

UM PROCEDIMENTO SIMPLIFICADO PARA ANÁLISE DE CONFIABILIDADE ESTRUTURAL DE PLATAFORMAS MARÍTIMAS FIXAS

LUÍS VOLNEI SUDATI SAGRILLO*
e
EDISON CASTRO PRATES de LIMA**

*Programa de Engenharia Civil-COPPE/UFRJ
Cx. Postal 68506*

21945-070, Rio de Janeiro, RJ, Brasil

Tel.: + 55-21-560 8993 Fax: + 55-21-280 9545

** E-mail: sagrilo@coc.ufrj.br ** E-mail: edison@pec.coppe.ufrj.br*

SUMÁRIO

Este trabalho apresenta um procedimento simplificado para a avaliação da probabilidade de colapso estrutural de plataformas marítimas fixas. Este procedimento é baseado no desenvolvimento de uma função de falha para a plataforma como um todo, obtida relacionando-se a capacidade limite última da estrutura diretamente ao momento de tombamento último ou a força cortante última na base e assumindo-se que o padrão espacial do carregamento ambiental, usado como carregamento de referência na análise de colapso estrutural, não influi sensivelmente nestes valores. O método FORM é utilizado para o cálculo da probabilidade de colapso. A avaliação da precisão e da eficiência computacional deste procedimento simplificado é feita através da análise de confiabilidade de uma plataforma genérica para águas brasileiras onde os resultados do mesmo são comparados com uma análise de confiabilidade por elementos finitos.

A SIMPLIFIED PROCEDURE FOR STRUCTURAL RELIABILITY ANALYSIS OF FIXED OFFSHORE PLATFORMS

SUMMARY

This paper presents a simplified procedure for calculating the probability of overload failure of fixed structures. It is based on a simple failure function for the entire structure which is obtained by relating the ultimate structural system capacity to the ultimate overturning moment or to the ultimate base shear force and assuming that the spatial load pattern of environmental loading has minor effect on them. The probability of failure is evaluated by FORM. The robustness of this procedure is evaluated by analyzing a generic fixed offshore for Brazilian waters where its results are compared to a finite element reliability analysis.

Recibido: Abril 1996

INTRODUÇÃO

A avaliação da probabilidade de colapso estrutural (ou probabilidade de falha estrutural) devido a um carregamento excessivo é muito importante na avaliação da segurança de uma plataforma marítima e auxilia na tomada de decisões, principalmente na re-qualificação de plataformas existentes. Esta probabilidade pode ser avaliada através de uma análise de confiabilidade estrutural. Embora a análise de confiabilidade estrutural tenha se desenvolvido substancialmente nos últimos anos, a sua aplicação prática nas fases de projeto e re-análise de estruturas complexas, tais como plataformas marítimas, requer o desenvolvimento de procedimentos simplificados que sejam precisos e computacionalmente eficientes.

O uso de técnicas de superfície de resposta tem sido um procedimento amplamente empregado na literatura^{3,11} para viabilizar a análise de confiabilidade estrutural de vários sistemas estruturais complexos.

Neste trabalho é apresentado um procedimento para análise de confiabilidade de plataformas marítimas fixas baseado no desenvolvimento de uma função de falha global simplificada para a estrutura que é obtida através de uma técnica simples de superfície de resposta. Nesta função, a capacidade resistente última da estrutura é relacionada ao momento de tombamento último ou ao esforço cortante último medido na base da plataforma e o carregamento ambiental atuante sobre a estrutura é definido implicitamente. Todos os parâmetros que definem a capacidade resistente e o carregamento atuante sobre a estrutura podem ser considerados como variáveis aleatórias. Neste trabalho, o programa para análise não linear de plataformas marítimas fixas NLPLAT¹² foi utilizado para a avaliação capacidade resistente última de estrutura e o método analítico de primeira ordem FORM^{10,11} foi utilizado para o cálculo da probabilidade de colapso estrutural.

A precisão e o desempenho computacional do procedimento apresentado neste trabalho são avaliados através da análise da probabilidade de colapso estrutural de uma plataforma fixa genérica para a costa brasileira. Os resultados obtidos são comparados com uma análise de confiabilidade por elementos finitos, onde cada avaliação da função de falha envolve uma análise não linear da estrutura utilizando o próprio NLPLAT.

MÉTODO DE CONFIABILIDADE DE PRIMEIRA ORDEM (FORM)

Para avaliar a probabilidade de falha (ou de colapso) de uma estrutura uma função de estado limite ou função de falha $G(\mathbf{U})$ deve ser definida. Esta função deve ser formulada de tal forma que quando $G(\mathbf{U}) \leq 0,0$ a estrutura se encontra no estado de falha e quando $G(\mathbf{U}) > 0,0$ ela se encontra no estado seguro. A superfície $G(\mathbf{U}) = 0,0$ separa o estado seguro do estado de falha e é definida como superfície de falha. \mathbf{U} é um vector que inclui todas as variáveis aleatórias consideradas na análise de confiabilidade estrutural. A probabilidade de falha é definida como a possibilidade da estrutura ser encontrada no estado de falha e pode ser expressa por

$$P_f = P(G(\mathbf{U}) \leq 0,0) = \int_F f_U(\mathbf{u}) d\mathbf{u} \quad (1)$$

onde F representa o domínio de falha ($G(\mathbf{U}) \leq 0,0$) e $f_U(\mathbf{u})$ é a função densidade de probabilidade conjunta de \mathbf{U} . Na prática, somente para um número limitado de casos acadêmicos é possível avaliar analiticamente esta integral multidimensional e conseqüentemente, métodos alternativos precisam ser usados. Estes métodos podem ser subdivididos em métodos baseado na simulação de Monte Carlo e em métodos analíticos de confiabilidade de primeira e segunda ordem, FORM (*First Order Reliability Method*) e SORM (*Second Order Reliability Method*)^{10,11}. Como o FORM foi empregado neste trabalho, uma breve apresentação do mesmo será apresentada a seguir.

