

## 6 Simulações Numéricas

Neste capítulo, são apresentadas simulações numéricas com o objetivo de testar na implementação do modelo de elementos finitos da linha flexível o modelo da bóia de superfície e da interação entre ambas as estruturas. Diversas situações são representadas e os resultados das análises comparados e discutidos à luz dos publicados na literatura.

### 6.1. Análise de Uma Linha Flexível em Configuração Steep-Wave

Esta análise tem por objetivo validar a aplicabilidade do modelo de elementos finitos da linha flexível, utilizado no presente estudo, na determinação da posição de equilíbrio estático, definida como configuração inicial da análise numérica no regime transitório. Este particular exemplo baseia-se no estudo apresentado por L. Virgin *et al.* (2007), onde a posição de equilíbrio final da linha, considerada como inextensível, é obtida através da técnica de diferenças finitas. O problema consiste na análise estática bi-dimensional de uma linha flexível com comprimento de 560m, em uma lâmina d'água de 350m, em equilíbrio estático sob a ação do peso próprio, do empuxo, dos flutuadores e da correnteza. Após obter a posição de equilíbrio para um “caso base”, onde parâmetros típicos são utilizados, alteram-se sistematicamente os seguintes parâmetros: comprimento do segmento de flutuadores, comprimento do segmento superior, empuxo por unidade de comprimento dos flutuadores e magnitude da correnteza. A configuração “steep-wave” da linha, mostrada na figura 6.1, é obtida através da presença de flutuadores situados ao longo de um comprimento  $L_2$  da linha, que são utilizados para minimizar os esforços axiais na extremidade superior conectada à plataforma. Para o “caso base” considerado, o segmento de flutuadores possui comprimento  $L_2 = 105m$ , rigidez flexional  $E_b I_b = 100KNm^2$ ,

peso por unidade de comprimento  $W_b = 3453.12 N/m$  e raio externo  $r_b = 0.4275 m$ .

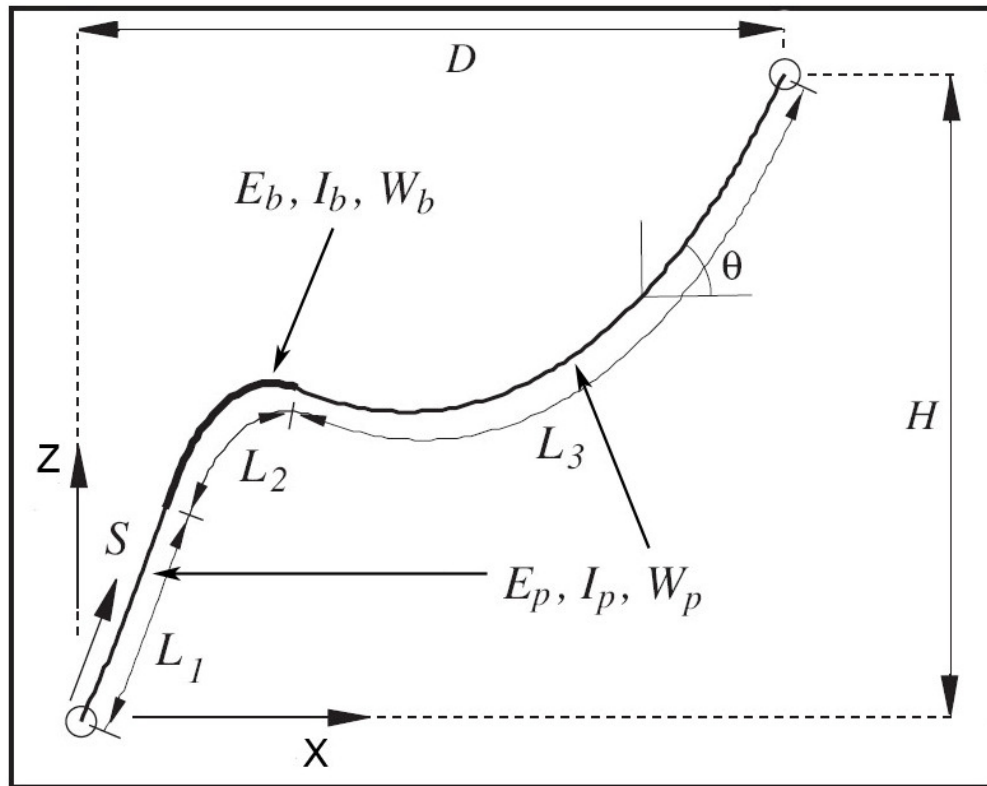


Figura 6.1 - Riser em configuração "steep-wave" (L. Virgin et al., 2007).

O restante da linha, composta pelos segmentos  $L_1 = 122.5 m$  e  $L_3 = 332.5 m$ , apresenta uma rigidez flexional  $E_p I_p = 6.57 kNm^2$ , peso por unidade de comprimento  $W_p = 873.09 N/m$  e raio externo  $r_p = 0.1077 m$ . A extremidade superior da linha a partir do ponto de ancoragem no fundo marinho está às distâncias horizontal e vertical  $D = 350 m$  e  $H = 350 m$ , respectivamente. A massa específica do fluido onde a linha se encontra submersa é  $\rho = 1025 kg/m^3$  e a velocidade da correnteza é considerada nula.

Como critério de convergência, utiliza-se o valor 0.001 para a norma do vetor desbalanceamento, representado pela equação (5.5.1). Na discretização da estrutura, são utilizados 1120 elementos de viga de 2 nós, igualmente espaçados ao longo do riser. Adotam-se elementos de 0.5m de comprimento por permitirem a modelagem dos flutuadores nas posições idênticas às utilizadas em (L. Virgin et

*al.*, 2007). Para simular a condição de inextensibilidade axial do modelo, utiliza-se um alto valor para a rigidez axial ( $EA = 10^9 N$ ).

O método de análise consiste em, inicialmente, gerar-se os resultados de equilíbrio considerando-se o *riser* em catenária, desconsiderando-se a ação dos flutuadores e da rigidez à flexão. A configuração obtida pode ser observada na figura 6.2, e pode ser notada uma boa concordância entre os resultados numéricos. Em uma segunda etapa, variam-se os diversos parâmetros enumerados anteriormente e são obtidas as diferentes configurações de equilíbrio, conforme descrito a seguir.

Inicialmente considera-se o efeito do comprimento do segmento de flutuadores  $L_2$ , conforme é observado na figura 6.3. O “caso base” ( $L_1 = 122.5m, L_2 = 105m$ ) é representado pela segunda linha a partir do fundo marinho. Em todas as análises, o centro do segmento de flutuadores está localizando em  $s = 175m$ . O comprimento  $L_2$  do segmento de flutuadores varia entre 70m e 210m. Quando o comprimento  $L_2$  é aumentado, todos os pontos internos da linha se movem para posições mais altas conforme esperado fisicamente, porque o maior empuxo proporcionado pelos flutuadores atuará ao longo de um comprimento maior da linha. Para todas as configurações, os resultados encontram-se em boa concordância com as soluções apresentadas por L. Virgin *et al.* (2007).

Na figura 6.4, apresenta-se agora o efeito do comprimento do segmento superior  $L_3$  do *riser*. No “caso base” (curva do meio) o comprimento  $L_3 = 332.5m$  considerado é aumentado para  $L_3 = 402.5m$  e diminuído para  $L_3 = 297.5m$ , enquanto os demais comprimentos são mantidos constantes. Com isto, o comprimento total da linha é aumentado de 560m para 630m e depois diminuído para 525m. Desta forma, ao aumentar-se o comprimento  $L_3$  da linha, como esperado, a parte superior da linha se move para baixo enquanto a porção inferior da linha move-se para a esquerda. Nota-se uma boa concordância entre os resultados das diferentes configurações estáticas da linha flexível para os diferentes comprimentos  $L_3$  considerados.

Na figura 6.5, considera-se a configuração da linha para diferentes valores do empuxo por unidade de comprimento do segmento de bóias  $B_b$ , resultando nas

configurações de equilíbrio mostradas. Para o “caso base”, o valor considerado do empuxo do segmento de bóias é  $B_b = 5773,2 N / m$ . Como fisicamente esperado, com o aumento na força de empuxo, as configurações da linha resultam mais altas em todos os pontos. Os resultados numéricos apresentam-se em muito boa concordância.

Por último, considera-se o efeito da velocidade da correnteza do fluido na configuração estática da estrutura. Os resultados estão apresentados na figura 6.6. Nestas análises, a correnteza é considerada no sentido positivo do eixo-x e três configurações, correspondentes ao “caso base” (velocidade nula) e às velocidades 1 e 2 m/s, são apresentadas.

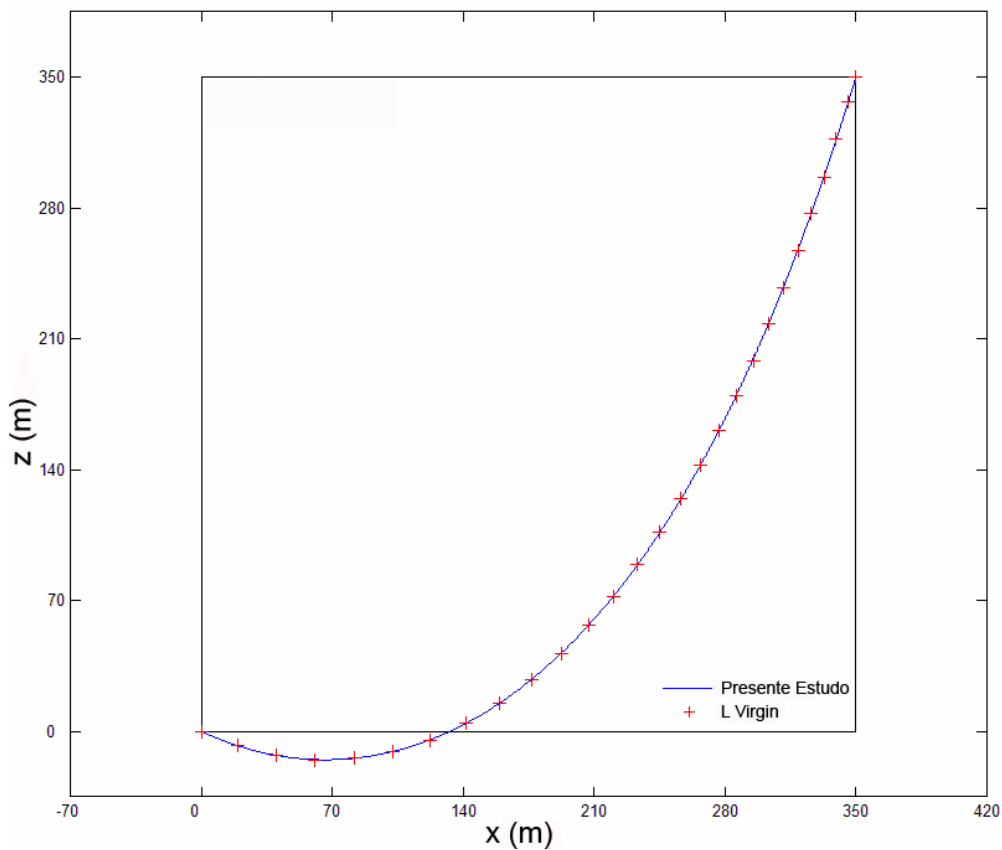


Figura 6.2 - Configuração da linha em Catenária.

