



MODELOS PARA INTERAÇÃO VERTICAL RISER-SOLO PARA ANÁLISE  
GLOBAL DE RISERS EM CATENÁRIA

Edgar Stonyo Bernardo Micolo

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

Orientador: Fabrício Nogueira Corrêa

Rio de Janeiro

Março de 2019

MODELOS PARA INTERAÇÃO VERTICAL RISER-SOLO PARA ANÁLISE  
GLOBAL DE RISERS EM CATENÁRIA

Edgar Stonyo Bernardo Micoló

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

Examinada por:

---

Prof. Fabrício Nogueira Corrêa, D.Sc.

---

Prof. Breno Pinheiro Jacob, D.Sc.

---

Prof. Mauro Henrique Alves de Lima Junior, D.Sc.

---

Dr. Anderson Barata Custódio, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

MARÇO DE 2019

Bernardo Micoló, Edgar Stonyo

Modelos para Interação Vertical Riser-solo para Análise Global de Risers em Catenária/Edgar Stonyo Bernardo Micoló.

– Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2019.

XI, 87 p. 29,7cm.

Orientador: Fabrício Nogueira Corrêa

Dissertação (mestrado) – UFRJ/COPPE/Programa de Engenharia Civil, 2019.

Referências Bibliográficas: p. 84 – 87.

1. Interação solo – *riser*. 2. Solo degradável. 3. Análise global. I. Corrêa, Fabrício Nogueira. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

# Agradecimentos

A Deus;

Aos meus pais, Luís e Isabel, por tudo que têm feito para minha estadia aqui no Brasil, aos meus irmãos Loyd e Tamys pelos incentivos. A união familiar foi preponderante para minha concentração e dedicação no curso e, por consequência, nesse trabalho;

Ao meu orientador, Prof. Fabrício Nogueira Corrêa, por ter aceite ao meu pedido de orientação e, desde o primeiro dia, ter sugerido, direcionado o sentido desse trabalho e intervindo efetivamente sempre que necessário;

Ao Dr. Anderson e sua esposa Dr<sup>a</sup> Giselle, pela valiosa amizade, que vem desde a graduação, porque só isso para classificar os inúmeros apoios, incentivos e paciência para se disponibilizar a discutir sobre o tema. E, sem esquecer, por auxiliarem na manutenção financeira no primeiro ano que não dispunha de uma bolsa;

Ao Prof. Breno Pinheiro Jacob, pelo incentivo à leitura fornecendo sempre material para realização dessa dissertação e pela oportunidade de incorporar à equipe do LAMCSO;

Aos meus companheiros do LAMCSO e LAMEMO em especial o Vinícius Catarino, Aldair Patrocínio, Kristian Torres e o Ausberto Riveira com os quais sempre mantive discussões sobre o desenrolo desse trabalho;

Ao Eng. Clemes Alves (Afroplant, onde tudo floresceu!) pelos inúmeros apoios a partir de Angola;

Ao corpo social do LAMCSO e LAMEMO, em especial o Marquinho e a Ivete pela boa amizade e auxílio nas questões burocráticas;

Ao CNPq pelo apoio financeiro.

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

MODELOS PARA INTERAÇÃO VERTICAL RISER-SOLO PARA ANÁLISE  
GLOBAL DE RISERS EM CATENÁRIA

Edgar Stonyo Bernardo Micoló

Março/2019

Orientador: Fabrício Nogueira Corrêa

Programa: Engenharia Civil

À medida que a produção submarina atinge águas mais profundas, a avaliação das cargas de *risers* se torna mais complexa, devido a questões não resolvidas, como modelos representativos para tratar sua interação com o leito marinho. O *touchdown point* (TDP) é um ponto onde a interação é intensa, e onde cargas e curvaturas precisam ser devidamente avaliadas para gerar previsões de vida de fadiga mais confiáveis. O modelo do solo exerce um papel importante e as abstrações simplificadas da interação *riser*-solo podem superestimar a curvatura do *riser* no TDP. Diferentes modelos de solo têm sido propostos ao longo dos anos, muitos deles baseados em molas lineares elásticas e não-lineares, que não podem representar muitos fenômenos na interação *riser*-solo. Portanto, pesquisas mais recentes têm como foco as curvas P-y calibradas por trabalhos experimentais, das quais surgem duas famílias: modelo de solo não degradável e degradável. O primeiro foi aplicado em softwares comerciais, enquanto o segundo não. O modelo de degradação é responsável pela deformação plástica do solo sob cargas cíclicas, juntamente com outras características, como a consideração da mistura solo-água, erosão e consolidação do solo, o que pode direcionar a formação de trincheiras. Utilizando a análise global SITUA / Prosim e uma rotina de implementação do modelo de solo degradável, foram realizados três estudos de caso, que mostraram boa concordância com a literatura e as expectativas.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

RISER-SOLO VERTICAL INTERACTION MODELS FOR GLOBAL CATENARY  
RISERS ANALYSIS

Edgar Stonyo Bernardo Micoló

March/2019

Advisor: Fabrício Nogueira Corrêa

Department: Civil Engineering

As subsea production goes deeper, the evaluation of riser loads gets more complex, due to unsolved questions such as representative models to treat its interaction with seabed. The touchdown point (TDP) is a hot spot, where duly assessed loads and curvatures yield more reliable fatigue life predictions. Soil model plays an important role and simplified abstractions of the riser-soil interaction may overestimate the riser curvature at TDP. Different soil models have been proposed over years, many of them based on linear and nonlinear springs, which cannot depict many phenomena in riser-soil interaction. Therefore, more recent researches have focused on p-y curves calibrated by experimental works, from which two families arise: non-degradable and degradable soil model. The former has been applied in commercial softwares, whereas the latter has not. The degradation model accounts for the plastic deformation of soil under cyclic loads, along with other features such as consideration of soil-water mixing, erosion and soil consolidation, which may drive trench formation. By using the global analysis SITUA/Prosim and a routine implementing the degradable soil model, three case studies were run, which showed good agreement with literature and expectations.

# Sumário

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>1</b>
1.1	Contexto e motivação . . . . .	1
1.2	Objetivo e escopo . . . . .	2
1.3	Histórico . . . . .	3
1.4	Metodologia adotada . . . . .	5
1.5	Organização textual . . . . .	5
<b>2</b>	<b>SISTEMAS PETROLÍFEROS <i>OFFSHORE</i></b>	<b>7</b>
2.1	Unidades de Exploração & Produção . . . . .	7
2.1.1	Semi-Submersível . . . . .	8
2.1.2	<i>Spar buoy</i> . . . . .	9
2.1.3	TLP . . . . .	10
2.1.4	FPSO . . . . .	11
2.2	Análise de <i>Risers</i> para Águas Profundas . . . . .	12
2.3	<i>Risers</i> flexíveis . . . . .	13
2.3.1	Catenária livre . . . . .	13
2.3.2	Lazy S e Lazy wave . . . . .	14
2.3.3	Steep S e Steep wave . . . . .	16
2.4	<i>Risers</i> Híbridos . . . . .	16
2.5	<i>Steel Catenary Risers</i> . . . . .	18
<b>3</b>	<b>MODELOS DE SOLO PARA INTERAÇÃO VERTICAL <i>RISER</i> – SOLO</b>	<b>20</b>
3.1	Mecanismo de Interação <i>Riser</i> – Solo . . . . .	20
3.2	Modelos de Solo não Degradáveis . . . . .	23
3.3	Modelo de Solo Degradável . . . . .	30
<b>4</b>	<b>ALGORITMO DE IMPLEMENTAÇÃO</b>	<b>40</b>

4.1	Influência de Passos de Carga na Resposta de Histerese dos Modelos Solo-Estrutura . . . . .	41
4.2	Inventário de Propriedades do Solo Usadas pelos Modelos . . . . .	43
4.3	Algoritmo de Implementação de Modelo Não-Degradável . . . . .	43
4.4	Verificação de conformidade do Algoritmo para Modelo Não-degradado .	45
4.4.1	Sensibilidade dos Parâmetros . . . . .	48
4.5	Algoritmo de Implementação de Modelo Degradável de Solo . . . . .	53
4.5.1	Propriedade do Solo . . . . .	54
4.5.2	Algoritmo do Modelo . . . . .	55
4.5.3	Curva Característica do Modelo . . . . .	67
4.6	Integração ao Software Situa/Prosim . . . . .	68
<b>5</b>	<b>ESTUDOS DE CASO</b>	<b>71</b>
5.1	Estudo de Barra com Carregamento Harmônico Senoidal . . . . .	71
5.2	Barra Horizontal com Carregamento Monotônico . . . . .	73
5.3	Experimento Numérico Usando Um <i>Riser</i> Em Catenária Livre . . . . .	75
<b>6</b>	<b>CONCLUSÃO</b>	<b>81</b>
6.1	Sugestões para Trabalhos Futuros . . . . .	83
	<b>Referências Bibliográficas</b>	<b>84</b>

# Lista de Figuras

Figura 1 – Semi-submersível com sistema ativo de ancoragem (BAI & BAI[23]) . . . . .	8
Figura 2 – Spar buoy com configurações para supressores de VIV (LIANG [22]) . . . . .	10
Figura 3 – Configuração de uma TLP (BAI & BAI[23]) . . . . .	11
Figura 4 – FPSO (P-50) com sistema de ancoragem em <i>spread mooring</i> . . . . .	12
Figura 5 – <i>Riser em catenária livre numa semi-submersível (BAI &amp; BAI[23])</i> . . . . .	14
Figura 6 – Configuração de <i>riser</i> em <i>lazy S</i> (MOURELLE [27]) . . . . .	15
Figura 7 – Configuração de <i>riser</i> em <i>lazy wave</i> (MOURELLE [27]) . . . . .	15
Figura 8 – <i>Riser em steep wave ( esquerda) e riser steep S (direita) (MOURELLE [27])</i> . . . . .	16
Figura 9 – <i>Configuração de um riser híbrido (BAI &amp; BAI [23])</i> . . . . .	17
Figura 10 – SCR com afundamento no TDZ (DAI [30]) . . . . .	19
Figura 11 – Processo de interação <i>riser</i> – solo (BRIDGE [31]) . . . . .	22
Figura 12 – Comportamento do solo do Modelo AB (BAI [3]) . . . . .	26
Figura 13 – Comportamento do solo do Modelo RQ (RANDOLPH & QUAGGIN [32]) . . . . .	26
Figura 14 – Comportamento do solo do Modelo ZGR (ZARGAR [14]) . . . . .	37
Figura 15 – Estudos dos efeitos de número de incrementos sobre a resolução da curva P-y . . . . .	42
Figura 16 – Comparação da curva gerada no MathCad e no Fortran . . . . .	47
Figura 17 – Modelo AB gerado pela rotina em Fortran . . . . .	47
Figura 18 – Modelo Aubeny & Biscotin gerada pelo MathCad . . . . .	48
Figura 19 – Modelo AB variando o fator de deflexão . . . . .	49
Figura 20 – Modelo AB variando o fator de separação . . . . .	50

Figura 21 – Modelo AB variando o fator de sucção do solo . . . . .	51
Figura 22 – Variação do parâmetro de controle de rigidez . . . . .	51
Figura 23 – Modelo AB variando o gradiente resistência não drenada do solo . . . . .	52
Figura 24 – Modelo AB variando a resistência não drenada do solo . . . . .	52
Figura 25 – Curva do modo de penetração inicial (IP) . . . . .	59
Figura 26 – Curva característica do modo de reação elástica (UR) . . . . .	59
Figura 27 – Curva do modo de separação parcial (US) . . . . .	61
Figura 28 – Curva do modo de re penetração (RR) . . . . .	63
Figura 29 – Curva do modo semi-intacto (RS) . . . . .	64
Figura 30 – Curva do modo PR . . . . .	66
Figura 31 – Curva Característica do modo PU . . . . .	67
Figura 32 – Modelo de solo degradável de ZGR gerada pelo Fortran . . . . .	68
Figura 33 – Resposta do solo para a excitação harmônica de uma barra horizontal	72
Figura 34 – Resposta do solo para a excitação crescente de uma barra horizontal	74
Figura 35 – Curva característica de ciclos completos (ZARGAR [14]) . . . . .	74
Figura 36 – Configuração de SCR no SITUA/Prosim . . . . .	76
Figura 37 – História de penetrações de um nó no TDP . . . . .	77
Figura 38 – Resposta do solo pela excitação de um nó no TDP . . . . .	79
Figura 39 – Comparação do <i>riser</i> sem penetração no TDP (A) e com penetração (B) . . . . .	80

# Lista de Tabelas

Tabela 1 – Coeficientes para lei da potência . . . . .	24
Tabela 2 – Fator de capacidade em função da largura da vala . . . . .	24
Tabela 3 – Parâmetros de solo (IRMAN (2015)) . . . . .	46
Tabela 4 – Valores usados na variação de cada parâmetro durante o estudo de sensibilidade . . . . .	49
Tabela 5 – Parâmetros do modelo . . . . .	54
Tabela 6 – Identificação de caminhos do algoritmo . . . . .	55
Tabela 7 – Tabela de dados do modelo de barra horizontal . . . . .	71
Tabela 8 – Tabela de dados do solo . . . . .	72
Tabela 9 – Tabela de dados do solo . . . . .	73

# 1. INTRODUÇÃO

## 1.1 Contexto e motivação

A produção e a exploração de óleo e gás em ambientes *offshore* têm atingindo lâminas d'água cada vez maiores, motivadas pela demanda, viabilização técnico-econômico de fronteiras exploratórias e pela necessidade de reposição de reservas. Essas circunstâncias exigem que os equipamentos submarinos e *offshore* operem no limite de sua capacidade estrutural, demandando métodos de análise cada vez mais sofisticado.

*Risers* são um dos componentes dos sistemas de escoamento submarino que sofrem com essa severidade. Eles são dutos que fazem o transporte de fluidos de produção e injeção, interligando *flowlines* (dutos no leito marinho) às unidades estacionárias e flutuantes de produção. Os *risers* podem apresentar diversas configurações que dependem da especificidade de serviços e cenários. Uma das alternativas mais interessantes ao mercado são os *risers* rígidos em catenária, também chamados *steel catenary risers* (SCRs), devido ao seu baixo custo de fornecimento mais favorável em comparação a outras configurações. Outro tipo de solução que se tornou muito frequente nos sistemas de produção brasileiro é de *risers* flexíveis, em configuração de catenária livre ou em *lazy wave*. Esses dutos flexíveis são constituídos de camadas termoplásticas e camadas de aço para garantir a flexibilidade.

Os SCRs são projetados para que atendam requisitos de integridade estrutural, mas eles demandam atenção redobrada em dois pontos críticos: no topo e no primeiro ponto em que o *riser* toca no solo (TDP *Touch Down Point*). No topo, as relações de esforços causados pelas condições ambientais, movimento da unidade flutuante e o próprio peso são, sem muito esforço em termos de métodos de engenharia, bem estimados. No TDP e em torno de sua vizinhança, ainda há lacunas técnicas e tecnológicas relevantes para serem remediadas. Portanto, a análise global de *risers*, especialmente em torno da zona de toque no solo (TDZ), é muito importante para prever e aproximar seu o comportamento estrutural.

No TDZ, uma parte do *riser* está em permanente contato com o solo e outra parte

pode desenvolver um contato intermitente. Sua posição, por causa de movimentos de alta e baixa frequência da unidade flutuante, se altera ao longo do tempo. Qualquer mudança de equilíbrio global do *riser* implica à variação da tração, curvatura e outras medidas de respostas relevante. A modelagem do solo no TDP ( geometria da trincheira e rigidez do solo) podem influenciar na amplificação dessas variações [1]. Por sua vez, a combinação de movimento de deriva lenta e movimentos verticais de seu ponto de suspensão em que o *heave*, *roll* e *pitch* da unidade flutuante podem incitar respostas severas no *riser* e implicar fadiga em toda extensão do *touchdown zone* [2],[3]. Essa fadiga no TDZ está diretamente ligada com a forma do *riser* responder a um deslocamento imposto: alongando-se elasticamente e/ ou mudando a geometria da catenária [4].

O TDP, como já anunciado, é uma das áreas mais críticas para SCRs e onde os danos devido a fadiga são maiores. Isso se deve a uma complexa interação entre o *riser*, solo e fluido. A forte não-linearidade do comportamento do solo na vizinhança do TDZ, o desprendimento de vórtices ao longo do *riser* e a própria degradação do solo, devido a interação solo-fluido aumentam as incertezas no dimensionamento de SCRs [5].

## 1.2 Objetivo e escopo

A engenharia de SCRs tem uma natureza multidisciplinar, onde três lacunas tecnológicas são matérias de pesquisas acadêmicas: (1) interação com *flex-joint*; (2) resposta vibratória, especialmente sob efeito de desprendimento de vórtices; (3) interação *riser*– solo.

Frequentemente esses problemas são tratados de forma separada, perdendo-se a interação entre seus efeitos, reconhecendo que eles podem estar atuando em diferentes domínios: no topo, ao longo do comprimento suspenso e no ponto onde o SCR toca pela primeira vez o solo, TDP. Dentre esses, o TDP é a região mais difícil de modelar, pois existe uma zona TDZ onde a interação com o solo é severa, fortemente não linear e eventualmente dependente da história de carga e descarga.

O solo encontrado em águas profundas é comumente argiloso mole e consolidado . Diversos pesquisadores já estudaram, analítica ou experimentalmente, o comportamento desses solos em interação com *riser* no TDP, como: MURFF *et al.* [6] DUNLAP *et al.* [7], VERLEY & LUND [8], HÅLAND [9], PESCE [10], WILLIS & WEST [11], BRIDGE

*et al.* [12] AUBENY *et al.* [13], entre outros .

É consensual que as propriedades e as abstrações inerentes aos modelos de solo podem seer um peso grande no cálculo dos esforços estrutural atuantes no trecho do *riser* na TDZ . E, em alguns casos, podem influenciar a vida no topo também. Portanto, com o objetivo de caracterizar de forma mais realista a interação solo-estrutura, este estudo propõe implementar o modelos de interação vertical entre estrutura e solo, em especial de solo não linear hysterético que apresenta degradação com os ciclos de carga proposto por ZARGAR [14], usando uma formulação acoplada, no programa de análise de sistemas *offshore* SITUA/Prosim.

Reconhecendo a complexidade do problema e de parâmetros que exercem, de forma secundaria, alguns efeitos em termo global do problema, algumas abstrações são necessárias. Assim, as seguintes restrições de escopo são aplicadas :

1. Como hipótese de construção de modelo, o modelo foi desenvolvido apenas para avaliar a resposta vertical do solo sob ação remodeladora do *riser*, de modo que o atrito não está sendo tratado pelo modelo hysterético de ZARGAR [14];
2. A largura da vala é considerada igual ao diâmetro do *riser*;
3. A construção do modelo não visa representar a configuração do solo, mas apenas representar a força de contato entre o solo e a linha.

### **1.3 Histórico**

Olhando numa perspectiva de interação solo-estrutura, em análise de *riser* em catenária, o leito marinho foi, em modelos mais antigos tratado como uma superfície infinitamente rígida (no entanto, a partir da década de 1990 esta simplificação foi questionada, tendo sido aos poucos abandonada). Ainda se encontram na literatura soluções aproximadas para o problemas de lançamento de dutos através do método *S-lay* (DIXON & RUTLEDGE [15], PALMER *et al.* [16] ) que supunham correções da geometria da catenária baseadas na hipótese de penetração nula no TDP. Essa modelagem, inadequada, causaria então uma súbita e enorme curvatura no TDP, o que algumas correções nos modelos supracitados tentaram remediar. Além de efeito de choque e problema na representação em elementos finitos entre o solo e a linha, uma representação

inadequada da interação entre solo e estruturas pode introduzir frequências espúrias na resposta dinâmica do *riser*, como foi notado por PESCE [10].

Modelos de solo que aproximavam o comportamento da penetração do *riser* como função de pressão estática do solo eram baseados em solo argiloso mole. Eles incluem o modelo de VERLEY & LUND [8] e o método de flutuação de HÅLAND [9]. Este último considera o solo um meio sem resistência, que se comporta como um fluido pesado (BAI & BAI [17]).

Na década de 1990 houve avanços na experimentação e em modelagem da interação *riser*-solo usando métodos de elementos finitos. Avanços surgiram na representação da penetração e nas alterações que a geometria do duto experimenta. Métodos analíticos e numéricos que consideraram uma correção na geometria da catenária baseadas na deformação vertical do solo, como CROLL [18], foram propostas nessa época.

Modelo de solo linear elástico de PESCE [10] com ponto de tangência no TDP e sua correção local de rigidez flexional, reação do solo e continuidade do momento fletor, forneceu vários avanços na interação *riser*-solo [19], enquanto modelos como o de camada-limite junto ao solo de CROLL [18] em geral tendiam a linearizar a resposta em penetração, considerando simplesmente a existência de uma rigidez vertical constante no solo. Apesar da interação *riser*-solo, a investigação em escala real conduzida por BRIDGE & WILLIS [20] observou a formação de profundas valas em torno do TDZ, aparentemente formadas pela dinâmica do *riser*. Esse problema envolve complexa não-linearidade, inerente à própria propriedade do solo, como a da rigidez à medida que o duto nele se enterra, e ao comportamento de interação, como a sucção do solo devido ao vácuo formado durante a elevação do *riser* e degradação da resistência ou rigidez ao longo do ciclo de carregamento. Acredita-se que a história da interação com solo e as modificações que ocorrem dela alteram a dinâmica do *riser*. Portanto, a escolha do modelo físico, de mola linear, molas não-linear, linear histerético ou não-linear histerético que descreve um processo de carregamento – deflexão (formando a curva  $P - y$ ) desempenha um papel importante no comportamento dinâmico do *riser*.

## 1.4 Metodologia adotada

A metodologia adotada baseia-se na implementação computacional de modelos de reação vertical do solo, em especial um modelo degradável do estado da arte [14], mediante a escrita e compilação de uma rotina em linguagem Fortran, e uma sequência de testes para examinar a riqueza da rotina e do algoritmo. Essa rotina foi implementada no programa de análise global por elementos finitos SITUA/Prosim, o que através dessa implementação, viabilizou-se que testes pudessem ser feitos dentro do tempo de estudo. Os básicos foram desenvolvidos considerando a comparação direta de resultados documentados em ZARGAR [14] e dos resultados obtidos na pesquisa, com medida dos desvios e sua ponderação. Outros testes foram conduzidos, na forma documentada nessa dissertação. A rotina de tratamento de solo degradável foi implementada seguindo alguns fundamentos organizacionais de outra rotina prévia, apresentada à COPPE/UFRJ na ocasião da defesa do exame de qualificação ao mestrado deste candidato, que empregou o modelo de AUBENY & BISCONTIN [19] (modelo de solo não-degradável). Além da implementação no programa SITUA/Prosim, a nova rotina foi também carregada no programa comercial de elementos finitos ABAQUS/Standard, a fim de conseguir um conjunto de testes; no entanto apenas um dos modelos mais simples no ABAQUS foi bem sucedido e o modelo mais sofisticado de catenária não operou adequadamente a tempo de ser incluído nessa dissertação.

## 1.5 Organização textual

Essa dissertação está constituída por seis capítulos. O primeiro capítulo, de introdução, apresenta uma visão geral do problema. Já no capítulo 2, são introduzidos os principais componentes de um sistemas de produção de petróleo *offshore*, onde é caracterizada algumas plataformas usadas em desenvolvimento de campos *offshore* de águas profundas e ultraprofundas, e os sistemas de *risers* com enfoque aos *risers* em catenária.

No capítulo 3 são estudados os modelos de interação vertical *riser-solo* mais empregados recentemente em projetos de estrutural de *risers*, mostram-se as características e mecanismo de interação, e apresenta-se um modelo de solo com propriedades degradativas, de que ainda não há registro de implementação em programas de análises

estrutural de sistemas *offshore*.

No capítulo 4, apresentam-se os algoritmos de implementação dos modelos referidos no capítulo anterior. Por análise de cada um deles, o modelo de solo não degradável de AUBENY & BISCONTIN [19] é selecionado e implementado no *software MathCad*. Nesse mesmo capítulo é feito um estudo de sensibilidade dos parâmetros aplicado à rotina não degradável. Em seguida, é apresentado o algoritmo de implementação do modelo de solo degradável. Por fim é apresentada a implementação do mesmo algoritmo no programa SITUA/Prosim.

No capítulo 5 são feitos os estudos de caso desenvolvidos inteiramente pelo programa SITUA/Prosim, com modelos simples de barra e um teste mais completo de um modelo da catenária.

No capítulo 6 são apresentadas as conclusões e sugestões para trabalho futuro.

## 2. SISTEMAS PETROLÍFEROS *OFFSHORE*

A produção de petróleo nas águas rasas e intermediárias tem sido impactada pela maturação de campos produtores, estando esgotados os campos nas províncias menos profundas da costa brasileira. Situação um pouco mais favorável no sudeste e oeste africano, como Angola e Nigéria, onde há ainda *spud in* de novas bacias nas águas intermediárias. Esse declínio impôs à procura de campos de centenas de quilômetros da costa continental, onde a profundidade são consideradas profundas e ultraprofundas, passando de facilidades de prospecção e produção que respondiam de forma rígida qualquer incitação ambiental, para aquelas estruturas de sistemas *offshore* cujo as respostas são complacentes a esses movimentos.

Nessas circunstâncias de altas profundidades associadas as condições extremas de correnteza, ondas e ventos, as facilidades de exploração e/ou de produção experimentam complexos estados de carregamentos ambientais. Esses fatores implicariam que os materiais trabalhassem no seu estado limite de resistência, impondo que sistemas e estruturas de produção mais sofisticados sejam aplicados.

Esse capítulo busca representar a situação dos *risers* diante dos sistemas de produção/exploração. Desta forma, será construída uma visão dos sistemas de produção, iniciando-se pelas unidades flutuantes mais comum na produção de petróleo, as características de cada uma dessas unidades e como as cargas são transmitidas para os sistemas de contenção, ancoragens, e os sistemas de escoamento de fluidos e serviços, os *risers*.

### 2.1 Unidades de Exploração & Produção

Devidos às limitações estruturais e econômicas do uso de jaquetas (estruturas rígidas) em LDA acima de 500m, surgiram as unidades de produção *offshore* complacentes aos carregamentos ambientais sobre elas incidentes. Essas estruturas recebem o nome de unidades flutuantes, que é uma componente de alta relevância em projetos de E & P.

O tipo de unidade estacionária de produção (UEP) para um determinado campo depende principalmente das condições meteoceanográfica (correnteza, vento, onda e profundidade) e o posicionamento da cabeça de poço. Devido a LDA, entre outras questões como, por exemplo, o tamanho do reservatório e condições operacionais, pode-se definir o tipo de completação: seca ou molhada. Porém, comumente para águas ultraprofundas a completação tende a ser molhada. Assim, as plataformas para completação molhada usualmente são Semi-submersíveis e os FPSOs; para completação seca são TLP e *Spar buoy*, no contexto de águas profundas.

### 2.1.1 Semi-Submersível

Semi-submersíveis (Figura 1 ) são plataformas flutuantes compostas por um ou mais conveses, suportado por colunas de grandes diâmetros, acoplados a barras submersas denominadas “pontoons”, que são responsáveis pela maior parte do empuxo da estrutura BAI [21]. Esse empuxo nos pontoons submersos são projetados para garantir restrição dos movimentos da unidade, bem como as colunas são projetadas para que seu período de movimento fique fora dos períodos dos carregamentos ambientais.



Figura 1 - Semi-submersível com sistema ativo de ancoragem (BAI & BAI[23])

Dependendo da sua função para qual é projetada, a unidade semi-submersível pode ter dois tipos sistemas de ancoragem: passivos e ativos. Em caso de atividade exploratórias, como é o caso de perfuração, é comum o uso de sistemas ativos baseados em propulsores, conhecidos na indústria petrolífera como sistemas de posicionamento dinâmico (DP). Já em vida produtiva os sistemas são passivos e é comum em linhas em catenária. Esse sistema fornece alta resposta dinâmica, devido a baixa rigidez no plano vertical. As Semi-submersíveis não têm uma restrição para sistemas de risers, elas podem receber qualquer configuração dependendo da avaliação técnica e requisitos funcionais.

### **2.1.2 Spar buoy**

Spar são estruturas cilíndricas flutuantes, geralmente na vertical, possuindo um calado grande. Devido a esse grande calado, a parte inferior do casco fica numa grande distancia da superfície do mar e isso auxilia a estrutura a reduzir os efeitos de movimentos causados pela incidência de ondas. Porém, devido a sua configuração geométrica essa estrutura é propensa a problemas de VIV, para isso requerem a construção de supressores de vórtice, como pode ser visto na Figura 2 [22] .

As *Spars* são ancoradas em linhas em catenária ou em sistemas *taut-leg*. Os *risers* de produção para essa unidade geralmente são verticais, mas podem ser atrativos para SCR devido sua baixa resposta dinâmica.

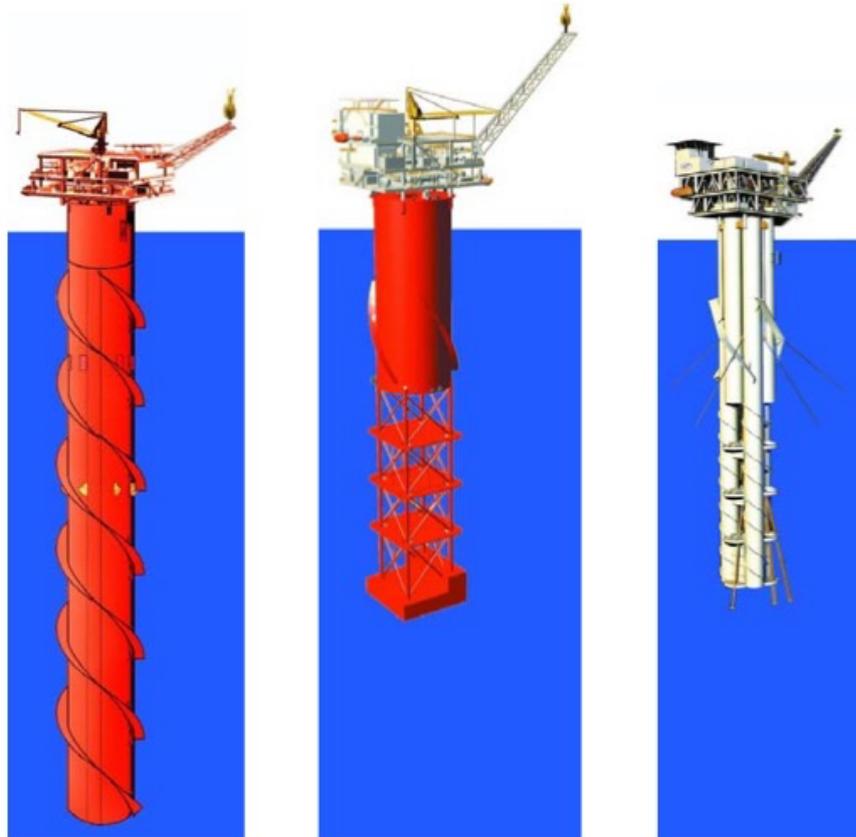


Figura 2 - Spar buoy com configurações para supressores de VIV (LIANG [22])

### 2.1.3 TLP

As Tension Legs Plataform (TLP) são plataformas com características semelhantes a Semi-Submersíveis, diferenciando apenas no sistema de ancoragem, no qual são usados tendões. Esse tipo de unidade é mais frequentemente utilizada em UEPs de produção, mas algumas vezes a instalação permite serviços de perfuração e completção de poços. Devido a sua estrutura de ancoragem em pernas atirantadas, a TLP apresenta elevada rigidez no plano vertical, resultando em baixas respostas dinâmicas sob ação das ondas. Normalmente elas usam *risers* rígidos verticais, porém pode ser atrativo o uso de SCRs.

