

XX Congresso Brasileiro de Mecânica dos Solos e Engenharia Geotécnica
IX Simpósio Brasileiro de Mecânica das Rochas
IX Simpósio Brasileiro de Engenheiros Geotécnicos Jovens
VI Conferência Sul Americana de Engenheiros Geotécnicos Jovens
XI Congresso Luso Brasileiro de Geotecnia
23 a 26 de Agosto de 2022 – Campinas – SP



COBRAMSEG 2022
23 A 26 DE AGOSTO | CAMPINAS | SP | BRASIL
COBRAMSEG | SBMR | GEOJOVEM | CLBG

Interação entre Linhas de Ancoragem e Solo Marinho - Revisão de Literatura

Naloan Coutinho Sampa

Professor, UFSC, Florianópolis, Brasil, naloan.sampa@ufsc.br

Álec Goulart Monteiro

Graduando em Engenharia Civil, UFSC, Florianópolis, Brasil, alec.g.monteiro@gmail.com

RESUMO: O artigo apresenta uma revisão detalhada e crítica dos principais conceitos relacionados aos mecanismos de interação entre solo marinho e linhas de ancoragem, cujo entendimento é de extrema importância para a instalação e o dimensionamento de âncoras. As discussões concentram-se, em parte, nos fatores que influenciam na formação da catenária invertida e nos parâmetros necessários para estimar as resistências do solo contra o deslocamento das linhas de ancoragem. Ademais, são apresentados os métodos propostos por Vivatrat et al. (1982), Degenkamp e Dutta (1989), e Neubecker e Randolph (1995a) utilizados com frequência em projetos de instalação e dimensionamento de âncoras, a fim de prever a distribuição de forças e a curvatura da catenária invertida. Há um consenso na literatura de que a formação da catenária invertida é influenciada pelas resistências do solo mobilizadas durante o deslocamento das linhas, entretanto, essas resistências dependem de outros fatores que dificultam a análise do problema de forma linear, sem a necessidade de integração numérica. A não linearidade do problema, assim como a impossibilidade de constatar a configuração da catenária invertida dentro do solo marinho criam maiores desafios a análise de interação entre linhas e solo, tendo consequências na instalação e dimensionamento de âncoras. Por fim, destaca-se a intenção do artigo em divulgar os conceitos básicos relacionados ao mecanismo de interação entre solo e linhas de ancoragem.

PALAVRAS-CHAVE: Fundações Offshore, Linhas de Ancoragem, Âncoras, Sistemas de Ancoragem.

ABSTRACT: The paper presents a detailed and critical review of the main concepts related to the interaction mechanisms between seabed and mooring lines, whose understanding is of utmost importance for the installation and design of anchors. The discussions focus, in part, on the factors influencing the formation of the inverse catenary and the parameters needed to estimate the soil resistances against the displacement of the mooring lines. Furthermore, the paper presents the methods proposed by Vivatrat et al. (1982), Degenkamp and Dutta (1989), and Neubecker and Randolph (1995a) and frequently used in anchor installation and design projects to predict the distribution of forces and curvature of the inverse catenary. There is a consensus in the literature that the formation of the inverse catenary is influenced by the soil resistances mobilized during the displacement of the mooring lines, however, these resistances depend on other factors that make it difficult to analyze the problem linearly, without the need for numerical integration. The nonlinearity of the problem, as well as the impossibility of verifying the configuration of the inverse catenary inside the marine soil, create greater challenges to the analysis of the interaction between mooring lines and soil, having consequences in the installation and design of anchors. Finally, we highlight the intention of this paper to disseminate the basic concepts related to the interaction mechanism between soil and mooring lines.

KEYWORDS: Offshore Foundations, Mooring Lines, Anchors, Mooring Systems.

