartPaper em 15/04/2008.....	5
Figura 1.4: Icarus velejando na semana de vela de Weymouth, retirada de http://www.speedsailing.com/Icarus_1.jpg em 31/04/2008.....	5
Figura 1.5: Configuração final da embarcação Calliope, retirada de http://homepages.rya-online.net/ejcchapman/HobartPaper em 25/04/2008. Note que os controladores do ângulo de ataque dos fólios em T de vante estão posicionados ao lado de cada casco.....	6
Figura 1.6: Versão final da embarcação Calliope navegando, retirada em 28/04/2008 de http://homepages.rya-online.net/ejcchapman/HobartPaper	6
Figura 1.7: Ceres no modo foilborne em 2002, retirada de http://homepages.ryaonline.net/ejcchapman/CSYSPaper/CSYSPage4.htm em 10/05/2008.....	7
Figura 1.8: Alpha navegando no modo foilborne, retirada de (Killing, 2007) em 07/05/2008.....	8
Figura 1.9: Configuração do Hydroptère , retirado de http://www.hydroptere.fr/ em 12/05/2008.....	9
Figura 1.10: Moth na configuração dos irmãos Ilett	9
Figura 1.11: O Syz & CO durante suas seções de teste no lago de Geneva, retirada de http://www.syzfoiler.com em 20/04/2009.....	10
Figura 2.1: Sistemas Oe e Ob , retirada de (Masuyama, 1986).....	17
Figura 2.2: Sistemas Ob e Of , retirada de (Masuyama, 1986).....	18
Figura 2.3: Hidrofólio em T (cinza) equivalente ao hidrofólio em diedro original (preto) considerado pelo modelo hidrodinâmico.....	21
Figura 2.4: Ilustração do fenômeno de crossflow, retirada de (Kroo; Shevell, 2001).....	25

Figura 2.5: Fólio usado nos ensaios de (Masuyama, 1986).....	27
Figura 2.6: Comparação das previsões do coeficiente de lift previstos por (Waldin et al, 1955) e (Waldin; Christopher, 1960) com os dados experimentais de (Masuyama, 1986).....	28
Figura 2.7: O hidrofólio em diedro, VB e o ângulo de diedro podem ser vistos no sistema de coordenadas Ob. A figura foi retirada de (Masuyama, 1986).....	31
Figura 2.8: Projeção , no plano yz, de V e W em V_T e V_N ; retirada de (Masuyama, 1986).....	32
Figura 2.9: Definição do ângulo Λ no plano formado por U e V_T . retirada de (Masuyama, 1986).....	33
Figura 2.10: Representação bidimensional da embarcação inclinada.....	35
Figura 2.11: Ilustra o ângulo α_S se W_A for nulo, retirada de (Masuyama, 1986).....	37
Figura 2.12: C_{LS} e C_{DS} em função de α_S	38
Figura 2.13: C_{LH} e C_{DH} em função de α_H . A área projetada do casco foi utilizada na normalização dos coeficientes aerodinâmicos.....	40
Figura 3.1: Fluxograma do Programa de Predição de Velocidades.....	49
Figura 3.2: Posição dos pontos da tabela 3 no catamarã visto pela popa	52
Figura 3.3: Gráfico da velocidade da embarcação, VB, em função do ângulo de trim da retranca ϵ	53
Figura 3.4: Gráfico do comprimento molhado do fólio de bombordo da embarcação, LfPort, em função do ângulo de trim da retranca ϵ . Resultados do VPP em azul comparados com os resultados de (Masuyama, 1986) em vermelho.	53
Figura 3.5: Gráfico do comprimento molhado do fólio de boreste da embarcação, LfPort, em função do ângulo de trim da retranca ϵ . Resultados do VPP em azul comparados com os resultados de (Masuyama, 1986) em vermelho.	54
Figura 3.6: Gráfico comparativo do ângulo de ataque da vela, α_S , em função de ϵ . Resultados do VPP em azul comparados com os resultados de (Masuyama, 1986) em vermelho.....	54
Figura 3.7: Gráfico comparativo do ângulo de leeway, β , em função de ϵ . Resultados do VPP em azul comparados com os resultados de (Masuyama, 1986) em vermelho.....	55
Figura 3.8: Gráfico comparativo do ângulo de inclinação, Φ , em função de ϵ . Resultados do VPP em azul comparados com os resultados de (Masuyama, 1986) em vermelho.....	55
Figura 3.9: Gráfico comparativo do ângulo de pitch, Θ , em função de ϵ . Resultados do VPP em azul comparados com os resultados de (Masuyama, 1986) em vermelho.....	56

Figura 3.10: Gráfico comparativo do ângulo de leme, δ , em função de ϵ . Resultados do VPP em azul comparados com os resultados de (Masuyama, 1986) em vermelho.....	56
Figura 3.11: Visualização do Resultado obtido para $\epsilon=22$ graus, $\gamma_t=90$ graus e UST = 10 m/s.....	58
Figura 3.12: Visualização do Resultado obtido para $\epsilon=40$ graus, $\gamma_t=90$ graus e UST =10 m/s.....	58
Figura 3.13: Gráfico Polar obtido para o barco de Masuyama uma intensidade de vento, UST= 10 m/s, para o catamarã com fólio em diedro variando se o ângulo ϵ	60
Figura 3.14: Comparação dos diagramas polares para Ust =10 m/s e $\epsilon=30$ graus.....	61
Figura 3.15: Atuação do controlador do hidrofólio em T em dois casos: na altura de referência (em branco) e após um aumento da profundidade de imersão (em verde).....	63
Figura 3.16: Posição dos pontos da tabela 6 do T Boat visto pela popa.....	67
Figura 3.17: Comparação de V_B em função de ϵ para a configuração de hidrofólios em T (tabelas 5 e 6) e a configuração em diedro de Masuyama (tabelas 2 e 3).....	68
Figura 3.18: Comparação do ângulo de leeway, β , em função de ϵ para a configuração de hidrofólios em T e a configuração em diedro.	68
Figura 3.19: Comparação do ângulo de pitch, Θ , em função de ϵ para a configuração de hidrofólios em T e a configuração em diedro.....	69
Figura 3.20: Comparação do ângulo de ataque da vela, α_S , em função de ϵ , uma para configuração de hidrofólios em T e uma configuração em diedro.....	69
Figura 3.21: Comparação do ângulo de inclinação, Φ em função de ϵ , para ambas as configurações de hidrofólios.	70
Figura 3.22: A variação do ângulo de leme δ em função de ϵ para ambas as configurações de hidrofólios.....	70
Figura 3.23: Atitude da embarcação com fólios em T para $\epsilon=25$	71
Figura 3.24: Atitude da embarcação com hidrofólios em T para $\epsilon=40$	72
Figura 3.25: Gráfico Polar do catamarã com hidrofólios em T para UST = 10 m/s.....	73
Figura 4.1: Modelo do casco do eagle 21 no programa Maxsurf.....	75
Figura 4.2: Valores do volume deslocado de um casco do eagle 21 em função do calado médio, h	76
Figura 4.3: Valores do LCB em função de h medidos em relação a popa do eagle.....	77
Figura 4.4: Resistência ao Avanço em função do calado e da velocidade para um casco do eagle prevista pelo programa HullSpeed usando a formulação de Holtrop.....	78

Figura 4.5: Resultados do modelo de take off considerando se apenas o heave para o eagle 21 para uma configuração de fólios em diedro com uma corda de 230 mm (ver figura 1.3), $V_{\text{Takeoff}} = 7.5$ m/s .	79
Figura 4.6: Atitude típica de uma embarcação durante a transição do modo hullborne para o modo foilborne, retirada de (Faltisen, 2005).	80
Figura 4.7: Comparação entre os dois modelos de take off para um eagle 21 com fólios em diedro de corda 250 mm.	83
Figura 4.8: Previsão do take off para as configurações de fólio em T e em diedro ($V_{\text{TakeOff T}} = 6.0$ m/s e $V_{\text{TakeOff Diedro}} = 6.15$ m/s) partindo de uma área submersa de fólios equivalente.	84
Figura 4.9: Valores previstos para Θ em função de VB para as duas configurações de fólios, T e diedro, com áreas submersas equivalentes.	84
Figura 5.1: Fluxograma da Metodologia de Síntese.	88
Figura 5.2: Fronteira de Pareto obtida para a configuração em T após oito iterações, retirada de (Pinheiro; Soares; Munaretto, 2010).	93
Figura 5.3: Fronteira de Pareto obtida para a configuração em diedro após oito iterações, (Pinheiro; Soares; Munaretto, 2010).	93
Figura 5.4: Diagrama polar comparando as configurações em T (vermelho) e diedro (azul) em função do ângulo real de incidência de vento.	99
Figura 5.5: Comparação entre resistência ao avanço das duas configurações na transição hullborne -foilborne ,T (vermelho) e diedro (azul).	100

Índice de Tabelas

Tabela 1: Definição dos Apêndices utilizando o ângulo de diedro Γ	31
Tabela 2: Dimensões do catamarã proposto por (Masuyama, 1986). Essa embarcação foi utilizada como nosso benchmark para validação do algoritmo.....	51
Tabela 3: Coordenadas que definem as posições dos centros de esforços das forças que atuam no catamarã em relação ao sistema Ob	51
Tabela 4: Resultados Obtidos para UST=10 m/s e $\gamma_t=90$ graus.....	52
Tabela 5: Dados do T Boat usado na implementação da configuração em T	66
Tabela 6: Coordenadas no sistema Ob do T boat usadas na implementação da configuração em T	67
Tabela 7: Dimensões principais do eagle 21 sem hidrofólios	75
Tabela 8: Dados dos hidrofólios usados na obtenção das figuras 4.8 e 4.9 para a configuração em diedro.....	85
Tabela 9: Coordenadas no sistema Ob dos hidrofólios utilizados na configuração em diedro; os pontos podem ser visualizados na figura 3.2.....	85
Tabela 10: Dados dos hidrofólios usados na obtenção das figuras 4.8 e 4.9 para a configuração em T.....	86
Tabela 11: Coordenadas no sistema Ob dos hidrofólios utilizados na configuração em T; os pontos podem ser visualizados na figura 3.16.....	86
Tabela 12: Variáveis de otimização para a configuração em Diedro.....	91
Tabela 13: Variáveis de otimização para a configuração em T.....	91
Tabela 14: Resultados da otimização para a configuração em Diedro.....	94
Tabela 15: Resultados da otimização para a configuração em T.....	94
Tabela 16: Resultados obtidos para configuração ótima em T	98
Tabela 17: Resultados obtidos para configuração ótima em diedro.....	98

1 Introdução

1.1 Motivação

No início de 2003 o velejador e aventureiro Roberto Pandiani procurou a Escola Politécnica da USP na tentativa de melhorar o desempenho de seu catamarã. Naquela época, seu objetivo era realizar uma nova viagem, desta vez numa embarcação a vela com hidrofólios. Nesse mesmo ano, dois grupos de alunos realizaram seus trabalhos de formatura abordando tópicos relacionados ao presente projeto. Em 2004, o projeto foi retomado, também no âmbito de um trabalho de graduação.

Recentemente, o velejador Roberto Pandiani mencionou seu interesse na continuação do projeto dos hidrofólios adaptáveis ao seu catamarã, inclusive colocando a disposição sua embarcação, um *eagle* de 21 pés, para fazermos testes com hidrofólios piloto. Sua idéia, primeiramente, é participar de travessias e competições curtas, como a regata Santos – Rio, Ilhabela – Alcatrazes e outras. Num segundo momento, se o conjunto se mostrar confiável e eficiente, o velejador o usará em uma expedição, partindo do Alasca e chegando a Califórnia na costa oeste dos Estados Unidos.

Cabe ressaltar, que nesse tipo de viagem, as embarcações não possuem cabine e, portanto, os velejadores podem passar alguns dias (ou até semanas) ao relento. Na sua última travessia, Roberto Pandiani e seu colega, Igor Bely, atravessaram o oceano pacífico, velejando da costa do Chile a costa da Austrália, num catamarã sem cabine, a fotografia abaixo ilustra a embarcação usada.

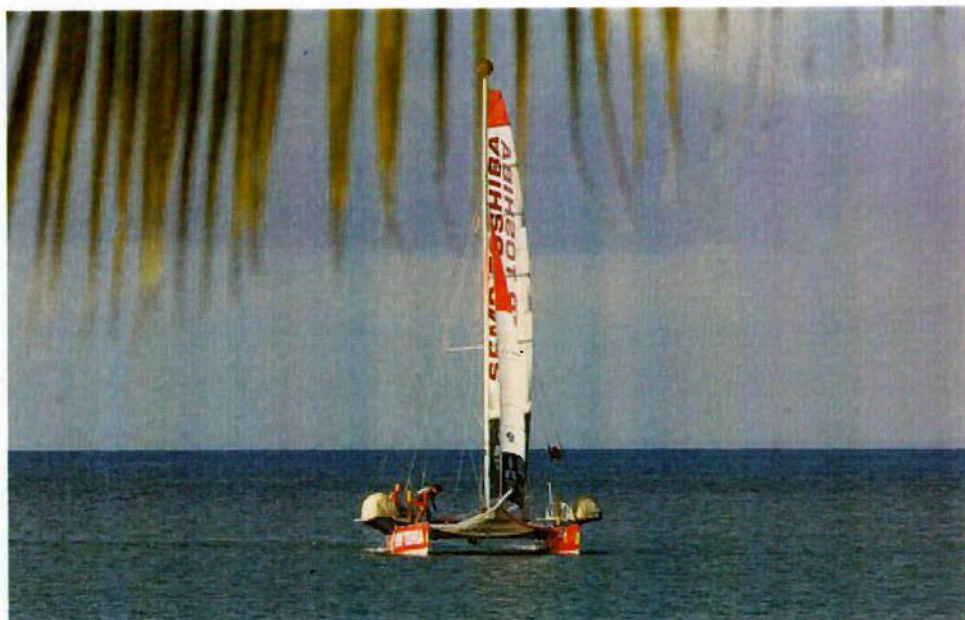


Figura 1.1: Embarcação usada por Roberto Pandiani em sua última travessia, retirada de <http://www.flickr.com/photos/travessia> em 03/04/2009

Outro ponto que vale a pena ser ressaltado é que os fabricantes da atual embarcação do velejador (www.eagle-cat.com) demonstraram interesse em colaborar com o desenvolvimento do projeto, em especial no que se trata da fabricação dos hidrofólios. Note que esse processo não é trivial, pois os hidrofólios, em última análise, deverão ser construídos em fibra de carbono (para manter uma boa performance estrutural e um peso relativamente baixo). Isso eleva o custo do processo de construção, o que em muitos casos acaba inviabilizando a construção de um protótipo.

Note também que o projeto dos hidrofólios, do ponto de vista da engenharia naval, é muito rico, pois subentende o conhecimento e o emprego de uma série de disciplinas ligadas à área, entre as quais podemos citar:

- Hidrostática do casco
- Resistência ao avanço do casco
- Modelo hidrodinâmico do escoamento ao redor dos fólios e do casco
- Modelo do escoamento aerodinâmico ao redor da vela (ou velas) da embarcação
- Análise da estabilidade estática e dinâmica do veleiro
- Comportamento em ondas da embarcação
- Análise estrutural dos fólios
- Otimização do projeto

Está fora do escopo do presente trabalho atacar todos os tópicos mencionados acima. No entanto, acreditamos que o presente trabalho possa servir como ponto de partida para futuros trabalhos.

Em embarcações motorizadas, hidrofólios são amplamente utilizados desde a década de 50, porém, sua aplicação em veleiros é mais restrita. Um dos principais problemas é que a baixa razão entre a força propulsiva gerada pelas velas e o peso total da embarcação pode inviabilizar o uso dos hidrofólios. Porém, atualmente, com o emprego cada vez mais comum de materiais compostos (fibra de carbono e aramida) e processos de construção sofisticados, na maioria dos casos com origem na indústria aeronáutica, que fornecem uma integridade estrutural confiável, o peso das embarcações a vela vem sendo reduzido progressivamente.

Basicamente, tanto em embarcações a vela como motorizadas, dois tipos de configurações de hidrofólios são comumente empregadas: configuração em diedro (figura 1.3) e em T (figura 1.5). Em embarcações motorizadas, o projeto é relativamente mais simples, pois o acoplamento entre as forças de origem hidro e aerodinâmica não é da mesma ordem de magnitude como no caso de uma embarcação a vela. Assim, para que o projeto de uma embarcação a vela dotada de hidrofólios seja desenvolvido uma série de novos obstáculos devem ser superados.

Um dos principais obstáculos nesse tipo de projeto está ligado à geração do momento restaurador responsável por equilibrar o momento de emborcamento gerado pela vela. Se utilizarmos uma configuração de hidrofólios de vante em diedro, como podemos observar na figura 1.3, o momento restaurador do casco é naturalmente substituído pelo momento restaurador dos hidrofólios, pois quando a embarcação inclina, para boreste por exemplo, a superfície molhada e o ângulo de ataque hidrodinâmico efetivo do hidrofólio de boreste aumentam o que causa um aumento na sua força de *lift* e, por conseguinte, um momento restaurador que tende a contrabalançar o momento de emborcamento gerado pela vela. Por outro lado, em configurações de hidrofólios em T, ver figura 1.5, o momento restaurador não é gerado naturalmente. Nesse

caso controladores do ângulo de ataque de cada hidrofólio de vante precisam ser utilizados e o momento restaurador será gerado por uma diferença entre os ângulos de ataque dos hidrofólios de vante. Uma abordagem mais detalhada desse problema pode ser encontrada mais adiante na seção 3.2.

Apesar desse tipo de vantagem, a configuração em diedro possui uma série de desvantagens como o maior espaço ocupado, um projeto estrutural de maior complexidade e a dificuldade de retrain os hidrofólios. A escolha, portanto, requer não apenas análises técnicas de desempenho, mas também questões relacionadas a finalidade da embarcação a ser projetada.

1.2 Contextualização

Nessa seção, faremos um breve apanhado sobre os projetos e trabalhos encontrados na literatura sobre embarcações a vela com hidrofólios. Esses trabalhos apresentam algumas configurações típicas de embarcações que serão úteis como ponto de partida para o atual trabalho. O primeiro catamarã com hidrofólios, o *Monitor*, surgiu na década de 1950 e foi concebido por Gordon Baker. Em meados de 1960, uma segunda embarcação, o *Flying Fish*, projetado por Don Nigg também navegava nas águas inglesas. A partir de 1972, com a criação das semanas de vela de *Weymouth*, foi dada a largada para a disputa pela quebra de recorde de velocidade com embarcações a vela. Essa competição fomentou o desenvolvimento de uma série de novos projetos de embarcações a vela com hidrófilos, que buscavam manter a maior velocidade média num percurso de 500 metros.

Nesse contexto, três embarcações se destacaram: Phillip Hansford, em 1971, com sua embarcação *Mayfly*, criou a configuração de hidrófilos em diedro a vante combinada com um hidrófilo em T invertido a ré; James Grogono, com o *Icarus*, aperfeiçoou a configuração proposta por Hansford, e entre 1976 e 1985, foi por sete vezes a embarcação mais veloz do mundo na classe B (nessa classe, as áreas vélicas permitidas variam entre 13.94 m² e 21.84 m²); Greg Ketterman, com o *Longshot*, propôs uma configuração com três fólios em T invertido numa embarcação com três cascos (ver figura 1.2) que não só se mostrou muito robusta e veloz, como também chegou a ser produzida em série pela *Hobbie Cat Company* durante alguns anos na década de 1990. Em 1993, o *Longshot*, conduzido por Russel Long, quebrou o recorde mundial de velocidade na classe A (nessa classe as áreas vélicas variam entre 10 m² e 13.93 m²) com a marca de 43.55 knots.

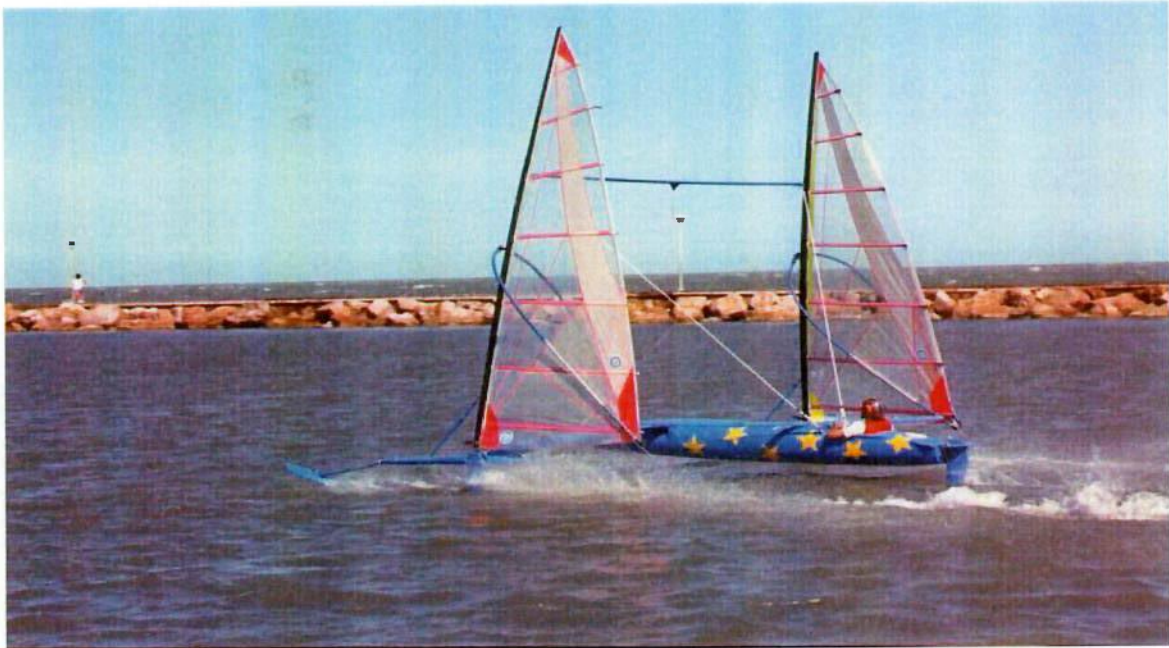


Figura 1.2: Tri Foiler configuração proposta por Ketterman retirada de http://www.hobiecat.com/sailing/history_trifoiler.html em 18/07/2009

Em (Grogono, 1987), é descrita a fascinante história por trás do desenvolvimento da embarcação *Icarus*, bem como os princípios sobre o projeto de hidrofólios para embarcações a vela. A embarcação de Grogono possuía a seguinte configuração de hidrofólios:

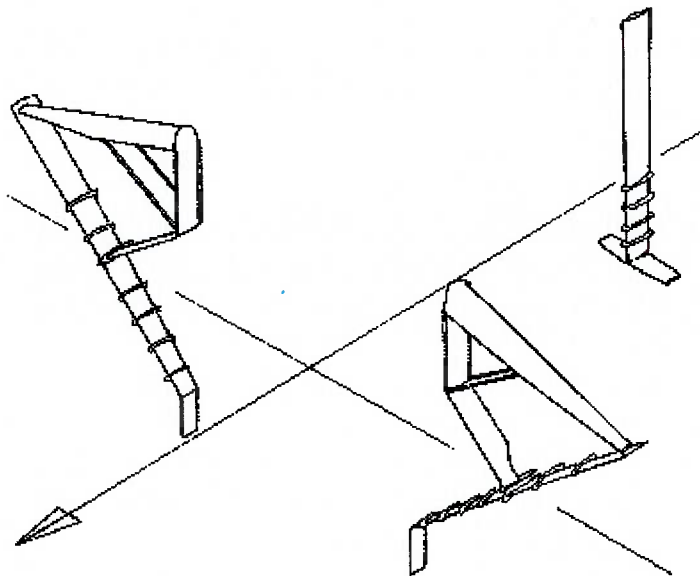


Figura 1.3: Configuração de hidrofólios do Icarus, retirada de <http://homepages.rya-online.net/ejchapman/HobartPaper> em 15/04/2008

Repare, na figura acima, a presença de pequenas aletas na direção do escoamento cujo papel é minimizar os efeitos de ventilação¹. As aletas também são utilizadas no projeto do Hydroptere , figura 1.9



Figura 1.4: Icarus velejando na semana de vela de Weymouth, retirada de http://www.speedsailing.com/Icarus_1.jpg em 31/04/2008

Na década de 1990, dando continuidade ao trabalho desenvolvido em (Grogono, 1987), dois irmãos ingleses, Edward e George Chapman, projetaram e construíram um novo catamarã com hidrofólios, o *Calliope*. Em (Chapman; Chapman, 2000) são descritas as dificuldades encontradas durante o andamento do projeto, o desenvolvimento de um programa de predição de velocidades para avaliar a performance da embarcação e ,finalmente, a configuração final dos hidrofólios. O interessante é notar que o ponto de partida é a configuração mostrada na figura 1.3, e a configuração final do *Calliope* é mostrada abaixo:

¹Ventilação é o fenômeno causado pela diferença entre a pressão dinâmica do escoamento e a pressão do ar na superfície livre (pressão atmosférica). Esse gradiente de pressão cria um efeito de sucção no qual o ar é sugado para a parte inferior do hidrofólio culminando no seu *stall*. A ventilação é mais expressiva para hidrofólios em diedro, mas também pode ocorrer em hidrofólios em T se a profundidade for pequena (da ordem do comprimento da corda ou menor).

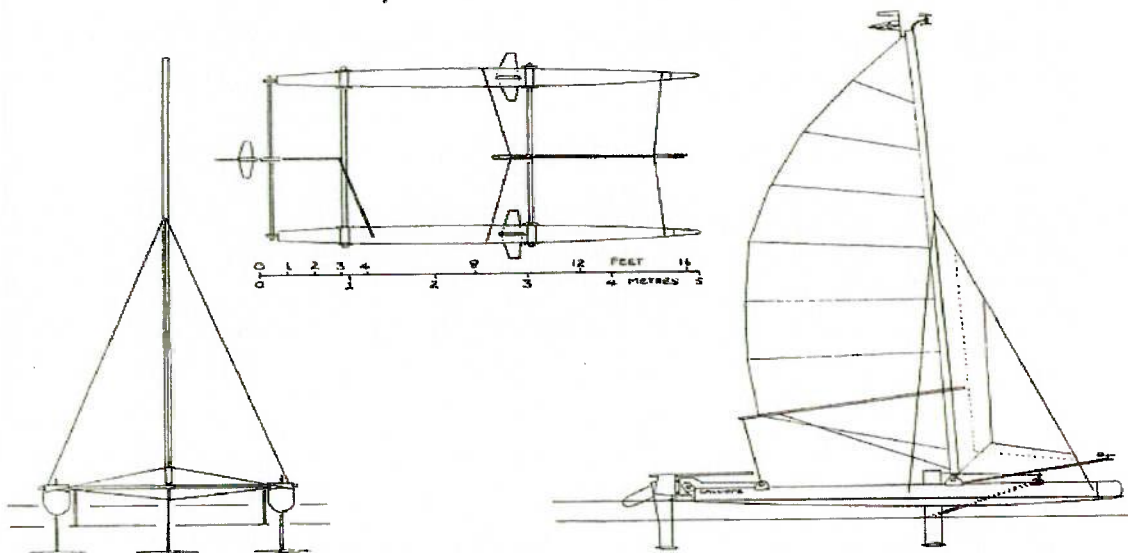


Figura 1.5: Configuração final da embarcação Calliope, retirada de <http://homepages.rya-online.net/ejchapman/HobartPaper> em 25/04/2008. Note que os controladores do ângulo de ataque dos fólios em T de vante estão posicionados ao lado de cada casco.

A fotografia abaixo mostra o *Calliope* navegando no modo *foilborne*.



Figura 1.6: Versão final da embarcação Calliope navegando, retirada em 28/04/2008 de <http://homepages.rya-online.net/ejchapman/HobartPaper>

Em (Chapman; Chapman, 2003), Edward e George conceberam um outro catamarã com hidrofólios, o *Ceres*. Em essência a configuração do *Ceres* é a mesma do *Calliope* (figura 1.5) pois as embarcações são semelhantes. A diferença básica entre as embarcações é o número de tripulantes, o primeiro tem dois tripulantes enquanto o segundo possui apenas um. A figura abaixo ilustra o *Ceres* navegando no modo *foilborne*.



Figura 1.7: Ceres no modo *foilborne* em 2002, retirada de <http://homepages.ryaonline.net/ejcchapman/CSYSPaper/CSYSPage4.htm> em 10/05/2008

Ainda em (Chapman; Chapman, 2003), os autores abordam brevemente o comportamento em ondas do *Ceres* no modo *foilborne* considerando dois graus de liberdade *pitch* e *heave*. Também são abordados aspectos práticos importantes tanto na construção como no projeto dos hidrofólios, que atacaremos com mais profundidade ao longo do texto.

Projetos mais recentes vem buscando melhorar a performance das embarcações com hidrofólios para vários ângulos de incidência de vento, e não somente situações onde se busca a maior velocidade possível como foi feito entre 1970 e 1990. Em 2007, por exemplo, o engenheiro Steve Killing, projetou e construiu a embarcação *Alpha*, um catamarã com hidrofólios de vela rígida, feito em fibra carbono. O *Alpha* foi o vencedor do desafio internacional da classe C, realizado no Canada nesse mesmo ano. Infelizmente, não há publicações relatando o desenvolvimento desse projeto. Em (Killing, 2007) existem fotos e algumas informações úteis. Uma fotografia do *Alpha*, velejando no modo *foilborne* vai abaixo:



Figura 1.8: Alpha navegando no modo *foilborne*, retirada de (Killing, 2007) em 07/05/2008

Atualmente, a embarcação francesa Hydroptère, um trimaran com hidrofólios, quebrou recentemente o recorde de velocidades estabelecido em 2008 pelo francês Alexandre Caizergues. Com seu equipamento de *kitesurf*, ele chegou à marca dos 50.57 *knots*. O time do *Hydroptere* atingiu uma velocidade superior aos 51 *knots*, e foi capaz de mantê-la durante percurso de 500 m exigido pelo comitê internacional de vela para a homologação do recorde. O projeto do hydroptère é atualmente desenvolvido na Escola Politécnica de Lausane; mais detalhes sobre o projeto podem ser encontrados em (Thébault, 2008) .Sua configuração é ilustrada na figura abaixo.

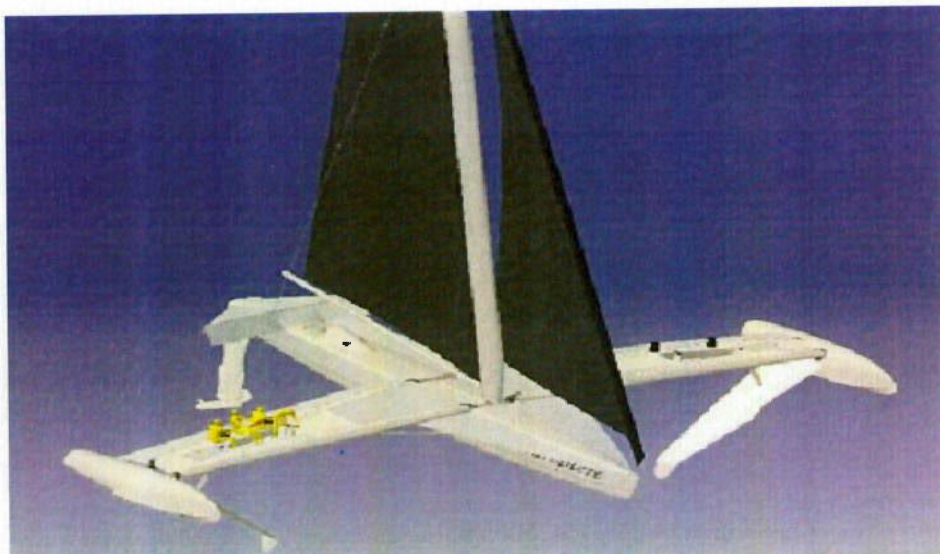


Figura 1.9: Configuração do Hydroptère , retirado de <http://www.hydroptere.fr/> em 12/05/2008

Em (Findlay; Turnock, 2008), um programa de predição de velocidades, com quatro graus de liberdade é desenvolvido. Os resultados obtidos são utilizados no projeto de dimensionamento da envergadura dos hidrofólios em veleiros da classe *international moth 3.355*. O primeiro *moth* com hidrofólios foi projetado por Andy Paterson e construído pela *Bloodaxe Boat* na ilha Wight. Mas foi em Perth, no ano de

2001, que Garth e John Ilett desenvolveram o *moth* com dois hidrofólios em T invertido, um no leme e outro abaixo da bolina; essa é a configuração atual da classe *international moth*, mostrada na figura 1.10.



Figura 1.10: Moth na configuração dos irmãos Ilett

Em outubro de 2008, uma nova embarcação, o *Syz and Co*, foi construída na Suíça e começou a ser testada no lago de Geneva. O projeto e a construção envolveram alguns grandes nomes da arquitetura naval como os arquitetos *Van Peteghem* e *Lauriot Prévost*, famosos pelos projetos dos grandes trimarans de regata. O projeto estrutural foi desenvolvido em parceria com o *Institut d'Ingénierie des Polymères de la Haute Ecole Universitaire du Nord-Ouest de la Suisse*.



Figura 1.11: O Syz & CO durante suas seções de teste no lago de Geneve, retirada de <http://www.syzfoiler.com> em 20/04/2009

1.3 Objetivos

Como primeiro passo no desenvolvimento de um projeto desse tipo, ferramentas de análise que permitam prever o desempenho do catamarã com hidrofólios têm um papel fundamental. Nesse contexto, optamos por desenvolver um programa de predição de velocidades (*Velocity Prediction Program, VPP*). De uma forma sucinta, para uma dada intensidade e direção de vento, o *VPP* resolve as equações de equilíbrio estático da embarcação no modo *foilborne*, a solução desse sistema fornece variáveis que permitem a avaliação do desempenho da embarcação a vela com hidrofólios. Uma descrição mais detalhada sobre o *VPP* será apresentada no capítulo 2. Para embarcações com hidrofólios, além da predição da performance no modo *foilborne*, uma outra questão importante é o processo de *take off*, ou seja, estimar a velocidade na qual a embarcação passa do modo *hullborne* para o modo *foilborne* e a respectiva resistência ao avanço do conjunto de hidrofólios e casco, durante esse processo. Por esse motivo, uma segunda ferramenta para analisar o processo de *take off* foi criada, combinando o modelo hidrodinâmico dos hidrofólios do *VPP*, a modelagem hidrostática e a resistência ao avanço dos cascos do catamarã. A rotina de *take off* é discutida no capítulo 3.

Uma vez desenvolvidos estes algoritmos de análise, os mesmos podem ser aplicados a um processo de síntese que permita avaliar a configuração apropriada dos hidrofólios. Esse processo será feito com base em uma metodologia de otimização conhecida como algoritmos genéticos (*Genetic Algorithms, GAs*).

GAs são uma classe, talvez a mais importante, de algoritmos de computação evolutiva. Os GAs foram inventados por John Holland em meados de 1960 e, entre as décadas de 60 e 70, desenvolvidos por Holland e seus colegas na Universidade de Michigan. A idéia básica de um GA é aplicar métodos da seleção natural na solução de problemas de otimização. Uma diferença importante entre GAs e a maioria dos métodos de otimização é que o GA trabalha com uma população de possíveis soluções para o problema de otimização. Essa população, através de uma combinação de regras aleatórias e heurísticas, evolui para um indivíduo, o qual, se o algoritmo convergir, será um mínimo ou máximo global.