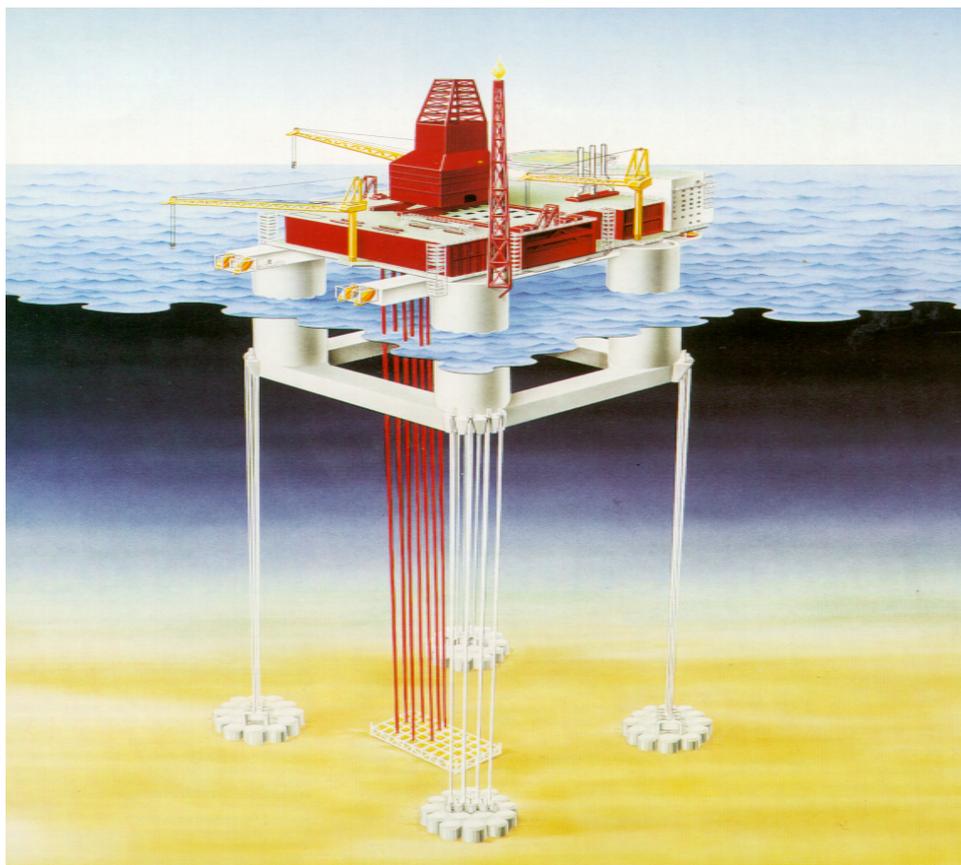


Figura 3 - Configuração de uma TLP (BAI & BAI[23])

## 2.1.4 FPSO

FPSO (Figura 4) são navios que produzem, armazenam e possuem capacidade instalada de transferência do óleo. Normalmente aproados distante da cabeça de poço de modo que seus passeios não gerem esforços excessivos nas conexões das linhas com ANM ( árvore de natal molhada).

Para operabilidade dessas grandes estruturas, os sistemas de ancoragem podem ser em catenária ou em *taut - leg*, usando os sistemas de *single point mooring (turrents)* ou *spread moored system*, existindo ainda outros sistemas como o *differentiated complaint anchoring system (DICAS)*. Não tendo nenhuma restrição de movimento de *heave*, ou seja devido a complacência do sistema de ancoragem e às características físicas do FPSO, estas unidades apresentam geralmente respostas dinâmicas severas. Logo, essas respostas podem amplificar as cargas nos *risers*. Dependendo da configuração, por exemplo de *risers* em catenária, esses movimentos podem chegar até o TDP com maior ou menor intensidade.



Figura 4 - FPSO (P-50) com sistema de ancoragem em *spread mooring*

Os FPSOs não possuem restrições de sistemas de *risers*, porém são mais comum *risers* em catenária livre ou usando alguns flutuadores.

## 2.2 Análise de *Risers* para Águas Profundas

*Risers* são dutos que viabilizam o escoamento dos equipamentos submarinos até os de topo, que são as unidades flutuantes. Os *risers* podem ser flexíveis (de construção compósita) ou rígidos (normalmente metálicos) e existe a união dessas duas classes, os *risers* híbridos [17][23]. Em função de requisitos funcionais, eles podem ser de produção, completação/*workover* e de perfuração. Para os *risers* de produção, o peso é suportado parcial ou totalmente pela a unidade flutuante. Nas condições de águas ultraprofundas esse peso pode ser um problema para a estabilidade da unidade. Para remediar esse problema e outros, como a necessidade de redução de cargas transferidas da unidade para os *risers*, existem vários tipos e configuração de *risers*. Esse trabalho mostrará três tipos de *risers* comumente usados em sistemas de produção no mar: *risers* flexíveis, *risers* híbridos e os *steel catenary risers* - SCRs

## 2.3 Risers flexíveis

Os *risers* flexíveis são caracterizados pela construção concêntrica e compósita de várias camadas. Essas camadas metálicas ou poliméricas desempenham, cada uma delas, funções intrínsecas como garantir resistência estrutural ou estanqueidade do duto. A construção dessas camadas é feita de maneira a permitirem projetos de dutos com raios de curvatura admissíveis (MBR) mais baixos em comparação à dutos de material homogêneo [23]. As definições mais detalhadas de cada camada podem ser encontrada em [24]. A análise local de interação de cada camada, modos de falhas e a mecânica da estrutura flexíveis são extensivamente cobertas pelos autores CUSTÓDIO [25] e SOUSA [26].

O dimensionamento de um *riser* flexível deve levar em consideração cargas dinâmicas devido o movimento da unidade flutuante, carregamentos ambientais e a lâmina d'água. Esses fatores são mandatórios para escolha da configuração do *riser*: catenária livre, *lazy S*, *lazy wave*, *steep wave*. Existem várias outras configurações, embora as citadas são as mais empregadas em projetos *offshore*.

### 2.3.1 Catenária livre

Catenária livre é a configuração mais simples para um *riser* flexível. Essa configuração é comum em campos petrolíferos brasileiros MOURELLE *et al.* [27]. O conceito dessa configuração é a de um *riser* conetado no *hang off-point* e sua extremidade inferior em interação com solo e ancorada, como mostra a Figura 5.

Os *risers* em catenária livre exigem desafios pela sua sensibilidade ao movimento de topo que normalmente chegam até o TDP; Em águas profundas a altas trações estática podem ser atingida devido ao peso próprio e seu sistema em si, por sua vez essas trações sofrem acréscimo considerável pela dinâmica da unidade flutuante e outras cargas dinâmicas associadas as condições ambientais. Essas cargas devem ser consideradas no projeto de *riser* em catenária livre. Normalmente esses carregamentos podem levar a fadiga no topo e são mais críticas ainda no seu ponto de toque no solo, TDP. A reação do solo pode aumentar significativamente em função da assunção do modelo, ou da rigidez do solo.

Para contrapor e diminuir a sensibilidade do *riser*, sistemas de *riser* que usam

flutuadores acomodam melhor as cargas.

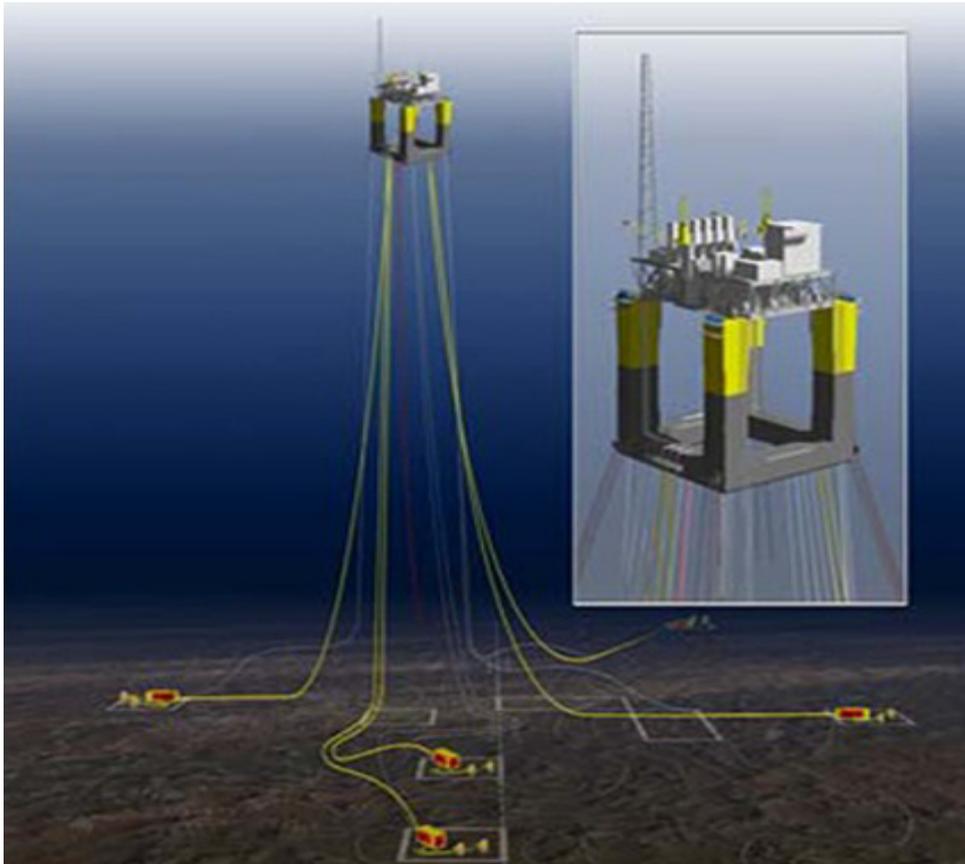


Figura 5 - Riser em catenária livre numa semi-submersível (BAI & BAI[23])

### 2.3.2 Lazy S e Lazy wave

A configuração de *lazy wave* (Figura 7) consiste em duto flexível com módulos de flutuadores e opcionalmente podem ser usados pesos ao longo de um segmento do duto [23]. Já na configuração de *lazy S* (Figura 6) a configuração do *riser* é alcançada através de uma única boia fixa no solo. O *sagbend* formado é grande de modo a acomodar grandes movimentos de topo e desacoplar o TDP desses movimentos [23].

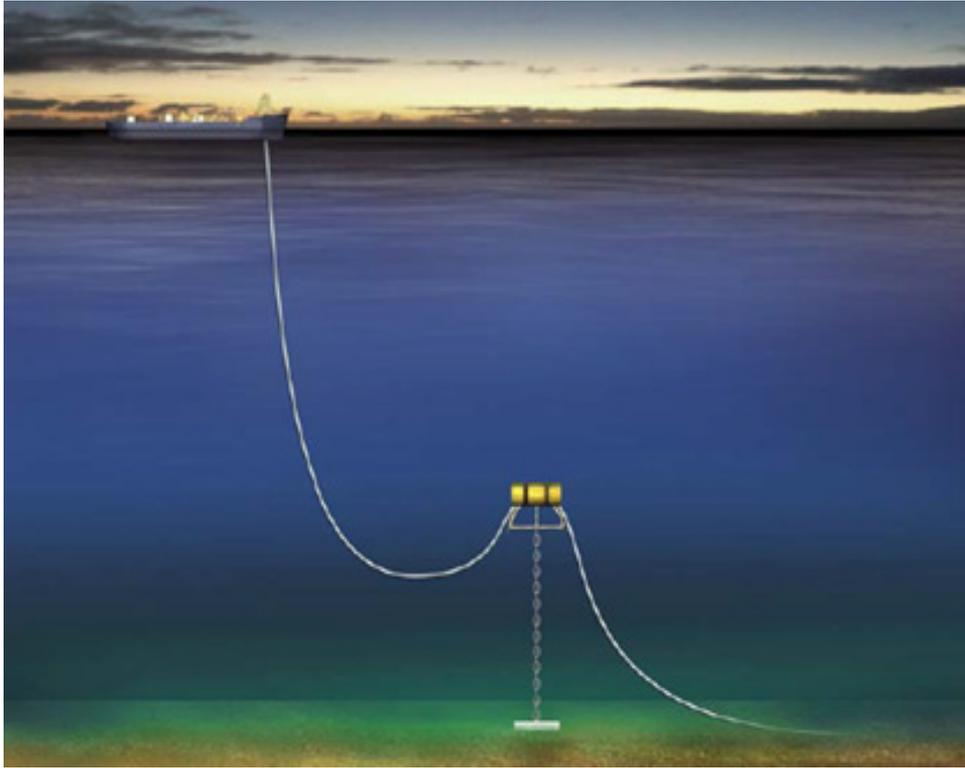


Figura 6 - Configuração de *riser* em *lazy S* (MOURELLE [27] )

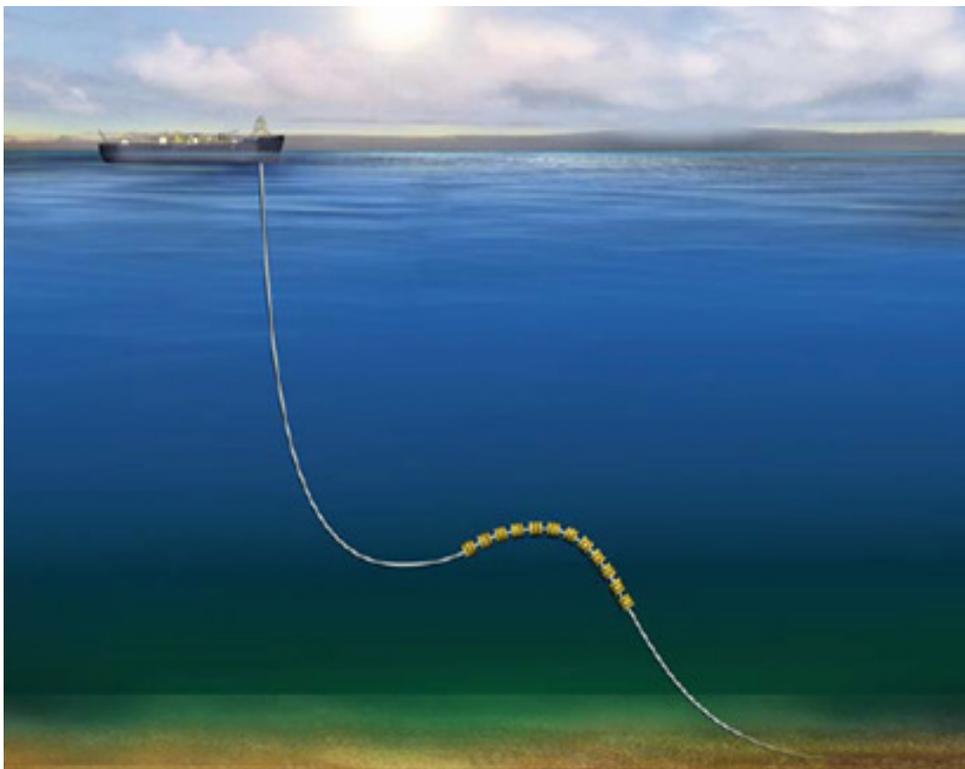


Figura 7 - Configuração de *riser* em *lazy wave* (MOURELLE [27])

### 2.3.3 Steep S e Steep wave

Essas configurações são determinadas por boias intermediárias, em que a *Steep wave* usa um sistema de boias ao longo de um trecho do duto, como uma variação de *lazy wave*, que se liga verticalmente a uma estrutura no solo marinho, como mostra a Figura 8. A instalação dessa configuração é complexa, devido o *tie-in* com a estrutura vertical [23]. A configuração de *riser* por *steep S* apresenta a mesma filosofia, mas ao invés de um conjunto de boias, no *steep S* se usa apenas um flutuador intermediário. Esses sistemas formam *sagbend* que desacoplam os movimentos da unidade flutuante com o trecho do fundo; permitindo inclusive que maiores *offsets* sejam empregados pela unidade de produção, quando comparados com um sistema em catenária livre.

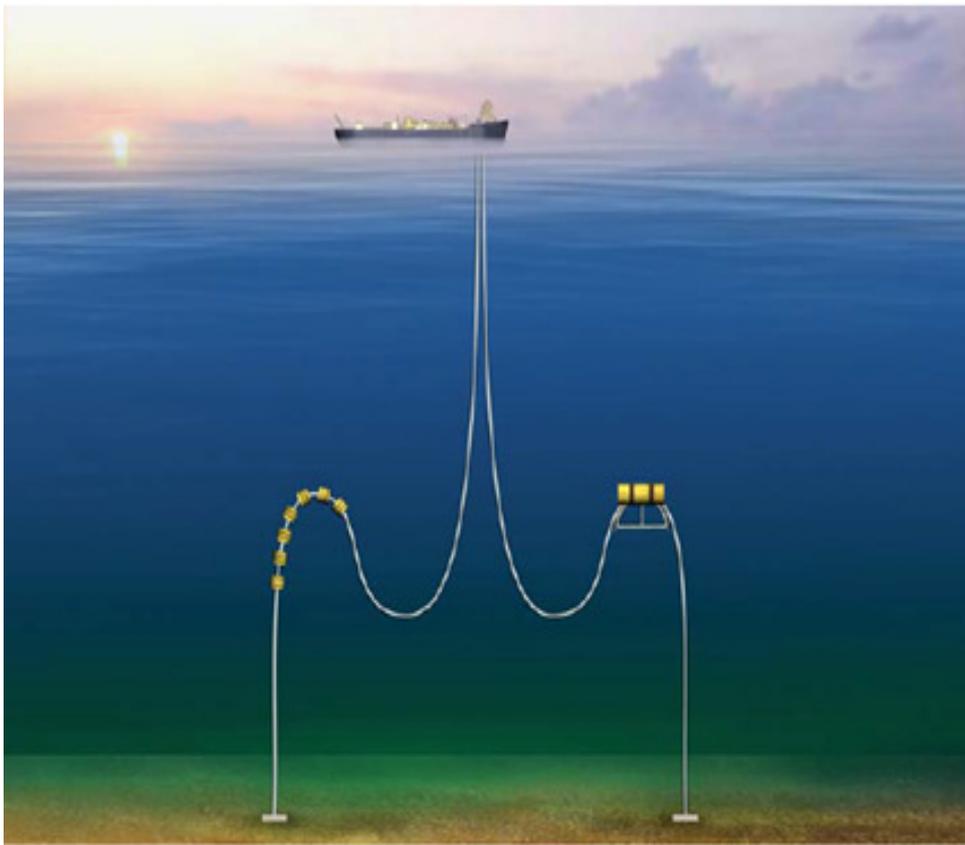


Figura 8 - Riser em steep wave ( esquerda) e riser steep S (direita) (MOURELLE [27])

### 2.4 Risers Híbridos

Os *risers* híbridos (Figura 9) são caracterizados por uma torre rígida vertical que é mantida nessa posição por uma força de restauração, causada por grandes tanques de

empuxo no topo. Essa torre tem o conceito de um *tension top riser*, que através dele, o duto de produção passa. Assim, o sistema de *riser* híbrido é composto pela torre, ancorada na sua extremidade inferior usando uma conexão flexível e com tanque de flutuador no topo. A ligação entre a unidade flutuante e o *riser* tracionado no topo é feita por um *jumper*, com estrutura de um *riser* flexível.

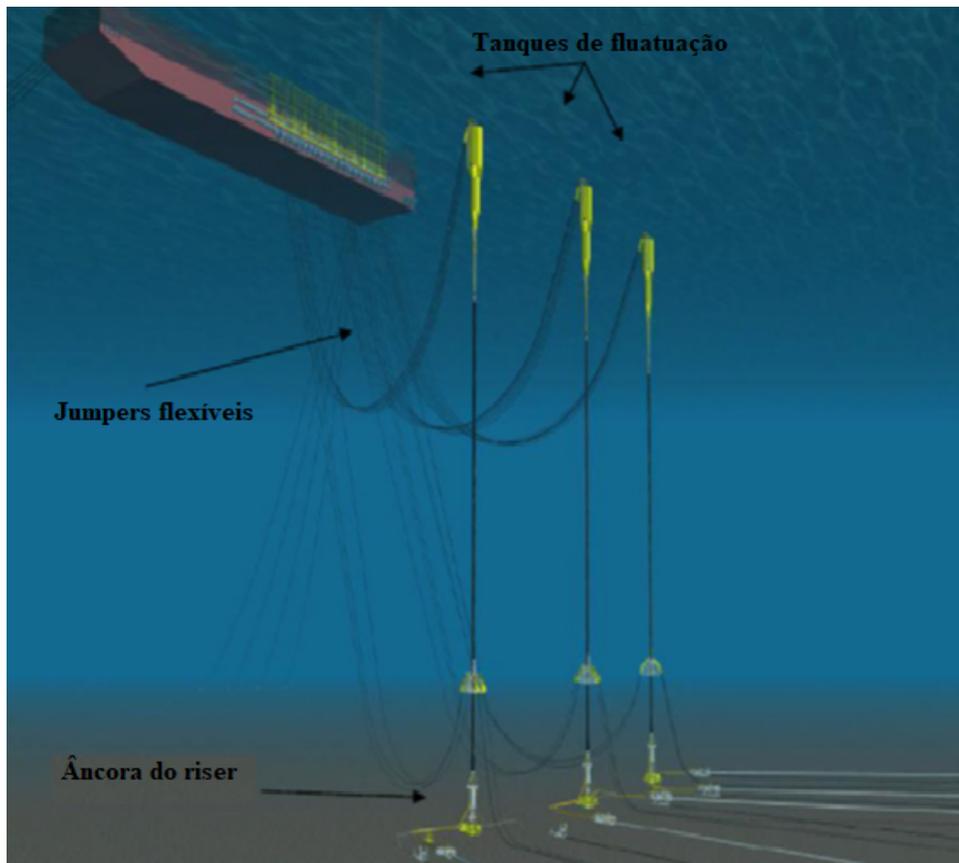


Figura 9 - Configuração de um *riser* híbrido (BAI & BAI [23] )

O conceito de *riser* híbrido é considerado apropriado para águas profundas e ultraprofundas, de ambientes severos e com grande movimento da embarcação, pois os *jumpers* flexíveis acomodam a maior parte dos movimentos antes mesmo de chegarem ao *riser* tracionado. Nisso, a interação no TDP é quase insignificante, sofrendo apenas carregamentos estáticos ou quasi-estático [28]. A maior preocupação nessa configuração reside na manutenção da tensão efetiva positiva , porque caso o "tanque flutuadores" não garanta um empuxo suficiente, pode haver nesse *riser* problemas de flambagem de viga de Euler, ou ter deficiência na restauração do momento.

Essa configuração tornou-se popular ao ser usados no campo de Girassol, no *offshore* angolano, pela Total.

## 2.5 *Steel Catenary Risers*

*Steel Catenary Risers* é a configuração mais simples e barata que existe. Para desenvolvimentos de águas ultraprofundas, ele vem sendo usado largamente devido a sua flexibilidade de diâmetro e resistência. Os SCRs apresentam semelhanças com catenária livre flexível, isso quer dizer que eles sofrem solicitações similares. *Steel catenary risers* são muito sensíveis a variação do passeio da plataforma, eles tendem a impor altas variações de tensão no topo e mudanças na posição do TDP [29][30], que induzem à fadiga. A construção de um SCR pode então se basear na concepção de um duto o suficientemente comprido para acomodar os deslocamentos imposto e não gerar cargas compressivas no TDP e não tão curto para evitar que ele se estique excessivamente [23].

Para reduzir a dinâmica de topo, levavam a usar em SCRs para plataformas como a TLPs, pela alta rigidez no plano vertical. No entanto, essa configuração vem sendo usada nos campos de águas profundas brasileira e no oeste africano em semi-submersíveis e FPSOs porque os *risers* flexíveis se tornaram críticos (limites de resistência mecânica e pequenos diâmetros) para essas profundidades. A questão que se levanta é que, em campos operando sob condições ambientais extremas, as unidades flutuantes experimentam grandes movimentos. Às vezes, esses movimentos podem ser tão intensos que chegam a causar compressão no topo do *riser* (fatores de amplificação dinâmica excedendo 2.0). Essa compressão se estende por todo comprimento suspenso até o ponto de contato com solo, TDP. No TDP, essa resposta pode ser severa devido a amplificação de tensão em função do modelo de solo empregado. Essa característica é um dos grandes desafios no dimensionamento de SCR para águas ultraprofundas, adicionada as cargas que atuam diretamente no *riser*, e geram vibrações induzidas por vórtice de grandes frequência.

Como mostra a Figura 10, BRIDGE [31] divide o SCR em três segmentos: zona da catenária, zona de enterramento (TDZ) e zona de superfície. Na zona de enterramento, o *riser* forma vala e, zona de superfície, o duto praticamente não experimenta nenhum carregamento dinâmico, quando ele é, na maior parte do tempo, similar a um *flowline*.

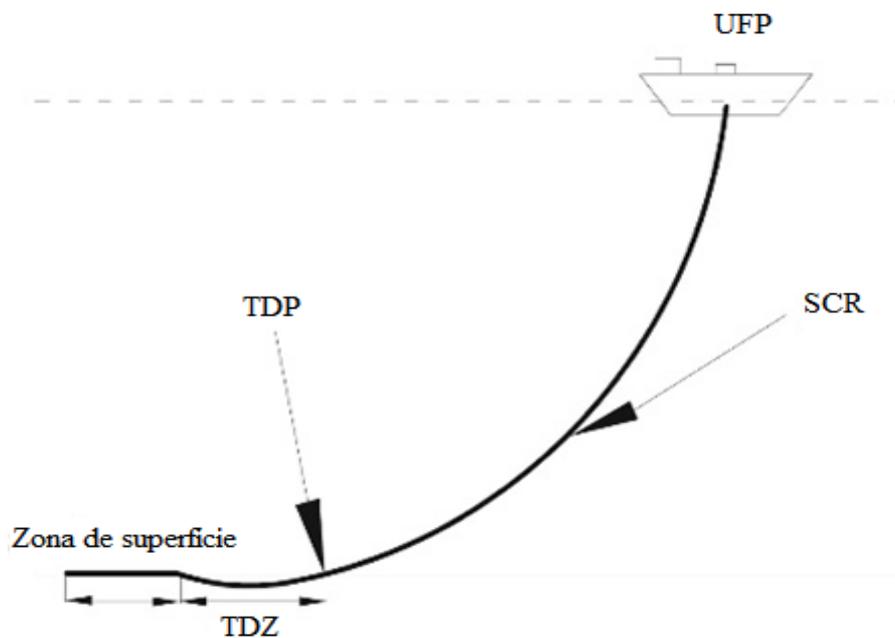


Figura 10 - SCR com afundamento no TDZ (DAI [30])

A zona de enterramento TDZ é a região de maior interferência do solo no *riser* e é o ponto que essa trabalho mais discute. O solo interage com o *riser* vertical e lateralmente, essa interação é dependente do estado de mar. BRIDGE [31] reportou profundas penetrações do *riser* no solo para um estado de mar tempestuoso e que para um movimento contínuo no TDP, força o SCR se enterrar na vala com profundidades acima de 10 diâmetros.

A formação da vala é um processo não-linear que depende da história da vala. Modelos de solo rígidos e de rigidez linear não conseguem representar o real comportamento de elevação do *riser* no solo, que normalmente envolvem efeitos de sucção. Modelos de solo representados por uma fundação elástica geralmente conseguem captar a variação de rigidez ao longo do comprimento assentado no solo. Porém, solos marinhos com propriedades plásticas apresentam mesmas características de solos elásticos, mas qualquer deformação não há recuperação de energia e a distribuição de tensão é alterada ao longo da zona enterrada [31]. Esses efeitos, elasto-plásticos podem ser representados pelos modelos não degradáveis ( RANDOLPH & QUIGGIN [32] e AUBENY & BISCONTIN [19]) e o degradável de ZARGAR [14] que são objetos de estudo desse trabalho e apresentados no Capítulo 3.

# 3. MODELOS DE SOLO PARA INTERAÇÃO VERTICAL *RISER* – SOLO

À medida que a fronteira exploratória de campos petrolíferos atinge grandes profundidades, solos constituídos por argilas moles se tornam mais frequentes [7]. Solos argilosos apresentam características sensíveis devido ao conhecimento não consolidado (em comparação aos solos arenosos ou rochosos) de seus comportamentos, como formação de valas, sucção, degradação, erosão, etc. O movimento do *riser* sobre o solo argiloso pode levar a grandes deformações e causar a falha desse solo por cisalhamento [33].

Esse capítulo busca representar as soluções para o comportamento do solo sob ação de movimento vertical de um *riser*. A preocupação de quantificar a reação do solo remonta desde os modelos mais simples que apenas consideravam uma resposta à penetração dentro de um comportamento elástico, ignorando vários efeitos como o de histerese no ciclo de penetração. Esses modelos foram melhorados culminando em modelos mais recentes, como os modelos não degradáveis de AUBENY & BISCONTIN [19] e RANDOLPH & QUIGGIN [32] e o modelo degradável de ZARGAR [14]. Nas seções subsequentes a preocupação é de estudar como esses modelos respondem, quais são suas características mais gerais e as especificidade de cada um deles, bem como o mecanismo de interação *riser*-solo.

Esses mecanismos de falha do solo demandam sua representação usando modelos que consideram-no "degradável", no sentido que, ao longo de sua história, vários parâmetros são modificados plasticamente, em contraste a um tratamento convencional, empregando modelos "não-degradáveis", isto é: ignorando aqueles efeitos.

