ARNSTEIN HOSAAS

**CONCEPÇÃO OTIMIZADA DE SEMI-SUBMERSÍVEIS VISANDO OSCILAÇÕES
VERTICAIS MÍNIMAS SOB EXCITAÇÃO DE ONDAS**

São Paulo

2007

ARNSTEIN HOSAAS

**CONCEPÇÃO OTIMIZADA DE SEMI-SUBMERSÍVEIS VISANDO OSCILAÇÕES
VERTICAIS MÍNIMAS SOB EXCITAÇÃO DE ONDAS**

Dissertação apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo (EPUSP) para obtenção
do título de Mestre em Engenharia Naval e Oceânica

Área de Concentração: Engenharia Naval e Oceânica

Orientador: Prof. Dr. Mardel Bongiovanni de Conti

São Paulo

2007

FICHA CATALOGRÁFICA

Hosaas, Arnstein

Concepção otimizada de semi-submersíveis visando oscilações verticais mínimas sob excitação de ondas / A. Hosaas. -- São Paulo, 2007.

80 p.

Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica.

1.Concepção otimizada 2.Semi-submersíveis 3.Oscilações verticais mínimas I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica II.t.

Dedico esse trabalho à minha esposa

Keity pelo incentivo e paciência, aos meus

pais e todos os brasileiros que me

ajudaram bastante.

AGRADECIMENTOS

Ao orientador , Prof. Dr. Mardel Bongiovanni de Conti, pela sua paciência louvável e pela sua sábia maneira de transmitir as diretrizes necessárias para atingir os objetivos estabelecidos neste trabalho, o que muito contribuiu para meu desenvolvimento pessoal e profissional.

A minha querida esposa Keity, meu porto seguro, que esta me esperando há muito tempo.

Aos meus pais Arne e Sigrunn, responsáveis pela construção de meu alicerce como pessoa, pelo seu eterno amor, dedicação e incentivo à educação.

Aos meus colegas politécnicos que sempre se dispuseram a me ajudar, assim como todos os brasileiros, que foram muito importantes para a concretização desse trabalho.

RESUMO

HOSAAS, A.. **Concepção otimizada de semi-submersíveis visando oscilações verticais mínimas sob excitação de ondas**. 2007. Dissertação de mestrado. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo (EPUSP), São Paulo, 2007.

Plataformas semi-submersíveis, utilizadas como estruturas flutuantes na prospecção e exploração de petróleo em águas profundas, têm sua geometria composta basicamente por elementos horizontais totalmente submersos (*pontoons*), pelo convés, e por elementos verticais que cruzam a superfície livre (colunas), estes últimos ligando os *pontoons* ao convés. Tal geometria é eficaz para manter reduzidas as oscilações sob a ação de ondas, mormente o *heave*, bem como para prover flutuação, área de convés e estabilidade estática compatíveis com a missão. Neste trabalho aplicam-se modelos bastante simplificados para representação de características geométricas e dos atributos acima mencionados. De fato, *pontoons* e colunas são representados por trechos de cilindros, enquanto que as oscilações sob ondas são determinadas a partir de formulação semelhante à Equação de Morison. Tais modelos compõem um processo de otimização para determinar dimensões principais e proporções que satisfaçam certos requisitos quanto ao peso, à área de convés, à estabilidade estática e ao *heave*. Resultados numéricos para as oscilações sob ondas são confrontados com dados experimentais obtidos para plataformas em escala reduzida ensaiadas no canal de ondas do Laboratório de Engenharia Naval e Oceânica da EPUSP, observando-se boa aproximação. O processo de otimização é aplicado a situações descritas na literatura, chegando-se a resultados compatíveis com aqueles publicados, com a vantagem da simplicidade dos modelos analítico-numéricos aqui adotados.

ABSTRACT

HOSAAS, A.. **Semi-submersible optimized conception aiming minimum heave under sea waves excitation**. 2007. Dissertation, M. Sc.. Polytechnic School of the University of São Paulo (EPUSP), São Paulo, 2007.

Semi-submersible platforms, which are used as floating structures for oil production and exploration in deep waters, have their geometry composed basically of totally submerged horizontal elements (pontoons), the deck, and vertical elements that cross the free surface, these latter linking the pontoons to the deck. This geometry is efficient for keeping the oscillations due to wave excitation at small levels, specially the heave, as well to provide floatation, deck area and static stability compatible to the platform's mission. In the present work, rather simplified models are applied for the representation of the geometric characteristics and of the other above mentioned attributes. In fact, pontoons and columns are represented by cylinders, and oscillations due to waves are determined by a formulation similar to Morison's equation. These models take part in an optimization process for the determination of the main dimensions and proportions that satisfy certain requirements concerning weight, deck area, static stability and the heave. Numerical results for the oscillations due to waves are compared to experimental data obtained for scaled platforms tested in the wave channel of the Naval and Oceanic Engineering Laboratory of EPUSP, leading to reasonable approximations. The optimization process is applied to some cases described in the Literature, leading to results compatible with the published ones, but with the advantage of the simplicity of the analytic-numerical models here adopted.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Esquema de projeto otimizado de navios e de plataformas offshore.....	7
Figura 2.1 – Geometria da plataforma.....	12
Figura 3.1 – Esquema da semi-submersível para cálculo da estabilidade estática.....	14
Figura 4.2.1 – Movimentos das partículas de água numa onda regular.....	24
Figura 4.2.2 – Espectro de Pierson e Moskowitz.....	28
Figura 4.3.1 – Plataforma submetida a ondas regulares por través.....	30
Figura 4.3.2a – Distribuição de pressões hidrostáticas, retangular, <i>pontoon</i> coberta.....	31
Figura 4.3.2b – Distribuição de pressões hidrostáticas, retangular, <i>pontoon</i> descoberta.....	32
Figura 4.3.2c – Distribuição de pressões hidrostáticas, circular, <i>pontoon</i> coberta.....	32
Figura 4.3.2d – Distribuição de pressões hidrostáticas, circular, <i>pontoon</i> descoberta.....	33
Figura 4.3.3a – Distribuição de pressões hidrodinâmicas, <i>pontoon</i> coberta pela coluna.....	35
Figura 4.3.3b – Distribuição de pressões hidrodinâmicas, <i>pontoon</i> descoberta de colunas.....	35
Figura 4.3.4 – Incidência de ondas transversalmente à plataforma.....	36
Figura 4.4.1 – Plataforma sob oscilação harmônica forçada.....	42
Figura 5.1 – Representação geométrica de semi-submersível.....	47
Figura 5.2a – RAO de heave, para ondas incidindo a 120 graus.....	49
Figura 5.2b – RAO de heave, ondas incidindo a 90 graus.....	50
Figura 5.3 – Resultado do processo de otimização.....	52
Figura 5.4 – Resultado do processo de otimização (BIRK; CLAUSS, 2002).....	52
Figura 6.1.1a – Vistas de planta e de perfil do canal de ondas do PNV.....	55
Figura 6.1.1b – Disposição do modelo no canal de ondas durante ensaio.....	55
Figura 6.1.2 – Vista transversal da seção de testes.....	56
Figura 6.1.3 - Uma vista de planta do modelo livre com incidência de ondas por través.....	56
Figura 6.1.4 – Vista de planta do canal de ondas com o modelo fixo.....	57

Figura 6.1.5 – Plataforma com um certo ângulo de roll.....	60
Figura 6.1.6 – Indicação dos limites aproximados da altura do trem de ondas.....	62
Figura 6.1.7 – Indicação dos limites aproximados da altura do trem de <i>heave</i>	63
Figura 6.1.8 – Espectros de ondas e de <i>heave</i>	64
Figura 6.1.9 – RAO de <i>heave</i> sobre onda.....	65
Figura 6.1.10 – Força vertical por unidade de amplitude de onda.....	67
Figura 6.1.11a – Fotografias da plataforma (vista total).....	67
Figura 6.1.11b – Fotografias da plataforma (vista parcial da junção coluna- <i>pontoon</i>).....	68
Figura 6.2.1 – Geometria e dimensões principais da plataforma BS 8000-DP.....	70
Figura 6.2.2 – RAO de <i>heave</i> para a plataforma BS 8000-DP, transcrita de BABU e RAJA..	71
Figura 6.2.3 – RAO de <i>heave</i> para a plataforma BS 8000-DP, previsões teóricas.....	72
Figura 6.2.4 – Geometria e dimensões principais da plataforma GVA 4000.....	73
Figura 6.2.5 – RAO de <i>heave</i> para a plataforma GVA 4000, transcrita de CLAUSS et al.....	74
Figura 6.2.6 – RAO de <i>heave</i> para a plataforma GVA 4000, previsões teóricas.....	75

LISTA DE SÍMBOLOS

A	Matriz de massa adicionada, constante no espectro de ondas.
A_g	Vão livre (<i>air-gap</i>), distância entre superfície livre e parte inferior do convés.
A_i	Área da seção transversal do trecho cilíndrico “i”.
A_{wl}	Área do plano de flutuação.
B	Matriz de amortecimento, constante no espectro de ondas.
b	Meia distância entre os eixos dos <i>pontoons</i> .
b_c	Base das colunas.
b_p	Base dos <i>pontoons</i> .
BM_t	Distância entre o centro de flutuação e o centro metacêntrico.
C	Matriz de rigidez.
$c(\omega)$	Velocidade de ondas.
d_c	Diâmetro das colunas.
d_p	Diâmetro dos <i>pontoons</i> .
F	Posição de uma partícula no fluido.
F	Forças de excitação.
f	Frequência de ondas em Hz.
g	Aceleração da gravidade.
H	Calado da plataforma.
H_{max}	Altura máxima das ondas.
H_s	Atura significativa das ondas.
h_c	Altura das colunas.

h_p	Altura dos <i>pontoons</i> .
h_p	Altura dos pontoons nos trechos cobertos por colunas.
k	Número de ondas.
KB	Distância da linha de base (fundo dos <i>pontoons</i>) até o centro de carena.
KC	Número de Keulegan-Carpenter.
KG	Distância da linha de base até o centro de massa.
L	Comprimento dos <i>pontoons</i> .
L_1	Meio comprimento dos trechos nas extremidades dos <i>pontoons</i> .
L_2	Comprimento da parte central dos <i>pontoons</i> .
ℓ	Comprimento de cada trecho cilíndrico.
M	Matriz de massa.
m_k	Momento espectral.
p	Pressão dinâmica.
$S(\omega)$	Energia no espectro de Pierson-Moskowitz(1964).
$S_{\zeta}(\omega)$	Energia no espectro de Pierson-Moskowitz(1969)(ITTC).
T_p	Período de pico das ondas.
u, v, w	Os componentes da velocidade das partículas fluidas.
$\dot{u}, \dot{v}, \dot{w}$	Os componentes da aceleração das partículas fluidas.
V_c	Volume da parte submersa das colunas.
V_t	Volume total da parte submersa da plataforma.
α	Constante de Phillip, igual a $8,1 \cdot 10^{-3}$.
β	Constante igual a 0,74.
$\Gamma(\gamma)$	Função gama.

$\zeta_{\max}$	Amplitude máxima das ondas.
ζ	Elevação de ondas.
ζ_a	Amplitude de ondas.
η	Elevação da superfície livre.
θ	Ângulo de inclinação.
λ	Comprimento de ondas.
∇	Volume submerso total da plataforma.
∇_i	Volume dos trechos cilíndricos, constante no espectro de ondas.
ρ	Densidade da água.
φ_A	Potencial de velocidade.
ϕ_i	Potencial de ondas incidentes.
ϕ_D	Potencial de ondas difratadas.
ω	Frequência circular de ondas.
ω_0	Frequência de pico espectral.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	1-1
1.1	CONTEXTO.....	1-1
1.2	OBJETIVO.....	1-10
1.3	ESTRUTURA DO TRABALHO.....	1-11
2	GEOMETRIA.....	2-12
3	ESTABILIDADE ESTÁTICA.....	3-14
4	OSCILAÇÕES SOB ONDAS.....	4-16
4.1	FORMULAÇÃO DO PROBLEMA E HIPÓTESES SIMPLIFICADORAS.....	4-16
4.2	DESCRIÇÃO DAS ONDAS REGULARES E ALEATÓRIAS.....	4-23
4.3	ESFORÇOS EXCITANTES.....	4-29
4.4	ESFORÇOS RESTAURADORES NO PROBLEMA DE OSCILAÇÃO FORÇADA. PROBLEMA DE OSCILAÇÕES LIVRES.....	4-42
5	PROCESSO DE OTIMIZAÇÃO.....	5-44
6	APLICAÇÕES.....	6-54
6.1	COMPARAÇÃO DE OSCILAÇÕES PREVISTAS POR MODELO ANALÍTICO NUMÉRICO COM OSCILAÇÕES MEDIDAS EM ENSAIOS.....	6-54
6.1.1	<i>Descrição das instalações experimentais e do modelo físico.....</i>	<i>6-54</i>
6.1.2	<i>Descrição do experimento e do processo de cálculo das oscilações a partir de dados experimentais.....</i>	<i>6-59</i>
6.1.3	<i>Resultados e comparações.....</i>	<i>6-65</i>
6.2	COMPARAÇÃO DE PREVISÕES PELO MODELO DE OTIMIZAÇÃO AQUI PROPOSTO COM RESULTADOS PUBLICADOS NA LITERATURA.....	6-70
6.2.1	<i>Resultados para a plataforma BS 8000-DP.....</i>	<i>6-70</i>
6.2.2	<i>Resultados para a plataforma GVA 4000.....</i>	<i>6-73</i>
7	CONCLUSÕES.....	7-76
8	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	79

1 INTRODUÇÃO

1.1 Contexto

No desenvolvimento da indústria *offshore* tem-se buscado atender a critérios de viabilidade econômica, bem como de segurança e ambientais. No início, a produção de petróleo no mar se deu em profundidades pequenas (da ordem de grandeza de dezena de metros), porém hoje em dia já se torna economicamente viável a produção em águas profundas (da ordem de grandeza de mil metros), sendo que as maiores reservas na costa brasileira estão em águas muito profundas.