1 Introdução

O alto consumo de hidrocarbonetos e dos seus derivados intensificou a utilização de plataformas flutuantes em águas profundas e ultraprofundas para atividades de perfuração, produção, processamento, e armazenamento. A estabilidade das mesmas, em virtude das ações das cargas ambientais no ambiente *offshore* – ventos, ondas e correntes, é garantida por meio de sistemas de ancoragem constituídos, na sua maioria, por linhas de ancoragem, conectores, equipamentos de tensionamento e âncoras. Esses sistemas são dimensionados para resistir e equilibrar as forças de pré-carregamento e cargas ambientais, de modo a posicionar as estruturas



flutuantes na estação, sem deriva, para desempenhar suas funções com segurança (YEN E TOFANI, 1984; VRYHOF ANCHORS, 2010; DEAN, 2010).

As linhas de ancoragem são utilizadas para conectar plataformas *offshore* ou risers aos elementos de fundação capazes de transmitir as solicitações recebidas para o solo marinho. Devido ao processo de instalação, tanto as âncoras como o trecho final das linhas de ancoragem ficam enterrados no solo marinho, de modo que a capacidade de carga necessária para equilibrar às forças de pré-carga e cargas ambientais é mobilizada através da interação entre solo e elementos do sistema de ancoragem enterrados. Ou seja, a capacidade de carga é o resultado de 2 mecanismos de interação diferentes: interação entre solo e âncoras e interação entre solo e trecho final das linhas de ancoragem. Para o trecho final das linhas, utiliza-se geralmente correntes de aço.

O mecanismo de interação entre solo e linhas de ancoragem influencia na instalação, no comportamento cinemático, na capacidade de carga, na trajetória e no movimento de âncoras do tipo vertical loaded anchors (VLA) e drag embedment anchors. Por outro lado, as resistências do solo mobilizadas contra o deslocamento das linhas de ancoragem influenciam no desenvolvimento da configuração das linhas abaixo do leito marinho. Tal configuração é denominada catenária invertida (catenária inversa) e desempenha um papel importante na magnitude e no ângulo da carga aplicada nas âncoras, bem como no modo de falha das âncoras.

Tendo em conta a importância do entendimento dos mecanismos de interação entre solo e linhas de ancoragem, vários estudos foram desenvolvidos nessa linha, ao longo dos últimos 50 anos, visando a otimização e racionalização dos métodos de instalação e de dimensionamento de fundações *offshore*. A maioria deles utilizou uma das três abordagens: a) modelos analíticos, b) modelos físicos experimentais, e c) modelos numéricos. As duas primeiras abordagens são objetos deste trabalho que visa apresentar uma revisão de literatura detalhada e crítica sobre diferentes aspectos relacionados à interação entre linhas de ancoragem e solo marinho.

2 Catenária Invertida

O comprimento total das linhas de ancoragem pode ser dividido em dois trechos. O primeiro trecho vai da plataforma até o leito marinho e o segundo vai do leito marinho até a âncora. Dependendo do tipo de plataforma e da espessura da lâmina d'água, as linhas do primeiro trecho podem assumir as configurações do tipo: catenária, taut leg ou tendões verticais. A configuração das linhas do segundo trecho é do tipo catenária invertida devido à resistência do solo contra o deslocamento normal (transversal) das linhas (Figura 1).

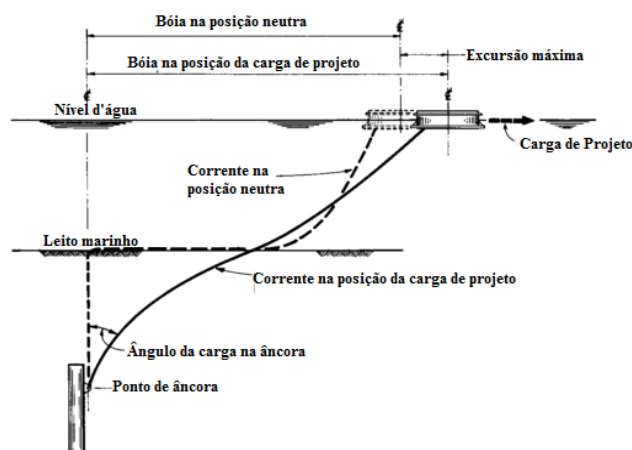


Figura 1 – Formação da catenária invertida (GAULT E COX, 1974).