No FORM, o primeiro passo consiste em transformar as variáveis aleatórias \mathbf{U} em um conjunto de variáveis normais padrão independentes \mathbf{V} através de

$$\mathbf{V} = \mathbf{T}(\mathbf{U}) \quad (2)$$

onde \mathbf{T} é uma transformação de probabilidades. Entre as várias possibilidades para a definição de \mathbf{T} , a transformação de Rosenblatt¹⁰ e uma outra baseada num modelo de Nataf⁵ são as mais usadas. No novo espaço, chamado de espaço reduzido, a superfície de falha é aproximada por um hiperplano tangente no ponto de projeto \mathbf{V}^* , i.e., o ponto sobre a mesma com a maior densidade de probabilidade. Desta forma, pode ser demonstrado¹⁰ que a probabilidade de falha é dada por

$$P_f = \Phi(-\beta) \quad (3)$$

onde $\Phi(\cdot)$ representa a função cumulativa normal padrão e β é o índice de confiabilidade. Fisicamente, β é a distância do ponto \mathbf{V}^* até a origem no espaço reduzido. O ponto \mathbf{V}^* (ponto de projeto) coincide com o ponto com a menor distância até a origem e pode ser obtido através de solução de um problema de otimização com uma restrição definido por

$$\begin{aligned} P: \quad & \text{minimize } |\mathbf{V}| \\ & \text{sujeito a } g(\mathbf{V}) = 0,0 \end{aligned} \quad (4)$$

onde $g(\mathbf{V})$ é usado para definir a função de falha $G(\mathbf{U})$ no espaço reduzido e $|\mathbf{V}|$ é a norma euclidiana de \mathbf{V} . Existem vários algoritmos para resolver este problema de otimização. O algoritmo mais usado na análise de confiabilidade estrutural é o HLRF⁸ (*Hasofer-Lind and Rackwitz-Fiessler Algorithm*) que pode ser representado pela seguinte expressão recursiva

$$\mathbf{V}^{k+1} = \frac{1}{|\nabla g(\mathbf{V}^k)|^2} (\nabla g(\mathbf{V}^k)(\mathbf{V}^k)^T - g(\mathbf{V}^k)) \nabla g(\mathbf{V}^k)^T \quad (5)$$

onde $\nabla g(\mathbf{V}^k)$ é o vetor gradiente de $g(\mathbf{V})$ avaliado no ponto \mathbf{V}^k e se relaciona com $\nabla G(\mathbf{U})$ através do Jacobiano da transformação dada pela equação (2). Este algoritmo usualmente converge rápido mas em alguns casos ele pode não convergir. Em Liu and Kiureghian⁸ algumas modificações são sugeridas para melhorar a sua convergência em tais casos.

ANÁLISE DE CONFIABILIDADE DE PLATAFORMAS MARÍTIMAS FIXAS

Análise de confiabilidade por elementos finitos

Uma das principais etapas na análise de confiabilidade estrutural de plataformas marítimas fixas é a definição de uma função de falha para a estrutura como um todo. Uma forma genérica, porém não muito eficiente, é definir esta função como

$$G(\mathbf{U}) = P_L - p(\mathbf{U}) \quad (6)$$

onde P_L é um valor limite para um parâmetro de resposta que defina o colapso da estrutura (ex. deslocamento lateral do convés, número de elementos colapsados etc.), $p(\mathbf{U})$ é o parâmetro de resposta (aleatório) obtido através de uma análise não linear da estrutura usando um programa computacional baseado no método dos elementos finitos e \mathbf{U} inclui as propriedades dos materiais, parâmetros do carregamento ambiental (altura de onda, velocidade da corrente etc.) e assim por diante.

Embora o FORM reduza sensivelmente o número de avaliações da função de falha $G(\mathbf{U})$, ele necessita do seu gradiente $\nabla G(\mathbf{U})$. Em geral os programas computacionais para análise não linear não apresentam facilidades para o cálculo do gradiente da resposta estrutural e então uma aproximação por diferenças finitas é utilizada para a obtenção de $\nabla G(\mathbf{U})$. Porém, dependendo do número de variáveis aleatórias, este procedimento pode elevar demasiadamente os custos computacionais. Outro aspecto importante a ser também considerado é que a resposta estrutural de uma plataforma marítima fixa, próxima ao colapso, pode ser bastante complexa e o gradiente $\nabla G(\mathbf{U})$ pode se tornar numericamente instável, levando o algoritmo HLRF a não alcançar convergência.

Numa análise de confiabilidade que envolve uma função do tipo da equação (6), combina-se um algoritmo de confiabilidade com um programa de elementos finitos em uma única ferramenta computacional. Neste trabalho este tipo de análise é identificado como análise de confiabilidade por elementos finitos. Devido as razões expostas anteriormente, a análise de confiabilidade por elementos finitos é muito pouco usada na avaliação de problemas práticos. Por outro lado, deve-se notar que este procedimento é genérico e não faz uso de nenhuma hipótese simplificadora. Por este motivo os resultados obtidos por este tipo de análise serão usados como referencial para a avaliação do procedimento apresentado a seguir.