Durante o processo de síntese, o *eagle 21*, catamarã de Roberto Pandiani, servirá como base para o estudo de otimização, pois, no futuro, poderá ser usado como protótipo para testes e validações de campo dos hidrofólios.

Por fim, todo trabalho de desenvolvimento permitirá o estudo de importantes tópicos de hidrodinâmica e aerodinâmica de veleiros com hidrofólios, e dessa forma, colaborará para um melhor entendimento dos aspectos físicos e técnicos envolvidos em projetos dessa natureza.

1.4 Apresentação do Trabalho

O presente texto está organizado da seguinte maneira: no capítulo 2 descreveremos os modelos aero e hidrodinâmicos usados no VPP; também faremos uma comparação entre os modelos hidrodinâmicos para forças de sustentação nos hidrofólios propostos por (Waldin et al, 1955) e (Waldin; Christopher, 1960) e escreveremos as equações de equilíbrio da embarcação no modo *foilborne*.

O programa de predição de velocidades será apresentado no capítulo 3, onde é feita, a título de validação, uma comparação dos resultados que obtivemos para uma embarcação a vela com uma configuração de hidrofólios em diedro e os resultados apresentados por (Masuyama, 1986). A implementação do VPP para uma configuração de hidrofólios em T, o problema da geração do momento restaurador nesse tipo de configuração e uma comparação qualitativa dos resultados das configurações em T e diedro também serão abordados.

No capítulo 4 uma ferramenta para predição do *Take Off* é desenvolvida juntamente com o modelo das propriedades hidrostáticas do *eagle 21*. A partir desse ponto passaremos a utilizar tanto o VPP como a ferramenta para o *take off* somente para essa embarcação.

A escolha da configuração de hidrofólios para o *eagle 21* será tratada no capítulo 5 sob a ótica de um problema de otimização com objetivos múltiplos. Nesse sentido, os resultados obtidos através da implementação de uma metodologia de síntese, que incorpora as rotinas desenvolvidas no presente trabalho, são apresentados.

1.5 Revisão da Bibliografia

No que se refere ao desenvolvimento do VPP, podemos encontrar em (Masuyama, 1986) a formulação do problema de predição do desempenho e análise de estabilidade de um veleiro catamarã com uma configuração de hidrofólios em diedro considerando os seis graus de liberdade. Esse trabalho serviu como ponto de partida para o desenvolvimento do VPP e, posteriormente, utilizamos seus resultados para validar o algoritmo. Cabe ressaltar, que o autor propõe uma formulação geral para a definição dos ângulos de ataque hidrodinâmicos de cada apêndice (ver tabela 1). Dois ensaios são realizados nesta referência: o primeiro, em túnel de vento, estima os coeficientes aerodinâmicos da vela e do casco; o segundo ensaio, realizado no tanque provas em escala 1:3, tem como objetivo medir os desvios entre os coeficientes hidrodinâmicos proposto por (Waldin et al, 1955) para hidrofólios em diedro e os dados experimentais obtidos. Esses resultados estão apresentados na figura 2.6 e os modelos hidrodinâmicos em questão serão apresentado no capítulo 2. (Inukai et al, 2001) também ataca o problema de predição de velocidade de uma embarcação a vela com hidrofólios, mas desta vez com uma configuração de hidrofólios em T (quatro hidrofólios em T dois a bombordo e dois a boreste são utilizados). Os autores construíram um modelo em escala reduzida (1:3) que foi testado no lago de Hamana, no Japão. Ensaios em tanque de provas para prever a influência do ângulo de ataque inicial dos hidrofólios na curva da resistência ao avanço em função da velocidade de *take off* também foram realizados.

As publicações dos irmãos Chapman, (Chapman; Chapman, 2003) e (Chapman; Chapman, 2000), relatam aspectos importantes envolvidos na construção de embarcações a vela com hidrofólios. Dificuldades práticas que surgiram durante a construção de dois protótipos em escala real (o *Calliope* e o *Ceres*) como o projeto estrutural dos hidrofólios, o uso de diferentes sistemas de controle do ângulo de ataque dos hidrofólios de vante e a instrumentação da embarcação para medir a performance do protótipo em campo se destacam. Um VPP e um algoritmo para prever a velocidade de *take off* também foram desenvolvidos. O modelo aerodinâmico utilizado pelos autores se baseia em ensaios realizados em túnel de vento, na Universidade de Exeter no Reino Unido, para um modelo em escala 1:24. Ensaios em tanque de provas também foram realizados para estimar os coeficientes hidrodinâmicos. Infelizmente, os resultados experimentais não estão presentes nas publicações. Em (Chapman; Chapman, 2003) o problema de comportamento em ondas da embarcação no modo *foi borne* é abordado de forma sucinta. Grande parte do conteúdo desses trabalhos foi motivado pela experiência dos autores navegando com o protótipo na baía de Plymouth, na Inglaterra.

Os dois modelos hidrodinâmicos, bem como suas validações empíricas, são descritos em (Waldin et al, 1955) e (Waldin; Christopher, 1960). O modelo proposto por (Waldin et al, 1955) busca estimar os coeficientes de *lift* e *drag* para asas com razão de aspecto elevada (em geral maior que 3) imersas num meio fluido, sob o efeito de profundidade finita e superfície livre. Em (Waldin; Christopher, 1960) um segundo modelo hidrodinâmico para asas com forma em planta retangular na presença de superfície livre e profundidade finita é proposto. No segundo modelo, a estimativa do coeficiente *lift* é realizada através da contribuição de duas parcelas: uma linear e outra não linear. A parcela não linear tem origem viscosa e está associada ao surgimento dos vórtices de ponta, comuns em asas de razão de aspecto baixa ou com o

ângulo de *sweep back* muito alto. Como veremos mais adiante (capítulo 2), uma forma simples de estimarmos a contribuição da parcela não linear no coeficiente de *lift* é fazermos uma analogia com o fenômeno de *crossflow*. Na figura 2.6, apresentamos uma comparação entre os dois modelos hidrodinâmicos para o hidrofólio ensaiado por (Masuyama, 1986).

Uma referência que cobre importantes tópicos sobre o projeto de hidrofólios e sua aplicação em embarcações motorizadas, como a balsa *Foil Cat 2900* construída na Noruega e no Japão, é (Faltinsen, 2005). Nesse livro, o autor também faz um apanhado sobre uma série de publicações recentes sobre o projeto de embarcações dotadas de hidrofólios, os possíveis dispositivos de controle que podem ser usados e a sua influência no problema do comportamento em ondas de embarcações desse tipo. Tópicos fundamentais da engenharia naval, como, hidrodinâmica, manobra, comportamento em ondas, hidroelasticidade e resistência ao avanço também são abordados.

Uma introdução clássica aos algoritmos genéticos e suas aplicações em problemas de otimização, que trata desde da implementação do algoritmo até questões de convergência, pode ser encontrada em (Goldberg, 1989). Aplicações mais recentes dos algoritmos genéticos, que abordam tópicos como predição do comportamento de sistemas dinâmicos caóticos, otimização da arquitetura de redes neurais e a predição do desempenho de ativos financeiros nas bolsas de valores são apresentados por (Mitchell, 1997). A autora também aborda os fundamentos teóricos dos algoritmos e propõe metodologias para melhorar a velocidade de convergência. Em (Coello Coello et al, 2002) os problemas de otimização com objetivos múltiplos são abordados sob a ótica da computação evolutiva. Nesse sentido, alternativas para formulação da função multi objetivo são propostas e alguns algoritmos evolutivos usados para resolver este problema são introduzidos. Em (Spall, 2003), os algoritmos genéticos são introduzidos no contexto da otimização estocástica, apesar de o livro não tratar somente de algoritmos genéticos alguns pontos referentes a implementação do algoritmo genético, em especial no que diz respeito a representação dos indivíduos, se destacam.

2 Desenvolvimento do VPP- Equilíbrio Estático em modo *Foilborne*

"Make it as simple as possible, but not simpler than that."

Albert Einstein

Os programas de predição de velocidade (*Velocity Prediction Programs ou VPP's*) possuem uma importância fundamental durante o projeto de uma embarcação a vela, pois é através deles que o desempenho da embarcação pode ser avaliado. Para desenvolver o programa de predição de velocidades é preciso quantificar as forças que atuam nas velas (aerodinâmicas) e no casco (hidrodinâmicas), bem como estimar seus pontos de aplicação (centros de esforços), para diferentes ângulos de incidência (ângulo de ataque) dos fluidos em questão (ar e água).

De acordo com (Masuyama, 1986), para avaliarmos o desempenho de uma embarcação a vela com hidrofólios, sob a hipótese de equilíbrio estático, as seguintes variáveis devem ser estimadas: velocidade da embarcação, ângulo de inclinação (*heel*), ângulo de caturro (*pitch*), ângulo de leme e a altura do centro de gravidade da embarcação em relação à linha d'água. Tal necessidade, como veremos um pouco mais adiante nesta seção, nos remete ao problema de equilíbrio estático da embarcação com seis graus de liberdade.

2.1 Geometria do Problema

Por se tratar de um problema de equilíbrio estático com seis graus de liberdade, a descrição geométrica do problema do catamarã com hidrofólios traz semelhanças com problemas de aeronáutica e de manobra de embarcações, ver, por exemplo, (Tewari, 2007) e (Faltinsen, 2005) respectivamente. Nesse tipo de problema mais de um sistema de coordenada deve ser utilizado para que se possa modelar a atitude da embarcação e as forças hidro e aerodinâmicas. No que se segue seguiremos a metodologia proposta por (Masuyama, 1986).

Para expressarmos a atitude da embarcação em relação a um referencial fixo no espaço introduziremos o sistema O_e . Com o objetivo de modelarmos as forças de natureza hidro e aerodinâmica serão utilizados, respectivamente, dois sistemas de coordenadas O_r e O_w . Por último, um quarto sistema de coordenada, O_b , será necessário para que os vetores nos outros três sistemas de coordenadas possam ser escritos em relação a referencial solidário à embarcação. Os 4 sistemas de coordenadas estão definidos abaixo. O_b , O_e e O_r podem ser visualizados nas figuras 2.1 e 2.2. O sistema O_w , como veremos na seção seguinte, é definido de forma análoga ao sistema O_r

O_e : sistema solidário fixo no espaço, seu plano xy_e é paralelo ao plano de linha d'água

O_b : sistema solidário ao barco, a direção x_b coincide com a linha de centro da embarcação, y_b na direção transversal e z_b na direção vertical

O_f : sistema de referência para os hidrofólios, a direção x_f desse sistema é paralela ao vetor velocidade da embarcação; ou seja, x_f tem a mesma direção do escoamento que incide sobre os hidrofólios

O_w : sistema de referência para as velas, a direção x_w desse sistema é paralela ao vetor do vento aparente que incide sobre as velas do veleiro

As definições acima implicam que os sistemas estejam rotacionados, uns em relação aos outros. Isso permite que as matrizes de mudança de base sejam calculadas em função dos ângulos de ataque e dos ângulos de *Euler*, ver apêndice I.

Com o uso desses sistemas podemos escrever as forças que atuam na embarcação de uma forma mais conveniente e depois, através das matrizes de mudança de base, escrever as equações de equilíbrio (ou movimento) no sistema que desejarmos.

2.2 Matrizes de Mudança de Base

A matriz M_{be} leva os vetores expressos no sistema de coordenadas O_e em vetores no sistema O_b . M_{be} pode ser calculada através de três rotações consecutivas em torno dos eixos x, y e z , como mostrado no apêndice I. A figura abaixo ilustra a metodologia,

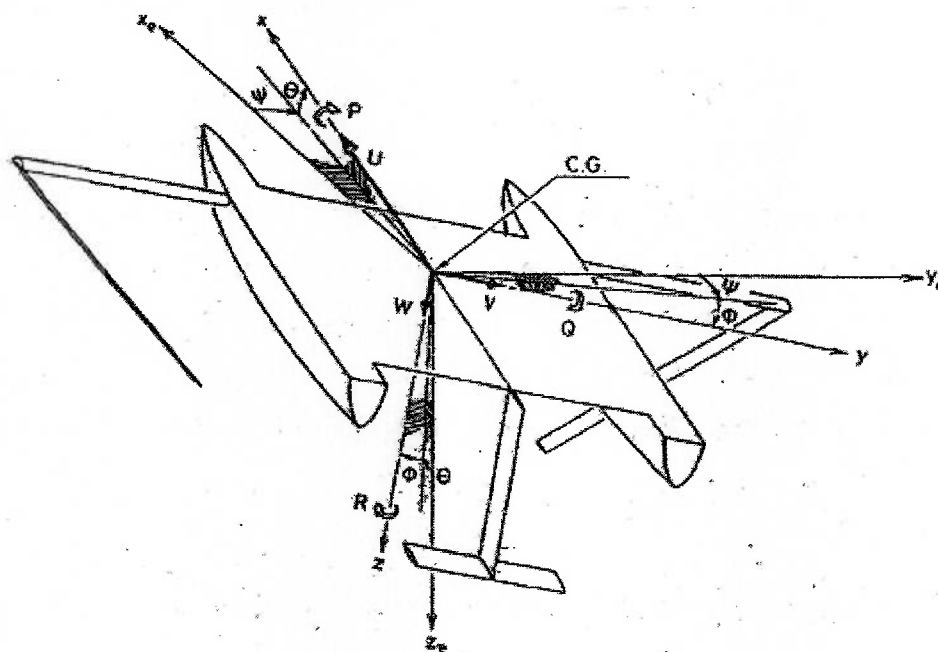


Figura 2.1: Sistemas O_e e O_b , retirada de (Masuyama, 1986)

Dessa forma a matriz M_{be} é dada por:

$$M_{be} = \begin{pmatrix} \cos(\theta) \cdot \cos(\psi) & \sin(\psi) \cdot \cos(\theta) & -\sin(\epsilon) \\ \cos(\psi) \cdot \sin(\theta) \cdot \sin(\phi) - \sin(\psi) \cdot \cos(\phi) & \sin(\psi) \cdot \sin(\theta) \cdot \sin(\phi) + \cos(\psi) \cdot \cos(\phi) & \cos(\epsilon) \\ \cos(\psi) \cdot \sin(\theta) \cdot \cos(\phi) + \sin(\psi) \cdot \sin(\phi) & \sin(\psi) \cdot \sin(\theta) \cdot \cos(\phi) - \cos(\psi) \cdot \sin(\phi) & \cos(\epsilon) \end{pmatrix} \quad (1)$$

Onde:

Φ : ângulo de rotação em torno do eixo x , ângulo de inclinação (*heel*) da embarcação

Θ : ângulo de rotação em torno do eixo y, ângulo de *pitch* da embarcação

Ψ : ângulo de rotação em torno do eixo z, ângulo de *yaw* da embarcação

Conhecidos os três ângulos (ângulos de *Euler*) a matriz M_{be} nos fornece a atitude da embarcação para uma dada condição de vento.

Usando a equação (1) podemos escrever para um vetor v em O_b :

$$v_{Ob} = M_{be} v_{Oe} \quad (2)$$

A matriz M_{bf} pode ser deduzida de forma análoga à matriz M_{be} , no entanto nesse caso apenas duas rotações são necessárias partindo do sistema O_b , ver apêndice I, a figura abaixo ilustra o procedimento.

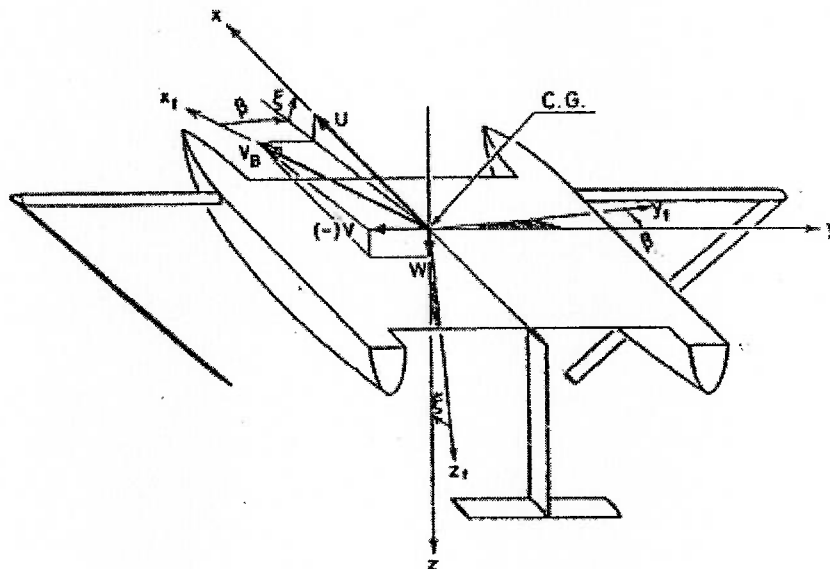


Figura 2.2: Sistemas O_b e O_f , retirada de (Masuyama, 1986)

E M_{bf} pode ser escrita da seguinte forma:

$$M_{bf} = \begin{pmatrix} \cos(\beta) \cdot \cos(\xi) & \sin(\beta) \cdot \cos(\xi) & -\sin(\xi) \\ -\sin(\beta) & \cos(\beta) & 0 \\ \cos(\beta) \cdot \sin(\xi) & \sin(\beta) \cdot \sin(\xi) & \cos(\xi) \end{pmatrix} \quad (3)$$

Onde:

β : ângulo de leeway, ângulo entre a velocidade da embarcação e a sua linha de centro

ξ : ângulo de ataque entre o escoamento incidente e a velocidade da embarcação projetada no plano de simetria do casco

Note que, se conhecermos as três componentes das velocidades da embarcação em relação ao sistema O_b ,

$$V_b = \begin{pmatrix} U \\ V \\ W \end{pmatrix}_{O_b}$$

β e ξ ficam dados por (figura 2.2)

$$\xi = \tan^{-1}\left(\frac{W}{U}\right) \quad (4)$$

$$\beta = -\sin^{-1}\left(\frac{V}{V_b}\right) \quad (5)$$

então qualquer vetor v em O_f pode ser transformado para o sistema O_b por

$$v_{O_b} = M_{bf} v_{O_f}$$

De forma análoga a M_{bf} podemos escrever a matriz M_{bw} , e transformar os vetores expressos em O_w para vetores em O_b .

$$M_{bw} = \begin{pmatrix} \cos(\beta_A) \cdot \cos(\xi_A) & -\sin(\beta_A) \cdot \cos(\xi_A) & -\sin(\xi_A) \\ \sin(\beta_A) & \cos(\beta_A) & 0 \\ \cos(\beta_A) \cdot \sin(\xi_A) & -\sin(\beta_A) \cdot \sin(\xi_A) & \cos(\xi_A) \end{pmatrix} \quad (6)$$

Onde:

β_A : ângulo entre a velocidade do vento aparente e a linha de centro da embarcação

ξ_A : ângulo de ataque entre a velocidade do vento aparente e a velocidade da embarcação projetada no plano de simetria do casco

Mais uma vez, conhecida a velocidade do vento aparente U_{SA} em relação ao sistema O_b ,

$$U_{SA} = \begin{pmatrix} U_A \\ V_A \\ W_A \end{pmatrix}_{Ob}$$

Temos que:

$$\xi_A = \tan^{-1}\left(\frac{W_A}{U_A}\right) \quad (7)$$

$$\beta_A = \sin^{-1}\left(\frac{V_A}{U_{SA}}\right) \quad (8)$$

De forma análoga, um vetor genérico w em relação ao sistema O_w pode ser escrito em O_b da seguinte forma:

$$w_{Ob} = M_{bw} w_{Ow}$$

De posse das matrizes de mudança de base e dos 4 sistemas de coordenadas podemos começar a modelar das as forças hidro e aerodinâmicas, para em seguida, escrevermos as equações de equilíbrio.

2.3 Modelo Hidrodinâmico

Coefficientes de Força de Sustentação (*Lift*)

Um modelo hidrodinâmico consistente para estimarmos as forças de sustentação e arrasto deve combinar os resultados clássicos da teoria de asas com resultados empíricos que levem em conta efeitos relacionados à presença da superfície livre. Nesse contexto, resultados da teoria de asas, baseados em um modelo de linha de sustentação para asas de razão de aspecto elevada serão invocados. Por outro lado, os modelos propostos por (Waldin et al, 1955) e (Waldin; Christopher, 1960) permitem que alguns fatores de correção sejam incorporados à estimativa das forças de sustentação, para incluir a influência da superfície livre no modelo hidrodinâmico. Um modelo desse tipo pode ser classificado como semi-empírico. Obviamente, uma outra alternativa para atacar o problema, que não trataremos no presente trabalho, é estimar os coeficientes hidrodinâmicos via métodos de simulação computacional do escoamento (*CFD*).

Assim, nessa seção, apresentaremos dois modelos hidrodinâmicos: o primeiro foi proposto por (Waldin et al, 1955) e foi utilizado na estimativa do coeficiente de *lift* em (Masuyama, 1986) e (Inukai et al, 2001); o segundo modelo foi desenvolvido por (Waldin; Christopher, 1960). A principal diferença entre os modelos, como veremos mais adiante, é que em (Waldin; Christopher, 1960) efeitos não lineares, relacionados a geração de vórtices nas extremidades da asa, são considerados na estimativa do coeficiente de *lift*. Por outro lado, em (Waldin et al, 1955) a teoria de linha de sustentação tradicional é modificada para que os efeitos de superfície livre e profundidade finita sejam levados em conta. No apêndice II faremos uma descrição entre a relação da teoria de linha de sustentação tradicional (para asas elípticas imersas em um fluido infinito) e o modelo proposto por (Waldin et al, 1955).

Cabe nesse ponto lembrar que nos modelos hidrodinâmicos citados acima o hidrofólio considerado é sempre do tipo T. O caso do hidrofólio em Diedro é abordado considerando se um hidrofólio em T com envergadura e profundidade de imersão equivalente, como pode ser visto na figura abaixo.

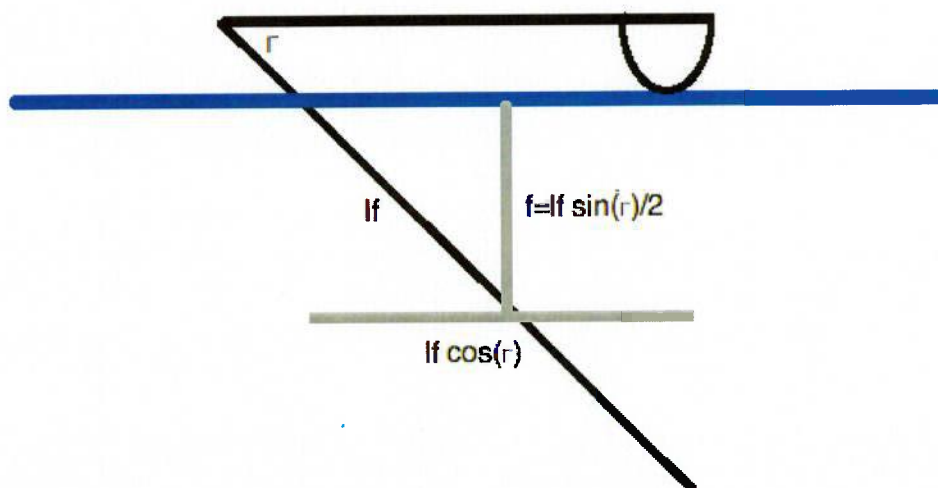


Figura 2.3: Hidrofólio em T (cinza) equivalente ao hidrofólio em diedro original (preto) considerado pelo modelo hidrodinâmico

Modelo hidrodinâmico proposto por (Waldin et al, 1955)

Para fins de comparação, durante a validação do algoritmo (ver seção 3.1), esse modelo será utilizado. Uma vez feita a validação do programa passaremos a utilizar o modelo não linear, que fornece melhores resultados. No que se segue apresentaremos o modelo linear.

Nesse modelo, o Cl_{3D} de um hidrofólio em T com razão de aspecto elevada, com uma forma em planta genérica, na presença de superfície livre e com profundidade finita pode ser estimado de acordo com a seguinte formulação:

$$Cl_{3D} = \frac{\pi A}{1 + \tau + \frac{\pi A}{a_0}} \cdot \left(\frac{a_2}{a_1}\right) \cdot \alpha_n \quad (9)$$

Onde:

A: razão de aspecto do fólio

α_n : ângulo de ataque

a_0 : coeficiente previsto pela teoria de fólhos linearizada, igual a 2π

τ : fator de forma, leva em conta possíveis desvios de geometria da forma em planta da hidrofólio

A razão a_2/a_1 permite que os efeitos de superfície livre possam ser considerados e é dada por:

$$\frac{a_2}{a_1} = \left(1 + \frac{\frac{A}{4\sqrt{\frac{1}{4} + 4\left(\frac{f}{c}\right)^2 + \frac{A^2}{4}}} \left[\frac{1}{\frac{1}{4} + 4\left(\frac{f}{c}\right)^2} + \frac{1}{\frac{A^2}{4} + 4\left(\frac{f}{c}\right)^2} \right] + \frac{1}{\frac{8}{A}\left(\frac{f}{c}\right)^2 + \frac{A}{2}}}{\frac{2}{A} \cdot \sqrt{A^2 + 1} + 1} \right)^{-1} \quad (10)$$

Onde:

f: profundidade de imersão a um quarto da corda do fólio em T

c: corda do fólio

De acordo com (Diederich, 1951), o hidrofólio em diedro pode ser considerado como uma asa com ângulo de *sweep back*. Nesse caso, o coeficiente de *lift* pode ser estimado por:

$$Cl_{3D} = \frac{\pi A}{1 + \sqrt{1 + \left(\frac{\pi A}{a_0 \cos(\Lambda)}\right)^2}} \cdot \left(\frac{a_2}{a_1}\right) \cdot \alpha_n \quad (11)$$

Onde:

Λ : ângulo entre a direção do fluxo do escoamento incidente e a direção da corda do fólio em diedro (ângulo de *sweep back*)

As equações (9) e(11) constituem a base do modelo de (Waldin et al, 1955). Elas são utilizadas nos modelos hidrodinâmicos de (Masuyama, 1986) e (Inukai et al, 2001). Cabe também, nesse ponto, ressaltar que esse modelo possui, graças ao fator de forma τ , a generalidade de admitir asas com qualquer tipo de

forma em planta, entre elas, as formas em planta mais comuns: asas elípticas e retangulares ($\tau=0$ ou 0.5 respectivamente), sendo que no presente trabalho estamos utilizando hidrofólios retangulares.

Modelo hidrodinâmico proposto por (Waldin; Christopher, 1960)

Esse modelo incorpora efeitos não lineares na estimativa do coeficiente de *lift* para hidrofólios com forma em planta retangular. Seria interessante, e esperado, que pudéssemos simplesmente adicionar um termo não linear às equações (9) e (11) para obter as estimativas que desejamos. Tal extensão não é possível, pois os efeitos não lineares são relevantes para asas de razão de aspecto baixa, que no nosso caso refletem situações onde o comprimento molhado dos hidrofólios em diedro é aproximadamente igual a sua corda. Obviamente, nesse tipo de situação as equações (9) e (11) não podem ser empregadas e a hipótese de razão de aspecto elevada precisa ser relaxada. Portanto, para chegarmos a estimativa do coeficiente *lift*, levando em conta efeitos não lineares, precisaremos, em primeiro lugar, reformular as equações (9) e (11) para o caso em que a razão de aspecto possa ser genérica, e em seguida, poderemos mensurar o efeito não linear sobre o coeficiente de *lift* por meio de uma analogia com fenômeno de *crossflow*.

Para um hidrofólio em T com forma em planta retangular, na presença de superfície livre e com profundidade finita, a parcela linear do Cl_{3D} pode ser estimada de acordo com a seguinte formulação:

$$Cl_{3D} = \frac{a_0 A K_2 K_3 \alpha_n}{A + 2K_2 + 1} \quad (12)$$

O fator K_2 deve ser acrescentado à equação acima para que sejam considerados efeitos de profundidade finita, que como descrito no apêndice II, também estão presentes no caso bidimensional. Quando consideramos hidrofólios com razão de aspecto baixa, devido à diferença de profundidade entre um ponto posicionado a três quartos da corda e um ponto localizado a um quarto da corda, K_2 é também uma função do ângulo de ataque, α_n , do fólio. Vale lembrar que o hidrofólio em diedro com forma em planta retangular tem sua razão de aspecto variável conforme o comprimento molhado, l/F , do fólio varia.

Assim, K_2 é dado por:

$$K_2 = \frac{\left(4 \frac{f}{c}\right)^2 + 8 \frac{f}{c} \sin(\alpha_n) + 1}{\left(4 \frac{f}{c}\right)^2 + 8 \frac{f}{c} \sin(\alpha_n) + 2}$$

Note que:

$$\lim_{\frac{f}{c} \rightarrow \infty} K_2 = 1$$

E também que se α_n for relativamente pequeno temos que

$$\lim_{\alpha_n \rightarrow 0} K_2 = \frac{\left(\frac{4f}{c}\right)^2 + 1}{\left(\frac{4f}{c}\right)^2 + 2}$$

O fator K_3 , que reduz o *lift* devido a efeitos tridimensionais, é uma função de A , da razão f/c e de α_n , dada por:

$$\frac{1}{K_3} = 1 + \frac{F_1}{F_2 \cdot F_3} \quad (13)$$

Onde os fatores F 's são dados por:

$$F_1 = \frac{1}{\pi \sqrt{\frac{1}{4} + \frac{A^2}{4}}} \left(\frac{A}{2} \cos(\alpha_n) + \frac{A}{4 \left(\left(\frac{A^2}{4} \right) + \left(\frac{\sin(\alpha_n)}{2} \right)^2 \right)} \left(\frac{\cos(\alpha_n)}{2} + \sqrt{\frac{1}{4} + \frac{A^2}{4}} \right) \right)$$

$$F_2 = \frac{A}{4 \pi \sqrt{\left(2 \frac{f}{c} + \frac{1}{2} \sin(\alpha_n) \right)^2 + \left(\frac{1}{2} \cos(\alpha_n) \right)^2 + \frac{A^2}{4}}}$$

$$F_3 = \frac{\cos(\alpha_n)}{2 \left(\left(\frac{1}{2} \cos(\alpha_n) \right)^2 + \left(2 \frac{f}{c} + \frac{1}{2} \sin(\alpha_n) \right)^2 \right)} + \left(\frac{A^2}{4} + \left(2 \frac{f}{c} + \frac{1}{2} \sin(\alpha_n) \right)^2 \right) \cdot \frac{1}{2} \cos(\alpha_n) + \sqrt{\left(2 \frac{f}{c} + \frac{1}{2} \sin(\alpha_n) \right)^2 + \left(\frac{1}{2} \cos(\alpha_n) \right)^2 + \frac{A^2}{4}}$$

Note que (12) é semelhante à equação (9) e que os termos K_2 e K_3 têm um papel parecido com o desempenhado pela razão a_2/a_1 na equação (9). No entanto, é importante frisar aqui as diferenças entre estas equações; a equação (9) nos permite estimar a parcela linear do coeficiente de *lift* para um fólio com razão de aspecto elevada ($A \gg 1$) com uma forma em planta genérica, que deve ser corrigida pelo fator de forma τ . Por outro lado, a equação (12), nos permite estimar a parcela linear do *lift* para um hidrofólio retangular. Em (12), às custas da introdução dos termos K_2 e K_3 a hipótese de $A \gg 1$ pode ser relaxada.

Os efeitos não lineares associados ao *lift* de um fólio retangular são causados devido a vorticidade do escoamento nas pontas da asa. De acordo com (Kroo; Shevell, 2001), dependendo da geometria da asa a vorticidade pode causar um aumento do coeficiente de *lift* de até 60%. Este efeito é mais expressivo para

fólios com razão de aspecto baixa ou ângulo de *swept back* muito elevado. Em particular, ele é importante no caso de manobras de navio em baixa velocidade como descrito por (Faltisen, 2005).

Se o vórtices forem estáveis podemos decompor a força de *lift* em duas parcelas: uma linear estimada via teoria de linha de sustentação (equação 12 adaptada às correções já mencionadas) e outra não linear.

Uma forma simples de se estimar a parcela não linear, usada em (Waldin; Christopher, 1960) e também proposta por (Kroo; Shevell, 2001), é considerar que a parcela não linear da força de *lift* seja igual à força de arrasto originada pela vorticidade de ponta na asa (o escoamento cruzado ou *crossflow*). A figura abaixo ilustra o argumento:

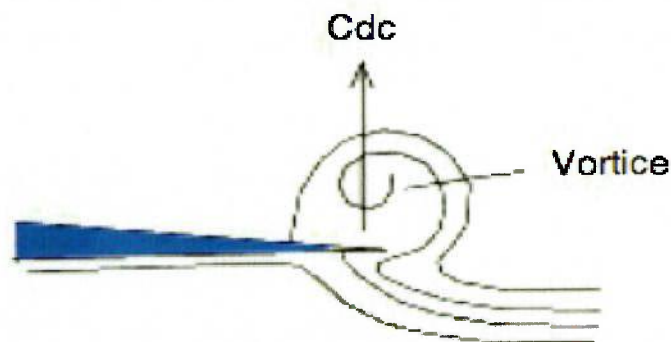


Figura 2.4: Ilustração do fenômeno de *crossflow*, retirada de (Kroo; Shevell, 2001)

Nesse contexto, o arrasto originado pela vorticidade na ponta da asa (direção normal à asa) é decomposto na direção da parcela linear do *lift*, e, posteriormente, as duas parcelas da força de *lift* são adicionadas. Para mensurarmos o arrasto gerado pela vorticidade de ponta usaremos o coeficiente de *drag* do fluxo cruzado, C_{Dc} . Assim, de acordo com (Waldin; Christopher, 1960), a parcela não linear do coeficiente de *lift* causada pelo fluxo cruzado, C_{Lc} , pode ser calculada por:

$$C_{Lc} = C_{Dc} \sin(\alpha_n)^2 \cos(\alpha_n) \quad (14)$$

Os experimentos mostram que a forma em planta e as extremidades das asas influenciam substancialmente os valores de C_{Dc} . Dessá forma, fica difícil estimá-lo via formulação teórica e os casos particulares que foram resolvidos por este caminho não forneceram resultados em linha com os dados experimentais obtidos. Na modelagem proposta por (Waldin; Christopher, 1960), o resultado experimental do C_{Dc} de uma placa plana sob o regime de cavitação na superfície livre é generalizado para o caso de um fólio retangular totalmente imerso. No experimento o C_{Dc} obtido foi 4/3 e no caso totalmente imerso o valor generalizado é 8/3. Como C_{Dc} varia com a razão de aspecto e, de acordo com os dados experimentais, não é relevante na estimativa do coeficiente de *lift* para fólios com razão de aspecto $A \gg 1$, seu valor é

assumido máximo (8/3) para um fólio com A=0, e nulo para fólhos com A=10. Essa função, $C_{Dc}(A)$, também é, por hipótese, linear. Assim, o C_{Dc} , pode ser estimado por:

$$C_{Dc} = \frac{8}{3} \cdot \left(1 - \frac{A}{10}\right)$$

E o C_{Lc} é dado por:

$$C_{Lc} = \frac{8}{3} \cdot \left(1 - \frac{A}{10}\right) \sin^2(\alpha_n) \cos(\alpha_n) \quad (15)$$

Ao C_{Lc} também é necessário aplicarmos o fator de correção K_3 , e nesse ponto estamos em condição de combinar as equações (12) e (15) para obtermos o coeficiente de *lift* de um hidrofólio retangular levando em conta a parcela linear e não linear. Portanto o C_{L3D} fica dado por:

$$Cl_{3D} = \frac{a_0 A K_2 K_3 \alpha_n}{A + 2K_2 + 1} + \frac{8}{3} K_3 \cdot \left(1 - \frac{A}{10}\right) \sin^2(\alpha_n) \cos(\alpha_n) \quad (16)$$

Ainda sob a ótica desse modelo, o Cl_{3D} do hidrofólio em diedro pode ser calculado pela seguinte expressão, que, simplesmente, modifica o termo K_3 da equação (16).

$$Cl_{3D} = \frac{a_0 A K_2 K_{3,d} \alpha_n}{A + 2K_2 + 1} + \frac{8}{3} K_{3,i} \cdot \left(1 - \frac{A}{10}\right) \sin^2(\alpha_n) \cos(\alpha_n) \quad (17)$$

Onde:

$K_{3,d}$: é calculado pela equação (13) com a profundidade de imersão f substituída pela profundidade equivalente do hidrofólio em diedro, que como veremos mais adiante é função do comprimento molhado l_f , ou seja:

$$f_{K_{3,d}} = l_f \sin \frac{(\Gamma)}{2}$$

$K_{3,i}$: também é calculado pela equação (13), mas com f igual à profundidade da ponta do hidrofólio em diedro; aqui, mais uma vez, conhecido o comprimento molhado dos hidrofólios em diedro (l_f), temos que:

$$f_{K_{3,i}} = l_f \sin(\Gamma)$$

As equações (16) e (17) constituem o modelo de estimativa do coeficiente de *lift*, para asas com forma em planta retangular, proposto em (Waldin; Christopher, 1960). Nessas equações, a contribuição tanto da parcela linear como da não linear, podem ser claramente visualizadas.