À medida que a indústria *offshore* avançou para águas mais profundas, as estruturas fixas de aço originais passaram a ser substituídas por estruturas de concreto, as quais, para profundidades ainda maiores, se tornaram também inviáveis. Algumas outras soluções representam alternativas para a produção em águas profundas, como semi-submersíveis, *FPSOs* (*Floating Production, Storage and Offloading Vessels*), plataformas tipo *tension leg*, monocolunas (*spar buoys*), etc. O presente trabalho se restringe às semi-submersíveis.

A decisão de utilizar semi-submersível, ao invés de outras opções, deve considerar cada particular contexto. Por exemplo, quando se passou a exigir que petroleiros trafegando por águas internacionais tivessem duplo casco, antigos petroleiros de casco simples passaram a ser aproveitados como unidades FPSO. WINTERS, DUDDY e MacGREGOR (2001) fazem um breve relato sobre o histórico de utilização de semi-submersíveis no Reino Unido, o qual reflete a situação no mundo nas últimas décadas. Os autores dizem que:

- na década de 60 vários estaleiros estiveram engajados na construção de semi-submersíveis para perfuração, como as da classe Sedco 135;
- na década de 70 houve mundialmente uma atividade intensa de construção de semi-submersíveis, da qual, no entanto, os estaleiros do Reino Unido não participaram;
- três semi-submersíveis sofisticadas (“Sovereign Explorer”, “Sea Explorer” e “Ocean Alliance”) foram construídas na década de 80 no Reino Unido;
- houve baixa construção de semi-submersíveis na maior parte da década de 90; porém, com o declínio de reservas de óleo e gás em águas rasas e a possibilidade de se encontrar reservas substanciais em águas profundas, incrementou-se o interesse em navios de perfuração com posicionamento dinâmico e também em novas construções ou melhorias e atualizações significativas de semi-submersíveis. Quanto à atualizações, a propósito, WINTERS, DUDDY e MacGREGOR (2001) descrevem o projeto de conversão de uma semi-submersível, anteriormente utilizada como acomodação, para uma plataforma de perfuração.

O relato confirma que, embora haja competição de diversas alternativas de configuração para estruturas flutuantes *offshore* em águas profundas, as semi-submersíveis têm sido e continuam a ser uma opção importante.

Pelo menos três classes de problemas têm sido abordadas no que concerne ao comportamento hidrostático e hidrodinâmico de plataformas semi-submersíveis:

- a) problemas relativos à manutenção da estrutura no local de operação por ancoragem ou sistemas de posicionamento dinâmico;
- b) problemas relativos à estabilidade estática, inclusive avariada;
- c) problemas relativos ao comportamento no mar, seja quanto à sobrevivência em condições extremas, seja quanto à manutenção da operação em condições ambientais típicas.

Como exemplo de problema relativo à manutenção da estrutura com posição fixa, SØRENSEN, PEDERSEN e SMOGELI (2003) expõem um simulador baseado em MATLAB/SIMULINK, o qual denominam “*Marine Cybernetics Simulator – MCSim*”, tratando-se de um “simulador de sistema modular integrando as disciplinas de hidrodinâmica, mecânica estrutural, maquinário marítimo, navegação e controle automático de cascos marítimos”. Os autores argumentam que tal simulador permite “melhorar o acúmulo e reuso de conhecimento e, assim, a qualidade de educação” em pós-graduação, e também contribuindo nas áreas industriais de transporte, operações *offshore*, pesca e aquacultura. Apresentam um caso-demostração para uma semi-submersível conduzindo uma operação de perfuração, sendo a plataforma mantida no local de operação por um sistema de posicionamento dinâmico.

Ainda sobre manutenção da estrutura estacionária, DONHA (1983 e 1989) estuda o posicionamento dinâmico de semi-submersíveis, especialmente com foco no seu sistema de controle, usando técnicas analítico-numéricas e experimentais.

Como exemplo de comportamento de semi-submersíveis em condições extremas de excitação de ondas, CLAUSS, SCHMITTNER e STUTZ (2002) enfatizam que movimentos de *heave*, *pitch* e *roll*, assim como vão entre superfície das águas calmas e base do convés, são características relevantes a serem consideradas para semi-submersíveis sob mares extremos, especificados por sua altura significativa H_s e por seu período de pico T_p . Porém, diante de evidências da ocorrência de ondas atípicas

(*rogue*¹ waves), com alturas $H_{\max}$ tais que $H_{\max}/H_s > 2$ e amplitudes de crista $\zeta_{\max}$ tais que $\zeta_{\max}/H_{\max} > 0,6$ (havendo assimetria considerável entre crista e cavado), os autores

sugerem a implementação, no projeto, de um “estado limite de acidentes” (*accidental*

¹ *Rogue* (significado 3b, Advanced Learner’s Dictionary, Oxford, 1995): a person or thing behaving differently from the accepted standard and usually in a way to cause trouble.

limit state – ALS) com um período de retorno de 10000 anos, bem para além do tradicional mar centenário. Para analisar o comportamento de semi-submersíveis sob tais ondas atípicas, os autores utilizam um método numérico de painéis, com base em teoria potencial linear no domínio do tempo², comparando seus resultados com um método clássico baseado no domínio da frequência³, bem como com resultados experimentais⁴. Os autores chegam à conclusão de que métodos numéricos e experimentais fornecem resultados com boa concordância, sejam para regime permanente, seja para regime transitório sob ondas atípicas. A propósito de ondas atípicas, CLAUSS (2006) implementa sua geração em tanque de provas. Utiliza a técnica de empilhamento de componentes de ondas com determinadas frequências e amplitudes, que têm seus picos colimados em certo ponto do tanque, resultando naqueles instante e posição uma grande amplitude. Os sinais de controle no gerador de ondas devem levar em conta sua função de transferência para a frequência de cada componente, bem como a velocidade de propagação característica de cada componente. Além disso, como o empilhamento de ondas leva a uma amplitude grande, pode haver efeitos de água rasa, fazendo as velocidades de propagação depender também da amplitude de ondas, o que é levado em conta de forma semi-empírica. Desta forma, o autor consegue gerar uma onda atípica de grande amplitude, ou mesmo encadeamento de ondas de grande amplitude, entranhadas em um mar irregular, com características já

² Programa TiMIT – *Time-domain investigations*, desenvolvido no *Massachusetts Institute of Technology*, utilizando teoria linear, considerando interações transitórias entre corpo e onda, bem como respostas em regime permanente, para determinação de movimentos de corpos com ou sem velocidade de avanço. Neste programa, a superfície do corpo é suposta discretizada em painéis triangulares ou quadriláteros, admitindo-se que o potencial seja constante em cada painel.

³ Cálculo de operadores de amplitude de resposta (*response amplitude operators* – RAO) no domínio da frequência pelo programa WAMIT – *Wave Analysis*, desenvolvido pelo *Massachusetts Institute of Technology*.

⁴ Ensaaiou-se um modelo na escala 1:81, com cerca de 1 m de comprimento (o protótipo tem 80,56 m de comprimento), em tanque da Universidade Técnica de Berlim, com 80 m de comprimento, 4 m de largura e 1,5 m de profundidade. Os movimentos foram medidos com um sistema de filmagem, e o *air gap* foi medido com transdutores de ondas em vários pontos do convés. Foram geradas ondas regulares, mares irregulares e grupos de ondas transitórias.

observadas em escala real. CLAUSS (2006) volta a narrar a aplicação efetuada por CLAUSS, SCHMITTNER e STUTZ (2002) para o comportamento de uma semi-submersível sob uma onda atípica.

Como exemplo de comportamento de semi-submersíveis sob condições típicas de excitação de ondas, BABU e RAJA (1987) estimam os movimentos de *heave*, *surge* e *sway* de uma plataforma semi-submersível com base em teoria potencial linear, comparando-os com resultados experimentais⁵. O cálculo numérico baseia-se na teoria da síntese hidrodinâmica, à semelhança de HOOFT (1971), obtendo-se boa concordância com os resultados experimentais. Os autores também conduzem um estudo de variação de parâmetros da semi-submersível, chegando à conclusão de que os seus principais parâmetros do ponto de vista de comportamento sob ondas são: calado; razão entre o volume da parte submersa das colunas (V_c) e o volume total (V_t) de deslocamento, denominada razão de volumes (V_c/V_t); número de colunas por casco (*pontoon*), mantendo o volume submerso de colunas constante; razão entre a distância da coluna mais de vante para a mais de ré (L_1) e o comprimento total do *pontoon* (L_2); distância entre eixos dos *pontoons*.

Um aspecto decisivo no projeto de semi-submersíveis é o dimensionamento do vão livre entre superfície das águas e base do convés (*air-gap*), se uma onda bate diretamente em uma construção superior, ela pode causar grandes danos, (SWEETMAN; WINTERSTEIN; MELING, 2002).

Na presente dissertação, aborda-se exclusivamente o problema de respostas de primeira ordem sob ondas, isto é, as respostas em sintonia com a excitação. Em

⁵ Ensaios realizados em tanque do “*Indian Institute of Technology*”, em Madras, com comprimento de 40 m, largura de 4 m e profundidade de 2,5 m, tendo sido geradas ondas regulares de pequena amplitude na faixa de frequências de 0,3 a 1,5 Hz. O modelo foi construído na escala 1:115, ficando com 0,95 m de comprimento (o protótipo tem comprimento de 110 m).

particular o *heave* tem impacto no tempo de operação, já que as conexões da plataforma aos poços somente podem ser mantidas para determinados níveis de oscilação vertical. Assim, a minimização do tempo de inoperância exige, durante o maior tempo possível, a observação de limites operacionais no que concerne o movimento de *heave*, sob determinadas condições de mar prevalentes no local de operação.

Adota-se aqui uma estratégia de otimização, referindo-se à minimização do *heave* sob mares aleatórios, com restrições quanto a volume de deslocamento, área de convés e altura metacêntrica, visando determinar certas proporções entre dimensões principais, tomadas como parâmetros de projeto. Assim, conduz-se um projeto paramétrico otimizado de semi-submersíveis. O tratamento desta pesquisa, como dito anteriormente, restringe-se à minimização do *heave*, mas poderia ser estendido para outros aspectos que tomassem parte da função objetivo, e mesmo para outras restrições. De fato, observa-se na literatura outros exemplos de modelos de otimização aplicados a plataformas. Neste sentido, NAKADA e SUZUKI (2004) tratam relativamente a uma semi-submersível de grandes dimensões (aeroporto flutuante) do processo de otimização com função objetivo baseada em risco, englobando peso estrutural, resistência e aspectos de funcionalidade da estrutura, como movimentos e resposta elástica. Adotam um modelo de análise simplificado, desenvolvido com base na equação de movimentos de uma placa retangular. Outro exemplo de processo de otimização aplicado ao projeto de semi-submersíveis vem de BIRK e CLAUSS (2001 e 2002), que tratam do projeto paramétrico otimizado de navios e de plataformas *offshore*. Na figura 1.1 ilustra-se o processo utilizado por esses autores. Na descrição da geometria de uma plataforma, por exemplo, os autores permitem a construção de seções transversais de *pontoons* e colunas por curvas descritas por B-Splines.

Figura 1.1 – Esquema de projeto otimizado de navios e de plataformas offshore
(transcrita de (BIRK; CLAUS, 2001), pág. 383).

O processo envolve:

- a) Geração da forma, onde se supõe uma semi-submersível composta por elementos como colunas e *pontoons*, cada qual formado por três conjuntos de curvas básicas: curvas espinais, curvas de áreas seccionais e curvas de seções transversais. Tais curvas em conjunto permitem a representação paramétrica da superfície na forma de NURBS (*Non Uniform Rational B-Spline Surface*).
- b) Determinação de mérito das soluções quanto ao seu comportamento no mar. O desempenho de cada alternativa é avaliado a partir dos operadores de amplitude das respostas ($RAOs^6$) de forças de excitação e de movimentos. Estes são estimados por *software* comercial com base em teoria potencial já citado anteriormente (programa WAMIT). Com base nos $RAOs$ e na excitação de mar, são calculadas estatísticas das respostas.
- c) Modelagem do mar nas condições de operação. Para intervalos de tempo da ordem de poucas horas, as estatísticas de mares irregulares são

⁶ Response Amplitude Operators

razoavelmente constantes, o que é característica da excitação estacionária. Frente aos inúmeros aspectos que contribuem para a aleatoriedade dos mares, costuma-se adotar uma distribuição gaussiana de elevações de ondas típicas e de Rayleigh para as maiores ondas. Os mares assim caracterizados são usualmente descritos por seus espectros de energia, em que os parâmetros relevantes são sua altura significativa (média do terço correspondente às maiores alturas) e período médio de cruzamento do nível zero (nível das águas calmas).

- d) Processo de otimização. Os autores consideram que o *heave* limita diversas operações *offshore*, e daí propõem-se a buscar a minimização do tempo de inoperância devido ao movimento de *heave* excessivo. Utilizam a altura significativa do *heave* como atributo de otimização, consistindo na função objetivo. Supõem a semi-submersível composta por colunas e *pontoons*, ambos formados por trechos cilíndricos de duas geometrias, central e nas extremidades, com as seguintes variáveis: razão entre áreas de seções transversais no trecho central e nas extremidades, razão entre largura e altura das seções transversais dos *pontoons* nos dois trechos cilíndricos, imersão do eixo dos *pontoons* nos dois trechos cilíndricos, razão entre o volume de deslocamento dos *pontoons* e o volume de deslocamento total, e altura do centro de carena relativamente ao comprimento de linha d'água.