Procedimento simplificado

Uma maneira alternativa de se avaliar a probabilidade de colapso de plataformas marítimas fixas consiste em definir uma função de falha para a estrutura como^{9,14}

$$G(\mathbf{U}) = R(\mathbf{U}) - S(\mathbf{U}) \quad (7)$$

onde $R(\mathbf{U})$ representa a capacidade resistente (aleatória) da estrutura e $S(\mathbf{U})$ o carregamento (aleatório) atuando sobre a mesma. As variáveis aleatórias \mathbf{U} podem

ser divididas em dois subconjuntos, i.e. $\mathbf{U} = (\mathbf{r}, \mathbf{s})$, onde \mathbf{r} inclui todas aquelas relacionadas à capacidade resistente da estrutura (tensões de escoamento dos materiais, parâmetros de resistência do solo, etc.) e \mathbf{s} inclui todas aquelas variáveis relacionadas aos carregamentos atuantes sobre a estrutura, tais como as cargas ambientais (onda, vento e corrente), cargas operacionais do convés, etc.

Na prática, não é muito simples definir explicitamente a equação (7), a não ser que medidas quantitativas sejam tomadas para definir $R(\mathbf{U})$ e $S(\mathbf{U})$. Na análise de confiabilidade de plataformas marítimas, a principal fonte de incertezas é proveniente do carregamento ambiental e o colapso estrutural pode ocorrer devido a uma condição ambiental extrema. As cargas operacionais do convés e o peso próprio da estrutura podem ser tratadas como variáveis determinísticas. Desta forma, o vetor \mathbf{s} somente inclui variáveis relacionadas ao carregamento ambiental e a capacidade resistente última da estrutura pode ser relacionada ao momento de tombamento último ou ao esforço cortante último na base. A capacidade resistente última, i.e., o momento de tombamento último ou o esforço cortante último na base, pode ser obtida incrementando-se um carregamento ambiental fixo (um padrão espacial fixo de cargas), definido por uma amostra simples das variáveis \mathbf{s} , numa análise não linear (ou de colapso progressivo) da plataforma¹²⁻¹⁴. Isto pode fazer com que o momento de tombamento último e o esforço cortante último na base se tornem dependentes das variáveis \mathbf{s} , i.e., do padrão fixo espacial de carregamento utilizado para defini-los. Então, a equação (7) pode ser reescrita como

$$G(\mathbf{U}) = SC(\mathbf{r}, \mathbf{s}) - S(\mathbf{s}) \quad (8)$$

onde $SC(\mathbf{r}, \mathbf{s})$ é utilizado para representar o momento de tombamento último ou o esforço cortante último na base e $S(\mathbf{s})$ representa o momento de tombamento total ou o esforço cortante total na base devido ao carregamento ambiental aleatório atuante sobre a estrutura. Porém, assumindo-se que o padrão espacial fixo do carregamento não influencia o momento de tombamento último ou o esforço cortante último na base, $SC(\mathbf{r}, \mathbf{s})$ pode ser aproximada por

$$SC(\mathbf{r}, \mathbf{s}) \cong SC(\mathbf{r}) \quad (9)$$

o que significa dizer que a capacidade resistente da estrutura pode ser avaliada a partir de uma amostra qualquer das variáveis \mathbf{s} .

Assumindo-se que as tensões de escoamento dos elementos estruturais possam ser agrupadas em um número pequeno de grupos (i.e., todos os membros pertencentes a um determinado grupo são completamente correlacionados, porém membros de diferentes grupos podem ser estatisticamente dependentes ou não) e fazendo-se uma hipótese similar para os parâmetros de resistência do solo, $SC(\mathbf{r})$ pode ser aproximada por uma função de interpolação em função das variáveis \mathbf{r} . Esta função pode ser definida por procedimentos padrões de ajustes de funções tais como técnicas de superfície de resposta^{3,11} ou técnicas de regressão linear e não linear¹. Neste caso somente um pequeno número de análises de colapso estrutural precisa ser efetuado, para diferentes amostras de \mathbf{r} , para definir esta função aproximada. O número de análises necessárias depende do procedimento de ajuste utilizado^{3,11}.

$S(\mathbf{s})$ pode ser avaliado numericamente para cada amostra de \mathbf{s} utilizando o mesmo módulo computacional para avaliação das cargas ambientais incluído no programa de análise não linear. É importante salientar que este módulo deve possuir facilidades para a possível avaliação de cargas adicionais no convés quando as ondas investigadas na análise de confiabilidade sejam altas o suficiente para alcançá-lo. $S(\mathbf{s})$ também poderia ser representado por uma função aproximada como algumas revisadas em Frieze *et al.*⁶, porém, neste trabalho isto não foi realizado por três razões: 1) o custo computacional para avaliar $S(\mathbf{s})$ numericamente é bastante baixo comparado a uma avaliação numérica de $SC(\mathbf{r})$; 2) possíveis erros de modelagem oriundos de uma aproximação por uma função aproximada são evitados e 3) a avaliação numérica de $SC(\mathbf{r})$ facilita a consideração de qualquer variável relacionada ao carregamento ambiental como variável aleatória.