Nesse ponto fica interessante compararmos os modelos e analisar as estimativas para os valores dos coeficientes de *lift* propostos por (Waldin et al, 1955) e (Waldin; Christopher, 1960). E interessante notar que, quando a embarcação navega com velocidade alta, os hidrofólios estão próximos à superfície livre. Nesse caso, o hidrofólio em diedro tem uma razão de aspecto relativamente baixa pois seu comprimento molhado foi reduzido e sua corda permanece constante; note ainda que a razão de aspecto do hidrofólio em diedro é dada por l/c . Em situações desse tipo, a equação (17) produz estimativas mais acuradas para o coeficiente de *lift*. Nas demais situações, quando a razão de aspecto é mais elevada, tanto a equação (17) como (11) produzem boas estimativas.

Ensaio para verificar a validade desses modelos foram realizados por (Masuyama, 1986). Nestes ensaios um modelo reduzido (em escala 1:3), com corda de 70 mm, foi utilizado; para as duas velocidades do ensaio (2.5 m/s e 3.0 m/s) cinco profundidades de imersão foram usadas ($l/c = 0.71, 1.43, 2.14, 3.57, 5$) para ângulo de ataque α_n . Na figura 2.3 o fólio usado está ilustrado.

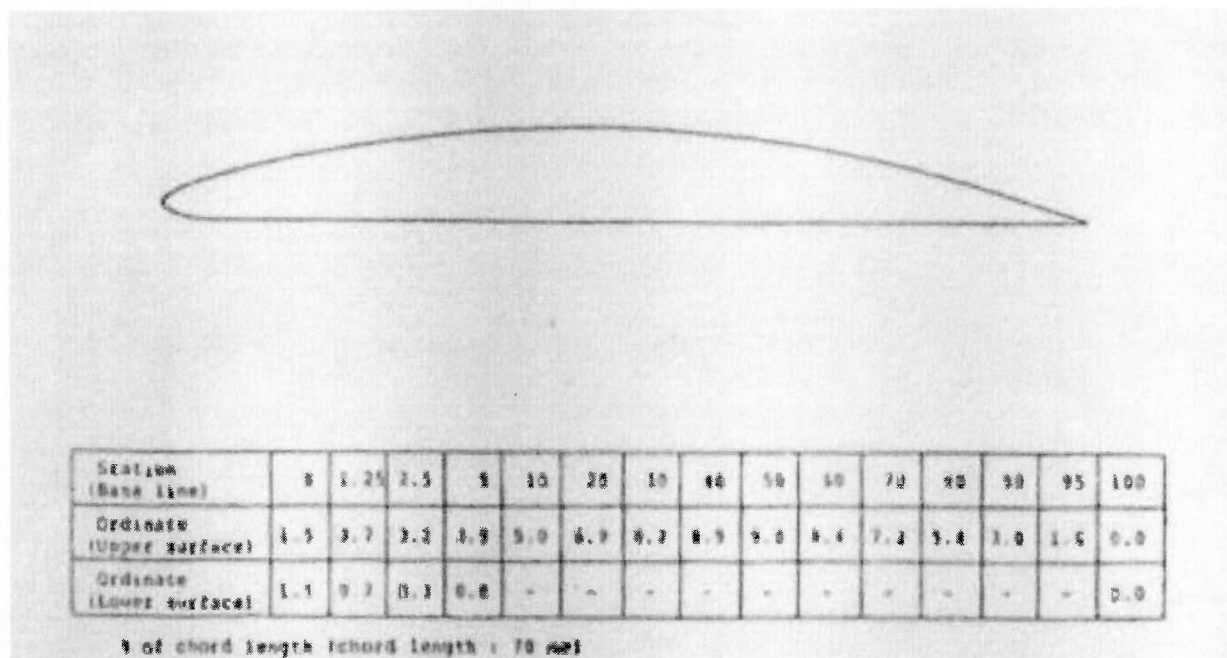


Figura 2.5: Fólio usado nos ensaios de (Masuyama, 1986)

Uma compilação entre os resultados experimentais obtidos por (Masuyama, 1986) e os resultados previstos pelos modelos hidrodinâmicos de (Waldin et al, 1955) e (Waldin; Christopher, 1960), para dois valores de razão de aspecto do hidrofólio em diedro ($l/c = 1.43$ e 5) são apresentados na figura que segue abaixo.

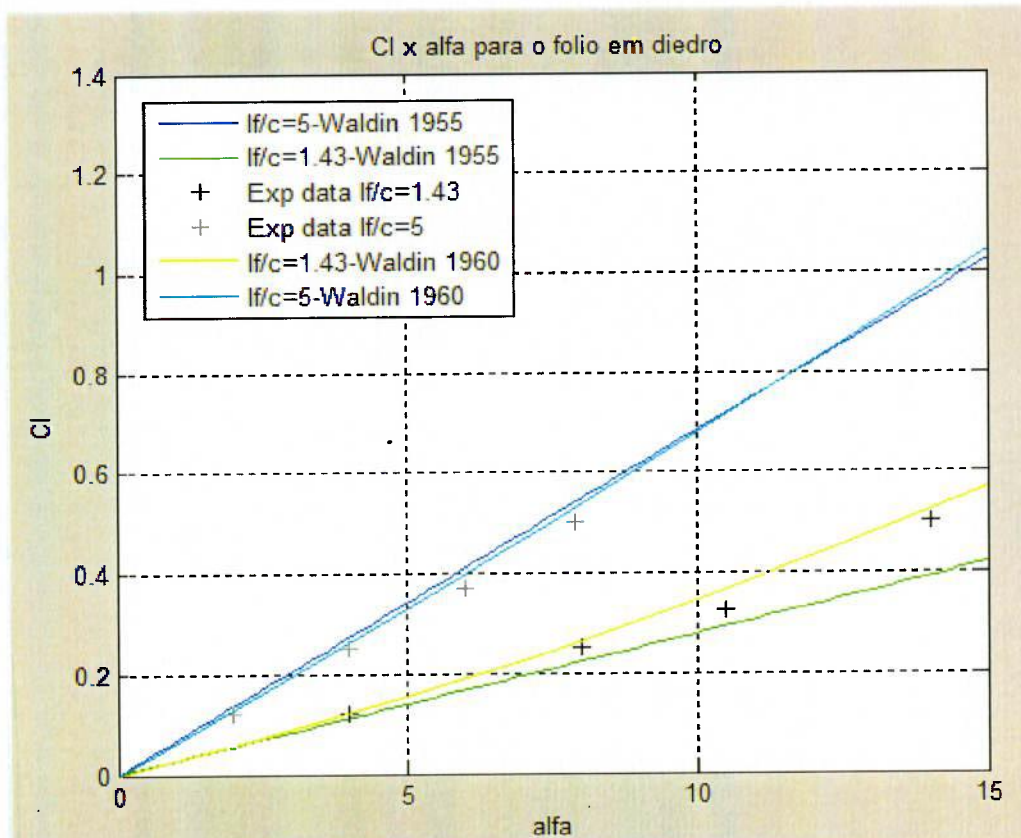


Figura 2.6: Comparação das previsões do coeficiente de *lift* previstos por (Waldin et al, 1955) e (Waldin; Christopher, 1960) com os dados experimentais de (Masuyama, 1986).

Da figura acima vemos que a previsão do C_{L3D} feita pela equação (17) está mais em linha com os dados experimentais obtidos por (Masuyama, 1986) quando a razão de aspecto do fólio vale 1.43. No entanto, quando aumentamos a razão de aspecto para 5, vemos que tanto (17) como (9) fornecem praticamente os mesmos resultados e ambos estão em linha com os dados experimentais.

Coefficientes de Força de Arrasto

De posse dos coeficientes de *lift* estamos em posição de estimar os coeficientes de arrasto dos apêndices. Como exposto no apêndice II, o *drag* nos hidrofólios em T pode ser calculado de acordo com a seguinte a formulação:

$$C_{D3} = C_{D0} + C_{L3D}^2 \left(\frac{1 + \sigma}{\pi A} + \frac{K_{1c}(1 + \sigma)}{8\pi} + \frac{1}{2} \frac{V_b^2}{g c} e^{-\left(\frac{2}{F_j^2}\right)} \right) \quad (18)$$

Onde:

C_{D0} é o coeficiente de *drag* bidimensional, função do coeficiente de fricção C_f , da espessura do fólio t e do comprimento de corda c . Para um escoamento em regime turbulento, número de Reynolds, Re , entre 10^6 e 10^9 o C_{D0} pode ser estimado pela formulação proposta por (Hoerner, 1965), e fica dado por:

$$C_{D0} = 2 C_f \left(1 + 1.2 \frac{t}{c} + 60 \left(\frac{t}{c} \right)^4 \right)$$

O coeficiente C_f é dado pela fórmula de fricção da placa plana em regime turbulento, ou seja, uma função somente do número de Re :

$$C_f = \frac{0.455}{(\log_{10} Re)^{2.58}}$$

σ é um fator que leva em conta a forma do hidrofólios, sendo responsável pela resistência induzida e resistência de forma (primeiro e segundo termos entre parênteses da equação 18, respectivamente), ou seja,

$$\sigma = \frac{A}{A + 12 \frac{f}{c}}$$

E K_{1c} é dado por:

$$K_{1c} = \frac{A}{\frac{A^2}{4} + 4 \left(\frac{f}{c} \right)^2} \cdot \left(\frac{1}{2 \sqrt{\frac{A^2}{4} + 4 \left(\frac{f}{c} \right)^2 + \frac{1}{4}}} + 1 \right)$$

O terceiro termo entre parênteses da equação (18) busca mensurar os efeitos da resistência de ondas causada pelo deslocamento do hidrofólios. Como mostrado por (Faltinsen, 2005), a resistência de ondas pode ser estimada como sendo uma função do número de Froude vertical, F_f , da velocidade de avanço V_b e da corda do hidrofólios, c . F_f é dado por:

$$F_f = \frac{V_b}{\sqrt{g f}}$$

Para calcular os coeficientes de *drag* dos fólhos diedrais, de acordo com (Masuyama, 1986), consideraremos que os fólhos diedrais são equivalentes aos fólhos em T com uma profundidade de imersão a um quarto da corda, f , igual a:

$$f = l_f \sin \frac{(\Gamma)}{2}$$

Onde

l_i : é o comprimento molhado do hidrofólios

Γ : ângulo do diedro

Definida esta profundidade podemos tratar os fólhos diedrais e os fólhos em T de forma análoga no que diz respeito ao calculo dos coeficientes de *drag*.

De posse dos coeficientes de *drag* e *lift*, as forças hidrodinâmicas que atuam nos apêndices da embarcação podem ser estimadas.

Dessa forma, no sistema *Of*, o *lift* e o *drag* são calculados por:

$$L_i = \frac{1}{2} \rho_w V_b^2 C_{Li} l_{Fi} c_i \quad (19)$$

$$D_i = \frac{1}{2} \rho_w V_b^2 C_{Di} l_{Fi} c_i \quad (20)$$

Onde,

i variando de 1 a 4 representa os apêndices, de acordo com a tabela 1

ρ_w : densidade da água

V_b : velocidade da embarcação

c_i : corda do apêndice i

C_{Li} e C_{Di} : coeficientes de *lift* e *drag* do apêndice i

l_{Fi} : comprimento molhado do apêndice i

Ângulos de Ataque nos apêndices

O coeficiente de *lift* é uma função do ângulo de ataque α_n para o fólio em T e também do ângulo Λ , no caso dos fólhos em diedro. Para calcularmos estes ângulos em cada um dos 4 apêndices da embarcação utilizaremos uma definição conveniente do ângulo do diedro, Γ , conforme adotado por (Masuyama, 1986). Assim, podemos chegar a uma formulação geral para o ângulo de ataque em cada apêndice i ($i=1-4$). A tabela abaixo ilustra as definições adotadas.

i	Apêndice	Γ em graus
1	Hidrofólio Diedral de Bomboro	40
2	Hidrofólio Diedral de Boreste	-40
3	Hidrofólio em T	0
4	Leme	90

Tabela 1: Definição dos Apêndices utilizando o ângulo de diedro Γ

Para calcular os ângulos de ataque hidrodinâmicos, partiremos da velocidade da embarcação, V_b , no sistema Ob , e de suas componentes ou seja:

$$(V_b)_{Ob} = \begin{pmatrix} U \\ V \\ W \end{pmatrix}_{Ob} \quad (21)$$

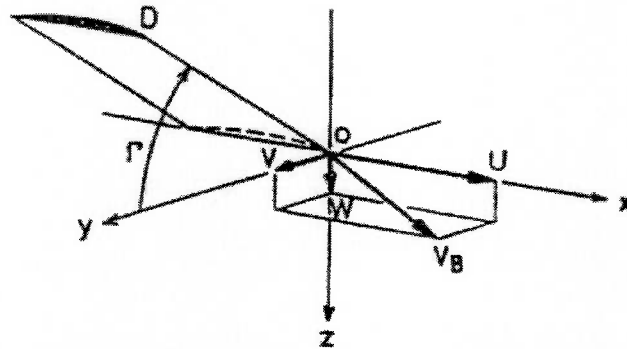


Figura 2.7: O hidrofólio em diedro, V_b e o ângulo de diedro podem ser vistos no sistema de coordenadas Ob . A figura foi retirada de (Masuyama, 1986)

Em seguida, como mostrado nas figuras 2.7 e 2.8, faremos a decomposição da velocidade do escoamento incidente no plano yz de Ob . Assim, calcularemos duas novas componentes da velocidade, uma normal, V_N , e outra tangencial, V_T , à superfície do hidrofólio. Ou seja:

$$V_{Ni} = V \sin(\Gamma_i) + W \cos(\Gamma_i) \quad (22)$$

$$V_{Ti} = V \cos(\Gamma_i) + W \sin(\Gamma_i) \quad (23)$$

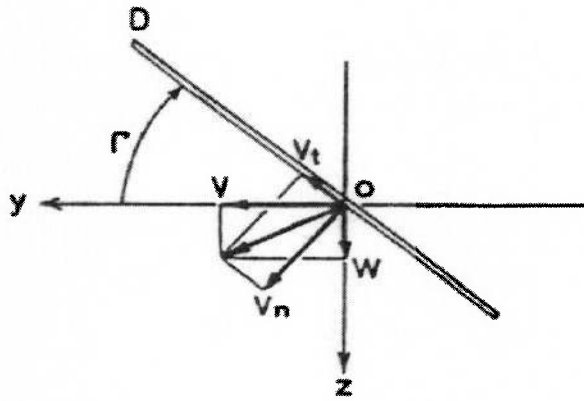


Figura 2.8: Projeção, no plano yz, de V e W em V_T e V_N ; retirada de (Masuyama, 1986)

Note que quando i varia de 1 a 4 as equações acima representam V_N e V_T para os 4 apêndices da tabela 1, pois, apesar de estarmos usando um hidrofólio em diedro nas ilustrações, os resultados podem também ser aplicados no leme e nos hidrofólios em T.

Como V_T é tangencial à superfície do hidrofólio e a componente de velocidade do escoamento na direção x do sistema Ob, U, é, por definição normal ao plano formado por W e V (plano yz), podemos calcular o ângulo entre a direção do fluxo do escoamento incidente e a direção da corda do fólio (ver figura 2.9), Λ , por:

$$\Lambda_i = \tan^{-1}\left(\frac{V_{Ti}}{U}\right) \quad (24)$$

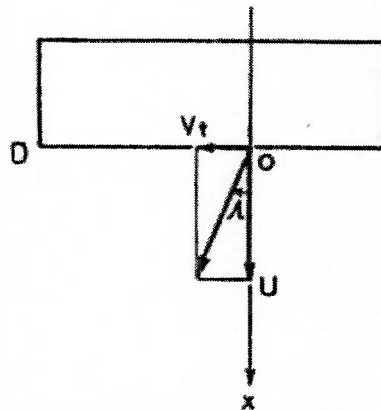


Figura 2.9: Definição do ângulo Λ no plano formado por U e V_T . retirada de (Masuyama, 1986)

Note que na figura acima, Λ contribui para uma redução do ângulo de ataque efetivo devido à componente V_T ; isso pode ser visto na equação (26).

Um argumento semelhante, mas agora na direção normal à superfície do hidrofólio, nos leva à definição do ângulo de ataque no plano definido pela corda do hidrofólio, α_u ,

$$\alpha_{ui} = \tan^{-1}\left(\frac{V_{Ni}}{U}\right) - \alpha_{0i} \quad (25)$$

Onde:

α_{0i} : ângulo de ataque cujo o coeficiente de lift é zero para cada um dos apêndices i

E o ângulo de ataque efetivo, α_{ni} , no plano do escoamento incidente é dado por:

$$\alpha_{ni} = \left(\tan^{-1}\left(\frac{V_{Ni}}{U}\right) - \alpha_{0i} \right) \cos(\Lambda_i) \quad (26)$$

Nesse ponto, se os ângulos forem pequenos podemos fazer uso da seguinte aproximação:

$$\left(\tan^{-1}\left(\frac{V_{Ni}}{U}\right) \right) \cos(\Lambda_i) \approx \sin^{-1}\left(\frac{V_{Ni}}{V_B}\right) \quad (27)$$

E obtemos,

$$\alpha_{ni} = \sin^{-1}\left(\frac{V_{Ni}}{V_B}\right) - \alpha_{0i} \cos(\Lambda_i) \quad (28)$$

Substituindo as equações (22) e (23) nas equações (24) e (28) e fazendo uso das definições de β e ξ , equações (4) e (5), obtemos:

$$\Lambda_i = \tan^{-1}\left(\frac{\tan(-\beta)}{\cos(\xi)} \cos(\Gamma_i) - \tan(\xi) \sin(\Gamma_i)\right) \quad (29)$$

$$\alpha_{ni} = \sin^{-1}(\sin(-\beta) \sin(\Gamma_i) + \sin(\xi) \cos(-\beta) \cos(\Gamma_i)) - \alpha_{0i} \cos(\Lambda_i) \quad (30)$$

As expressões (29) e (30) são, na prática, mais interessantes pois elas nos permitem expressar o ângulo de ataque efetivo em cada apêndice como função dos ângulos usados nas rotações do sistema O_f . A desvantagem óbvia dessas expressões é a falta de intuição sobre o problema do cálculo dos ângulos de ataque.

Cálculo dos comprimentos molhados l_{Fi}

Para calcular os comprimentos molhados na equações (19) e (20) faremos uso dos sistemas de coordenadas O_e e O_b , da altura do centro de gravidade da embarcação em relação à linha d'água, H_{CG} , e dos pontos que definem as extremidades dos apêndices. A figura abaixo ilustra o procedimento, para o caso bidimensional, no hidrofólio de bombordo.

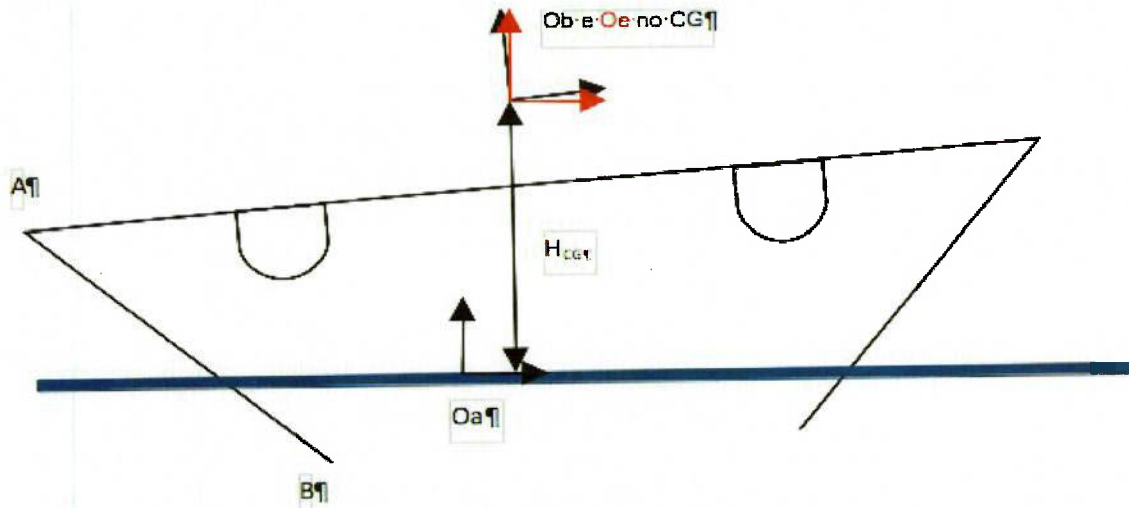


Figura 2.10: Representação bidimensional da embarcação inclinada

O primeiro passo é escrever as coordenadas dos pontos A e B no sistema auxiliar O_a . Para isso, usaremos a matriz M_{be}^{-1} para passarmos do sistema O_b para o sistema O_e , e, em seguida, fazemos uma translação no eixo z de uma distância H_{CG} para chegarmos ao sistema auxiliar O_a , ou seja:

$$[A]_{O_a} = M_{be}^{-1} \cdot [A]_{O_b} - [0, 0, H_{CG}]_{O_e}^T$$

e

$$[B]_{O_a} = M_{be}^{-1} \cdot [B]_{O_b} - [0, 0, H_{CG}]_{O_e}^T$$

O ponto onde o hidrofólio toca a linha d'água no sistema O_a , Y_{O_a} , é dado por:

$$[Y]_{O_a} = [x, y, z]_{O_a}^T = [B]_{O_a} + \lambda ([B]_{O_a} - [A]_{O_a}) \quad (31)$$

Onde :

$$\lambda = \frac{-B_{O_a}^z}{B_{O_a}^z - A_{O_a}^z}$$

é o parâmetro que nos garante que estamos na linha d'água, ou seja, $z_{O_a} = 0$.

Da equação (31) obtemos, portanto, x_{O_a} e y_{O_a} e os l_{Fi} são dados pela norma entre Y_{O_a} e B_{O_a} .

$$l_{Fi} = \sqrt{\| [B]_{Oai} - [A]_{Oai} \|^2} \quad (32)$$

Essa fórmula vale para $i = 1, 2$ e 4 , pois o hidrofólio em T está sempre imerso.

Nesse ponto é interessante salientar que o ponto de aplicação das forças de *lift* e *drag* que atuam nesses três apêndices é o ponto médio entre Y_{Oai} e B_{Oai} , e, podemos expressá-los novamente no sistema Ob através da transformação inversa à exposta acima.

Calculadas as forças no sistema Of podemos usar a matriz M_{bf} e expressá-las no sistema Ob , sistema que será usado para escrevermos as equações de equilíbrio da embarcação na seção 2.5. No sistema Ob , portanto, as forças hidrodinâmicas dos apêndices são dadas por:

$$\begin{pmatrix} F_{xi} \\ F_{yi} \\ F_{zi} \end{pmatrix}_{Ob} = M_{bf} \cdot \begin{pmatrix} -D_i \\ -L_i \sin(\Gamma_i) \\ -L_i \cos(\Gamma_i) \end{pmatrix}_{Of} \quad (33)$$

Para i variando de 1 a 4.

2.4 Modelo Aerodinâmico

Os coeficientes aerodinâmicos foram estimados em (Masuyama, 1986) por meio de testes em túnel de vento. Os ensaios realizados estimam os coeficientes de *lift* e *drag*, em função do ângulo de ataque efetivo na vela, α_s . Se consideramos um caso particular onde a embarcação se move paralelamente à linha d'água, com ângulos de banda (roll) e trim (pitch) nulos, a componente de vento aparente na direção z do sistema O_b , W_A , é nula. Nesse caso, α_s pode ser definido com o auxílio da figura abaixo.

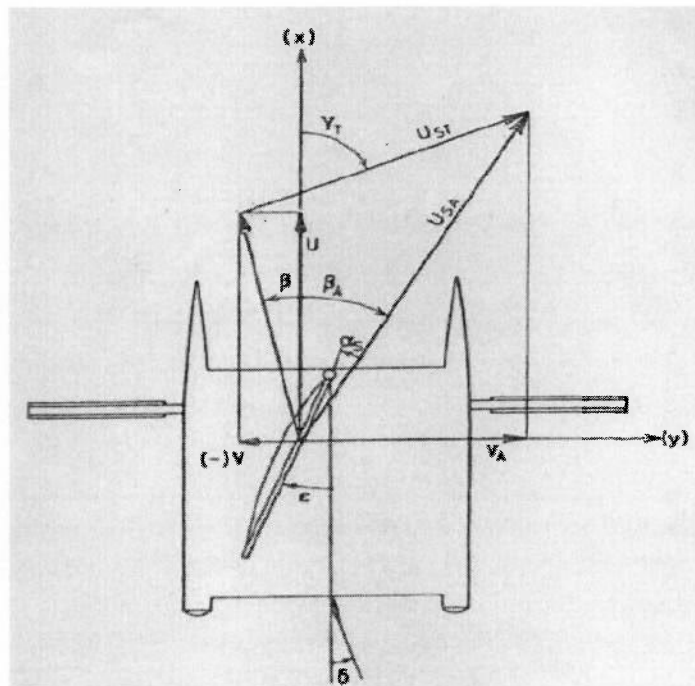


Figura 2.11: Ilustra o ângulo α_s se W_A for nulo, retirada de (Masuyama, 1986)

Da figura acima, é fácil ver que:

$$\alpha_s = \beta_A - \epsilon \quad (34)$$

Onde:

ϵ : o ângulo de *trim* da retranca

Os coeficientes de *lift*, C_{LS} , e *drag*, C_{DS} , obtidos em função do ângulo de ataque efetivo na vela, α_s , são mostrados no gráfico abaixo:

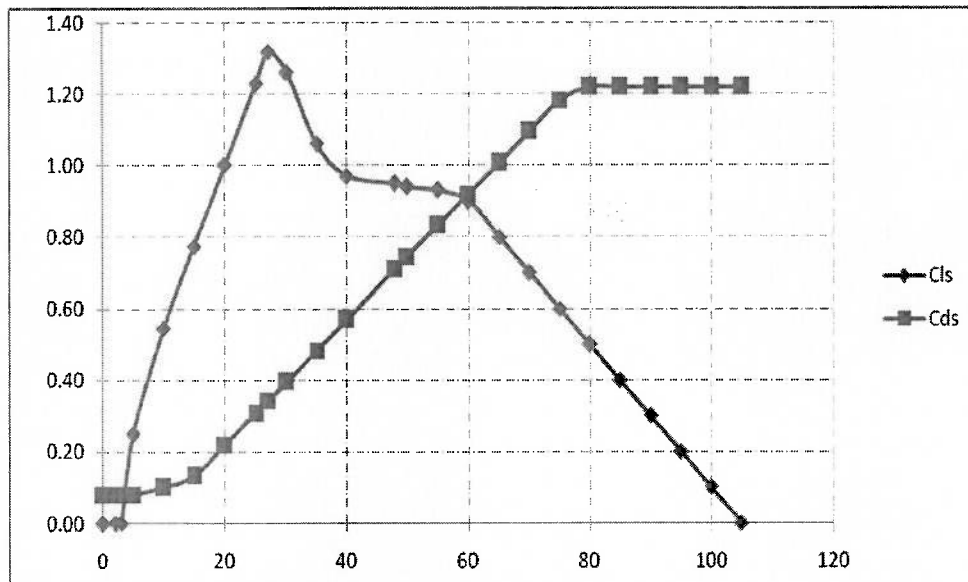


Figura 2.12: C_{Ls} e C_{Ds} em função de α_s

De posse dos coeficientes aerodinâmicos podemos calcular as forças de *lift* e *drag* na vela do sistema O_w , ou seja,

$$L_S = \frac{1}{2} \rho_a U_{SA}^2 C_{LS} A_S \quad (35)$$

e

$$D_S = \frac{1}{2} \rho_a U_{SA}^2 C_{DS} A_S \quad (36)$$

Onde:

ρ_a : densidade do ar

A_S : área vélica

U_{SA} : norma da velocidade do vento aparente

Para expressar a velocidade do vento aparente no sistema O_b , $(U_{SA})_{Ob}$, é necessário, primeiramente, expressar as componentes da velocidade do vento real, dadas inicialmente no sistema O_e , no sistema O_b . Ou seja,

$$\begin{pmatrix} U_T \\ V_T \\ W_T \end{pmatrix}_{Ob} = M_{be} \begin{pmatrix} U_{ST} \cos(\gamma_t) \\ U_{ST} \sin(\gamma_t) \\ 0 \end{pmatrix}_{Oe} \quad (37)$$

Onde:

γ_T : é a direção do vento real medida no sistema Oe.

U_{ST} : intensidade do vento real no sistema Oe

Em seguida, conhecida a velocidade do vento real no sistema Ob , $[U_{ST}]_{Ob}$, obtemos a velocidade do vento aparente adicionando se a velocidade do barco $(V_B)_{Ob}$ a $(U_{SA})_{Ob}$, ou seja:

$$(U_{SA})_{Ob} = \begin{pmatrix} U_T \\ V_T \\ W_T \end{pmatrix}_{Ob} + \begin{pmatrix} U \\ V \\ W \end{pmatrix}_{Ob} = \begin{pmatrix} U_A \\ V_A \\ W_A \end{pmatrix}_{Ob}$$

E a norma de U_{SA} , fica dada por:

$$\|U_{SA}\| = \sqrt{U_A^2 + V_A^2 + W_A^2} \quad (38)$$

Dessa forma, a força na vela no sistema Ob pode ser calculada e, com o auxílio de M_{bw} , ver equação (6), temos:

$$\begin{pmatrix} F_{XS} \\ F_{YS} \\ F_{ZS} \end{pmatrix}_{Ob} = M_{bw} \cdot \begin{pmatrix} -D_S \\ -L_S \\ 0 \end{pmatrix}_{Ow} \quad (39)$$

Para estimarmos o centro de esforço da vela, CE_{Sob} , no sistema Ob, um pouco de cuidado é necessário. Note que a coordenada z do CE_{Sob} se mantém constante. No entanto, no plano xy o CE_{Sob} é uma função do ângulo de *trim* da vela, ϵ . Se supusermos que o CE_{Sob} se movimenta numa trajetória circular em torno do mastro para diferentes ϵ , podemos escrever:

$$\begin{pmatrix} X_{CES} \\ Y_{CES} \\ Z_{CES} \end{pmatrix}_{Ob} = \begin{pmatrix} r_0 + r(1 + \cos(\epsilon)) \\ -r \sin(\epsilon) \\ z_{CES} \end{pmatrix}_{Ob} \quad (40)$$

Onde:

r_0 : distancia do CE_{Sob} da vela ao CG , quando $\epsilon = 0$

r : distancia do CE_{Sob} da vela ao mastro quando $\epsilon = 0$

As forças de *drag* e *lift* do casco também são levadas em consideração. Novamente, de acordo com (Masuyama, 1986), um ensaio em túnel de vento foi realizado para obtenção dos coeficientes

coeficientes da IMS², largamente utilizados na maioria dos VPPs da atualidade. A diferença de metodologia faz com que os resultados obtidos pelos ensaios de (Masuyama, 1986) não sejam facilmente estendidos para embarcações que possuam outras velas além da vela mestra.

A estimativa dos coeficientes da IMS foi feita da seguinte forma: para um dado ângulo de vento aparente, β_A definido pela equação (8), regula-se o ângulo de *trim* da retranca de tal forma que, para aquela condição de incidência do vento, a vela (ou as velas caso haja genoa, spinnaker etc ...) estejam reguladas (ou *trimadas*) de forma que o melhor rendimento possível seja obtido. Nessa condição, são feitas as medidas de forças de *lift* e *drag*, que permitem a estimativa dos respectivos coeficientes. Nessa metodologia os coeficientes aerodinâmicos são funções somente do ângulo β_A e, portanto, dependem somente da direção do vento em relação à linha de centro da embarcação.

Dessa forma, a principal diferença entre as metodologias dos ensaios em túnel de vento é que em (Claughton, 1999), como por hipótese as velas estão reguladas de forma a maximizar o rendimento, o ângulo de *trim* da retranca, no caso da vela mestra em particular, deixa de ser um parâmetro na estimativa dos coeficientes de *lift* e *drag*, pois os coeficientes são função somente do ângulo de vento aparente β_A . Em (Masuyama, 1986), por outro lado, a estimativa de α_S depende do ângulo de *trim* da retranca, ϵ ; ou seja, utilizar os resultados do ensaio realizado por (Masuyama, 1986) culmina na inserção de mais um parâmetro. Por esse motivo, não é trivial estendermos a metodologia de (Masuyama, 1986) para uma embarcação com duas velas (mestra e buja por exemplo), pois seria necessário mais um parâmetro, o ângulo de *trim* da buja.

Uma outra possibilidade para a estimativa dos coeficientes aerodinâmicos é o emprego de métodos de simulação numérica do escoamento (CFD). Voltaremos a discutir sobre o problema de estimarmos os coeficientes aerodinâmicos no capítulo 5.