O processo de formação de catenária invertida ocorre de duas formas, dependendo do tipo de sistema de instalação de âncora/estaca utilizado. Em âncoras de arrasto, a formação de catenária invertida ocorre durante todo o período de instalação de âncoras. No entanto, o processo de formação de catenária invertida em estacas de sucção e torpedo pode ser feita através da distância horizontal constante, onde uma força é aplicada na extremidade superior da linha para encurtar o comprimento da mesma ou por meio da distância da linha constante, onde a linha é puxada por um barco em movimento (DET NORSKE VERITAS, 1996).



Segundo Vryhof Anchors (2010), na configuração do tipo convencional, a catenária invertida começa no padeye e termina no Dip Down Point (DDP), como ilustrado na Figura 2. Nesse caso, considera-se a existência de um trecho horizontal estendido no leito marinho, entre Dip Down Point e Touch Down Point (TDP). Na configuração da linha do tipo taut leg, o trecho horizontal deixa de existir e o Dip Down Point passa a coincidir com o Touch Down Point.

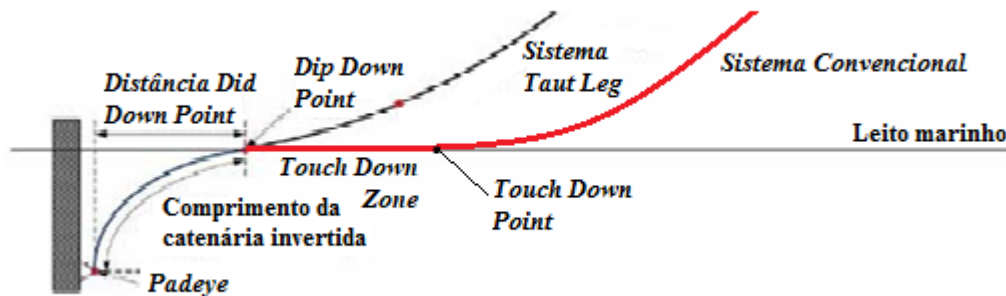


Figura 2 – Delimitação do comprimento da catenária invertida.

A definição exata da configuração da catenária invertida é revestida de enormes dificuldades por causa de vários fatores, incluindo a inexistência de um técnica simples e eficiente que permite observar e medir a disposição das linhas enterradas no solo marinho. Entretanto, sabe-se que a catenária invertida depende não só da resistência do solo, mas também da história de tensões aplicadas na linha, da profundidade do embutimento e da geometria da linha (GAULT e COX, 1974; VIVATRAT ET AL., 1982; DEGENKAMP e DUTTA, 1989; NEUBECKER e RANDOLPH, 1995a, 1995b; e VRYHOF ANCHORS, 2010; ZHANG, 2011).

3 INTERAÇÃO SOLO – LINHA DE ANCORAGEM

A necessidade de compreender o mecanismo de interação entre solo e linha de ancoragem motivou a realização de vários estudos que formularam diferentes métodos baseados nas equações de equilíbrio entre forças que atuam na catenária invertida. Dentre esses métodos, o presente artigo aborda somente os principais: Vivatrat et al. (1982), Degenkamp e Dutta (1989), e Neubecker e Randolph (1995a).

3.1 Vivatrat et al. (1982)

O método proposto por Vivatrat et al. (1982) é baseado em duas equações diferenciais ordinárias que permitem estimar a distribuição de força na linha e a curvatura da catenária invertida. Para isso, o comprimento total da corrente enterrada é dividido em vários segmentos infinitesimais de comprimento ds (Figura 3).

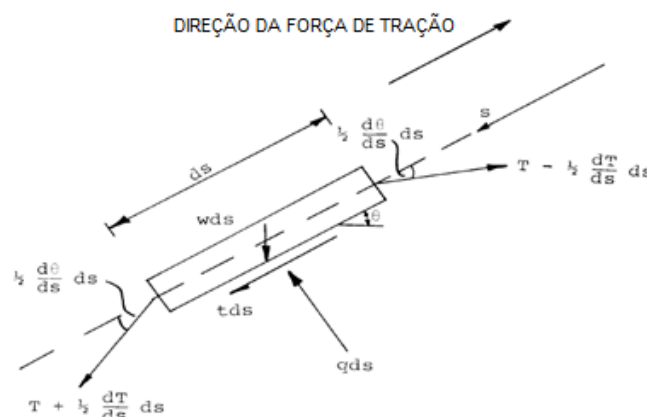


Figura 3 – Sistema de equilíbrio de um segmento infinitesimal (Vivatrat et al., 1982).