Como resultado das hipóteses assumidas anteriormente, uma simples função de falha para a plataforma pode ser escrita como

$$G(\mathbf{U}) = SC(\mathbf{r}) - S(\mathbf{s}) \quad (10)$$

cujos gradientes com respeito as variáveis \mathbf{r} são facilmente obtidos a partir da função de interpolação usada para aproximar $CS(\mathbf{r})$ e com respeito as variáveis \mathbf{s} , eles podem ser calculados numericamente por meio de diferenças finitas. Entretanto, todos os dados necessários para o FORM estão disponíveis.

Deve ser notado que este procedimento não faz nenhuma simplificação sobre o comportamento estatístico das variáveis aleatórias e o modelo mais adequado para representar cada uma delas pode ser empregado. A precisão deste procedimento depende basicamente da validade das hipóteses assumidas com respeito a capacidade resistente da estrutura e da precisão da função de interpolação, usada para aproximar $SC(\mathbf{r})$, próximo ao ponto de projeto. A primeira parte depende da estrutura que está sendo analisada e a segunda pode ser melhorada, adicionando-se mais termos na função de interpolação, depois que um primeiro ponto de projeto tenha sido identificado^{3,11}.

UM EXEMPLO DE APLICAÇÃO

Para investigar a precisão e o desempenho computacional do procedimento apresentado anteriormente, uma análise de confiabilidade estrutural de uma plataforma genérica para a costa brasileira, mostrada na Figura 1, foi realizada. Esta plataforma foi projetada para uma lâmina d'água de 86,0 m e para suportar 21 tubos condutores de petróleo. Ela é apoiada por oito estacas (duas em cada perna) cravadas 96,00 m num solo composto por camadas de areia e de argila. Para as análises de colapso desta plataforma foi utilizado o programa NLPLAT¹². No modelo estrutural, os condutores foram modelados por um membro equivalente, as estacas por meio de elementos de pórtico não linear e a resistência do solo por meio de molas não lineares P-Y, T-Z e Q-U de acordo com a norma API². O modelo estrutural para análise não linear desta plataforma ficou composto de 120 nós, 225 elementos de pórtico não linear, 168 molas não lineares e um superelemento linear modelando o convés. Além das cargas operacionais do convés e do peso próprio, as cargas de vento também foram consideradas

como variáveis determinísticas por exercerem pouca influencia na confiabilidade desta estrutura. As variáveis aleatórias consideradas na análise de confiabilidade foram a tensão de escoamento dos membros estruturais da plataforma, a tensão de escoamento das estacas, a velocidade da corrente na superfície, a altura de onda (dependente dos parâmetros de estados de mar), os coeficientes hidrodinâmicos C_m e C_d da fórmula de Morison, a espessura das incrustações marinhas e a resistência do solo.

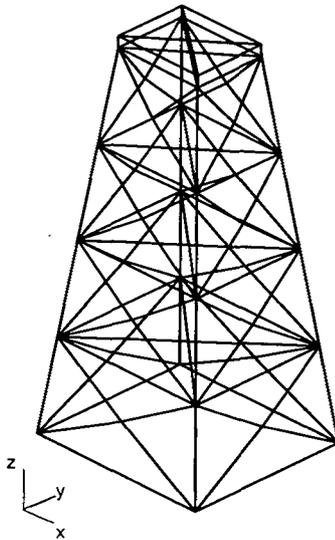


Figura 1. Modelo da plataforma analisada

Nas incertezas descritas anteriormente, especial atenção foi dada à modelagem estatística da altura da onda máxima. Assumiu-se neste trabalho que a onda com altura máxima extrema ocorre no estado de mar com a máxima altura de onda significativa⁷ $H_{s_{\max}}$. Assumindo-se que as elevações da superfície do mar dentro de um estado de mar constituem um processo gaussiano, a altura das ondas pode ser modelada por uma distribuição de Rayleigh⁴. Desta forma, a função cumulativa de probabilidades da altura máxima extrema de onda H_{\max} pode ser escrita como

$$F_{H_{\max}}(h_{\max}) = \left(1 - \exp \left(-2 \left(\frac{h_{\max}}{H_{s_{\max}}} \right)^2 \right) \right)^N \quad (11)$$

onde N é o número esperado de ondas num estado de mar de tormenta e pode ser calculado aproximadamente como $N = T_{ss}/T_z$, sendo T_{ss} e T_z a duração e o período de cruzamento zero do estado de mar, respectivamente. Para o local onde a plataforma foi projetada, T_{ss} foi medido a cada três horas e T_z está relacionado à altura de onda significativa, i.e., $T_z = 8,20 + 0,16 H_s$. O período T da onda máxima extrema foi definido de forma a obter a relação comprimento/altura da onda constante e igual a 13,2. No cálculo do comprimento de onda L foi assumida a relação $L = 1,56 T^2$, válida para águas profundas⁴.

Uma maneira de modelar a incerteza na capacidade resistente de cada camada do solo é através do emprego de uma variável aleatória normal, com média 1,0 e coeficiente de variação proporcional ao nível desta incerteza, que multiplica os pares ordenados das suas correspondentes curvas P-Y, T-Z e Q-U. Porém neste trabalho, conservativamente todas as camadas de solo foram consideradas completamente correlacionadas entre si, i.e., proporcionais á uma única variável aleatória.