Ângulo de Ataque na Vela

Para calcularmos o ângulo de ataque efetivo na vela, α_S , podemos desenvolver uma análise semelhante à feita na seção 2.3. Se considerarmos a vela como um elemento de asa com ângulo de diedro Γ vale 90 graus, as componentes normais, V_{NS} , e tangencial, V_{TS} , da velocidade aparente do vento na vela ficam dadas por:

$$V_{NS} = V_A$$

$$V_{TS} = W_A$$

O ângulo entre a direção do fluxo do escoamento incidente e a direção da corda da vela, Λ_S , fica dado por:

$$\Lambda_S = \xi_A = \tan^{-1} \left(\frac{W_A}{U_A} \right)$$

E no plano definido pela corda da vela o ângulo de ataque é dado por:

²International Measurement System (IMS) é um sistema de medição de barcos a vela de cruzeiro e regata que tem por objetivo principal determinar o potencial de rendimento teórico da embarcação. O sistema inclui uma descrição do procedimento de medição utilizado na determinação das principais características do casco, apêndices, propulsores, estabilidade, velas e mastreação.

$$\alpha_{US} = \tan^{-1}\left(\frac{V_A}{U_A}\right) - \epsilon$$

Dessa forma, podemos determinar α_S pela seguinte expressão:

$$\alpha_S = \left(\tan^{-1}\left(\frac{V_A}{U_A}\right) - \epsilon \right) \cos(\xi_A)$$

Para ângulos pequenos, usando a equação (8), temos³:

$$\alpha_S = \beta_A - \epsilon \cos(\xi_A) \quad (43)$$

2.5 Equacionamento do Equilíbrio

Uma vez modeladas as forças hidro e aerodinâmicas, podemos escrever as equações de equilíbrio da embarcação no sistema O_b . Nessa primeira análise, trataremos tanto posição quanto o peso da tripulação e do casco como parâmetros constantes no sistema O_b . Num segundo momento, poderemos analisar a influência desses parâmetros nos resultados do VPP.

O problema de equilíbrio que abordaremos nessa seção se resume ao problema de equilíbrio estático do corpo rígido com seis graus de liberdade. Como desejamos obter a atitude e o desempenho da embarcação, o problema será resolvido se determinarmos as três componentes da velocidade da embarcação, V_B , e os três ângulos de Euler da matriz M_{be} . Apesar desse conjunto de variáveis ser uma escolha natural para o problema em questão, ele não é conveniente devido aos seguintes motivos: a hipótese de equilíbrio estático, como mostrado a seguir, implica que a componente W de V_B seja determinada como uma função da matriz M_{be} e das componentes U e V de V_B ; se assumirmos que a embarcação navega com o leme posicionado na posição ideal, o ângulo de yaw pode ser admitido nulo; por último, para calcularmos o comprimento molhado dos hidrofólios (l_s), como vimos na seção 2.3, precisamos conhecer a altura do centro de gravidade da embarcação em relação à linha d'água, H_{CG} . A hipótese de equilíbrio elimina a variável W e nos permite inserir a H_{CG} como uma nova variável das equações de equilíbrio; a hipótese de que o leme esteja na posição ideal substitui o ângulo Ψ pelo ângulo de leme δ . Uma descrição mais detalhada dessas hipóteses é feita logo em seguida.

Do exposto acima as variáveis consideradas no equacionamento do equilíbrio da embarcação são, portanto, as seguintes:

- As componentes U e V da velocidade V_B da embarcação
- O ângulo de leme δ
- ângulo de inclinação, Φ
- ângulo de trim (*pitch*), Θ
- altura do CG, H_{CG}

³ A equação 42 é válida desde que $W_A \ll U_A$ de forma que $\cos(\xi_A)$ seja próximo de 1. Para os casos em que W_A possui a mesma ordem de grandeza que U_A a equação 42 deve ser substituída por: $\alpha_S = \beta_A - \epsilon$.

Abaixo discutiremos um pouco mais a fundo as considerações que nos levam à escolha deste conjunto de variáveis.

Hipóteses do equilíbrio:

1) A embarcação se move paralelamente ao plano da linha d'água quando está em equilíbrio.

Dessa forma, a velocidade da embarcação no sistema O_e , $[V_B]_{O_e}$, é da seguinte forma:

$$(V_b)_{O_e} = \begin{pmatrix} U \\ V \\ 0 \end{pmatrix}_{O_e}$$

Se expressarmos $[V_B]_{O_e}$ no sistema O_b temos uma relação semelhante à equação (37), ou seja:

$$\begin{pmatrix} U \\ V \\ W \end{pmatrix}_{O_b} = M_{be} \cdot \begin{pmatrix} U \\ V \\ 0 \end{pmatrix}_{O_e} \tag{44}$$

Após um pouco de álgebra, temos que:

$$W_{Ob} = U_{Ob} \tan(\theta) \cos(\phi) - \tan(\phi) \cdot (V_{Ob} - U_{Ob} \tan(\theta) \sin(\phi)) \tag{45}$$

Portanto, a hipótese de movimento paralelo a linha d'água implica que a componente W_{Ob} de V_b fique determinada se conhecermos V_{Ob} , U_{Ob} e a matriz de atitude da embarcação, M_{be} .

2) Posição ideal do leme

Quando o leme está na sua posição ideal, o ângulo de yaw da embarcação, Ψ , pode ser admitido como nulo ($\Psi=0$), o que corresponde a fazer com que os eixos na direção x dos sistemas O_b e O_e sejam coincidentes. Note que, nesse caso, o ângulo de leme δ passa a ser uma variável, pois o leme gera um momento de yaw que compensa o momento dos outros apêndices, principalmente o dos hidrofólios em diedro.

Feitas essas duas hipóteses podemos escrever as equações de equilíbrio para os seis graus de liberdade. Na direção x do sistema O_b obtemos:

$$\sum_{i=1}^4 (F_{xi}) + F_{XS} + F_{xh} + P_x + P_{xC} = 0 \tag{46}$$

Onde:

F_{xh} : componente da força aerodinâmica do casco, equações 41 e 42, na direção x de O_b

P_x : peso total da embarcação expresso na direção x do sistema Ob

P_{xC} : peso da tripulação expresso na direção x do sistema Ob

Para as direções y e z respectivamente, as equações de equilíbrio são análogas, ou seja:

$$\sum_{i=1}^4 (F_{yi}) + F_{YS} + F_{yh} + P_y + P_{yC} = 0 \quad (47)$$

$$\sum_{i=1}^4 (F_{zi}) + F_{ZS} + F_{zh} + P_z + P_{zC} = 0 \quad (48)$$

A soma dos momentos na direção x é dada por:

$$\sum_{i=1}^4 (F_{yi} z_{CEi} - F_{zi} y_{CEi}) + (F_{YS} z_{CES} - F_{ZS} y_{CES}) + (F_{yh} z_{CEh} - F_{Zh} y_{CEh}) + (P_{YC} z_{CEC} - F_{ZC} y_{CEC}) \quad (49)$$

Nas outras direções a soma dos momentos é calculada de forma análoga, em y e z temos respectivamente:

$$\sum_{i=1}^4 (F_{xi} z_{CEi} - F_{zi} x_{CEi}) + (F_{XS} z_{CES} - F_{ZS} x_{CES}) + (F_{xh} z_{CEh} - F_{Zh} x_{CEh}) + (P_{XC} z_{CEC} - F_{ZC} x_{CEC}) \quad (50)$$

$$\sum_{i=1}^4 (F_{yi} x_{CEi} - F_{xi} y_{CEi}) + (F_{YS} x_{CES} - F_{XS} y_{CES}) + (F_{yh} x_{CEh} - F_{xh} y_{CEh}) + (P_{YC} x_{CEC} - F_{XC} y_{CEC}) \quad (51)$$

Onde:

$(x_{CEi}, y_{CEi}, z_{CEi})$: coordenadas do centro de esforço hidrodinâmico do apêndice i, de acordo com a tabela 1

$(x_{CES}, y_{CES}, z_{CES})$: coordenadas do centro de esforço da vela

$(x_{CEh}, y_{CEh}, z_{CEh})$: coordenadas do centro de esforço aerodinâmico do casco

$(x_{CEC}, y_{CEC}, z_{CEC})$: coordenadas da posição da tripulação

As equações 46 - 51 formam um sistema de 6 equações algébricas não lineares a seis variáveis. Se resolvermos o sistema para cada condição de vento, estaremos em posição de analisar performance da embarcação no caso estático. A modelagem descrita nessa seção foi implementada em ambiente *matlab*. O próximo passo que abordaremos no capítulo seguinte trata da validação do algoritmo, que será feita através da comparação dos resultados obtidos com os resultados de (Masuyama, 1986), que trata da embarcação com hidrofólios em diedro. Posteriormente, estenderemos o modelo descrito acima para um catamarã com hidrofólios em T (ver figura 1.5) e faremos uma comparação entre as configurações. Uma análise mais completa sobre as vantagens e desvantagens de cada configuração será desenvolvida no capítulo 5, onde uma metodologia de otimização para o projeto de embarcações a vela com hidrofólios será proposta.

3 Programa de Predição de Velocidades

“Each piece, or part, of the whole nature is always an approximation to the complete truth, or the complete truth so far as we know it. In fact, everything we know is only some kind of approximation, because we know that we do not know all the laws as yet. Therefore, things must be learned only to be unlearned again or, more likely, to be corrected.”

Richard Feynman

Uma vez quantificadas as forças atuantes nas velas, nos hidrofólios e seus respectivos pontos de aplicação, podemos criar uma rotina computacional que leve em conta nossa modelagem e calcule as variáveis que nos permitam avaliar o desempenho da embarcação sob a hipótese de equilíbrio estático, como discutimos no capítulo anterior. No projeto de veleiros, programas que auxiliam na predição da performance da embarcação recebem o nome de VPP (*Velocity Prediction Program*) e são cada vez mais utilizados. No entanto, devido a natureza do presente do projeto, o VPP possui algumas particularidades devido à presença dos hidrofólios. A principal delas consiste no seguinte fato: por tratarmos o problema de equilíbrio da embarcação somente no modo *foilborne*, as forças hidrodinâmicas e hidrostáticas que atuam no casco podem ser desprezadas. Dessa forma, como vimos no capítulo precedente, somente as forças hidrodinâmicas que atuam nos hidrofólios foram consideradas. No modelo de *take off*, como veremos no capítulo 4, a resistência ao avanço e a restauração hidrostática do casco serão levadas em conta. No que se segue desta seção discutiremos como a rotina implementa a modelagem exposta no capítulo anterior e resolve o problema de equilíbrio estático do corpo rígido.

Cabe lembrar que a rotina permite que usemos duas configurações distintas de hidrofólios. Na primeira, uma embarcação com dois hidrofólios em diedro a vante e um hidrofólio em T acoplado à ponta do leme é considerada. Na segunda, consideramos uma embarcação com três hidrofólios em T, dois a vante e um acoplado à ponta do leme. A primeira configuração é semelhante à proposta por (Masuyama, 1986) e (Grogono, 1987), figura 1.3, e a segunda é a configuração final proposta por (Chapman; Chapman, 2000) na concepção do *Calliope*, ver figura 1.5.

Como a modelagem é basicamente a mesma para as duas configurações, mostraremos primeiro a organização da rotina; em seguida, faremos uma comparação entre nossos resultados e os resultados obtidos por (Masuyama, 1986) para uma configuração em diedro; e, por fim, a implementação da configuração em T juntamente com o problema da geração do momento de restauração (principal diferença entre as configurações em T e diedro) serão analisados.

O fluxograma abaixo ilustra os passos da rotina desde suas entradas até o equacionamento do equilíbrio da embarcação e a solução do problema.

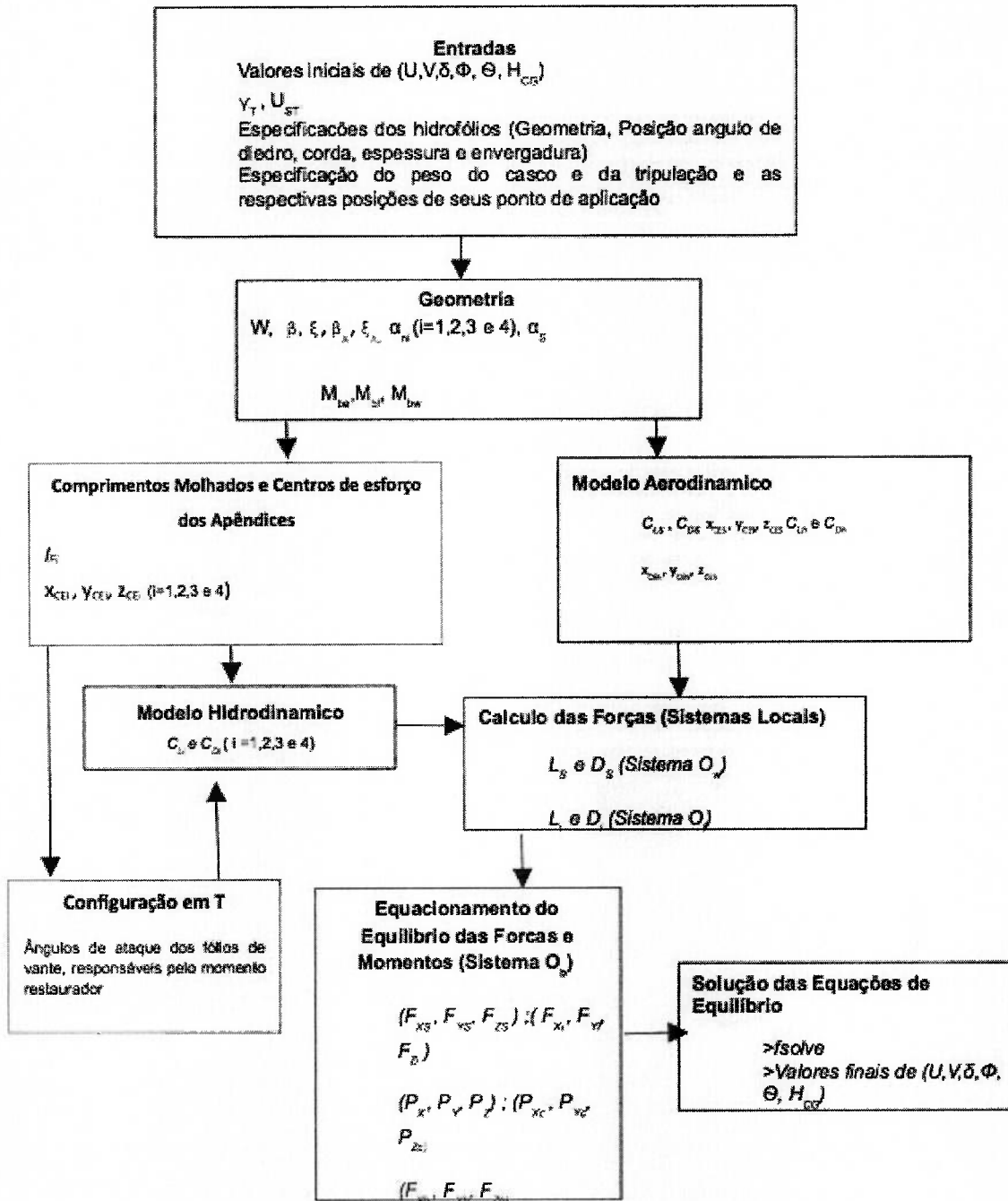


Figura 3.1: Fluxograma do Programa de Predição de Velocidades

Como ilustrado no fluxograma acima, podemos resumir o funcionamento da rotina da seguinte maneira: dados os parâmetros da embarcação (ver tabelas 2 e 3), um ângulo e uma intensidade de vento real, um ângulo de trim da retranca (ϵ), é, uma "aproximação inicial" para solução do sistema das equações de equilíbrio, a rotina calcula os ângulos de ataque dos fluxos incidentes (água para os apêndices e ar para

a vela) e, assim, a orientação dos sistemas de coordenadas O_w , O_f e O_e fica determinada. Uma vez que a atitude da embarcação é conhecida, os comprimentos molhados dos apêndices e seus respectivos centros de esforços podem ser determinados. O próximo passo é determinar os coeficientes aero e hidrodinâmicos e, em seguida, as forças que atuam na embarcação são determinadas. Feito isso, as equações de equilíbrio podem ser calculadas, e, nesse ponto, devemos resolver um sistema algébrico não linear de seis equações a seis incógnitas para que o problema seja resolvido.

Note também que nos dados de entrada os seguintes parâmetros externos merecem destaque: ângulo ϵ , especificações do peso do casco e da tripulação, características dos hidrofólios. A importância desses parâmetros ficará mais clara no capítulo 5, quando o VPP for utilizado na otimização do projeto do catamarã. Nesse contexto, os parâmetros externos passarão a ser usados como variáveis do algoritmo de otimização enquanto que as variáveis originais (advindas da solução do VPP; $U, V, \delta, \Phi, \Theta, H_{CG}$) serão utilizadas na predição do desempenho da embarcação.

3.1 Validação do Algoritmo- Estudo de Caso

Como embarcações a vela dotadas de hidrofólios, mesmo atualmente, são raras, não existe na literatura um conjunto de publicações de resultados prévios que nos permitam validar o VPP, de forma consistente, no caso em que os seis graus de liberdade são considerados. Para a configuração em diedro em (Masuyama, 1986) os resultados previstos por um programa de predição de velocidades, também com seis graus de liberdade, para uma embarcação a vela dotada de hidrofólios são apresentados. Assim, para validarmos o algoritmo, nossa única alternativa foi utilizar os seus resultados como paradigma. Por outro lado, não foi possível validarmos o catamarã com uma configuração de hidrofólios em T e, mais adiante faremos uma comparação ilustrativa entre as configurações em T e diedro, esse assunto será retomado num contexto mais detalhado no capítulo 5.

Dimensões da Embarcação de Masuyama	
Comprimento (m)	5.08
Área Velica (m ²)	16
Peso da Embarcação (kg)	255
Peso da Tripulação (kg)	70
Corda do Folio em Diedro (m)	0.23
Corda do Folio em T (m)	0.24
Corda do Leme (m)	0.24
Razão de Espessura do Hidrofólio em Diedro	9%
Razão de Espessura do Hidrofólio em T	10%
Razão de Espessura do Leme	10%
Envergadura do Leme (m)	1.07
Envergadura do T (m)	1.00

Tabela 2: Dimensões do catamarã proposto por (Masuyama, 1986).
Essa embarcação foi utilizada como nosso *benchmark* para validação do algoritmo.

Outra característica importante da embarcação proposta por (Masuyama, 1986) são as posições dos hidrofólios em relação ao sistema de coordenadas O_b , essas coordenadas são apresentadas na tabela abaixo. A figura 3.2 ilustra cada ponto da tabela.

Coordenadas no sistema O_b	x	y	z
A bombordo (m)	0.81	-3.65	0.8
B bombordo(m)	0.81	-2.18	2
A boreste (m)	0.81	3.65	0.8
B boreste(m)	0.81	2.18	2
D leme (m)	-2.32	0	0.8
C leme (m)	-2.32	0	1.87
Posição da tripulação (m)	-1.02	1.9	0.2
Centro de esforço aerodinamico do casco (m)	0.15	0	0.88
Centro de esforço velico ($\epsilon=0$) (m)	0.09	0	-1.9

Tabela 3: Coordenadas que definem as posições dos centros de esforços das forças que atuam no catamarã em relação ao sistema O_b

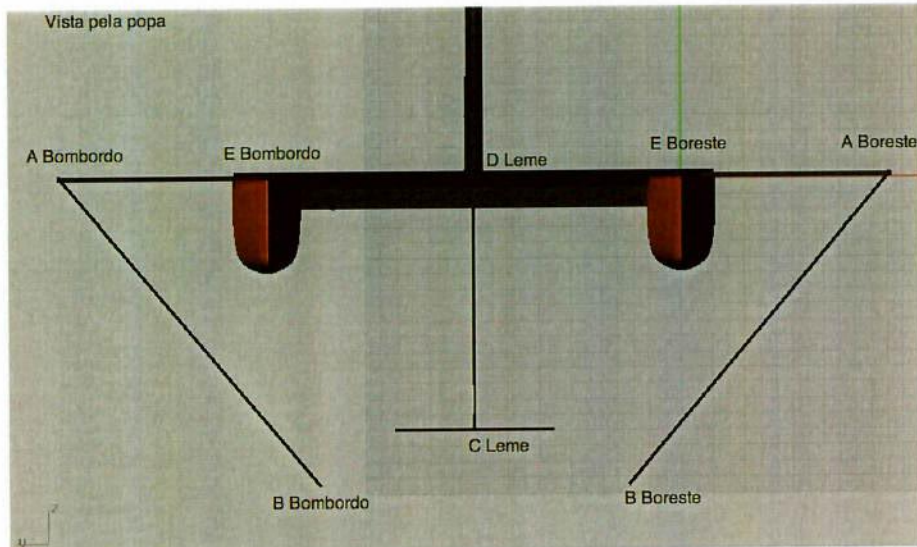


Figura 3.2: Posição dos pontos da tabela 3 no catamarã visto pela popa

A origem do sistema O_b , centro de gravidade da embarcação, está localizada na linha de centro do catamarã a 2.32 m da popa e 0.81 m acima do *deck*. Essas coordenadas podem ser inferidas inspecionando a figura 3.2 e a tabela 3.

É importante frisar também que os resultados para validação do algoritmo foram obtidos fazendo uso do modelo hidrodinâmico proposto por (Waldin et al, 1955), o qual também foi empregado em (Masuyama, 1986).

Na nossa primeira análise a direção do vento real foi de 90 graus e sua intensidade foi mantida em 10 m/s, ou seja $U_{ST}=10$ m/s e $\gamma_t=90$ graus. Em seguida, rodamos a rotina para diferentes valores do ângulo de *trim* da retranca, ϵ . Os resultados obtidos estão presentes na matriz abaixo:

ϵ (graus)	V_b (m/s)	LfPort(m)	LfStar(m)	α_s (graus)	β (graus)	Φ (graus)	Θ (graus)	δ (graus)	H_{CG} (m)
22	15.41	0.76	0.16	11.20	-0.46	-4.30	0.10	-6.25	1.72
25	13.62	0.61	0.36	10.07	1.81	-1.81	0.45	-1.95	1.69
30	11.31	0.56	0.80	9.21	4.00	1.61	0.64	2.16	1.56
35	9.73	0.58	1.16	8.43	4.66	3.64	0.87	3.36	1.45
40	8.40	0.61	1.40	7.73	5.09	4.83	1.31	4.00	1.37
45	7.20	0.65	1.58	7.16	5.57	5.52	2.05	4.57	1.29

Tabela 4: Resultados Obtidos para $U_{ST}=10$ m/s e $\gamma_t=90$ graus

Note que na tabela acima os valores de U e V foram omitidos. No entanto, conhecidos V_b , β e W eles podem ser determinados. De forma análoga, para cada valor de H_{CG} e M_{be} os l/s ficam determinados e vice versa (existe uma bijeção desde que os intervalos das funções trigonométricas sejam respeitados).

Os gráficos comparativos dos resultados obtidos na tabela acima (linha azul) e dos resultados obtidos por (Masuyama, 1986) (linha vermelha) são apresentados abaixo:

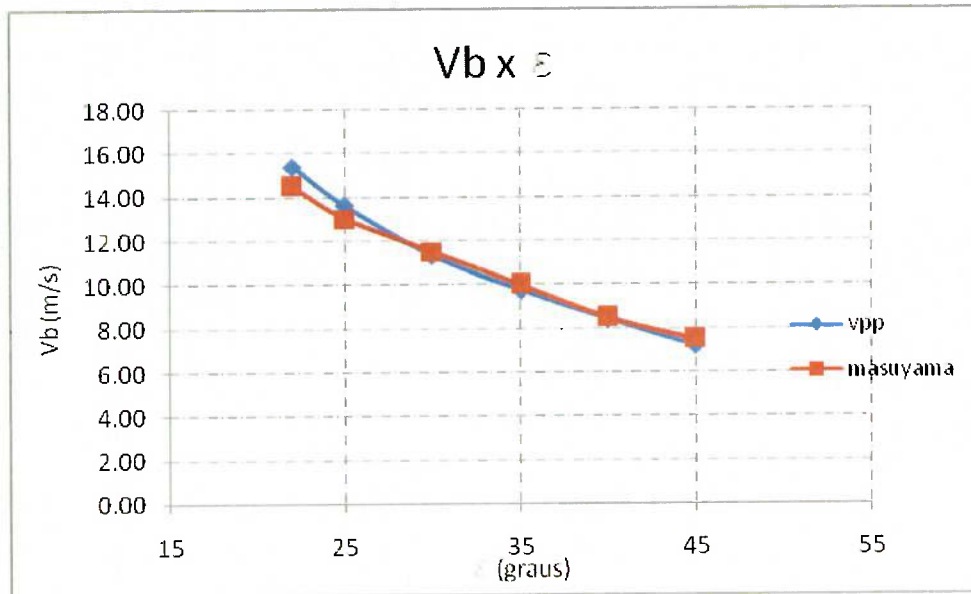


Figura 3.3: Gráfico da velocidade da embarcação, V_b , em função do ângulo de *trim* da retranca ϵ

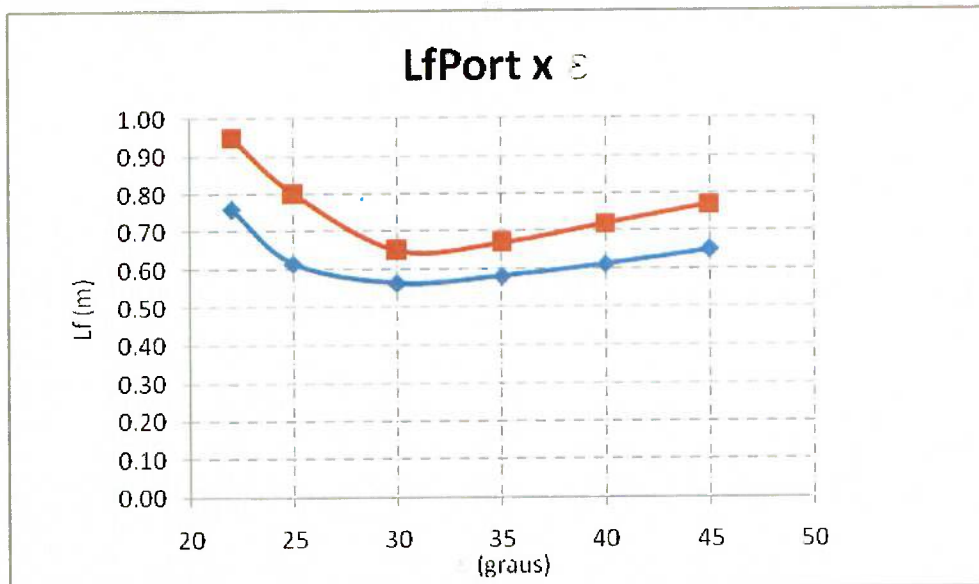


Figura 3.4: Gráfico do comprimento molhado do fólio de bombordo da embarcação, $L_{f_{port}}$, em função do ângulo de *trim* da retranca ϵ . Resultados do VPP em azul comparados com os resultados de (Masuyama, 1986) em vermelho.

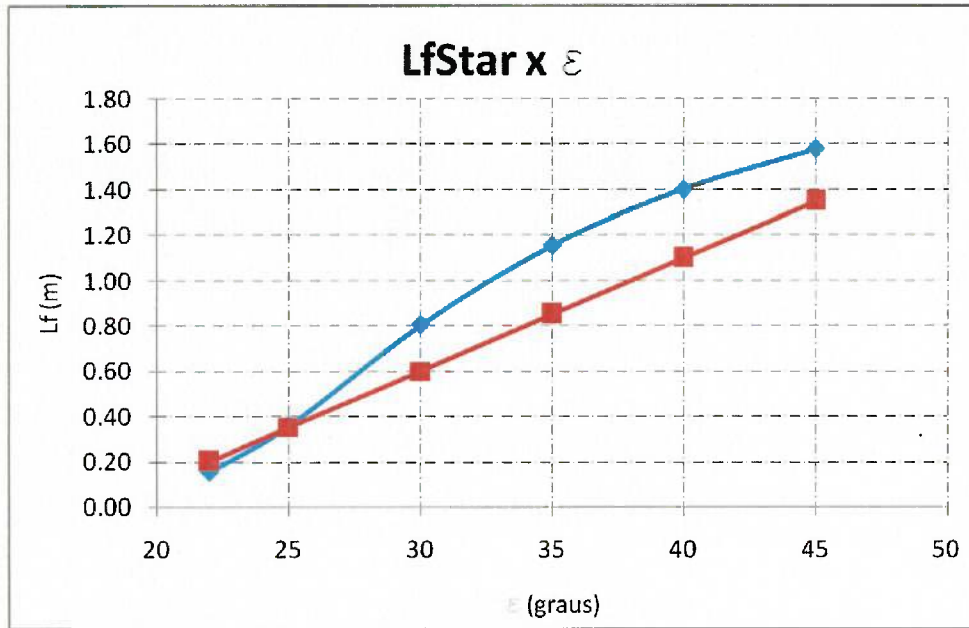


Figura 3.5: Gráfico do comprimento molhado do fólio de boreste da embarcação, $L_{f_{port}}$, em função do ângulo de trim da retranca ϵ . Resultados do VPP em azul comparados com os resultados de (Masuyama, 1986) em vermelho.

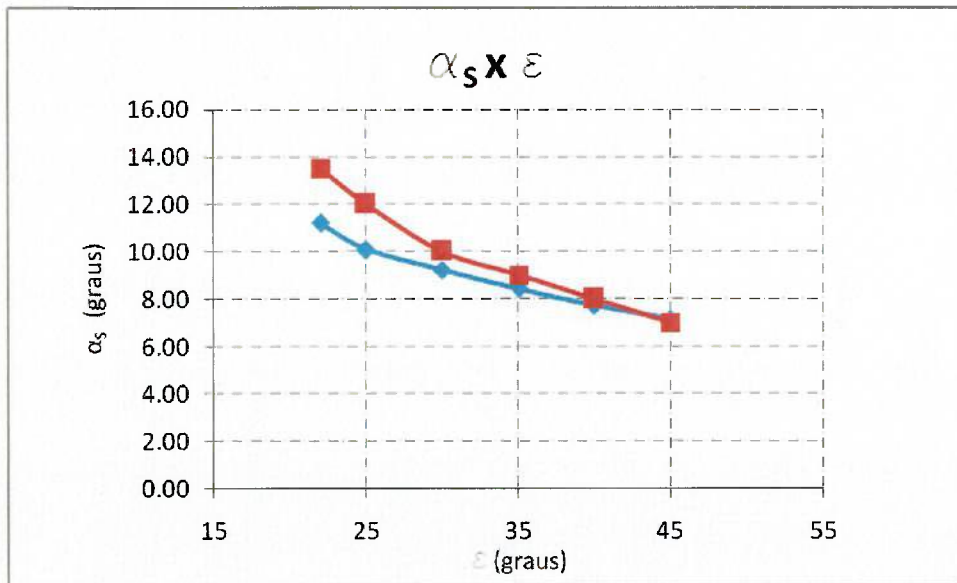


Figura 3.6: Gráfico comparativo do ângulo de ataque da vela, α_s , em função de ϵ . Resultados do VPP em azul comparados com os resultados de (Masuyama, 1986) em vermelho.

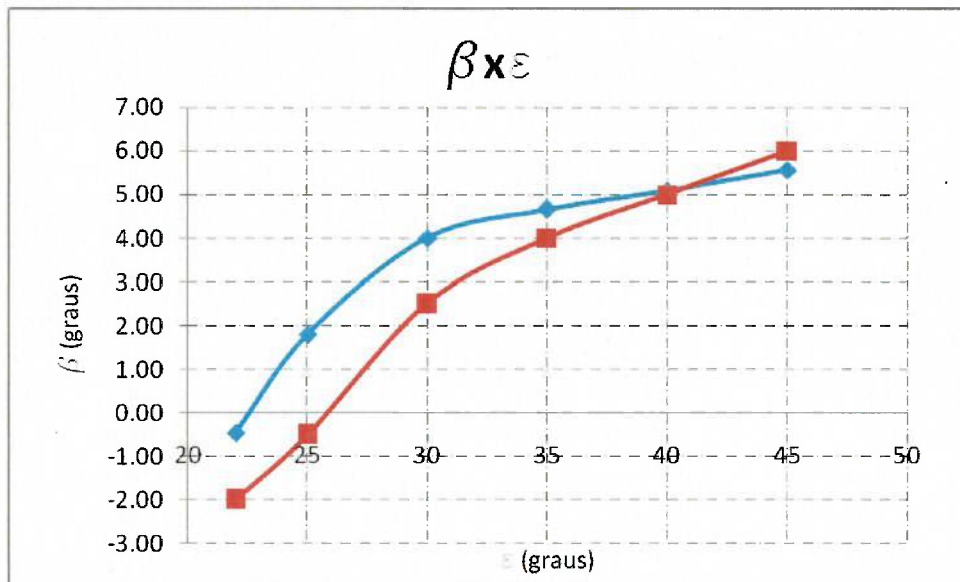


Figura 3.7: Gráfico comparativo do ângulo de leeway, β , em função de ϵ . Resultados do VPP em azul comparados com os resultados de (Masuyama, 1986) em vermelho.

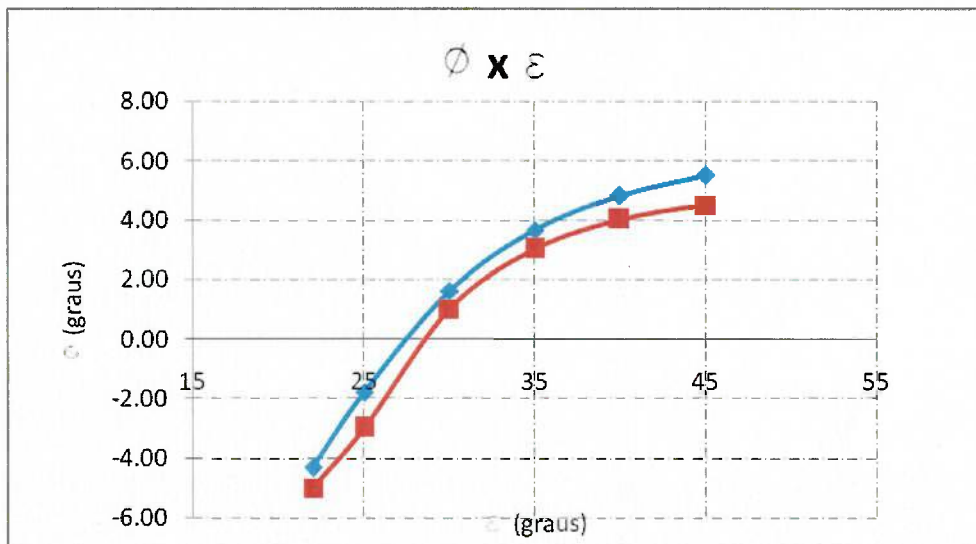


Figura 3.8: Gráfico comparativo do ângulo de inclinação, ϕ , em função de ϵ . Resultados do VPP em azul comparados com os resultados de (Masuyama, 1986) em vermelho.

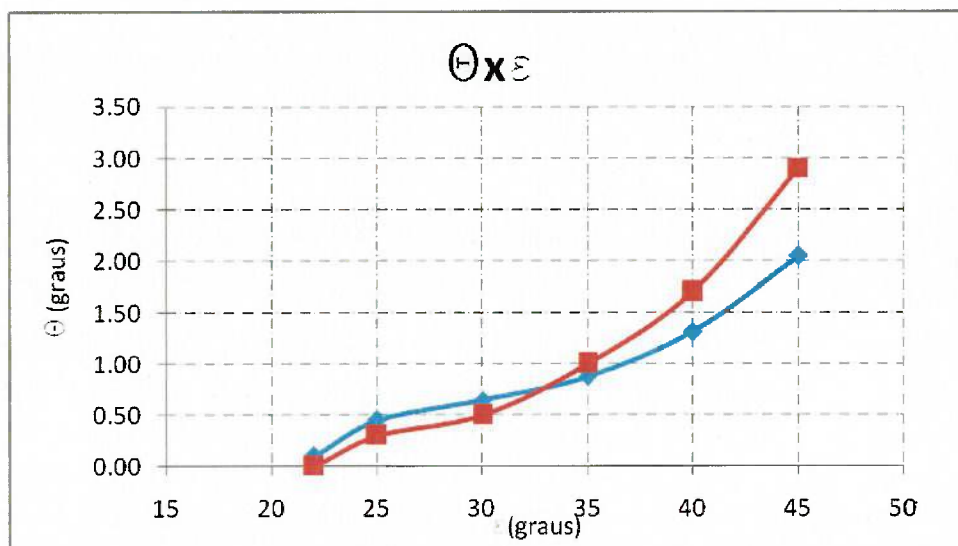


Figura 3.9: Gráfico comparativo do ângulo de *pitch*, Θ , em função de ϵ . Resultados do VPP em azul comparados com os resultados de (Masuyama, 1986) em vermelho.