Com base nas equações de equilíbrio das forças nas direções normal e tangencial ao segmento infinitesimal, estabelece-se as Equações Diferenciais Ordinárias 1 e 2 para estimar a variação de força $\left(\frac{dT}{ds}\right)$ e do ângulo $\left(\frac{d\theta}{ds}\right)$ ao longo do segmento, respectivamente. Conhecidas as condições de contorno em uma das extremidades do segmento e as resistências do solo, determina-se a força e o ângulo doutra extremidade. A integração dessas equações ao longo do comprimento total da corrente fornece a carga aplicada na âncora e a configuração da catenária invertida. Neste caso, F e Q são as resistências unitárias do solo nas direções tangencial e normal ao segmento de corrente, respectivamente.

$$\frac{dT}{ds} = -(F + w \sin \theta) \quad (1)$$

$$\frac{d\theta}{ds} = \frac{Q - w \cos \theta}{T} \quad (2)$$

3.2 Degenkamp e Dutta (1989)

Degenkamp e Dutta (1989) propuseram um método baseado na técnica de integração incremental que consiste na divisão do comprimento total da corrente enterrada em um número finito de segmentos, com comprimentos Δs . Cada segmento está sujeito às ações de várias forças, como mostra a Figura 4. Reduzir o Δs até igualar a ds , o método de Degenkamp e Dutta (1989) passa a ser igual ao método de Vivatrat *et al.* (1982).

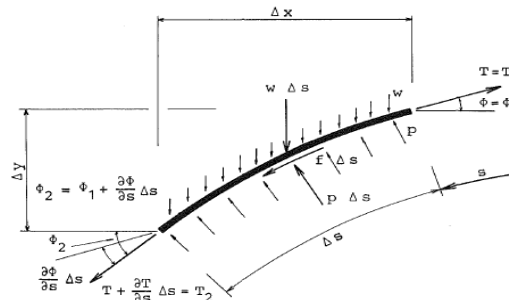


Figura 4 – Forças atuantes em um segmento de corrente (Degenkamp e Dutta, 1989).

Considerando as condições de equilíbrio nas direções tangencial e normal ao segmento, são determinadas as Equações 3 e 4 para estimar a variação de força e a configuração da catenária invertida, respectivamente. Na Figura 4, considera-se $\theta = \phi$, $F = f$, $Q = p$.

$$\frac{dT}{ds} = -(F + w \sin \theta_1) \quad (3)$$

$$\frac{d\theta}{ds} = \frac{Q - w \cos \theta_1}{T + \frac{dT}{ds} \Delta s} \quad (4)$$

Conhecidas as condições de contorno, aplica-se o conceito de integração incremental nas Equações 3 e 4 a fim de obter as Equações 5 e 6 que permitem estimar a força (T_2) e o ângulo (θ_2) na extremidade inferior de um segmento, respectivamente.

$$T_2 = T_1 - \Delta s (F + w \sin \theta_1) \quad (5)$$

$$\theta_2 = \theta_1 + \frac{(Q - w \cos \theta_1) \Delta s}{T_2} \quad (6)$$



O cálculo de T_2 e θ_2 é possível graças ao conhecimento prévio de T_1 e θ_1 , do peso de segmento (w) e das resistências unitárias do solo F e Q . Este procedimento é repetido em todos os segmentos até atingir a extremidade final do último segmento localizado na profundidade de conexão na âncora.

3.3 Neubecker e Randolph (1995a)

Contornando as dificuldades inerentes à integração numérica dos métodos anteriores, Neubecker e Randolph (1995a) propuseram um conjunto de soluções mais simples que possibilitam a estimativa da força e da curvatura de catenária invertida, considerando o equilíbrio de forças (Figura 5) e válidas as equações diferenciais propostas por Vivatrat *et al.* (1982).