O presente trabalho adota uma abordagem análoga, porém com uma descrição geométrica e um processo de cálculo de atributos hidrodinâmicos (força de excitação e movimento de *heave*) mais simplificados. Quanto à geometria, admite-se aqui que colunas e *pontoons* sejam descritos por trechos de cilindros, porém com seções transversais de formas simples (círculos e retângulos), não se adotando NURBS para

sua descrição. Quanto à força de excitação vertical e ao movimento de *heave*, adota-se um modelo de cálculo à semelhança da equação de Morison (MORISON, 1950), com carácter bi-dimensional seccional e consideração de efeitos inerciais e viscosos, tendo sido desenvolvido um *software* específico para isto, não se utilizando programas comerciais de escoamento tri-dimensional.

1.2 Objetivo

Objetivou-se no presente trabalho propor um modelo de concepção otimizada de semi-submersíveis visando mínimo *heave* sob mares irregulares e verificar os resultados de sua aplicação.

A forma geométrica da plataforma é representada por trechos de cilindros com seções transversais circulares ou retangulares.

Os esforços de excitação sob ondas e as oscilações são avaliados por teoria potencial bi-dimensional com correções de efeitos viscosos.

A concisão dos modelos de representação e de avaliação da resposta permite evidenciar o entendimento da influência da forma sobre o comportamento sob ondas. Também acarretam reduzidos tempos de computação.

1.3 Estrutura do trabalho

Descreve-se adiante a estrutura do trabalho, por capítulos.

No capítulo 1 analisa-se o contexto, estabelece-se o objetivo e narra-se o conteúdo do trabalho.

No capítulo 2 apresenta-se o modelo geométrico utilizado para representação da semi-submersível.

No capítulo 3 apresenta-se um modelo de estabilidade estática intacta, baseado no atributo de altura metacêntrica.

No capítulo 4 apresenta-se um modelo de determinação de esforços de excitação e de oscilações de primeira ordem sob ondas, com base em teoria potencial bi-dimensional com correções viscosas, focalizado em forças verticais e movimentos de *heave*. No início do capítulo exibem-se aspectos de modelo linear para descrição de ondas regulares e de modelo aleatório para descrição de mar real, este último admitindo estacionaridade e ergodicidade. A seguir, apresentam-se modelos de representação de esforços excitantes e restauradores. Finalmente, exhibe-se o modelo de determinação das oscilações.

O capítulo 5 traz descrição do processo de otimização, com especificação das variáveis de otimização, da função objetivo e das restrições.

O capítulo 6 traz resultados de aplicações. A seção 6.1 traz comparações de resultados analítico-numéricas com experimentais, estas últimas obtidas em ensaios realizados no Tanque de Provas do PNV/EPUSP, e está em estágio mais avançado de desenvolvimento. A seção 6.2 traz comparações com resultados publicados na literatura.

O capítulo 7 traz as conclusões.

2 GEOMETRIA

As colunas e os *pontoons* na parte submersa da plataforma são admitidos compostos por trechos de cilindros. As seções transversais desses cilindros podem ter forma circular ou retangular. No primeiro caso, especifica-se seu diâmetro (d_c para colunas ou d_p para *pontoons*); no segundo caso, especificam-se sua base (b_c ou b_p) e sua altura (h_c ou h_p).

A plataforma é considerada simétrica com relação ao seu plano central-longitudinal (simetria boreste-bombordo) e ao seu plano central-transversal (simetria proa-popa).

Adotam-se dois *pontoons* e quatro colunas. Eixos de pontoons e colunas em cada bordo são supostos estarem na mesma posição transversal. As colunas em cada bordo são supostas estarem nas extremidades de vante e de ré do *pontoon*.

Figura 2.1 - Geometria da plataforma para o caso de colunas e *pontoons* circulares (acima) e colunas e *pontoons* rectangulares (abaixo).

O comprimento dos *pontoons* é denotado por L ; o calado da plataforma por H . A distância entre os eixos dos *pontoons* é denotada por $2 \cdot b$, sendo b a distância do plano central-longitudinal até o eixo de cada um dos *pontoons*.

O vão entre a superfície livre das águas calmas e a parte inferior do convés é denotado por A_g

A área de seção dos trechos de cilindros que compõem colunas e *pontoons* é obtida por $A_i = \pi \frac{d_i^2}{4}$, para seções circulares, e por $A_i = b_i \cdot h_i$, para seções retangulares, sendo que o subscrito “i” indica o i-ésimo trecho de uma coluna ou de um *pontoon*.

O volume dos trechos cilíndricos é obtido por: $\nabla_i = A_i \cdot \ell_i$, em que ℓ_i é o comprimento de cada trecho cilíndrico.

O volume submerso total da plataforma é dado por $\nabla = \sum_i \nabla_i$.

i
colunas
pontoons

A área do plano de flutuação é dada por $A_{wl} = \sum_i A_i$.

i
trechos de
colunas
que cruzam a
superfície
livre

3 ESTABILIDADE ESTÁTICA

A estabilidade estática pode ser avaliada através do conceito tradicional de altura metacêntrica, válido para pequenos deslocamentos angulares da plataforma, em que não há imersão do convés nem emersão dos *pontoons*, apenas imersão e/ou emersão de pequenos trechos das colunas (FALTINSEN, 1990).

No presente trabalho, considera-se apenas a estabilidade transversal, isto é, para desvios angulares em torno do eixo longitudinal da plataforma sobre a superfície livre.

A altura metacêntrica pode ser avaliada pela expressão:

$$GM_t = KB + BM_t - KG \quad , \quad (3.1)$$

Figura 3.1 – Esquema da semi-submersível para cálculo da estabilidade estática.

onde KB é a distância da linha de base (fundo dos *pontoons*) até o centro de carena da plataforma, KG é a distância da linha de base até o centro de massa, e BM_t é a distância entre o centro de carena e o metacentro. O valor de BM_t é obtido pela razão entre o momento de área do plano de flutuação e o volume de deslocamento da plataforma:

$$BM_t = \frac{1}{\nabla} \left(\underbrace{\frac{1}{64} \pi \cdot \sum_i d_i^2}_{\substack{\text{trechos de} \\ \text{colunas que cruzam a} \\ \text{superfície livre} \\ \text{momento} \\ \text{próprio}}} + \underbrace{A_{wl} b^2}_{\text{momento de transferência}} \right) \quad (3.2)$$

O valor que KB pode ser calculado por, (BM_t em metros):

$$KB = \frac{\sum_i \nabla_i \cdot KB_i}{\sum_i \nabla_i} \quad , \quad (3.3)$$

colunas e pontoons
colunas e pontoons

sendo KB_i a altura, a partir da linha de base, do centro de cada trecho de coluna ou de *pontoon* submerso.

Um critério bastante simplificado de estabilidade estática, aplicável às primeiras fases do projeto, é de que o valor da altura metacêntrica seja positivo.

4 OSCILAÇÕES SOB ONDAS

4.1 Formulação do problema e hipóteses simplificadoras

A base dessa parte pode ser encontrada em FALTINSEN (1990). O problema de um corpo sem velocidade de avanço oscilando sob ondas regulares pode ser tratado de forma desmembrada em três problemas (onde o terceiro problema é o resultado do superposicionamento dos primeiros dois problemas), a saber:

- 1) Problema de difração, em que:
 - a) o corpo é suposto fixo na sua posição de equilíbrio hidrostático-gravitacional;
 - b) as ondas que incidem sobre o corpo são perturbadas pela própria presença deste corpo (sofrem difração);
 - c) os efeitos de ondas incidentes e de difração são admitidos superporem-se independentemente;
 - d) os esforços hidrodinâmicos atuantes no corpo devidos às ondas incidentes são denominados “esforços de Froude-Krylov”;
 - e) os esforços hidrodinâmicos atuantes no corpo associados ao efeito de difração são denominados “esforços de difração”;
- 2) Problema de irradiação com o corpo oscilando em cada grau de liberdade como corpo rígido, em que:
 - a) o corpo é suposto oscilando harmonicamente em cada grau de liberdade, independentemente, com amplitude unitária e frequência determinada, na ausência de ondas incidentes (supõe-se existir um esforço excitante externo diretamente aplicado ao corpo, o qual mantenha tal oscilação);

- b) há irradiação de ondas pelo movimento do próprio corpo;
 - c) os efeitos de irradiação nos diversos graus de liberdade são admitidos superporem-se independentemente;
 - d) os correspondentes esforços hidrodinâmicos e hidrostáticos atuantes no corpo são denominados de esforços de irradiação;
 - e) os esforços hidrodinâmicos compreendem os efeitos de amortecimento, associados à transferência de energia do corpo oscilante para o fluido, na forma de ondas irradiadas, e também os efeitos de inércia adicionada, associados à movimentação do fluido pelo corpo oscilante;
 - f) os esforços hidrostáticos decorrem dos desvios da posição do corpo oscilante com relação à sua posição de equilíbrio hidrostático-gravitacional;
- 3) Problema de oscilação livre do corpo sob a ação de ondas incidentes, em que:
- a) há incidência de ondas sobre o corpo, o qual está livre para oscilar;
 - b) os esforços externos atuantes no corpo compreendem: esforços hidrodinâmicos devidos às ondas incidentes (aproximados pelos esforços de Froude-Krylov do problema de difração), esforços hidrodinâmicos devidos à difração da onda incidente pela presença do corpo (também aproximados pelos correspondentes esforços do problema de difração), esforços hidrodinâmicos e hidrostático-gravitacionais devidos às oscilações do corpo (aproximados pelos correspondentes esforços do problema de irradiação em cada grau de liberdade, proporcionalmente à intensidade das oscilações livres);
 - c) igualam-se os esforços externos aos esforços inerciais associados às oscilações da plataforma;

- d) agrupam-se os esforços inerciais, os esforços de irradiação e os esforços hidrostático-gravitacionais no primeiro membro, por envolverem as incógnitas, a saber, as intensidades e fases das oscilações, deixando-se os esforços de Froude-Krylov e de difração no segundo membro;
- e) resolvem-se as equações referentes ao item (d) acima, determinando-se magnitude e fase das oscilações.

Admite-se, nos três problemas acima descritos, a hipótese de teoria potencial de fluidos incompressíveis, sem consideração de tensão superficial, em que são introduzidas correções que levam em conta efeitos viscosos.

Para formulação do problema, considere-se inicialmente o problema de difração. Seja ϕ_I o potencial de ondas incidentes e ϕ_D o potencial de ondas difratadas. Deve-se impor a conservação da massa, que se traduz, para escoamento potencial de fluidos incompressíveis, na equação de Laplace:

$$\nabla^2(\phi_I + \phi_D) = 0 \text{ na região fluida} \quad (4.1.1)$$

Como o potencial de ondas incidentes por si só satisfaz a equação de Laplace, resulta:

$$\nabla^2\phi_D = 0 \text{ na região fluida} \quad (4.1.2)$$

Em toda parte, deve também valer a conservação da quantidade de movimento, a qual se traduz, na teoria potencial de fluidos incompressíveis, na equação de Bernoulli:

$$p + \rho g z + \frac{1}{2} \rho \nabla(\phi_I + \phi_D) \cdot \nabla(\phi_I + \phi_D) + \rho \frac{\partial(\phi_I + \phi_D)}{\partial t} = \text{cte} \quad \text{na região fluida} \quad (4.1.3)$$

Desprezando-se o termo não linear, admitindo que as ondas sejam de pequena amplitude com relação a seu comprimento, e aplicando-se a equação (4.1.3) à superfície livre com arbítrio da constante do segundo membro como sendo a pressão atmosférica, resulta:

$$\rho g \eta + \rho \frac{\partial(\phi_I + \phi_D)}{\partial t} = 0 \therefore \eta = -\frac{1}{g} \frac{\partial(\phi_I + \phi_D)}{\partial t} \quad \text{na superfície livre}, \quad (4.1.4)$$

sendo η a elevação da superfície livre. A expressão anterior se configura em uma condição de contorno, denominada dinâmica, imposta na superfície livre.

Adicionalmente, devem ser impostas condições de contorno cinemáticas na superfície livre e em outras superfícies delimitadoras da região fluida. Imaginando que a região fluida seja ilimitada lateralmente e no fundo, resta a superfície livre, na qual deve valer que a velocidade das partículas fluidas seja igual à velocidade da própria superfície na sua direção normal, assim não implicando em “buracos” ou “respingos”:

$$\nabla(\phi_I + \phi_D) \cdot \nabla F = -\frac{\partial F}{\partial t} \quad \text{na superfície livre} \quad , \quad (4.1.5)$$

em que $F = z - \eta = 0$ é a equação que descreve a posição de toda a superfície livre no

decorrer do tempo, sendo $\vec{n} = \frac{\nabla F}{|\nabla F|}$ a normal à superfície e $v_n = \frac{\partial F}{\partial t}$ a velocidade da

própria superfície em sua direção normal, em cada um de seus pontos.

Como a expressão (4.1.5) deve valer também para o potencial ϕ_I isoladamente, resulta que:

$$\nabla\phi_D \cdot \nabla F = -\frac{\partial F}{\partial t} \text{ na superfície livre} , \quad (4.1.6)$$

Uma condição de contorno na superfície do corpo também deve ser imposta:

$$\nabla(\phi_I + \phi_D) \cdot \vec{n} = 0 \text{ na superfície do corpo} , \quad (4.1.7)$$

em que se incluem os potenciais de ondas incidentes e de difração, sendo que $\vec{n}$ é a normal à superfície do corpo em cada ponto.