## 3.1 Mecanismo de Interação *Riser* – Solo

A interação *riser*-solo no TDZ é complexa. Para representa-la, os modelos não-lineares acompanham o contato e atualizam a rigidez, penetração e a força de reação. Diversos

estudos buscaram representar o solo marinho em contato com *riser*. Experimentos como de WILLIS & WEST [11] deram origem a vários modelos de solo não lineares. Através desses resultados experimentais, vários modelos foram propostos para representar a interação, dos quais as curvas de resistência e deflexão (P-y) do solo são os mais estudados. BRIDGE *et al.* [12], através de resultados de experimentos, nos projetos cooperativos CARISIMA e STRIDE, formularam os princípios descritivos de cinco fases básicas do mecanismo da interação, mostrados na Figura 11:

1. Condição inicial
2. Penetração inicial;
3. Elevação do *riser*
4. Movimento para contato com solo
5. Recontato

Cada modelo de solo pode tratar de maneira ligeiramente diferente essas fases. Na fase 1, o solo está indeformado e a rigidez de contato não considera qualquer efeito de penetração. À medida que o *riser* penetra o solo (fase 2), essa rigidez vai diminuindo, até que a penetração atinge o ponto de máxima resistência. Em geral os modelos adotam a rigidez tangente nesse trecho da curva. Na transição para a próxima fase 3 (elevação do trecho do *riser* no TDP), a rigidez é instantaneamente máxima, opondo-se por alguns instantes à separação, mas quando o *riser* e o solo estão na iminência de separação, a resistência cai rapidamente ao passo que se aproxima do ponto de máxima sucção. Após esse ponto, o solo não consegue aumentar a reação à elevação do *riser*, logo eles entram em separação. Essa fase 3 continua e, desse ponto, os modelos respondem sob leis ligeiramente diferentes. No mecanismo do modelo de BRIDGE [31], como mostra a Figura 11 ( apesar que, pelo posição da ordenada em relação a curva de interação *riser*-solo, a figura compromete a evidência de sucção), o *riser* não se separa totalmente do solo e, após a máxima resistência de sucção, ainda persiste um movimento para baixo, em que o *riser* volta a penetrar o solo até concluir a fase 5.

Esses mecanismos apresentados formam os caminhos para curva de histerese dos modelos de solos para análise de *risers*. Da elevação do *riser* até sua separação do solo,

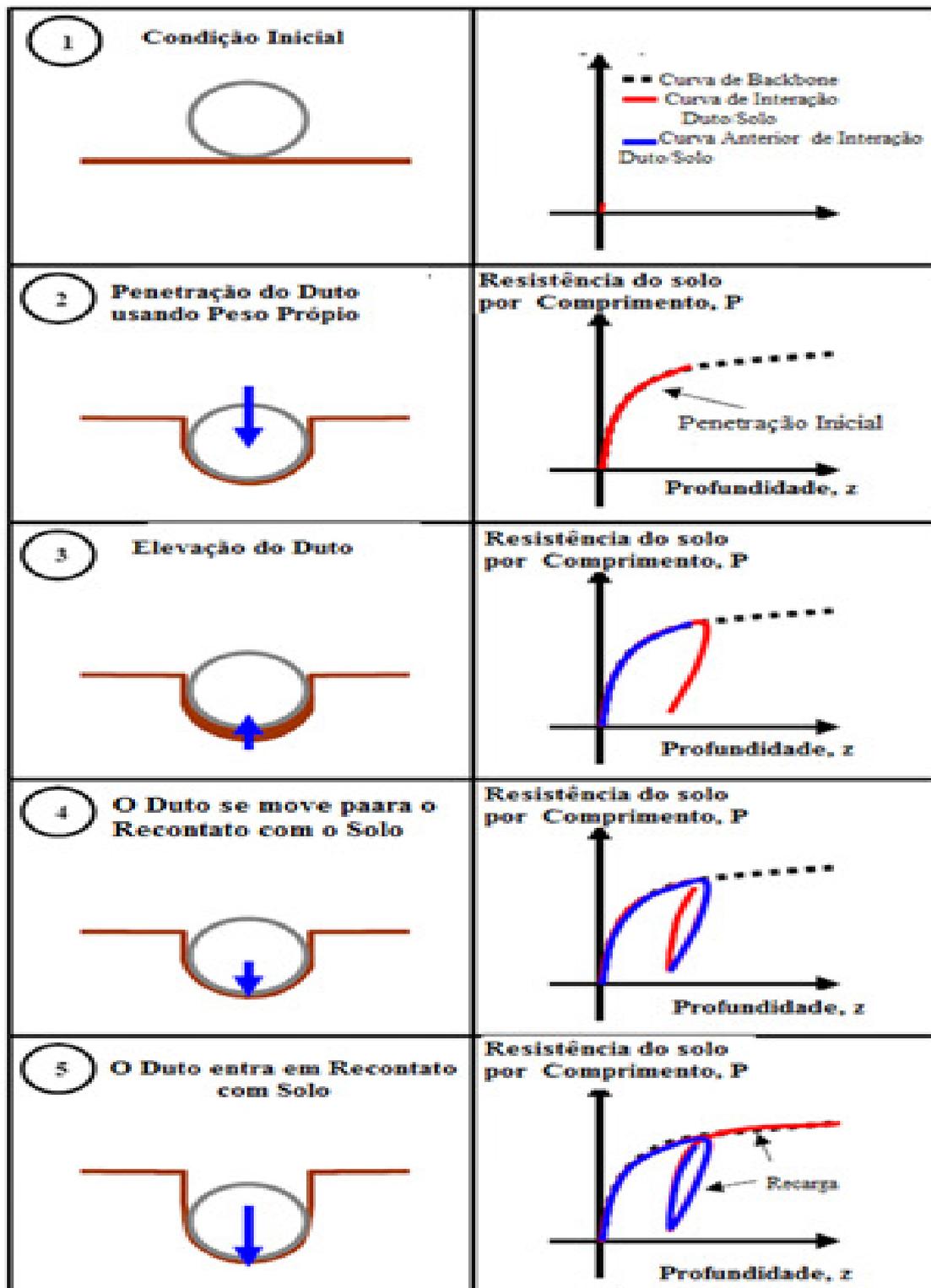


Figura 11 - Processo de interação *riser* – solo (BRIDGE [31])

os modelos não degradáveis apresentam, entre si, as maiores diferenças: constituem leis de governo diferentes, como será mostrado na secção a seguir.

## 3.2 Modelos de Solo não Degradáveis

Diversos modelos de solo não degradáveis foram propostos para representar os fenômenos de interação *riser*-solo suscitados pela sua dinâmica. Modelos de molas lineares ou não-lineares, modelos de molas e amortecedores lineares e não-lineares já foram propostos por pesquisadores [3]. Porém, entre eles os modelos de ciclo histerese, sendo adotado largamente os modelos não lineares de solos não degradáveis, cujo dois modelos não lineares de ciclo de histerese se tornaram mais populares para análise de SCRs:

1. Modelo de AUBENY & BISCONTIN [19], a partir daqui denominado como modelo AB;
2. Modelo de RANDOLPH & QUIGGIN [32], ou denominado RQ

A penetração do *riser* no solo que os autores nomeiam como penetração virgem é modelado pela curva de *backbone*. Essa curva é baseada na capacidade limite de sustentação de carga do solo (carga de colapso) imposta por um cilindro horizontal de diâmetro  $D$  assentado no solo com profundidade de vala  $z$ . Assim a carga de colapso  $P$  é dada pelo resistência do solo não drenada  $S_u$  e o fator de capacidade do solo  $N_c$  (AUBENY & BISCONTIN [19]):

$$P = N_c S_u D \quad (1)$$

Onde o fator de capacidade do solo não drenado  $N_c$  é um adimensional dado pela lei de potência, usando coeficientes  $a$  e  $b$  que fazem referência a rugosidade superficial do duto e pode ser selecionada de acordo com a profundidade da vala e largura, como apresentado na Tabela 1 [3]. Assim fator de capacidade do solo não drenado  $N_c$  é definido como:

$$N_c = a \left( \frac{z}{D} \right)^b \quad (2)$$

A equação 2 e os coeficientes apresentados na Tabela 1 são válidas apenas quando a largura da vala,  $w$ , é igual ao diâmetro,  $w/D = 1$ , portanto, o modelo AB apresenta ( vide

a Tabela 2) formulações em função da largura da vala. A resistência do solo não-drenado pode ser estimada por:

$$S_u = S_{u0} + \rho z \quad (3)$$

Onde  $S_{u0}$  é a resistência ao cisalhamento do solo não-drenado na superfície do solo marinho,  $\rho$  é o gradiente da resistência. Para pequenas penetrações pode-se supor que os modelos de AB e RQ seguem a mesma metodologia para primeira penetração [14]. Na verdade, todos os modelos adotam a curva de *backbone* na fase penetração virgem (IP), diferenciando-se apenas na equação do fator de capacidade. Nos modelos de BRIDGE *et al.* [12] e HAR [34], usa-se a método de Skempton (1951), dada pela equação 4, para fundação rasa, por exemplo.

$$N_C = \min \left[ \left( 1 + 1.23 \sqrt{\frac{z}{B}} \right), 7.5 \right] \quad (4)$$

Onde  $z$  é a penetração e  $B$  é a largura da vala, dada por :

$$B = \sqrt{Dz - z^2} \quad (5)$$

Onde  $D$  é o diâmetro do duto.

Tabela 1 - Coeficientes para lei da potência

Rugosidade do duto	Coeficientes a,b	
	h/D<0.5	h/D>0.5
Liso	a=4.94	a=4.88
	b=0.23	b=0.21
Rugoso	a=6.73	a=6.15
	b=0.29	b=0.15

Tabela 2 - Fator de capacidade em função da largura da vala

Rugosidade do duto	Fator de capacidade em função da vala	
	w/D<2.75	w/D>2.75
Liso	$N_{pmax}=7.74-1.22*(w/D-1)$	$N_{pmax}=5.60$
Rugoso	$N_{pmax}=6.73-2.23*(w/D-1)$	$N_{pmax}=4.40$

Curva *backbone* está relacionada com a primeira penetração, como mostram as Figuras

12 e 13, no ponto 0 – 1. No ponto 2 das mesmas figuras, o solo atinge a capacidade limite de sucção e, a partir desse ponto, inicia-se a separação do *riser* do solo. O modelo de AB define a máxima carga de sucção (P2) como a resistência a compressão do solo ( $\phi$ ) no início da separação (P1), como mostra equação (6) :

$$P_2 = -\phi P_1 \quad (6)$$

Por sua vez, no modelo de RQ a máxima sucção (P2) relaciona a resistência a compressão do solo ( $\Phi$ ) com a resistência última de penetração no solo nessa profundidade, como está representada na equação (7):

$$P_2 = -\phi P_u(z) \quad (7)$$

Como já anunciado,  $P_u$  é a máxima resistência atingida na curva de *backbone*. No final da penetração, quando o *riser* começa a mover-se para cima, desprendendo-se do solo, existem duas formas possíveis de resposta do solo. A primeira acontece logo após a penetração. Nessa altura, o solo está sob tensão compressiva e se comporta como um material linear elástico, formando uma curva que começa com alta rigidez. Devido a diminuição da tensão compressiva entre o *riser* e o solo, essa curva passa rapidamente de linear para não linear por causa da força de sucção entre eles e das características do solo (baixa permeabilidade e boa coesão), que impossibilitam que a água preencha o vazio formado na separação parcial do *riser* do solo [35],[14].

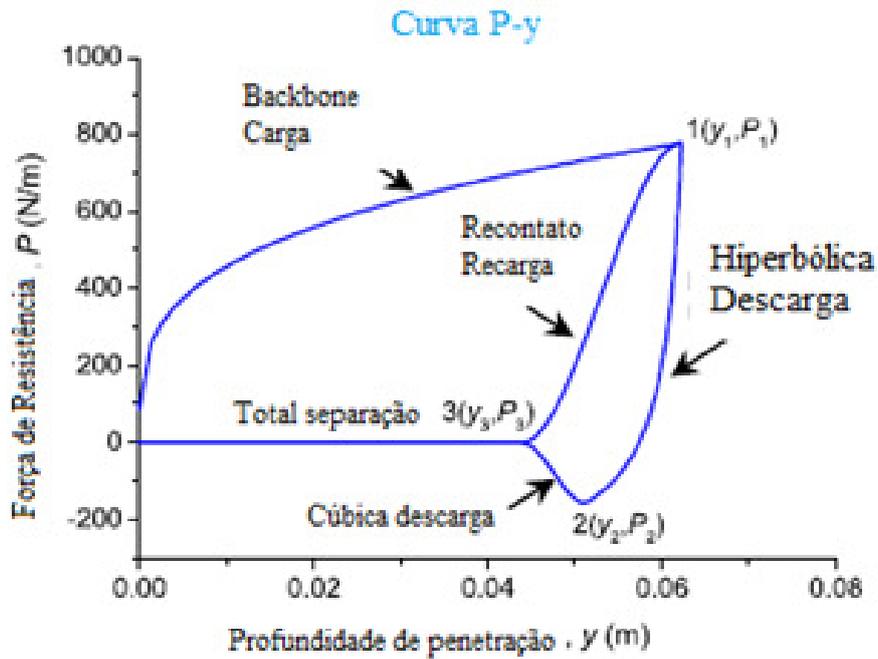


Figura 12 - Comportamento do solo do Modelo AB (BAI [3])

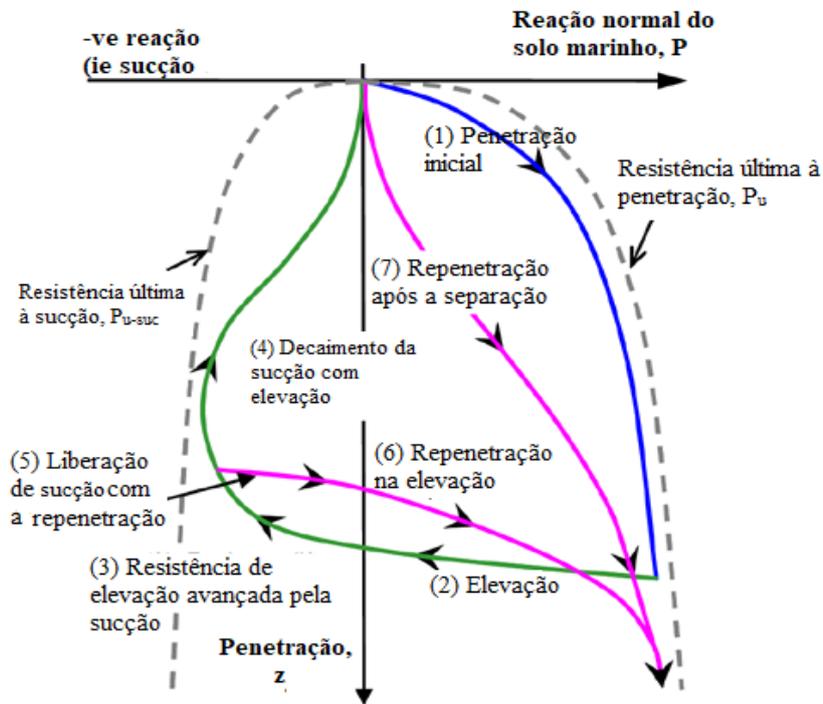


Figura 13 - Comportamento do solo do Modelo RQ (RANDOLPH & QUAGGIN [32])

Para descrever esse comportamento da percolação da água que reduz a força de sucção, fazendo que o *riser* se separe completamente do solo, os modelos AB e RQ usam expressões matemáticas diferentes para representar esse fenômeno. Modelo AB apresenta duas aproximações matemáticas: função hiperbólica ( eq. 8) e uma função exponencial de 3ª ordem ( eq. 12) para demonstrar, respectivamente, as duas partes do comportamento de elevação do *riser* do solo: reação ou ricochete elástico e separação parcial.

$$P = P_1 + \frac{y - y_1}{\frac{1}{\kappa_0} + \chi \frac{y - y_1}{(1 + \omega)P_1}} \quad (8)$$

$$y_2 = y_1 - \frac{(1 + \omega)P_1}{\kappa_0} \frac{1 + \Phi}{\omega - \Phi} \quad (9)$$

Onde  $P_1$  e  $y_1$  são a força e a profundidade geradas na curva de *backbone* para o ponto 1. O fator  $\chi$  representa simplesmente se o modelo está em descarga ( $\chi = -1$ ) ou em carregamento ( $\chi = 1$ ). O parâmetro  $\kappa_0$  é a inclinação inicial da curva hiperbólica, que pode ser relacionada com a resistência ao cisalhamento do solo:

$$\kappa_0 = 660S_{u0} \quad (10)$$

Já o parâmetro  $\omega$  é o controle assintótico da curva hiperbólica, bem como a da deflexão ( $y_2$ ) onde a sucção é máxima. [3]

O modelo de RQ para modo de elevação a resistência é dada como :

$$P(z) = P_0 - H_{UL}(\zeta_0 - \zeta)(P_0 - P_2(z)) \quad (11a)$$

$$H_{UL}(\zeta_0 - \zeta) = (\zeta_0 - \zeta)/(A_{UL}(z) + (\zeta_0 - \zeta)) \quad (11b)$$

$$A_{UL}(z) = (P_0 - P_2(z))/(P_u(z_0)) \quad (11c)$$

Onde  $P_0$ ,  $\zeta_0$  são, respectivamente, a resistência e a penetração adimensionalizada (na unidade de  $D/K_{max}$ ) na última história de contato.

A expressão cúbica dada pelo modelo AB que define a curva  $P - y$  entre os pontos de

máxima sucção (2) e de total separação (3), na Figura 12, é dada pela seguinte formulações:

$$P = \frac{P_2}{2} + \frac{P_2}{4} \left[ 3 \left( \frac{y-y_0}{y_m} \right) - \left( \frac{y-y_0}{y_m} \right)^3 \right] \quad (12a)$$

$$y_0 = \frac{(y_2 + y_3)}{2} \quad (12b)$$

$$y_m = \frac{(y_2 - y_3)}{2} \quad (12c)$$

Já o modelo de RQ segue mesma equação para descrever esse processo, diferenciando-se na forma de aplicação do modelo AB em separar as respostas em dois trechos, com formulações definidas para cada delas. O modelo RQ começa com a função hiperbólica, com alta rigidez do início da elevação, até que atinge zero ou a resistência do solo à tração. A partir desse momento, a mesma governa o processo de elevação do *riser* que, eventualmente, leva à completa separação, até a superfície do solo ( $y=0$ )[14].

A separação completa (ponto 3) é estabilizada usando parâmetro  $\psi$ , que relaciona o intervalo de deflexão sobre o qual a separação do *riser* ocorre e o intervalo de deflexão de total contato. A profundidade ( $y_3$ ) nesse contorno é dada por:

$$y_2 - y_3 = \psi(y_1 - y_2) \quad (13)$$

Então, no recontato ( trecho do ponto 3 para ponto 1), os dois modelos diferem nas formulações usada. O modelo AB usa uma equação similar à relação cúbica:

$$P = \frac{P_1}{2} + \frac{P_1}{4} \left[ 3 \left( \frac{y-y_0}{y_m} \right) - \left( \frac{y-y_0}{y_m} \right)^3 \right] \quad (14a)$$

$$y_0 = \frac{(y_1 + y_3)}{2} \quad (14b)$$

$$y_m = \frac{(y_1 - y_3)}{2} \quad (14c)$$

Por sua vez, o modelo de RQ, para repenetração, fornece as seguinte resistência :

$$P(z) = P_0 + H_{RP}(\zeta - \zeta_0)(P_u(z) - P_0) \quad (15a)$$

$$H_{RP}(\zeta - \zeta_0) = (\zeta - \zeta_0)/[A_{RP}(z) + (\zeta - \zeta_0)] \quad (15b)$$

$$A_{RP}(z) = \frac{P_u(z) - P_0}{P_{u^*}} \quad (15c)$$

Seguindo a mesma lógica,  $P_0$ ,  $\zeta_0$ , são a resistência e penetração adimensionalizada. Mas chama-se atenção para a ( $P_{u^*}$ ) que é o fator de resistência que mapeia a profundidade que se inicia a repenetração. Ou seja  $P_{u^*} = P_u(z)$  se a repenetração começa de uma resistência negativa ou nula, em caso de ciclo completo de RQ. No caso de ciclo incompleto, onde a repenetração ocorre dentro, por exemplo, de um modo de elevação,  $P_{u^*} = P_u(z^*)$  onde  $z^*$  é a penetração onde ocorre a mudança de movimento.

Excepcionalmente, no modelo de AB, quando o *riser* tem o movimento revertido antes de completar o período de oscilação, a curva P - y é modelada então com a equação hiperbólica para pontos arbitrário ( $P_r, y_r$ ) de carregamento ( $\chi=1$ ) ou descarga ( $\chi=-1$ ):

$$P = P_r + \frac{y - y_r}{\frac{1}{\kappa_0} + \chi \frac{y - y_r}{(1 + \omega)P_1}} \quad (16)$$

O modelo de AB usa a equação 16 para reversão de movimentos que ocorrem nas curvas de ricocheta elástica e de repenetração. Então, se a reversão advir da curva de separação parcial, o modelo AB usa a relação exponencial para descrever o comportamento do solo, em um ponto arbitrário da curva ( $P_r, y_r$ ), que é:

$$P = \frac{P_1 + P_r}{2} + \frac{P_1 - P_r}{4} \left[ 3 \left( \frac{y - y_0}{y_m} \right) - \left( \frac{y - y_0}{y_m} \right)^3 \right] \quad (17a)$$

$$y_0 = \frac{y_1 + y_r}{2} \quad (17b)$$

$$y_m = \frac{y_1 - y_r}{2} \quad (17c)$$

Os dois modelos são usados largamente para fins acadêmicos e industriais. O modelo de Aubeny AUBENY & BISCONTIN [19] apresenta todas as características de mecanismos de interação, porém há uma inconsistência em usar duas formulações para representar um mesmo fenômeno [14]. Já o de RANDOLPH & QUIGGIN [32] considera a interação *riser*-solo se está em contato ou não, logo não apresenta explicitamente o mecanismo de separação total entre o *riser* e solo. Assim, RANDOLPH & QUIGGIN

[32] apresentam as fases de penetração inicial, elevação e quebra ou “entrada” de contato e repenetração. Nesse sentido, a separação sempre acontece na superfície do solo marinho, o que torna questionável a capacidade de representar a evidência fenomenológica da formação de valas nesse modelo, como comenta ZARGAR [14]. Por outro lado, os dois modelos não conseguem apresentar a deformação plástica do solo com o ciclo de carga, o que pode indicar uma validade dos mesmos apenas para um ciclo de carga e, para mais ciclos, tornam-se questionável a aplicação desses modelos.

As deficiências relatadas dos modelos não degradáveis como a formação de vala não explicitada no modelo de RANDOLPH & QUIGGIN [32], diferentes formulações para mesmo fenômeno no modelo de AUBENY & BISCONTIN [19] e a incapacidade dos dois modelos de representar a degradação das propriedades do solo com ciclo de carga foram incorporadas no modelo de degradável de ZARGAR [14]. Esse modelo será apresentado na seção (3.3) seguinte.

### **3.3 Modelo de Solo Degradável**

O terceiro modelo é o desenvolvido por ZARGAR [14], que daqui a diante será tratado como modelo ZGR. Esse modelo apresenta algumas características ausentes no modelo de AB e RQ, como uma única formulação (23) exponencial–hiperbólica para representar todos modos no ciclo de penetração–elevação. Este modelo é capaz de representar a formação de valas e a degradação do solo.

O modelo de ZGR corrige algumas deficiências encontradas nos modelos de solo não degradáveis de AB como de RQ. Ele possui na sua formulação os mecanismos de etapas básicas, diferindo dos outros modelos na etapa cinco, que é dividida em duas etapas. O modelo conta então com seis etapas:

- Penetração inicial (IP);
- Reação de elevação (UR);
- Reação de separação (US);
- Total separação (DT);
- Repenetração de solo remodelado (RR); e

- Repenetração de solo semi-intacto (RS).

Esse último, RS, refere-se a parte de solo que não foi totalmente perturbado e nem se encontra totalmente virgem, e o seu contorno superior se refere ao ponto em que ela se junta à curva de penetração inicial (IP). Esses modos são dados por uma única formulação (21), hiperbólica-exponencial, mudando alguns parâmetros do modelo para formar o sentido certo da curva, como mostra a Tabela 5. Cabe ressaltar que a resistência e penetração são normalizadas pelo diâmetro do duto.

De acordo com a Figura 14, o modelo constrói cada ciclo de penetração-elevação a partir de três pontos : (a) ponto de máxima penetração  $A(p_1, y_1)$ , onde acontece a reversão do movimento do *riser*, da penetração para elevação; (b) ponto de máxima sucção  $B(p_2, y_2)$ , onde ocorre a máxima resistência de sucção do solo; e (c) pelo ponto de separação  $(p_3, y_3)$  onde o  $p_3$  é sempre zero e a  $y_{3,0}$  é escrita pela equação (20). As equações (18) e (19) relacionam  $p_{2,n}$  e  $y_2$  com  $p_1$  e  $y_1$ , respectivamente

$$y_2 = y_1 - \Delta y_{UR} \quad (18)$$

$$p_{2,n} = -\Phi p_{1,n} \quad (19)$$

$$y_{3,0} = y_1 - \Delta y_{U,0} \quad (20)$$

O modelo ZGR, para penetração inicial, não é diferente aos modelos de AB e RQ, seguindo também a curva de *backbone* começando com zero de resistência (ponto O) e sem penetração até a primeira mudança de sentido do movimento do *riser* ( $p_1, y_1$ ), que são representados pelas equações (1), (2) e (3). É relevante notar que os parâmetros  $p$  e  $y$  usados no modelo de ZGR são a resistência e profundidade de penetração normalizadas pelo diâmetro do duto,  $p=P/D$  e  $y=z/D$ .

Como os autores propuseram, no sentido de unificar as equações hiperbólica e exponencial, todos modos de elevação e repenetração no solo são então representadas pela equação unificada hiperbólica-exponencial (21):

$$p(y) = p_m + \left\{ \frac{\alpha}{[1 + C^{k(y-y_m)}]^v} + \beta \right\} \xi |\Delta p_m| \quad (21)$$

$$\xi = \frac{\gamma}{\frac{\alpha}{1+C^{k(y-y_m)}} + \beta} \quad (22)$$

Onde  $C$  é o parâmetro que controla a curvatura, restringindo a valores maiores que 1 e sugere-se uma faixa de 1.2 a 1.5 [14], valores inferiores não conseguem tratar corretamente os efeitos de não-linearidades. Outros parâmetros  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$ ,  $\omega$  e  $\nu$  são parâmetros que controlam a forma da curva em cada modo, exceto  $\nu$  que é dado pela equação (27).

Após a primeira penetração ( $p_1, y_1$ ), onde ocorre a reversão do movimento e o *riser* começa a se elevar, separando-se do solo, até o ponto de maior sucção  $B(p_2, y_2)$ , há uma progressiva redução da resistência do solo. Embora comece com alta resistência, ela cai até zero, e o processo torna-se rapidamente não linear à medida que a resistência negativa do solo aproxima-se ao ponto de maior sucção. Este processo é chamado de UR (sigla da língua inglesa *Uplift Rebound*), que é o modo de elevação do *riser* prevista pela eq. (21). Ainda no processo de elevação, do ponto de maior sucção até completa separação  $C(p_3, y_{3,0})$ , no intermédio, do ponto  $B(p_2, y_{2,0})$  ao  $C(p_3, y_{3,0})$  na Figura 14, o segundo componente da elevação, é onde o *riser* começa a se separar do solo (US – *uplift separation*)

A partir da máxima sucção, o *riser* começa a separar-se do solo. Diferentemente dos modelos de AB e RQ, Zargar usa a mesma equação (21), mas com parâmetros diferentes. Esse processo de separação envolve a permeação da água no vazio deixado na progressiva elevação do *riser*, impondo complexidade na representação matemática desse fenômeno [14] [19]. Até a completa separação onde a resistência do solo é zero ( $p=0$ ) e o ponto de separação ( $p_{3,0}, y_3$ ), a profundidade ( $y_3$ ) é dado pela equação (20).

As rigidezes nos modos UR e US são dadas pelas equações (23) e (24) :

$$k_{UR} = \frac{2K_{max}}{(1 + \varphi) \ln(C)} \quad (23)$$

$$k_{US} = c_{US} \times k_{UR} \quad (24)$$

Onde  $\varphi$  é o fator de sucção. Na maioria dos casos, ZARGAR [14], considera esse fator de sucção como uma função variante com penetração do *riser*. Assim ZARGAR [14] através de dados apresentados por HODDER & CASSIDY [36] formulou uma relação linear para representar a relação da sucção com a máxima penetração do duto no solo,

como é dado pela equação 25 :

$$\varphi = m(y_1) + c \quad (25)$$

Onde  $m$  e  $c$  valem, respectivamente, para o tipo de solo usado em HODDER & CASSIDY [36], 0.09 e 0.53 [14].

O modo em que o *riser* repenetra o solo perturbado, após a completa separação, é diferente daquele em que acontece a primeira penetração de solo intacto, representada pela curva de *backbone*. O modelo ZGR divide a repenetração em dois submodos, com o primeiro governado pela resposta do solo remodelado ( RR – *repenetration remould*) e o segundo levando a uma transição para solo intacto ( RS – *repenetration semi-intact* ).

O *riser* então irá penetrar a partir da profundidade onde ocorreu a primeira mudança de movimento. Se a penetração for muito profunda, o processo (RS) ocorrerá, e encontrará o solo que não foi totalmente perturbado e também um trecho que não está totalmente intacto. Neste caso, a curva de penetração é diferente da curva da primeira repenetração  $A_1(p_{1,1}, y_{1,1})$ . Então, a partir da repenetração de solo semi-intacto  $D(p_{1,intact}, y_{1,intact})$ , há o realinhamento para curva da penetração inicial, como mostra o ponto  $A_1$  ao D na Figura 14.

Na iniciação do submodo RR, o *riser* encontra o solo empapado e com baixa rigidez, mas, à medida que o *riser* repenetra o solo, essa rigidez aumenta assintoticamente, resultando numa forma de curva do tipo S. Isto é :no ponto  $A_1(p_{1,1}, y_{1,1})$ , a rigidez do submodo RR é assumida igual ao modo RS que é calculada como:

$$k_{RR} = c_{RR}K_{UR} \quad (26)$$

Para primeira repenetração  $v$ , por exemplo, é dada pela seguinte expressão dos parâmetros :

$$v = \frac{\ln \left[ \frac{\tau(1)(1+A)}{2A} \right]}{\ln \left( \frac{2}{1+A} \right)} \quad (27)$$

$$\tau(1) = 1 - \delta D(1) \quad (28)$$

$$A = C^{k_{RR}\omega|\Delta y_m|} \quad (29)$$

Aplicando condições de contorno que forçam o submodo RR passar pelos pontos  $(p_3, y_{3,0})$  e  $(p_{1,1}, y_1)$ , os seguintes parâmetros devem ser aplicados:

$$\zeta = \frac{\gamma(1+A)^v}{\alpha(1-A^v)} \quad (30)$$

$$\psi = \frac{-\gamma}{1-A^v} \left[ A^v + \frac{\beta}{A^v}(1+A)^v \right] \quad (31)$$

O parâmetro  $\psi$  controla o valor de  $p_m$  (resistência na profundidade onde a rigidez do solo é máxima) e define a forma assintótica da curva RR.