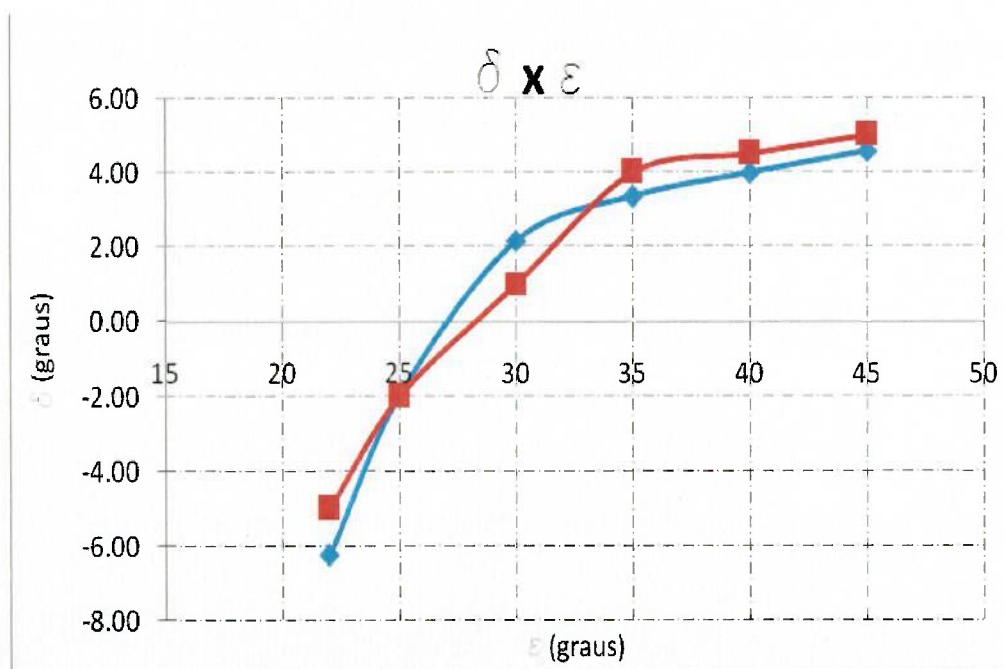


Figura 3.10: Gráfico comparativo do ângulo de leme, δ , em função de ϵ . Resultados do VPP em azul comparados com os resultados de (Masuyama, 1986) em vermelho.

Os resultados obtidos pelo VPP desenvolvido no presente trabalho apresentam o mesmo comportamento qualitativo dos resultados apresentados por (Masuyama, 1986). No entanto, alguns desvios podem ser observados principalmente nas figuras 3.4, 3.5 e 3.6. No gráfico do comprimento molhado do hidrofólio em diedro de bombordo ($L_{f_{Port}}$, figura 3.4) nossos resultados possuem valores menores que os de (Masuyama, 1986), ou seja, os hidrofólios, no nosso caso, estão menos imersos. Por outro lado, no gráfico do comprimento molhado de boreste ($L_{f_{Star}}$, figura 3.5), nossos resultados possuem um valor superior que os de (Masuyama, 1986); isso pode ser causado pela combinação de um ângulo de inclinação um pouco

mais elevado com um ângulo de trim inferior. Ainda na figura 3.5, cabe também observarmos um pequeno desvio no comportamento qualitativo; enquanto os resultados de (Masuyama, 1986) são praticamente lineares em ε , nossos resultados apresentam um comportamento ligeiramente convexo. Para valores de ε pequenos, os valores que obtivemos de α_s são um pouco inferiores que os apresentados por (Masuyama, 1986), ver figura 3.6; e, para valores de ε mais elevados, os resultados estão condizentes.

Apesar de alguns pequenos desvios entre nossos resultados e os de (Masuyama, 1986), vemos que os gráficos acima possuem o mesmo comportamento qualitativo. Os pequenos desvios podem estar relacionados a diferentes aproximações, que, infelizmente, não foram descritas com muitos detalhes em (Masuyama, 1986). Dessa forma, podemos concluir dos resultados apresentados nos gráficos acima, que o VPP está apto para realizar a tarefa de predição da performance de uma embarcação a vela dotada hidrofólios em diedro.

Para visualizar melhor a atitude da embarcação, principalmente os resultados obtidos nas figuras 3.4, 3.5, 3.8 e 3.9 criamos uma saída gráfica simplificada. É interessante olhar esse tipo de saída pois nos ajudam a desenvolver uma certa intuição no que diz respeito a atitude da embarcação no caso estático.

A figuras abaixo, 3.11 e 3.12, ilustram a mudança de atitude da embarcação quando aumentamos ε de 22 para 40 graus. Note que com o aumento de ε a embarcação, inicialmente inclinada para bombordo ($\phi = -6$ graus) fica inclinada para boreste ($\phi = 4$ graus). Note que a diminuição de V_b ocasiona a mudança de inclinação que, por sua vez, é acompanhada por um aumento de θ e uma diminuição do HCG da embarcação.

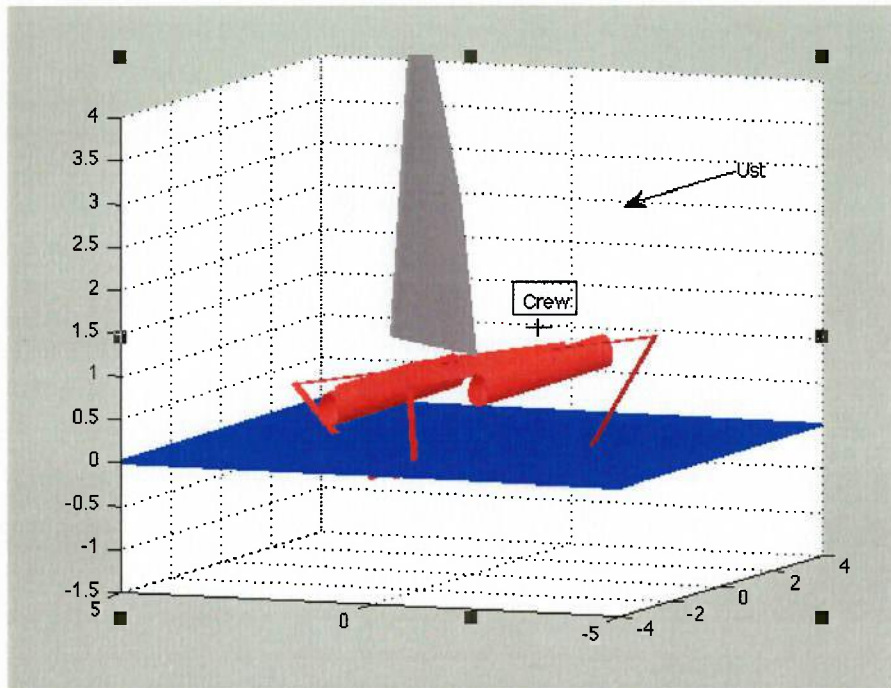


Figura 3.11: Visualização do Resultado obtido para $\epsilon=22$ graus, $\gamma_T=90$ graus e $U_{ST}=10$ m/s

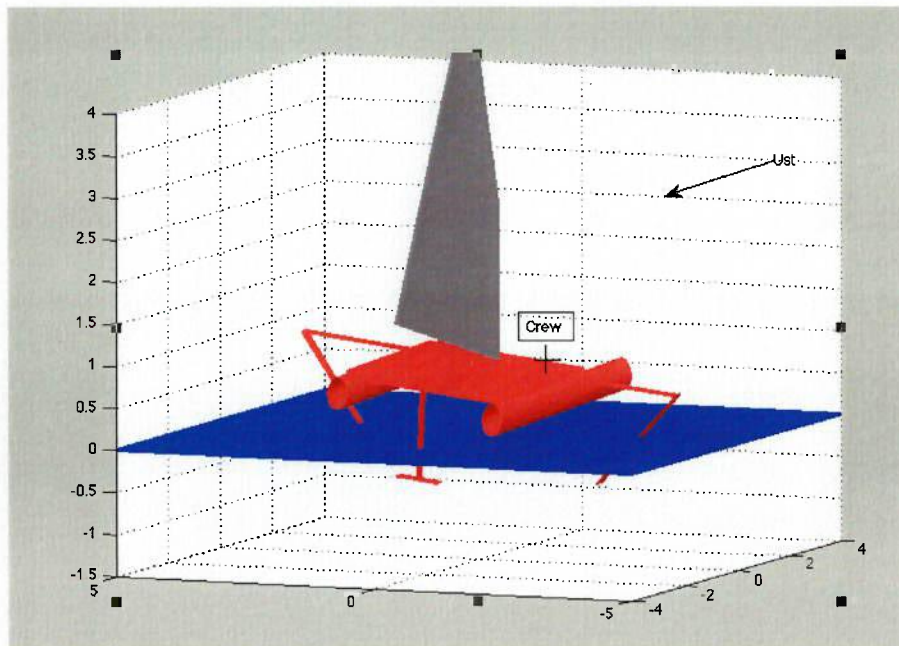


Figura 3.12: Visualização do Resultado obtido para $\epsilon=40$ graus, $\gamma_T=90$ graus e $U_{ST}=10$ m/s

Fixando a intensidade do vento real, U_{ST} , é possível analisar a velocidade da embarcação como uma função de γ_T , direção real do vento. Isso nos remete aos chamados diagramas polares, muito usuais na análise do desempenho de embarcações a vela. A idéia básica de um diagrama polar é, fixada a intensidade do vento, analisar a velocidade do veleiro para diferentes valores de γ_T ; dessa forma a

velocidade do veleiro pode ser analisada simultaneamente nas situações de contravento, través e popa e, conseqüentemente, uma primeira análise de seu desempenho pode ser inferida. Note também, que dos resultados da tabela 4 aproximações para V_{MG} (*Velocity Made Good*), definida de acordo com a equação (52) podem ser obtidas para os dois casos relevantes contravento e popa.

$$V_{MG} = V_b \cos(\beta + \gamma_T) \quad (52)$$

Uma compilação dos resultados que obtivemos para o catamarã com hidrofólios nos permitiu construir o diagrama polar da figura 3.13. É interessante notar na figura 3.13, que para cada valor de ϵ o VPP termina os cálculos em diferentes valores de γ_T . Isso ocorre pois existem direções de vento real para as quais o equilíbrio estático não pode ser atingido e a rotina não converge. Intuitivamente, essas situações representam casos em que a embarcação tenta velejar no través folgado com a vela muito “caçada” (ϵ pequeno).

A figura 3.14 traz uma comparação entre os resultados que obtivemos e os resultados do polar apresentado por (Masuyama, 1986) para o caso em que o ângulo ϵ vale 30 graus e a intensidade do vento está fixada em 10 m/s. Podemos ver que o comportamento qualitativo dos resultados está em linha com aqueles apresentados por (Masuyama, 1986), no entanto, algumas diferenças podem ser observadas. Como explicado anteriormente, essas diferenças podem estar relacionadas ao uso de modelos diferentes no que se refere ao movimento do centro de gravidade da vela (equação 40) e também ao cálculo dos comprimentos molhados dos hidrofólios (equação 32), uma vez que esses modelos não foram descritos por (Masuyama, 1986).

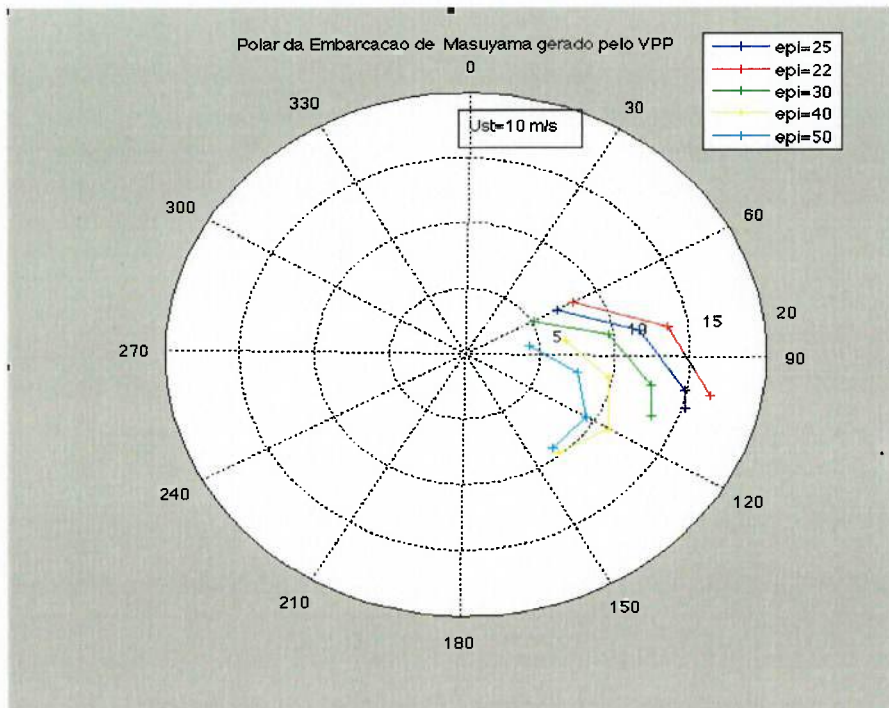


Figura 3.13: Gráfico Polar obtido para o barco de Masuyama uma intensidade de vento, $U_{ST} = 10$ m/s, para o catamarã com fólio em diedro variando se o ângulo ϵ .

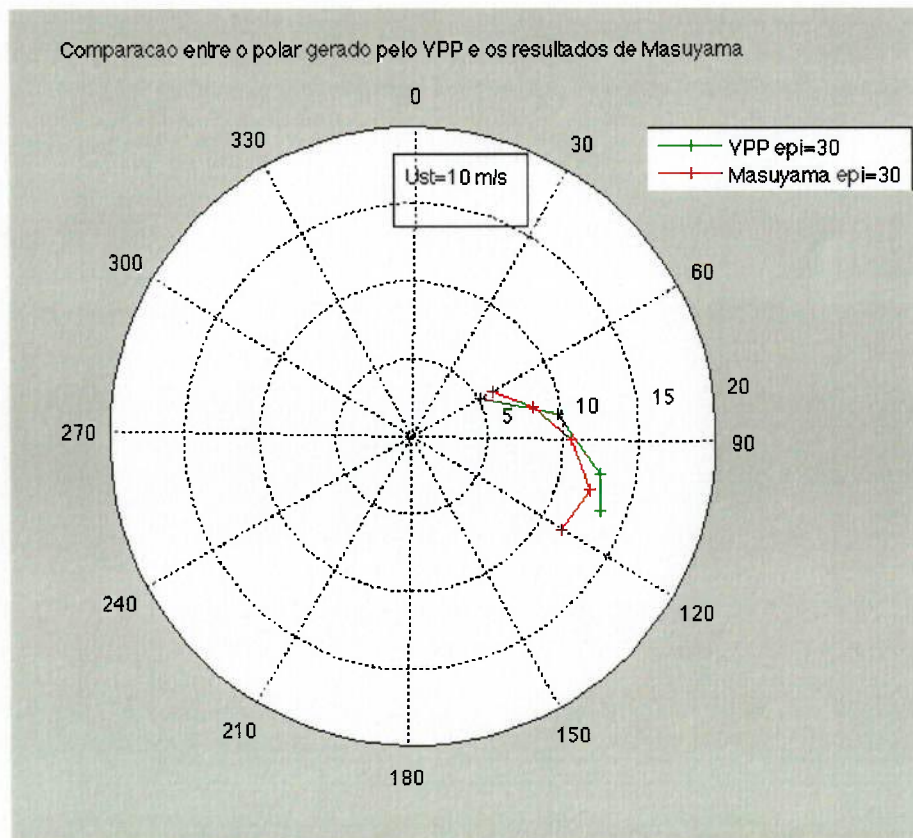


Figura 3.14: Comparação dos diagramas polares para $U_{ST} = 10$ m/s e $\epsilon = 30$ graus

3.2 Implementação da configuração em T

Como discutido no capítulo 1, a principal diferença entre a configuração dos hidrofólios, responsável por equilibrar o momento causado pela força lateral atuante nas velas, de vante em T ou diedro é a geração do momento de endireitamento do veleiro ou o momento restaurador. Dessa forma, para que a modelagem desenvolvida no capítulo 2 possa ser utilizada na predição da performance do catamarã com uma configuração de hidrofólios em T, é preciso analisar com mais profundidade quais são as origens do momento restaurador em cada configuração. Isso será feito nesta seção. Em seguida, implementaremos a modelagem exposta no capítulo 2 para a configuração em T e apresentaremos uma comparação ilustrativa de resultados entre as configurações em T e diedro.

Restauração Hidrodinâmica

Vamos começar a análise da restauração hidrodinâmica partindo de uma configuração de hidrofólios em diedro. Nesse caso, se supusermos que a embarcação inclina para sotavento (bombordo no nosso caso, ver figura 3.11), o momento restaurador aparece naturalmente, por dois motivos:

- 1- Conforme a embarcação inclina, ver figura 2.10, o comprimento molhado do hidrofólios de bombordo aumenta, e isso proporciona uma área de imersão maior
- 2- Devido à componente lateral da velocidade da embarcação, V , o ângulo de ataque do escoamento no hidrofólio de sotavento (bombordo) aumenta.

Dessa forma, com uma área de imersão maior e um ângulo de ataque efetivo em relação ao escoamento também mais elevado que o hidrofólio de barlavento (no nosso caso boreste), o hidrofólio de bombordo gera uma força de *lift* maior. Isso dá origem ao surgimento do momento restaurador nesse tipo de configuração.

Por outro lado, se utilizarmos a configuração em T (ver figura 1.3), os dois efeitos que causam o surgimento do momento restaurador no caso do diedro desaparecem, e, portanto, a embarcação não tem como equilibrar de forma passiva o momento de emborcamento gerado pelas velas. Isso torna a configuração instável, até mesmo do ponto de vista estático. A forma de controlar esse problema, proposta por (Pattison;Wynne, 1980) e posteriormente adotada por Ketterman (ver figura 1.2), é inserir controladores mecânicos que mudem o ângulo de ataque dos hidrofólios em T de vante em função da sua distância à linha d'água. Dessa forma, se a embarcação inclina para bombordo, por exemplo, o ângulo de ataque do fólio aumenta e surge um momento restaurador. Note que com este tipo de dispositivo a altura da embarcação no modo *foiilborne* fica efetivamente controlada.

Na prática existem alguns tipos de dispositivos que podem ser usados para criar o momento restaurador descrito acima. Uma das formas de gerar a restauração em embarcações a vela com fólhos em T, utilizada por alguns fabricantes como o *windrider*, é inserir *flaps* nos fólhos, controlados mecanicamente pela altura do fólio em relação à linha d'água. A idéia essencial é a mesma, pois por meio de *flaps* o perfil do

fólios é alterado e conseqüentemente, o ângulo de zero *lift* também é modificado; isso acaba por modificar o ângulo de ataque efetivo dos fólios de bombordo e boreste. Esse efeito, como vimos acima, gera o momento restaurador na embarcação.

No entanto, de acordo com (Chapman; Chapman, 2003), esse tipo de dispositivo traz problemas estruturais pois, o uso dos *flaps*, desloca o ponto de aplicação do *lift* no hidrofólio, criando um braço de momento que precisa ser equilibrado pela estrutura, causando uma possível flexão no hidrofólio. Dispositivos onde os hidrofólios em T são pivotados, por outro lado, não tem esse tipo de problema e exigem menos esforços estruturais durante a operação.

Na rotina, optamos por modelar um controlador mecânico com dois graus de liberdade, livre para se movimentar na direção perpendicular à linha d'água, pivotado e com um flutuador ligado à sua extremidade. A figura abaixo ilustra o dispositivo.

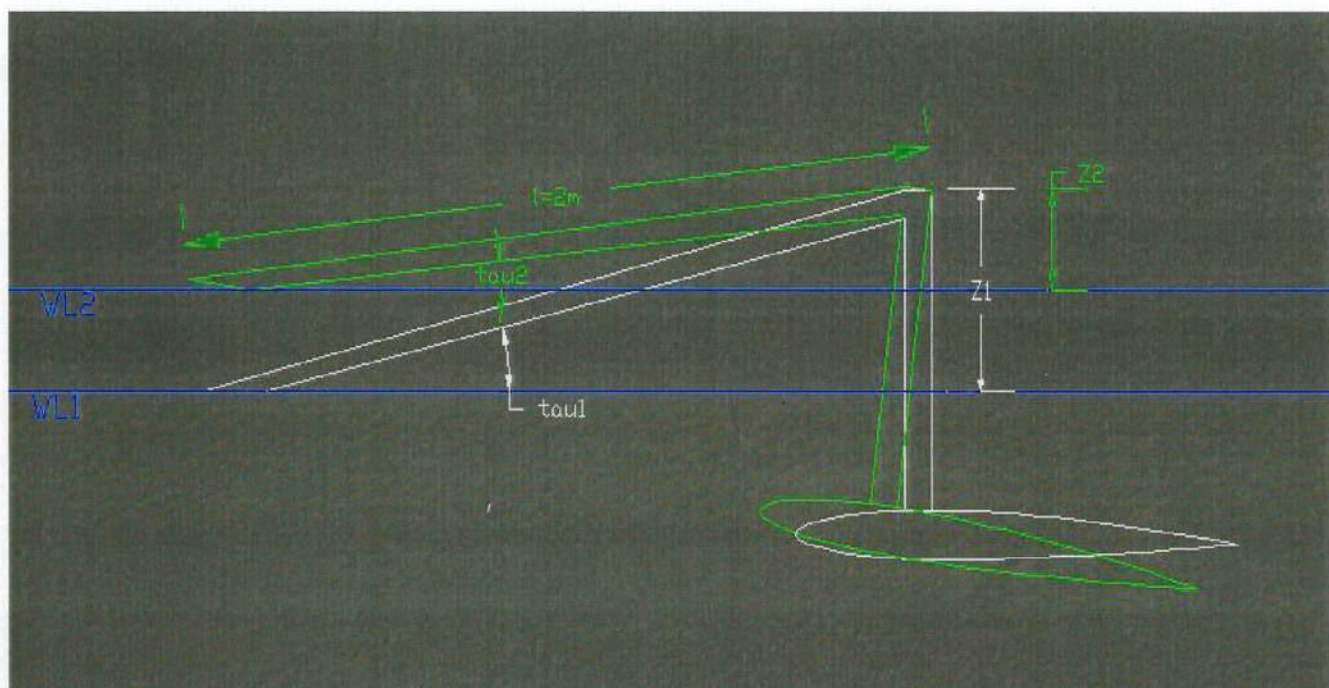


Figura 3.15: Atuação do controlador do hidrofólio em T em dois casos: na altura de referência (em branco) e após um aumento da profundidade de imersão (em verde)

Da figura 3.15 podemos definir o ângulo, τ_1 , para uma desejada altura de referência do ponto O_1 em relação à linha d'água, Z_1 .

$$\tau_1 = \sin^{-1}\left(\frac{Z_1}{l}\right)$$

Quando a embarcação inclina, o ponto O_1 se aproxima da linha d'água e como o dispositivo é pivotado em torno desse ponto, o ângulo entre o flutuador e a linha d'água, τ_1 , é incrementado por um fator δ_1 ; esse incremento é justamente a diferença entre o ângulo τ_1 da configuração de referência e o ângulo τ_2 de uma configuração genérica, ou seja,

$$\delta_1 = \tau_1 - \tau_2 \quad (53)$$

E do exposto acima e da figura 3.15 temos que:

$$\tau_2 = \sin^{-1}\left(\frac{Z_2}{l}\right)$$

Dessa forma, o cálculo do aumento do ângulo de ataque efetivo do fólio em T devido a inclinação da embarcação fica reduzido ao cálculo da altura de referência do ponto O_2 em relação à linha da água, pois a altura de referência Z_1 é conhecida *a priori*.

Para calcularmos Z_2 , usaremos três sistemas de coordenadas O_b , O_e e O_a , definidos na seção 2.3. Note que, se expressarmos as coordenadas do ponto O_2 no sistema O_a , fica fácil obter o ângulo τ_2 , na verdade na figura 3.15 implicitamente já estamos usando esse sistema de coordenadas pois estamos medindo as alturas relativas dos pontos em relação à linha d'água. As coordenadas do ponto O_1 no sistema O_b , O_{1ob} , são conhecidas *a priori* e coincidem com as coordenadas do ponto O_{2ob} (em relação ao sistema solidário a embarcação uma mudança na atitude da embarcação não muda as coordenadas dos pontos). Portanto, dada uma atitude da embarcação (matriz M_{be} e H_{CG}) tudo que precisamos fazer é escrever o ponto O_{2ob} no sistema O_a . Ou seja:

$$[O_2]_{Oa} = M_{be}^{-1} [O_2]_{Ob} - [0, 0, H_{CG}]_{Oe}^T$$

e Z_2 fica dado pela distancia da linha d'água, origem de O_a , e da componente z de O_{2Oa} .

$$Z_2 = 0 - O_{2Oa}^z$$

Feito isso, podemos usar a equação (53) e calcular o incremento no ângulo de ataque dos hidrofólios dada uma mudança na atitude da embarcação. Apesar de termos suposto, durante nossa análise, que o ponto O_1 se aproxima da linha da água, a modelagem apresentada acima pode ser facilmente estendida para o caso em que ele se distancia da linha d'água. Obviamente a modelagem para boreste e bombordo é idêntica. Com o dispositivo mostrado na figura 3.15, o modelo hidrodinâmico apresentado no capítulo 2 pode ser usado diretamente para a configuração em T, bastando adotar os valores do ângulo de diedro presentes na tabela 1 para os hidrofólios verticais e horizontais.

3.3 Resultados Obtidos para a Configuração em T

Nesse ponto, apresentaremos os resultados obtidos combinando a modelagem do controle de ângulo de ataque dos hidrofólios de vante apresentada acima com a modelagem hidro e aerodinâmica apresentada no capítulo 2. Tal combinação nos permite analisar a performance da embarcação com uma configuração de hidrofólios em T, tanto a vante quanto a ré. Nessa primeira análise, utilizamos a embarcação de Masuyama (tabelas 2 e 3) com os hidrofólios em diedro substituídos por hidrofólios em T (ver comparação entre as configurações nas figuras 1.3 e 1.5).

Nessa primeira análise, as dimensões dos hidrofólios em T foram escolhidas de modo que obtenhamos uma área imersa na configuração em T equivalente a área imersa da embarcação de Masuyama (com hidrofólios em diedro), quando a embarcação está no modo *foilborne* (ver figura 2.3). Dessa forma, à luz do modelo hidrodinâmico que estamos utilizando, os hidrofólios podem ser considerados equivalentes e as diferenças no desempenho estarão ligadas à presença do ângulo de diedro e à sua influência na direção das componentes de *lift* e do *drag*. As características do *T Boat*, bem como as coordenadas dos hidrofólios no sistema Ob, são apresentadas nas tabelas abaixo e ilustradas na figura 3.16:

Dimensões da Embarcação T Boat	
Comprimento (m)	5.08
Área Velica (m ²)	16
Peso da Embarcação (kg)	255
Peso da Tripulação (kg)	70
Corda dos Fólios em T a vante (m)	0.2
Corda do Folio em T popa (m)	0.2
Corda das Bolinas (m)	0.2
Corda do Leme (m)	0.2
Razão de Espessura do Hidrofólio em T a vante	9%
Razão de Espessura do Hidrofólio em T	10%
Razão de Espessura das Bolinas	9%
Razão de Espessura do Leme	10%
Razão de Aspecto T a vante	4
Razão de Aspecto T popa	4
Envergadura do Leme (m)	1.07
Envergadura das Bolinas a vante (m)	1.2

Tabela 5: Dados do T Boat usado na implementação da configuração em T

Coordenadas no sistema: Ob T Boat	x	y	z
A bombordo (m)	0.81	-2.5	0.8
B bombordo(m)	0.81	-2.5	2
A boreste (m)	0.81	2.5	0.8
B boreste(m)	0.81	2.5	2
D leme (m)	-2.32	0	0.8
C leme (m)	-2.32	0	1.87
Posição da tripulação (m)	-1.02	1.9	0.2
Centro de esforço do casco (m)	0.15	0	0.88
Centro de esforço velico ($\epsilon=0$) (m)	0.09	0	-1.9

Tabela 6: Coordenadas no sistema Ob do T boat usadas na implementação da configuração em T

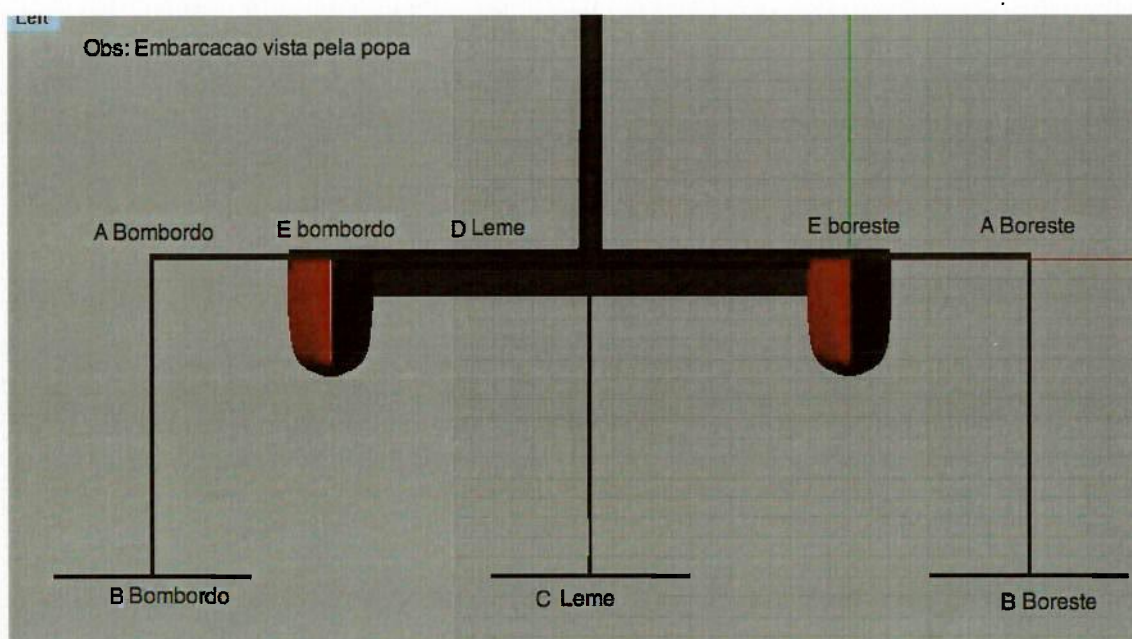


Figura 3.16: Posição dos pontos da tabela 6 do T Boat visto pela popa

Aqui é importante frisar que o T Boat que estamos considerando representa um caso ilustrativo, cujo objetivo é nos permitir discutir os aspectos qualitativos mais importantes relacionados apenas ao equilíbrio e à atitude dos dois tipos de configurações. Uma comparação mais detalhada entre a performance das duas embarcações (com fólios em diedro e em T) será feita mais adiante no capítulo 5.

Nos gráficos abaixo os resultados que obtivemos para o T Boat são comparados com os resultados obtidos para o catamarã de Masuyama, com hidrofólios em diedro, para uma intensidade de vento real U_{ST} de 10 m/s e uma direção γ_r fixada em 90 graus.

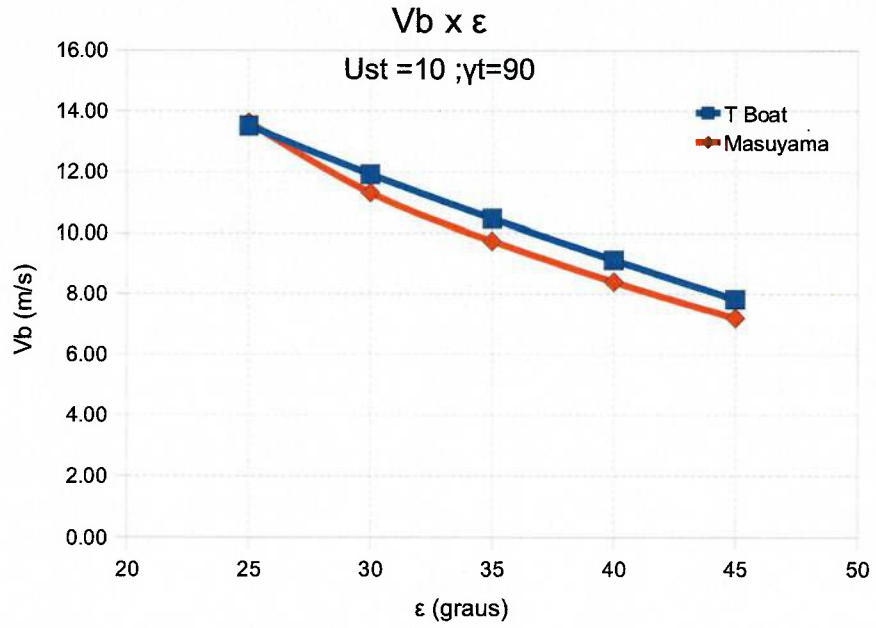


Figura 3.17: Comparação de V_b em função de ϵ para a configuração de hidrofólios em T (tabelas 5 e 6) e a configuração em diedro de Masuyama (tabelas 2 e 3).

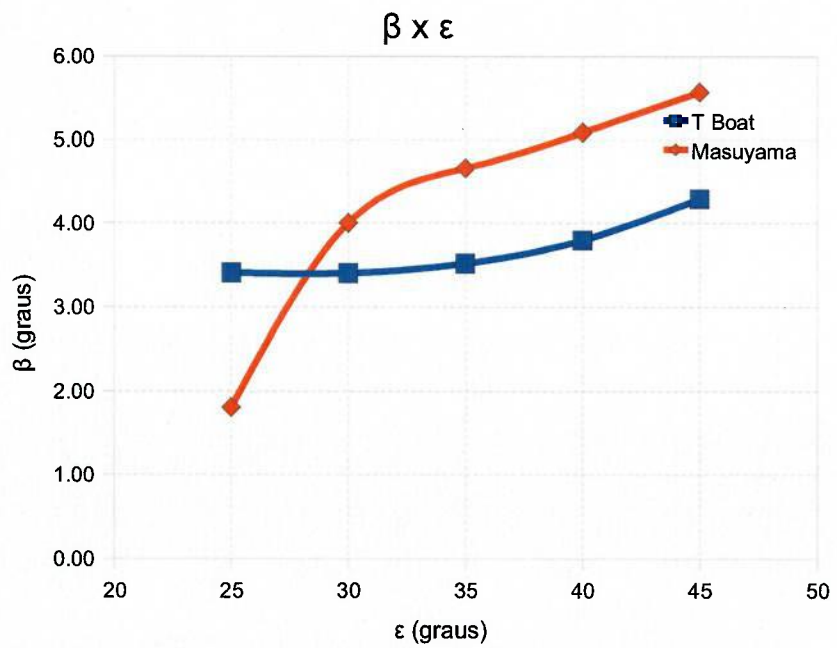


Figura 3.18: Comparação do ângulo de leeway, β , em função de ϵ para a configuração de hidrofólios em T e a configuração em diedro.