Deve valer também uma condição, denominada de irradiação, dando conta de que o potencial de ondas difratadas está associado a perturbações de ondas que se afastem – e não se aproximem – do corpo. Finalmente, deve-se impor que as perturbações devidas à difração se esvançam ao longe.

Com tal formulação, admitindo que o potencial de ondas incidentes seja conhecido, é possível resolver-se o problema de contorno para se chegar ao potencial de ondas difratadas. Métodos numéricos para tal resolução são bem conhecidos, havendo por exemplo versões baseadas nos métodos de diferenças finitas, em métodos de elementos finitos, em métodos de elementos de contorno, sendo que estes últimos se desmembram em processos baseados em distribuições de fontes de Kelvin e em distribuições de fontes de Rankine (DE CONTI, 2004). No presente trabalho, não se faz uso desses métodos, mas adota-se, como se mostra adiante, em uma equação simplificada, denominada de equação de Morison, cujos termos inerciais, de qualquer

modo, correspondem a uma aplicação da formulação acima a problemas bi-dimensionais.

Continuando a formulação do problema, considere-se agora o problema de irradiação. Seja ϕ_j os potenciais referentes a oscilações do corpo em cada um dos seus graus de liberdade “j” com amplitude unitária. Tratam-se de potenciais de irradiação, os quais estão submetidos à formulação análoga à do potencial de difração. Uma diferença é a condição de contorno na superfície do corpo, que, no lugar de (4.1.7), agora se expressa por:

$$\nabla(\phi_I + \phi_D + \phi_j) \cdot \vec{n} = v_{nj} \text{ na superfície do corpo ,} \quad (4.1.8)$$

onde v_{nj} é a velocidade do corpo (o qual oscila em um único grau de liberdade “j”) projetada na sua direção normal ao corpo em cada ponto.

Como a soma dos potenciais $(\phi_I + \phi_D)$ têm de satisfazer a condição (4.1.7) (problema de difração), a condição (4.1.8) resulta:

$$\nabla\phi_j \cdot \vec{n} = v_{nj} \text{ na superfície do corpo ,} \quad (4.1.9)$$

Os potenciais de irradiação para amplitude unitária também podem ser obtidos por métodos numéricos.

Uma vez que os potenciais de difração e de irradiação tenham sido obtidos, pode-se determinar os correspondentes esforços hidrodinâmicos atuantes no casco, a saber, esforços de difração e de irradiação, estes últimos para os vários graus de liberdade, na hipótese de oscilações forçadas com amplitude unitária.

Daí, impõe-se a igualdade entre esforços inerciais e esforços externos, englobando esforços hidrodinâmicos, e esforços hidrostático-gravitacionais.

Algumas das parcelas dos esforços precedentes ficam em função das amplitudes de oscilação, as quais são, então, determinadas pela resolução dessas equações do movimento.

A teoria está bem detalhada em diversos textos clássicos, como por exemplo em FALTINSEN (1990).

4.2 Descrição das ondas regulares e aleatórias

Utiliza-se a teoria linear de ondas de Airy para representação das ondas incidentes sobre a plataforma⁷.

A amplitude de ondas é representada por ζ_a . O período de ondas é representado por “T”, a frequência circular de ondas por $\omega = \frac{2\pi}{T}$. A frequência de ondas em Hz é

denotada por $f = \frac{1}{T}$. A frequência circular de ondas e número de ondas (representado

por “k”) estão vinculados pela relação de dispersão: $k = \frac{\omega^2}{g}$. O comprimento de ondas é

denotado por $\lambda = \frac{2\pi}{k}$.

$$\text{A velocidade de fase pode ser obtida de: } c(\omega) = \frac{\lambda}{T} = \frac{2\pi/k}{2\pi/\omega} = \frac{\omega}{k} = \frac{\omega}{\omega^2/g} = \frac{g}{\omega}.$$

Para descrição do potencial de velocidades, da elevação de ondas, das velocidades das partículas fluidas e da pressão, utiliza-se notação complexa⁸.

A figura 4.2.1 ilustra os movimentos das partículas da água em uma onda regular. A direção de propagação é o eixo “r”; o eixo vertical “z” tem sua origem na superfície livre não deformada, e sentido positivo para cima.

⁷ Ver, por exemplo, (DEAN, 1970).

⁸ Dada uma variável $v(t)$ harmônica com frequência de oscilação ω , amplitude v_a e fase σ_v , esta pode ser representada por exemplo por:

$v(t) = v_a \cos(\omega t - \sigma_v) = v_a \cos[-(\omega t - \sigma_v)]$, ou, $v(t) = \text{Re}\{v_a \exp[i(\omega t - \sigma_v)]\} = \text{Re}\{v_a \exp(i\sigma_v) \exp(-i\omega t)\}$, sendo “i” a unidade complexa. Chamando $v_A = v_a \exp(i\sigma_v)$ de amplitude complexa, esta grandeza encerra informação sobre a amplitude real (que é o módulo da amplitude complexa) e da fase (que é o argumento da amplitude complexa) da variável original. Para uma variável que possa ser obtida a partir de outra por derivação no tempo, simplesmente efetua-se a multiplicação da amplitude complexa da variável original por $(-i\omega)$. Desta forma, as variáveis harmônicas referentes às ondas de Airy são aqui representadas por suas amplitudes complexas, o que caracteriza a chamada notação complexa.

Figura 4.2.1 – Movimentos das partículas de água numa onda regular.

A amplitude complexa do potencial de velocidades é:

$$\varphi_A(r, z) = \frac{-ig\zeta_a}{\omega} e^{kz} e^{ikr} \quad (4.2.1)$$

A elevação de ondas, em amplitude complexa, é tal que:

$$\begin{aligned} \zeta(r; t) &= -\frac{1}{g} \frac{\partial \varphi(r, z; t)}{\partial t} \Big|_{z=0} \quad \therefore \\ \therefore \zeta_A(r) &= -\frac{1}{g} (-i\omega) \frac{-ig\zeta_a}{\omega} e^{ikr} = \zeta_A e^{ikr} \end{aligned} \quad (4.2.2)$$

As componentes da velocidade das partículas fluidas segundo respectivamente os eixos “r” e “z”, em amplitude complexa, ficam:

$$\begin{aligned} u(r, z; t) &= \frac{\partial \varphi(r, z; t)}{\partial r} \quad \therefore \\ \therefore u_A &= ik \frac{-ig\zeta_A}{\omega} e^{kz} e^{ikr} = \omega \zeta_A e^{kz} e^{ikr} \end{aligned} \quad (4.2.3)$$

tendo em
vista a
relação de
dispersão

$$w(r, z; t) = \frac{\partial \varphi(r, z; t)}{\partial z} \therefore$$

$$\therefore w_A = k \frac{-ig\zeta_A}{\omega} e^{kz} e^{ikr} = -i\omega\zeta_A e^{kz} e^{ikr} \quad (4.2.4)$$

tendo em
vista a
relação de
dispersão

As componentes da aceleração das partículas fluidas na direção “r” e na direção “z”, em amplitudes complexas, ficam:

$$\dot{u}(r, z; t) = \frac{\partial u(r, z; t)}{\partial r} \therefore \dot{u}_A = -i\omega^2 \zeta_A e^{kz} e^{ikr} \quad (4.2.5)$$

$$\dot{w}(r, z; t) = \frac{\partial w(r, z; t)}{\partial z} \therefore \dot{w}_A = -\omega^2 \zeta_A e^{kz} e^{ikr} \quad (4.2.6)$$

A pressão dinâmica pode ser encontrada pela equação do Bernoulli:

$$p(r, z; t) = -\rho \frac{\partial \varphi(r, z; t)}{\partial t} \therefore$$

$$\therefore p_A(r, z) = -\rho(-i\omega) \frac{-ig\zeta_A}{\omega} e^{kz} e^{ikr} = \rho g \zeta_A e^{kz} e^{ikr} \quad (4.2.7)$$

As ondas são descritas por sua altura significativa e período médio, utilizando o espectro de Pierson-Moskowitz a dois parâmetros.

PIERSON e MOSKOWITZ 1964 propuseram uma expressão que representasse o espectro de um mar completamente desenvolvido, desde que se conhecesse a velocidade do vento no local:

$$S(\omega) = \frac{\alpha g^2}{\omega^5} \exp\left(-\beta \left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^4\right) \quad (4.2.8)$$

onde ω é a frequência de excitação de ondas, α é a constante de Phillip, igual a $8,1 \cdot 10^{-3}$, g é a aceleração da gravidade, β é uma constante igual a 0,74, e ω_0 é a frequência de pico espectral.

Tal formulação se baseia na hipótese de Kitaigorodskii (PIERSON, MOSKOWITZ, 1964) de que os espectros correspondentes a mares completamente desenvolvidos têm a mesma forma quando apresentados de uma certa maneira adimensional, sendo que a expressão acima foi gerada empiricamente. A notação nesse seção é analogo a apresentação da hipótese de Kitaigorodskii com foi apresentado por PIERSON e MOSKOWITZ (1964).

A formulação foi modificada pela 12ª ITTC (International Towing Tank Conference, 1969) para não mais depender da velocidade do vento, mas da altura significativa de ondas.

Posteriormente, passou-se a adotar uma formulação a dois parâmetros, a saber, altura significativa de ondas e período de pico (ou outro período representativo do espectro).

A forma geral da formulação a dois parâmetros é:

$$S_{\zeta}(\omega) = A\omega^{-\ell} \exp(-B\omega^{-n}) \quad , \quad \omega \geq 0 \quad (4.2.9)$$

onde ℓ , n , A e B são constantes.

A frequência de pico pode ser encontrada por:

$$\left\{ \frac{d}{d\omega} [S_\zeta(\omega)] \right\}_{\omega=\omega_0} = 0 \Rightarrow \omega_0 = \left(\frac{nB}{\ell} \right)^{1/n} \quad (4.2.10)$$

O momento espectral de ordem k , $k=0,1,\dots$, pode ser escrito:

$$m_k = \int_0^\infty \omega^k S_\zeta(\omega) d\omega \quad (4.2.11)$$

Utilizando a função gama, definida por $\Gamma(\gamma) \equiv \int_0^\infty y^{\gamma-1} e^{-y} dy$, pode-se expressar o

momento de ordem k , fazendo a mudança de variáveis $y = B\omega^{-n}$, resultando:

$$m_k = \frac{A}{nB^\gamma} \Gamma(\gamma) \quad , \quad \text{com } \gamma = \frac{\ell - k - 1}{n} \quad (4.2.12)$$

Define-se altura significativa de ondas por $H_{1/3} \equiv 4,0\sqrt{m_0}$. O período de pico

espectral e a correspondente frequência de pico se relacionam por: $T_0 = \frac{2\pi}{\omega_0}$.

Fazendo a substituição de m_0 em função de $H_{1/3}$ em (4.1.12), e utilizando (4.1.10) em termos do período de pico, chega-se aos seguintes valores para A e B em função de $H_{1/3}$ e T_0 :

$$A = \frac{H_{1/3}^2}{16,0} \frac{n}{\Gamma\left(\frac{\ell-1}{\ell}\right)} \left(\frac{2\pi}{T_0}\right)^{\ell-1} \left(\frac{\ell}{n}\right)^{\frac{\ell-1}{n}} ; \quad B = \left(\frac{2\pi}{T_0}\right)^n \frac{\ell}{n} \quad (4.2.13)$$

No espectro de PIERSON e MOSKOWITZ há dois parâmetros, adotam-se $\ell = 5$ e $n=4$. Neste caso (esses valores foram adotados por PIERSON e MOSKOWITZ):

$$A \cong \frac{487,0 \cdot H^2}{T_0^4} \quad ; \quad B \cong \frac{1948,2}{T_0^4} \quad (4.2.14)$$

A figura 4.2.2 ilustra um espectro de PIERSON e MOSKOWITZ.

Figura 4.2.2 – Espectro de Pierson e Moskowitz (ordenada de densidade espectral de energia em m^2 e abscissa de frequência em Hz)

4.3 Esforços excitantes

Nesta seção adota-se uma configuração retangular das seções transversais de colunas e de *pontoons*, mas os resultados se aplicam também quando suas seções forem circulares. Além disso, supõe-se aqui que cada coluna e cada *pontoon* seja formado por um único trecho cilíndrico. Novamente, os resultados podem ser estendidos para colunas e *pontoons* formados por mais de um trecho cilíndrico.

O problema de oscilação da plataforma sob ondas pode ser desmembrado em quatro outros problemas:

- I. Problema de incidência de ondas regulares na plataforma suposta fixa na sua posição média de equilíbrio estático, chamado de problema de difração. Os esforços atuantes na plataforma nesta condição se denominam esforços de excitação. Há uma parcela dos esforços que corresponde à distribuição de pressões na hipótese de que as ondas incidentes não são perturbadas pela presença da plataforma, chamada de parcela de Froude-Krylov, e uma parcela dos esforços que se deve à difração das ondas incidentes pela presença da plataforma, chamada de parcela de difração.
- II. Problema de oscilação harmônica forçada da plataforma, na frequência das ondas incidentes. Os esforços hidrodinâmicos e hidrostáticos atuantes na plataforma nesta condição se denominam esforços de restauração. O movimento da plataforma faz gerar ondas que se afastam do corpo, responsáveis por dissipação de energia, e conseqüente amortecimento potencial das oscilações, sendo chamadas de ondas irradiadas. Os correspondentes esforços hidrodinâmicos são denominados esforços de irradiação.