Em  $y_1$ , a rigidez precisa ser a mesma para os dois submodos da repenetração (RS e RR), essa rigidez é dada:

$$K_{tan} = B \frac{v}{2^{v+1}} \quad (32)$$

Onde

$$B = \tau(1)k_{RR}p_{1,1} \xi \quad (33)$$

O ponto de penetração semi-intacto  $D(p_{1,intact}, y_{1,intact})$  refere-se ao modo RS que se localiza abaixo da máxima penetração anterior RR. Para transitar do modo RR para RS, há uma pequena variação da rigidez que se entende pela consecutiva penetração ao solo intacto, no qual existe uma resistência maior comparativamente ao solo remodelado do modo RR.

Resultados apresentados de HODDER & BYRNE [37] dizem que a distância que liga os modos RR para o RS pode ser constante. Nisso, ZARGAR [14] conduziu análises em MEF para calcular essa distância e concluiu que a distância entre os modos é uma função do solo no entorno do *riser* penetrado, que varia com tipo de solo ( se argila ou areia). Do resultado, para cálculo  $y_{1,intact}$  é dada:

$$y_{1,intact} = y_1 + 0.3 \quad (34)$$

Com o valor de  $y_{1,intact}$ , a força de penetração  $p_{1,intact}$  pode ser calculada usando as equações (1) e (2), gerando uma curva com concavidade para cima, passando nos pontos  $A(p_{1,n}, y_1)$  e  $D(p_{1,intact}, y_{1,intact})$  [14]. No segundo ponto que representa a interseção com a curva de penetração inicial, a rigidez da curva de RS é calculada de acordo com a rigidez secante:

$$k_{RS} = \mu \left( \frac{p_{1,intact} - p_{1,n}}{y_{1,intact} - y_1} \right) \quad (35)$$

Em relação ao parâmetro  $\mu$ , ele é sempre maior que 1 para formar a concavidade para cima. Os valores normais ficam entre 2 e 2.5 [14].

Como a resistência do solo no modo RS é consideravelmente maior que no RR, a transição entre os dois deve ocorrer de uma forma suave, portanto a função de transição  $f(y)$  representa essa passagem dos modos com uma pressão de contato definida como uma média ponderada do RR e RS ZARGAR [14]:

$$p = f(y)p_{RR} + [1 - f(y)]p_{RS}(y) \quad (36)$$

Onde  $f(y)$  é dado como:

$$f(y) = \frac{1}{1 + e^{\lambda_{RS}k_{RS}(y-y_{tr})}} \quad (37)$$

Onde  $y_{tr}$  é a profundidade na qual a função de transição diminui para zero e é dada como:

$$y_{tr} = y_1 + 0.05 \quad (38)$$

O parâmetro  $\lambda$  controla o comprimento efetivo da função de transição,  $\lambda_{RS}=2$ .

Como mostrado nos modelos de AB e RQ, o modelo de ZGR também endereça à formulação geral se *riser* tiver seu movimento revertido antes de completar o ciclo. A primeira forma dessa ocorrência é rotulada como PU, se esse movimento muda na elevação, ou seja, movimento de baixo para cima, antes da máxima profundidade de penetração ( $y_1$ ). Isso pode ocorrer qualquer ponto durante modo RR e PR ( $p_r, y_r$ ). Se a elevação do *riser* ocorrer durante o modo RS ou IP, o solo assume-se como intacto, portanto o movimento para cima é considerado como novo modo UR [14].

As formulações do modo PU são as mesmas usadas no modo UR, mudando o ponto de partida de  $(p_{1,n}, y_1)$  para  $(p_r, y_r)$ . Onde a sua rigidez  $k_{PU}$  é calculada a partir da equação (23).

A reversão de movimento na repenetração é caracterizada pelo modo PR. Essa mudança pode se dar em qualquer parte dos modos de elevação do *riser* (UR, US e PU). Esse modo pode continuar depois  $(y_1)$ , e é contornado pelos pontos do modo RR  $(p_3, y_{3,(n-1)})$  e  $(p_{1,n}, y_1)$ . Como acontece nos modos normais, a curva de PR é também semelhante ao do modo PU, alterando-se os parâmetros, com rigidez  $k_{PR}$  é igual ao do modo UR, dada pela equação (23).

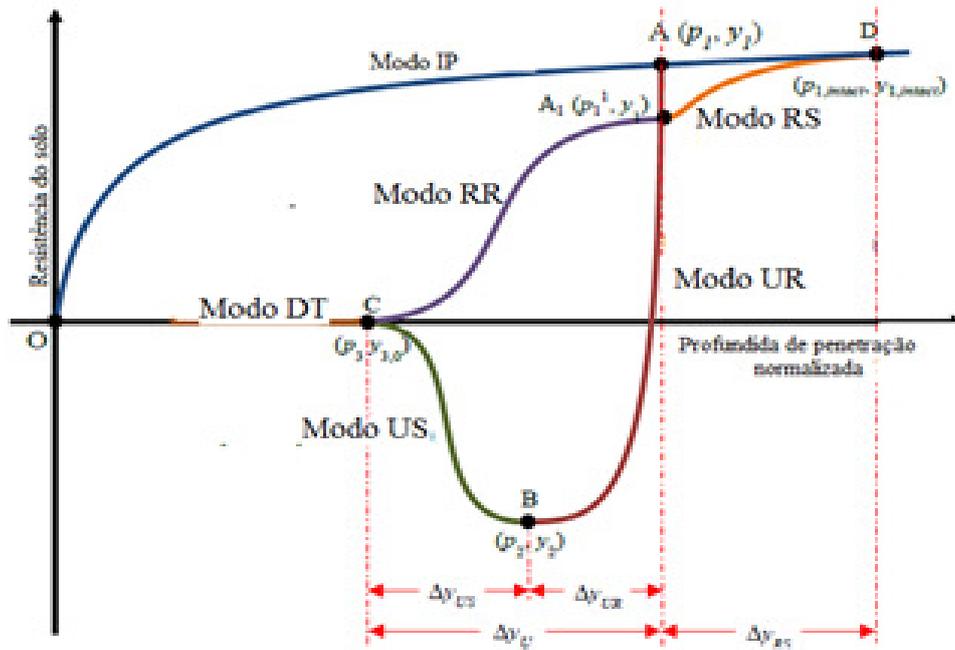


Figura 14 - Comportamento do solo do Modelo ZGR (ZARGAR [14])

Para suavizar a mudança de rigidez que pode ocorrer no ponto de encontro entre as curvas de PU e UR ou de US e PR e RR, e para prevenir qualquer instabilidade numérica, modelo ZGR define a função de transição representada para curvas PU equação (39) e curva PR a equação (40):

$$p = f(y)p_{PU}(y) + [1 - f(y)]p_{PU \text{ ou } US}(y) \quad (39)$$

$$p = f(y)p_{PR}(y) + [1 - f(y)]p_{RR}(y) \quad (40)$$

Onde  $f(y)$  é dado por :

$$f(y) = \frac{1}{1 + e^{\lambda_{PU \text{ ou } PR} k_{PU \text{ ou } PR} (y - y_{int})}} \quad (41)$$

E  $y_{int}$  é a profundidade onde as curvas RR ou PR intercedem as curvas de contorno. E  $\lambda$  controla o comprimento efetivo da função de transição  $f(y)$ :

$$\lambda_{PU} = \frac{-0.05}{\min|y_r - y_{int}| |(y_{2OU}y_3) - y_{int}|} \quad (42)$$

E

$$\lambda_{PR} = \frac{0.05}{\min|y_r - y_{int}| |(y_1) - y_{int}|} \quad (43)$$

Se  $y_{int} > y_2$  então  $P_{UR}$  e  $y_2$  devem ser usados na equação 35, enquanto se  $y_{int} < y_2$  então  $P_{US}$  e  $y_3$  e equação 36 são usadas.

Das diferentes características nas formulações existentes no modelo de ZGR em relação aos modelos de AB e RQ, o modelo de ZGR considera sob sua estrutura a degradação do solo durante os ciclos de carga e descarga. O progressivo aumento de ciclos de carga e descarga faz com que a degradação aumenta, conseqüentemente haverá diminuição da rigidez BRIDGE [31].

Portanto, essa diminuição de rigidez (degradação das propriedades dos materiais) pode se traduzir em energia dissipada em cada ciclo para qualquer material com comportamento não linear, logo a relação entre diminuição da resistência entre o n-ésimo ciclo e o 1º ciclo é proporcional à relação da energia dissipada entre esses ciclos. E, conseqüentemente, está relacionada com a integração da área delimitada pela curva de penetração-elevação [38] [14].

Então, o modelo de degradação proposto é dado :

$$V_{,n} = V_{,0}D(n) \quad (44)$$

$$D(n) = 1 - \rho_0 \frac{1 - e^{-\varepsilon n}}{1 - e^{-\varepsilon}} \quad (45)$$

Onde  $D(n)$  é a função de degradação, cujo a taxa de degradação no solo é controlado pelos parâmetros  $\rho_0$  e  $\varepsilon$  são parâmetros do modelo;  $n$  é o número de ciclo.

A equação (45) é apropriada para ciclos completos de elevação e penetração. Em caso de ciclos incompletos como PR e PU, a degradação é menor. E para sua correta representação, o fator de degradação para ciclos incompletos deve ser real ao invés de inteiro. Então o novo ciclo é dado:

$$(n_a)_{novo} = (n_a)_{velho} + A_R \quad (46)$$

Onde  $A_R = \frac{A_p}{A_c}$  é a razão de área  $A_p$  e  $A_c$  que referem-se, respectivamente, em áreas

delimitadas de ciclo incompleto e completo de penetração – elevação.

Para calcular a área delimitada de um dado ciclo, o modelo ZGR propõe uma formulação que integra a pressão de contato e a penetração em cada ciclo de penetração-elevação:

$$A_R = (C_U - C_R)(y_U - y_R) \times \frac{(y_U - y_3) + (y_R - y_3)}{(\Delta y_U)^2} \quad (47)$$

Onde  $y_U$  e  $y_R$  são as profundidades onde a elevação e repenetração ocorrem, respectivamente. E  $C_U$  e  $C_R$  são dados pelas seguintes expressões:

$$C_U = \frac{P_U + \varphi P_{RR}}{(1 + \varphi) P_{RR}} \quad (48)$$

$$C_R = \frac{\varphi(P_{UP} - P_R)}{(1 + \varphi) P_{UP}} \quad (49)$$

$P_{RR}$  e  $P_{UP}$  são as resistências no contorno dos modos RR e UP, respectivamente. Os parâmetros  $P_U$  e  $P_R$  são as resistências do solo nas respectivas profundidades  $y_U$  e  $y_R$ .  $C_R$  e  $C_U$  são calculados tendo a atenção ao passo (modo) anterior. Ou seja, se um dos modos anterior for de elevação (UR, US, PU) ou DT, então o  $C_R$  deve ser calculado. Similarmente,  $C_U$  é calculado onde o modo anterior é um modo de penetração (IP, RS, RR e PR) ZARGAR [14].

Os valores de  $C_R$  e  $C_U$  são unitários quando o modo de reversão (PU, PR) começa em uma curva de contorno e têm valores menores que um quando o modo anterior é o de reversão. Isso indica que o  $C_R$  será sempre unitário para qualquer um dos modos UR, US ou DT e menor que um quando o modo anterior é  $P_U$ . E  $C_U$  será unitário para IP, RS ou RR e menor se o modo anterior for o PR ZARGAR [14].

Os modelos propostos para interação *riser*-solo foram, neste capítulo, examinados. Como apresentado, cada um dos modelos possui certa particularidade no tratamento da interação, mas todos conservam conceitos básicos para representar a histerese da resposta do solo sob perturbação do *riser*. Assim, o próximo capítulo (Capítulo 4) implementará as equações de governo para resposta de solo não degradáveis (modelo de AUBENY & BISCONTIN [19]) e de solo degradável (modelo de ZARGAR [14]).

## 4. ALGORITMO DE IMPLEMENTAÇÃO

O desenvolvimento do trabalho envolveu duas etapas de programação. A primeira, em linguagem Fortran e através do *software MathCad* (apenas o modelo não degradável), fora do programa SITUA, com o intuito de implementar os modelos AUBENY & BISCONTIN [19] (solo não-degradável) e ZARGAR [14] (solo degradável) para antever se a implementação das equações que governam a histerese estavam adequadas, corretamente implementadas. Na segunda etapa, uma vez validadas as equações, o código do modelo de solo degradável de ZARGAR [14] foi adaptado ao programa SITUA-Prosím como uma subrotina.

Sendo assim, Uma tarefa central dessa pesquisa é a implementação, mediante a composição de um algoritmo eficiente e sua codificação para integração com outras ferramentas, de modelos para interação vertical com o solo. Na fase de pesquisa bibliográfica, alguns modelos de solo baseados na descrição da resposta de penetração e reação foram estudados, como ficou registrado no capítulo 2. Nas próximas páginas, documenta-se o esforço e os resultados de disponibilizar e testar rotinas computacionais que aplicam aqueles modelos, com a atenção especial na implementação do modelo de solo degradável de ZARGAR [14].

Esse esforço de implementação partiu da identificação de um algoritmo viável para modelos não-degradáveis de solo, encontrada em IRMAN [39], baseados no modelo de AUBENY & BISCONTIN [19]. Algumas das características computacionais mais gerais que são necessárias puderam ser mapeadas daquele trabalho para auxiliar na codificação em linguagem Fortran: (a) a necessidade de variáveis para armazenar, entre as chamadas às rotinas, os estados correspondentes à história anterior da penetração; (b) estudou-se a melhor forma de modularizar o código de modo a criar chamadas para cada equação que governa cada um dos trechos da curva de histerese. (c) a forma como tratar numericamente o processo de interação duto solo. Inicialmente, foi aplicado um método puramente incremental, devido a sua facilidade de implementação. Neste caso, foi necessário realizar um estudo paramétrico para verificar os erros que seriam obtidos na relação resistência vs penetração no ciclo de histerese decorrente da variação do número de passos em um

processo puramente incremental. Para este estudo foi escolhido o modelo de AUBENY & BISCONTIN [19].

#### **4.1 Influência de Passos de Carga na Resposta de Histerese dos Modelos Solo-Estrutura**

As rotinas desenvolvidas e utilizadas recebem valores de penetração instantânea, os parâmetros das equações que definem o comportamento do solo (vide seção 3.2) e dados de estado que incluem a informação da história prévia. Elas devolvem principalmente a força nodal associada e a rigidez correspondente. Tais rotinas se baseiam em algoritmos rotulados como "incrementais" para tratar a não-linearidade, de acordo com a definição dada em CRISFIELD *et al.* [40] que contrasta-os com os algoritmos iterativos como o de Newton-Raphson. Dessa forma, os incrementos de deslocamentos precisam necessariamente ser pequenos, do contrário há possibilidade de erros que acumulam-se e deterioram a eficiência do modelo. Figura 15 apresenta um estudo paramétrico em que foi variado os passos de incremento de deslocamento vertical no modelo de AUBENY & BISCONTIN [19]. Pode-se observar que os efeitos na variação do incremento tendem a aumentar ligeiramente a descontinuidade de cada modo da curva histerese, isso é visível pela diferenças das curvas tracejada, de 50 incrementos, a linha azul com 12 incrementos. Nos contornos e nas transições, não há uma passagem de resistência para cada modo suave, em comparação à curva de 50 incrementos.

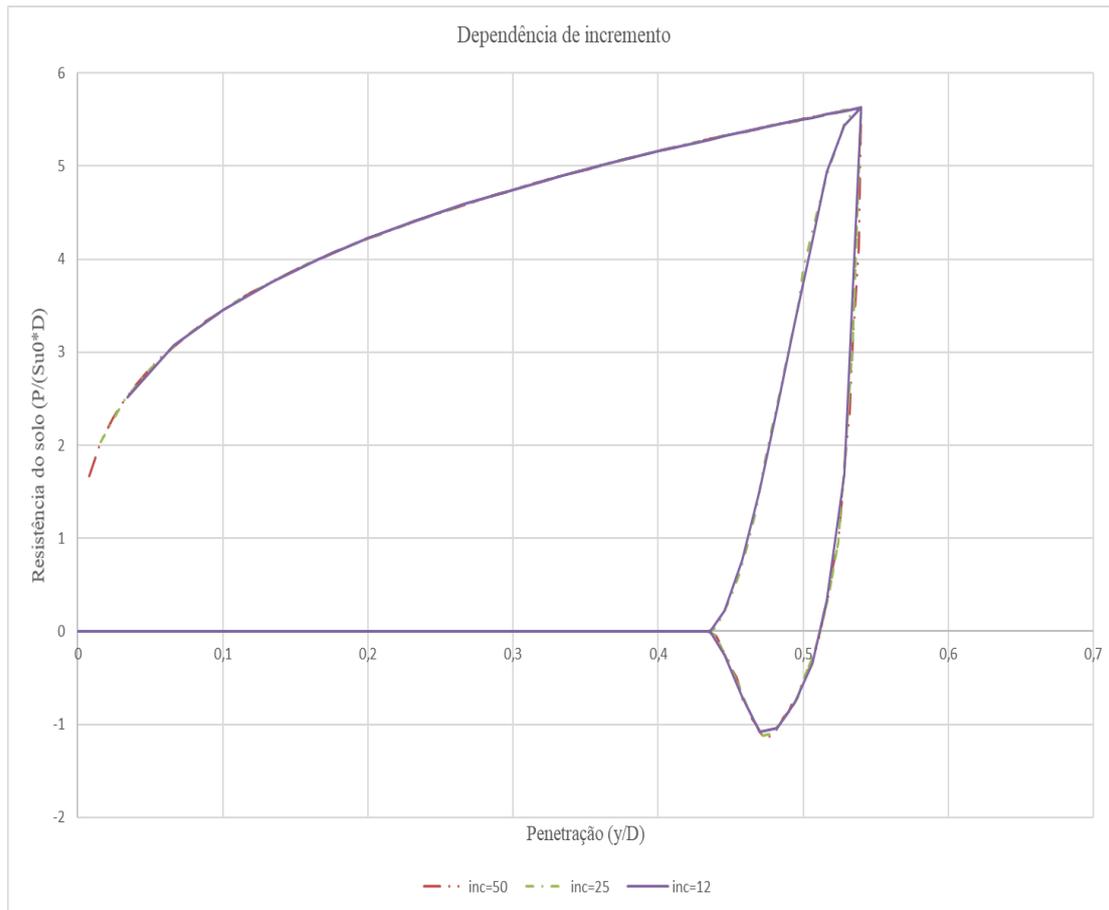


Figura 15 - Estudos dos efeitos de número de incrementos sobre a resolução da curva P-y

Ao longo da pesquisa, ao transformar as rotinas desenvolvidas em subrotinas do programa SITUA-Prosim, observou-se que esta preocupação não existiria uma vez que a subrotina, embora dependente de incrementos, seria acionada dentro de um processo iterativo de Newton - Raphson, onde essa presumível dependência seria afastada pela procura do equilíbrio do processo, passando para outro modo no final deste equilíbrio, assim cada modo da curva terá números de pontos suficiente para completar a curva de histerese.

Com fim de realizar uma análise estrutural do *riser*, a implementação dos modelos de AUBENY & BISCONTIN [19] e ZARGAR [14] foi realizada na forma mostrada neste capítulo. Essa análise, que se baseia principalmente em um segmento de duto de diâmetro  $D$  que penetra o solo segundo uma serie de movimento prescrito. Esse estudo se fez fora do programa SITUA/Prosim, de modo a averiguar as subrotinas nas suas formas mais puras, de uma análise quasi-estática de passos controlados, sem nenhum efeito que possa advir de uma análise mais sofisticada, por exemplo dinâmica. Para tal, o estudo

das propriedades do solo, sua abrangência nas sensibilidade dos parâmetros, a própria codificação dos modelos ( de AUBENY & BISCONTIN [19] e de ZARGAR [14] ) são contempladas nas secções subsequentes.

## 4.2 Inventário de Propriedades do Solo Usadas pelos Modelos

Para que os modelos não - degradáveis e os degradáveis possam ser utilizados, os algoritmos associados precisam receber e armazenar dados (principalmente numéricos) que representam as propriedades do solo. Foi feito um inventário dos dados empregados pelos modelos e também um levantamento de valores que seriam úteis para os experimentos numéricos que seriam indispensáveis para a avaliação. A Tabela 3 fornece os parâmetros usados para testar o código implementado. A resistência não drenada do solo ( $S_u$ ) é um fator que cresce linearmente com a profundidade do solo, como é mostrado na equação (3); porém, nesse exemplo, ela foi considerada constante. Já os fatores de separação *riser* – solo ( $\Psi$ ) e o de controle de deflexão ( $\omega$ ) podem ter o mesmo efeito na curva do modelo de AB, eles aumentam ou diminuem o ponto em que o *riser* se separa do solo. Um ponto de atenção é o fator de deflexão porque valores muito pequenos podem impor uma deflexão muito grande, que desfavorece ou anula a formação de vala. De certa forma, o fator de separação é um parâmetro do solo e o controle de deflexão é do modelo numérico. O fator de sucção ( $\Phi$ ) é dado como constante, porém é um parâmetro dependente do solo. Para fim de análise numérica, valores muito grandes podem invalidar o formato normal da curva P-y que o algoritmo constrói.

## 4.3 Algoritmo de Implementação de Modelo Não-Degradável

O primeiro exame da implementação do algoritmo de leitura foi feito através de um programa em Fortran que impõe a um nó solitário, que representa um trecho de duto em contato com o solo, uma série temporal de deslocamentos. Cada passo de penetração chama uma rotina que usa o modelo de AUBENY & BISCONTIN [19] disponibilizada em JIAO [41] e IRMAN [39]. Concomitante, o mesmo modelo foi implementando numericamente usando o *software* MathCad. Assim, o fluxograma representa a rotina de modelo excitando o solo em um nó.

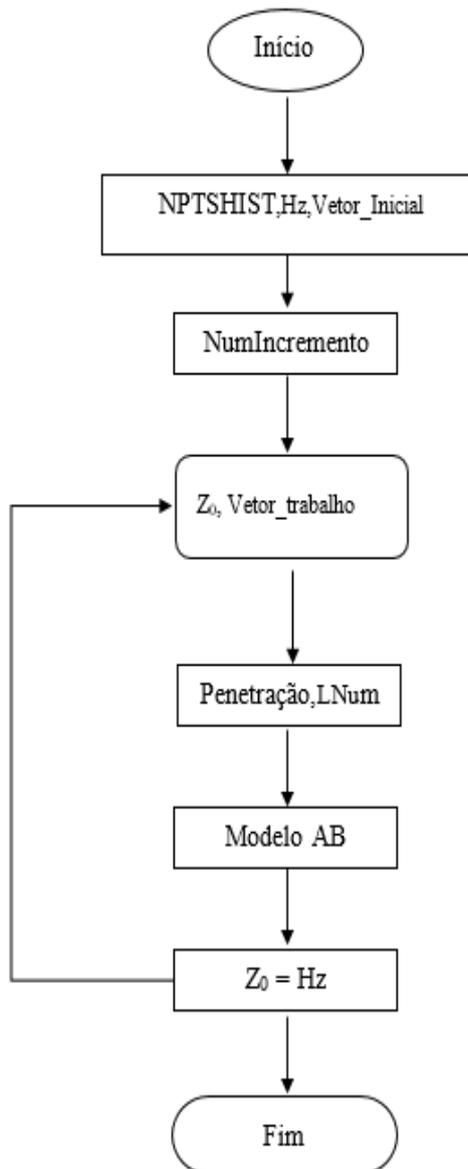
Uma variável chamada NPTHIST representa o número de valores de penetração prescritos em cada ciclo de carregamento. A variável chamada NumIncremento é o número de subdivisões ou incrementos que cada trecho da curva P-y correspondente a um modo de resposta do solo terá. O Vetor\_Inicial contém parâmetros do modelos e do solo que precisam ser inicializados.

Inicialmente, constrói-se a história de penetrações do modelo através do parâmetro Hz, que é simplesmente uma tabela com os valores de penetração prescritos em cada ciclo, e o valor inicial  $Z_0$ , este que pode ser a deformação inicial imposta pelo peso próprio do elemento de duto. O vetor de trabalho contém as variáveis do modelo, ele é atualizado ao longo da história de interação. Assim, a penetração atual é calculada usando a seguinte equação algébrica:

$$Z = Z_0 + \frac{hZ(iH) - Z_0}{numIncrementos} * snum \quad (50)$$

Onde snum é o número de incremento crescente ao longo do tempo de simulação. E o número de carregamento Lsnum é definido como :

$$Lsnum = snum + numIncrementos(ij) * (iH - 1) \quad (51)$$



Fluxograma 1 - Fluxograma de leitura do modelo de AB

#### 4.4 Verificação de conformidade do Algoritmo para Modelo Não-degradado

Os dados de entrada, como documentados na Tabela 3, para a simulação que exemplifica o modelo e seu algoritmo de implementação foram baseados do estudo de caso apresentado em IRMAN [39]. Isso permitiu validar da implementação numérica feita na tarefa. O algoritmo é composto essencialmente com código que simula um histórico de penetração (controle de deslocamento), permeando entre os valores de penetração e chama a subrotina que determina a reação e a rigidez ao longo dos ciclos de carga e descarga.

Essa subrotina se baseia em uma estrutura de decisão que faz a transição do modelo linear para o não-linear (modelo AB), empregando o conjunto de fórmulas convenientes para determinar a rigidez de penetração para cada avanço ou recuo do *riser* sobre o solo.

Tabela 3 - Parâmetros de solo (IRMAN (2015))

Parâmetros de verificação de modelo base		
Parâmetros	Símbolo	Valor
Diâmetro do <i>riser</i> (m)	D	0,5
Peso submerso do duto (kN/m)	$w$	0
Resistência do solo ( $y=0$ ) (Pa)	$Su_0$	800
Gradiente de resistência do solo (kPa/m)	$\rho$	0
fator de sucção	$\Phi$	0,223
Controle de rigidez inicial	$k_0$	660
Fator de separação <i>riser</i> -solo	$\Psi$	0,661
Controle da deflexão	$\omega$	0,1433
fator de curva de backbone	a	6,73
fator de curva de backbone	b	0,29

Os resultados obtidos, tanto no Mathcad como no Fortran (Figura 16), mostraram uma concordância mútua e com os valores informados na literatura. Havendo pequena suavização na transição da máxima resistência para elevação no resultado do MathCad e, por conseguinte, uma ligeira diferença na separação no comportamento das duas curvas. Portanto, há evidência de que o modelo fornece valores de resistência e rigidez do solo coerentes, estando assim pronto para mesclá-lo com parte de um programa de cálculo estrutural de *riser*. O modelo AB foi o escolhido dentre os modelos de solo não degradáveis devido a explícita formação de vala. Essa característica permite que seja realizada uma análise de *riser* considerando os movimentos verticais e laterais, onde a partir da presunção do *riser* enterrado na vala, será possível implementar um modelo de interação lateral com a influência da resistência passiva do solo.

Os gráficos nas Figuras 17 e 18 mostram que o modelo AB é capaz de representar o recontato entre o *riser*-solo completando assim a curva do modelo proposto. O contorno da linha de recontato coincide com o ponto máxima penetração anterior, assim poderia-se aumentar o ciclo de carregamento e descarga, mas, para isso, o modelo deveria representar as mudanças de propriedade (rigidez) na degradação do solo em função dos ciclos, que nessa versão não é capaz de estimar.