Para uma correspondente velocidade do fluido, o efeito da correnteza é mais intenso sobre a linha próxima da posição vertical, decaindo junto à configuração da estrutura na horizontal. Esta também depende do raio externo do *riser*, resultando em um arraste mais intenso no segmento de flutuadores. Por outro

lado, este efeito deve ser combinado com o empuxo por unidade de comprimento que neste segmento tem efeito contrário: quando a velocidade da correnteza é aumentada, a estrutura tende, naturalmente, a mover-se para a direita. Para o caso em que  $v = 2\text{ m/s}$ , há diferença mais acentuada nos resultados. Neste caso, o deslocamento sofrido pela linha no presente estudo é menor do que o deslocamento apresentado em L. Virgin *et al.* (2007) junto ao trecho mais longo da linha na posição próxima da vertical, exatamente onde as forças de arraste resultantes são maiores. Esta dispersão foi associada às diferenças nos modelos empregados para a obtenção da força de arraste em ambos os trabalhos. L. Virgin *et al.* (2007) considera que a força de arraste, proporcional à velocidade do fluido normal à linha, atua na direção horizontal. No presente estudo, esta mesma força é considerada como atuando na direção normal à linha.

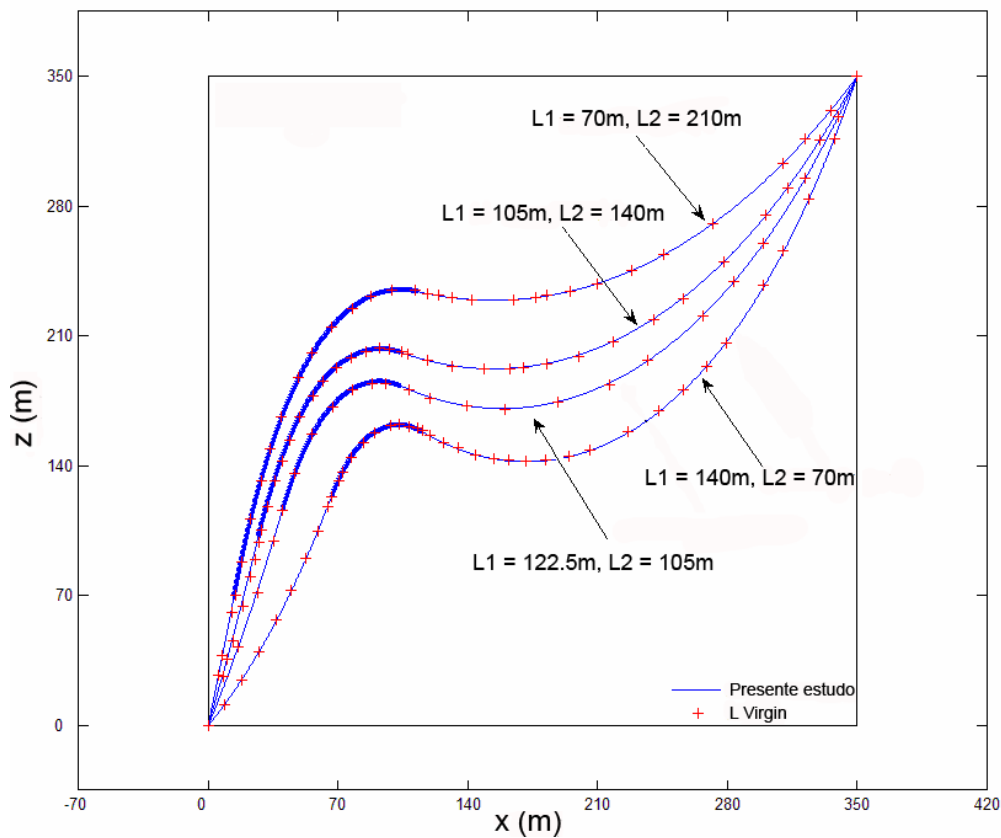


Figura 6.3 - Configurações Estáticas para Diferentes Comprimentos do Segmento de Flutuadores  $L2$ .

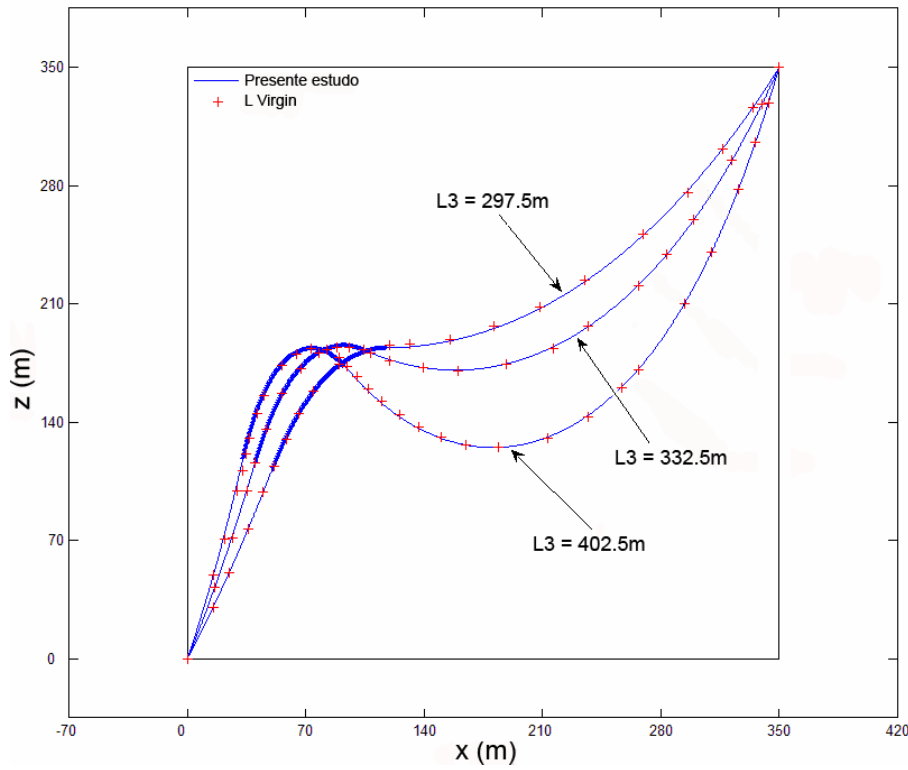


Figura 6.4 - Configurações de Equilíbrio da Linha para Diversos Comprimentos do Segmento Superior  $L_3$ .

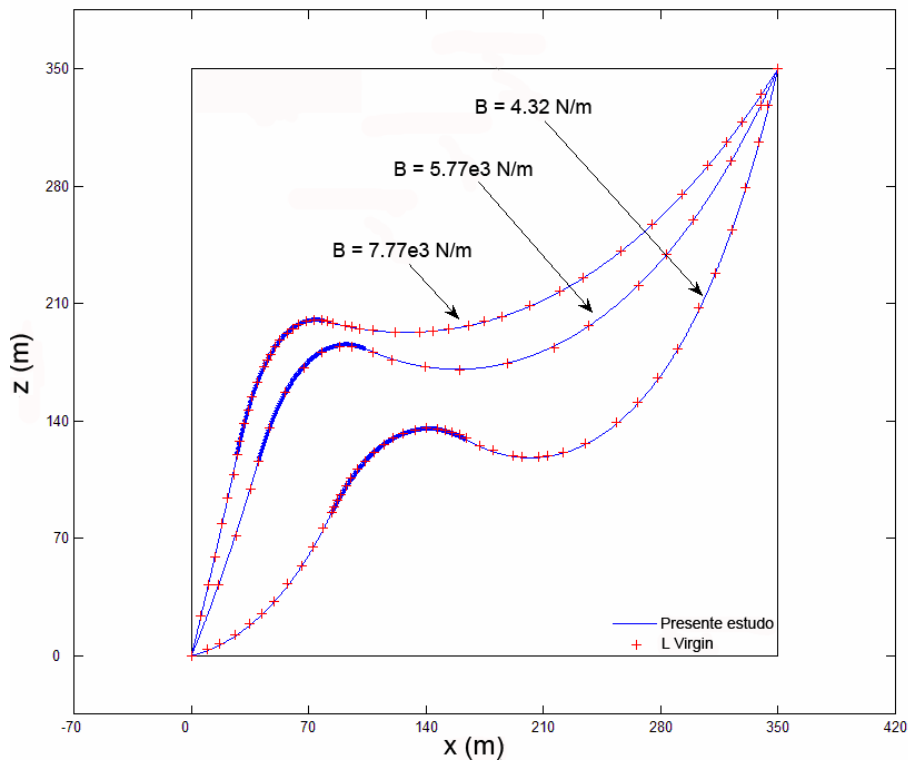


Figura 6.5 - Configurações de Equilíbrio da Linha para Diversos Valores do Empuxo por Unidade de Comprimento do Segmento  $L_2$ .

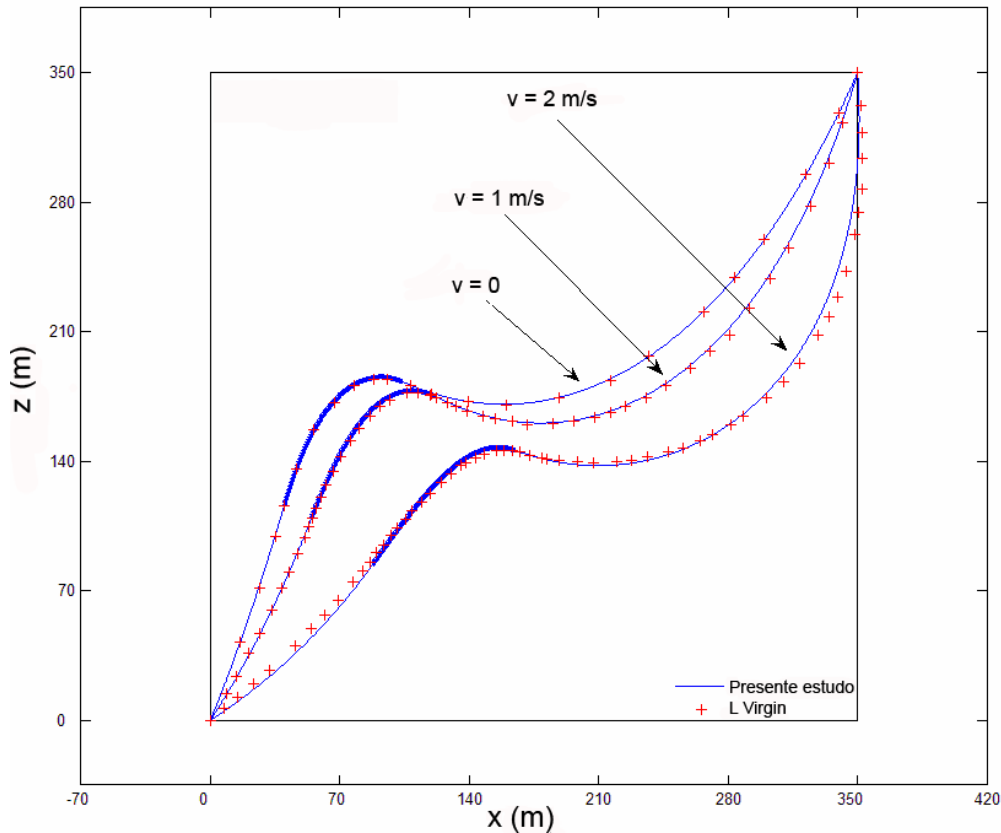


Figura 6.6 - Efeitos da Correnteza Constante, com Velocidade  $v$ , na Configuração Estática da Linha.