Os valores característicos de todas as variáveis aleatórias consideradas na análise de confiabilidade estrutural desta plataforma são mostrados na Tabela I. Os resultados comentados a seguir foram obtidos com a onda, a corrente e o vento atuando na direção 0°. Porém, as conclusões são igualmente válidas para as demais direções de ataque do carregamento ambiental.

| Variável | Média | Desvio padrão | Distribuição |
|-------------------------------|--------------------|--------------------|--------------------|
| σ_1 (MPa) ^a | 383,00 | 38,30 | lognormal |
| σ_2 (MPa) ^b | 383,00 | 38,30 | lognormal |
| sp ^c | 1,0000 | 0,250 | normal |
| Cm ^d | 2,0000 | 0,300 | normal |
| Cd ^d | 1,0000 | 0,250 | normal |
| Cm ^e | 42,000 | 5,250 | normal |
| Cd ^e | 21,000 | 6,300 | normal |
| Hs_{max} (m) | 7,4100 | 0,870 | ext.tipo I (anual) |
| H_{max} (m) | dep. de Hs_{max} | dep. de Hs_{max} | equação (11) |
| U (m/s) ^f | 1,3400 | 0,090 | ext.tipo I (anual) |
| esp (m) ^g | 0,0800 | 0,010 | normal |

Notas:

- a) tensão de escoamento dos membros
- b) tensão de escoamento das estacas
- c) parâmetro de resistência do solo
- d) coeficientes hidrodinâmicos dos membros
- e) coeficientes hidrodinâmicos do condutor
- f) velocidade da corrente na superfície
- g) espessura da incrustações marinhas

Tabela I. Variáveis aleatórias consideradas na análise de confiabilidade

Antes da análise de confiabilidade propriamente dita, foi realizada uma investigação numérica para avaliar a capacidade resistente última desta plataforma é a sua sensibilidade com relação ao padrão espacial do carregamento ambiental. Para isto o momento de tombamento último e o esforço cortante último na base desta plataforma foram avaliados para seis combinações ambientais diferentes de onda, período e perfil de corrente, i.e., o padrão espacial de carregamento resultante de cada combinação foi incrementado passo a passo até o colapso e então tais grandezas foram calculadas. As combinações investigadas são mostradas na Tabela II. Foram também consideradas oito

combinações diferentes de resistência, variando-se os valores da tensão de escoamento dos membros estruturais, da tensão de escoamento das estacas e da variável aleatória que multiplica as curvas do solo. Estas combinações são mostradas na Tabela III. As demais variáveis foram consideradas nos seus valores médios.

| Combinação | Altura de onda (m) | Período da onda (s) | Corrente na superfície (m/s) ^a |
|------------|--------------------|---------------------|---|
| L1 | 18,00 | 12,50 | 1,50 |
| L2 | 18,00 | 13,50 | 1,20 |
| L3 | 21,50 | 13,50 | 1,50 |
| L4 | 21,50 | 14,50 | 1,30 |
| L5 | 25,00 | 14,00 | 1,70 |
| L6 | 25,00 | 15,00 | 1,50 |

Nota:

a) corrente no fundo do mar 0,0 m/s

Tabela II. Combinações ambientais

| Combinação | Ten. esc. membros (MPa) | Ten. esc. estacas (MPa) | Par. resistência do solo |
|------------|-------------------------|-------------------------|--------------------------|
| S1 | 383,00 | 383,00 | 1,00 |
| S2 | 371,50 | 383,00 | 1,00 |
| S3 | 383,00 | 371,50 | 1,00 |
| S4 | 383,00 | 383,00 | 0,85 |
| S5 | 371,50 | 371,50 | 1,00 |
| S6 | 383,00 | 371,50 | 0,85 |
| S7 | 371,50 | 383,00 | 0,85 |
| S8 | 371,50 | 371,50 | 0,85 |

Tabela III. Combinações de resistência

Na Figura 2 são mostradas as curvas do deslocamento lateral do convés da plataforma versus o momento de tombamento e versus o esforço cortante na base para a combinação de resistência S1. Na Tabela IV são mostradas as médias e os coeficientes de variação do momento de tombamento último e do esforço cortante último na base obtidos para todas as combinações de resistência investigadas. Estes valores foram associados a um valor limite de deslocamento lateral do convés igual a 0,70 m. Este deslocamento foi escolhido para comparar o procedimento simplificado com uma análise de confiabilidade por elementos finitos e também por representar um colapso iminente da plataforma, como pode ser visto na Figura 2. Pelas análises anteriores é possível observar que a capacidade resistente última desta estrutura, medida tanto pelo momento de tombamento último ou pelo esforço cortante último na base, é