- III. Problema de oscilação livre da plataforma sob ondas regulares. Admite-se simplificadamente que os esforços decorrentes da ação das ondas incidentes e difratadas sejam os esforços de excitação tais como calculados em (I), e que os esforços de restauração decorrentes da movimentação da plataforma possam ser calculados conforme em (II). Os esforços de restauração, em cada frequência, são função das amplitudes da oscilação, que são incógnitas, as quais estão também presentes nos esforços inerciais. Assim, o equilíbrio dinâmico correspondendo aos esforços inerciais se igualarem à somatória dos esforços externos, englobando esforços de excitação e de restauração, leva à determinação das amplitudes de oscilação para cada frequência de oscilação, ou seja, aos *RAOs*.
- IV. Consideração do espectro de ondas aleatórias e dos *RAOs*, os quais levam à determinação dos espectros das respostas. A partir dos espectros das respostas, estimam-se suas alturas significativas (ver por exemplo de DE CONTI (1983)).

Figura 4.3.1 – Plataforma submetida a ondas regulares por través

Na figura 4.3.2a e b esquematiza-se a distribuição de pressões hidrostáticas no entorno de uma coluna e correspondente porção do *pontoon* coberto pela coluna (figura

a), bem como no entorno de uma seção do *pontoon* descoberta de colunas (figura b). Observa-se que há uma força hidrostática resultante com sentido sempre para cima, que, no seu somatório, equilibra estaticamente o peso da embarcação em condições de águas calmas.

Observa-se na figura 4.3.2a que a terminologia que é seções retangulares e circulares para os cálculos de forças hidrostáticas, que é também o caso para os cálculos de forças hidrodinâmicas. Para facilitar os cálculos nesse seção trata de seções retangulares.

Figura 4.3.2a – Distribuição de pressões hidrostáticas no entorno de uma coluna e da parte do *pontoon* coberta pela coluna no caso de colunas retangulares

Figura 4.3.2b – Distribuição de pressões hidrostáticas no entorno de uma parte do *pontoon* descoberta de colunas no caso de *pontoons* retangulares

Figura 4.3.2c – Distribuição de pressões hidrostáticas no entorno de uma coluna e da parte do *pontoon* coberta pela coluna no caso de colunas circulares

Figura 4.3.2d – Distribuição de pressões hidrostáticas no entorno de uma parte do *pontoon* descoberta de colunas no caso de *pontoons* circulares

Sendo a estrutura submersa formada por trechos cilíndricos de colunas e de *pontoons*, a resultante das forças hidrostáticas corresponde à somatória das forças de flutuação nesses diversos trechos. Considerando que as colunas terminem sobre os *pontoons*, nelas não atuará forças de flutuação. Nos *pontoons*, deve-se diferenciar, como foi feito nas figuras 4.3.2a - d, as forças hidrostáticas correspondentes aos trechos cobertos e aos trechos descobertos de colunas, já que no primeiro caso agem somente pressões sob os *pontoons*, enquanto que no segundo caso agem pressões sob e sobre os *pontoons*. Denotando por A_i a área da seção transversal do trecho cilíndrico “i”, tem-se para uma seção do *pontoon* descoberta de colunas, a seguinte força hidrostática seccional: $\rho g A_i$. Na extensão do trecho cilíndrico “i”, suposto de comprimento ℓ_i , a força hidrostática resulta igual a $\rho g A_i \ell_i$. Sob as colunas, a força hidrostática pode ser avaliada por $\rho g A_{wl}(H - h_p)$, em que A_{wl} é a área do plano de flutuação (área transversal das colunas que cruza a superfície livre em águas calmas), “H” é o calado da

plataforma e “ h_p ” é a altura dos pontoons nos trechos cobertos por colunas⁹. No seu conjunto, então, a força hidrostática pode ser expressa por:

$$F^{\text{hidrostática}} = \rho g \left[A_{wl} (H - h_p) + \sum_{\substack{\text{trechos} \\ \text{descobertos} \\ \text{de colunas}}} A_i \ell_i \right]. \text{ Tal força deve equilibrar o peso da plataforma,}$$

dado por $M \cdot g$, sendo “ M ” sua massa, na condição de equilíbrio estático em águas calmas:

$$\rho g \left[A_{wl} (H - h_p) + \sum_{\substack{\text{trechos} \\ \text{descobertos} \\ \text{de colunas}}} A_i \ell_i \right] = Mg \therefore \rho \left[A_{wl} (H - h_p) + \sum_{\substack{\text{trechos} \\ \text{descobertos} \\ \text{de colunas}}} A_i \ell_i \right] = M \quad (4.3.1)$$

As figuras 4.3.3a e b já mostram a distribuição de pressões hidrodinâmicas devidas à ação de ondas regulares incidindo transversalmente sobre a plataforma, sendo que a figura “a” e “c” se refere a um trecho de *pontoon* coberto por coluna e a figura “b” e “d” a um trecho de *pontoon* descoberto de coluna. Ambas as figuras estão esquematizadas para a situação em que as partes submersas da estrutura se encontram sob um trecho de crista de ondas. Observa-se que, ao contrário das forças hidrostáticas, as forças verticais hidrodinâmicas assumem sentidos opostos nos trechos dos *pontoons* cobertos e descobertos de colunas. Esta é, de fato, a essência da conveniência da forma geométrica de semi-submersíveis quanto à minoração das forças excitantes verticais e do correspondente movimento de *heave*: existe uma composição destrutiva entre forças verticais nas partes dos *pontoons* cobertas e descobertas de colunas. Para uma certa frequência, inclusive, estas forças se anulam. Observe-se que tal anulamento não

⁹ Caso os *pontoons* tenham seção circular, uma aproximação para “ h ” é o próprio diâmetro dos *pontoons*; caso tenham seção retangular, “ h ” trata-se da própria altura da seção dos *pontoons* sob as colunas.

depende da fase, pois quando há passagem de um cavado, os sentidos das forças se invertem tanto nas partes cobertas como descobertas de colunas.

Figura 4.3.3a – Distribuição de pressões hidrodinâmicas devidas à ação de ondas regulares no entorno de uma coluna e da parte do *pontoon* coberta pela coluna

Figura 4.3.3b – Distribuição de pressões hidrodinâmicas devidas à ação de ondas regulares no entorno de parte do *pontoon* descoberta de colunas

Existe, ainda um outro fenômeno que leva ao anulamento das forças verticais, o qual se pode observar com ajuda da figura 4.3.4. Para ondas incidentes por través, há

uma determinada frequência, e correspondente comprimento de ondas, para a qual meio comprimento de ondas corresponde à distância entre os centros dos *pontoons*. Neste caso, as forças verticais nos *pontoons* têm sempre (independentemente da fase) a mesma magnitude e sentidos opostos, anulando-se. Além dessa frequência de anulamento é claro que existe uma frequência em que os esforços se adicionam, essa frequência não deve ser uma que pode acontecer (período de ondas bem altas) ou deve ser uma frequência que onde as ondas não possuem muita energia (período de ondas baixas). Isto vale tanto para os trechos dos *pontoons* cobertos e descobertos de colunas.

Figura 4.3.4 – Incidência de ondas transversalmente à plataforma

A frequência de anulamento de forças devida ao sentido inverso de forças nas partes dos *pontoons* descobertos e cobertos por colunas é mais baixa do que a frequência de anulamento devida à inversão de fase entre *pontoons*. Assim, costuma-se referir à primeira frequência como “primeiro ponto de anulamento”, e à segunda frequência como “segundo ponto de anulamento”. Observa-se que há ainda frequências mais altas para as quais ocorrem anulamentos da força vertical, correspondentes à distância entre os *pontoons* equivaler a $1/2$, $3/2$, $5/2$, etc. do comprimento de ondas. No

entanto, do ponto de vista de projeto, tais frequências não são importantes, dado que as respostas em altas frequências são bastante reduzidas.

Quanto às expressões para as forças hidrodinâmicas, considere-se inicialmente um trecho cilíndrico “i” de *pontoon* descoberto de colunas. Na hipótese de as ondas incidentes não serem deformadas pela presença da plataforma, a força seccional resultante advirá da diferença de pressões hidrodinâmicas atuantes nas partes inferior e superior do cilindro. Seja uma pequena fatia de largura “dy” da seção transversal, em que sua cota vertical superior seja dada por z_s e sua cota vertical inferior seja dada por z_i . Aplicando (4.2.7) nas partes superior e inferior, tem-se a parcela de força

hidrostática seccional atuante na fatia: $f_{\text{hidrodinâmica seccional na fatia}} = \text{Re} \left\{ -\rho g \zeta_A \left[e^{kz_s} - e^{kz_i} \right] e^{ikr} \right\}$. Sendo

a altura do *pontoon* bem menor do que o comprimento de ondas, o fator $\left[e^{kz_s} - e^{kz_i} \right]$

pode ser simplificado. Primeiro, considerem-se as cotas expressas como: $z_s = -z_m + \frac{\Delta z}{2}$

e $z_i = -z_m - \frac{\Delta z}{2}$, em que $z_m = \frac{z_s + z_i}{2}$ é a cota média e $\Delta z = z_s - z_i$ é a diferença de

cotas. O referido fator fica: $\left[e^{kz_s} - e^{kz_i} \right] = e^{-kz_m} \left[e^{k \frac{\Delta z}{2}} - e^{-k \frac{\Delta z}{2}} \right]$. Ora, se a diferença de

cotas é bem menor do que o comprimento de ondas, os expoentes

$\pm k \frac{\Delta z}{2} = \pm \frac{2\pi}{\lambda} \frac{\Delta z}{2} = \pm \pi \frac{\Delta z}{\lambda}$ serão pequenos, podendo-se expandir os respectivos termos

exponenciais em séries de potências, conservando-se aproximadamente apenas até as

parcelas de primeira ordem. Assim:

$$e^{-kz_m} \left[e^{k \frac{\Delta z}{2}} - e^{-k \frac{\Delta z}{2}} \right] \approx e^{-kz_m} \left[1 + k \frac{\Delta z}{2} - \left(1 - k \frac{\Delta z}{2} \right) \right] = e^{-kz_m} \cdot k \cdot \Delta z \quad (4.3.2)$$

Tal aproximação, no caso de diferença de cotas igual a 1/5 do comprimento de ondas, implica em erro de $e^{\frac{\pi}{5}} - e^{-\frac{\pi}{5}} - 2\pi \frac{1}{5} \cong 8,4\%$, o qual é o erro máximo previsto nas condições de aproximação das dimensões transversais das seções serem menores do que 1/5 do comprimento de ondas.

A força hidrodinâmica nas diversas fatias que compõem a seção transversal do trecho de *pontoon* podem ser expressas analogamente. Resulta a seguinte força hidrodinâmica seccional de Froude-Krylov (na hipótese de não deformação das ondas

incidentes pela presença do corpo): $f_A^{\text{hidrodinâmica seccional Froude-Krylov}} = -\rho g \zeta_A e^{-kz_m} \cdot k \cdot \Delta z \cdot e^{ikr}$. Em tal

expressão, pode-se identificar o fator $[-g \zeta_A e^{-kz_m} \cdot k \cdot e^{ikr}]$, tendo em vista a relação de

dispersão $k = \frac{\omega^2}{g}$ e a expressão para a aceleração vertical (4.2.6), pode ser entendida

como a própria aceleração vertical nas coordenadas $(r, z = z_m)$: $\dot{w}_A(r, z_m)$. Assim, a força hidrodinâmica seccional de Froude-Krylov nas partes dos *pontoons* descobertos

de colunas fica: $f_A^{\text{hidrodinâmica seccional Froude-Krylov}} = \rho \cdot \Delta z \cdot \dot{w}_A(r, z_m)$.

Na extensão completa da parte dos *pontoons* descobertos de colunas, a correspondente força fica:

$$F_A^{\text{hidrodinâmica Froude-Krylov; pontoon - trecho descoberto de colunas}} = \rho \cdot \nabla_{\text{pontoon trecho descoberto de colunas}} \cdot \dot{w}_A(r, z_m) \quad (4.3.3)$$

Ou seja, a força hidrodinâmica de Froude-Krylov pode ser entendida como uma força de inércia, onde o valor da inércia corresponde à massa de fluido deslocada pela parte submersa do corpo: $\rho \cdot \nabla_{\text{pontoon trecho descoberto de colunas}}$.

Porém, ainda há que se considerar a perturbação das ondas incidentes pela presença do próprio corpo. Isto é feito pela analogia de Haskind, sendo que o efeito dessa perturbação é expresso como uma modificação da inércia, mais especificamente um acréscimo da inércia, o qual costuma-se denominar de inércia adicionada. Fica-se, então, com a seguinte expressão de força:

$$F_A^{\text{hidrodinâmica (incluindo difração); pontoon - trecho descoberto de colunas}} = \left(\rho \nabla_{\text{pontoon trecho descoberto de colunas}} + m_{\text{adicionada pontoon trecho descoberto de colunas}} \right) \dot{w}_A(r, z_m) \quad (4.3.4)$$

Para incidência de ondas por través, sendo a plataforma simétrica bordo a bordo, haverá, para cada trecho de *pontoon* a boreste, um correspondente trecho de *pontoon* a bombordo. Sendo $r_{BE} = y_{\text{pontoon}}$ e $r_{BB} = -y_{\text{pontoon}}$ as correspondentes posições dos centros dos *pontoons* a boreste e a bombordo, a soma das respectivas forças de Froude-Krylov resulta:

$$F_{A, BE+BB}^{\text{hidrodinâmica seccional (incluindo difração)}} = \left(\rho \nabla_{\text{pontoon trecho descoberto de colunas}} + m_{\text{adicionada pontoon trecho descoberto de colunas}} \right) \left[\dot{w}_A(y_{\text{pontoon}}, z_m) + \dot{w}_A(-y_{\text{pontoon}}, z_m) \right] \quad (4.3.5)$$

A expressão (4.3.5) corresponde aos dois primeiros termos da equação de Morison, os quais são justamente aqueles que expressam os efeitos potenciais do escoamento sobre a estrutura. Na equação de Morison, adota-se o chamado coeficiente de inércia, expresso por

$$C_M = \frac{\left(\rho \nabla_{\text{pontoon trecho descoberto de colunas}} + m_{\text{adicionada pontoon trecho descoberto de colunas}} \right)}{\rho \nabla_{\text{pontoon trecho descoberto de colunas}}} = 1 + \frac{m_{\text{adicionada pontoon trecho descoberto de colunas}}}{\rho \nabla_{\text{pontoon trecho descoberto de colunas}}} \quad (4.3.6)$$

No caso de seções circulares, pode-se verificar que a massa adicionada é igual à própria massa de fluido deslocada, e portanto $C_M = 2$. Para seções retangulares, pode-se por exemplo usar as tabelas das regras da classificadora Det Norske Veritas (DNV, 1977).