## 6.2. Análise de Uma Plataforma do Tipo “Spar” Sob Ação de Ondas Oceânicas

A exploração de reservatórios de hidrocarbonetos situados sob grandes profundidades tem se tornado cada vez mais freqüente. Nestes casos as plataformas fixas ao fundo marinho tornam-se menos atrativas sob o ponto de vista econômico, deixando espaço para uma grande variedade de plataformas flutuantes como as únicas opções viáveis nas operações de produção de óleo e gás. Uma destas opções é a plataforma *spar* que consiste, basicamente, de uma grande estrutura cilíndrica vertical flutuante, tipicamente com uma altura de 200m e um diâmetro de 40m. No casco da plataforma estão fixados equipamentos de perfuração e de produção, além de armazenar uma quantidade substancial de óleo. A figura 6.7 apresenta um esboço desta estrutura e de seu sistema de ancoragem.

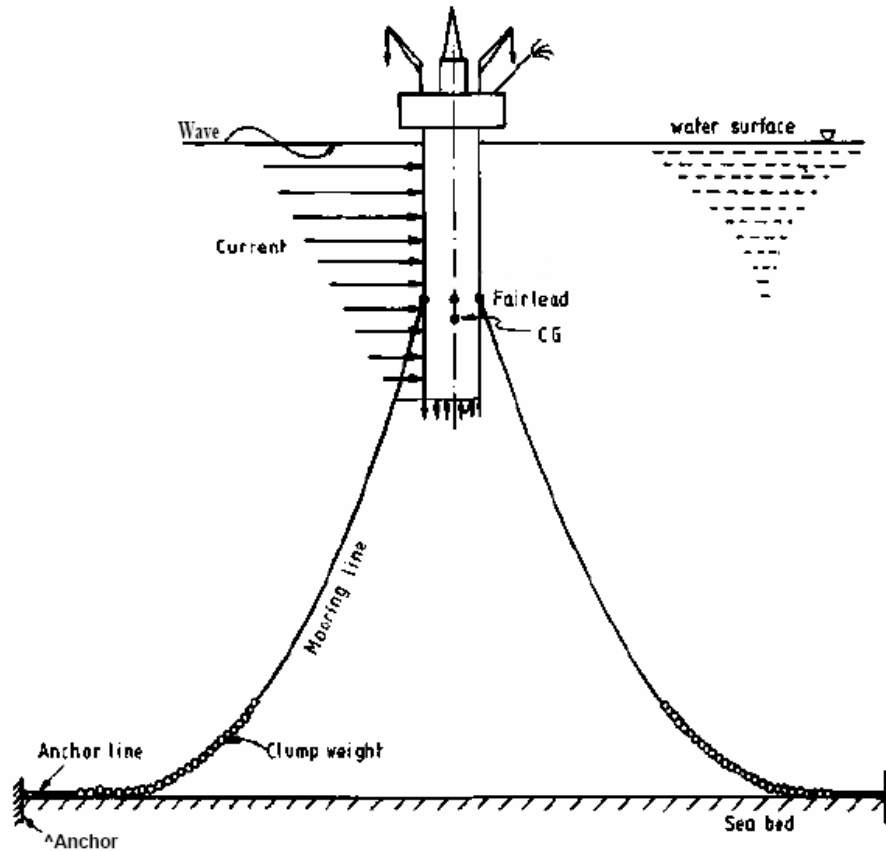


Figura 6.7 - Esboço da Plataforma Spar (Agarwal & Jain, 2002).

Neste exemplo considera-se um modelo numérico bi-dimensional na determinação dos movimentos de uma plataforma *spar*, com características semelhantes à primeira plataforma de produção instalada no campo de Viosca Knoll 826, situado no Golfo do México (Vardeman *et. al.*, 1997) em 1997, cujas características principais estão apresentadas na tabela 6.1. Os resultados, para dois casos distintos, são considerados e comparados àqueles obtidos por Chitrapu *et al.* (1998) e Ma & Patel (2001).

Para a obtenção das forças, Chitrapu *et al.* (1998) utiliza o mesmo modelo adotado no presente estudo, representado pela equação (4.2.6), porém não explicita se considerou o efeito da pressão dinâmica no tampo inferior submerso do cilindro e nem o método numérico utilizado na integração destas forças. Para a obtenção dos campos de velocidade, aceleração e pressão do fluido, induzidos no fluido pelas ondas de superfície, adota três modelos distintos: a teoria de Stokes de quinta ordem, a teoria linear e a teoria linear associada ao método de Wheeler.



Diâmetro	40.5m
Comprimento submerso inicial	198.2m
Massa	$2.6 \times 10^8$ kg
Raio de giração (pitch)	62.33m
Centro de gravidade (da linha média)	-105.8m
Ponto de amarração (da linha média)	-105.6m
Coefficiente de arraste	$c_d = 0.6$
Coefficiente de massa adicionada	$c_m = 1$
Densidade da água	$\rho = 1025 \text{ kg / m}^3$

Tabela 6-1 – Características da Plataforma Spar Considerada na Análise Numérica.

Apenas os resultados obtidos com os dois últimos são utilizados na comparação dos obtidos com o presente estudo. Para a resolução das equações de movimento, adota o método de Runge-Kutta de quarta ordem, com o incremento temporal fixo de 0.2s.

Ma & Patel (2001) consideram o efeito da perturbação no fluido causado pela presença da estrutura, efeito não considerado no presente estudo, adotando o modelo de corpos esbeltos proposto por Rainey (1995). A integração numérica das diversas parcelas das forças e a resolução das equações de movimento da plataforma são efetuadas, utilizando-se o mesmo procedimento numérico adotado no presente estudo.

Nas análises referidas, as linhas de ancoragem são modeladas como uma mola não-linear com a rigidez elástica igual a 191 KN/m para deslocamentos horizontais até 13.7m, e igual a 398 KN/m para deslocamentos superiores a 13.7m. O período natural, para os diferentes graus de liberdade da plataforma e para uma resposta linear é de, aproximadamente, 328s para o movimento horizontal (*surge*), 68s para o movimento angular (*pitch*) e 27s para o movimento vertical (*heave*), desconsiderados os efeitos viscosos (Ma & Patel, 2001).

No presente estudo, uma função de rampa foi utilizada para representar a variação temporal dos módulos das forças e dos momentos, nos 50s iniciais da análise, com o objetivo de atenuar os efeitos transientes produzidos pela natureza impulsiva do carregamento. Ambos os trabalhos empregados na comparação dos

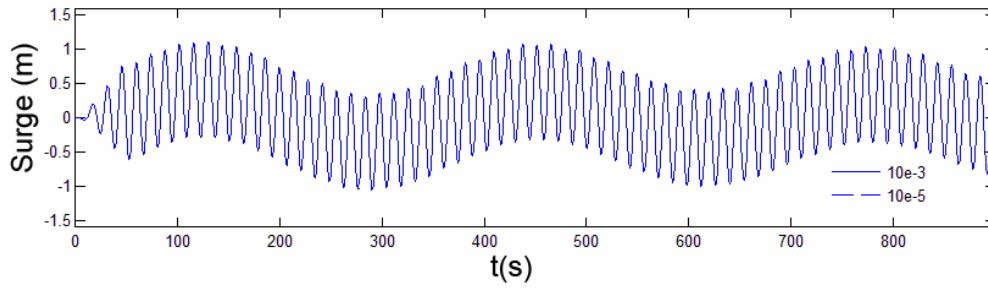
resultados utilizam procedimentos com a mesma finalidade, embora não explicitado na publicação utilizada.

A acuidade dos resultados é controlada através das variáveis de tolerância de erro na integração das forças ( $\varepsilon_1$ ) e na solução das equações de movimento ( $\varepsilon_2$ ), conforme está descrito no capítulo 5. Nas análises aqui consideradas foram utilizados dois valores para estes parâmetros:  $\varepsilon_1 = \varepsilon_2 = 10^{-3}$  e  $\varepsilon_1 = \varepsilon_2 = 10^{-5}$ .

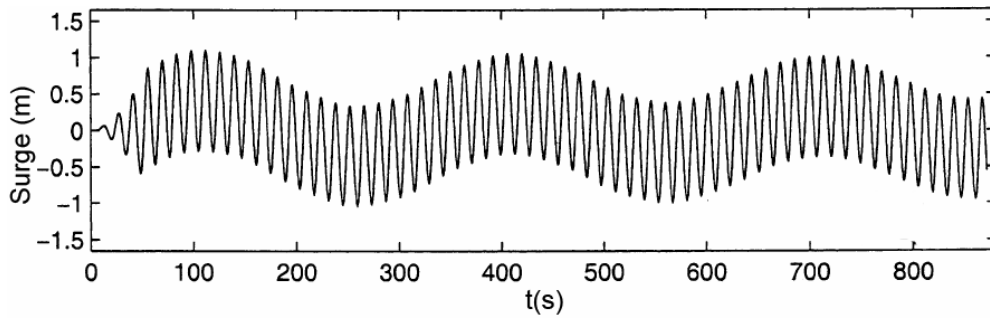
Dois casos foram então estudados. No primeiro considera-se a resposta da plataforma à incidência de ondas monocromáticas de altura  $H = 6m$  e período  $T = 14s$ , sem a presença de correnteza. Os movimentos de *surge* e *pitch* estão mostrados nas figuras 6.8 e 6.9, respectivamente. Em seguida, inclui-se o efeito da correnteza, neste caso, com velocidade constante  $v = 0.5m/s$  no sentido positivo de  $x$ , eixo associado ao movimento de *surge*. Os movimentos de *surge* e *pitch* para este caso estão apresentados nas figuras 6.10 e 6.11, respectivamente. Nota-se, no presente estudo, que são desprezíveis as diferenças entre os resultados correspondentes aos dois valores de tolerância, e, assim, o valor  $10^{-3}$  é suficientemente pequeno para ambos os casos.

Observam-se também oscilações de baixa frequência no movimento de *surge* e no movimento de *pitch*. Estas oscilações apresentam períodos próximos ao período natural da plataforma para estes graus de liberdade e, no movimento de *surge*, persiste por um longo período de tempo conforme pode ser observado na figura 6.12. Este fato evidencia o baixo amortecimento (dissipação) que a *spar* apresenta no movimento de *surge*, e sugere que estas oscilações estão associadas a efeitos transientes. Devido a este fenômeno, qualquer análise que tenha por objetivo obter parâmetros de regime permanente deve utilizar resultados experimentais ou numéricos de longo período (Ma & Patel, 2001). No presente estudo, para os dois casos de análise considerados, ambos os movimentos apresentam oscilações de alta-frequência, com períodos iguais ao período de onda. Todos os trabalhos apresentados demonstraram que o movimento de *surge* pode apresentar respostas de grandes períodos (figuras 6.8 e 6.10) com amplitudes da mesma ordem ou bem maiores do que as respostas na frequência das ondas. Este fato explicita a importância que os efeitos não-lineares exercem sobre o comportamento dinâmico deste tipo de estrutura.