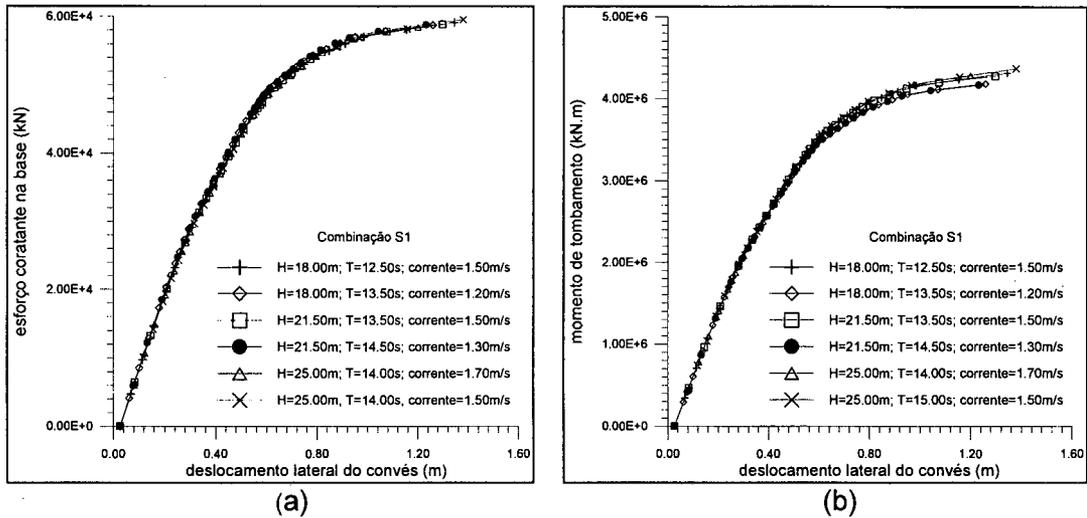


Figura 2. Capacidade resistente da estrutura para combinação de resistência S1 medido por a) esforço cortante na base e b) momento de tombamento

| Combinação de resistência | Esforço cortante último na base | | Momento de tombamento último | |
|---------------------------|---------------------------------|---------|------------------------------|---------|
| | Média (kN) | c.v.(%) | Média (kN.m) | c.v.(%) |
| S1 | 5,167E+04 | 0,34 | 3,739E+06 | 0,98 |
| S2 | 5,154E+04 | 0,33 | 3,730E+06 | 0,99 |
| S3 | 5,167E+04 | 0,39 | 3,739E+06 | 0,98 |
| S4 | 4,693E+04 | 0,33 | 3,397E+06 | 0,94 |
| S5 | 5,154E+04 | 0,39 | 3,730E+06 | 0,99 |
| S6 | 4,693E+04 | 0,33 | 3,397E+06 | 0,94 |
| S7 | 4,683E+04 | 0,38 | 3,389E+06 | 0,95 |
| S8 | 4,683E+04 | 0,38 | 3,389E+06 | 0,95 |

Tabela IV. Média e coeficiente de variação do esforço cortante último na base e do momento de tombamento último

praticamente insensível a combinação ambiental (padrão de carregamento) empregado para defini-la e isto independe da combinação de resistência.

A análise de confiabilidade desta plataforma foi feita utilizando o procedimento proposto e uma análise de confiabilidade por elementos finitos utilizando a equação (6). O colapso desta plataforma foi definido pelo valor limite de 0,70 m para o deslocamento lateral do convés, devido as razões apresentadas acima. De acordo com o que foi também apresentado acima, uma única combinação ambiental seria suficiente para definir a função de interpolação que define aproximadamente a resistência última da plataforma.

Porém, neste trabalho as seis combinações ambientais investigadas anteriormente foram consideradas para avaliar a sensibilidade do índice de confiabilidade da estrutura com relação as mesmas. A capacidade resistente da plataforma foi representada pela seguinte função

$$SC(\mathbf{r}) \cong a_0 + a_1r_1 + a_2r_2 + a_3r_3 + a_4r_1r_2 + a_5r_1r_3 + a_6r_2r_3 + a_7r_1r_2r_3 \quad (12)$$

onde $\mathbf{r} = (\sigma_1, \sigma_2, sp)$, σ_1 é a tensão de escoamento dos membros estruturais, σ_2 é a tensão de escoamento das estacas e sp é a variável aleatória representante da incerteza na capacidade resistente do solo. Os coeficientes a_0, \dots, a_7 foram obtidos através da solução de um sistema linear de equações, tomando-se $SC(\mathbf{r})$, dependendo do caso, como o momento de tombamento último ou o esforço cortante último na base obtidos nas análises anteriores. O momento de tombamento total ou esforço cortante total na base da plataforma para uma amostra qualquer dos parâmetros que definem o carregamento hidrodinâmico, i.e., $S(\mathbf{s})$ na equação (10), foi avaliado usando o mesmo módulo computacional para avaliação do carregamento ambiental disponível no programa NLPLAT. Na análise de confiabilidade por elementos finitos, o programa NLPLAT foi transformado em uma subrotina chamada pelo algoritmo HLRFF para o cálculo numérico $G(\mathbf{U})$ e $\nabla G(\mathbf{U})$.

| Combinação ambiental | Procedimento simplificado | | | |
|----------------------|---------------------------|----------------------|---------------------|----------------------|
| | Caso A ^a | | Caso B ^b | |
| | β | Dif.(%) ^c | β | Dif.(%) ^c |
| L1 | 3,5977 | - 0,30 | 3,6112 | + 0,08 |
| L2 | 3,6157 | + 0,20 | 3,5756 | - 0,91 |
| L3 | 3,6038 | - 0,13 | 3,6105 | + 0,06 |
| L4 | 3,6231 | + 0,41 | 3,5745 | - 0,94 |
| L5 | 3,6006 | - 0,22 | 3,6229 | + 0,40 |
| L6 | 3,5999 | - 0,23 | 3,6234 | + 0,42 |

Notas:

- a) relacionando a capacidade resistente da estrutura ao esforço cortante último na base
- b) relacionando a capacidade resistente da estrutura ao momento de tombamento último
- c) diferença com β obtido por uma análise de confiabilidade por elementos finitos ($\beta = 3,6084$)