Um terceiro termo ainda costuma ser considerado, referente à inclusão de correção devida a efeitos viscosos, que se admite ser proporcional ao quadrado da

velocidade: $C_D \cdot \frac{1}{2} \rho A_{\text{projetada normal ao escoamento}} \cdot w_A(r, z_m) |w_A(r, z_m)|$. Tal termo é pequeno quando a

frequência de excitação é baixa, que é o caso das ondas incidentes sobre a plataforma. Portanto, o termo será aqui ignorado. Para confirmar esta situação, deve-se considerar o tempo médio típico que as partículas de fluido levam para contornar a seção transversal do cilindro, e compará-lo com o tempo de reversão do escoamento oscilatório devido às ondas incidentes. A ordem de grandeza do tempo médio típico de contorno da seção

transversal pode ser estimada por $T_t \approx \frac{\sqrt{A_t}}{\omega \zeta_a}$. O tempo de reversão do escoamento tem a

ordem de grandeza de: $T_r \approx \frac{1}{2} \frac{2\pi}{\omega}$. Assim, $\frac{T_t}{T_r} \approx \frac{\sqrt{A_t}}{\pi \zeta_a}$ é tanto maior quanto mais

demorado é o percurso das partículas fluidas antes da reversão do escoamento. Trata-se

de quociente proporcional ao número de Keulegan-Carpenter, expresso por $KC = \frac{\sqrt{A_t}}{\zeta_a}$.

Para KC de ordem bem maior do que 1, há formação da esteira e ocorrência de descolamento da camada limite antes do escoamento sofrer reversão, sendo os efeitos viscosos importantes; inversamente, para KC da ordem de 1 ou menor, o escoamento reverte antes de se formar a esteira, podendo-se conseqüentemente ignorar os efeitos viscosos. No caso dos trechos cilíndricos que compõem a plataforma, tem-se que KC é da ordem de 1, e os efeitos viscosos podem ser ignorados.

4.4 Esforços restauradores no problema de oscilação forçada. Problema de oscilações livres

A figura 4.4.1 ilustra a plataforma sob oscilação vertical forçada, com a frequência das ondas incidentes, porém admitida a ausência de ondas incidentes, sendo que a oscilação seria mantida por alguma força externa à plataforma que não originada na água.

Figura 4.4.1 – Plataforma sob oscilação harmônica forçada de amplitude z_0 na frequência da excitação

A figura mostra que, à medida que se move, parte das colunas ou imerge ou emerge, implicando em mudança de seu calado e conseqüente aumento ou diminuição da força hidrostática. Como resultado, há uma diferença entre flutuação e peso, a qual pode ser expressa de modo proporcional ao deslocamento vertical (*heave*), em um efeito tipo “mola”, em que a constante de proporcionalidade envolve a área do plano de flutuação.

Os esforços hidrodinâmicos que decorrem desta mesma movimentação podem ser entendidos como a soma de duas parcelas:

- a) Parcela de inércia adicionada, a qual se identifica como devida à aceleração / desaceleração impingida a uma porção de massa fluida junto ao topo e à base dos pontoons.
- b) Parcela de amortecimento, a qual se identifica à transferência de energia da plataforma para a água na forma de ondas irradiadas a partir do movimento da plataforma.

Ambas as parcelas são análogas às correspondentes parcelas de excitação. De fato, se, na restauração, há aceleração de uma porção de fluido com o movimento da plataforma, na excitação sob ondas há uma correspondente desaceleração do fluido na medida em que encontra o obstáculo da presença da plataforma. Esta observação leva, simplificada, à adoção dos mesmos coeficientes de inércia adicionada e de amortecimento para os problemas de excitação e de restauração.

5 PROCESSO DE OTIMIZAÇÃO

Como já mencionado no capítulo 1 do presente trabalho, seção 1.1, BABU e RAJA (1987) propuseram que os principais parâmetros do ponto de vista de comportamento sob ondas fossem: calado; razão entre o volume da parte submersa das colunas (V_c) e o volume total (V_t) de deslocamento, denominada razão de volumes (V_c/V_t); número de colunas por casco, mantendo o volume submerso de colunas constante; razão entre a distância da coluna mais de vante para a mais de ré (L_1) e o comprimento total do *pontoon* (L_2); distância entre eixos dos *pontoons*.

No que concerne à resposta de *heave* sob ondas regulares apoadas, aqueles autores notaram que:

- quando o calado diminui, observa-se, para frequências acima da frequência natural, que o *heave* aumenta, enquanto que as frequências de pico entre o primeiro e o segundo ponto de anulamentos do RAO ficam praticamente inalteradas;

- quando a razão V_c/V_t é modificada, há um deslocamento da frequência natural e do primeiro ponto de anulamento do RAO; um aumento de V_c/V_t acarreta uma diminuição do RAO de *heave*, devida a uma diminuição da força excitante nos *pontoons*;

- a variação do número de colunas, mantendo o volume submerso das colunas constante, não implicou em mudanças significativas para mares apoados, não tendo implicado em nenhuma alteração para mares de través;

- a distância entre eixos dos *pontoons* não influencia as respostas em mares apoados; em mares de través, menores distâncias entre os *pontoons* resulta em maiores

valores para o RAO de *heave* em baixas frequências (até aproximadamente o segundo ponto de anulamento do RAO), o inverso ocorrendo em altas frequências.

BIRK e CLAUSS (2001 e 2002) apresentam um processo de otimização aplicado ao projeto de concepção de navios e de plataformas oceânicas, em particular de semi-submersíveis, a partir do qual as proporções e detalhes da geometria são definidos com base em critérios de desempenho hidrodinâmico. No que concerne semi-submersíveis, os *pontoons* e as colunas são supostos compostos por trechos cilíndricos de diferentes seções, conforme esquematizado na figura 5.1. As variáveis de otimização são:

a) proporção entre largura e altura das seções transversais (supostas retangulares) dos *pontoons* nas extremidades ($\frac{b_{p1}}{h_{p1}}$);

b) proporção entre largura e altura das seções transversais (supostas retangulares) dos *pontoons* na região central, dada por $\frac{b_{p2}}{h_{p2}}$;

c) proporção entre largura das seções transversais (supostas quadradas) das colunas na parte superior (b_{c1}) e largura das seções transversais (supostas quadradas) das colunas na parte inferior (b_{c2}), dada por $\frac{b_{c1}}{b_{c2}}$;

d) proporção entre áreas das seções transversais dos *pontoons* das regiões de extremidade com relação à região central, dada por $\frac{A_{p1}}{A_{p2}} = \frac{b_{c1}h_{c1}}{b_{c2}h_{c2}}$;

e) distância vertical, a partir da linha d'água, do centro de carena de cada coluna dividida pelo comprimento total da coluna, dada por

$$\varepsilon = \frac{\nabla_{c1} \frac{L_{c1}}{2} + \nabla_{c2} \left(L_{c1} + \frac{L_{c2}}{2} \right)}{L_{c1} + L_{c2}}, \text{ em que } L_{c1} \text{ e } L_{c2} \text{ são respectivamente as}$$

alturas da parte superior e da parte inferior da coluna, e ∇_{c1} e ∇_{c2} são os

$$\text{seus deslocamentos, resultando } \varepsilon = \frac{\left(L_{c1} b_{c1}^2 \frac{L_{c1}}{2} \right) + \left(L_{c2} b_{c2}^2 \left(L_{c1} + \frac{L_{c2}}{2} \right) \right)}{(L_{c1} + L_{c2})(L_{c1} b_{c1}^2 + L_{c2} b_{c2}^2)};$$

f) distância vertical, a partir da linha d'água, do eixo dos pontoons, dividida

$$\text{pelo seu comprimento: } \frac{L_{c1} + L_{c2} + \frac{h_{p1}}{2}}{L_{p1} + L_{p2}}, \text{ em que } L_{p1} \text{ e } L_{p2} \text{ são os}$$

comprimentos dos trechos extremos (somando L_{p1}) e da região central (L_{p2})

de cada *pontoon*;

g) proporção entre os comprimentos L_{p1} e L_{p2} : $\frac{L_{p1}}{L_{p2}}$;

h) proporção entre os comprimentos L_{c1} e L_{c2} : $\frac{L_{c1}}{L_{c2}}$.

Além disso, impõem-se duas restrições de igualdade, a saber:

i) volume de deslocamento, calculado sequencialmente pela soma dos volumes

de cada coluna, a saber, $\nabla_c = \nabla_{c1} + \nabla_{c2} = L_{c1} b_{c1}^2 + L_{c2} b_{c2}^2$, com os volumes

de cada *pontoon*, a saber, $\nabla_p = (L_{p1} b_{p1} h_{p1}) + (L_{p2} b_{p2} h_{p2})$, totalizando, na

hipótese de haver quatro colunas e dois *pontoons*, $\nabla = 2\nabla_p + 4\nabla_c$;

j) proporção entre deslocamento dos *pontoons* e deslocamento total: $\frac{\nabla_p}{\nabla}$.

Uma vez que um conjunto de valores tenha sido atribuído a tais expressões (em um total de dez, de (a) até (j)), as dimensões da plataforma podem ser encontradas a partir da resolução do correspondente sistema de equações não lineares, levando ao

conhecimento de L_{p1} , L_{p2} , L_{c1} , L_{c2} , b_{p1} , h_{p1} , b_{p2} , h_{p2} , b_{c1} e b_{c2} , somando um total de dez parâmetros.

Figura 5.1 – Representação geométrica de semi-submersível para processo de otimização de suas proporções.

Este cálculo é feito no interior do laço do processo de otimização, a cada iteração. Com base neles, efetua-se o cálculo do RAO de *heave* da plataforma quando submetida a ondas de través. Este RAO é “cruzado” com um dado espectro de mar de interesse, sendo produzido um espectro do próprio *heave*, o qual, uma vez integrado, leva à determinação do momento de ordem zero e, em sequência, à altura significativa do *heave*. Esta última grandeza constitui o próprio mérito do critério de otimização.

Foi elaborado um programa de computador no aplicativo MATHEMATICA® para determinar as proporções (a) até (h), sob restrições (i) e (j), que levam ao mínimo

heave, dado um certo mar excitante. O algoritmo foi concebido na forma de busca exaustiva, porém recomenda-se sua modificação para um método de busca mais eficiente, uma vez que o tempo de processamento¹⁰ foi da ordem de algumas horas para cada espectro de mar especificado.

BIRK e CLAUSS (2002) publicaram resultados de um processo de otimização considerando $\nabla = 50000 \text{ m}^3$ (restrição (i)) e $\frac{\nabla_p}{\nabla} = 0,8$ (restrição (j)). Consideraram ainda variados períodos e alturas significativas de ondas, de acordo com uma dada distribuição de frequências, segundo uma direção de incidência de 120 graus. No presente trabalho, considerou-se apenas a direção de incidência de 90 graus (través), e um mar excitante com período de pico de 10 segundos e altura significativa de 3 metros. Os resultados do processo de otimização aqui conduzido, porém, se assemelham aos resultados obtidos por BIRK e CLAUSS (2002).

De fato, considerem-se as figuras 5.2a e 5.2b, relativas ao RAO de *heave*. Observa-se que:

- tanto o primeiro como o segundo ponto de anulamentos resultam em frequências semelhantes para os casos (a) e (b);
- o pico de resposta entre o primeiro e o segundo pontos de anulamento é menor para o resultado calculado pelo procedimento indicado no presente trabalho do que para os resultados a partir da literatura.

¹⁰ Pentium IV, memória estendida de 1 GByte e frequência de cerca de 3 GHz.

Figura 5.2a – RAO de *heave* (amplitude de heave s_{3a} dividida por amplitude de onda ζ_a em função da frequência ω) para ondas incidindo a 120 graus (transcrita de (BIRK; CLAUSS, 2002)).

Considerando que o primeiro ponto de anulamento está basicamente associado à proporção entre volumes de *pontoons* e colunas, e que o segundo ponto de anulamento está basicamente associado à distância entre *pontoons*, enquanto que o pico de resposta sofre influência do aproamento (120 graus para os resultados a partir da literatura e 90 graus para os resultados obtidos no contexto do presente trabalho), as observações anteriores reforçam a validade da metodologia aqui utilizada.

Figura 5.2b – RAO de *heave* (amplitude de heave s_{3a} dividida por amplitude de onda ζ_a em função da frequência ω) para ondas incidindo a 90 graus.