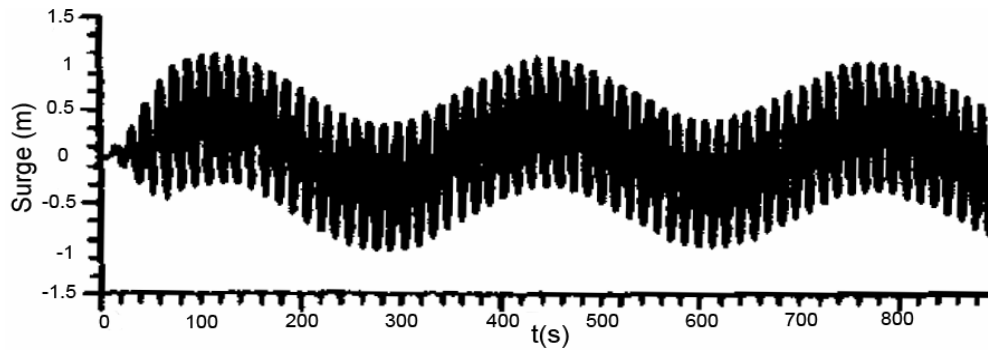
(a) Presente Estudo



(b) Ma &amp; Patel (2001)



(c) Chitrapu et al. (1998) - SWL



(d) Chitrapu et al. (1998) - Wheeler

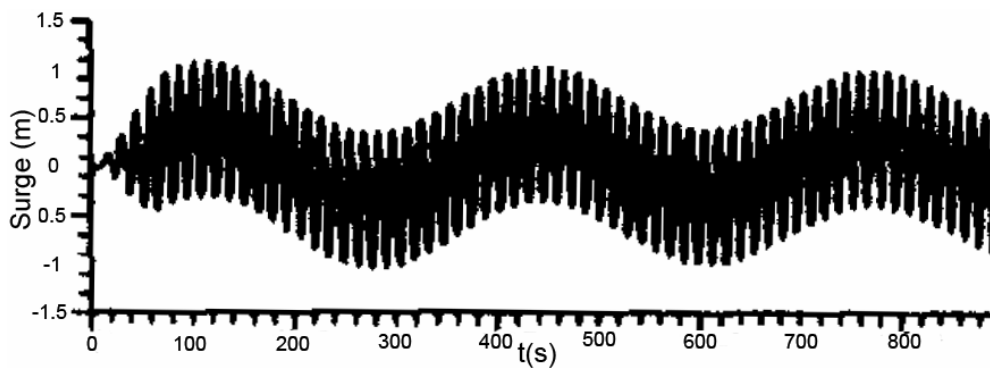
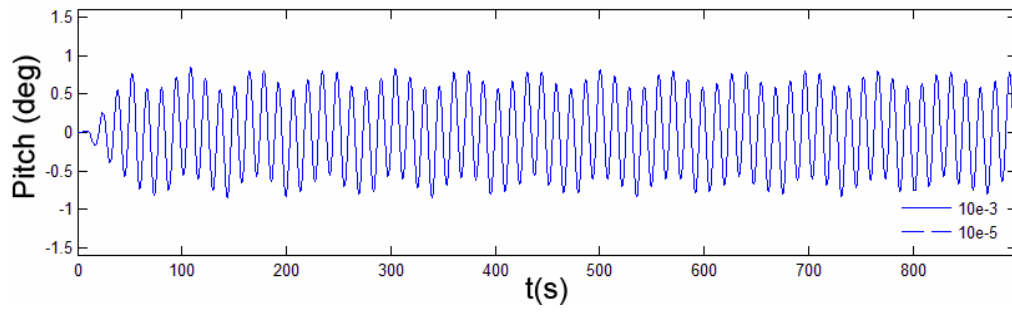
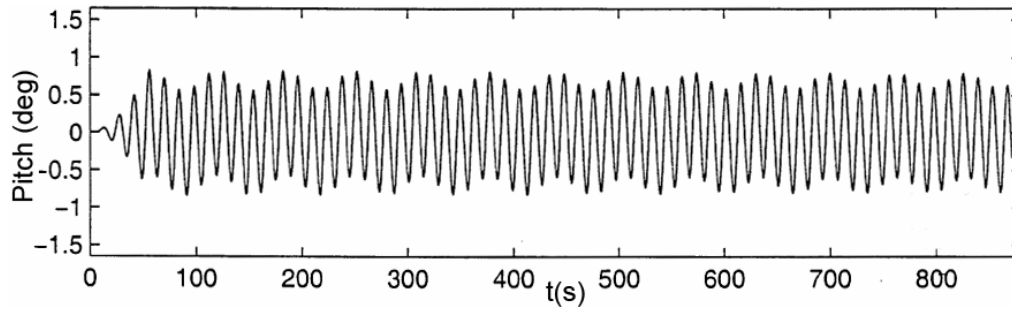


Figura 6.8 - Deslocamento Horizontal (surge) da plataforma Spar Submetida à Ação de Ondas, sem Correnteza.

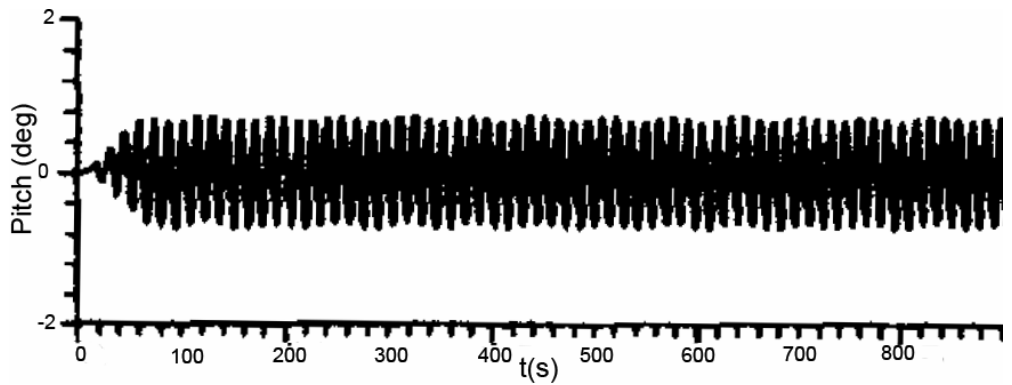
(a) Presente Estudo



(b) Ma &amp; Patel



(c) Chitrapu SWL



(d) Chitrapu Wheeler

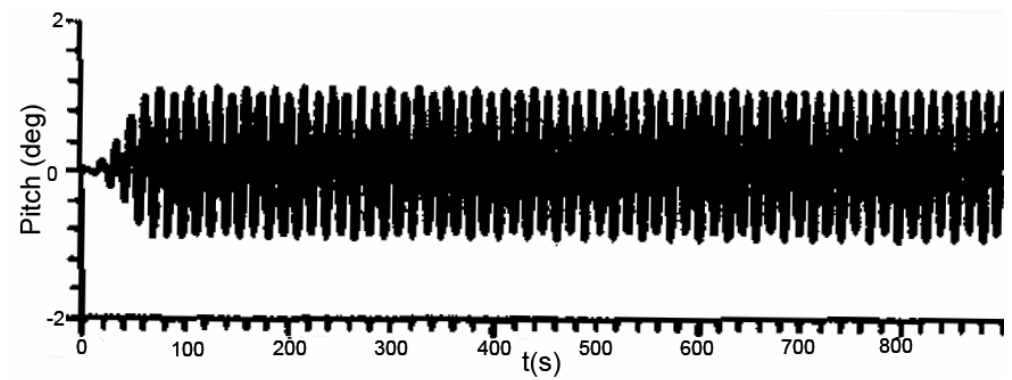
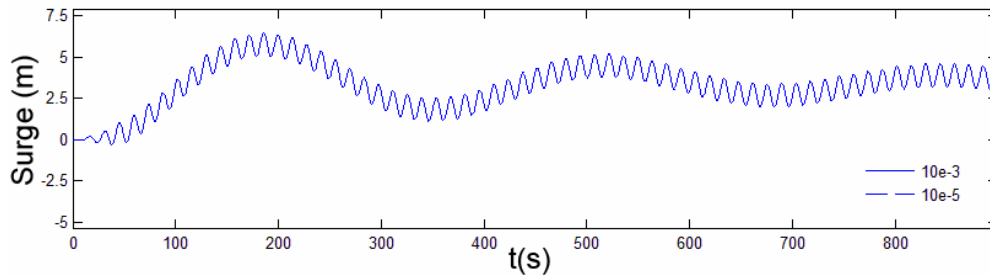
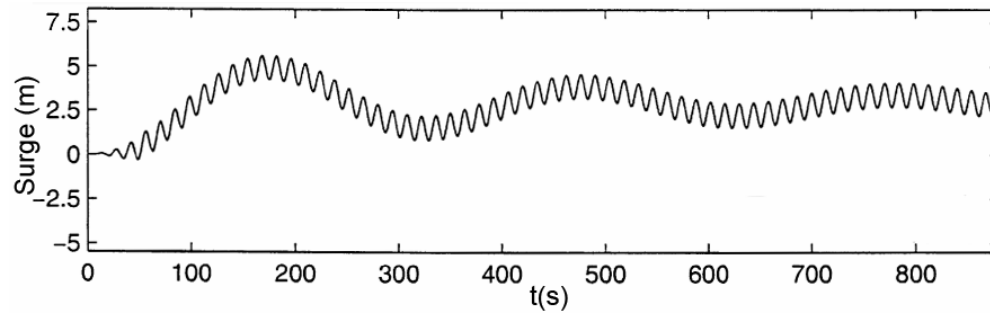


Figura 6.9 - Deslocamento angular (Pitch) da Plataforma Spar Submetida à Ação de Ondas, sem Correnteza.

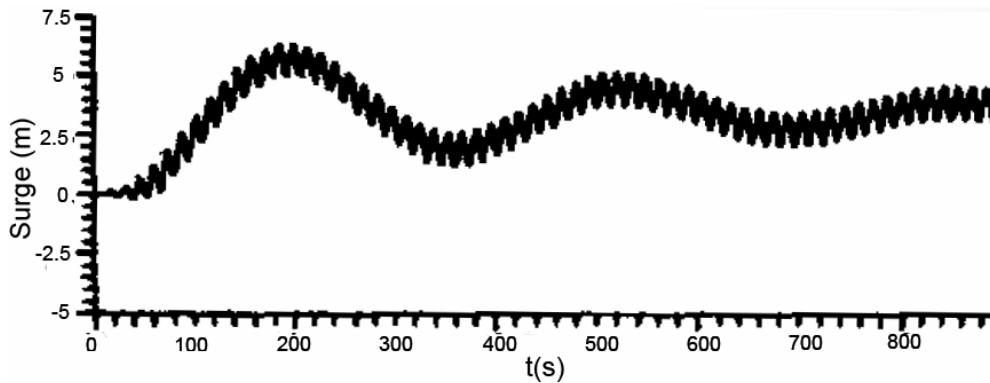
(a) Presente Estudo



(b) Ma &amp; Patel (2001)