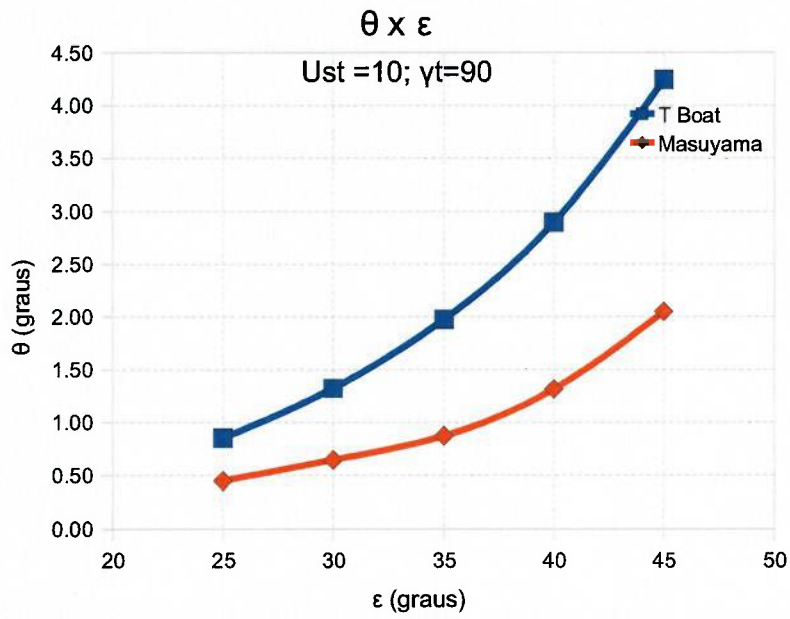


Figura 3.19: Comparação do ângulo de pitch, θ , em função de ϵ para a configuração de hidrofólios em T e a configuração em diedro.

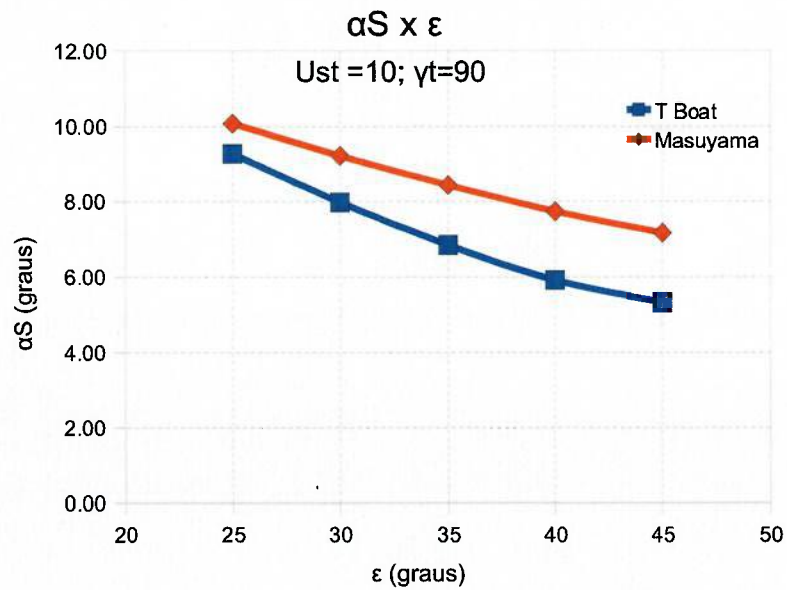


Figura 3.20: Comparação do ângulo de ataque da vela, α_s , em função de ϵ , para configuração de hidrofólios em T e uma configuração em diedro.

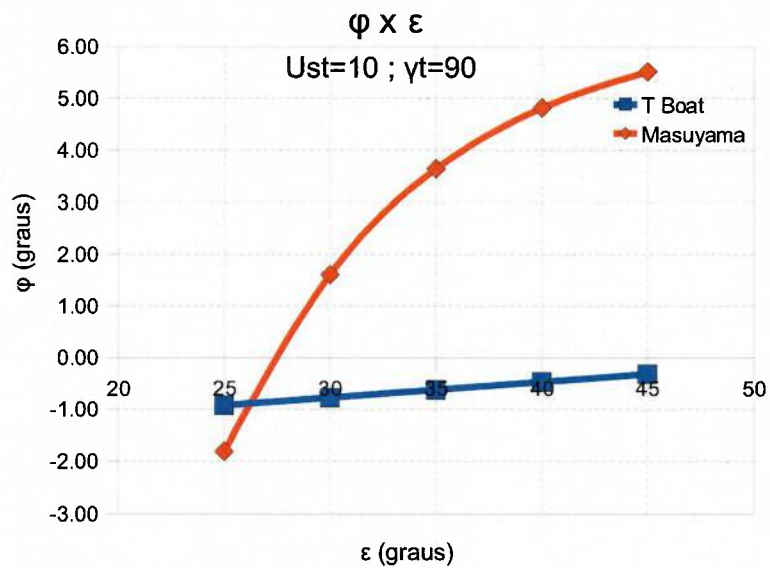


Figura 3.21: Comparação do ângulo de inclinação, Φ em função de ϵ , para ambas as configurações de hidrofólios.

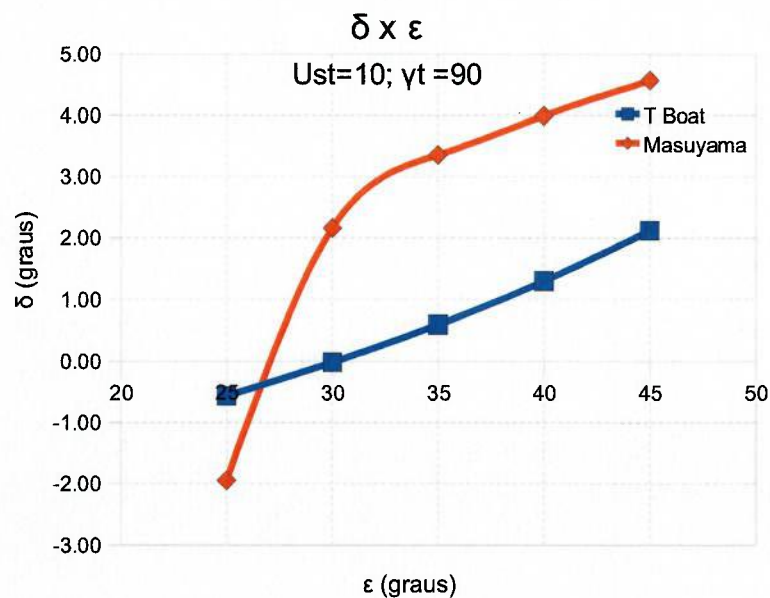


Figura 3.22: A variação do ângulo de leme δ em função de ϵ para ambas as configurações de hidrofólios.

Note que, na figura 3.21, devido ao mecanismo responsável pela geração do momento restaurador, Φ se mantém praticamente nulo quando se utiliza a configuração em T. A variação do ângulo leme δ , na configuração em T também é menos pronunciada que na configuração em diedro, como podemos observar na figura 3.22. Isso sugere um momento de yaw menor na primeira configuração do que na segunda e, conseqüentemente, um ângulo de leme menor é necessário para controlar a embarcação.

Para visualizarmos um pouco melhor a atitude da embarcação, principalmente em trim (*pitch*) e banda (*roll*) é interessante recorrer a saída gráfica, de onde obtemos:

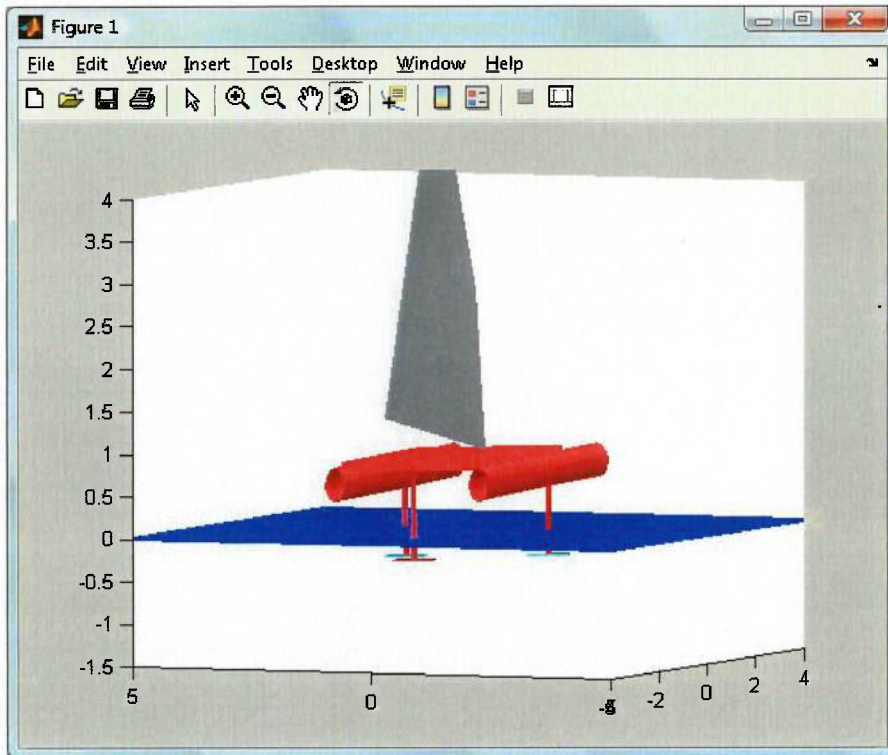


Figura 3.23: Atitude da embarcação com fólhos em T para $\epsilon=25$

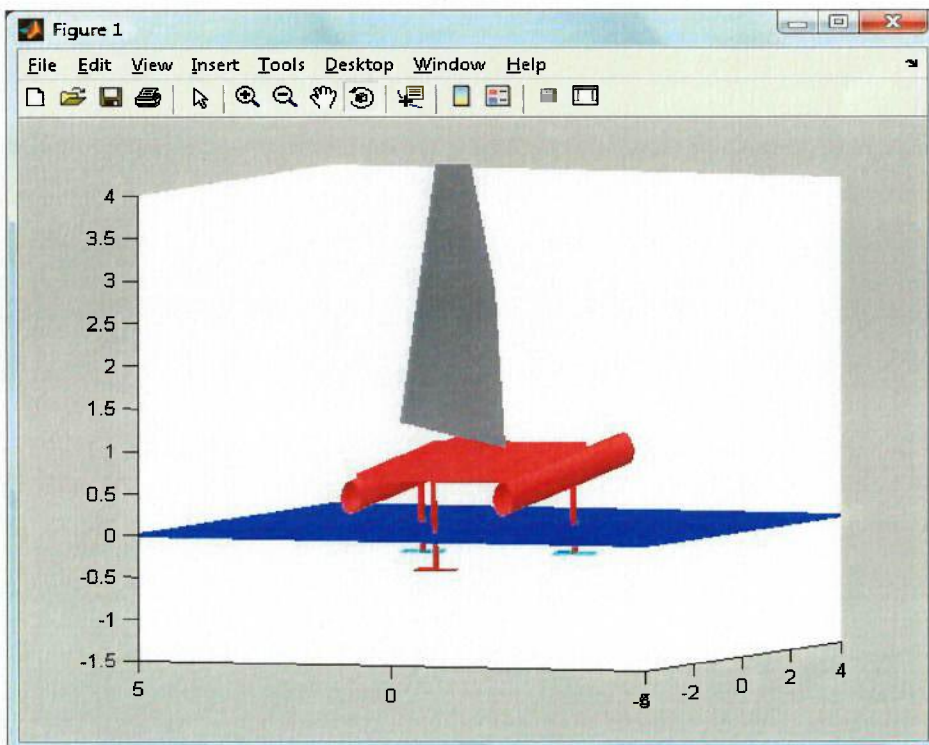


Figura 3.24: Atitude da embarcação com hidrofólhos em T para $\epsilon=40$

Note como o movimento de em trim (*pitch*) é pronunciado se comparado com o movimento em banda (*roll*). No entanto, apesar de considerável mudança de atitude, as velocidades obtidas tanto na configuração em T como em diedro (ver figura 3.17) são próximas. A visualização da atitude pode ser observada se compararmos as figuras 3.23 e 3.24 com as figuras 3.11 e 3.12. Uma melhor visualização da performance da embarcação pode ser avaliada com o auxílio do gráfico polar abaixo:

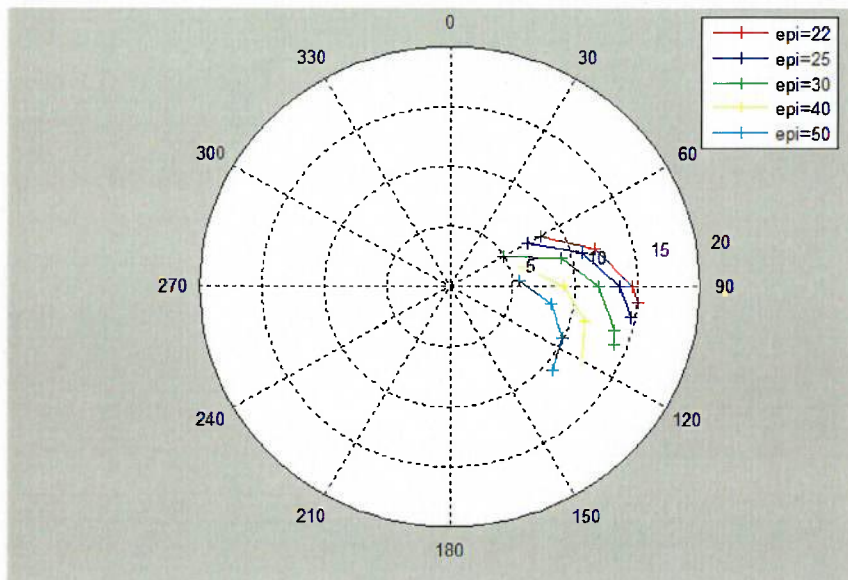


Figura 3.25: Gráfico Polar do catamarã com hidrofólios em T para $U_{ST} = 10$ m/s

4 Ferramenta para Predição do *Take Off*

“There is much less practice in theory than in practice.”

Unknown author

A velocidade de *take off* da embarcação (menor velocidade na qual a área molhada dos cascos é nula), V_{TakeOff} , é um parâmetro importante na escolha da configuração dos fólios para o projeto. Como será visto no capítulo 5, a V_{TakeOff} fará parte do critério de avaliação da performance da embarcação. Antes de chegarmos lá, no entanto, será preciso desenvolver uma rotina para prever a velocidade em que o *take off* ocorrerá para uma dada configuração da embarcação, objetivo desta seção.

Para avaliarmos a V_{TakeOff} desenvolvemos dois modelos estáticos: o primeiro trata o problema de *take off* considerando somente o grau de liberdade vertical (*heave*); o segundo modelo considera o equilíbrio em dois graus de liberdade, vertical e trim. Como a modelagem das forças que agem nos fólios já foi desenvolvida nas seções anteriores, precisamos modelar as forças que agem no casco bem como algumas características hidrostáticas.

No modelo que considera somente o movimento vertical (*heave*) a hipótese principal é a de movimento vertical paralelo à linha d'água. No entanto, como é mostrado em (Faltisen, 2005), ver figura 4.6, a transição do modo *hullborne* para o modo *foilborne* é acompanhada por uma variação considerável em trim (*pitch*) Θ , que, como veremos mais adiante, induz um aumento nos ângulos de ataque efetivos dos fólios. Em ambos os modelos podemos simplificar a formulação mais geral obtida no capítulo do 2 da seguinte maneira:

- No modelo de 1 grau liberdade (movimento vertical) temos que: $\Theta = \Phi = V = 0$
- No modelo de 2 graus de liberdade (vertical e trim) temos que: $\Phi = V = 0$

É importante frisar que, no que segue desse capítulo, passaremos a adotar um novo modelo de embarcação, o *eagle 21*. Essa é atualmente a embarcação do velejador Roberto Pandiani para a qual o projeto dos hidrofólios está sendo desenvolvido. Dessa forma, tanto as dimensões dos hidrofólios, como os resultados que serão apresentados mais adiante se referem ao *eagle 21* e não mais a embarcação de (Masuyama, 1986) que utilizamos no capítulo anterior para a validação do VPP.

4.1 Propriedades Hidrostáticas

Para estimarmos as propriedades hidrostáticas do casco do *eagle 21* (ver tabela 7) usamos o modelo do casco desenvolvido no *Rhinoceros* e mostrado na figura 4.1. De posse do modelo, o programa *maxsurf* foi utilizado para estimar as propriedades hidrostáticas em função do calado médio da embarcação, isto é, desconsiderando os efeitos de restauração hidrostática causados pelo ângulo de trim (*pitch*) da

embarcação. Mais detalhes sobre o *maxsurf* podem ser encontrados em (Maxsurf, 2008). A figura abaixo ilustra o modelo do casco.

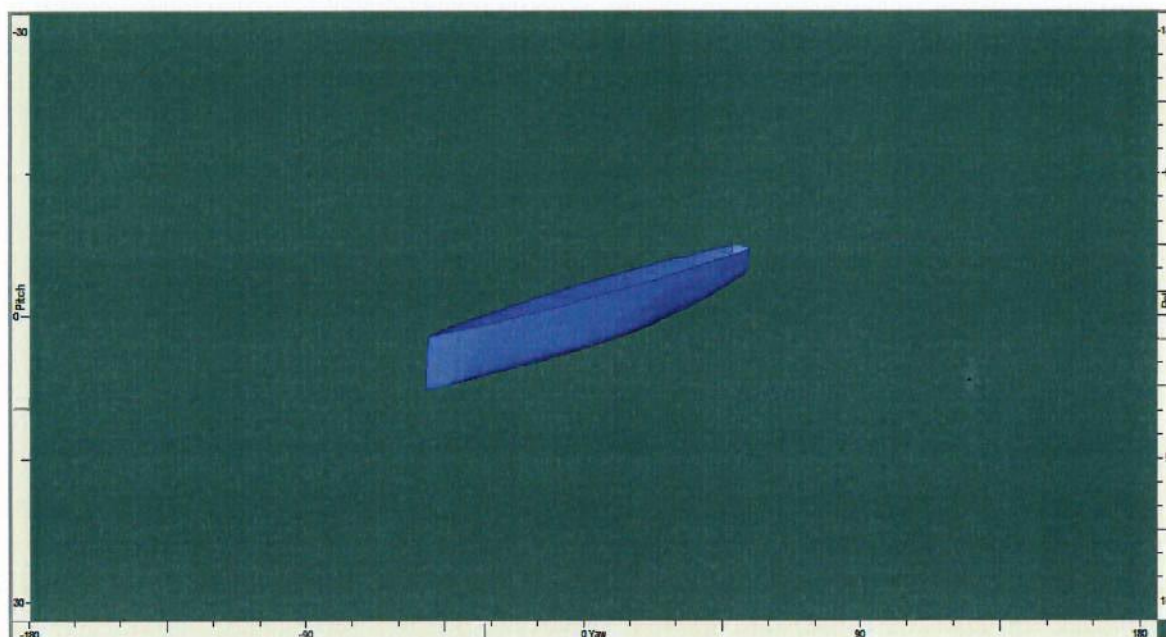


Figura 4.1: Modelo do casco do *eagle 21* no programa *Maxsurf*.

Dimensões Principais do Eagle 21	
Comprimento (m)	6.1
Boca (m)	3.1
Área Velica mestra (m ²)	19
Área Velica Buja (m ²)	5
Área Velica Spinnaker (m ²)	28
Peso da Embarcação (kg)	145
Peso da Tripulação (kg)	170
Comprimento do mastro (m)	10.3

Tabela 7: Dimensões principais do *eagle 21* sem hidrofólios

Basicamente duas propriedades hidrostáticas estimadas pelo *maxsurf*, como uma função do calado médio, h , são necessárias para alimentar o modelo de *take off*, são elas:

- 1- ∇ : Volume deslocado em m³
- 2- LCB: Posição longitudinal do centro de flutuação do casco em m

Os valores obtidos para ∇ em função de h bem como uma comparação entre os valores fornecidos pelo *maxsurf* e a regressão que obtivemos, equação (54), estão presentes no gráfico abaixo:

Deslocamento x Calado para um casco do Eagle 21

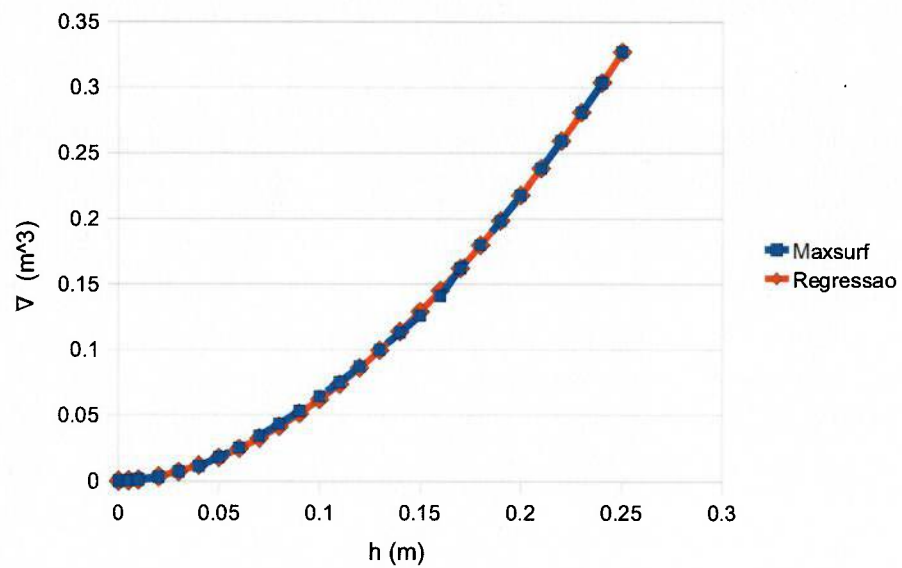


Figura 4.2: Valores do volume deslocado de um casco do *eagle* 21 em função do calado médio, h

Da figura acima, usando os dados do *maxsurf* (linha azul) podemos fazer uma regressão e expressar $\nabla(h)$ (linha vermelha) por:

$$\nabla(h) = 4.077 h^{1.82} \quad (54)$$

Os valores de LCB em função do calado médio, h, estão, também presentes na figura abaixo.

LCB x Calado para um casco do eagle 21

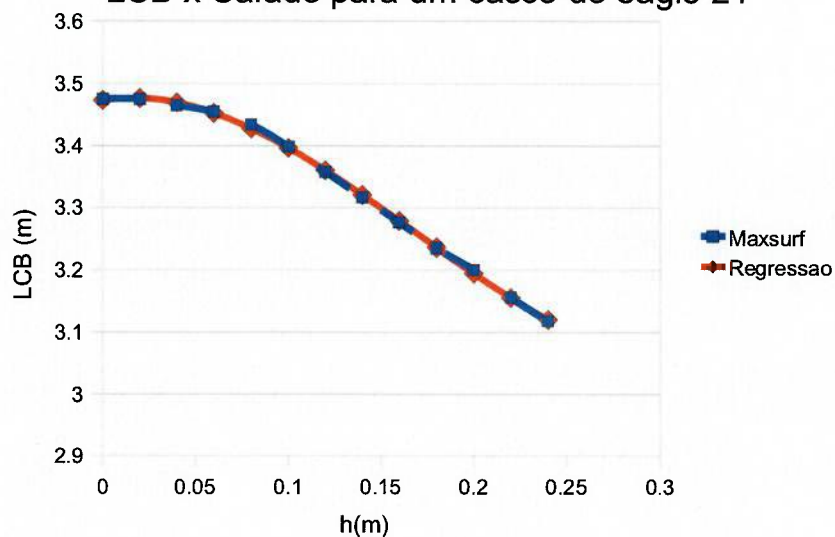


Figura 4.3: Valores do LCB em função de h medidos em relação a popa do *eagle*.

Uma regressão dos dados obtidos do *maxsurf* (linha azul da figura 4.3) em função de h, nos leva à seguinte expressão (linha vermelha da figura 4.3):

$$LCB(h) = 31.06h^3 - 15.60h^2 + 0.484h + 3.473 \quad (55)$$

Uma vez estimados o LCB e ∇ partiremos, em seguida, para a estimativa da resistência ao avanço do eagle 21.

4.2 Resistência ao Avanço do Casco

O modelo do casco do eagle no *maxsurf* pode ser exportado para o programa *HullSpeed*, que implementa alguns métodos de predição da resistência ao avanço. Devido à forma do casco, o método de predição da resistência ao avanço formulado por Holtrop é um dos poucos que podem ser utilizados para o casco do eagle, e, mesmo assim, para calados pequenos, é preciso extrapolar os resultados pois nesses casos as dimensões do casco caem fora dos limites para os quais o método proposto por Holtrop é válido. Está fora do escopo do presente trabalho atacar com mais profundidade a metodologia proposta pelo método de Holtrop e sua implementação no *HullSpeed*. Mais detalhes podem ser encontrados em (Hullspeed, 2008).

No *HullSpeed* para um dado calado médio h e uma dada velocidade de avanço a curva de resistência ao avanço pode ser obtida. Fazendo isso para vários calados obtemos uma superfície, assim, dados h e V_b podemos calcular a resistência ao avanço da embarcação por interpolação. A figura abaixo mostra a superfície obtida.

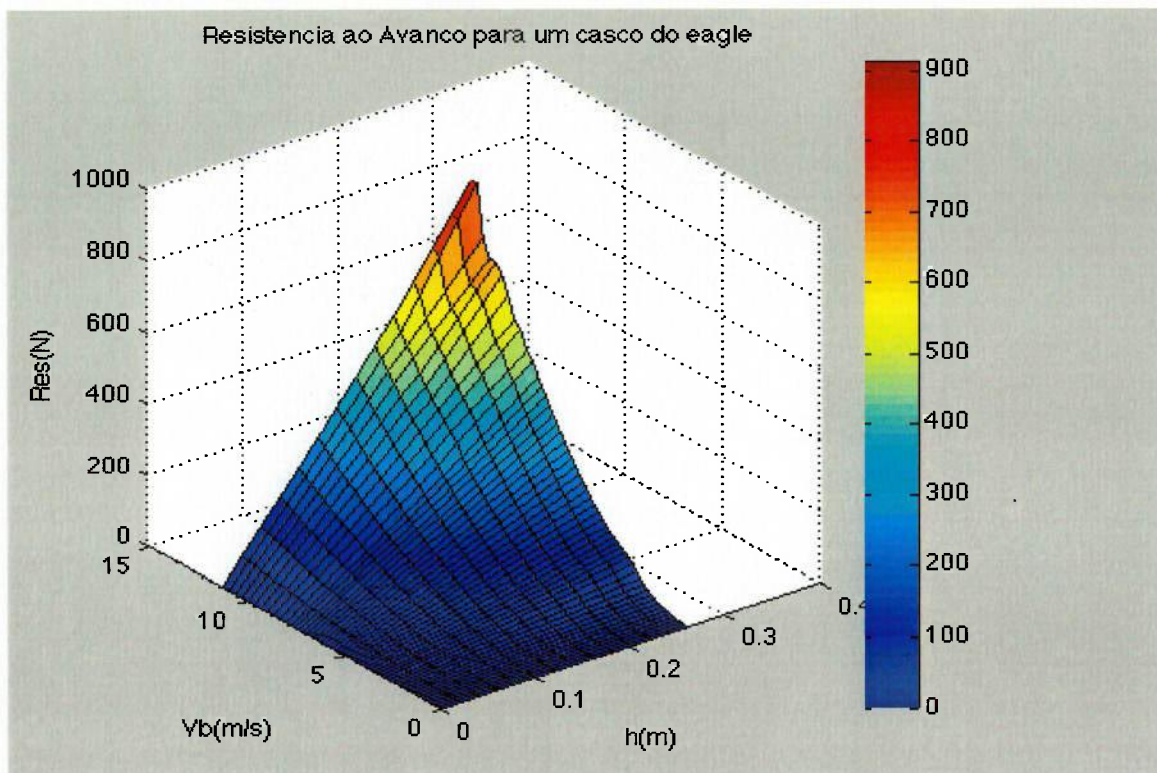


Figura 4.4: Resistência ao Avanço em função do calado e da velocidade para um casco do eagle prevista pelo programa *HullSpeed* usando a formulação de Holtrop.

4.3 Equações de Equilíbrio para Análise do Take Off

Uma vez estimadas as propriedades hidrostáticas do casco e sua resistência ao avanço, podemos combinar esses resultados com a modelagem hidrodinâmica exposta nas seções anteriores. Com isso, estamos em posição de escrever as equações de equilíbrio da embarcação (no nosso caso, no modo vertical (*heave*) ou modo vertical e trim serão considerados). A solução das equações de equilíbrio, nos permitirá, como veremos a seguir, estimar a $V_{takeOff}$.

Numa primeira análise do *take off* optamos por estimar a $V_{takeOff}$ através de um modelo que leva em conta somente um grau de liberdade, o modo vertical. Assim, para cada V_b , resolvemos a equação de equilíbrio nesse modo.

Antes de chegarmos no equacionamento, um pequeno parênteses em relação aos sistemas de coordenadas utilizados deve ser aberto. As equações de equilíbrio da seção 2.5 são escritas em relação no sistema O_b , por outro lado as propriedades hidrostáticas que obtivemos são em relação ao sistema O_e , ou seja precisamos escolher um sistema de coordenadas. No equacionamento do equilíbrio para análise do *take off*, optamos por escrever as equações de equilíbrio em relação ao sistema O_e e, portanto, as forças que atuam na embarcação precisam ser expressas no sistema O_e o que pode ser feito com o auxílio da equação (2). Assim, obtemos:

$$\sum_{i=1}^4 (F_{ziOe}) + P_{zOe} + P_{zCOe} + B = 0$$

Onde:

B: é a componente na direção z da força de empuxo, dada por:

$$B = 2 \rho_w g \nabla$$

Ao resolvermos a equação acima obtemos um respectivo calado, h. De posse de V_b e h, a resistência de cada casco, R_h , é estimada pela superfície da figura 4.4. O *drag* dos fólios é estimado pela equação (20) e, portanto, a resistência total ao avanço, R_T , fica dada por:

$$R_T = 2 R_h + \sum_{i=1}^4 (F_{xiOe})$$

Nossa primeira aplicação do modelo de *take off* descrito acima será feita para uma embarcação com configuração de hidrofólios em diedro. Nesse caso, o resultado previsto por essa metodologia pode ser visto no gráfico abaixo:

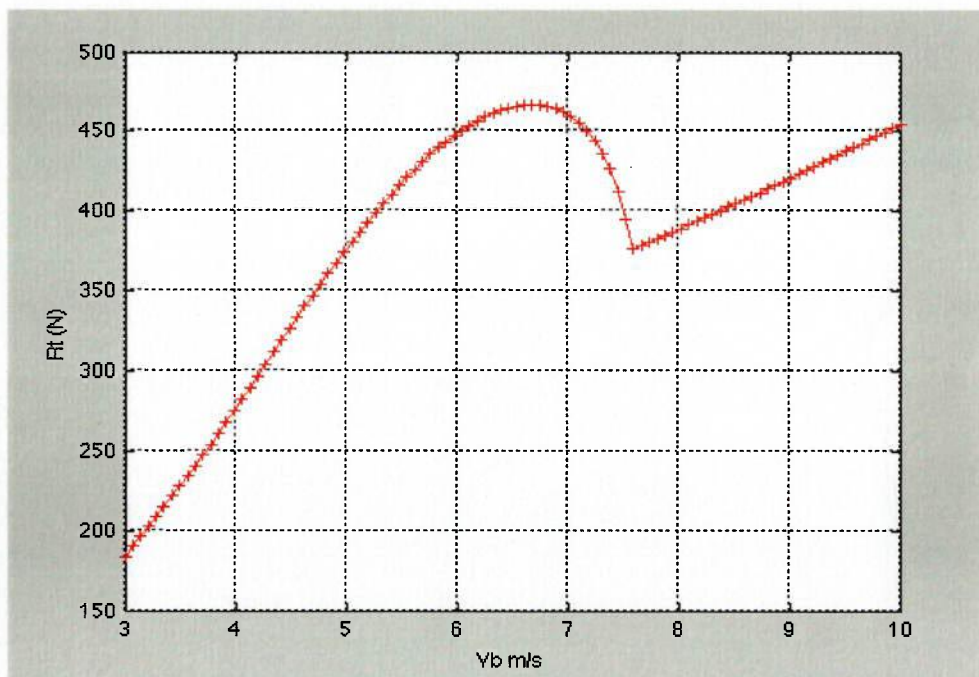


Figura 4.5: Resultados do modelo de *take off* considerando se apenas o heave para o eagle 21 para uma configuração de fólios em diedro com uma corda de 230 mm (ver figura 1.3), $V_{takeoff} = 7.5$ m/s.

Na figura 4.5, α_0 dos fólios em diedro utilizados vale -3.5 graus (fólios assimétricos ou fólios simétricos com ângulo de ataque inicial não nulo); o α_0 do fólio em T invertido do leme é nulo e sua corda possui também 230 mm de comprimento. Ainda da figura 4.5, vemos que $V_{takeOff}$ vale de 7.5 m/s, aproximadamente 15 *knots*. É importante frisar que de acordo com esse modelo, a embarcação sai da água paralelamente a linha d'água. Isso implica que somente os fólios com α_0 não nulo são capazes de gerar

forças de *lift*. Numa configuração de fólios como a da figura acima, por exemplo, somente os fólios de vante (fólios em diedro) estão gerando *lift*.