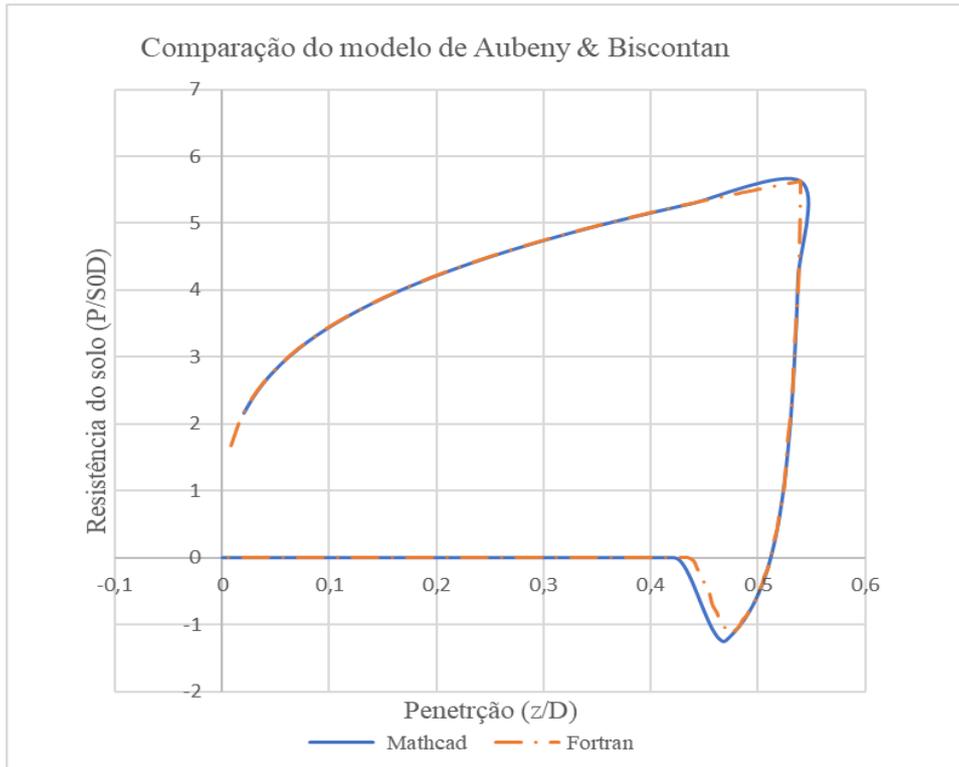


Figura 16 - Comparação da curva gerada no MathCad e no Fortran

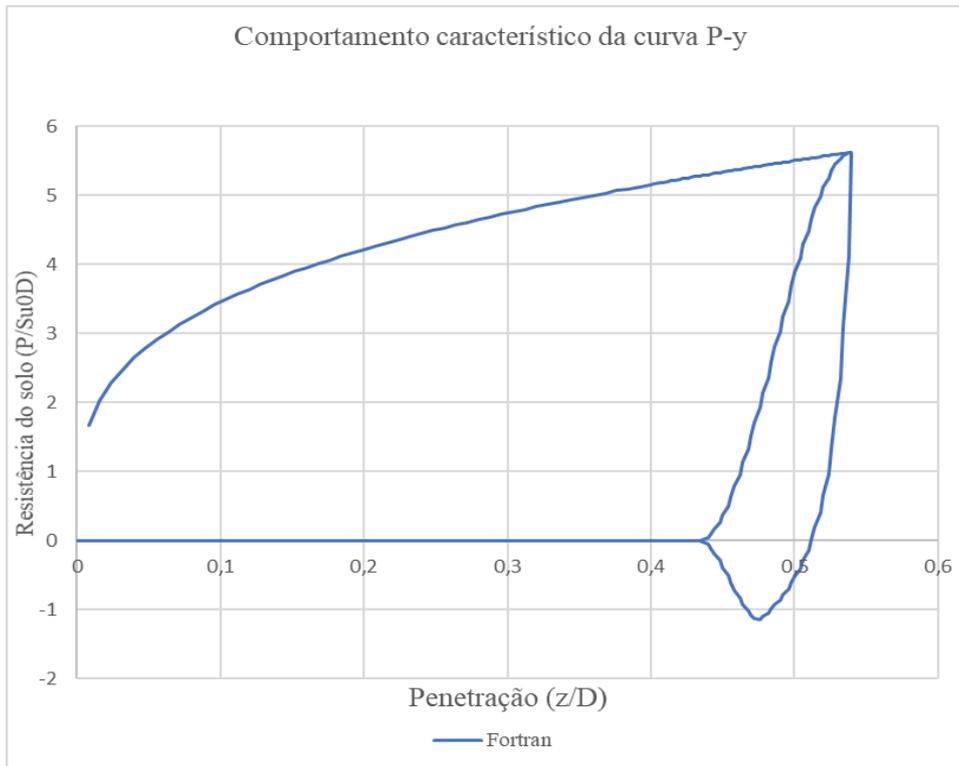


Figura 17 - Modelo AB gerado pela rotina em Fortran

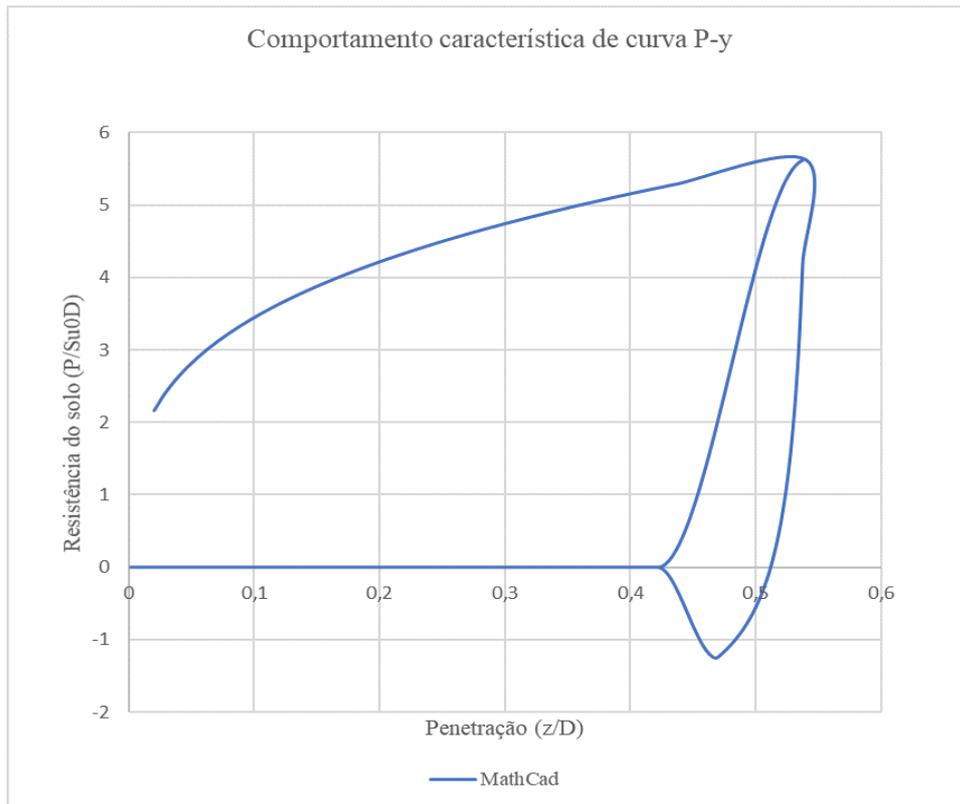


Figura 18 - Modelo Aubeny & Biscotin gerada pelo MathCad

#### 4.4.1 Sensibilidade dos Parâmetros

Para melhor compreender a influência de cada parâmetro no modelo AB, foi feito um estudo de sensibilidade simples que consistiu em, mantidos todos os outros parâmetros sem alterações, construir 5 casos variantes para cada parâmetro e mensurar como os resultados do modelo são afetados. A variação dos parâmetros é descrita na Tabela 4.

A Figura 19 mostra como o gráfico da curva P-y se comporta variando os parâmetros de controle de deflexão. É possível notar que a curva P-y devolvida pelo algoritmo perde sua representatividade quando adotam-se valores inferiores aos sugeridos no artigo original. Na Figura 20 fator de separação *riser*-solo como nome sugere ele vai separar em grandes profundidade para valores pequenos e, aos valores grandes, essa separação tende a ir a ser perto da superfície do solo marinha.

Tabela 4 - Valores usados na variação de cada parâmetro durante o estudo de sensibilidade

Estudo de Sensibilidade								
Parâmetros	Símbolo	Valor no caso base	Variação dos parâmetros de verificação					
Resistência do solo ( $y=0$ ) (N)	$Su_0$	800	800,0	1200	2000	3000	4000	
Gradiente de resistência do solo (N/m)	$\rho$	0	800	1000	1200	1300	1400	
Fator de sucção	$\phi$	0,223	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	
Controle de rigidez inicial	$k_0$	660	260	460	660	860	1060	
Fator de separação Solo-riser	$\Psi$	0,661	0,3	0,661	0,991	1,661	2,661	
Controle de deflexão	$\omega$	0,433	0,233	0,433	0,833	1,433	2,433	

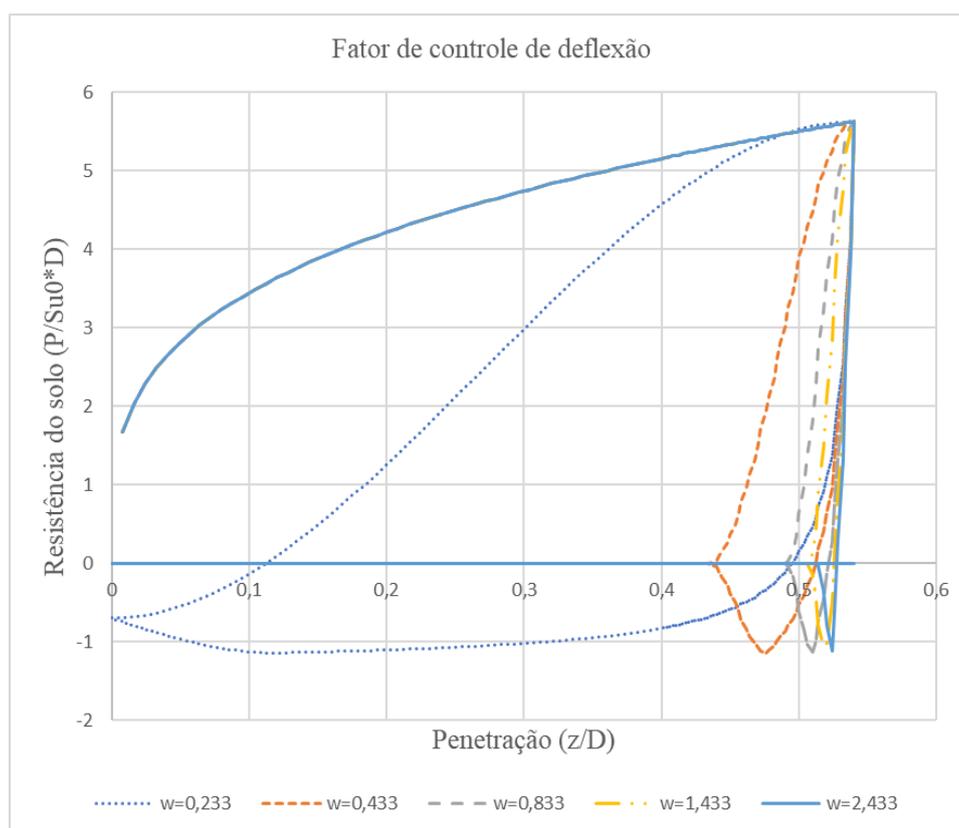


Figura 19 - Modelo AB variando o fator de deflexão

Os efeitos da variação do fator de sucção ficam evidenciados na resposta mostrada na Figura 21. Aumentando-o, aumenta a resistência do solo na sucção, do contrário que se possa imaginar, valores muito grandes ( por exemplo: igual a uma unidade) causam

perda de representatividade da curva P-y. Evidenciando-se haver um valor ótimo, porque valores pequenos demais mudam completamente as condições do contorno da curva.

Já a rigidez do solo (Figura 22) não comprometeu a característica da curva, evidenciando que valores inferiores ao padrão usado por IRMAN [39] impõem uma separação muito lenta do *riser*, o que fisicamente mostra uma coerência, já que solos de alta rigidez tendem a ter respostas muito severas à penetração, como mostram os valores  $k_0 = 1060$  onde a separação foi muito rápida.

Enquanto que as Figuras 19 à 22, são os chamados parâmetros de curva de contorno ([41]), as Figuras 23 e 24 são os parâmetros que alteram o formato da curva de *backbone* impondo maior ou menor resistência, já que existe uma dependência linear deles.

Deve-se notar que este estudo empregou parâmetros de entrada que excedem os valores usados no estudo feito por JIAO [41], onde os parâmetros de estudos foram inferiores aos dos parâmetros normais. Portanto, a comparação fica parcialmente prejudicada, pois a opção foi de analisar como valores mais altos modificam a resposta do solo.

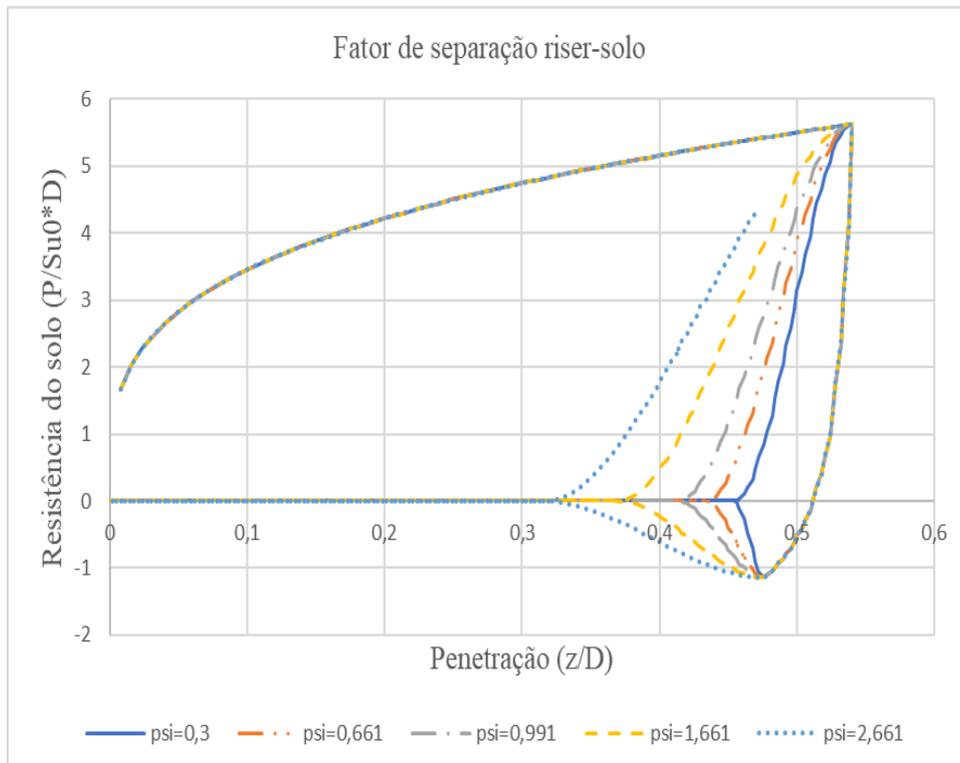


Figura 20 - Modelo AB variando o fator de separação

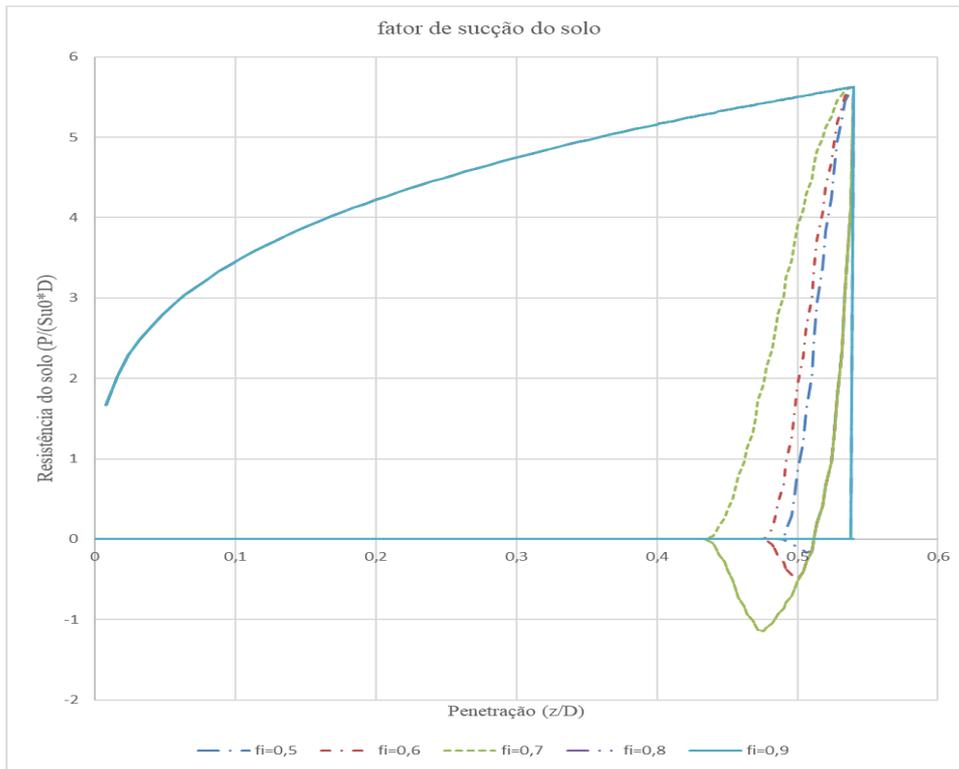


Figura 21 - Modelo AB variando o fator de sucção do solo

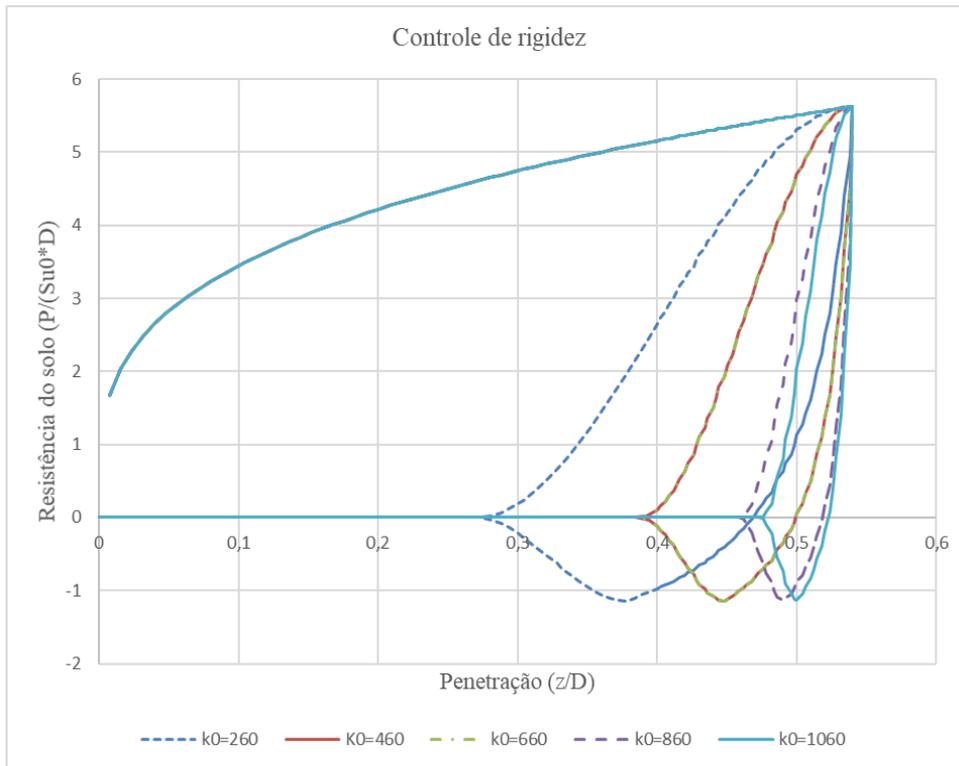


Figura 22 - Variação do parâmetro de controle de rigidez

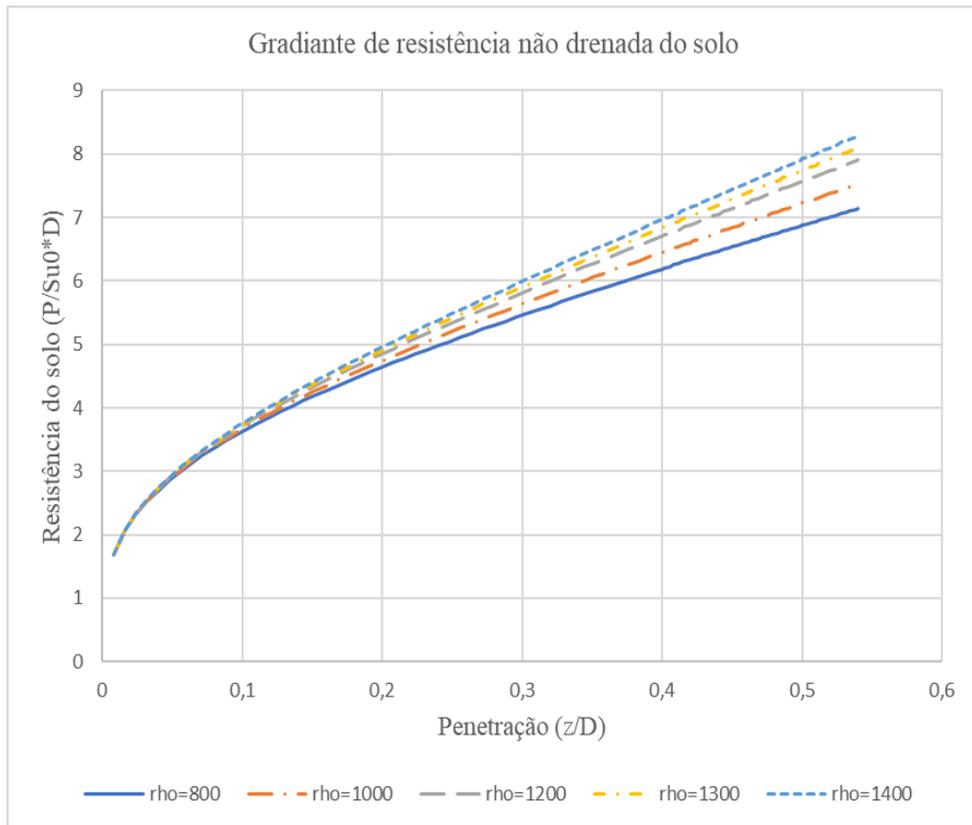


Figura 23 - Modelo AB variando o gradiente resistência não drenada do solo

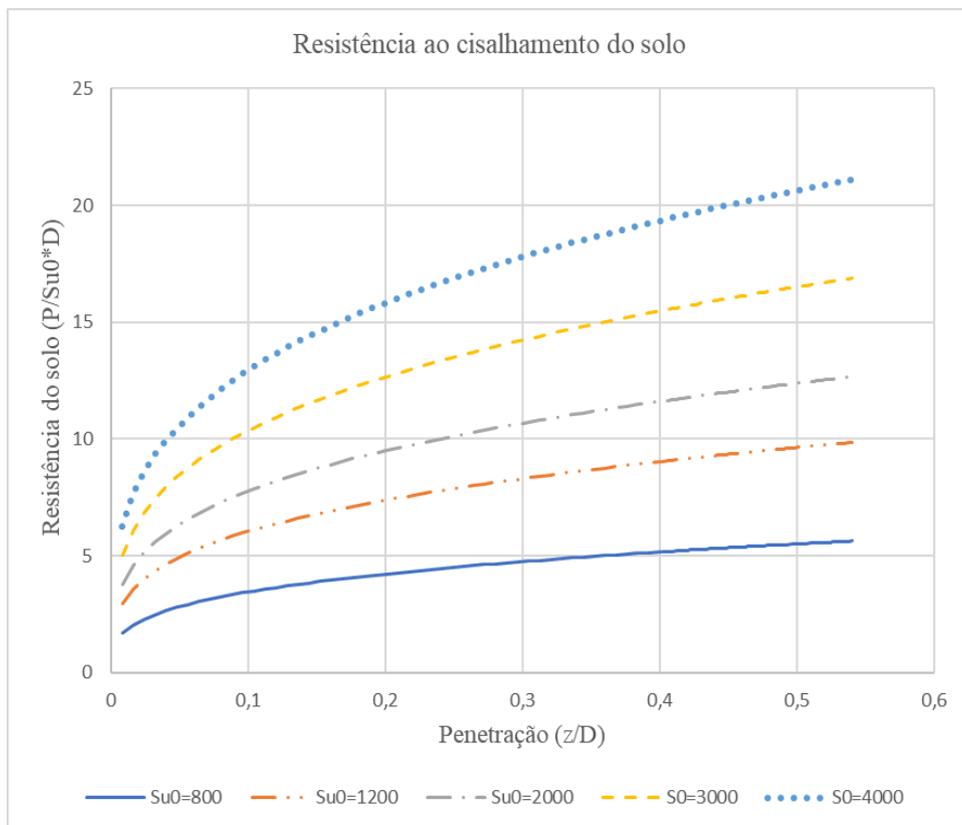


Figura 24 - Modelo AB variando a resistência não drenada do solo

## 4.5 Algoritmo de Implementação de Modelo Degradável de Solo

Após a implementação, averiguação da rotina em fortran e os estudos feitos no modelo não-degradável de solo, o desafio, que se tornou parte central da pesquisa, foi a construção, codificação de uma rotina para determinar a resposta do solo degradável na direção vertical. Essa rotina que fará integração à códigos externos maiores (SITUA/Prosim e ABAQUS/Standard). Como apresentado no capítulo 3.2, o modelo que apresentada características de solo degradável é o proposto por ZARGAR [14], descrito na seção 3.3. Essa tarefa ofereceu provações inesperadas e, embora a rotina tenha sido validada pela comparação com os resultados de experimentos numéricos descritos no trabalho de ZARGAR [14], sua interligação ao software de elementos finitos ABAQUS/Standard não conseguiu sucesso completo, logo pouco se falará sobre esta tentativa ainda mal-sucedida.

A representação numérica do modelo de ZARGAR [14] é dependente de parâmetros inerentes ao modelo matemático (Tabela 5) e ao próprio solo. Esses parâmetros são armazenados de forma permanente e outros sofrem alterações com o decorrer da simulação.

Primeiramente, o objetivo inicial é de implementar vários modelos de interação *riser*-solo, assim o modelo de elementos finitos em contato com solo marinho será capaz de decidir que modelo usar, dependendo de suas sofisticções: se linear ou não linear. É importante notar que diferentes modelos apresentaram parâmetros específicos e o seu acionamento estará a depender de sua calibração. Assim, vários módulos de armazenamentos e inicialização foram implementados para assegurar o correto funcionamento da rotina. Essas variáveis são calibradas através de dados de teste de solo e variam de solo para solo. Para modelo de ZARGAR [14], os parâmetros foram extraídos e calibrados do resultados dados de teste de HODDER & BYRNE [37]

Tabela 5 - Parâmetros do modelo

Modos	Parâmetros do modelo									
	$p_m$	$y_m$	$\Delta y_m$	$\Delta p_m$	$\alpha$	$\beta$	$\gamma$	$\omega$	$\xi$	$\nu$
UR	$p_1$	$y_1$	$y_2 - y_1$	$p_2 - p_1$	-2	1	-1	-1	Eq.22	1
US	$p_2 / 2$	$\frac{(y_1 + y_2)}{2}$	$y_3 - y_2$	$p_3 - p_2$	1	-0,5	0,5	-0,5		
RR	$\Psi  \Delta p_m $	$\frac{(y_{3,n-1} + y_1)}{2}$	$y_1 - y_{3,n-1}$	$p_{1,n}$	-1	0,5	1	0,5	Eq.30	Eq. 27
PU	$p^*$	$y^*$	$y_1 - y_2$	$p_{1,n} - p_{2,n}$	-2	1	-1	-1	1	1
PR	$p^*$	$y^*$	$y_1 - y^*$	$p_{1,n} - p^*$						
RS	$p_{1,n}$	$y_1$	$y_1 - y_i$	$p_{1,n} - p_{1,i}$						

Onde, i = intacto.

#### 4.5.1 Propriedade do Solo

O modelo de ZARGAR [14] foi codificado e testado com dados amostrais vindos dos experimentos executados por HODDER & BYRNE [37], assim os parâmetros dependentes do solo têm a mesma origem. O modelo vai depender de propriedades do solo e parâmetros inerentes às curvaturas de cada modo. Alguns parâmetros têm um valor padrão, o que pode ser adotado para uma larga escala de solos, mas alguns podem depender de ajustes e calibração com modelo físico, em casos particulares [14].

A resistência não drenada segue a mesma filosofia já apresentada, em que para se obter tal parâmetro é necessário um experimento, por exemplo, de *T – Bar*, que basicamente testa a capacidade do solo de suportar a penetração de uma barra. A máxima rigidez é um fator adimensional pela máxima resistência do solo, apresentado em RANDOLPH & QUIGGIN [32] cujo o seu valores, própria para argilas moles, variam entre 150 à 250 [20],[12].

O máximo deslocamento no modo UR  $y_{ur}$  é um parâmetro adimensional do solo e independente da profundidade, igualmente o máximo deslocamento inicial do solo  $\Delta y_{U,0}$  independe da profundidade e é constante, porém o  $\Delta y_U$  é um parâmetro que reduz com o ciclo de carga. Já a base exponencial C é um parâmetro típico que deve se ajustar aos resultados experimentais, ele controla a curvatura na penetração – elevação. É recomendável adotar valores entre 1,2 e 1,5.[14]

As razões de rigidez no modo US ( $C_{us}$ ) e RR ( $C_{RR}$ ) são gerados através de calibrações

de curvas do modelo e não podem ser maior que uma unidade.

Naturalmente os dados de solo surgem de experimentos onde eles são calibrados, porém é legítimo, para implementações numéricas, o questionamento dos seus níveis de validade e as incertezas a elas associadas.

## 4.5.2 Algoritmo do Modelo

A codificação do modelo baseia-se em caminhos em função do nível de penetração do *riser*, esses caminhos representam cada modo que compõe a curva P-y. Desse modo, o modelo ZGR está composto conforme a Tabela 6. Para representar essa tabela, o fluxograma da implementação do modelo de ZARGAR [14] e deste com o Prosim pode ser consultado.

A rotina é chamada quando o *riser* toca o solo. Nesse primeiro toque, como explica o mecanismo de interação, o solo está virgem e começa a ser perturbado na etapa da penetração inicial (IP). Essa etapa continua até atingir a máxima deflexão do solo ou com até a primeira mudança de movimento do *riser*. Nesse nível, a rotina gera três pontos de contorno ( $y_1$ ,  $y_2$  e  $y_3$ ) que são respectivamente o ponto de máxima penetração, máxima sucção e o de separação do *riser* do solo.