(c) Chitrapu et al. (1998) - SWL



(d) Chitrapu et al. (1998) - Wheeler

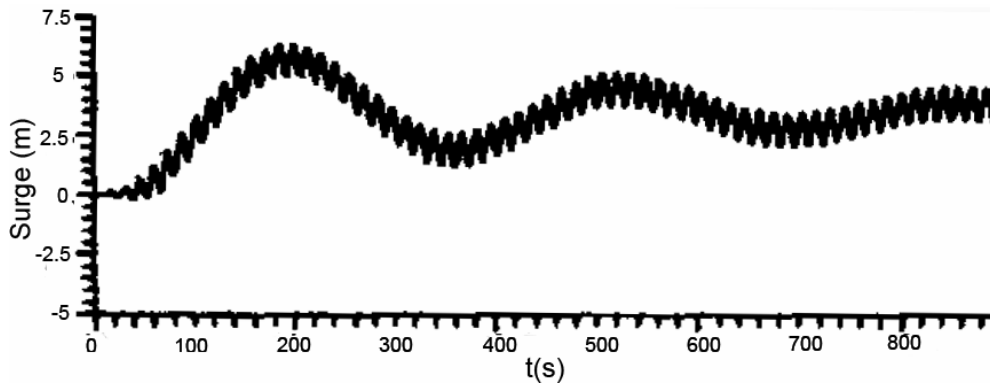
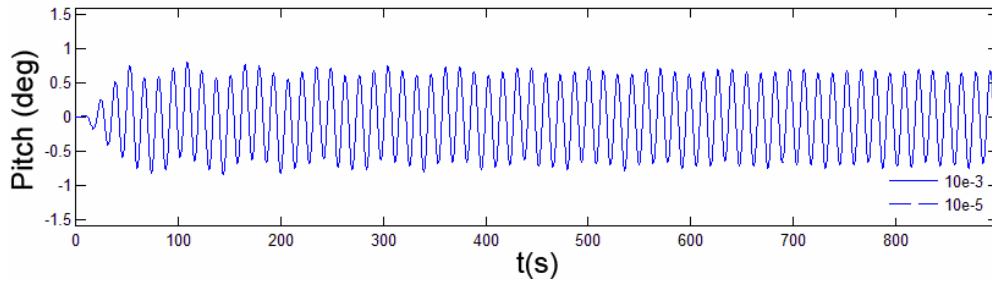
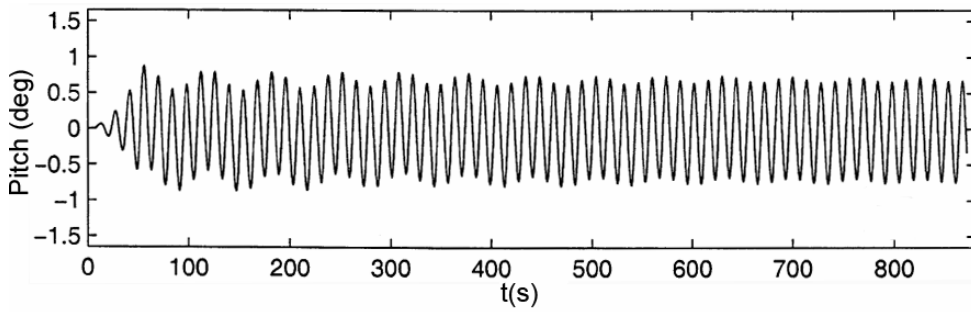


Figura 6.10 - Deslocamento horizontal (surge) da Plataforma Spar Submetida à Ação de Ondas com Correnteza Constante ( $v=0.5\text{m/s}$ ).

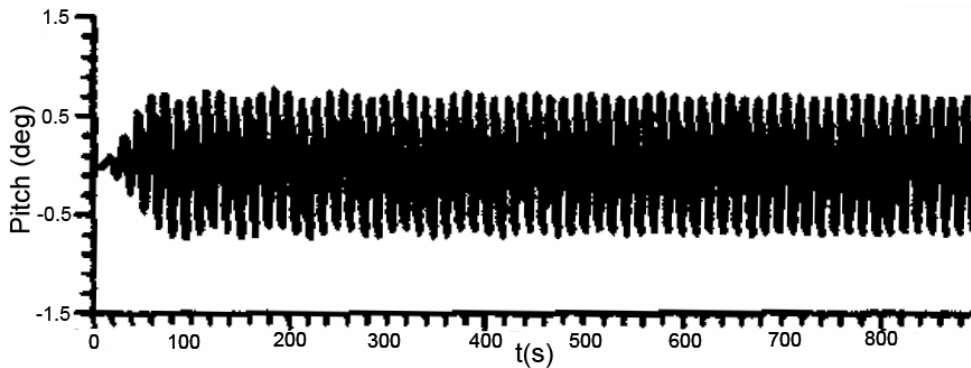
(a) Presente Estudo



(b) Ma &amp; Patel (2001)



(c) Chitrapu et al. (1998) - SWL



(d) Chitrapu et al. (1998) - Wheeler

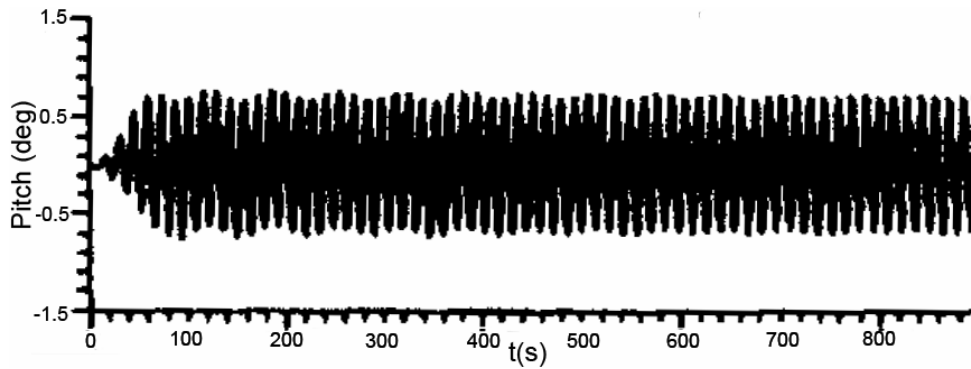


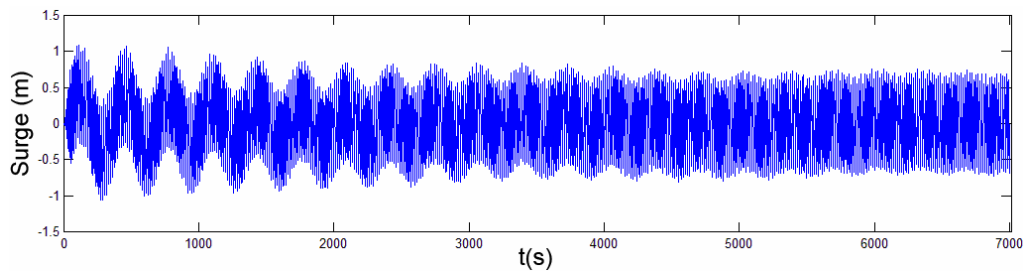
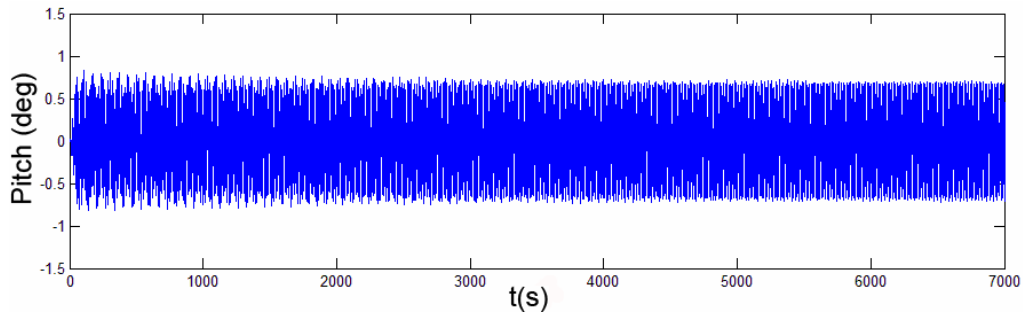
Figura 6.11 - Deslocamento Angular (pitch) da Plataforma Spar Submetida à Ação de Ondas com Correnteza Constante ( $v=0.5\text{m/s}$ ).

Conseqüentemente, forças e momentos não-lineares devem ser considerados no modelo com boa técnica de representação numérica.

Na comparação quantitativa dos resultados com os diferentes trabalhos publicados utilizaram-se os parâmetros: período das oscilações de baixa frequência  $T$ , período das oscilações de alta frequência  $t$ , amplitude da oscilação de alta frequência  $a$  e, para o segundo caso (com correnteza), utiliza-se também o valor  $a_m$  para a comparação dos resultados no movimento de *surge*, que representa a excursão da *spar* em torno da qual oscila após atingir o regime permanente. Estes parâmetros, indicados na figura 6.13, não estão explicitados em Chitrapu *et al.* (1998) e Ma & Patel (2001) e, portanto, são aqui obtidos dos gráficos apresentados. Comparações dos resultados para o primeiro caso (sem correnteza) e o segundo caso (com correnteza), estão apresentados nas tabelas 6.2 e 6.3, respectivamente. Nestas tabelas, os valores referenciados Chitrapu SWL e Chitrapu Wheeler são associados aos resultados obtidos por Chitrapu *et al.* (1998) através do uso da teoria linear de ondas e da teoria linear de ondas associada ao método de Wheeler, respectivamente. Em ambas as tabelas, encontram-se os erros percentuais dos diferentes trabalhos em relação ao presente estudo.

O método utilizado para obter-se graficamente os parâmetros  $T$ ,  $t$ ,  $a$  e  $a_m$  em Chitrapu *et al.*, (1998) e Ma & Patel, (2001) possui um erro inerente. Considerando-se que ambos os trabalhos fornecem o valor  $t = 14s$ , valor exato do período das ondas incidentes, o erro do método gráfico foi estimado como  $erro = (t_{gráfico} - 14)/14$ , onde  $t_{gráfico}$  são os valores do período de resposta de alta frequência  $t$ , obtidos dos gráficos apresentados em ambos os trabalhos, e listados nas tabelas 6.2 e 6.3. O erro absoluto máximo resultante do método gráfico em Ma & Patel (2001) foi de 0.7%, e de 5% em Chitrapu *et al.* (1998), tanto para o movimento de *surge* como de *pitch*. O maior erro encontrado no último deve estar associado à baixa qualidade gráfica dos gráficos disponíveis. Assim, qualquer erro encontrado entre os resultados menor do que 0.7%, para Ma & Patel (2001), e menor do que 5%, para Chitrapu *et al.*(1998) deve ser desprezado.

(a) Movimento Horizontal (surge) do Centro de Massa – Apenas Ondas

(b) Movimento Angular (*pitch*) – Apenas Ondas

(c) Movimento Vertical (surge) do Centro de Massa – Ondas e Correnteza

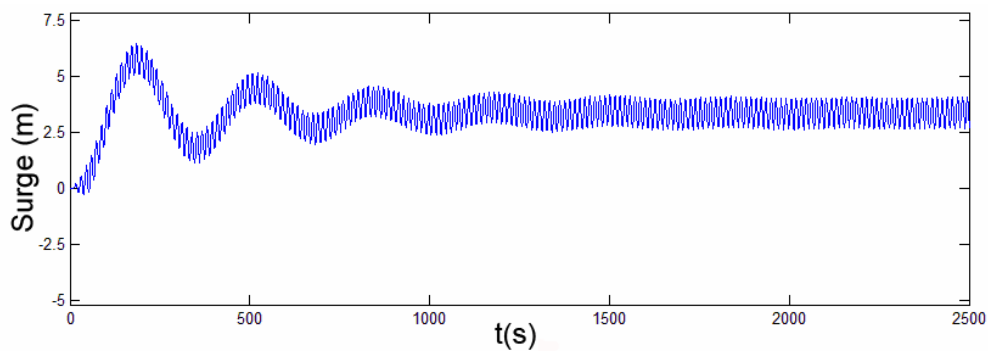
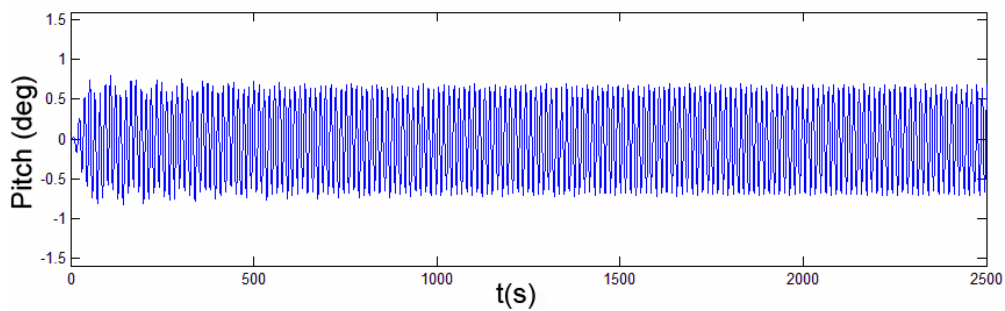
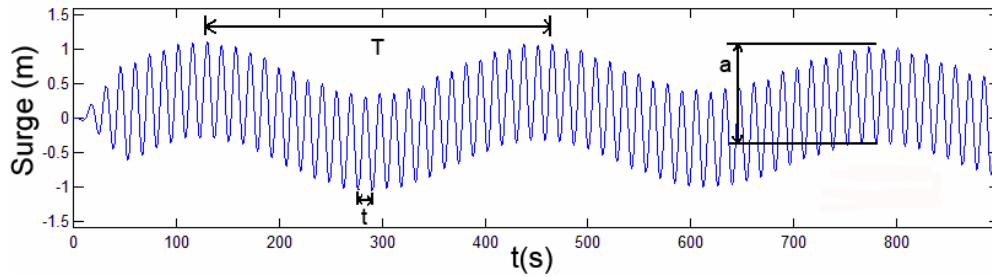
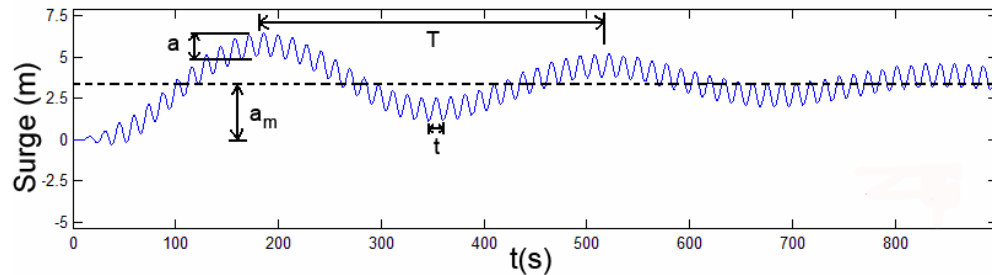
(d) Movimento Angular (*pitch*) – Ondas e Correnteza