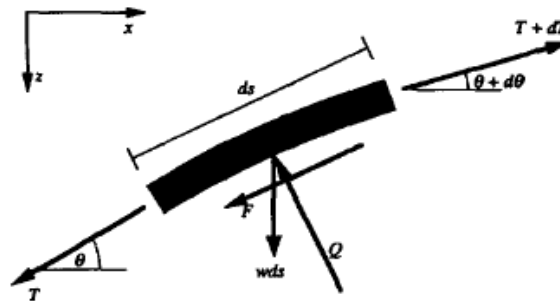


Figura 5 – Equilíbrio de forças no segmento de corrente (Neubecker e Randolph, 1995a).

Combinando as Equações 1 e 2, Neubecker e Randolph (1995a) obtiveram a Equação 7, assumindo que a expressão $\mu = F/Q$ é válida no estado último, quando a catenária invertida estiver totalmente formada.

$$\frac{dT}{ds} + \mu T \frac{d\theta}{ds} = w(\sin\theta + \mu\cos\theta) \quad (7)$$

As soluções de Neubecker e Randolph (1995a) foram formuladas em cima de duas hipóteses. A primeira é aplicada em argilas moles, e leva em conta a influência do peso de corrente, w na configuração da catenária invertida. A segunda, aplicada em argilas mais resistentes, desconsidera o efeito do peso de corrente no comportamento da catenária invertida. Para as hipóteses 1 e 2, a integração da Equação 7 fornece as Equações 8 e 9, respectivamente. De forma simplificada, essas equações relacionam a força aplicada na extremidade da linha no leito marinho (T_0) com a força aplicada na âncora (T_a).

$$T_0 = T_a e^{\mu(\theta_a - \theta_0)} + \mu ws \quad (8)$$

$$T_0 = T_a e^{\mu(\theta_a - \theta_0)} \quad (9)$$

As expressões seguintes foram deduzidas para situações onde o peso de corrente não influencia significativamente no comportamento da catenária invertida. A substituição da Equação 9 na Equação 2 resulta na Equação 10 que traduz a relação entre a variação do ângulo ao longo do comprimento $\left(\frac{d\theta}{ds}\right)$ e a resistência do solo na direção normal à corrente, Q .

$$T_a e^{\mu(\theta_a - \theta_0)} \frac{d\theta}{ds} = -T_a \sin\theta_a e^{\mu(\theta_a - \theta_0)} \frac{d\theta}{dz} = -Q \quad (10)$$

A integração da Equação 10 ao longo da profundidade permite obter a Equação 11 para o cálculo do ângulo da linha de ancoragem na âncora (θ_a), conhecidas a resistência média do solo normal à corrente ($\bar{Q}$) e a força aplicada na âncora (T_a).



$$-\frac{T_a}{1 + \mu^2} = [e^{\mu(\theta_a - \theta_0)} (\cos \theta_a + \mu \sin \theta_a)]_{\theta_0}^{\theta_a} = \int_0^H \bar{Q} dz \quad (11)$$

Outras expressões simplificadas foram propostas para determinar a configuração de catenária invertida e a força aplicada na âncora, em situações onde o ângulo de corrente no leito marinho (θ_0) tende a zero. Dentre essas expressões, a Equação 12 é formulada para estimar o ângulo da linha de ancoragem na âncora.

$$\theta_a = \sqrt{\frac{2}{T_a^*}} \therefore T_a^* = \frac{T_a}{H\bar{Q}} \quad (12)$$

As Equações 13 e 14 são utilizadas para a estimativa, de forma aproximada, da configuração de catenária invertida através de profundidade normalizada ($z^* = z/H$) e da distância DDP normalizada ($x^* = x/H$). A Equação 13 é aplicada em solos com resistência uniforme, enquanto que a Equação 14 é formulada para solos com resistência crescente linearmente com a profundidade.

$$z^* = \left(1 - \frac{x^*}{\sqrt{2T_a^*}}\right)^2 \quad (13)$$

$$z^* = e^{-x^* \sqrt{2/T_a^*}} = e^{-x^* \theta_a} \quad (14)$$

A simplicidade das soluções de Neubecker e Randolph (1995a) motivou a sua larga aceitação e utilização em vários estudos. Mais tarde, outras expressões simplificadas foram propostas por Neubecker e Randolph (1995b), Zhang *et al.* (2013), Liu *et al.* (2013, 2014) para estimar a configuração da catenária invertida. Dentre esses estudos, destaca-se o trabalho de Liu *et al.* (2013) pela significativa contribuição para a melhoria do entendimento do mecanismo de interação solo e corrente.