Tabela V. Índice de confiabilidade anual da plataforma

Na Tabela V são apresentados os resultados obtidos para o índice de confiabilidade anual desta plataforma usando o procedimento simplificado. O índice de confiabilidade anual obtido na análise de confiabilidade por elementos finitos foi $\beta = 3,6084$ ($P_f = 1,54E - 04$). Os pontos de projeto, tomando o esforço cortante na base para definir a capacidade resistente última da estrutura, são mostrados na Tabela VI. Diferentes

pontos de partida forma usados em ambas as análises. Embora em alguns poucos casos na análise de confiabilidade por elementos finitos o algoritmo HLRF não tenha convergido, devido a instabilidade numérica no cálculo de $\nabla G(\mathbf{U})$ próximo ao colapso, em todos os casos onde houve convergência, o mesmo ponto de projeto foi encontrado. O tempo de CPU médio gasto num Pentium 66 MHz para a execução do procedimento simplificado, incluindo as análises de colapso da estrutura, foi de aproximadamente 16 min e para a análise de confiabilidade por elementos finitos foi em torno de 50 min. Na composição do tempo de CPU total do procedimento simplificado, 90 % corresponde às análises de colapso para definir a equação (12). Na Tabela VII são apresentados os fatores de importância¹⁰ de cada uma das variáveis aleatórias no índice de confiabilidade desta plataforma.

| Variável ^I | Procedimento simplificado Combinação ambiental | | | | | | A.C.E.F. ^{II} |
|-------------------------------|---|--------|--------|--------|--------|--------|------------------------|
| | L1 | L2 | L3 | L4 | L5 | L6 | |
| σ_1 (MPa) ^a | 380,19 | 380,17 | 380,23 | 380,20 | 381,07 | 380,05 | 380,71 |
| σ_2 (MPa) ^b | 381,56 | 381,56 | 381,56 | 381,56 | 381,56 | 381,56 | 381,56 |
| sp ^c | 0,7749 | 0,7764 | 0,7775 | 0,7799 | 0,7762 | 0,7765 | 0,7732 |
| Cm ^d | 2,0000 | 2,0000 | 2,0000 | 2,0000 | 2,0000 | 2,0000 | 2,0008 |
| Cd ^d | 1,1903 | 1,1909 | 1,1906 | 1,1913 | 1,1905 | 1,1905 | 1,1892 |
| Cm ^e | 42,000 | 42,000 | 42,000 | 42,000 | 42,000 | 42,000 | 42,006 |
| Cd ^e | 25,562 | 25,575 | 25,568 | 25,583 | 25,565 | 25,565 | 25,583 |
| Hs_{max} (m) | 11,079 | 11,120 | 11,100 | 11,145 | 11,090 | 11,089 | 11,091 |
| H_{max} (m) | 24,452 | 24,567 | 24,510 | 24,638 | 24,482 | 24,478 | 24,498 |
| U (m/s) ^f | 1,3443 | 1,3443 | 1,3443 | 1,3443 | 1,3443 | 1,3443 | 1,3441 |
| $esp.$ (m) ^g | 0,1029 | 0,1029 | 0,1029 | 0,1028 | 0,1029 | 0,1029 | 0,1030 |

Notas:

I) a definição das variáveis e as observações são as mesmas apresentadas na Tabela I

II) análise de confiabilidade por elementos finitos

Tabela VI. Pontos de projeto

Os resultados mostram que para esta estrutura o procedimento simplificado fornece resultados muito bons e com uma redução de CPU em torno de 70 % quando comparado a uma análise de confiabilidade por elementos finitos. De acordo com a Tabela VII, pode-se observar que as incertezas nos parâmetros de resistência de estrutura r têm uma contribuição baixa na probabilidade de falha desta estrutura. Este fato somado a independência da capacidade resistente da estrutura ao padrão espacial do carregamento ambiental faz com que o uso de uma função aproximada, definida por pontos próximos a média das variáveis r , seja adequado para representar a capacidade

resistente da plataforma numa análise de confiabilidade estrutural. Qualquer uma das combinações ambientais utilizadas forneceu resultados muito próximos aos obtidos com a análise de confiabilidade por elementos finitos. Este fato ocorre devido ao colapso global desta plataforma ser governado pelo colapso das suas pernas próximas ao fundo do mar, o que faz com que a capacidade resistente fique praticamente independente do padrão espacial do carregamento ambiental. Em outras palavras, a estrutura se comporta de forma semelhante a uma viga engastada cuja seção mais fraca fica próxima ao engaste. Este tipo de comportamento é freqüentemente observado em plataformas marítimas fixas¹²⁻¹⁴.

| Variável ^I | Fator de importância (%) |
|-------------------------------|--------------------------|
| σ_1 (MPa) ^a | 0,03 |
| σ_2 (MPa) ^b | 0,00 |
| sp ^c | 9,60 |
| Cm ^d | 0,00 |
| Cd ^d | 4,25 |
| Cm ^e | 0,00 |
| Cd ^e | 6,10 |
| Hs_{max} (m) | 60,7 |
| H_{max} (m) | 18,7 |
| U (m/s) ^f | 0,25 |
| $esp.$ (m) ^g | 0,35 |

Notas:

I) a definição das variáveis e as observações são as mesmas apresentadas na Tabela I