Figura 6.12 - Movimento em Uma Escala de Tempo Longa para o Caso com Ondas apenas (Todos os Parâmetros são iguais aos das Figuras 6.8 e 6.9) e para o Caso com Ondas e Correnteza Constante (todos os Parâmetros são iguais aos das Figuras 6.10 e 6.11).



(a) Movimento de *Surge* – Sem Correnteza(b) Movimento de *Surge* – Com Correnteza

(c) Movimento de Pitch – Ambos os Casos

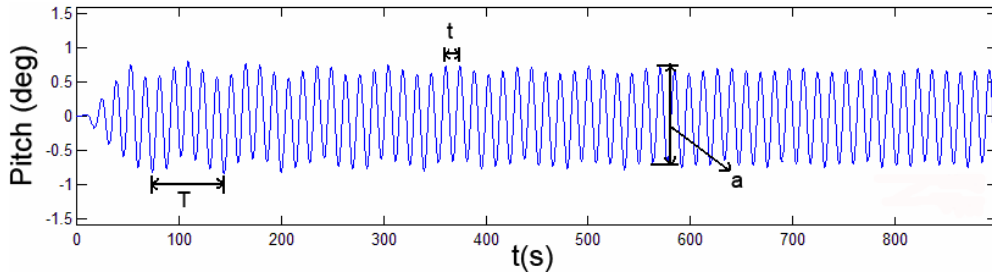


Figura 6.13 - Parâmetros Utilizados na Comparação dos Resultados do Movimento de surge e pitch.

De um modo geral, os resultados obtidos por Chitrapu *et al.* (1998) encontram-se mais próximos dos resultados obtidos no presente estudo, possivelmente devido à utilização do mesmo modelo para a obtenção das forças. No entanto, é notável a grande diferença observada na amplitude  $a$  do movimento angular (*pitch*) para o método “Chitrapu-Wheeler”, apresentando um erro igual a 39.2%, no primeiro caso de análise (sem correnteza). Tal dado surpreende, na medida em que seria esperado que os resultados gerados por este método fossem mais próximos daqueles obtidos no presente estudo, onde também é adotado o método de Wheeler. Por outro lado, os erros para os dois outros métodos foram ainda menores (-3.5% e 0%) para este mesmo parâmetro e caso. Esta grande diferença pode estar associada a alguma diferença metodológica não explicitada

em Chitrapu *et al.* (1998). O método “Ma & Patel” fornece os menores valores para as amplitudes dos movimentos de *surge* e *pitch* para ambos os casos, resultante da inclusão dos efeitos de difração e radiação de ondas, causados pela estrutura, o que reduz as amplitudes de resposta. Um menor valor no período  $T$  das oscilações de baixa frequência também é observado para ambos os movimentos, nos dois casos.

<b>Caso 1 (sem correnteza)</b>				
<i>Surge</i>				
	Ma & Patel	Chitrapu SWL	Chitrapu Wheeler	Presente estudo
T (s)	301.8 (-10.2%)	328.7 (-2.2%)	326.8 (-2.7%)	336.0
t (s)	14.1 (0.7%)	14.7 (5%)	14.4 (2.8%)	14.0
a (m)	1.36 (-2.8%)	1.38 (-1.4%)	1.41 (0.7%)	1.40
<i>Pitch</i>				
	Ma & Patel	Chitrapu SWL	Chitrapu Wheeler	Presente estudo
T (s)	70.1 (0.1%)	68.6 (-2%)	-	70.0
t (s)	14.1 (0.7%)	13.8 (-1.4%)	13.9 (-0.7%)	14.0
a (°)	1.38 (-3.5%)	1.43 (0%)	1.99 (39.2%)	1.43

Tabela 6-2 – Comparação dos Resultados, obtidos Graficamente em Chitrapu et al. (1998) e Ma & Patel (2001), para o Primeiro Caso (sem correnteza).

<b>Caso 2 (com correnteza)</b>				
<i>Surge</i>				
	Ma & Patel	Chitrapu SWL	Chitrapu Wheeler	Presente estudo
T (s)	305.9 (-8.9%)	336.9 (0.3%)	327.4 (-2.5%)	336.0
t (s)	13.9 (-0.7%)	14.6 (4.3%)	14.0 (0%)	14.0
a (m)	1.28 (-9.2%)	1.51 (7.1%)	1.57 (11.3%)	1.41
a <sub>m</sub> (m)	2.93 (-12.5%)	3.53 (5.3%)	3.47 (3.6%)	3.35
<i>Pitch</i>				
	Ma & Patel	Chitrapu SWL	Chitrapu Wheeler	Presente estudo
T (s)	65.0 (-6.9%)	66.4 (-4.9%)	70.4 (0.8%)	69.8
t (s)	13.9 (-0.7%)	13.9 (-0.7%)	13.3 (-5.0%)	14.0
a (°)	1.39 (-1.4%)	1.44 (2.1%)	1.42 (0.7%)	1.41

Tabela 6-3 – Comparação dos resultados, obtidos graficamente em Chitrapu et al. (1998) e Ma & Patel (2001), para o caso com correnteza constante (0.5m/s).

### 6.3. Análise de um Sistema Bóia-Linha Flexível

Neste exemplo, considera-se uma bóia de superfície sujeita à incidência de ondas e de corrente marinha, ancorada ao fundo marinho através de uma linha flexível. O objetivo aqui é validar os efeitos da interação entre as estruturas, em uma análise dinâmica. A linha flexível possui 560m de comprimento e se encontra submersa em uma lâmina d'água de 364m. A extremidade superior da linha está conectada ao centro de massa da bóia de superfície, 14m abaixo da superfície do mar, e segue seus movimentos devido à ação da corrente marinha e das ondas de superfície. A extremidade inferior da linha está presa ao fundo marinho. Em ambas as extremidades, as condições de apoio permitem a linha girar livremente. Na linha, considera-se um segmento de flutuadores com 100m de comprimento, iniciando a 120m da extremidade inferior. A bóia de superfície possui um formato cilíndrico com 35m de altura e 6.5m de diâmetro. Na tabela 6.4 estão apresentadas

as principais características geométricas e físicas da bóia de superfície, da linha flexível e dos flutuadores.

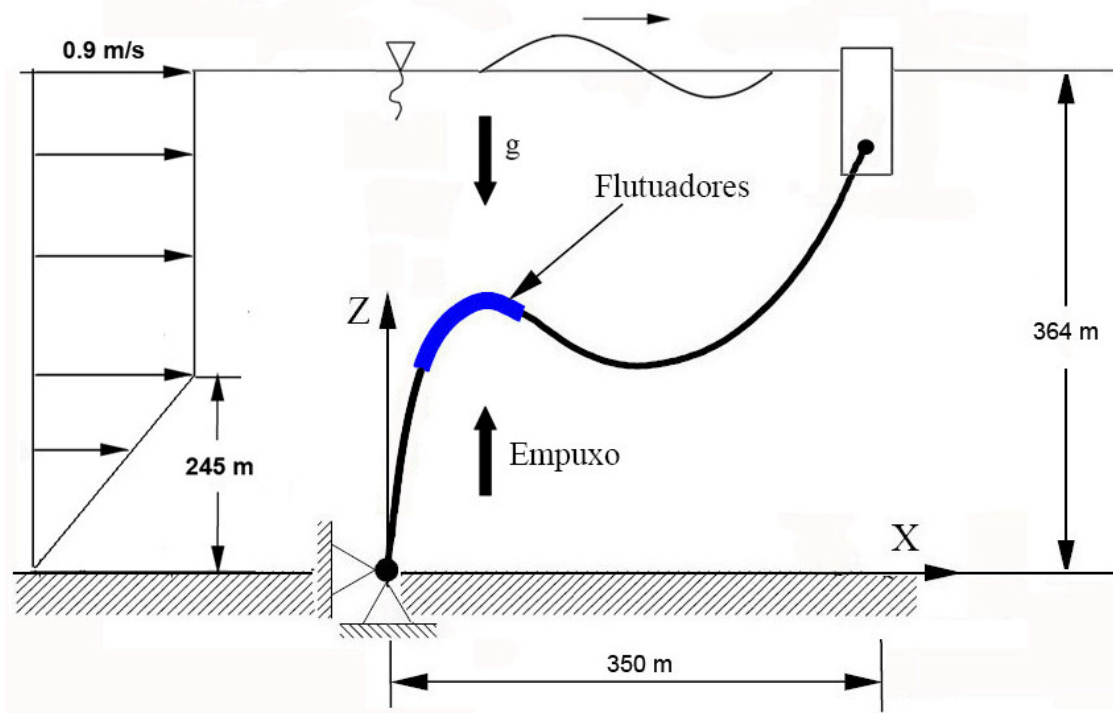


Figura 6.14 - Linha Flexível em Configuração “Steep-Wave” Fixa ao Centro de Massa da Bóia de Superfície Através de sua Extremidade Superior.

Na discretização da linha flexível, foram adotados 56 elementos de viga de 2 nós, com 10m de comprimento cada. Desta forma há flutuadores na linha desde o elemento 13 ao elemento 22, considerando a numeração dos elementos a partir da extremidade inferior da linha.

A configuração do flexível no instante inicial da análise dinâmica é obtida da análise estática do mesmo, em que, num único passo, são aplicados o peso próprio e o empuxo, resultando na configuração em forma de catenária. Em seguida, aplica-se incrementalmente o carregamento de empuxo dos flutuadores em 5 passos, de modo a facilitar a convergência numérica, como mostrado na figura 6.15. No primeiro passo, impõem-se 50% do valor total do empuxo dos flutuadores, onde foram necessárias 9 iterações para atingir a convergência numérica. O restante do carregamento é aplicado em 4 passos com incrementos de igual intensidade. A cada passo, um número menor de iterações se fez necessário. Ao fim dos 5 passos e um total de 24 iterações, obtém-se a configuração de equilíbrio da linha sujeita à ação do peso próprio, do empuxo dos flutuadores.