Foi implementado um programa de computador utilizando o software MATHEMATICA®, em que o modelo simplificado acima descrito foi utilizado como base para determinação de características geométricas, de estabilidade e de comportamento no mar para semi-submersíveis, em um processo de otimização no qual se busca a solução com maiores volume de deslocamento e área de convés, e ao mesmo tempo menor *heave*, obedecendo às restrições de área e de altura metacêntrica. O algoritmo de busca baseou-se na técnica a mais simplificada possível de otimização, a saber, busca exaustiva.

Os resultados do processo de otimização foram, para um único mar de través com altura significativa de 3,0 metros e período de pico de 7,0 segundos:

$$L_{p1} = 57 \text{ m.} \quad L_{p2} = 38 \text{ m.}$$

$$b_{p1} = 15,18 \text{ m.} \quad b_{p2} = 11,31 \text{ m.}$$

$$h_{p1} = 16,87 \text{ m.} \quad h_{p2} = 12,57 \text{ m.}$$

$$L_{c1} = 4,78 \text{ m.} \quad L_{c2} = 4,78 \text{ m.}$$

$$b_{c1} = 13,72 \text{ m.} \quad b_{c2} = 18,29 \text{ m.}$$

Figura 5.3 – Os resultados do processo de otimização mostrado na própria plataforma.

Figura 5.4 – Resultado do processo de otimização (BIRK; CLAUSS, 2002).

Comparando os resultados do próprio programa com os resultados publicados na literatura, nota-se que as tendências são semelhantes. As colunas tendem a ter uma área transversal maior mais para cima e menor próximo aos *pontoons*. Os *pontoons* têm a tendência a ficarem junto às extremidades. Baseado nesses resultados, nota-se que ainda que, embora o método aqui utilizado não inclua efeitos locais ou recorra a um método de painéis, as características finais da concepção da plataforma aproximam-se das propriedades obtidas por um processo de otimização muito mais complexo. Assim, pode ser concluído que o processo de otimização utilizado nessa pesquisa leve a características que podem ser úteis nas primeiras fases de um projeto de concepção de uma plataforma semi-submersível, com a vantagem de se poder testar um grande número de opções, face ao processo computacional ser bem menos demorado do que seria aquele referente a algum método de painéis. Observa-se que não era esperado que os resultados fossem os mesmos, já que a otimização conduzida no contexto desse trabalho referiu-se a um único mar excitante, vindo por través, enquanto que os resultados da literatura se referem a uma composição de mares em direções variadas.

6 APLICAÇÕES

6.1 Comparação de oscilações previstas por modelo analítico numérico com oscilações medidas em ensaios

6.1.1 Descrição das instalações experimentais e do modelo físico

Com a finalidade de validar o modelo teórico-numérico de cálculo de esforços e movimentos em uma plataforma semi-submersível submetida a ondas regulares, foram conduzidos ensaios em escala reduzida no canal de ondas do Laboratório do Departamento de Engenharia Naval e Oceânica da EPUSP (PNV).

Parte dos ensaios foi realizada em 2005 no âmbito da disciplina de graduação PNV2313 (Metodologia de Projeto); parte dos experimentos foi conduzida pelo próprio autor do presente trabalho.

O canal de ondas do PNV tem cerca de 25 metros de comprimento, 1 metro de largura e profundidade operacional de cerca de 0,8 metros (ver figuras 6.1.1a e 6.1.1b). Numa das extremidades encontra-se um gerador de ondas tipo cunha oscilante, controlado eletricamente, que permite oscilações na faixa de frequências de cerca de 0,5 Hz a 2,5 Hz com amplitudes da ordem de alguns centímetros. Na outra extremidade existe um absorvedor de ondas passivo.

Figura 6.1.1a – Vistas de planta e de perfil do canal de ondas do PNV (Autor da figura:

C. A. G. F. de Souza – técnico do PNV)

Figura 6.1.1b – Disposição do modelo no canal de ondas durante ensaio; ensaio com modelo cativo com medidas de força e momento transversal (Autor da fotografia: C. A.

G. F. de Souza)

O modelo da plataforma foi posicionado na região central. Inicialmente foram realizadas medições de esforços com o modelo fixo, e depois de movimentos com o modelo livre. No presente estudo consideram-se esforços verticais e movimentos de *heave* para incidência de ondas por través, como indicado nas figuras 6.1.2 a 6.1.4.

Figura 6.1.2 – Vista transversal da seção de testes, com a plataforma fixa submetida à incidência de ondas por través

Figura 6.1.3 - Uma vista lateral do modelo livre com incidência de ondas por través

Figura 6.1.4 – Vista de planta do canal de ondas com o modelo fixo sob incidência de ondas por través

As ondas geradas correspondem a uma redução de escala da ordem de 1 para 100. De fato, considere-se, por exemplo, uma faixa de períodos típicos de *swell* em escala real de 4 seg a 20 seg. O comprimento de ondas e o período de ondas se relacionam pela dinâmica do movimento à semelhança de um pêndulo, pois ambos ondas e pêndulo são sistemas gravitacional-inerciais. Assim, vale a relação de proporcionalidade, tanto para pêndulo como para ondas, $T \propto \sqrt{\frac{\lambda}{g}}$, onde T é o período de ondas, g a gravidade e λ o comprimento de ondas. Daí, numa escala reduzida, os períodos de escala real ficariam divididos pela raiz da escala, já que $\frac{T_{\text{modelo}}}{T_{\text{real}}} = \sqrt{\frac{\lambda_{\text{modelo}}}{\lambda_{\text{real}}}}$, levando a uma faixa de períodos na escala de 1 para 100 de cerca de 0,4 seg a 2,0 seg, que corresponde a uma faixa de frequências de cerca de 0,5 Hz a 2,5 Hz. Quanto aos comprimentos de ondas, podem ser calculados por $\lambda = \frac{gT^2}{2\pi}$, ficando no experimento na faixa de cerca de 0,25 metros a 6,2 metros. Na extremidade dos menores comprimentos e períodos há a dificuldade da distorção intensa da onda pela presença da plataforma,

enquanto que na extremidade de maiores comprimentos e períodos há a dificuldade de atenuação das ondas pelo amortecedor de ondas; na região intermediária, no entanto, as características das ondas na escala do modelo são adequadas para ensaios e medições.

6.1.2 Descrição do experimento e do processo de cálculo das oscilações a partir de dados experimentais

Foram realizados ensaios com o modelo fixo e com o modelo livre. Nesses ensaios foram utilizados dois transdutores de força à base de extensômetros elétricos (*strain gages*), um em cada bordo lateral da plataforma (ver figura 6.1.2, pontos A e B). A soma dos sinais correspondia, assim, à força total vertical entre a plataforma e a estrutura à qual se vinculava, fixa às paredes do tanque:

$$F_v = F_A + F_B \quad (6.1.1)$$

Foram, adicionalmente efetuados cálculos de momento de balanço, proporcional à diferença entre as forças medidas em A e B. O presente trabalho restringe-se, porém, à força vertical.

No ensaio com o modelo livre, o *heave* foi estimado a partir de sinais de aceleração levantados por acelerômetros à base de dois extensômetros elétricos localizados nos bordos laterais da plataforma. Os acelerômetros medem a componente da gravidade na direção normal ao convés da plataforma, além das componentes de aceleração devidas ao *heave* e ao *roll* da plataforma. Há ainda que considerar o desconto da gravidade, o que é feito para a condição do acelerômetro estático quando medindo aceleração vertical. Assim, têm-se as seguintes expressões para aceleração em A e B (ver figura 6.1.5):

$$a_A = g \cos \theta - g - \ddot{\theta} \cdot b + \ddot{z} \cos \theta \quad ; \quad a_B = g \cos \theta - g + \ddot{\theta} \cdot b + \ddot{z} \cos \theta \quad (6.1.2)$$

Figura 6.1.5 – Plataforma com um certo ângulo de *roll*: medição de acelerações nos pontos A e B na direção normal ao convés da plataforma

A diferença das acelerações em B e A leva ao movimento de *roll*:

$$a_B - a_A = 2\ddot{\theta} \cdot b \Rightarrow \ddot{\theta} = \frac{a_B - a_A}{2b} \quad (6.1.3)$$

A soma das acelerações em B e A leva ao movimento de *heave*:

$$a_B + a_A = 2g \cos \theta - 2g + 2\ddot{z} \cos \theta \Rightarrow \ddot{z} = \frac{(a_B + a_A) - 2g \cos \theta + 2g}{2 \cos \theta} \quad (6.1.4)$$

Na hipótese de que a excitação harmônica de ondas leve a movimentos de *heave* e de *roll* também harmônicos, os respectivos deslocamentos ficam:

$$\theta = \frac{-1}{\omega^2} \cdot \frac{a_B - a_A}{2b} \quad ; \quad z = \frac{-1}{\omega^2} \cdot \frac{(a_B + a_A) - 2g \cos \theta + 2g}{2 \cos \theta} \quad (6.1.5)$$

onde ω é a frequência de excitação.

Antes dos testes serem feitos, foi efetuada a calibração dos extensômetros com massas conhecidas. Comprovou-se que os extensômetros mediam tração e compressão com diferenças tão pequenas quanto da ordem de 0,01%.

Foram levantadas características geométricas e de massa, do centro de massa e da inércia. Esta última foi levantada pelo método pendular, através da medida do período de oscilação e posterior cálculo do momento de inércia.

Nos ensaios sob ondas, os dados foram gravados digitalmente, consistindo em registros de onda, de força e de aceleração como função do tempo.

Sobre os registros temporais, foi efetuada uma transformação de Fourier, através da qual confirmou-se a presença de uma frequência dominante, correspondendo à frequência da onda regular incidente. Observou-se também algum espalhamento de energia em frequências múltiplas e sub-múltiplas, correspondendo a alguma não-linearidade, todavia pequena.

No caso da plataforma fixa, calculou-se, a partir das energias de força e de onda no pico espectral, a razão entre amplitudes de força e de onda na frequência de excitação.

No caso da plataforma livre, calculou-se, a partir das energias de aceleração e de onda no pico espectral, levando em conta o caráter harmônico das oscilações, a razão entre amplitudes do *heave* e da onda na frequência de excitação.

Além da obtenção dos RAOs de força vertical de excitação e de movimento de *heave* a partir da análise de Fourier, como indicado acima, estes mesmos RAOs foram obtidos diretamente a partir dos registros temporais dos sinais. Este último método tem a desvantagem de não distinguir a frequência intencionada de excitação de outros ruídos e de frequências que resultam de efeitos não lineares. Mesmo assim, esses cálculos

foram efetuados para verificar seu grau de aproximação com as estimativas mais elaboradas a partir da análise de Fourier. A figura 6.1.6 mostra um registro temporal de ondas, observando-se um transitório inicial correspondendo ao começo do movimento do batedor de ondas, e posteriormente uma seqüência de oscilações aproximadamente regulares. Graficamente, indicam-se os limites aproximados da altura do trem de ondas.

Figura 6.1.6 – Indicação dos limites aproximados da altura do trem de ondas

A figura 6.1.6 ilustra um registro temporal de *heave*. Observa-se que há uma defasagem no tempo entre os sinais de *heave* e de ondas, embora tenham sido medidos simultaneamente, pelo fato de que o ondômetro se encontrava à montante da plataforma, decorrendo algum tempo até que a onda passada pelo ondômetro chegasse ao modelo de semi-submersível. Além disso, há um transitório mais prolongado do movimento, pelo fato de a dinâmica da plataforma envolver inércias significativas. Assim, fica bastante difícil, no caso do registro de *heave*, utilizar o método dos limites de altura aproximada

do sinal temporal. Neste caso, o método mais indicado é mesmo o da análise de Fourier, o qual encerra pela sua própria natureza um filtro que sintoniza a frequência pretendida de excitação, independentemente da duração do transitório.

Figura 6.1.7 – Indicação dos limites aproximados da altura do trem de *heave*

A figura 6.1.7 mostra o espectro de *heave* e de ondas para os sinais exibidos nas figuras 6.1.6 e 6.1.7. Verifica-se que, embora a onda incidente esteja com um pico bastante pronunciado, o sinal de *heave* apresenta o espectro de algum espalhamento, sendo possível, mesmo assim, determinar-se uma razão entre os picos de *heave* e de ondas na frequência pretendida de excitação, confirmando a adequação do processo de redução dos dados experimentais.

Figura 6.1.8 – Espectros de ondas e de *heave*, evidenciando a frequência dominante de 0,8Hz

Finalmente, os resultados da análise de Fourier foram comparados com previsões analítico-numéricas, o que se exhibe na seção a seguir.

6.1.3 Resultados e comparações

Resultados experimentais obtidos para a plataforma sob ondas regulares de través estão indicados na figura 6.1.9, juntamente com previsões analítico-numéricas.

Figura 6.1.9 – RAO de *heave* sobre onda (resultados experimentais marcados como pontos, e resultados de previsões analítico-numéricas como linha)

Observa-se que:

- quando a frequência de excitação de ondas tende a zero, a resposta de *heave* por onda tende a 1; este resultado é esperado, diante do fato de que, para frequências muito baixas, o comprimento de ondas tende a ser longo e o movimento lento, sendo que a plataforma tende a se deslocar verticalmente junto com a elevação da superfície livre;

- quando a frequência de excitação de ondas tende a um valor alto, a resposta de *heave* por onda tende a zero, o que é previsto, dado que o comprimento de ondas tende a ser bem menor do que as dimensões principais da plataforma, resultando em forças com sentidos contrários em diferentes trechos da plataforma, as quais tendem a se anular;

- quando a frequência de excitação de ondas está próxima à frequência natural de *heave*, a resposta de *heave* por onda assume valores máximos, devido ao alto valor do fator de magnificação naquela região; neste caso, a limitação superior da resposta é bastante influenciada pelo valor do amortecimento; fora desta região, o amortecimento tem um significado praticamente irrelevante na intensidade da resposta; experimentos mostram que nos casos reais o valor máximo de *heave* sobre onda é 2, então a análise teórica está conservadora, com valor aproximado de 2,5;

- há um anulamento da resposta em uma primeira frequência à direita da frequência de pico, que se deve ao cancelamento de forças nas partes dos *pontoons* cobertas e descobertas de colunas; tal frequência é fortemente influenciada pela proporção de volume de deslocamento entre *pontoons* e colunas;

- mais à direita, no eixo das frequências, há um segundo ponto de anulamento da resposta, o qual se deve à sintonia entre uma vez e meia o comprimento de ondas e a distância entre os eixos dos *pontoons*.