3.4 Resistências do Solo na Catenária Invertida

As resistências do solo contra o deslocamento de corrente nas direções normal (Q) e tangencial (F) são mobilizadas no processo de formação da catenária invertida (DUTTA, 1988; DEGENKAMP e DUTTA, 1989). Dutta (1988) realça que as expressões utilizadas para determinar essas resistências assumem que o solo ao redor da corrente atinge o estado último, de modo que a resistência não drenada deve ser considerada.

As Equações 15 e 16 são empregadas no cálculo da resistência unitária do solo nas direções tangencial e normal à corrente, respectivamente.

$$F = f \cdot (EWSd) = (\alpha s_u) \cdot (EWSd) \quad (15)$$

$$Q = q \cdot (EWBd) = (N_c s_u) \cdot (EWBd) \quad (16)$$

onde α é o fator de adesão corrente-solo, N_c é o fator de capacidade de carga, d é o diâmetro nominal de corrente, e s_u é a resistência não drenada do solo, EWS (*effective width in sliding*) é o parâmetro utilizado para calcular a largura efetiva de corrente no deslizamento ($B_s = EWSd$), EWB (*effective width in bearing*) é o parâmetro utilizado para determinar a largura efetiva de corrente no cisalhamento ($B_b = EWBd$).

A confiabilidade dos parâmetros utilizados no cálculo de F e Q é importante na previsão da catenária invertida e na distribuição de força ao longo da linha (DEGENKAMP e DUTTA, 1989a).

De acordo com Gault e Cox (1974), o mais adequado seria estimar F em função de Q em alguns tipos de solo, como mostra a Equação 17, sendo μ o coeficiente friccional entre corrente e solo.

$$F = \mu Q \quad (17)$$



Neubecker e Randolph (1995a)^a obtiveram valores de μ de correntes em solos coesivos na faixa entre 0,4 e 0,6, assumido valores de N_c entre 5,1 e 7,6, EWS igual a 8 e EWB igual a 2,5. Por meios experimentais, House (2002)^b observou que valores de μ crescem com o nível de tensão, porém obteve valores em torno de 0,2 devido aos vazios formados atrás de corrente durante a formação de catenária invertida. Randolph *et al.* (2005)^c recomendaram o intervalo de 0,3 a 0,5, onde os menores correspondem aos solos argilosos.

Com relação ao parâmetro EWS, Gault e Cox (1974)^d recomendaram o valor igual a 11,31, enquanto Vivatrat *et al.* (1982)^e obtiveram o valor médio na faixa de 10d. Os prováveis valores de EWS para Degenkamp e Dutta (1989)^f ficam entre 5,2 e 10,3, sendo a média igual a 8,2 e o valor recomendado igual a 8. Segundo Det Norske Veritas (1996)^g, o *software* DIGIN da Petrobras considera o valor de EWS igual a 11,3.

No que se refere ao parâmetro EWB, Reese (1973)^h afirma que, caso não ocorra o fluxo de solo na abertura dos elos da corrente, o valor de EWB é levemente inferior a 3, tendo o limite superior igual a 3,6. Gault e Cox (1974) consideram EWBd igual à largura projetada da corrente. Para Vivatrat *et al.* (1982)^e, EWB varia de acordo com a orientação de corrente em relação ao solo, porém o valor médio recomendado é igual a 2,6. Degenkamp e Dutta (1989)^f encontraram valor de EWB na faixa de 2,3 e 2,8, porém recomendaram valores prováveis entre 2,4 e 2,5. Em geral, esses trabalhos mostram a tendência de EWB crescer com o comprimento da catenária invertida devido à variação da resistência do solo ao longo da profundidade.