Observando-se as diversas deformadas da figura 6.15, nota-se um deslocamento maior nos primeiros passos, justificando o maior número de iterações necessárias nestes passos.

Dados da bóia de superfície	
Altura	35m
Diâmetro	6.5m
Massa	$8.87 \times 10^5$ kg
Momento de inércia	$1.2178 \times 10^8$ kg.m <sup>2</sup>
Centro de massa (a partir do tampo inferior)	12.5m
Coefficiente de massa adicional (Cm)	1
Coefficiente de arrasto normal (CDn)	0.6
Dados da linha flexível	
Rigidez axial (EA)	1452.3 KN
Rigidez flexional (EI)	6.57 KN.m <sup>2</sup>
Massa específica linear	89kg/m
Diâmetro externo	0.2154m
Diâmetro interno	0.1612m
Coefficiente de massa adicional (Cm)	2
Coefficiente de arrasto normal (CDn)	1
Dados do segmento dos flutuadores	
Massa por unidade de comprimento	352 kg/m
Empuxo por unidade de comprimento	57773.21 N/m
Diâmetro hidrodinâmico	0.855m
Rigidez flexional (EI)	100KN.m <sup>2</sup>

Tabela 6-4 – Características Físicas e Geométricas da Bóia de Superfície, Linha Flexível e Flutuadores.

Em seguida, completa-se a análise estática da linha, aplicando-se o perfil de correnteza mostrado na figura 6.14. O coeficiente de arrasto hidrodinâmico considerado é igual a 1 e a configuração resultante encontra-se mostrada na figura

6.16, que é a configuração inicial considerada na análise dinâmica, admitindo-se nula a velocidade do flexível em todos os pontos.

Na análise dinâmica, o carregamento subsequente corresponde à imposição do movimento da bóia de superfície, prescrito na extremidade superior da linha. Para a obtenção do movimento da bóia de superfície, as forças ambientais e a força no ponto de conexão bóia-flexível são impostas suavemente à bóia, utilizando-se uma função rampa, descrita na seção 5.3, nos primeiros 50s da análise dinâmica, de maneira a garantir um início suave de movimento. Nesta análise, adotou-se o coeficiente de massa adicional igual a 1 e o coeficiente de arrasto hidrodinâmico igual a 0.6 para a bóia de superfície (Chitrapu *et al.*, 1998), e as variáveis de tolerância de erro  $\varepsilon_1$  e  $\varepsilon_2$  foram ajustadas como  $10^{-3}$ , valor escolhido através de testes numéricos.

Já para a linha flexível, adotou-se um coeficiente de massa adicional igual a 2 e o critério de convergência de 0.001 para a norma do vetor desbalanceamento de forças e momentos. Na integração numérica das equações de equilíbrio da linha flexível, utilizou-se o método de Newmark com os parâmetros  $\alpha = 0.25$  e  $\delta = 0.5$ , e o amortecimento estrutural de Rayleigh  $\beta_d = 0.05$ . A partir de testes numéricos, foi escolhido o incremento temporal de 0.5s.

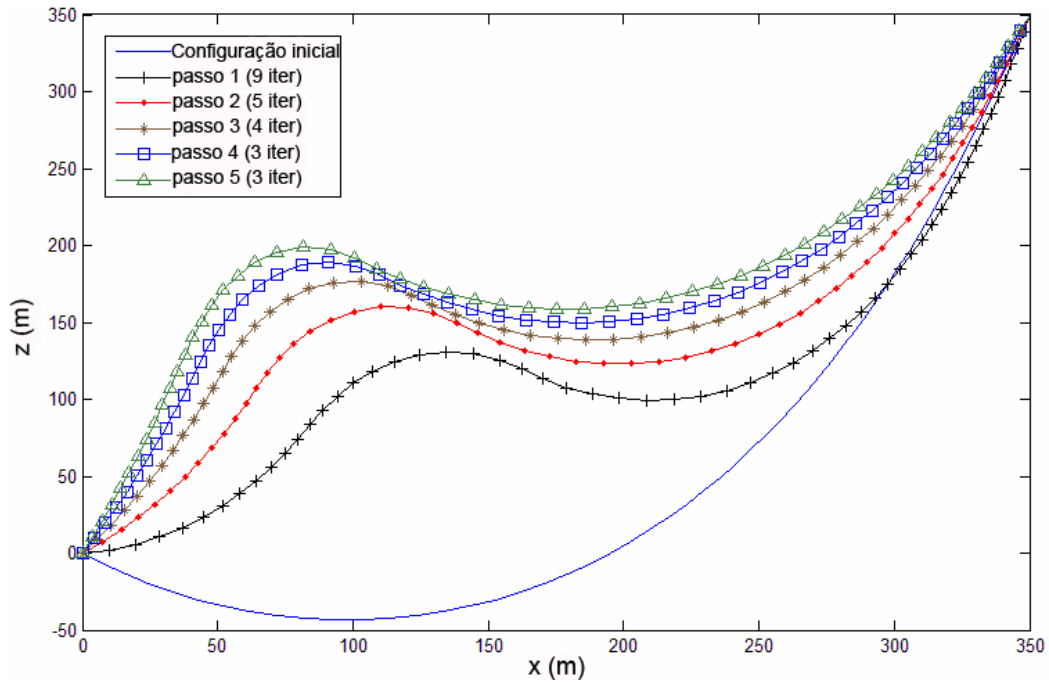


Figura 6.15 - Aplicação Gradual da Ação dos Flutuadores.

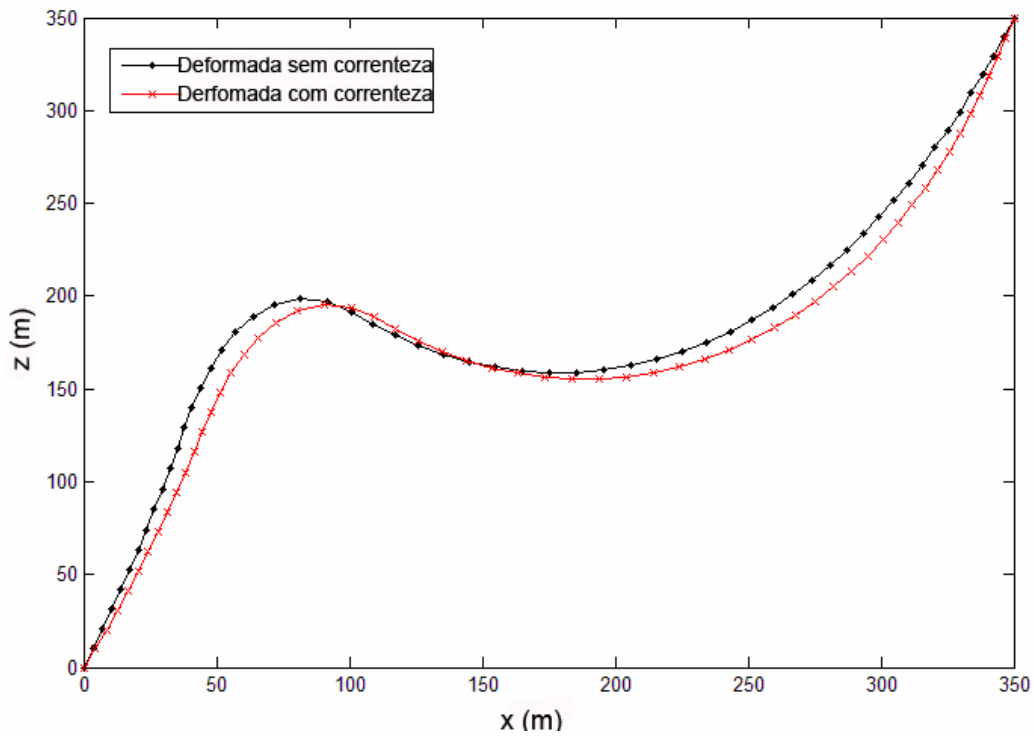


Figura 6.16 - Sucessivas Configurações da Linha com a Aplicação Gradual da Ação de Flutuadores.

Três casos distintos são considerados, diferindo no carregamento ambiental imposto à bóia de superfície. Assim temos: caso (a) em que apenas o efeito da correnteza marinha é considerado; caso (b) em que o efeito da correnteza marinha e de ondas com altura  $H = 6m$  e período  $T = 14s$  são considerados e (c) em que o efeito da correnteza marinha e de ondas com altura  $H = 10m$  e período  $T = 14s$  são considerados. Na figura 6.17 observam-se os deslocamentos horizontais sofridos pela bóia de superfície para os três casos considerados. No caso (a), a bóia de superfície se desloca no sentido positivo de  $x$ , mesmo sentido da correnteza, até atingir o deslocamento máximo de aproximadamente 21.3m. Para os casos (b) e (c) a bóia oscila na frequência das ondas e apresenta um deslocamento resultante no sentido positivo de  $x$ . Nota-se a tendência assintótica do movimento de excursão da bóia, sempre oscilando em torno desta posição. Para o caso (b) a assíntota está em aproximadamente 34.5m e a amplitude de 4.62m. O mesmo fenômeno é observado no caso (c) com a assíntota em 51.2m e amplitude de 7.67m. Nos casos (b) e (c) os períodos de oscilação são iguais a 14s. A diferença apresentada na posição horizontal de equilíbrio para os três casos é justificada pela parcela da força de arraste da formulação de Morison, que é proporcional à velocidade relativa fluido-estrutura. Esta parcela apresenta valores positivos, devido à ação da correnteza no sentido positivo do eixo  $x$ , para os três casos. Entretanto, apesar da correnteza possuir o mesmo valor nos três casos, o valor médio da força de arraste aumenta com a altura da onda, pois o valor médio da velocidade resultante da combinação da correnteza e das ondas aumenta com a amplitude das ondas. Na figura 6.18, observam-se os valores das componentes horizontais da força de arraste e da força de tração da linha. No regime permanente, alcançado após 1200s, aproximadamente, o valor da força de arraste atinge o valor de 42.8KN para o caso (a), oscila em torno de um valor médio de 44.6KN para o caso (b), e oscila com o valor médio de 48.1KN para o caso (c). Com o deslocamento horizontal positivo, a componente horizontal da força na linha de ancoragem aumenta a sua magnitude, porque a tração no flexível é maior e o ângulo formado pela linha flexível com a horizontal é menor. A bóia atinge a condição de movimento no regime permanente após a força de tração e a força de arraste atingirem valores médios de mesmo módulo e sentidos contrários (figura 6.18), devido ao deslocamento horizontal positivo.