Os resultados experimentais referentes à força vertical na figura 6.1.10, juntamente com previsões analítico-numéricas.

Figura 6.1.10 – RAO vertical de força versus frequência em Hz (resultados experimentais marcados como pontos, e previsões analítico-numéricas como linha)

Figura 6.1.11a – Fotografias da plataforma (vista total) ensaiada (autoria de Carlos A. G. F. de Souza)

Figura 6.1.11b – Fotografias da plataforma (vista parcial da junção coluna-*pontoon*) ensaiada (autoria de Carlos A. G. F. de Souza)

Os resultados das estimativas analítico-numéricas para a força estão deslocados com relação aos resultados experimentais. A figura 6.1.11b ajuda a entender o motivo. O eixo das colunas está deslocado transversalmente do eixo dos *pontoons*. Assim, não chegam a se concretizar nem os anulamentos de forças entre partes dos *pontoons* cobertas e descobertas de colunas (primeiro ponto de anulamento), nem entre forças nos *pontoons* de ambos os bordos (segundo ponto de anulamento).

Observa-se, de qualquer forma, que:

- quando a frequência de excitação de ondas tende a zero, a força vertical por unidade de amplitude de onda tende a ser bem alta; isto se explica pelo fato de, para

baixas frequências, o comprimento de ondas ser grande, a atenuação dos efeitos de onda com a profundidade ser pequena e, conseqüentemente, os esforços nas partes dos *pontoons* cobertas por colunas praticamente se anularem, restando os esforços sob as partes cobertas, os quais não tem contrapartida de cancelamento;

- quando a frequência de excitação de ondas tende a um valor alto, a resposta da força vertical por unidade de amplitude de onda tende a zero, o que é previsto, dado que o comprimento de ondas tende a ser bem menor do que as dimensões principais da plataforma, levando a haver forças com sentido contrário que tendem a se anular em diferentes trechos da plataforma;

6.2 Comparação de previsões pelo modelo de otimização aqui proposto com resultados publicados na Literatura

6.2.1 Resultados para a plataforma BS 8000-DP.

De acordo com o comentado no capítulo 1, seção 1.1, do presente trabalho, BABU e RAJA (1987) determinaram respostas sob a excitação de ondas para a semi-submersível BS 8000-DP, cuja geometria e dimensões principais estão transcritas na figura 6.2.1, tendo feito estimativas numéricas pelo método da síntese hidrodinâmica, bem como avaliação experimental, estando os resultados para o *RAO* de *heave* para mares apoados transcritos na figura 6.2.2.

Figura 6.2.1 – Geometria e dimensões principais da plataforma BS 8000-DP – transcrita de BABU e RAJA (1987, figura 1, pág. 576), escala de 1:115.

Figura 6.2.2 – RAO de *heave* para a plataforma BS 8000-DP – previsões numéricas versus resultados experimentais – transcrita de BABU e RAJA (1987, figura 2, pág. 577).

A modelagem geométrica correspondente à plataforma da figura 6.2.1 que foi adotada para os cálculos no presente trabalho é composta de seis colunas e dois *pontoons* de seções circulares.

As colunas têm diâmetro $d_c = 10,42$ m e os *pontoons* têm diâmetro $d_p = 12,74$ m. O comprimento dos *pontoons* é $L_p = 110$ m. A distância entre eixos dos *pontoons* é $2b = \lambda L$, em que se admitiram dois valores para $\lambda \equiv \frac{2b}{L}$, a saber, 0,55 e 0,63, correspondendo respectivamente a $b = 30,25$ m e $b = 34,65$ m. O calado da plataforma é de $H = 29,9$ m. Considera-se que o comprimento submerso das colunas acima dos *pontoons* seja $L_c = H - d_p = (29,9 - 12,74)$ m = 17,16 m.

Figura 6.2.3 – RAO de *heave* para a plataforma BS 8000-DP – previsões teóricas deste trabalho

Comparando os resultados obtidos pelo próprio programa e os resultados por BABU e RAJA nota-se que os resultados são bem próximos. O pico entre o primeiro e o segundo pontos de anulamento, que corresponde à faixa de a frequência so pico dos mares mais prováveis, assume um valor de cerca de 0,69 Hz (literatura), comparado a cerca de 0,71 Hz (cálculo no contexto do presente trabalho). Isso contribui para validar a metodologia utilizada nesse trabalho.

6.2.2 Resultados para a plataforma GVA 4000

Conforme comentado no capítulo 1, seção 1.1, do presente trabalho, CLAUSS, SCHMITTNER e STUTZ (2002) determinaram respostas sob a excitação de ondas para a semi-submersível GVA 4000, cuja geometria e dimensões principais estão transcritas na figura 6.2.4, utilizando métodos de painéis com base em teoria potencial linear, estando os resultados para o *RAO* de *heave* transcritos na figura 6.2.6, para mares aprofados e de través.

Figura 6.2.4 – Geometria e dimensões principais da plataforma GVA 4000 – transcrita de CLAUSS, SCHMITTNER e STUTZ (2002, figura 2, pág. 3).

Figura 6.2.5 – RAO de *heave* para a plataforma GVA 4000 – previsões numéricas –
transcrita de CLAUSS, SCHMITTNER e STUTZ (2002, figura 3, pág. 4).

A comparação de previsões numéricas com resultados experimentais obtidos por CLAUSS, SCHMITTNER e STUTZ (2002) está transcrita na figura 6.2.6. Os autores enfatizam que a razão entre a amplitude de heave (s_{3a}) e a amplitude de onda (ζ_a) fica em torno de 2 ($s_{3a}/\zeta_a \approx 2$) para frequências próximas à da ressonância em *heave*, o que seria um valor típico sob mares intensos, em que o amortecimento viscoso é bastante significativo. Observando que o amortecimento viscoso é desprezado nos procedimentos numérico por eles adotados, e este mesmo amortecimento seria superestimado nos experimentos, CLAUSS, SCHMITTNER e STUTZ (2002) notam que, na realidade, as respostas deverão assumir valores intermediárias.

Figura 6.2.6 – *RAO* de *heave* para a plataforma GVA 4000 – previsões teóricas obtidas pela metodologia desenvolvida nesse trabalho

Anota-se que nesse exemplo como na seção 6.2.1 os resultados obtidos pelo WAMIT e TIMIT têm uma boa aderência com os resultados obtido pela metodologia apresentada nesta pesquisa.

7 CONCLUSÕES

Utilizando uma metodologia baseada em teoria potencial com correções por efeitos viscosos (equação de Morison), é possível construir um método para cálculo de movimentos verticais (*heave*) de uma semi-submersível sob ondas, sendo a descrição geométrica da plataforma bastante simplificada, a saber, composta de trechos de cilindros. As comparações de resultados obtidos por este método com dados da literatura mostram-se coerentes, levando a uma segurança quanto à sua validade. Com essa metodologia, aplicou-se um método de otimização buscando uma geometria mais conveniente com o objetivo de minimizar o *heave*. Os resultados dessa otimização também estão compatíveis com dados da literatura, com a diferença de que nos trabalhos consultados utilizou-se um processo bastante mais complexo de estimativa, baseado em representação da geometria por painéis.

A vantagem da aplicação de um método simplificado de cálculo da resposta em ondas é, principalmente, a facilidade de sua implementação e processamento computacional. Devido à redução da complexidade dos cálculos, mantendo-se os resultados em níveis de precisão aceitáveis para primeiras estimativas nas fases iniciais de projeto, viabiliza-se a consideração de um número bastante maior de alternativas a um baixo custo.

Sugestões para posterior desenvolvimento do trabalho são:

- incorporação de um processo de busca mais eficiente, ao invés do processo aqui utilizado, o qual foi o da busca extensiva;
- incorporação de outros méritos ou restrições que participam do conjunto de requisitos da embarcação, como por exemplo limites de aceleração no convés, limites para o balanço, limites para o deslocamento vertical (*heave*) nos pontos de conexão

dos *risers* ou amarração, etc.; naturalmente, as condições adicionais devem ser incorporadas ao modelo de estimativa anteriormente apresentado, configurando-se em situações mais realísticas para a função-objetivo do processo de otimização.

Pode-se argumentar que resultados mais realísticos seriam obtidos com estimativas mais aderentes de amortecimento e inércias adicionadas. Porém, há o contra-argumento que estes pouca influência teriam sobre a definição de aspectos mais globais da plataforma, ou seja, as proporções entre os volumes de *pontoons* e colunas, as distâncias entre os cascos, e outras. Assim, não haveria cabimento deste refinamento para as etapas iniciais do projeto.

Referências Bibliográficas

BABU, K. G.; RAJA, G. L. V., *Hydrodynamic behaviour of a semisubmersible* [online]. Institute of Electric and Electronic Engineers (IEEE), 1987. [Nov. 2006].

Disponível em :

<<http://ieeexplore.ieee.org/iel6/8271/26017/01160801.pdf?arnumber=1160801>>.

BIRK, L.; CLAUSS, G. F., Automated hull optimisation of offshore structures based on rational seakeeping criteria. In: *Proceedings of the Eleventh (2001) International Offshore and Polar Engineering Conference*. Stavanger, Noruega, Jun. 17-22, 2001.

BIRK, L.; CLAUSS, G. F., Parametric hull design and automated optimization of offshore structures. In: *I.M.A.M. 2002*, Creta, Paper-No. 93, 2002.

CLAUSS, G.; SCHMITTNER, C.; STUTZ, K., Time-domain investigation of a semisubmersible in rogue waves. In: *Proceedings of the 21st International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE)*, Jun., 23-28, 2002. Oslo, Noruega.

DEAN, R. G., Relative Validities of the Water Wave Theories. In: *Journal of the Waterways and Harbor Division*, Fev./1970.

DE CONTI, M. B., *Algumas considerações sobre representação e estima de atributos de embarcações*. Trabalho de livre-docência, EPUSP, São Paulo, 2004.

DE CONTI, M. B., *Cálculo de carregamento em plataformas semi-submersíveis submetidas a excitação de mar real*. Dissertação de mestrado, EPUSP, São Paulo, 1983.

DE CONTI, M. B., *Formulações para descrição de espectros de mar real. Estudo Técnico*, EPUSP, São Paulo, Jan./1983.

DET NORSKE VERITAS., *Loads, Appendix B*, Rules for the Design Construction and Inspection of Offshore Structures, 1977, Oslo, Noruega.

DONHA, D.C., *Estudo do posicionamento dinâmico para plataforma semi-submersível*. Dissertação de mestrado, EPUSP, São Paulo, 1983.

DONHA, D.C., *Estudo, implementação, teste e avaliação de um sistema de posicionamento dinâmico*. Tese de doutorado, EPUSP, São Paulo, 1989.

FALTINSEN, O. M., *Sea Loads on Ships and Offshore Structures*. Cambridge: Cambridge University Press, 1990.

HOOFT, J. P., *A mathematical method of determining hydrodynamically induced forces on a semisubmersible*. In: Transactions of the SNAME, 1971.

MORISON, J. R. et alii., *The force exerted by surface waves on piles*. In: Petroleum Transactions, AIME, v. 189, p. 149-154, 1950.

NAKADA, S.; SUZUKI, H.. *Optimization of the dynamic response of a semi-submersible type megafloat* [on-line]. Institute of Electric and Electronic Engineers (IEEE), 2004. [Dez./2006]. Disponível em :

<<http://ieeexplore.ieee.org/iel5/9636/30461/01405660.pdf>>.

PIERSON Jr, W. J.; MOSKOWITZ, L., *A proposed spectral form for a fully developed wind seas based on the similarity theory of S. A. Kitaigorodskii*. Journal of Geophysical Research, v. 69, n. 24, p. 5181-5190, 1964.

SØRENSEN, A. J.; PEDERSEN, E.; SMOGELI, Ø. N., *Simulation-based design and testing of dynamically positioned marine vessels* [on-line], 2003. [Dez./2006]. Disponível em :

<http://folk.ntnu.no/smogeli/Papers/Sorensen_et_al_MARSIM2003.pdf>.

STANDING, R. G., *Review of the risk assessment of buoyancy loss (RABL) project*. United Kingdom: Health and Safety Executive, 2003.

SWEETMAN, B.; WINTERSTEIN, S. R; MELING, T.S., *Airgap prediction from second-order diffraction and Stokes theory*. In: International Journal of Offshore and Polar Engineering (IJOPE), v.12, n. 3, 2002.

SWEETMAN, B.; WINTERSTEIN, S. R; MELING, T.S.; BIRKNES, J., *Airgap prediction: use of second-order diffraction and multi-column models*. In: Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, v. 126, n. 2, p. 147-155, 2004.

WINTERS, D.; DUDDY, M.; MacGREGOR, J., *Borgland Dolphin: Creation of a Modern Semi-Submersible Drilling Vessel*. In: Transactions of the Royal Institute of Naval Architects (RINA), 2001.