Nesse ponto fica interessante questionar um pouco a hipótese principal desse modelo, a de movimento vertical paralelo a linha d'água pelo seguinte motivo: como é mostrado em (Faltisen, 2005), a transição do modo *hullborne* para o modo *foilborne* é acompanhada por uma variação de Θ , da seguinte forma:

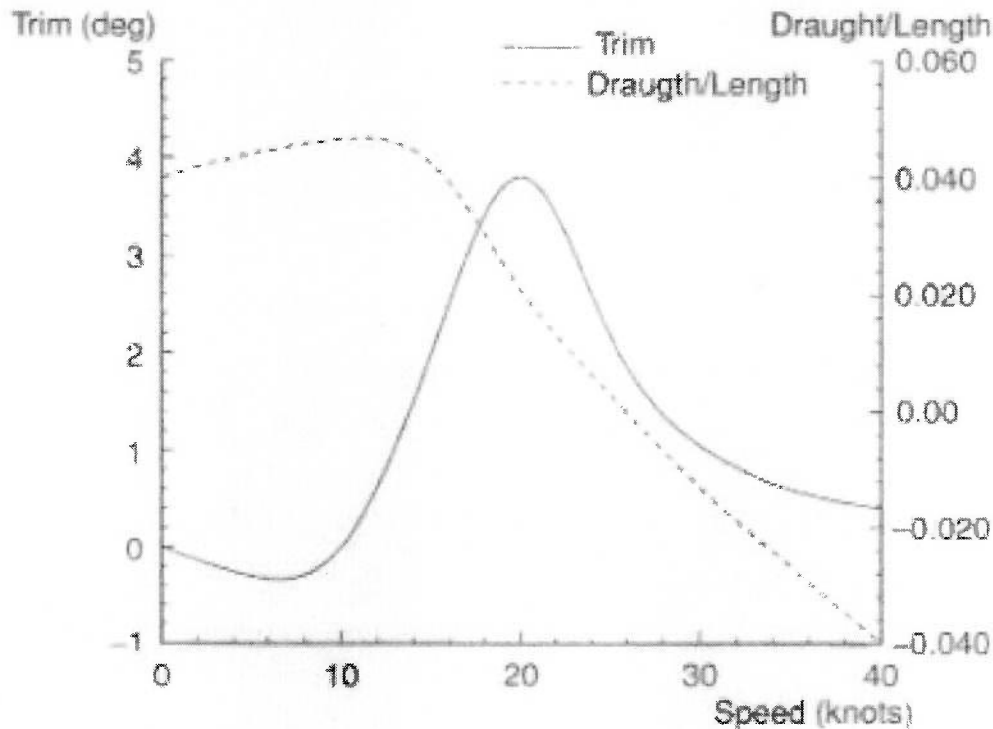


Figura 4.6: Atitude típica de uma embarcação durante a transição do modo *hullborne* para o modo *foilborne*, retirada de (Faltisen, 2005)

Note que Θ é máximo no momento em que o calado se aproxima de zero, isso nos leva a crer que pode haver um aumento no valor dos ângulos de ataque, α_{ni} , dos hidrofólios, induzido pelo aumento do valor de Θ durante o *take off*. Outro ponto que vale a pena ser destacado na figura 4.6 são os valores de Θ para velocidades inferiores a velocidade de *take off* (velocidades abaixo de 30 *knots*). Nessa situação, os momentos hidrostáticos do casco causados pela variação do ângulo de *pitch* são relevantes no equacionamento do equilíbrio; como esses momentos não são considerados pelo nosso modelo de 2 graus liberdade (∇ não é função de Θ), nosso modelo não será capaz de reproduzir bons resultados nessa região. No entanto, para valores da velocidade próximos ou acima da velocidade de *take off* (30 *knots* e acima), o casco está praticamente fora d'água e, os momentos hidrostáticos mencionados acima podem ser desprezados, o modelo fornece resultados em linha com a figura 4.6 (ver figura 4.9).

Se fizermos uma análise dos ângulos de ataque dos fólios considerando somente uma variação em Θ e desprezando V , podemos simplificar a formulação mais geral obtida nas equações (29) e (30), pois nesse caso $\Phi=V=0$, e portanto temos:

$$\beta = -\sin^{-1}\left(\frac{V}{V_b}\right) = 0$$

$$W_{ob} = U_{ob} \tan(\theta) \cos(\phi) - \tan(\phi) \cdot (V_{ob} - U_{ob} \tan(\theta) \sin(\phi)) = U_{ob} \tan(\theta) \quad (56)$$

O que implica em:

$$\xi = \tan^{-1}\left(\frac{W}{U}\right) = \theta$$

e

$$\Lambda_i = \tan^{-1}\left(\frac{\tan(-\beta)}{\cos(\xi)} \cos(\Gamma_i) - \tan(\xi) \sin(\Gamma_i)\right) = \tan^{-1}(-\tan(\theta) \sin(\Gamma_i)) \approx -\theta \sin(\Gamma_i) \quad (57)$$

Onde a ultima igualdade do lado direito faz sentido para valores de θ pequenos. Nesse contexto temos ainda que:

$$\cos(\Lambda_i) \approx 1 \quad (58)$$

$$\sin(\theta) \approx \theta \quad (59)$$

E assim, combinando as equações (56), (57), (58) e (59) na expressão dos α_{ni} obtemos:

$$\alpha_{ni} = \theta \cos(\Gamma_i) - \alpha_{0i}$$

A equação acima mostra que um aumento no ângulo de trim (*pitch*) aumenta o ângulo de ataque dos fólhos e que esse aumento é mais pronunciado nos fólhos em T, quando $\Gamma_i=0$.

O exposto acima nos leva a crer que um modelo considerando dois graus de liberdade, *heave* e *pitch*, é provavelmente mais adequado para estimarmos a $V_{takeOff}$. Nesse modelo as duas equações de equilíbrio, também escritas em relação ao sistema O_e são:

$$\sum_{i=1}^4 (F_{ziOe}) + P_{zOe} + P_{zCOe} + B = 0$$

e

$$\sum_{i=1}^4 (M_{hyiO_e}) + M_B + M_{yCO_e} + M_{Rt} = 0$$

Onde:

M_{hyiO_e} : componente na direção y do momento hidrodinâmico de cada apêndice (i=1 a 4) no sistema O_e

M_{yCO_e} : componente na direção y do momento da tripulação no sistema O_e

M_B : momento na direção y da força de empuxo no sistema O_e , isto é:

$$M_B = B LCB_{O_e}$$

M_{Rt} : momento na direção y que leva em conta o braço entre a posição do centro vélico (z_{CESO_e}) e o centro de aplicação da força de resistência total do casco (z_{CERtO_e}). Ou seja:

$$M_{Rt} = (z_{CESO_e} - z_{CERtO_e}) R_T$$

Resolvendo as duas equações de equilíbrio obtemos Θ e h para um dado valor de V_B . Note que para velocidades pequenas, quando podemos desprezar as forças dos fólhos, a rotina pode não convergir pois não estamos considerando o movimento do LCB causado por uma mudança em Θ . No entanto, para valores de V_B mais altos a variação do LCB com Θ pode ser desprezada, pois nessas condições a magnitude das forças de sustentação será maior que a das forças hidrostáticas do casco. A figura abaixo ilustra uma comparação entre os resultados obtidos pelos dois modelos para embarcação *eagle 21* cujos os dados podem ser encontrados nas tabelas 8 - 11.

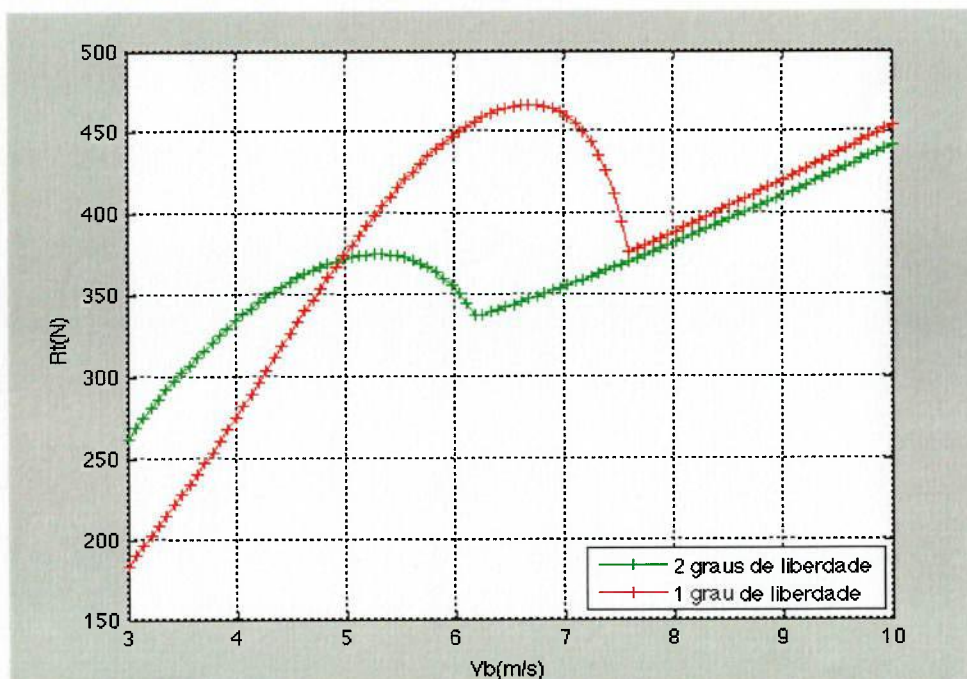


Figura 4.7: Comparação entre os dois modelos de take off para um eagle 21 com fólhos em diedro de corda 250 mm.

Devido ao aumento dos α_{hi} induzido pelo aumento de Θ a $V_{takeOff}$ prevista pelo modelo que considera dois graus de liberdade é substancialmente mais baixa (6.15 m/s) do que a prevista pelo modelo com um grau de liberdade (7.5 m/s). Também é interessante notar, na figura 4.7, a diferença na resistência ao avanço total prevista pelos dois modelos.

Nesse ponto é interessante compararmos, sob a ótica do modelo de *take off* que considera Θ e h , os valores previstos para a $V_{takeOff}$ para configurações em T e em diedro pois, como será visto na seção seguinte, os valores de $V_{takeOff}$ terão um importante papel na escolha da configuração final dos fólhos da embarcação. Os dois gráficos seguintes fazem essa comparação.

Para fins de uma primeira comparação, escolhemos configurações em diedro e T cuja área imersa dos hidrofólhos, uma vez que a embarcação esteja com velocidade nula e equilibrada pelo empuxo dos cascos, seja equivalente.

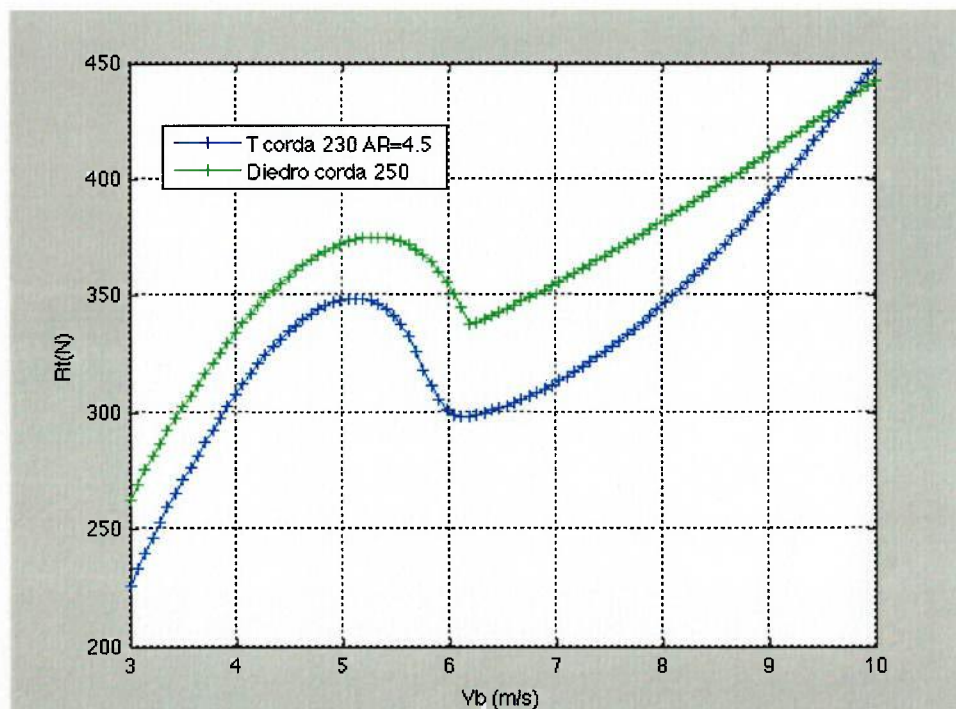


Figura 4.8: Previsão do *take off* para as configurações de fólho em T e em diedro ($V_{TakeOff T}=6.0$ m/s e $V_{TakeOff Diedro}=6.15$ m/s) partindo de uma área submersa de fólhos equivalente.

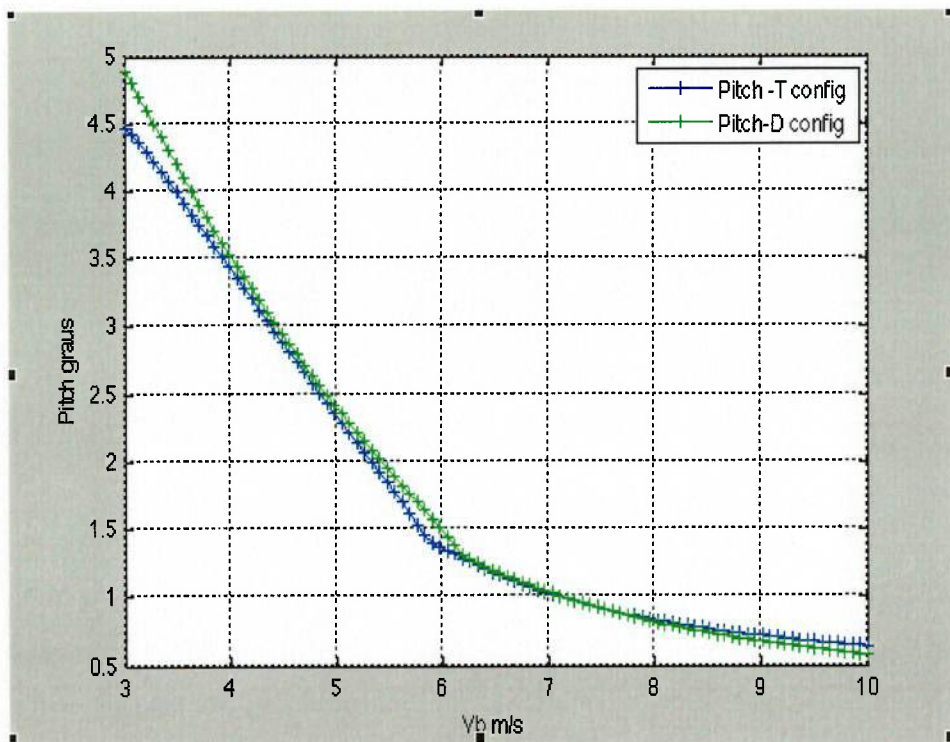


Figura 4.9: Valores previstos para Θ em função de V_b para as duas configurações de fólios, T e diedro, com áreas submersas equivalentes.

É interessante notar, na figura 4.8, que a configuração em T tem uma $V_{takeOff}$ inferior e uma R_T menor, mas que conforme V_b aumenta, devido a diminuição da área molhada, a resistência dos fólios em diedro aumenta mais lentamente que a do T.

Os dados sobre ambas as configurações de hidrofólios (em T e diedro) usadas para o *eagle 21* nos gráficos acima podem ser encontradas nas tabelas abaixo.

Dimensões dos hidrofólios do Eagle 21 configuração em Diedro	
Corda dos Fólios em Diedro a vante (m)	0.25
Corda do Folio em T popa (m)	0.25
Razão de Espessura dos Folios a vante	9%
Razão de Espessura do Folio em T	9%
Razão de Espessura do Leme	9%
Razão de Aspecto T popa	4.5
Envergadura do Leme (m)	1.07
alfa0 a vante (graus)	-3.50
alfa0 leme (graus)	0

Tabela 8: Dados dos hidrofólios usados na obtenção das figuras 4.8 e 4.9 para a configuração em diedro

Coordenadas dos hidrófolios no sistema Ob: Eagle Diedro	x	y	z
A bombordo (m)	0.81	-3.65	0.8
B bombordo(m)	0.81	-2.18	2
A boreste (m)	0.81	3.65	0.8
B boreste(m)	0.81	2.18	2
D leme (m)	-2.65	0	0.8
C leme (m)	-2.65	0	1.87
Posição da tripulação (m)	-1.25	1.9	0.2
Centro de esforço do casco (m)	0.15	0	1
Centro de esforço velico ($\epsilon=0$) (m)	0.09	0	-3

Tabela 9: Coordenadas no sistema Ob dos hidrofólios utilizados na configuração em diedro; os pontos podem ser visualizados na figura 3.2

Dimensões dos hidrofólios do Eagle 21 configuração em T	
Corda dos Fólios em T a vante (m)	0.23
Corda do Folio em T popa (m)	0.23
Corda das Bolinas (m)	0.23
Corda do Leme (m)	0.23
Espessura dos Folios em T a vante	9%
Espessura do Folio em T	9%
Espessura das Bolinas	9%
Espessura do Leme	9%
Razão de Aspecto T a vante	4.5
Razão de Aspecto T popa	4.5
Envergadura do Leme (m)	1.07
Envergadura das Bolinas a vante (m)	1.2
alfa0 a vante (graus)	-3.50
alfa0 leme (graus)	0

Tabela 10: Dados dos hidrofólios usados na obtenção das figuras 4.8 e 4.9 para a configuração em T

Coordenadas dos hidrófolios no sistema Ob: Eagle T	x	y	z
A bombordo (m)	0.81	-2.5	0.8
B bombordo(m)	0.81	-2.5	2
A boreste (m)	0.81	2.5	0.8
B boreste(m)	0.81	2.5	2
D leme (m)	-2.65	0	0.8
C leme (m)	-2.65	0	1.87
Posição da tripulação (m)	-1.25	1.9	0.2
Centro de esforço do casco (m)	0.15	0	1
Centro de esforço velico ($\epsilon=0$) (m)	0.09	0	-3

Tabela 11:Coordenadas no sistema Ob dos hidrofólios utilizados na configuração em T; os pontos podem ser visualizados na figura 3.16.

Uma vez desenvolvidos, o VPP e o modelo de cálculo do *take off* podem ser combinados em uma abordagem inicial do problema de escolha da configuração de hidrofólios. Essa tarefa será abordada no

capítulo seguinte, onde usaremos os resultados do *VPP* e do modelo de predição do *take off* no contexto de uma metodologia de síntese, baseada em métodos de otimização com objetivos múltiplos. Em seguida, o problema de otimização será resolvido com o emprego de algoritmos genéticos.

5 Metodologia de Síntese

"Those who fall in love with practice without science are like a sailor who steers a ship without a helm or compass, and who can never be certain whither he is going"

Leonardo Da Vinci

“

De tudo que foi exposto até agora, vemos que o número de variáveis envolvido na avaliação do desempenho de embarcações a vela com hidrofólios é elevado tanto nas configurações em T como em diedro. Em última análise, no caso mais geral, o projeto de uma embarcação com hidrofólios pode ainda envolver os parâmetros de projeto convencional do veleiro, como, as dimensões do casco da embarcação, a especificação do velame do conjunto e ainda a concepção dos hidrofólios. Dessa forma, a aplicação de uma metodologia de síntese que combine métodos de otimização com rotinas que sejam capazes de prever o desempenho da embarcação, como as desenvolvidas no presente trabalho, podem dar origem a ferramentas de projeto poderosas, não somente na busca de uma configuração de hidrofólios (ou embarcação a vela com hidrofólios) otimizados como também na análise de sensibilidade do desempenho desse tipo de embarcação. É importante frisar que o projeto otimizado de veleiros convencionais por si só se trata atualmente de um problema em aberto devido ao número elevado de variáveis e as suas possíveis interações; tal fato se estende ao projeto de veleiros com hidrofólios onde mais variáveis são introduzidas. Nesse sentido, com o intuito de ilustrar a aplicabilidade do trabalho ora desenvolvido, discutiremos nesse capítulo a estrutura de uma metodologia de síntese que busque propor configurações de hidrofólios em T ou diedro otimizadas.

Cabe ressaltar que a metodologia de síntese que será descrita neste capítulo trata de um estudo em andamento que está fora do escopo do presente trabalho. Tal metodologia começou a ser desenvolvida por (Illuminati; Lavieri, 2007), para otimização de veleiros monocascos, e foi modificada para abordar o problema de otimização de hidrofólios de embarcações a vela por (Pinheiro; Soares; Munaretto, 2010). A idéia básica por trás da metodologia de síntese é simples e baseia se na formulação do problema de otimização utilizando resultados obtidos tanto do VPP quanto da rotina de *take off*. Em seguida, o algoritmo genético é empregado na solução do problema de otimização; o processo está ilustrado no fluxograma abaixo.

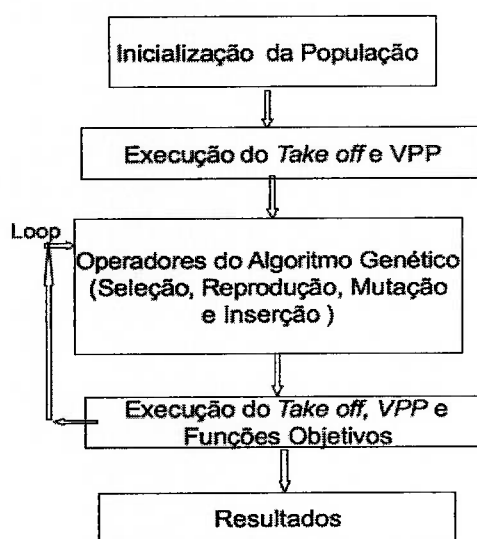


Figura 5.1: Fluxograma da Metodologia de Síntese

Note que o primeiro passo é a inicialização da população, que, dado os limites superiores e inferiores das variáveis a serem otimizadas, gera aleatoriamente uma gama de valores pertencentes a esse intervalo; em geral uma distribuição de probabilidade normal ou uniforme é empregada (Illuminati; Lavieri, 2007). Em seguida, o VPP e a rotina do *take off* são invocados para garantir que a população inicial seja uma solução viável do problema de otimização; viável aqui no sentido de que seja possível atingir o equilíbrio estático com os valores das variáveis da população inicial em questão, ou em outras palavras, tanto o VPP quanto a rotina de *take off* devem convergir para cada indivíduo da população inicial (os indivíduos para os quais as rotinas não convergem nessa etapa são descartados). Uma vez que a população inicial contém agora soluções possíveis do VPP e do *take off*, os operadores genéticos atuam nessa população e uma nova geração é obtida. Nesse ponto, o processo de otimização é iterado até que o número de gerações desejado seja atingido.

Nas seções 5.1 e 5.2 descreveremos brevemente quais foram os critérios adotados na escolha das funções objetivo bem como das restrições do problema de otimização de hidrofólios de embarcações a vela tratado por (Pinheiro; Soares; Munaretto, 2010); por fim, seus principais resultados serão apresentados. Obviamente, uma descrição mais detalhada dessa abordagem pode ser encontrada nas referências citadas acima.

5.1 Funções Objetivo

Como mencionado na seção anterior o problema de otimização de embarcações a vela com hidrofólios é complexo na medida que envolve muitas variáveis de projeto. Basicamente, o caso mais geral envolve as variáveis de projeto convencional de uma embarcação a vela (que por si só possui um número elevado de variáveis) mais as variáveis de projeto dos hidrofólios. Dessa forma, atacar o problema no caso mais geral não é uma alternativa viável devido à sua complexidade. Por outro lado, uma abordagem mais

plausível seria atacar o problema em duas etapas: na primeira considera-se que o veleiro é conhecido (suas variáveis de projeto são constantes) e otimizar o conjunto de hidrofólios para essa embarcação a vela; na segunda etapa o problema inverso pode ser proposto, ou seja, dada uma configuração de hidrofólios conhecida a priori, otimizar os parâmetros de projeto de um veleiro para esse conjunto de hidrofólios. Por fim, a solução do problema geral seria obtida combinando-se a solução de cada etapa. (Pinheiro; Soares; Munaretto, 2010) atacaram o problema descrito na primeira etapa, e é dessa aplicação que trataremos no que se segue do texto com o objetivo de ilustrar o potencial de aplicação das ferramentas ora desenvolvidas.

Nesse sentido, o primeiro passo consiste em fixar os parâmetros do veleiro. Na aplicação em questão, o casco da embarcação escolhido foi o catamaran *eagle 21* (figura 4.1) e o velame definido foi o mesmo utilizado por (Masuyama, 1986), cujos coeficientes aerodinâmicos estão presentes na figura 2.12. Note que, na prática, o velame do *eagle 21* é mais complexo do que o da embarcação de (Masuyama, 1986), pois: sua vela mestra tem área e razão de aspecto mais elevadas; além disso, o *eagle 21* possui mais duas velas uma do tipo *spinnaker* (que aumenta consideravelmente a área vélica total para ângulos de vento real maiores que 120 graus) e uma buja. Obviamente, essa simplificação, bem como outras que veremos a seguir, influenciam os resultados finais obtidos e, provavelmente, os resultados que serão obtidos uma vez que um modelo aerodinâmico do velame do *eagle 21* estiver disponível serão diferentes. No entanto, o foco da aplicação ora descrita é mais no desenvolvimento de uma metodologia para o projeto otimizado de embarcações a vela com hidrofólios do que nos resultados em si. Uma vez pronta, essa metodologia pode, em teoria, utilizar diferentes modelos aerodinâmicos.

Outra hipótese simplificadora adotada por (Pinheiro; Soares; Munaretto, 2010), se refere ao tratamento do peso e da integridade estrutural dos hidrofólios. Durante o processo de otimização, enquanto as dimensões principais dos hidrofólios variam, o peso do conjunto de hidrofólios é mantido constante e a integridade estrutural (momento fletor e força cortante máximos por exemplo) não são computados. Tais simplificações podem dar origem a soluções ótimas que não são viáveis do ponto de vista estrutural, e constitui, como discutiremos no capítulo 6, um dos tópicos sugeridos para o desenvolvimento de trabalhos futuros.

Isso posto, é importante frisar que o desejo do projetista de uma embarcação a vela com hidrofólios é maximizar a V_{BMax} e minimizar a $V_{takeOff}$. Obviamente, esses objetivos são conflitantes pois, para que $V_{takeOff}$ seja minimizada somos levados a utilizar uma área imersa de hidrofólios elevada o que justamente impede que valores mais elevados de V_{BMax} possam ser obtidos. Nesse contexto, a solução do problema de otimização com objetivos múltiplos permite estimar a fronteira de *Pareto*, onde o conjunto de todas as soluções ótimas do problema se encontram. O embasamento teórico desse tipo de problema é abordado de forma detalhada em (Coello Coello et al, 2002). Como veremos mais adiante, uma vez conhecida a fronteira de *Pareto* (ou uma boa estimativa da mesma), novos critérios precisam ser estabelecidos para que uma das soluções pertencentes a fronteira possa ser escolhida.

(Pinheiro; Soares; Munaretto, 2010), usando as ferramentas desenvolvidas no presente projeto, analisam a influência de diversos parâmetros de projeto no desempenho de uma embarcação a vela com hidrofólios. Baseado nos resultados de sua análise de sensibilidade, duas funções objetivos são utilizadas para as configurações de hidrofólios em T e diedro. As funções objetivos são dadas por:

$$F_{Obj1} = V_b \quad (60)$$

$$F_{Obj2} = V_{Take\ Off} \quad (61)$$

Dessa forma o problema de otimização fica formulado da seguinte forma: maximizar F_{Obj1} e minimizar F_{Obj2} .

5.2 Variáveis e Restrições

A escolha das variáveis de otimização para cada configuração de hidrofólios bem como as suas respectivas restrições também foram desenvolvidas em (Pinheiro; Soares; Munaretto, 2010). De forma sucinta, a escolha das variáveis foi baseada na análise de sensibilidade entre parâmetros de projeto e as funções objetivos. Nas tabelas abaixo as variáveis de otimização para cada configuração e seus respectivos intervalos de variação são apresentados.

Variáveis do D Boat	Intervalo
ci (i=1-4) m	0.20 - 0.30
AR (popa)	4 - 5
AE (bombordo/boreste) m	0.8-1.5
AB (bombordo/boreste) m	1.3-2.0
Γ (graus)	40 - 45
Xcei (i=1,2) (m)	0,5 - 1,5
Xcec (m)	-1,73 -0,5
Ycec (m)	1 - 1,48

Tabela 12: Variáveis de otimização para a configuração em Diedro

Variáveis para o T Boat	Intervalo
c_i ($i=1-6$) m	0.20 - 0.30
AB_T (bombordo e boreste) m	1.0-1.5
AR_T (popa e proa)	4 - 5
X_{cei} ($i=1,2,5,6$)	0,8 - 1,5
X_{cec}	-1,73-0,5
Y_{cec}	1 - 1,48

Tabela 13: Variáveis de otimização para a configuração em T

A escolha da corda dos apêndices, c_i , como uma das variáveis de otimização é intuitiva, na medida que cordas mais elevadas aumentam a área imersa dos hidrofólios, aumentando a força de *lift* mas, em contra partida, contribuindo para um aumento na força de *drag*. De forma análoga, a razão de aspecto, uma vez que c_i é conhecida, atua para levar em conta variações na envergadura dos hidrofólios, procedimento adotado para os hidrofólios em T (*T Boat* e hidrofólio localizado na popa do *D Boat*). A envergadura dos hidrofólios em diedro, AB (figura 3.2), por outro lado, é uma variável explícita da otimização, pois nesse caso, não é possível fixar uma razão de aspecto uma vez que essa varia em função da área molhada do hidrofólio. O mesmo argumento vale para a envergadura das bolinas da configuração em T, AB_T , (figura 3.16).

A posição longitudinal dos hidrofólios, X_{cei} , influencia a $V_{takeOff}$ uma vez que esta contribui explicitamente para o momento de embarcação em trim (*pitch*) em ambas configurações. Como as configurações em Diedro e T são embarcações a vela pouco convencionais, fica difícil definir *a priori* uma posição para a tripulação, X_{cec} e Y_{cec} , que possa ser adotada durante o processo de otimização. Nesse contexto, utilizá-las como variáveis de otimização faz sentido, ao menos do ponto de vista de uma análise de sensibilidade. No entanto, essa inclusão pode trazer problemas de convergência ou culminar em soluções ótimas onde a tripulação se encontre em uma posição que não é razoável para operação da embarcação.

O ângulo de *trim* da retranca, ϵ , durante a otimização, foi fixado em função da direção real do vento. Dessa forma, como a versão final da otimização realizada por (Pinheiro; Soares; Munaretto, 2010) foi baseada na direção de vento real de 90 graus ($\gamma_r=90$ graus), o ângulo de *trim* da retranca foi fixado em 26.5 e 21.0 graus para a configuração em diedro e T respectivamente.

Para ambas as configurações, a seguinte restrição foi imposta para garantir que a atitude da embarcação em banda e os valores do ângulo de *leeway* não excedam um valor limite definido *a priori*. A idéia dessa restrição, descrita por (Pinheiro; Soares; Munaretto, 2010), é penalizar soluções ótimas da configuração em diedro que possuam uma atitude extrema em banda (*roll*) ou um ângulo de *leeway* relativamente elevado. Dessa forma, uma vez conhecidos os valores em graus dos ângulos Φ e β , e estabelecido um valor de tolerância desejado (nesse caso $Tol=5$ graus), a restrição pode ser expressa por:

$$\sqrt{\phi^2 + \beta^2} < Tol$$

(62)

Note que, como discutimos no capítulo 3, a atitude em banda da embarcação com hidrofólios em diedro é mais pronunciada que a de uma embarcação com hidrofólios em T. De fato, durante o processo de otimização, a restrição expressa pela equação 62 acaba sendo empregada com mais freqüência em configurações em diedro, uma vez que os valores de Φ e β das configurações em T raramente violam o valor de tolerância proposto durante o processo de otimização.

5.3 Resultados

Antes de apresentarmos os resultados, cabe frisar que o objetivo do presente projeto não é propor uma configuração de ótima de hidrofólios para o *eagle 21* e sim, ilustrar uma metodologia de projeto que possa auxiliar no projeto otimizado desse tipo de embarcação. Dessa forma, uma vez que o problema de otimização está formulado, o algoritmo genético é utilizado para que se obtenha uma estimativa da fronteira de *Pareto*. Nesse ponto, como veremos a seguir, um novo critério é necessário para que uma solução da fronteira de *Pareto* seja escolhida.

Dessa forma, utilizando as funções objetivos, as variáveis de otimização, a restrição e as hipóteses simplificadoras que foram discutidas nas seções anteriores do presente capítulo, a fronteira de *Pareto* para cada configuração pôde ser estimada (figuras 5.2 e 5.3).

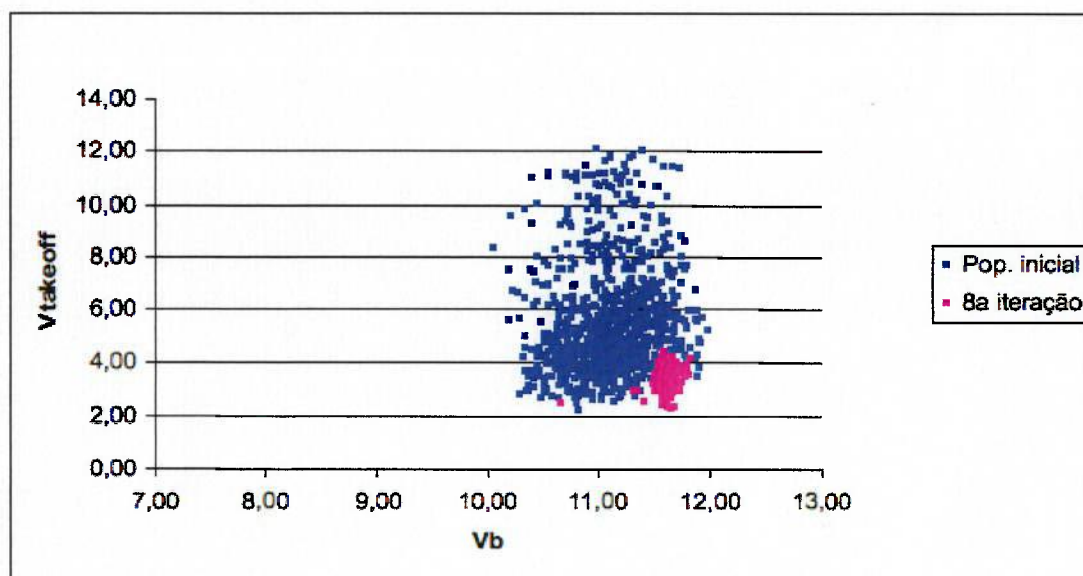


Figura 5.2: Fronteira de Pareto obtida para a configuração em T após oito iterações, retirada de (Pinheiro; Soares; Munaretto, 2010).

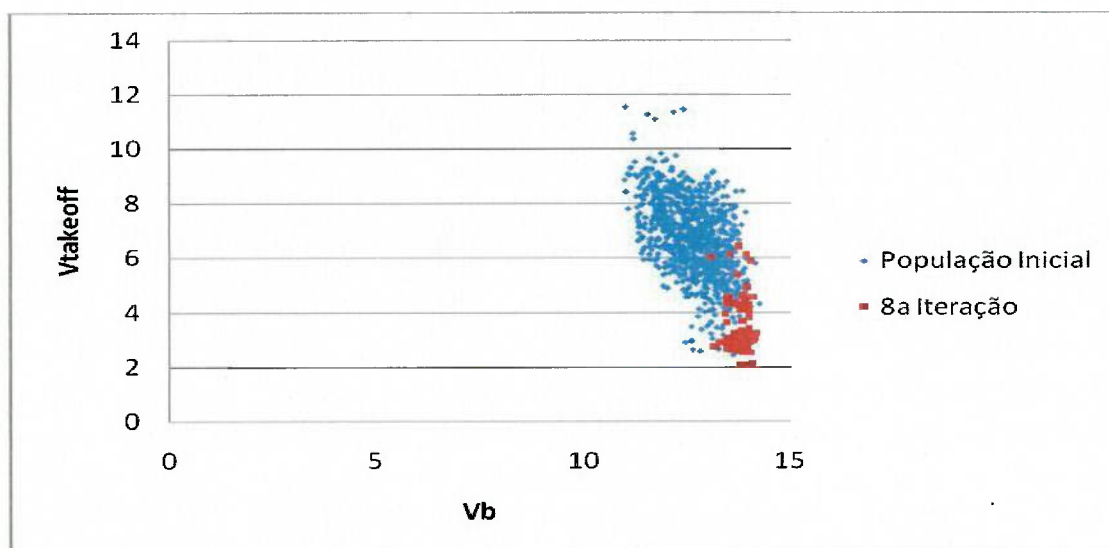


Figura 5.3: Fronteira de Pareto obtida para a configuração em diedro após oito iterações, (Pinheiro; Soares; Munaretto, 2010).