Degenkamp e Dutta (1989b)^g encontraram valor médio de EWB igual a 2,3 com desvio padrão de 1. Bang e Taylor (1995)^h adotaram EWB igual a 2,33, ao passo que Det Norske Veritas (1996 e 2012)ⁱ reportaram o uso do valor 2,5 no *software* DIGIN. Frankenmolen *et al.* (2016)^j encontraram EWB igual a 2,2 em correntes com diâmetros nominais de 4 mm e 6 mm. Yen e Tofani (1984) seguiram outros procedimentos que lhes permitiram recomendar o valor da área projetada de cisalhamento por par de elos em torno de 18,96d².

Por fim, com base nas abordagens consolidadas em fundações *onshore*, Reese (1973)^h e Vivatrat *et al.* (1982)^e recomendaram valores de N_c na faixa de 9 a 11. N_c foi adotado como sendo igual a 10 por Gault e Cox (1974)^k e Dutta (1988)^m, 7,6 por Degenkamp e Dutta (1989)^f, 9 por Neubecker e Randolph (1995b), 12,86 por Bang e Taylor (1995)^o. Com base na retro-análise, Det Norske Veritas (2012)ⁿ encontrou valores de N_c na faixa de 9 a 14, sendo a média igual a 11,5 (o recomendado). Yen e Tofani (1984)^p encontraram valor médio de N_c igual a 9,7 com desvio padrão de 1,3. A Tabela 1 compila os valores dos parâmetros supracitados.

Tabela 1 – Compilação dos valores dos parâmetros μ , EWS, EWB e N_c .

Referência	Parâmetro μ	Referência	Parâmetro EWS	Referência	Parâmetro EWB	Referência	Parâmetro N_c
a	0,4 - 0,6	a	8	a	2,5	e	9 - 11
b	0,2	d	11,31	h	< 3	h	9 - 11
c	0,3 - 0,5	e	10d	e	2,6	k	10
		f	8	f	2,4 - 2,5	m	10
		g	11,3	g	2,3	f	7,6
				h	2,33	n	11,5
				i	2,5	o	12,86
				j	2,2	p	9,7

4 Conclusão

A revisão apresentada neste artigo permite estabelecer de forma concisa 4 conclusões relacionadas às fundações *offshore* e mecanismos de interação entre linhas e solo, tidas como pertinentes para um entendimento básico dos conceitos analisados.

- Há sempre necessidade de estudos integrados, em diferentes áreas do conhecimento, voltados para o desenvolvimento permanente de novas técnicas e tecnologias aplicadas à fabricação, dimensionamento, transporte, instalação de elementos de sistemas de ancoragens.
- Os desafios inerentes ao mecanismo de interação entre linhas de ancoragem e solo devem-se essencialmente a complexa geometria dos elos da corrente, as severas condições geotécnicas e geológicas do ambiente *offshore*, e a dificuldade de desenvolver uma técnica precisa – tanto em laboratório quanto *in situ* – para prever ou observar a configuração da corrente dentro do solo.
- A realização de estudos experimentais de qualidade, tanto no laboratório com *in situ*, são essenciais para o entendimento dos mecanismos de interação, e podem esclarecer as dúvidas ainda existentes sobre o



processo de formação de catenária invertida e mobilização das resistências do solo contra o deslocamento de correntes.