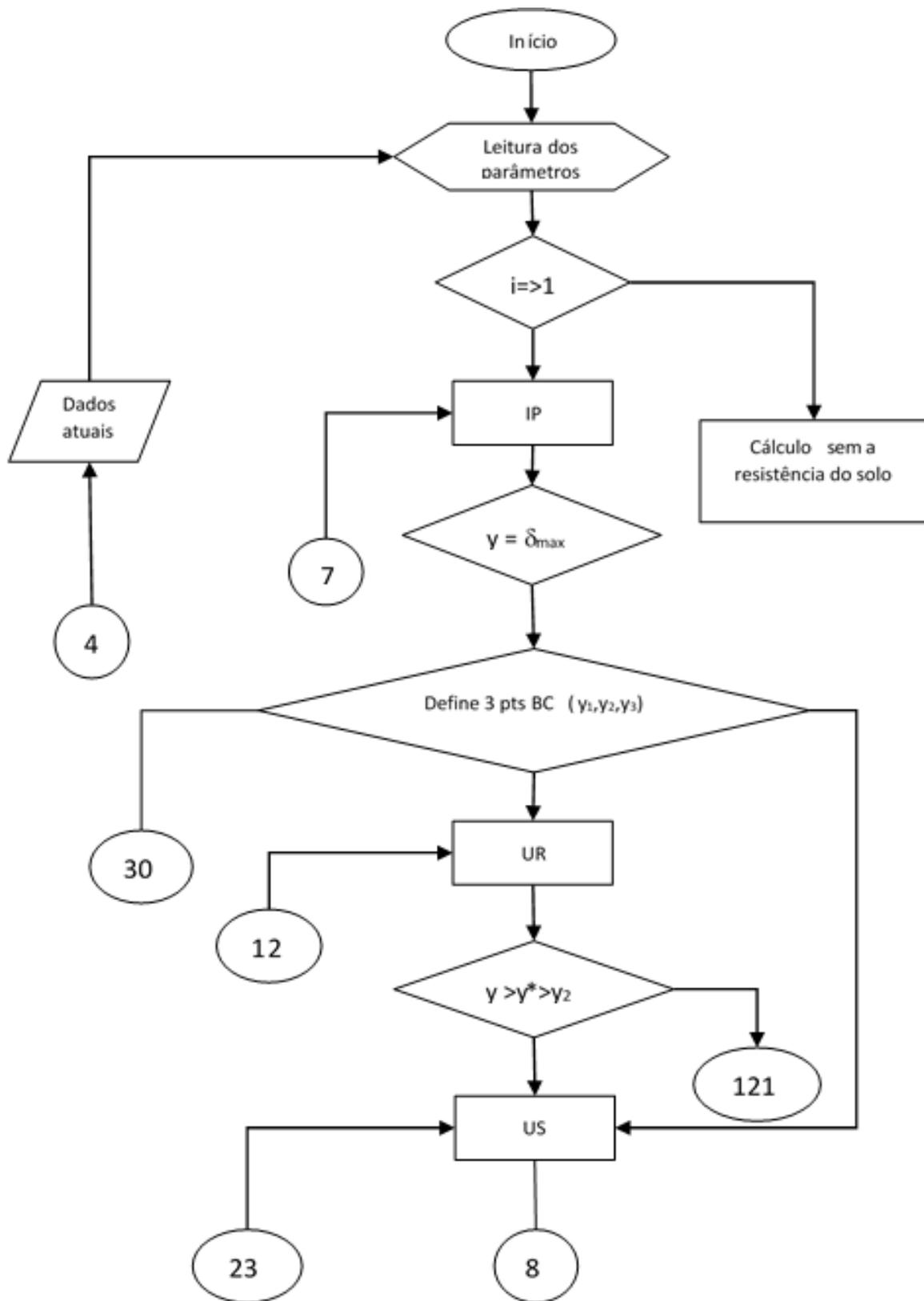
Tabela 6 - Identificação de caminhos do algoritmo

ID Modos	Modos
01	Penetração inicial (IP)
12	Reação de elevação (UR)
121/231	Perda de contato na reação/separação (PR/PR2)
23	Separação na elevação (US)
30	Total separação (DT)
31	Repenetração remodelada (RR)
312	Perda de contato na repetração (PU)
60	Curva semi-intacta (RS)

O completo sequenciamento do modelo é dado pela penetração inicial (IP) – ricochete de elevação (UR) – separação parcial (US) – total separação (DT) – re penetração no solo remodelado (RR) – re penetração no solo semi-intacto (RS) .

O tratamento da re penetração no solo semi-intacto (RS) só é ativado se a penetração do *riser* for maior que a máxima penetração ocorrida na deformação plástica do inicial solo ( $y_1$ ). Essa deformação inicial é conduzida pela curva de *backbone*, formulada por AUBENY & BISCONTIN [19]

Assim, se a penetração for mais a fundo do que a máxima penetração atingida no primeiro toque do *riser* no solo ( $y_1$ ), o algoritmo supõe que trata-se de um solo remodelado e forma o contorno superior da curva de solo semi virgem. Após esse ponto, qualquer penetração o solo é suposto como uma ação sobre um solo virgem [14]. O sequenciamento mostrado nos fluxogramas 2,3 e 4 representam a codificação do modelo de ZARGAR [14]. Que para o efeito, inicia-se lendo os dados do modelo e são inicializado as propriedades do solo, aquelas dependentes da história, ou seja que variam ao longo do processo de carga e descarga, devem ser nulas no princípio.



Fluxograma 2 - Algoritmo para implementação do modelo de solo de ZGR (parte A)

Como explicitado acima, o modo de penetração inicial (IP) é dada pela curva de *backbone* e os demais pela equação unificada para representar a elevação e repenetração, então todos os modos têm a mesma base matemática, diferenciando-se nos parâmetros necessários para seu equacionamento Tabela 5. Como condição do modelo de ZARGAR [14], a penetração e resistência são divididas pelo diâmetro, assim a parte externa, curva de backbone, do atual modelo tem as seguintes formulações:

$$p = N_c S_u \quad (52a)$$

$$N_c = ay^b \quad (52b)$$

$$S_u = S_{u0} + \rho y D \quad (52c)$$

Onde  $N_c$  e  $S_u$  são os a resistência de sustentação do solo e resistência não-drenada do solo, respectivamente. O fator  $N_c$  é fortemente dependente da rugosidade do solo (através dos parâmetros  $a, b$ , vide Tabela 1) e a largura de sustentação do solo ( $B$ ). Essa largura no modelo foi considerada igual a 1, porém Aubeny e Biscontin sugerem valores variáveis e dependentes do nível de penetração do *riser* no solo, vide Tabela 2. A rigidez do solo nesse modo é manipulada a partir da resistência, produzindo a medida de rigidez tangente dada:

$$k_{IP} = ay^{b-1} b (S_{u0} + \rho y D) + a \rho y^b D \quad (53)$$

Assim, a curva característica do modo IP no Fluxograma 2 é representada pelo Figura 25, que inicia com alta rigidez e vai caindo à medida que o *riser* penetra o solo. Por outro lado, a curva começa com resistência solo igual a zero e vai até a primeira reversão do *riser* ( $p_1, y_1$ ),  $y_1 = \delta_{max}$ , nesse ponto, o algoritmo constrói três nível de profundidade ( $y_1, y_2, y_3$ ) e resistência para o contorno da curva P-y, como mostra o Fluxograma 2. A partir da penetração atual, no final do modo penetração virgem, há a primeira reversão de movimento do *riser*.

O algoritmo pode escolher, pelo nível de penetração do *riser* no solo, em que modo o solo está a ser excitado, que podem ser os modos DT (indicado pelo conector 30), UR ou US como mostra o Fluxograma 2. Em um movimento normal do *riser*, o modo após a máxima deformação é o de ricochete de elevação (UR). O modo UR tem como contorno

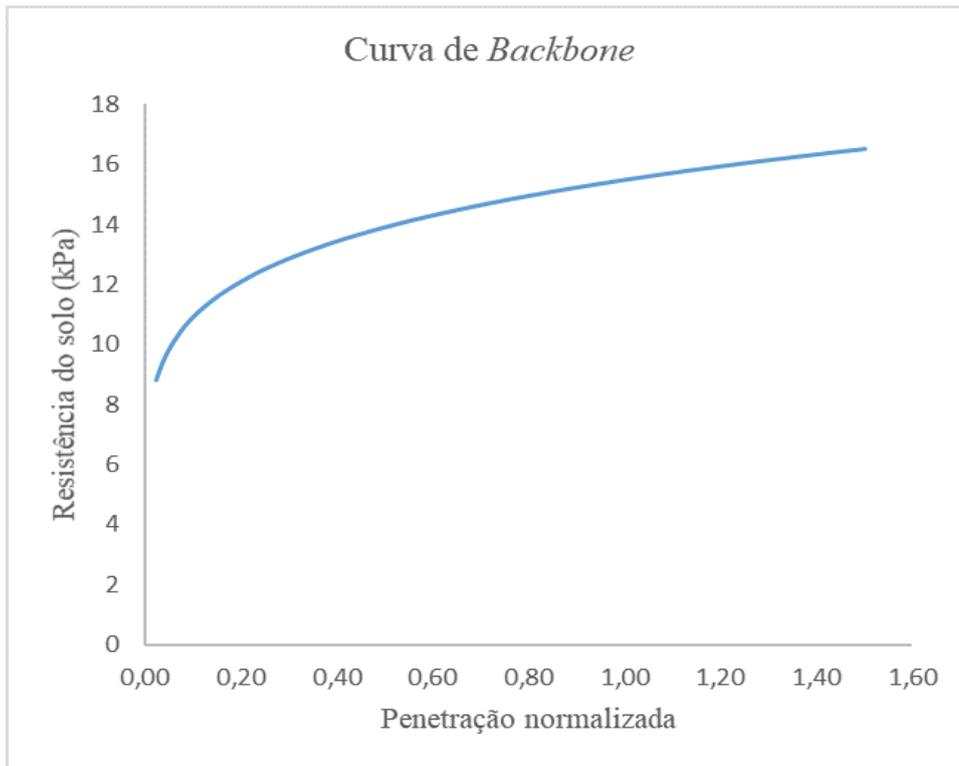


Figura 25 - Curva do modo de penetração inicial (IP)

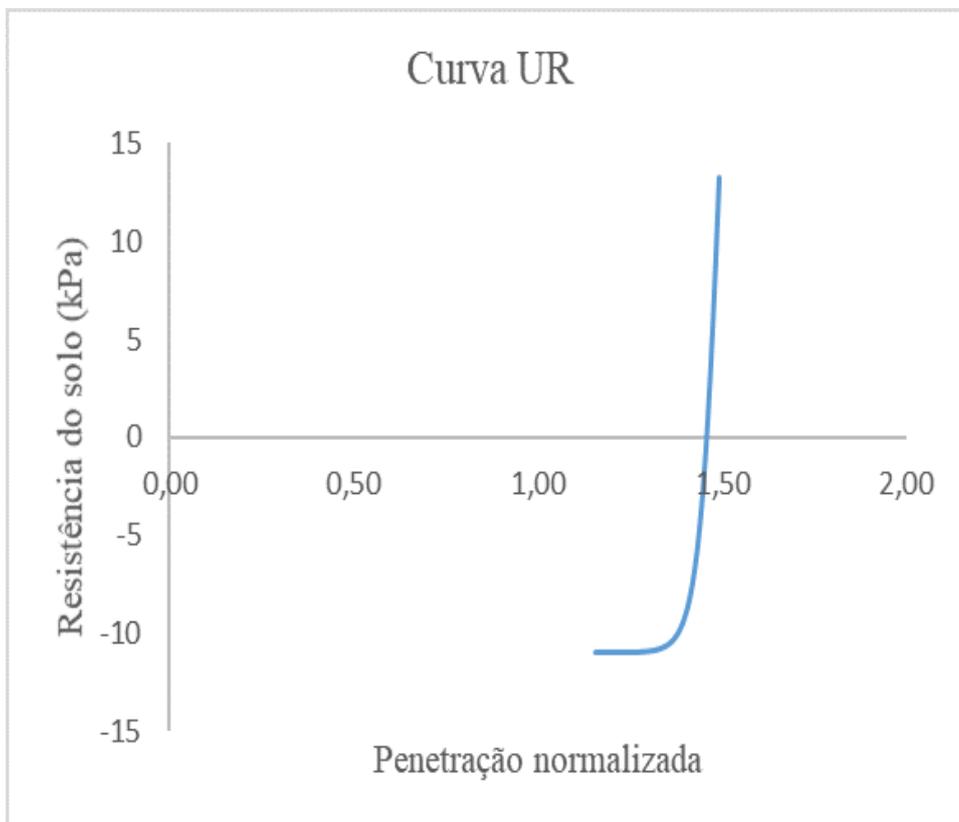


Figura 26 - Curva característica do modo de reação elástica (UR)

a máxima resistência e penetração atingida no modo IP, ponto  $(p_1, y_1)$ , e o ponto onde a resistência do solo atinge a máxima sucção  $(p_2, y_2)$ . A entrada neste modo traz consigo efetivamente o modelo de ZGR. Ele que propõe uma única equação para todos os modos (equação (21)), variando-se apenas os parâmetros do modelo em cada modo, apresentado na Tabela 5. A Figura 26 mostra que o modo UR começa com alta resistência e cai rapidamente até zero e, a partir dali, a resistência se torna negativa com um decréscimo não tão acentuado à medida que se aproxima da máxima sucção  $(p_2)$ .

A rigidez nesse modo é em função da máxima rigidez normalizada do solo ( $K_{max}$ ), que é um parâmetro de entrada dependendo do tipo de solo. Essa rigidez ( $K_{max}$ ) durante a descarga é estimada a estar numa faixa de 150 à 250 para argilas moles [32], [14].

Se, antes da profundidade  $y_2$ , o *riser* erguendo-se do solo sofrer uma mudança de movimento da elevação para penetração  $y > y^* = y(2) > y_2$ , o modelo deve reconduzir para o modo de repenetração (PR) – será apresentado mais abaixo. No entanto, se essa elevação continuar até que a penetração seja igual à, ou menor que,  $y_2$ , o algoritmo deve acionar o modo de separação parcial (US), como mostrado no Fluxograma 2.

O modo US, com curva característica na Figura 27, é ativado se o *riser* estiver numa elevação progressiva separando do solo. O modo US, contornado pelos pontos  $(p_{2,n}, y_{2,n})$  e  $(p_{3,n}, y_{3,n})$ , é igualmente representado pela equação 21 variando nos parâmetros, como mostra a Tabela 5. A profundidade  $y_{3,n}$  e a resistência  $p_{2,n}$  são valores variáveis em função do número de ciclo, ou seja, sofrem influência da degradação do modelo. A rigidez no modo US é igual a usada no modo UR multiplicada por um fator de rigidez (dependente de solos).

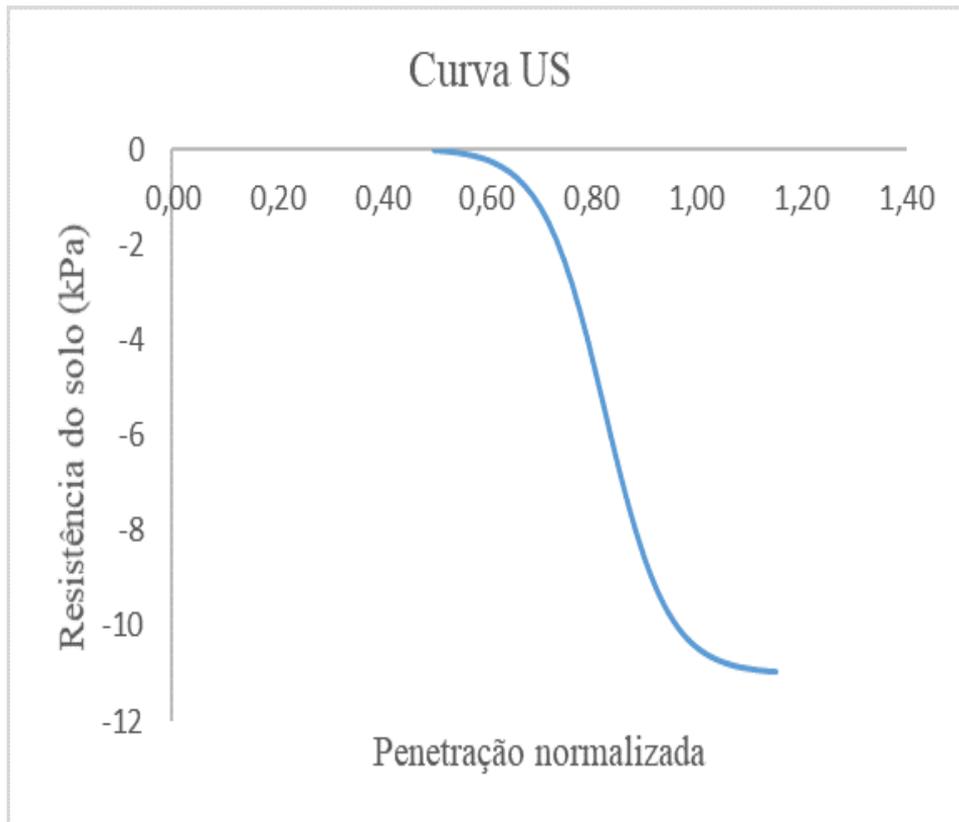
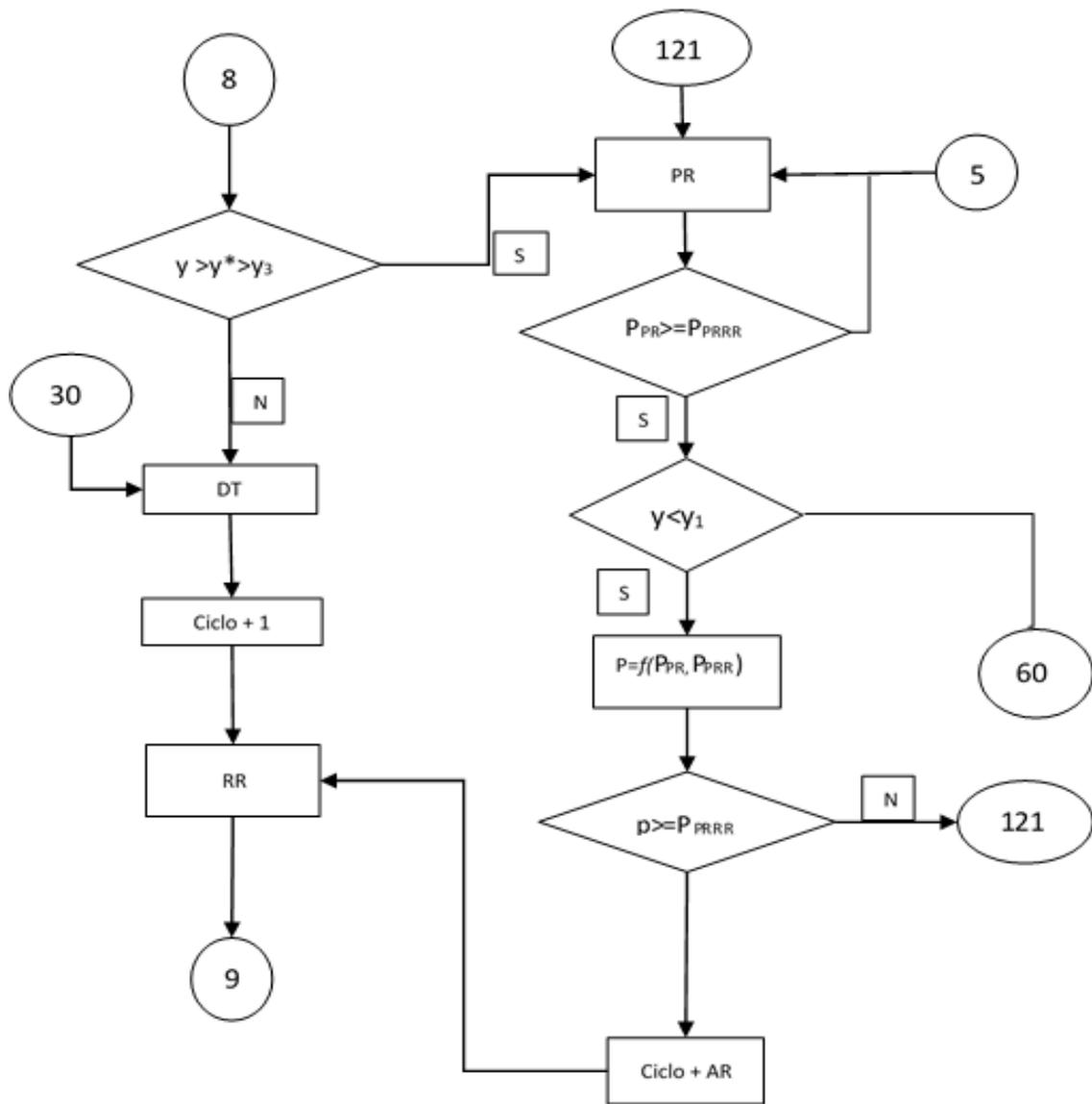


Figura 27 - Curva do modo de separação parcial (US)

Se antes do *riser* atingir a profundidade  $y_{3,n}$ , há uma reversão repentina de movimento de elevação para a separação,  $y(1) > y(2) > y_3$ , então o algoritmo muda para o modo de re penetração novamente, que para facilidade para modelar foi considerado um caminho (230) diferente ao do modo de re penetração (121) ocorrido no UR, é ativado e o modelo entra no modo PR do modo US. Caso contrário, o *riser* continuar com o movimento de descarga até  $y_{3,n}$ . Nesse ponto ( $y < y_{3,n}$ ), modelo entra no modo de separação total (DT), onde a resistência do solo é zero devido a perda de contato entre *riser* e o solo, como mostra o Fluxograma 3.



Fluxograma 3 - Algoritmo para implementação do modelo de solo de ZGR (parte B)

Após a saída do modo DT, há contagem de ciclo de degradação do modelo, como mostra o Fluxograma 3. Se o *riser* começar a penetrar novamente o solo, então o algoritmo aciona o modo repenetração para o solo remodelado (RR). Com o número de ciclo é calculado, na entrada do modo RR, a degradação do solo e todos parâmetros dependentes dela serão calculados. O modo RR tem como condição de contorno os pontos  $(p_3, y_{3,n})$  e  $(p_{1,n}, y_1)$ .

Com os parâmetros acima é possível calcular a curva que modela o modo RR, vide Figura 28. A medida que o *riser* vai penetrando o solo, a resistência aumenta rapidamente diferente do modo IP, e rigidez nesse modo RR é dada igual a do modo UR multiplicada por um coeficiente (fator de rigidez) dependente do solo. Se haver uma mudança de movimento, antes de atingir o contorno superior  $y_1, y < y^* < y_1$  o algoritmo aciona o

modo de elevação na penetração (PU), como visto pelo conector (9) no Fluxograma 4. No caso da penetração continuar até  $y_1$ , o algoritmo muda para a curva de solo que não foi totalmente remodelado e ao mesmo tempo não é virgem, curva de repenetração semi-intacta modo RS.

Se a penetração no modo RR for igual a profundidade  $y_1$  e o *riser* começar a elevar-se, o algoritmo não deverá entrar no modo RS, mas encaminhar para o modo IP (como mostra o conector (7) no Fluxograma 4) onde, através de critério de profundidade irá encaminhar para o modo UR, US ou DT dependendo do nível da profundidade de penetração. Essa passagem é necessária para que os efeitos da degradação do solo sejam contabilizados nas variáveis  $y_3$ ,  $p_2$  e  $p_1$ , desse modo, as condições de contorno de todo modelo serão atualizadas.

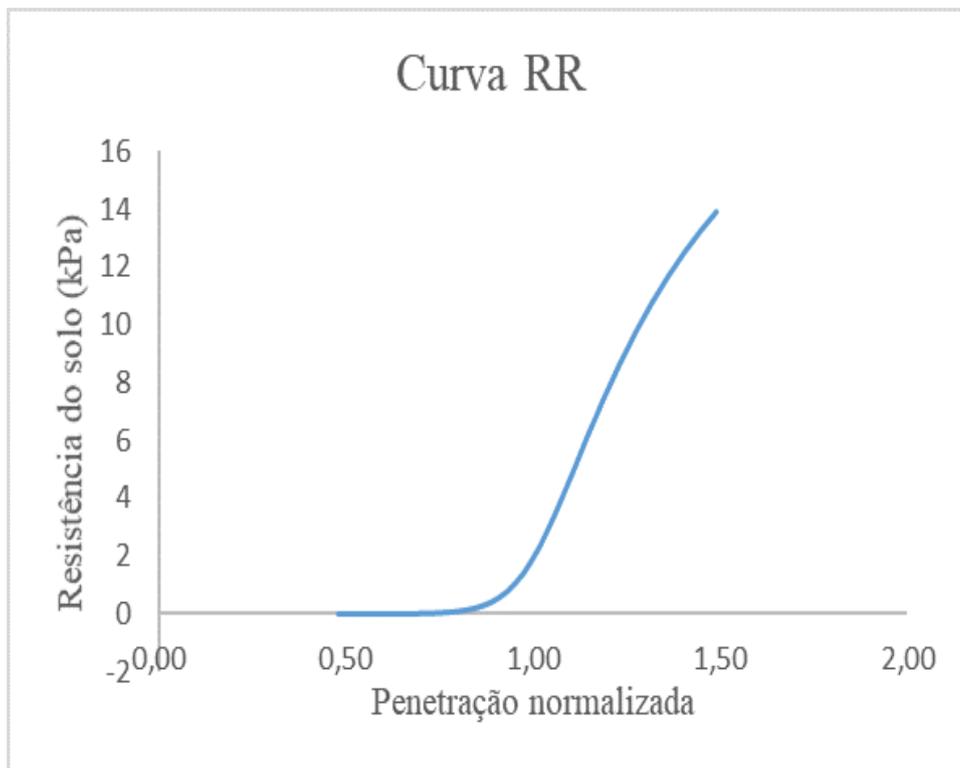


Figura 28 - Curva do modo de repenetração (RR)

O modo de repenetração semi-intacta RS inicia com uma resistência ligeiramente maior que a do modo anterior, RR, então para criar uma transição suave e evitar instabilidade numérica do modelo, no ponto  $y_1$ , na saída do modo RR ou PR, é usado uma função suavizadora para conduzir essa transição. Esse modo, repenetração semi-intacta, tem como contorno inferior o ponto  $(p_{1,n}, y_1)$  e superior  $(p_{1,intact}, y_{intact})$ . A função de

resistência segue o mesmo que os modos anteriores, porém, o contorno superior  $p_{1,intact}$ , partindo da suposição que é o contorno para o solo intacto, é modelado com a função resistência de um solo virgem, ou seja, a curva de backbone.

Se o *riser* continuar penetrando o solo ao ponto que a penetração  $y$  seja maior que  $y_{intacto}$  o algoritmo muda para a função do modo de penetração inicial (IP), que conduzirá a reação do solo até a próxima mudança de movimento do *riser*. Frisa-se que a medida a penetração torna-se maior, a degradação diminui devido o *riser* encontrar progressivamente solo virgem, [14]. De igual modo, qualquer mudança de movimento no modo RS, o solo responde pela curva UR, indicado pelo conector (6), é necessário essa passagem na identidade de modos para que o algoritmo crie novos pontos de contorno do modelo  $(p_1, y_1, p_2, y_2, p_3, y_3)$ .

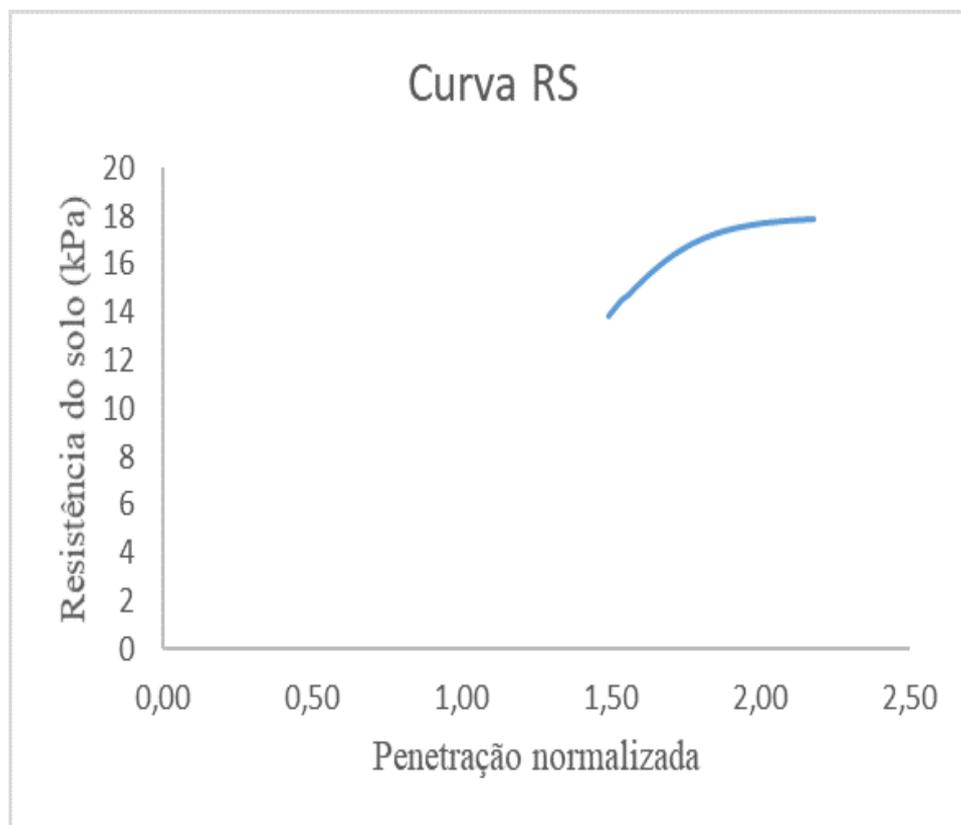
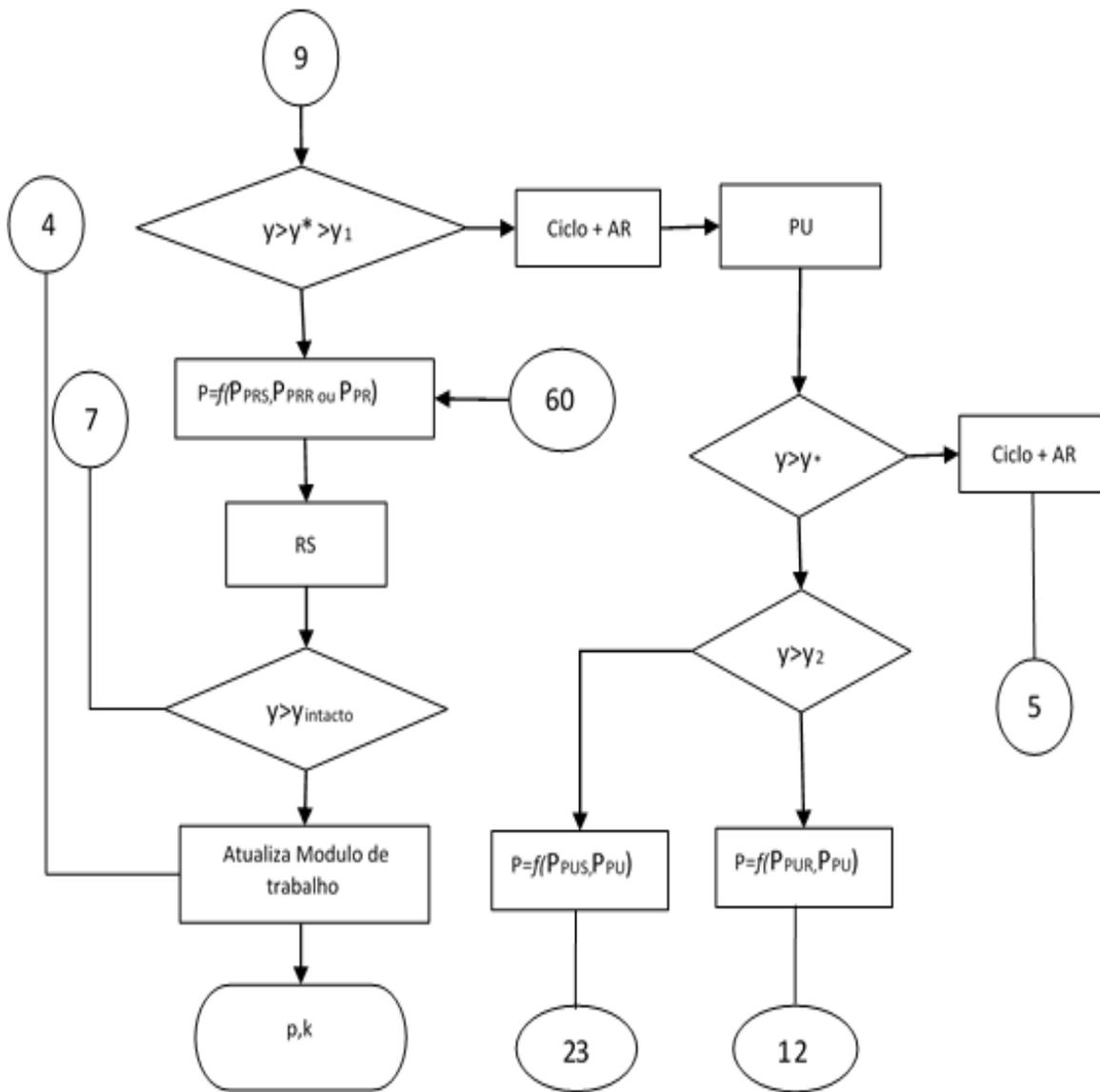


Figura 29 - Curva do modo semi-intacto (RS)

Como introduzido acima, em caso de um carregamento não harmônico o algoritmo do solo deve responder modificando a forma da curva. Essas respostas são dadas pelos modos de ciclo incompletos PU ou PR.