Note que, nesse ponto, surge a necessidade de definir um novo critério de escolha, pois tanto para a configuração em T como para em diedro uma solução pertencente a fronteira de Pareto deve ser escolhida (em outras palavras, um novo critério para garantir a unicidade da solução do problema precisa ser imposto). Nesse sentido, o argumento usado por (Pinheiro; Soares; Munaretto, 2010) na escolha da solução ótima assume que o custo de produção do hidrofólio é proporcional a sua área e, portanto, para ambas as configurações, dentre o conjunto de indivíduos pertencentes a fronteira de Pareto, o que possui a menor área de hidrofólios foi selecionado como indivíduo ótimo. Assim, os resultados obtidos, para $\gamma_t = 90$ graus, estão presentes nas tabelas 14 e 15 para as configurações em diedro e T respectivamente. Cabe ainda mencionar que o ângulo de *trim* da retranca ϵ , foi tratado como um parâmetro constante durante a otimização e fixado em 26.5 e 21.0 graus para a configuração em diedro e T respectivamente.

Variáveis do D Boat	Valor
c_i ($i=1-2$) m	0.23
c_i ($i=3-4$) m	0.21
AR (popa)	4
AE (m)	1.93
AB (m)	1.98
Γ (graus)	42
X_{cei} ($i=1,2$)	0.6
X_{cec}	-0.7
Y_{cec}	0.35

Tabela 14: Resultados da otimização para a configuração em Diedro

Variáveis do T Boat	Valor
c_i (i=1,2,5,6) m	0.22
c_i (i=3,4)	0.2
AR_T (popa)	4.2
AR_T (proa)	4.34
AB (m)	1.43
X_{cei} (i=1,2,5,6)	1
X_{cec}	-0.89
Y_{cec}	1.25

Tabela 15: Resultados da otimização para a configuração em T

Uma forma que permite com que as duas configurações ótimas (T e diedro) sejam comparadas qualitativamente é o uso de diagramas polares. Dessa maneira, usando os dados das tabelas 14 e 15 e uma intensidade de vento real de 10 m/s, podemos variar o ângulo de vento real no intervalo de 60 a 120 graus. Assim, o desempenho das embarcações pode ser investigado de forma mais detalhada. As tabelas 16 e 17 apresentam os resultados obtidos.

Betaw (graus)	V_b (m/s)	Heel (graus)	Pitch (graus)	HCG (m)	leeway (graus)
60	7.94	-0.71	3.2	1.71	6.9
75	11.51	-0.62	1.2	1.72	3.9
90	13.63	-0.51	0.8	1.73	3.1
105	13.03	-0.25	0.9	1.73	2.3

Tabela 16: Resultados obtidos para configuração ótima em T

Betaw (graus)	V_b (m/s)	Heel (graus)	Pitch (graus)	HCG(m)	leeway(graus)
60	9.14	-5.9	0.35	1.68	0.1
75	12.35	-6.8	-0.2	1.78	-1.25
90	13.98	-5.87	-0.24	1.82	-1.47
105	14.23	-4.3	-0.12	1.83	-1.23
120	13.12	-2.5	-0.16	1.83	-0.61

Tabela 17: Resultados obtidos para configuração ótima em diedro

Os valores de V_b nas tabelas 16 e 17 nos levam a uma conclusão interessante. A embarcação com maior V_b para o vento real de 90 graus também possui velocidade mais elevada para os diferentes ângulos de vento real. Ou seja, em termos de V_b , para essa intensidade de vento, não existe uma situação em que a configuração em T é mais veloz que a configuração em diedro. No entanto, como veremos adiante, a $V_{takeOff}$ da configuração em T é substancialmente menor que a do diedro. Além disso, o pico da resistência ao

avanço para a configuração em T é menos expressivo (figura 5.5). O gráfico polar abaixo, construído a partir dos dados das tabelas 16 e 17 ilustram o desempenho das embarcações no modo *foilborne*.

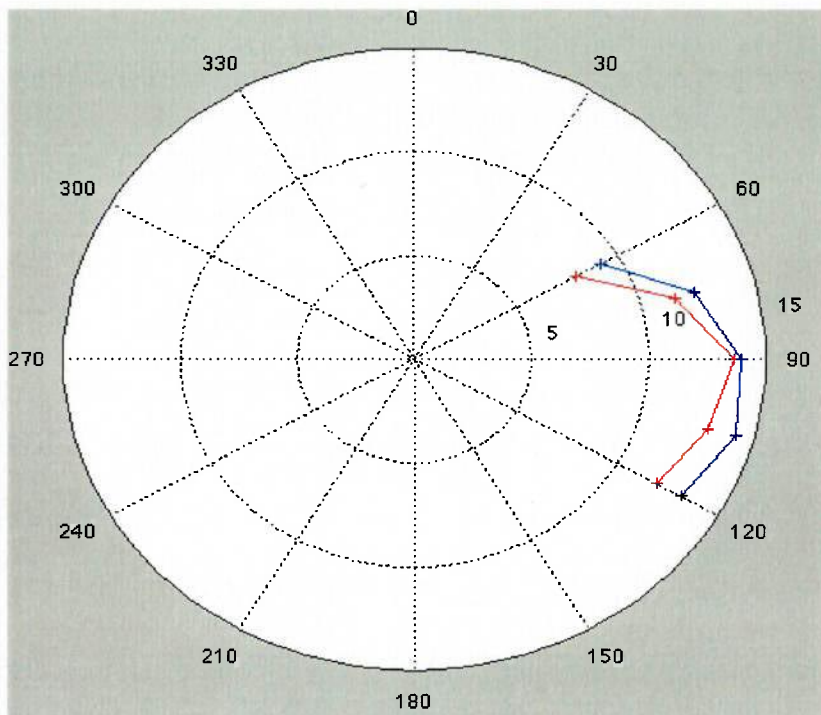


Figura 5.4: Diagrama polar comparando as configurações em T (vermelho) e diedro (azul) em função do ângulo real de incidência de vento

Com os dados das embarcações das tabelas 12 e 13 também é possível prever a resistência e a velocidade de *take off* de ambas configurações, presente na figura 5.5. Note que a diferença entre os picos de resistência ao avanço ocorre devido à diferença de área das configurações de diedro e T no modo *hull borne*. Nessa situação, a área das configurações são, respectivamente, 2.30 m^2 para o diedro e 1.5 m^2 para o T. O pico mais abrupto na resistência ao avanço da configuração em diedro ocorre devido a uma combinação de dois fatores: primeiro conforme a velocidade aumenta, a área molhada do diedro decresce mais rapidamente que a do T; segundo, no modo *foil borne* o ângulo de trim (*pitch*) da embarcação em diedro é menos pronunciado do que a configuração em T, isso induz um ângulo de ataque hidrodinâmico menor e, conseqüentemente, menos arrasto.

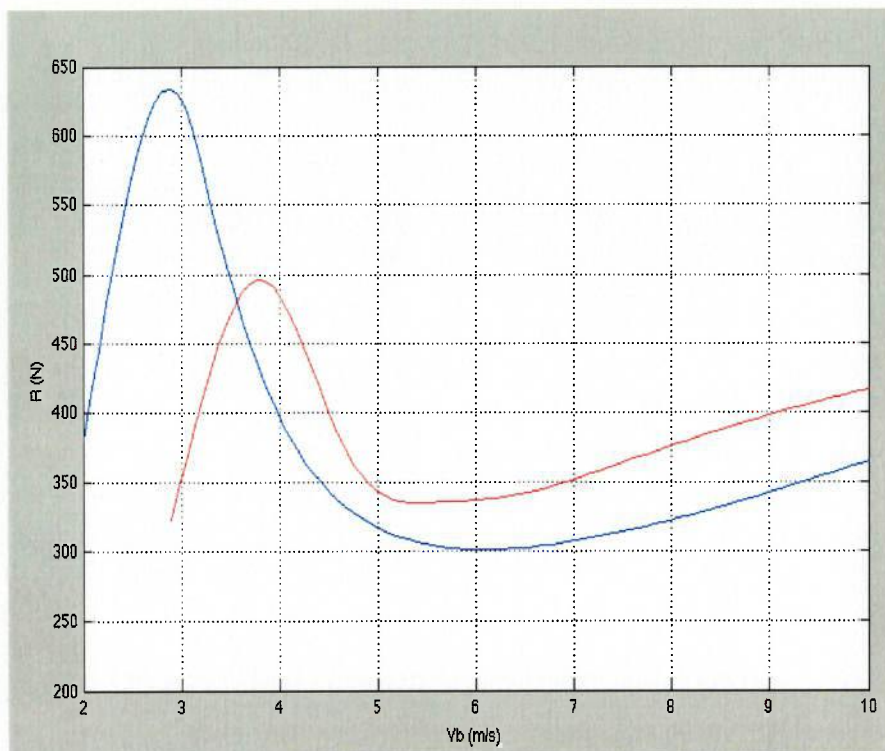


Figura 5.5: Comparação entre resistência ao avanço das duas configurações na transição hullborne-foillborne, T (vermelho) e diedro (azul)

Por fim, é importante frisar que o argumento usado por (Pinheiro; Soares; Munaretto, 2010) na escolha da configuração ótima assume que o custo de produção do hidrofólio é proporcional a sua área. No entanto, uma análise mais criteriosa, principalmente considerando o fato de que os hidrofólios devem ser construídos de matérias exóticas (como fibra de carbono por exemplo) pode apontar para outros critérios talvez até mais relevantes.

Em larga medida, o custo de um laminado de matérias compósitos (anisotrópicos) nem sempre é definido pela área da total da peça a ser construída, mas sim pelo método de produção utilizado. Com efeito, dependendo das solicitações estruturais métodos sofisticados de produção precisam ser utilizados para que a qualidade do laminado seja garantida. Nesse contexto, um laminado com área menor e solicitações estruturais mais expressiva pode ter um custo de produção mais elevado que um laminado com área maior e solicitações estruturais menos relevantes. Para tanto, basta que um dos laminados deva ser produzido em forno do tipo *autoclave* enquanto que o outro possa ser produzido por um método de infusão por exemplo. Assim, vemos que há necessidade de incorporar uma análise estrutural no modelo de otimização. Desenvolveremos mais as limitações da metodologia no capítulo 6.

6 Encerramento do Trabalho e Sugestões para Trabalhos Futuros

No presente trabalho, o projeto de hidrofólios para um veleiro catamarã foi abordado. Para que a performance da embarcação a vela com hidrofólios pudesse ser analisada duas rotinas foram criadas, o VPP e rotina de *take off*. Dessa forma, uma vez conhecidos os parâmetros de projeto dos hidrofólios e sua configuração (T ou diedro), torna-se possível avaliar o desempenho da embarcação no modo *foilborne* e fazer a predição da sua velocidade de *take off* bem como da respectiva resistência ao avanço. O modelo de *take off* é baseado em uma análise quasi-estática com dois graus de liberdade, e, o VPP, constitui um modelo estático onde seis graus de liberdade são considerados.

Além disso, em paralelo, usando as rotinas desenvolvidas nesse trabalho, a metodologia de síntese foi implementada por (Pinheiro; Soares; Munaretto, 2010). Dessa forma, uma metodologia para o projeto otimizado de uma embarcação a vela com hidrofólios pôde ser desenvolvida. Como foi visto no capítulo anterior, tal metodologia foi aplicada, no âmbito de uma primeira análise, para duas possíveis configurações de hidrofólios (configuração em T e diedro) para o veleiro *eagle 21*. É importante frisar que o problema é complexo na medida que o número de variáveis é elevado e uma série de outros tópicos importantes nesse tipo de projeto não foram abordados no presente trabalho.

Obviamente, devido a uma série de hipóteses simplificadoras adotadas e descritas ao longo do trabalho, os resultados devem ser interpretados como uma ilustração da aplicação da metodologia e não como resultados finais otimizados. Para que os resultados possam ser estendidos para casos mais realistas é preciso que alguns refinamentos sejam realizados nos modelos ora desenvolvidos. Dessa forma, no que se segue deste capítulo discutiremos os refinamentos necessários bem como outros problemas relevantes no projeto de embarcações a vela com hidrofólios que não foram abordados no presente texto.

Em primeiro lugar, no contexto da análise estática (VPP), é necessário o emprego de um modelo aerodinâmico mais detalhado, que leve em consideração o velame efetivo do *eagle 21*, incluindo as três velas (buja, *spinnaker* assimétrico e mestra). Duas alternativas parecem viáveis para a concepção de um modelo aerodinâmico desse tipo: ensaios em túnel de vento (modelo empírico) ou simulação computacional. Atualmente, a avaliação do desempenho de velas via *CFD* (*Computational Fluid Dynamics*) vem ganhando espaço não só no meio acadêmico como também em projeto de veleiros de alto desempenho. O projeto do velame do vencedor da Copa America's Cup de 2010, o BMW Oracle, teve praticamente todo o projeto de seu velame desenvolvido e otimizado via *CFD*. Dessa forma, um modelo aerodinâmico obtido via *CFD* parece, pelo menos em teoria, ser suficientemente adequado para a modelagem aerodinâmica do velame do veleiro *eagle 21*.

No âmbito da metodologia de otimização ora proposta, vimos no capítulo anterior que a necessidade de um critério que leve em conta as solicitações estruturais dos hidrofólios aparece naturalmente quando a escolha entre configurações ótimas de hidrofólios precisa ser realizada. Tal análise dará origem, numa primeira aproximação, a ferramentas de projeto e análise estrutural simples de materiais compostos (fibras de carbono e aramida), que acopladas a uma metodologia de otimização podem contribuir na escolha da configuração mais adequada.

Feito isso, uma ferramenta de projeto poderá ser colocada em uso e resultados realistas do desempenho da embarcação a vela com hidrofólios poderão ser analisados. Cabe ressaltar, que ferramentas desse tipo, apesar de serem relativamente simples do ponto de vista teórico, não são comumente empregadas nem no âmbito de embarcações a vela convencionais. Com efeito, uma aplicação desse tipo, pode ser desenvolvida, a partir do presente trabalho, em um espaço de tempo relativamente curto.

Nesse ponto, uma série de novas questões precisam ser analisadas para que os hidrofólios possam ser construídos e acoplados na embarcação de forma adequada, entre elas se destacam: o arranjo dos hidrofólios na embarcação, operacionalidade do sistema de hidrofólios em terra e no mar e os mecanismos de controle de altitude do HCG da embarcação (como o ilustrado na figura 3.15).

Como a embarcação deve ser capaz de operar nas configurações *foilborne* ou *hullborne*, é de suma importância que o arranjo dos hidrofólios esteja bem definido no *deck* e não cause problemas de operacionalidade em ambos os modos. Esse tipo de arranjo não é trivial, tanto nas configurações em T como em diedro e, em particular, para embarcações como o *eagle 21* (com um espaço no *deck* limitado) a importância do arranjo se torna crucial. Nesse sentido, um bom ponto de partida para o arranjo inicial de catamarãs a vela com hidrofólios em diedro é a embarcação *Syz and Co* (figura 1.11), que apesar da complexidade (e provavelmente alto custo) possui um mecanismo relativamente interessante. Para catamarãs a vela com hidrofólios em T, uma discussão frutífera sobre problemas de arranjo e operacionalidade é realizada em (Chapman; Chapman, 2003).

Em configurações em T, o problema da escolha do mecanismo de controle do HCG da embarcação também é uma questão delicada, principalmente na presença de ondas. Como apontado por (Chapman; Chapman, 2003), o mecanismo ilustrado na figura 3.15 traz problemas operacionais pois, dependendo da ondulação incidente, o flutuador pode submergir induzindo a um capotamento da embarcação. Felizmente, com o recente desenvolvimento da classe *moth* (figura 1.10), sistemas de controle do HCG de embarcações a vela com hidrofólios se encontram relativamente bem desenvolvidos e podem ser utilizados como ponto de partida para uma adaptação em catamarãs a vela com hidrofólios. O ponto fraco dos mecanismos utilizados pela classe *moth* consiste no fato de que esse tipo de embarcação foi concebida para navegar somente no modo *foilborne*, dessa forma adaptá-los para condições onde a embarcação deve navegar nos dois modos (*hullborne* e *foilborne*) pode trazer dificuldades.

Na esfera teórica, problemas relevantes encontrados em projetos de embarcações a vela com hidrofólios, mais especificamente no projeto do *Hydroptère* (figura 1.9), buscam incluir efeitos de ventilação e cavitação no modelo hidrodinâmico. Intuitivamente, ventilação provavelmente possui efeitos mais expressivos na presente aplicação, principalmente para a configuração em diedro. A cavitação, por outro lado, pelo menos em teoria, começa a apresentar relevância para velocidades por volta dos 50 *knots* quando a pressão dinâmica do escoamento se iguala pressão de vapor d'água. No projeto do *Hydroptère*, ver (Thébault, 2008), a avaliação desses efeitos foi analisada através de ensaios em tanque de provas. No entanto novos métodos de CFD, que buscam modelar de forma mais precisa a evolução dos termos transientes e convectivos das equações de *Navier – Stokes*, vem ganhando cada vez mais espaço para aplicações desse tipo.

O problema de comportamento em ondas da embarcação a vela com hidrofólios no modo *foilborne* também pode auxiliar na concepção do projeto, em especial, como mencionado por (Chapman; Chapman, 2003), o problema de ressonância no modo de *heave* de um catamarã com hidrófilos em diedro pode tornar inviável a operação no modo *foilborne* em certas condições de mar. Para atacar esse tipo de problema é necessário combinar um modelo dinâmico, que resolva as equações de movimento do corpo rígido no domínio do tempo, com um modelo hidrodinâmico capaz de estimar o campo de pressão nos hidrofólios na presença de forças de sustentação e de forças relacionadas a ondulação incidente. Obviamente, o desenvolvimento de um modelo desse tipo não é trivial e constitui, por si só, outro tópico de pesquisa.

Do que foi exposto ao longo do presente trabalho, fica claro que o projeto otimizado de embarcações a vela com hidrofólios é um problema complexo, que mesmo no caso estático é, atualmente, no contexto da arquitetura naval, um problema desafiador. Além disso, o projetista desse tipo de embarcação deve estar preparado para realizar uma análise detalhada do arranjo dos hidrofólios no *deck* da embarcação e de sistemas de controle da altura do HCG do veleiro, para que seja possível que a embarcação opere com bom desempenho tanto no modo *foilborne* como no modo *hullborne*. Nesse sentido, acreditamos que o presente trabalho possa servir como arcabouço para uma ferramenta de projeto otimizado de embarcações a vela com hidrofólios, e que talvez, seja capaz de despertar a curiosidade de alguns leitores para um problema de engenharia naval rico, tanto do ponto de vista conceitual como prático.

*"We have not succeed in answering all our problems.
The answers we have found only serve to raise a whole set
of new questions. In some ways we feel we are as confused
as ever, but we believe we are confused on higher level
and about more important things."*

"Unknown author"

Apêndice I: Matriz M_{be}

Seja o sistema ortonormal Oe um referencial fixo no espaço com eixos X_e, Y_e, Z_e . Vamos mostrar que através de três rotações elementares chegaremos ao sistema Ob_e e, assim, escreveremos a matriz M_{be} de acordo com a equação (1).

Para tanto consideraremos M_1 uma rotação elementar em torno do eixo X_e de um ângulo Φ , M_1 é dada por :

$$M_1 = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\phi) & \sin(\phi) \\ 0 & -\sin(\phi) & \cos(\phi) \end{pmatrix}$$

De forma análoga rotações em torno de Y_e e Z_e por ângulos Θ e Ψ , são dadas por M_2 e M_3 , respectivamente, por:

$$M_2 = \begin{pmatrix} \cos(\theta) & 0 & -\sin(\theta) \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin(\theta) & 0 & \cos(\theta) \end{pmatrix}$$

$$M_3 = \begin{pmatrix} \cos(\psi) & \sin(\psi) & 0 \\ -\sin(\psi) & \cos(\psi) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

É importante notar que o resultado final dependerá da seqüência das rotações. Seguindo o padrão adotado usualmente na engenharia naval e aeronáutica, ver por exemplo (Tewari, 2007), vamos começar com uma rotação em torno do eixo Z de Ψ radianos no sistema de coordenadas inicial OX_e, Y_e, Z_e , dessa forma obteremos um sistema intermediário $OX'Y'Z'$. Em seguida rotacionarmos o sistema $OX'Y'Z'$ em torno de Y' por um ângulo Θ , obtendo um segundo sistema de coordenadas $OX''Y''Z''$ e finalmente o sistema $OX''Y''Z''$ é rotacionado em torno de X'' por um ângulo de Φ radianos, assim obtemos o sistema $OX'''Y'''Z'''$.

A figura abaixo ilustra as rotações,

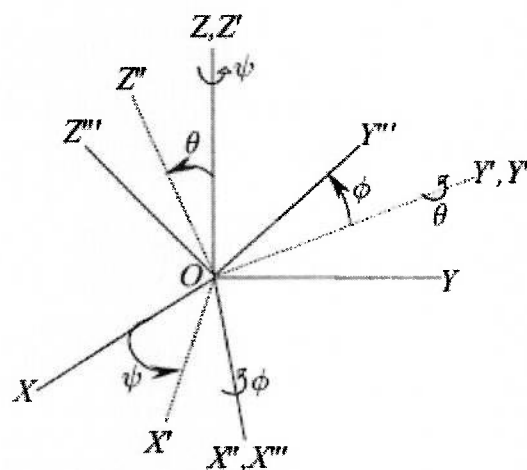


Figura A.1: Seqüência de rotações elementares retirada de (Tewari, 2007)

Se considerarmos um vetor $[v]_{oe}$ e escrevermos ele no novo sistema OX'''_e, Y'''_e, Z'''_e , temos :

$$v_{O'''} = M_1 \cdot M_2 \cdot M_3 \cdot v_{Oe}$$

Ou seja,

$$M_{be} = M_1 \cdot M_2 \cdot M_3$$

E portanto o sistema $OX''Y''Z''$ é o próprio sistema O_b descrito na seção 2.2 e M_{be} pode ser escrita de acordo com a equação (1).

A descrição feita acima recebe o nome de representação de *Euler* e nos permite descrever a atitude da embarcação em relação ao horizonte em função dos ângulos de *yaw* Ψ , *pitch* Θ e *heel* Φ . A descrição de *Euler* é amplamente empregada na análise da dinâmica do vôo e no estudo da atitude de embarcações.

Se partimos do sistema O_b as matrizes M_{bf} e M_{bw} podem ser deduzidas de forma análoga.

Apêndice II: Modelos Hidrodinâmicos

Nesse apêndice buscaremos fazer uma ponte entre os resultados clássicos previstos pela teoria da linha de sustentação, comumente encontrados na literatura, validos para asas com razão de aspecto (A) elevadas e o modelo proposto por (Waldin et al, 1955), que leva em conta os efeitos de superfície livre, profundidade finita e forma em planta da asa para.

Para uma asa elíptica imersa em um meio fluido, a teoria de escoamento potencial, como mostrado em, por exemplo, (Faltisen, 2005), prevê o coeficiente de *lift* tridimensional, Cl_{3D} , pela seguinte expressão:

$$Cl_{3D} = \frac{a_0 \alpha_n}{1 + \frac{2}{A}} \quad (63)$$

Onde:

A: razão de aspecto da asa

α_n : ângulo de ataque

a_0 : coeficiente previsto pela teoria de *lift* bidimensional linearizada, 2π

Esse resultado advém da teoria de linha de sustentação sob a hipótese de distribuição elíptica da força de sustentação ao longo da envergadura da asa. Mostra se também, ver (Glauert, 1930) por exemplo, que esta é a situação para qual o arrasto induzido previsto na linha de sustentação é mínimo, dado por:

$$C_{D3I} = \frac{Cl_{3D}^2}{\pi A} \quad (64)$$

Assim, (63) não considera desvios relacionados a diferença de geometria entre asas com forma em planta elípticas e retangulares, e também não leva em conta efeitos de superfície livre. Em (Glauert, 1930) o fator de forma τ , que busca levar em conta a redução do coeficiente de *lift* devido ao desvio da forma em planta de uma asa retangular em relação a uma asa elíptica é introduzido e, dessa forma a equação (63) fica modificada, ou seja:

$$Cl_{3D} = \frac{\pi A \alpha_n}{1 + \tau + \frac{\pi A}{a_0}} \quad (65)$$

Para asas elípticas $\tau=0$ e (63) pode ser recuperada. Para que os efeitos de superfície livre sejam levados em conta em (65), é necessário que acrescentemos mais um termo, função da profundidade medida em

cordas ou f/c . Aqui vamos utilizar o resultado de (Waldin et al, 1955), e dessa forma, a equação (65) deve ser modificada pela seguinte expressão:

$$Cl_{3D} = \frac{\pi A}{1 + \tau + \frac{\pi A}{a_0}} \cdot \left(\frac{a_2}{a_1}\right) \cdot \alpha_n \quad (66)$$

que corresponde a equação (9).

O termo (a_2/a_1) busca representar os efeitos de superfície livre sobre o *lift* da asa e, é função da razão entre a profundidade de imersão f e a corda c , ou seja de f/c , e da razão de aspecto da asa. Esse termo é expresso pela seguinte equação:

$$\frac{a_2}{a_1} = \left(1 + \frac{\frac{A}{4\sqrt{\frac{1}{4} + 4\left(\frac{f}{c}\right)^2 + \frac{A^2}{4}}} \cdot \left[\frac{1}{\frac{1}{4} + 4\left(\frac{f}{c}\right)^2} + \frac{1}{\frac{A^2}{4} + 4\left(\frac{f}{c}\right)^2} \right] + \frac{1}{\frac{8}{A}\left(\frac{f}{c}\right)^2 + \frac{A}{2}}}{\frac{2}{A} \cdot \sqrt{A^2 + 1} + 1} \right)^{-1} \quad (67)$$

Onde:

f : profundidade de imersão medida a um quarto da corda

c : comprimento da corda da asa

Note que, se a razão de aspecto for finita, em águas profundas, temos que:

$$\lim_{f/c \rightarrow \infty} \frac{a_2}{a_1} = 1$$

Por outro lado em águas rasas, quando $f/c \ll 1$, o coeficiente de lift é reduzido pela metade pois:

$$\lim_{f/c \rightarrow 0} \frac{a_2}{a_1} = \frac{1}{2}$$

Se considerarmos uma asa com razão de aspecto ($A \gg 1$), recaímos no caso 2D (fólio), onde os efeitos de superfície livre, segundo (Waldin et al, 1955), são representados por:

$$\lim_{A \rightarrow \infty} \frac{a_2}{a_1} = \frac{\left(\frac{4f}{c}\right)^2 + 1}{\left(\frac{4f}{c}\right)^2 + 2} \quad (68)$$

E portanto,

$$\lim_{A \rightarrow \infty} \frac{\pi A}{1 + \tau + \frac{\pi A}{a_0}} \cdot \left(\frac{a_2}{a_1}\right) \cdot \alpha_n = 2 \pi \alpha_n \frac{\left(\frac{4f}{c}\right)^2 + 1}{\left(\frac{4f}{c}\right)^2 + 2} \quad (69)$$

Assim vemos que mesmo no caso bi-dimensional com profundidade finita o coeficiente de *lift* também precisa ser corrigido e o termo (a_2/a_1) se reduz a (68).

Para o fólio em diedro é necessário levarmos em conta, na equação (65) os efeitos do ângulo entre a direção do fluxo do escoamento incidente e a direção da corda do fólio, Λ (ver figura 2.9). Como esse ângulo é, na verdade, o ângulo de *swept back* da asa, podemos utilizar os resultados propostos por (Diederich, 1951), e, estimar o coeficiente de *lift* da seguinte forma:

$$Cl_{3D} = \frac{\pi A}{1 + \sqrt{1 + \left(\frac{\pi A}{a_0 \cos(\Lambda)}\right)^2}} \cdot \left(\frac{a_2}{a_1}\right) \cdot \alpha_n \quad (70)$$

Nesse ponto, estamos em posição de estimar os coeficientes de *lift* tanto para os hidrofólios em T como para os em diedro. Feito isso partiremos a seguir para a estimativa dos coeficientes de *drag*. Novamente em (Waldin et al, 1955) um método é proposto para estimar os coeficientes de arrasto dos hidrofólios.

Se considerarmos um fólio, com envergadura infinita, as principais componentes da força de arrasto são o arrasto de forma e o arrasto friccional. Para um escoamento em regime turbulento, numero de *Reynolds*, Re , entre 10^6 e 10^9 o C_{D0} pode ser estimado pela formulação proposta por (Hoerner, 1965), ou seja:

$$C_{D0} = 2 C_f \left(1 + 1.2 \frac{t}{c} + 60 \left(\frac{t}{c}\right)^4 \right) \quad (71)$$

A expressão acima é baseada em conjunto de resultados experimentais obtidos para fólhos com seção NACA 4 dígitos.

A formulação analítica da teoria de linha de sustentação também nos permite estimar o coeficiente de arrasto tridimensional de um fólho com envergadura finita e forma em planta elíptica completamente imerso no meio fluido como a soma do C_{D0} e do C_{D3} . Assim combinando as equações (71) e (64) obtemos a seguinte expressão para o coeficiente de *drag* tridimensional, C_{D3} :

$$C_{D3} = C_{D0} + \frac{Cl_{3D}^2}{\pi A} \quad (72)$$

Para uma asa com forma em planta retangular a equação acima pode ser utilizada, ver por exemplo (Newman, 1977), as custas da introdução de um fator de forma, σ . Assim o resultado para um fólho elíptico, equação

(72), pode ser generalizado por:

$$C_{D3} = C_{D0} + \frac{Cl_{3D}^2}{\pi A} (1 + \sigma) \quad (73)$$

Se a asa não estiver completamente imerso no meio fluido é preciso levar em conta mais dois efeitos na estimativa do C_{D3} , são eles: a variação do C_{D3} em relação a profundidade de imersão da asa e o aumento do arrasto devido as ondas geradas pela asa durante seu movimento na superfície livre. De acordo com (Waldin et al, 1955), podemos acrescentar a equação (73) o coeficiente K_{1c} , que leva em conta a variação do arrasto com a profundidade de imersão. Assim, obtemos:

$$C_{D3} = C_{D0} + C_{L3D}^2 \left(\frac{1 + \sigma}{\pi A} + \frac{K_{1c}(1 + \sigma)}{8\pi} \right) \quad (74)$$

Onde K_{1c} é dado por:

$$K_{1c} = \frac{A}{\frac{A^2}{4} + 4\left(\frac{f}{c}\right)^2} \cdot \left(\frac{1}{2\sqrt{\frac{A^2}{4} + 4\left(\frac{f}{c}\right)^2} + \frac{1}{4}} + 1 \right) \quad (75)$$

Nesse ponto é interessante notar que a correção K_{1c} é proposta para asas com forma em planta elíptica e por isso na equação acima aparece o fator de forma σ multiplicando o termo K_{1c} . Isso permite, obviamente, que a modelagem também seja estendida a hidrofólios com plataformas retangulares.

Para levar em conta o aumento do arrasto devido a geração de ondas, seguindo ainda a metodologia proposta por (Waldin et al, 1955), é necessário acrescentarmos mais um termo a equação (74), que é uma função da velocidade da embarcação, V_b , do numero de *Froude* vertical, F_f , e da corda do fólio, c . Dessa forma (74) pode ser generalizada e chegamos a formulação apresentada no capítulo 2, equação (18), ou seja:

$$C_{D3} = C_{D0} + C_{L3D}^2 \left(\frac{1+\sigma}{\pi A} + \frac{K_{1c}(1+\sigma)}{8\pi} + \frac{1}{2 \frac{V_b^2}{g c}} e^{-\left(\frac{2}{F_f}\right)} \right) \quad (76)$$

Onde F_f é dado por:

$$F_f = \frac{V_b}{\sqrt{g f}}$$

Portanto, vemos que com algumas modificações de cunho semi empírico podemos rescrever os resultados clássicos da teoria da linha de sustentação (equações 63 e 64) pelos resultados obtidos por (Waldin et al, 1955) (equações 66 e 76).

7 Bibliografia

- Alain Thébault, Le mur du vent: La fabuleuse histoire de l'Hydroptere , Editions de la Martiniere, 2008.
- Chapman, E.J.; Chapman, G.C., The Rise of Hydrofoil and the Displacement of the Hull , 16th Chesapeake Sailing Yacht Symposium , 2003.
- Chapman, E.J.; Chapman, G.C., Design and Development of a 4.9m Hydrofoil catamarã n , Catalyst Magazine Vol 1, No. 2, AYRS, 2000.
- Cloughton, A., Developments in the IMS VPP Formulations, 14th Chesapeake Sailing Yacht Symposium, 1999.
- Coello Coello, C; Van Veldhuizen, D.; Lamont, G., Evolutionary Algorithms for Solving Multi-Objective Problems, Springer, 2002.
- David E. Goldberg, Genetic Algorithms in Search, Optimization and Machine Learning, Addison Wesley, 1989.
- Diederich, F. W. , A plan form parameters for correlating certain aerodynamic characteristics of swept wings, NACA, 1951.
- Faltinsen, M. O., Hydrodynamics of High-Speed Marine Vehicles, Cambridge University Press, 2005.
- Findlay, M.W; Turnock, S.R., Investigating sailing styles and boat set-up on the performance of a hydrofoiling Moth dinghy, , 2008.
- Formsys, Hullspeed User Manual, Formsys, 2008.
- Formsys, Maxsurf User Manual, Formsys, 2008.
- Glauert, H., The Elements of Aerofoil and Airscrew Theory, Cambridge University Press, 1930.
- Grogono, J. , Icarus, The Boat that flies, Adlard Coles, 1987.
- Hoerner, S.F, Fluid Dynamic Drag, Hoerner, S.F , 1965.
- Inukai, Y. et al, Development of Single Handed Hydrofoil Sailing Catamaran , Journal of Marine Science & Techonology, 2001.
- James C. Spall, Introduction to Stochastic Search and Optimization, John Willey , 2003.
- Killing, S., Steve Killing Yacht Design, www.stevekilling.com, 2007
- Masuyama, Y., Stability Analysis and Prediction Performance for a Hydrofoil Sailing Boat, International Shipbuilding Progress, 1986.
- Melanie Mitchell, An Introduction to Genetic Algorithms , MIT Press, 1997.

Newman, J., Marine Hydrodynamics, MIT Press, 1977.

Pattison, D. R.; Wynne, J. B., Surface Piercing vs. Fully Submerged Foils for Sailing Hydrofoils: The Design and Development of Two Small Sailing Hydrofoils, High Speed Surface Craft Conference, 1980.

Powell, M. J. D., A Fortran Subroutine for Solving Systems of Nonlinear Algebraic Equations, Numerical Methods for Nonlinear Algebraic Equations, 1970.

Tewari, A., Atmospheric and Space Flight Dynamics, Birkhauser, 2007.

Waldin, K. L., Theoretical and experimental investigation of the lift and drag characteristics of hydrofoils at subcritical and supercritical speeds, NACA Report 1232, 1955.

Waldin, K. L.; Christopher, K. W., A method for calculation of hydrodynamic lift for submerged and planing rectangular lifting surfaces, NACA Report R-14, 1960.