- Aplicação das abordagens mais simplificadas para a análise dos problemas de interação solo-corrente tem ganhado força devido às dificuldades inerentes a não linearidade dos métodos baseados na integração numérica. Contudo, as previsões desses métodos mostram-se mais precisas quando forem corretamente implementados em *softwares*.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Bang, S.; Taylor, R. J. (1995) Anchor mooring line configuration analysis. In: The 5th International Offshore and Polar Engineering Conference, 1995, Hague, Netherlands. *Proceedings...* 11-16 jun. 1995.
- Dean, E. T. R. (2010) *Offshore geotechnical engineering Principles and practice*. London: Thomas Telford Limited, 554p, 2010.
- Degenkamp, G.; Dutta, A. (1989) Soil resistances to embedded anchors chain in soft clay. *Journal of Geotechnical Engineering*, New York, v. 115, n. 10, oct. 1989.
- Det Norske Veritas – DNV. *Deep water anchors: User's manual DIGIN ver. 5.3*. DNV Technical Report No. 96-3637, Oslo, Norway, 1996.
- Det Norske Veritas – DNV. (2012) *Design and installation of fluke anchors*. DNV Recommended Practice DNV-RP-E301, Oslo, Norway, 2012.
- Dutta, A. A. (1988) simple method of analyzing mooring chains with embedded anchor point. *J. Offshore Mech. and Arctic Engrg.*, American Society of Mech. Engrg., v. 110, p. 71-73, 1988.
- Frankenmolen, S. F.; White, D. J.; O'loughlin, C. D. (2016) Chain-soil interaction in carbonate sand. In: Annual Offshore Technology Conference, Paper 27102, 2016, Houston, U.S.A. *Proceedings...* 2-5 may. 2016.
- Gault, J. A.; Cox, W. R. (1974) Method for predicting geometry and load distribution in an anchor chain from a single point mooring buoy to buried anchorage. In: Sixth Annual Offshore Technology Conference, Paper 2062, 1974, Houston, U.S.A. *Proceedings...* 6-8 may. 1974.
- House, A. R. (2002) *Suction caisson formulation for buoyant offshore facilities*. 2002, Thesis (Doctor in Civil Engineering) – University of Western Australia, Perth, 2002.
- Liu, H.; Liu, C. L.; Zhao, Y. B.; Wang, C. (2013) Reverse catenary equation of the embedded installation line and application to the kinematic model for drag anchors. *Applied Ocean Research*. Western Cape, South Africa, v. 43, p. 80 – 87, 2013.
- Liu, H.; Liu, C.; Zhao, Y.; Wang, C. (2014) Comparative study of reverse catenary properties of the installation line for drag anchors. *Applied Ocean Research*. Western Cape, South Africa, v. 48, p. 42 – 54, 2014.
- Neubecker, S. R.; Randolph, M. F. (1995a) Profile and frictional capacity of embedded anchor chains. *Journal of Geotechnical Engineering*. New York, v. 121, n. II, Nov. 1995a.
- Neubecker, S. R.; Randolph, M. F. (1995b) Performance of embedded anchor chains and consequences for anchor design. In: Annual Offshore Technology Conference, Paper 7712, 1995b, Houston, U.S.A. *Proceedings...* 1-4 may. 1995b.
- Randolph, M. F.; Cassidy, M.; Gourvenec, S.; Erbrich, C. Challenges of offshore geotechnical engineering. In: 16th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering – (ICSMGE), 2005, Osaka, Japan. *Proceedings...* p. 123-176, 2005.
- Reese, L. C. A. (1973) Design method for an anchor pile in a mooring system. In: Offshore Technology Conference, Paper 1745, 1973, Houston, U.S.A. *Proceedings...* 29apr. - 2 may 1973.
- Vivatrat, V.; Valent, P. J.; Ponteiro, A. A. (1982) The influence of chain friction on anchor pile design. In: 14th Annual Offshore Technology Conference, Houston, U.S.A. *Proceedings...* 3-6 may. 1982.
- Vryhof Anchors. (2010) *Anchor Manual 2010: The Guide to Anchoring*. Netherlands 2010.
- Yen, B. C.; Tofani, G. D. (1984) Soil resistance to stud link chain. In: 16th Annual Offshore Technology Conference, Paper 4769, 1984, Houston, U.S.A. *Proceedings...* 7-9 may. 1984.
- Zhang, Wei. (2011) *Penetration mechanism and kinematic behavior of drag anchors*. 2011, 206p. Thesis (Doctor in Civil Engineering), Tianjin University, Tianjin, 2011.
- Zhang, W.; Liu, H. X.; Zhao, Y. B.; Yue, Y. Z. (2013) Interactional properties between drag anchor and installation line. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, v. 140, 2013.