Tabela VII. Fatores de importância das variáveis no índice de confiabilidade

CONCLUSÕES

Neste trabalho foi apresentado um procedimento simplificado para análise de confiabilidade de plataformas marítimas fixas com relação ao colapso global. Para a plataforma analisada, o procedimento apresentou boa precisão e boa eficiência computacional uma vez que a hipótese de independência da capacidade resistente com relação ao padrão espacial do carregamento ambiental foi satisfeita. Para este procedimento ser empregado diretamente na análise de confiabilidade de uma plataforma qualquer, onde a capacidade resistente da mesma é avaliada por uma análise de colapso progressivo a partir de um padrão fixo do carregamento, é necessário simplesmente verificar a independência entre a capacidade resistente e o padrão

espacial do carregamento. Uma vez que a condição de independência tenha sido atendida, o procedimento simplificado constitui-se numa ferramenta simples e robusta para a análise prática de confiabilidade estrutural de uma plataforma marítima fixa. É importante salientar também que esta independência não precisa ser satisfeita necessariamente para o momento de tombamento último e para o esforço cortante último na base, somente para um deles já é suficiente. Uma vez isto sendo observado, qualquer combinação ambiental pode ser empregada para o cálculo da capacidade resistente última da plataforma.

Outro aspecto que contribui para a precisão do procedimento proposto é que a confiabilidade deste tipo de estrutura é usualmente dominada pelas incertezas no carregamento ambiental e nenhuma aproximação com respeito a seus parâmetros foi assumida. As incertezas nas variáveis que definem a capacidade resistente da estrutura, principalmente as relacionadas aos materiais da plataforma, geralmente têm pouca contribuição na análise de confiabilidade, assim a função aproximada da capacidade resistente pode ser inicialmente definida da forma mais simples possível, i.e., realizando um número inicial mínimo de análises de colapso. Isto faz com que a eficiência computacional do procedimento simplificado seja ainda maior.

Embora não consideradas neste trabalho, as incertezas de modelagem, tanto na resistência como no carregamento ambiental, podem ser facilmente incluídas no procedimento simplificado através de variáveis aleatórias que multiplicam a capacidade resistente $SC(\mathbf{r})$ e o carregamento $S(\mathbf{s})$.

AGRADECIMENTOS

O primeiro autor gostaria de agradecer ao CNPq (Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico) pelo auxílio financeiro recebido durante a elaboração deste trabalho.

REFERÊNCIAS

1. A.H.S. Ang y W.H. Tang, "*Probability Concepts in Engineering Planning and Design*", Vol.I, John Wiley and Sons, New York, USA, (1975).
2. API (American Petroleum Institute), "*Recommended Practice for Planning and Constructing Fixed Offshore Platforms*", API RP2A (1989).
3. C.G. Bucher y U. Bourgund, "A Fast and Efficient Response Surface Approach for Structural Reliability Problems", *Structural Safety*, Vol. 7, pp. 57-60, (1990).
4. S.K. Chakrabarti, "*Hydrodynamics of Offshore Structures*", Springer-Verlag, Berlin (1987).
5. A. Der Kiureghian y P.L. Liu, "Structural Reliability under Incomplete Probability Information", *Journal of Engineering Mechanics (ASCE)*, Vol. 112, 1, pp. 85-104, (1986).

6. P.A. Frieze, M. Birkinshaw y D. Smith, "Jacket Risk Assessment under Extreme Conditions", *Proc. of the 3rd Int. Conf. on Offshore Structural Design - Hazards Safety and Engineering*, London, pp. 2.1.1-2.1.11, (1994).
7. C.A. Holm, P. Bjerager y H.O. Madsen, "Long Term System Reliability of Offshore Jacket Structures", *Proc. of the 2nd IFIP Working Conf.*, London, pp. 175-185, (1998).
8. P.L. Liu y A. Der Kiureghian, "Optimization Algorithms for Structural Reliability Analysis", Report No. UCB/SEMM-86/09, Department of Civil Engineering, University of California at Berkeley, USA, (1986).
9. I. Lotsberg y F. Kirkemo, "A Systematic Method for Planning In-Service Inspection of Steel Offshore Structures", *Proc. of 8th Int. Conf. on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, The Hague, The Netherlands, pp. 275-284, (1988).
10. M.O. Madsen, S. Krenk y N.C. Lind, "*Methods of Structural Safety*" Prentice-Hall Inc., Englewood Cliffs, New Jersey, USA (1986).
11. L.V.S. Sagrilo, "*Análise de confiabilidade estrutural utilizando os métodos analíticos FORM e SORM*", Tesis Doctoral, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, (1994).
12. L.V.S. Sagrilo, E.C.P. Lima y S.G.H. Rodríguez, "Reassessment of Offshore Jacket Structures Using Nonlinear and Reliability Analyses", in *International Offshore Engineering*, F.L.B.L. Carneiro, A.J. Ferrante, R.C. Batista and N.F.F. Ebecken (Eds), John Wiley and Sons, Chichester, England, pp. 287-302, (1995).
13. L.V.S. Sagrilo, E.C.P. Lima y S.G.H. Rodríguez, "Reassessment of Fixed Offshore Structures Using Reliability and Nonlinear Analyses", *Proc. of the 6th Int. Offshore and Polar Engineering Conf.*, Los Angeles, USA, Vol. IV, pp. 431-437, (1996).
14. G. Sigurdsson, R. Skjong, B. Skallerud y J. Amdhal, "Probabilistic Collapse Analysis of Jackets", *Proc. of the 13th Int. Conf. on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Houston, USA, pp. 367-380, (1994).