Fluxograma 4 - Algoritmo para implementação do modelo de solo de ZGR (parte C)

O modo PR, na Figura 30, pode ocorrer em dois pontos da elevação: no modo UR (dado pelo conector (121) no Fluxograma 2), antes da profundidade da máxima sucção ( $y_2$ ) ou no modo US, depois de  $y_2$  e antes que o *riser* entra em separação total ( $y_3$ ). Esse modo (PR) tem como contorno o superior o modo RR que, quando a resistência no modo PR atinge-o, controla a curva numa função de transição. Particularmente o modo PR que ocorre antes da máxima sucção pode conduzir ou se aproximar ao ponto  $y_1$  sem atingir o seu contorno e, a partir de modo, se o *riser* continuar penetrando o solo acima de  $y_1$ , algoritmo pode entrar no modo RS, isso é visível na Figura 30 acima da máxima deformação do solo (penetração,  $y = 1$ ).

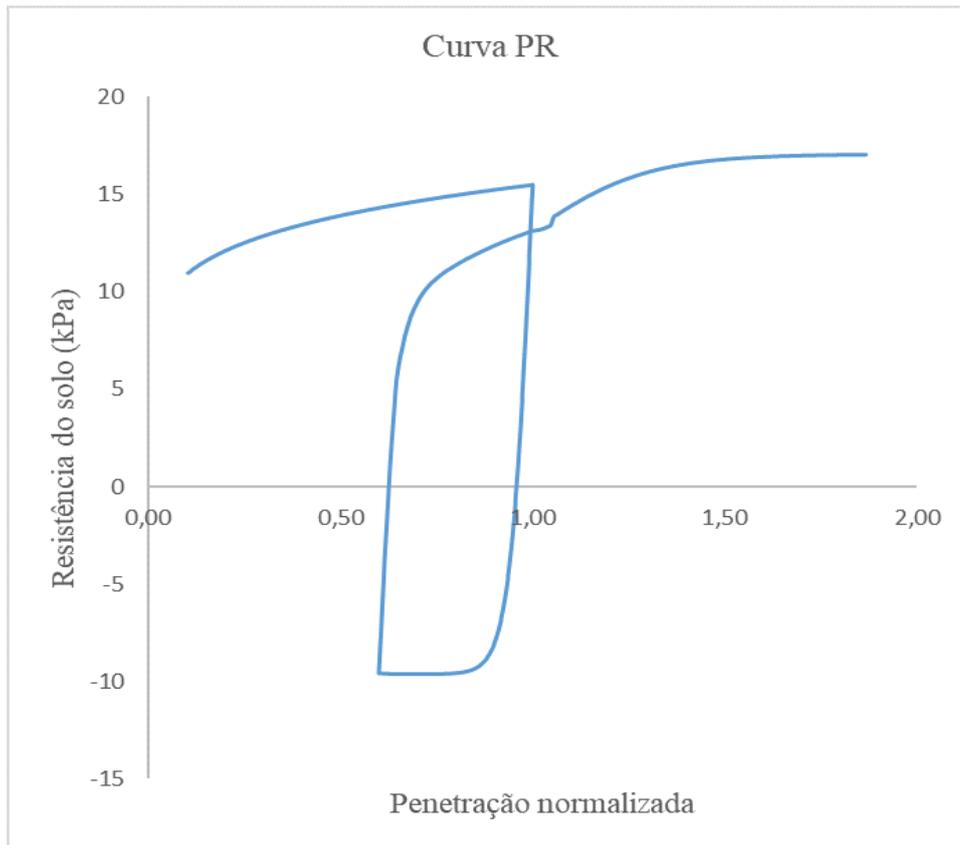


Figura 30 - Curva do modo PR

Se antes de atingir a máxima penetração, o *riser* mudar novamente de movimento de baixo para cima, o solo responde pela curva de elevação parcial (PU). Cabe salientar que, na saída desse modo, faz-se a contagem de ciclo de degradação parcial.

O modo PU ( Figura 31) é acionado nos modos de repenetração RR ou PR, como supracitado. Esse modo, de elevação na repenetração, é contido entre os modos de reação do solo UR e o de separação US. O *riser*, no seu sentido de ascensão do solo, pode chegar a atingir o contorno que correspondem entre as curvas UR ou US, então o algoritmo muda para o modo que predomina mediante uma função de transferência do referido modo para o corresponde (UR ou US), como mostra o Fluxograma 4 nos conectores (23) e (12). A Figura 31 mostra como se comporta a curva do modo PU, evidenciando que a reversão de movimento ocorreu no modo RR.

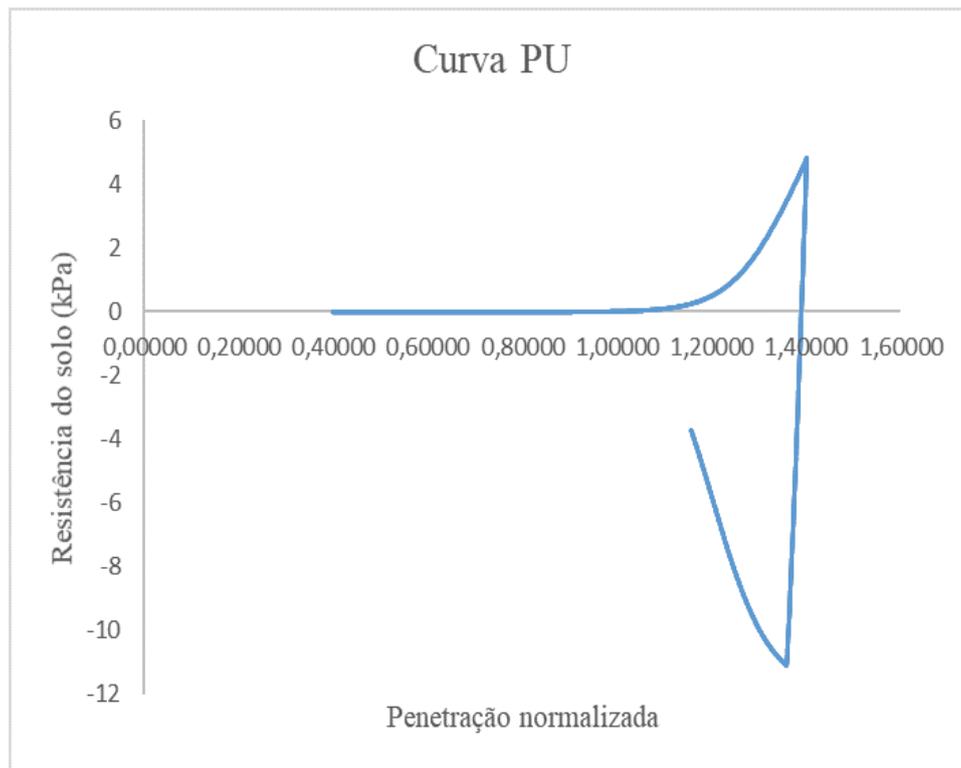


Figura 31 - Curva Característica do modo PU

### 4.5.3 Curva Característica do Modelo

Usando o mesmo código que simula a série temporal de carregamento para um nó de duto penetrando solo, o algoritmo que implementa o modelo de solo marinho de [14] foi testado. A Figura 32 apresenta o comportamento característico do modelo. A estratégia adotada foi de aplicar uma sequência de penetrações quasi-estática com os níveis de penetração e elevação com mesma velocidade. Os resultados gerados são em função de pressão de contato e penetrações adimensionalizadas pelo diâmetro do duto.

Cabe ressaltar, como pode-se observar na curva, que no segundo nível de penetração no solo a resistência é menor que a gerada na curva de penetração virgem, isso por efeitos gerados da degradação do solo, propriedades ausente nos modelos proposto por AUBENY & BISCONTIN [19] e RANDOLPH & QUIGGIN [32].

Ao mesmo tempo, pode-se atentar que o *riser* efetivamente se separa do solo dentro da vala gerada e não na superfície do solo. Lembrando que os deslocamentos são prescritos na construção desses gráficos, a simulação indica que a partir do ponto  $y = 0,55$  o *riser* se separa totalmente do solo  $y = 0$ . Ainda é possível ver que houve uma penetração do solo

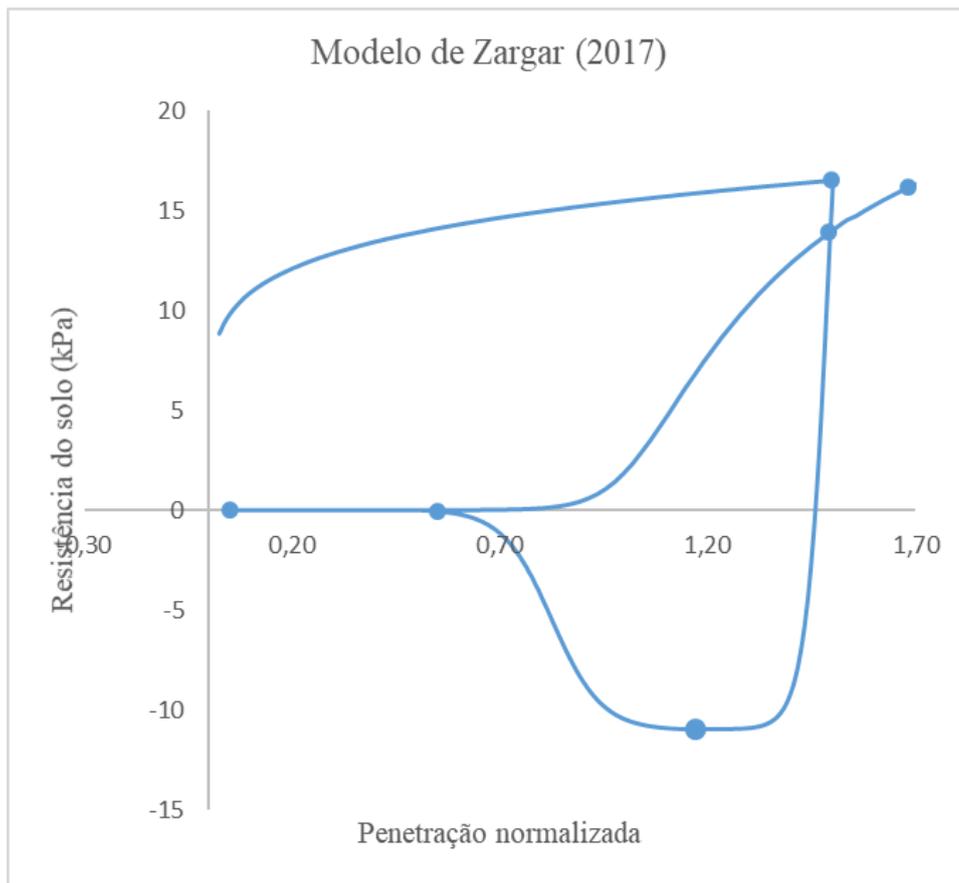


Figura 32 - Modelo de solo degradável de ZGR gerada pelo Fortran

acima do  $y_1=1,58$ .

Uma vez implementado e obtido resposta coerente, que representa a curva característica do modelo de ZARGAR [14], o esforço passou a ser de se criar estruturas apropriadas para tornar a rotina compatível ao programa SITUA/Prosim, como será apresentado na secção 4.6

## 4.6 Integração ao Software Situa/Prosim

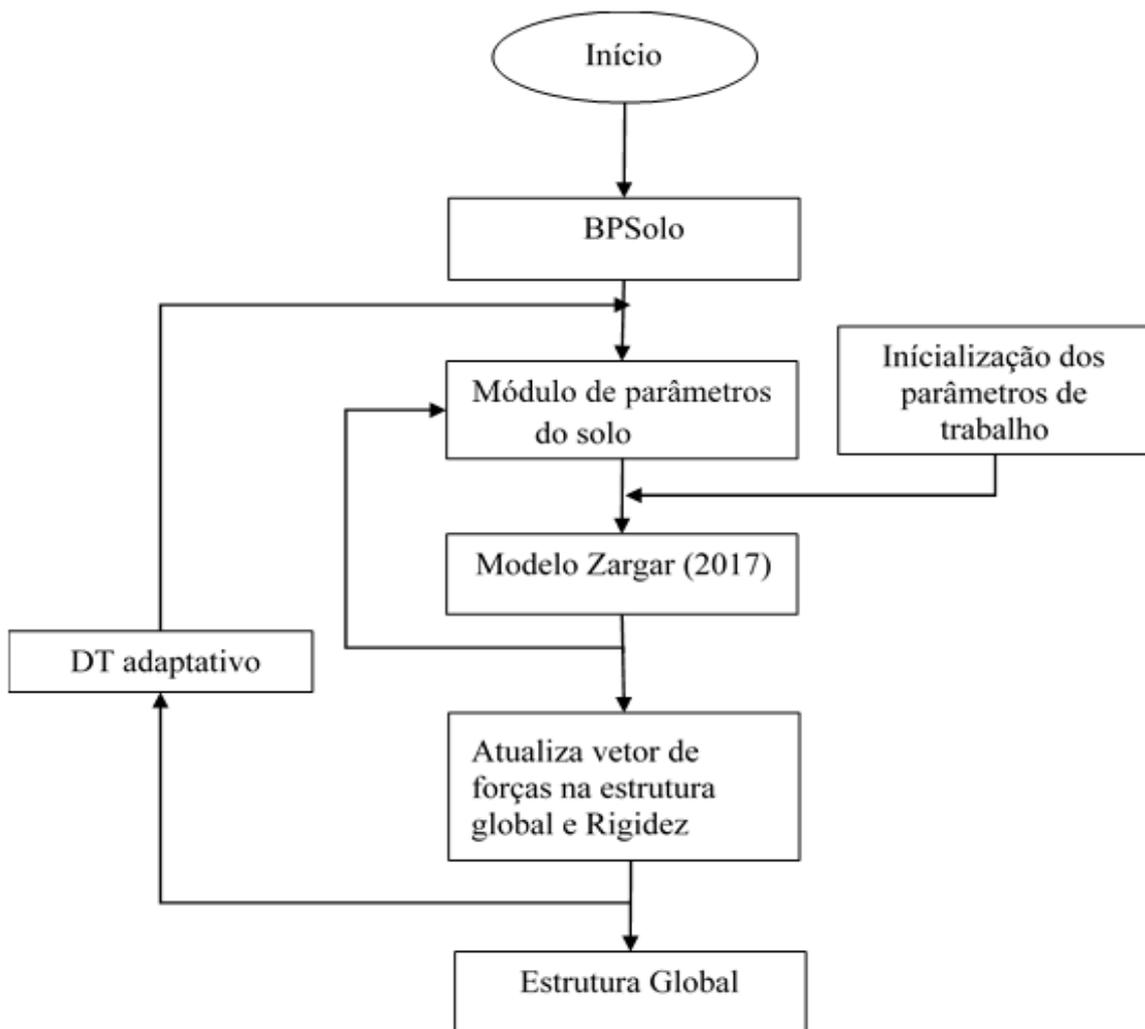
O SITUA/Prosim, desenvolvido pela equipe do Laboratório de Métodos Computacionais e Sistemas *Offshore* (LAMCSO) JACOB [42], é um programa que se propõe em simular a resposta global acoplada de sistemas flutuantes, linhas de ancoragens e *risers*. A formulação acoplada considera implicitamente e automaticamente todos os efeitos não-lineares e dinâmicos decorrentes da interação entre o casco e as linhas. Essa estratégia utiliza dois modelos para análise hidrodinâmica de casco da unidade flutuante: uma formulação híbrida de difração, Froude-Krilov e Morison para estruturas atirantadas

e formulação de teoria clássica de potencial para navios. As linhas são representadas por elementos de treliças modificada quando se aproximam efeitos de flexão ou por elementos de pórtico de dois nós baseada na formulação lagrangeana atualizada convencional ou na sua forma corrotacional; elemento pórtico de quatro nós, baseados na formulação isoparamétrica, lagrangeana total. Assim, o Prosim é capaz de simular não lineares física e geométrica.

Para o tratamento de solução de problemas dinâmicos, empregam-se algoritmos implícitos como o de Newmark e, em situações de eventuais, como simulação de instalação de equipamentos, são utilizados algoritmo explícito, bem como existência de algoritmo híbrido tempo – frequência que favorece na economia de tempo de simulação. Em situações de problemas não lineares há o método do Newton Raphson, relaxação dinâmica entre outros.

O SITUA/Prosim considera interações lateral e axial e aceita penetração da linha no solo. Nesse sentido, o modelo de solo degradável foi incorporado na estrutura do Prosim para interação vertical, considerando o solo como uma superfície plana. O Fluxograma 5 mostra, de forma holística, a implementação do modelo e sua integração no Prosim.

Este fluxograma 5 apresenta de forma simplificada alguns pontos importantes para o funcionamento na estrutura do elemento de contato: o modo de Módulo de trabalho, onde estão todos os parâmetros do modelo e os do solo a ser usado. Esse módulo (de trabalho) é visível a nível do nó do elemento de linha. Assim, garante-se que cada nó excita o solo no seu ponto de contato e seja capaz de armazenar a sua história na interação. Na primeira vez que nó do *riser* tocar o solo, um módulo de alocação dinâmica é chamado e fornece a esse nó todos parâmetros necessários para mapear sua história em interação com solo. Esses parâmetros são atualizados em cada passo de carga do modelo.



Fluxograma 5 - Fluxograma do modelo de solo no SITUA/Prosim

Para análises não lineares e de contato, o SITUA/Prosim adota um mecanismo de passo de carga adaptativo. Em que o modelo consegue conservar dentro da iteração de Newton Raphson o passo anterior da história de modelo. Isso é importante no caso da perda de convergência, o Prosim volta um passo no tempo para refazer a iteração e pode se repetir até que ele atinga uma convergência.

## 5. ESTUDOS DE CASO

Nesse capítulo serão apresentados os estudos de casos usando integralmente o programa SITUA/Prosim, com a integração da rotina de solo degradável desenvolvida nesta dissertação. Três estudos foram realizados visando validar a formulação desenvolvida em modelos mais complexos. O primeiro estudo que será apresentado corresponde a uma barra que penetra o solo com um movimento harmônico senoidal; o segundo, de forma a compatibilizar com os experimentos feitos por ZARGAR [14], uma barra, neste caso, com dois grupo de movimentos de amplitude crescente; e o terceiro estudo refere-se ao exemplo de uma catenária que vibra livremente com amortecimento estrutural.

### 5.1 Estudo de Barra com Carregamento Harmônico Senoidal

Esse estudo de caso refere-se a uma barra horizontal que penetra no solo com um movimento harmônico de período de 100 segundos e amplitude de 2 m com este tipo de movimento, o objetivo deste modelo é apresentar o comportamento típico de histerese em um solo degradável e também mostrar que a subrotina ora implementada no SITUA/Prosim fornece resultados coerentes. Para esse exemplo, a Tabela 7 mostra os dados geométricos da barra e a característica do movimento prescrito.

Tabela 7 - Tabela de dados do modelo de barra horizontal

Barra horizontal	
Diâmetro externo (m)	1
Espessura (m)	0.25
Comprimento (m)	1
Movimento Harmônico	
Amplitude (m)	2
Período (s)	100

Nesse estudo, o solo foi modelado com características mostradas na Tabela 8, que adota as propriedades de ZARGAR [14]. Considera-se um o duto rugoso na definição dos parâmetros de potência para curva de backbone e também com largura da vala em função do diâmetro igual a um ( $w/D=1$ ). Nos testes, a rigidez no modo de separação é considerada igual ao modo de repenetração, pois os dois modos têm o mesmo coeficiente

de rigidez.

Tabela 8 - Tabela de dados do solo

Dados do Solo		1A
Resistência não drenada RSD (KPa)	$Su_0$	2,5
Gradiente de RSD (kPa/m)	$\rho$	1,5
Desl. máx. no modo UR	$\Delta y_{ur}$	0,3
Máximo deslocamento inicial na elevação	$\Delta y_u$	1
Máx. rigidez normalizada	$K_{max}$	200
Coefficiente de rigidez no US	$c_{us}$	0,5
Coefficiente de rigidez no RR	$c_{RR}$	0,5
Parâmetro de degradação	$\rho_0$	0,4
Parâmetro de degradação	$\varepsilon$	0,8
Base exponencial	C	1,2
Coefficiente de rigidez secante no y1	$\mu$	2

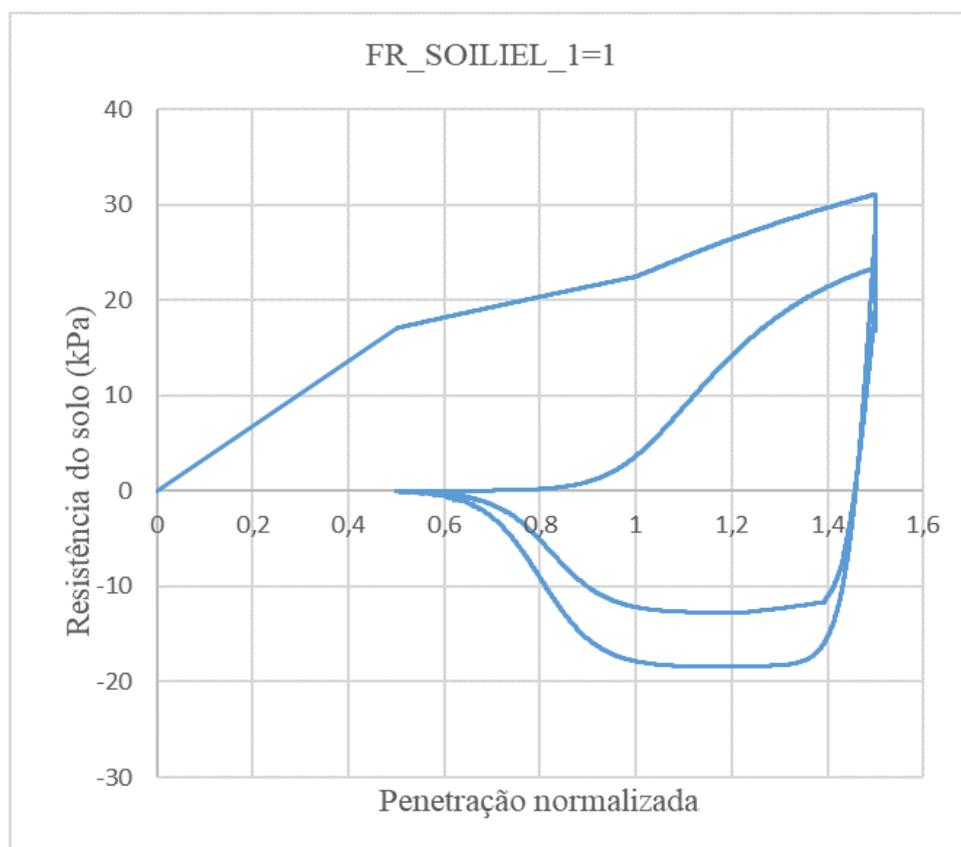


Figura 33 - Resposta do solo para a excitação harmônica de uma barra horizontal

A Figura 33 mostra como o solo responde para esse deslocamento prescrito. Os efeitos foram adequadamente tratados pelo algoritmo e a degradação se evidenciou no segundo ciclo com a redução de resistência.

## 5.2 Barra Horizontal com Carregamento Monotônico

Nesse segundo teste, cuja resposta é mostrada na Figura 33, emprega-se uma barra de 0.3 m de diâmetro e solo com propriedades diferentes do primeiro teste, visando calibrar o algoritmo com carregamento semelhante em ZARGAR [14]. Assim, os dados do solo apresentados na Tabela 9. Foram aplicados dois grupos de movimentos, no primeiro grupo utiliza-se 10 ciclos de penetração igual a um diâmetro e elevação posterior de metade do diâmetro. Ao atingir décimo ciclo de penetração, aumenta-se a amplitude do movimento para o dobro do diâmetro e mantendo a elevação de metade do diâmetro, configurando o segundo grupo de movimentos. Esse grupo de movimento é repetido por 4 ciclos. O resultado mostra conformidade à curva de resposta gerada em [14].

Tabela 9 - Tabela de dados do solo

Dados do Solo		1B
Resistência não drenada RSD (KPa)	$Su_0$	2,5
Gradiente de RSD (kPa/m)	$\rho$	1,5
Desl. máx. no modo UR	$\Delta y_{ur}$	0,2
Máximo deslocamento inicial na elevação	$\Delta y_u$	0,5
Máx. rigidez normalizada	$K_{max}$	200
Coefficiente de rigidez no US	$c_{us}$	0,5
Coefficiente de rigidez no RR	$c_{RR}$	0,5
Parâmetro de degradação	$\rho_0$	0,4
Parâmetro de degradação	$\varepsilon$	0,8
Base exponencial	$C$	1,2
Coefficiente de rigidez secante no y1	$\mu$	1,4

Nessa Figura 34, e como reporta em seu trabalho ZARGAR [14], é testada a capacidade de resposta do modelo sob solicitação de muito números ciclos de deslocamento, por sua vez o algoritmo responde diminuindo coerentemente a resistência do solo. No primeiro grupo de deslocamento é possível observar que o solo atingiu seu estado permanente de resposta ou seja, após um determinado número de ciclos o fator de degradação atinge seu valor mínimo e mantém-se constante. Após o décimo ciclo a barra penetra o solo um diâmetro acima da máxima penetração anterior e, no intermédio dos dois ciclos, o modo RS inicia no décimo ciclo onde a resistência é menor e é possível observar que seu início acontece exatamente no menor valor de resistência.

Já no segundo grupo de movimento, intencionalmente foram aplicados quatro ciclos de penetração para melhor comparar a diferença dos estados de degradação do solo - embora

ZARGAR [14] aplica novamente 10 ciclos, como é visto na Figura 35 - onde visivelmente o solo não atinge seu estado permanente de degradação.

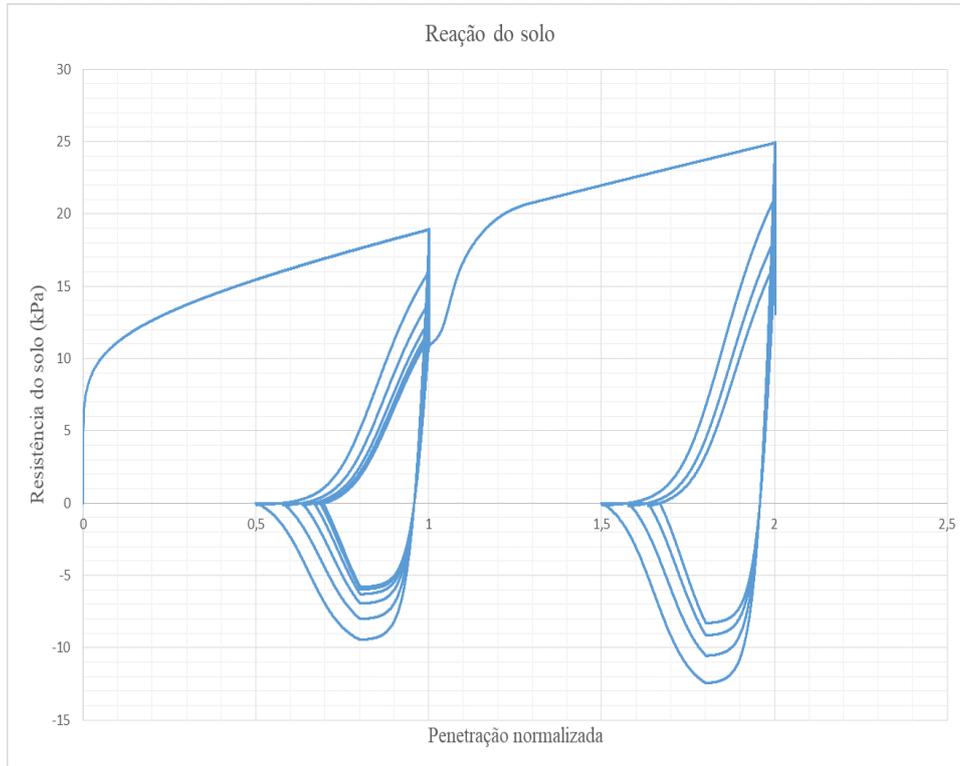


Figura 34 - Resposta do solo para a excitação crescente de uma barra horizontal

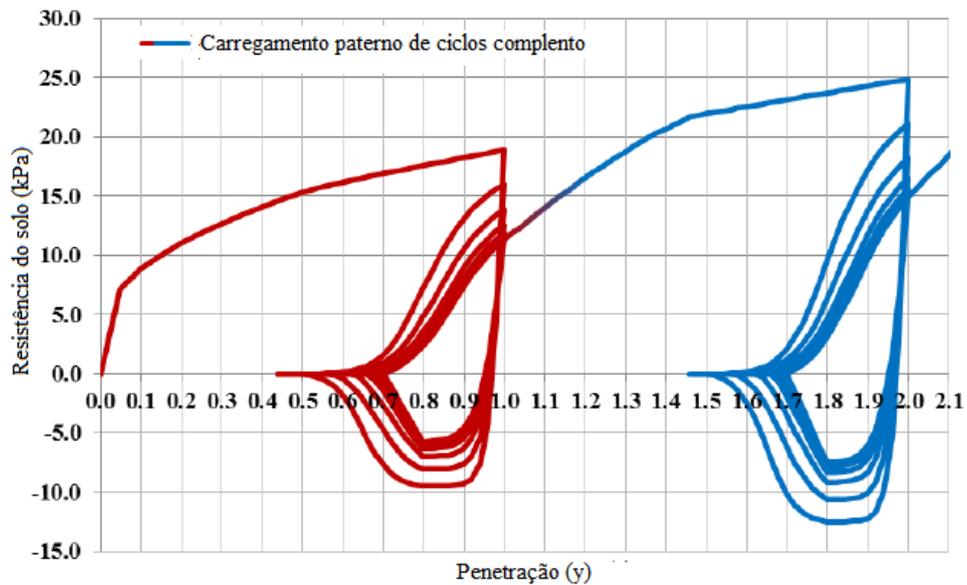


Figura 35 - Curva característica de ciclos completos (ZARGAR [14])

Comparando, as duas figuras, vê-se que o comportamento está muito próximo. Os níveis de resistências na máxima penetração e na sucção são os mesmos no exemplo reproduzido nessa dissertação, com os níveis no exemplo da Figura 35 em ZARGAR [14]. Assim, pode-se observar máxima resistência do solo de aproximadamente 19 kPa e sucção aproximadamente de -9 kPa no primeiro grupo de carregamento nas duas Figuras ( 34 e 35) e de 25 kPa de máxima resistência e sucção aproximadamente de -12,5 kPa no segundo grupo de carregamento.

O modelo nessa dissertação reduziu coerentemente a resistência com o número de ciclo na degradação, que podem ser observados nas mesmas Figuras ( 34 e 35) redução de aproximadamente 16 e de 21 kPa nos dois grupo de movimento para o primeiro ciclo de carregamento.

### **5.3 Experimento Numérico Usando Um *Riser* Em Catenária Livre**

Uma vez que o modelo de ZARGAR [14] foi validado, pode-se avançar com um modelo mais complexo. Neste modelo foi disposto um duto com comprimento de 100 m em catenária (Figura 36), que foi preenchido com um fluído, no sentido de aumentar seu peso favorecendo a tendência de penetração do *riser* no solo. Esse *riser* opera em LDA rasa (50 m), tem diâmetro de 60 cm, e encontra-se fixo nas duas extremidades, com um ângulo de topo de 20 graus.

O objetivo do modelo é apresentar seu comportamento devido a uma vibração induzida pelo desequilíbrio entre a equação da catenária (que ignora o solo e a rigidez a flexão da linha) e a configuração final de equilíbrio, atingida dinamicamente. Para esse teste, os dados do modelo de catenária e do solo são encontrados na mesma tabela usado para o teste da barra, Tabela 9.

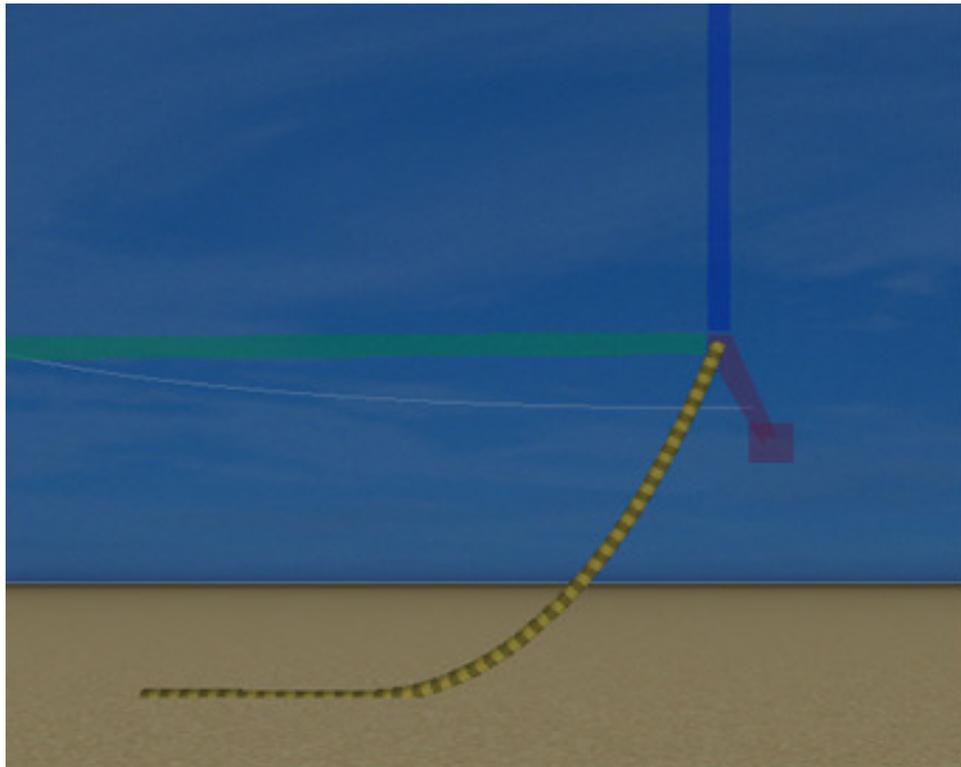


Figura 36 - Configuração de SCR no SITUA/Prosim

Normalmente a equação da catenária é suficiente para representar o equilíbrio estático de linhas flexíveis esbeltas. No entanto, este modelo foi construído em LDA rasa e com elevada rigidez a flexão, de modo que a equação da catenária não foi suficiente para representar a configuração de equilíbrio do modelo. Então, a configuração de equilíbrio foi atingida de forma dinâmica que geraram vibrações que excitaram períodos naturais e permitiram ao *riser* achar sua configuração inicial. Essa vibração ativa a interação com o solo, através da nova rotina incorporada ao SITUA/Prosim, ao longo do seu comprimento de contato, do TDP ao ponto de ancoragem.

Logo, é possível observar a capacidade do algoritmo em gerar curvas de interação para movimentos aleatórios e de pequenos períodos, figuras 37 e 38.

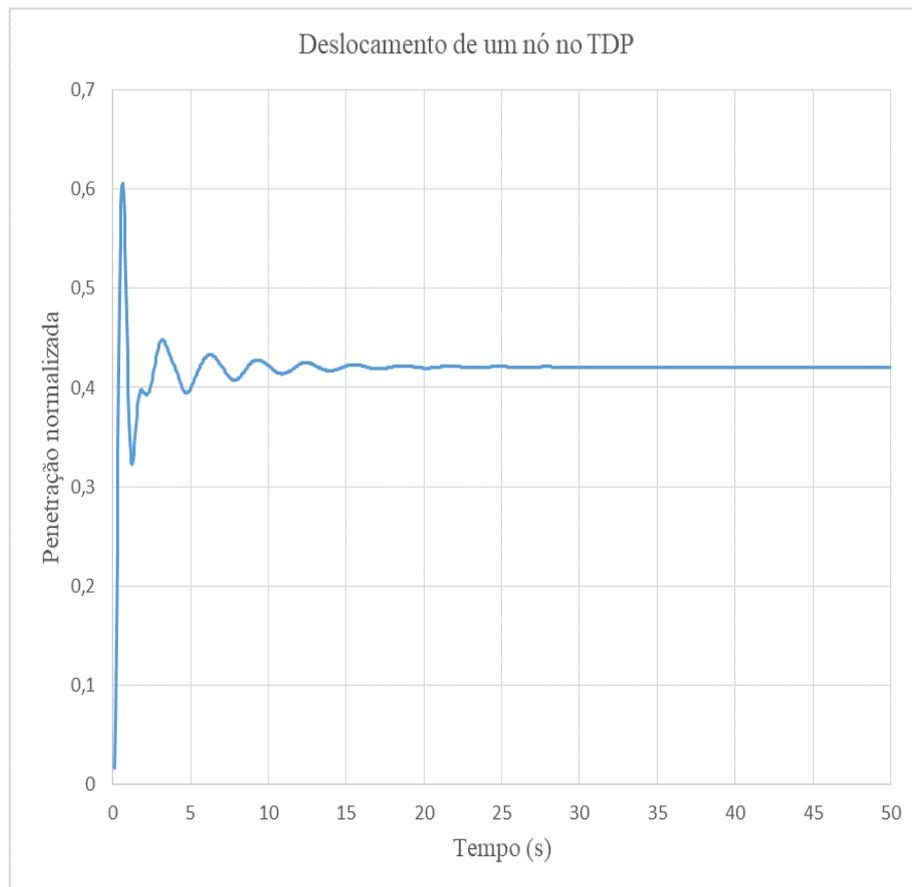


Figura 37 - História de penetrações de um nó no TDP

A Figura 37 mostra um curto histórico de penetração de um nó do *riser* no TDP, como observado, é um movimento amortecido. Com um tempo de simulação de 50s, incremento de tempo de 0,1 s, e espaçamento do decréscimo logarítmico quase constante a partir do segundo ciclo, foi possível estimar então o período de vibração, que foi de 3,3 s, o que implica em respostas de grande velocidade e alta frequência de penetração do *riser* no solo. Ainda assim, a maior parte do comportamento do solo conseguiu ser representada de forma que não afetasse significativamente a resposta.

Isso pode ser observado na Figura 38, que em termos de resposta, o solo não respondeu com curva de movimento completo. Essa característica é comum quando a primeira amplitude de movimento é maior que as amplitudes subsequentes, o que está coerentemente com a vibração amortecida, como mostra a Figura 37.

Como a primeira amplitude de movimento na Figura 37 é maior, então o solo é perturbado em grande penetração, respondendo com alta resistência. Na máxima resistência atingida, ao sair da penetração virgem, o solo forma a largura de separação

$y_3$  muito grande. Para que o *riser* se separe totalmente do solo, seria necessário um movimento de elevação maior que a largura de separação, o que não ocorre devido a perda de energia do movimento amortecido. Assim, a amplitude do segundo ciclo é menor que a do primeiro, então há penetração antes mesmo do riser separar-se totalmente do solo, o que demonstra a reversão da curva do solo (Figura 38) no nível de penetração 0.3, correspondendo coerentemente a característica do movimento imposto pelo *riser*.

Dessa forma, o *riser* penetrou um diâmetro no solo e um movimento ascendente de ocorre que eleva metade do diâmetro do solo quando o novo ciclo de movimento se iniciou, impondo que o modo de repenetração incompleta PR fosse excitado. O modelo é capaz de detectar pequenas variações do movimento, sem entrar no mérito dessa variação, se espúria ou não, é visível que na profundidade 0.4 houve uma tendência de ocorrer uma mudança de movimento muito sutil, elevação na penetração PU, que pode ser observada nos dois gráficos de penetração (Figura 37) e resistência (Figura 38 ).

À medida que o movimento do *riser* vai perdendo energia, a amplitude de movimento é menor e o solo não é solicitado até os seus contornos de resposta, fazendo que a sua resistência seja a gerada do movimentos incompletos (PR e PU) progressivamente até o *riser* atingir o seu equilíbrio com um nível de penetração um pouco acima de 0.4 vezes o diâmetro do *riser* e o solo responde com resistência em níveis de sucção, impondo um movimento oposta ao do *riser* de forma a resistir a separação do solo.

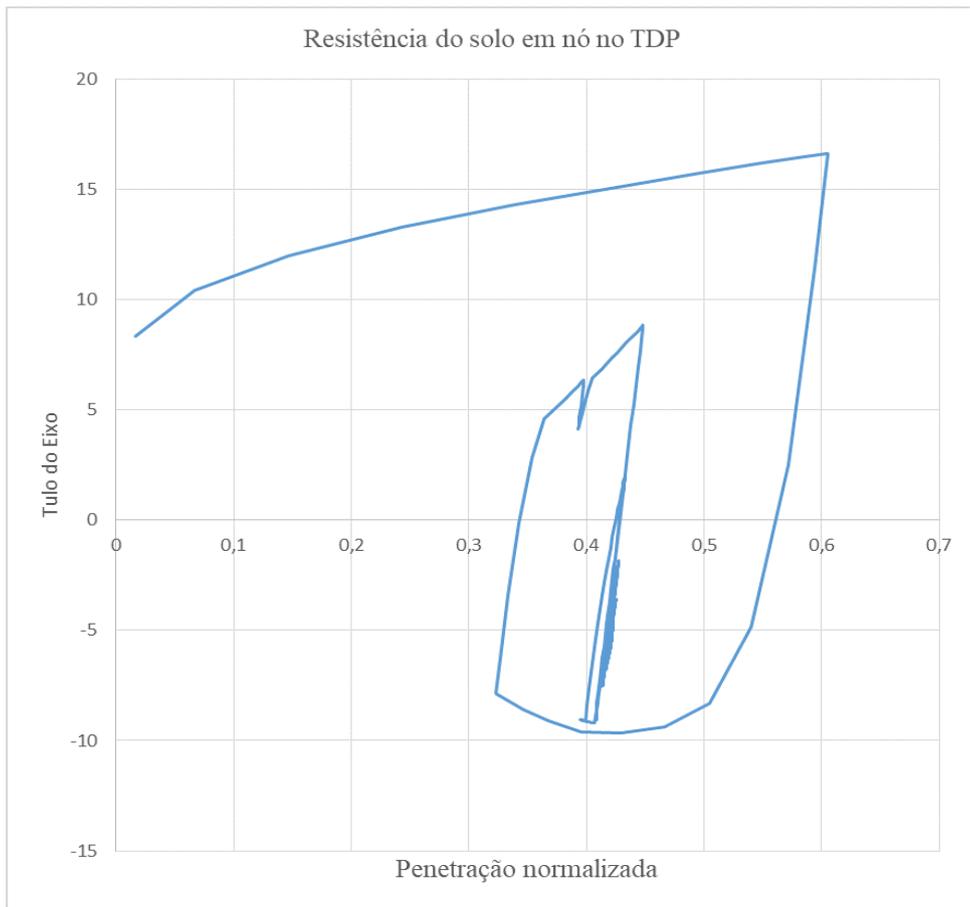


Figura 38 - Resposta do solo pela excitação de um nó no TDP

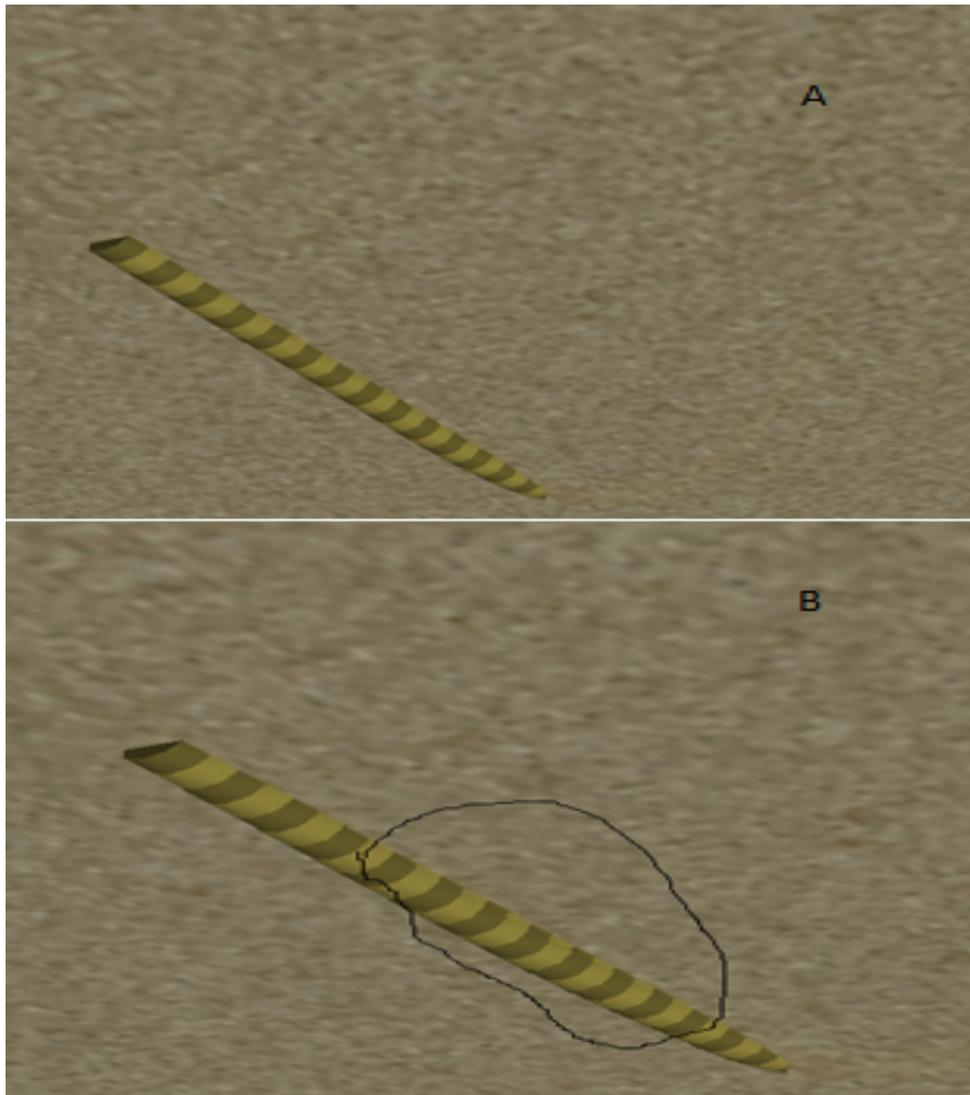


Figura 39 - Comparação do *riser* sem penetração no TDP (A) e com penetração (B)

## 6. CONCLUSÃO

Neste trabalho foram estudados e implementados numericamente dois modelos de solo para interação com *riser*, que definem respostas de penetração, pressão e rigidez de contato. Primeiramente um modelo quasi-estático de AUBENY & BISCONTIN [19], nos quais os efeitos de degradação não estão considerados, foi implementado através de um programa em linguagem Fortran que lê a subrotina disponibilizada na dissertação de mestrado de IRMAN [39]. No intuito de sua validação, o mesmo modelo de solo foi codificado no software MathCad. Para todos os casos simulados nos estudos de caso e com malha de incrementos da penetração sem muito refinamento os resultados das implementações foram satisfatórios.

A análise de sensibilidade dos parâmetros do modelo de AUBENY & BISCONTIN [19] foi feita como segundo estudo de caso, de modo a conhecer e delimitar seus efeitos na curva P-y de interação *riser*-solo. Esses efeitos são ilustrados nas Figuras 19 à 24. De modo geral, os seguintes efeitos foram notados:

1. O aumento do fator de sucção aumentou o enterramento máximo do *riser*, quando mantidos todos os outros parâmetros.
2. O aumento do fator de separação causou um menor enterramento máximo.
3. Solos argilosos moles, representados por uma menor resistência ao cisalhamento, apresentam maior enterramento máximo.
4. O fator de rigidez do solo ele aumenta ou diminui os contornos da curva, evidenciando grandes valas ou não se alta ou baixa rigidez.

Os resultados gerados, tanto no Mathcad como no Fortran, mostraram uma concordância mútua e com os valores informados na literatura. Portanto, há evidência de que o modelo forneceu valores de resistência e rigidez do solo coerentes, estando assim pronto para mesclá-lo com parte de um programa de cálculo estrutural de *riser*.

Esse primeiro algoritmo para o modelo não-degradável foi testado apenas no estudo deslocamento vertical em um ponto da interação entre o *riser* e o solo. Com facilidade

pode-se expandi-lo para que ele represente a resposta de uma fundação elástica na região de touch down: o algoritmo seria responsável por determinar a reação de cada nó dos elementos de duto em contato (ou em tendência de penetração) com solo. As consequências de uma maior penetração ou uma maior complacência do *riser* na interação com solo podem ser favoráveis à integridade, caso ela implique menor descontinuidade da curvatura, suavizando-a.

Um segundo modelo de interação *riser* - solo, dessa vez considerando os efeitos de degradação do solo sob carregamentos cíclicos, foi implementado e interligado ao software de elementos finitos SITUA/Prosim e, nos estudos de caso, confirmou boa concordância com os resultados de ZARGAR [14]. Essas verificações usaram deslocamentos prescritos, representando carregamento harmônico, controlando a máxima penetração ou o máximo deslocamento inicial do solo como parâmetros de início de histerese. Essa estratégia se torna conveniente quando se conhece o carregamento de antemão. No caso de movimentos aleatórios, uma medida de máxima deformação de 10-20 % do diâmetro para ativar o ciclo de histerese tornou-se viável na maioria dos casos. Isso porque evidenciaram-se flutuações que não correspondiam ao estado real de penetrações.

É possível observar nas Figuras (23 e 26) flutuações nas curvas, que provavelmente devem-se aos efeitos de altas frequências. O modelo e o algoritmo capturam adequadamente a história de penetração, fazendo tratamento adequado de cada modo que descreve a evolução da curva P-y. As iterações de Newton – Raphson determinam cada ponto de equilíbrio, respeitando essa história passada (atualização da rigidez do solo, resistência, números de ciclos, máxima deflexão do solo, etc), mas a progressão da resposta no tempo foi afetada por efeitos de alta frequências, implicando respostas espúrias de resistência. Elas não são reais e, no algoritmo, podem iniciar um processo de degradação e redução da resistência final. Porém, esses efeitos são mais visíveis, naturalmente, quando se diminui o tempo de passo de integração do modelo, suavizando-se quando usam-se passos, convencionalmente adotados para análises de *riser*, de 0.05 à 0.1 segundos. Não há evidências de que ZARGAR [14] não tenha enfrentado problema similar, pois suas análises foram estáticas ou quase estáticas.

Esses efeitos surgem sempre na mudança de modos, o que torna claro que não é um problema do algoritmo ou da formulação numérica do problema mas, como observou

TSIAPAS & BOUCKOVALAS [43], é provavelmente um transtorno causado pela mudança de rigidezes nas transições de penetração para elevação e elevação e separação, onde essas rigidezes mudam abruptamente de valor alto para pequeno e vice-versa. Nesse sentido, ainda que se utilize uma discretização de contínuo muito pequena, é inevitável a ocorrência desse problema, solicitando um tratamento dos resultados mais robusto.

De forma global, como mostra a Figura 39, é possível observar o comportamento do *riser* no TDP é como esperado, a penetração no TDP é maior e vai diminuindo a medida que se aproxima do ponto de ancoragem, onde a curvatura é infinitamente pequena. É um resultado bom, pois garante a continuidade da curvatura no TDP, o que pode se concluir em redução de esforços de fadiga.

## 6.1 Sugestões para Trabalhos Futuros

A partir dos resultados obtidos nesse trabalho e de forma a dar continuidade ao tema, sugere-se aos estudantes e pesquisadores as seguintes propostas :

1. Estudo dos parâmetros do solo de forma avaliar a resposta do modelo de ZARGAR [14] para outros tipos de solos;
2. Considerar a variação da largura da vala formada pelo *riser*, conjectura-se necessidade da resistência passiva do solo;
3. Estudar a resposta do solo levando em consideração o movimento da unidade flutuante e examinar a resposta estrutural do *riser*;
4. Implementar as propriedades de contato (*solo-riser*) ao nível do solo, de modo a deixar os movimento do *riser* livre.

# Referências Bibliográficas

- [1] GEAQUINTO, H. *Análise de fadiga em risers rígidos considerando variação de parâmetros da interação solo-estrutura e trincheiras*. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2008.
- [2] ELOSTA, H., HUANG, S., INCECIK, A. “Dynamic response of steel catenary riser using a seabed interaction under random loads”, *Ocean Engineering*, v. 69, pp. 34–43, 2013.
- [3] BAI, X., HUANG, W., VAZ, M. A., *et al.* “Riser-soil interaction model effects on the dynamic behavior of a steel catenary riser”, *Marine Structures*, v. 41, pp. 53–76, 2015.
- [4] ARANHA, J., PINTO, M. “Dynamic tension in risers and mooring lines: an algebraic approximation for harmonic excitation”, *Applied Ocean Research*, v. 23, n. 2, pp. 63–81, 2001.
- [5] CLUKEY, E. C., YOUNG, A. G., DOBIAS, J., *et al.* “Soil response and stiffness laboratory measurements of SCR pipe/soil interaction”. In: *Offshore Technology Conference*. Offshore Technology Conference, 2008.
- [6] MURFF, J., WAGNER, D., RANDOLPH, M. “Pipe penetration in cohesive soil”, *Géotechnique*, v. 39, n. 2, pp. 213–229, 1989.
- [7] DUNLAP, W., BHOJANALA, R., MORRIS, D., *et al.* “Burial of vertically loaded offshore pipelines in weak sediments”. In: *Offshore Technology Conference*. Offshore Technology Conference, 1990.
- [8] VERLEY, R., LUND, K. M. *A soil resistance model for pipelines placed on clay soils*. Relatório técnico, American Society of Mechanical Engineers, New York, NY (United States), 1995.
- [9] HÅLAND, G. “Penetration of large diameter pipelines”, *Statoil report: 97S97-8268*, 1997.
- [10] PESCE, C. “Mecânica de cabos e tubos submersos lançados em catenária: uma abordagem analítica e experimental”, *Escola Politécnica, Universidade de São Paulo*, 1997.
- [11] WILLIS, N. R. T., WEST, P. T. J. “Interaction between Deepwater Catenary Risers and a Soft Seabed: Large Scale Sea Trials”, *OTC*, 2001. doi: 10.4043/13113-MS.

- [12] BRIDGE, C., L. K., CLUKEY, E., EVANS, T. “Steel catenary touchdown point vertical interaction models”, *OTC*, 2004.
- [13] AUBENY, C., SHI, H., MURFF, J. “Collapse loads for a cylinder embedded in trench in cohesive soil”, *International Journal of Geomechanics*, v. 5, n. 4, pp. 320–325, 2005.
- [14] ZARGAR, E. *A new hysteretic seabed model for riser-soil interaction*. Tese de Doutorado, The University of Western Australia, 2017.
- [15] DIXON, D., RUTLEDGE, D. “Stiffened catenary calculations in pipeline laying problem”, *Journal of engineering for industry*, v. 90, n. 1, pp. 153–160, 1968.
- [16] PALMER, A., HUTCHINSON, G., ELLS, J. “Configuration of submarine pipelines during laying operations”, *Journal of Engineering for Industry*, v. 96, n. 4, pp. 1112–1118, 1974.
- [17] BAI, Y., BAI, Q. *Subsea pipelines and risers*. Elsevier, 2005.
- [18] CROLL, J. “Bending boundary layers in tensioned cables and rods”, *Applied ocean research*, v. 22, n. 4, pp. 241–253, 2000.
- [19] AUBENY, C. P., BISCONTIN, G. “Seafloor-riser interaction model”, *International Journal of Geomechanics*, v. 9, n. 3, pp. 133–141, 2009.
- [20] BRIDGE, C., WILLIS, N. “Steel catenary risers—results and conclusions from large scale simulations of seabed interaction”. In: *Proc. of the Int. Conf. on Deep Offshore Technology*, pp. 40–60, 2002.
- [21] BAI, Y. *Marine structural design*. Elsevier, 2003.
- [22] LIANG, D. *Avaliação da Metodologia de Projeto com Análise Acoplada para Plataforma do Tipo TLP*. Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2009.
- [23] BAI, Y., BAI, Q. *Subsea Engineering Handbook*. Gulf Professional Publishing, 2012.
- [24] FERGESTAD, D., LØTVEIT, S. A., OTHERS. “Handbook on design and operation of flexible pipes”. 2014.
- [25] CUSTÓDIO, A. B. “Modelo Analítico para Avaliação de Instabilidade nas Armaduras de Dutos Flexíveis”, *Rio de Janeiro. RJ. Tese de doutorado. Universidade Federal do Rio de Janeiro*, 2005.

- [26] SOUSA, J. D. “Análise Local de Linhas Flexíveis pelo Método dos Elementos Finitos”, *COPPE/UFRJ. Rio de Janeiro*, p. 746, 2005.
- [27] MOURELLE, M. M., GONZALEZ, E. C., AGUIAR, L. L. *Aspectos práticos sobre análise globais de risers flexíveis e rígidos através do programa ANFLEX*. Relatório técnico, PETROBRAS/CENPES, 2004.
- [28] ALLIOT, V., LEGRAS, J., PERINET, D. “A comparison between steel catenary risers and hybrid riser towers for deepwater field developments”. In: *Deep Offshore Technology Conference. New Orleans*, 2004.
- [29] SPARKS, C. P. *Fundamentals of marine riser mechanics: basic principles and simplified analyses*. PennWell Books, 2007.
- [30] DAI, Y., ZHOU, J. “Experimental investigations on seismic response of riser in touchdown zone”, *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, v. 10, n. 3, pp. 348–359, 2018.
- [31] BRIDGE, C. *Effects of seabed interaction on steel catenary risers*. Tese de Doutorado, University of Surrey, 2005.
- [32] RANDOLPH, M., QUIGGIN, P. “Non-linear hysteretic seabed model for catenary pipeline contact”. In: *ASME 2009 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, pp. 145–154. American Society of Mechanical Engineers, 2009.
- [33] YU, S. Y., CHOI, H. S., LEE, S. K., *et al.* “Nonlinear soil parameter effects on dynamic embedment of offshore pipeline on soft clay”, *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, v. 7, n. 2, pp. 227–243, 2015.
- [34] HAR, C. G. *Modelling and analysis of riser-seabed interaction*. Tese de Doutorado, 2007.
- [35] GOURVENEK, S., ACOSTA-MARTINEZ, H., RANDOLPH, M. “Experimental study of uplift resistance of shallow skirted foundations in clay under transient and sustained concentric loading”, *Géotechnique*, v. 59, n. 6, pp. 525–537, 2009.
- [36] HODDER, M., CASSIDY, M. “A plasticity model for predicting the vertical and lateral behaviour of pipelines in clay soils”, *Géotechnique*, v. 60, n. 4, pp. 247, 2010.
- [37] HODDER, M., BYRNE, B. “3D experiments investigating the interaction of a model SCR with the seabed”, *Applied Ocean Research*, v. 32, n. 2, pp. 146–157, 2010.

- [38] EINAV, I., RANDOLPH, M. F. “Combining upper bound and strain path methods for evaluating penetration resistance”, *International journal for numerical methods in engineering*, v. 63, n. 14, pp. 1991–2016, 2005.
- [39] IRMAN, A. A. *Non-linear soil models for pipeline and riser analysis*. Ph.D. dissertation, NTNU, 2015.
- [40] CRISFIELD, M. A., VERHOOSSEL, C. V., DE BORST, R., *et al.* *Non-linear finite element analysis of solids and structures*, v. 1. Wiley New York, 1991.
- [41] JIAO, Y. *Non-linear load-deflection models for seafloor interaction with steel catenary risers*. Tese de Doutorado, Texas A & M University, 2010.
- [42] JACOB, B. “Programa PROSIM: Simulação Numérica do Comportamento de Sistemas para Exploração de Petróleo Offshore–Manual de Entrada de Dados”, *COPPE/UFRJ, Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro*, 2006.
- [43] TSIAPAS, Y., BOUCKOVALAS, G. “Selective Filtering of Numerical Noise in Liquefiable Site Response Analyses”. pp. 248–257, 06 2018. doi: 10.1061/9780784481479.026.