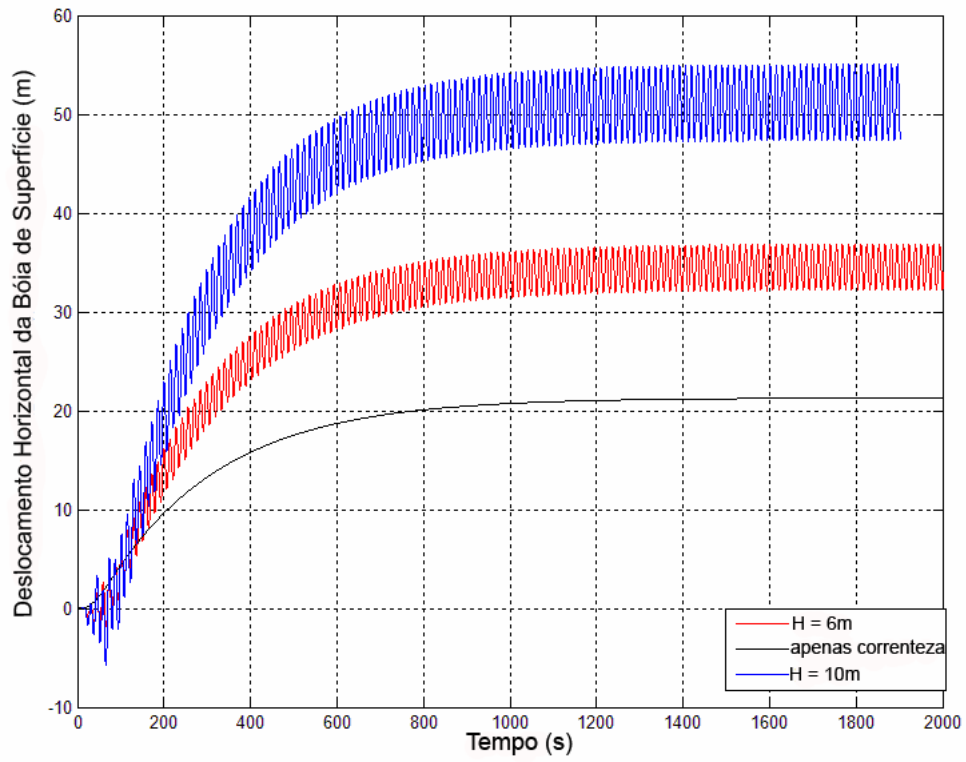


Figura 6.17 - Deslocamento Horizontal do Centro de Massa da Bóia de Superfície Devido à Ação de Correnteza e Ondas.

(a) Apenas Correnteza

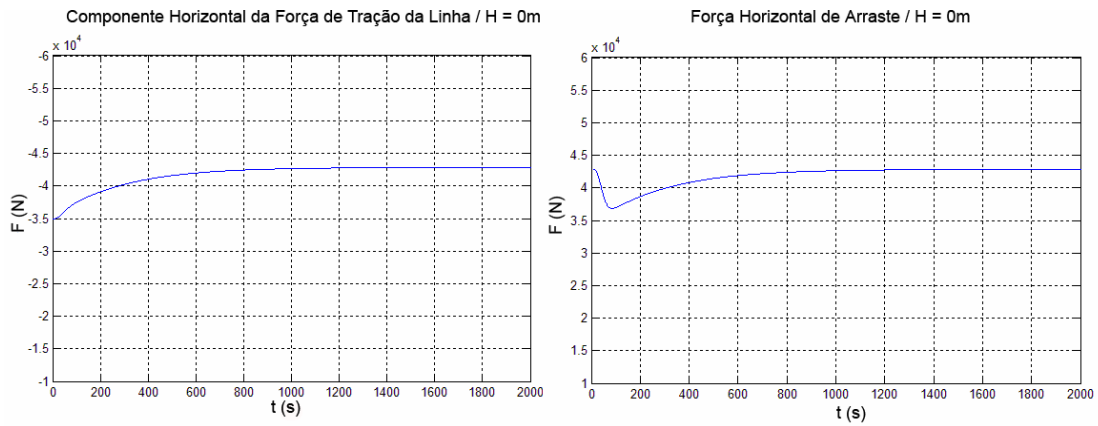
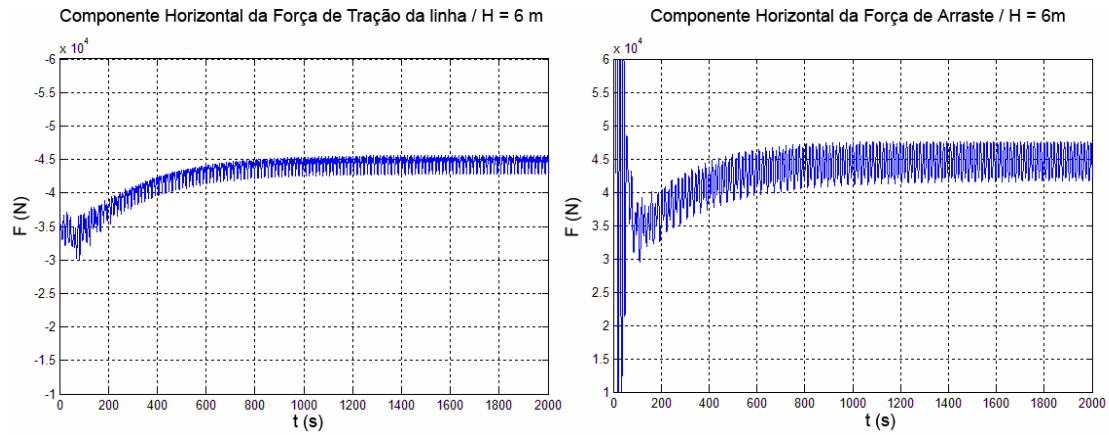
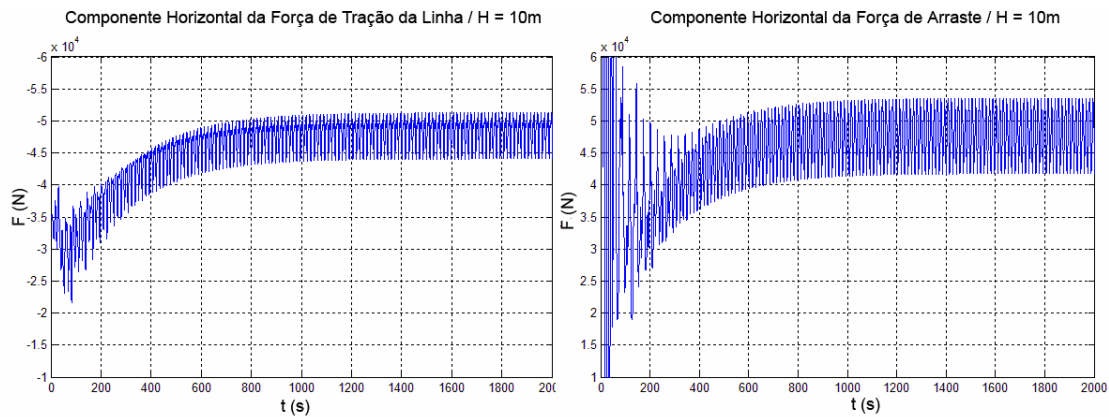
(b) Correnteza e Ondas com Altura  $H = 6m$ (c) Correnteza e Ondas com Altura  $H = 10m$ 

Figura 6.18 - Comparação das Componentes Horizontais da Força de Arraste e da Força de Tração da Linha.

Apesar da utilização da função rampa para suavizar o início da análise dinâmica, observam-se oscilações transientes na força de tração da linha flexível, nos casos (b) e (c), que são amortecidas ao longo da análise devido ao amortecimento estrutural de Rayleigh  $\beta_d = 0.05$  adotado. A função rampa adotada se mostrou adequada, porque a tração induzida no período transiente não foi superior aos esforços atuantes no regime permanente.

Na figura 6.19 estão apresentadas a configuração inicial da linha flexível e as configurações finais para os três casos. Para os casos (b) e (c), foram plotadas as duas configurações correspondentes às posições extremas da bóia, no movimento periódico. O tempo de análise decorrido entre cada uma destas configurações extremas é equivalente a 7s, meio período de onda.

Na figura 6.20 apresenta-se a posição vertical da bóia para os três casos considerados. No caso (a) a bóia sofre pequenos deslocamentos, da ordem centímetros, no instante inicial da análise devido às condições iniciais de não-equilíbrio. Após 1600 segundos, aproximadamente, a bóia atinge o regime permanente e sua posição vertical permanece constante e igual a  $-13.96m$ , medida a partir da superfície média. Para o caso (b), a bóia oscila verticalmente com amplitude de  $7.5711m$  em torno da posição  $-13.84m$ , medida a partir da superfície média.

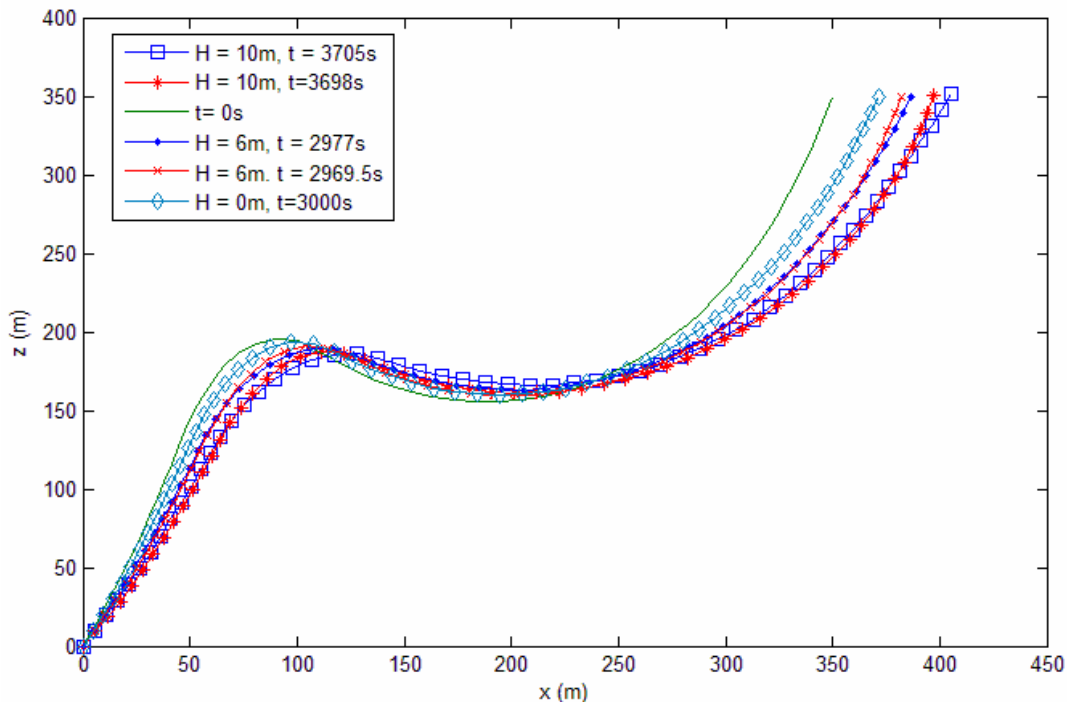
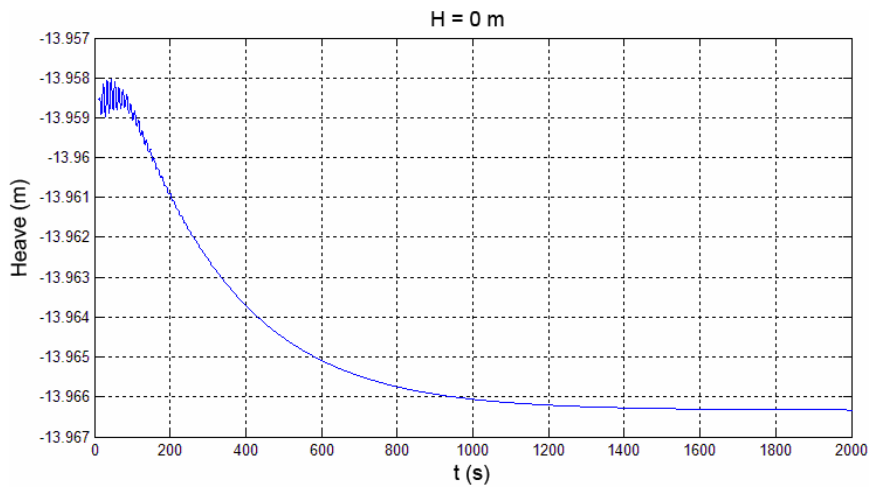
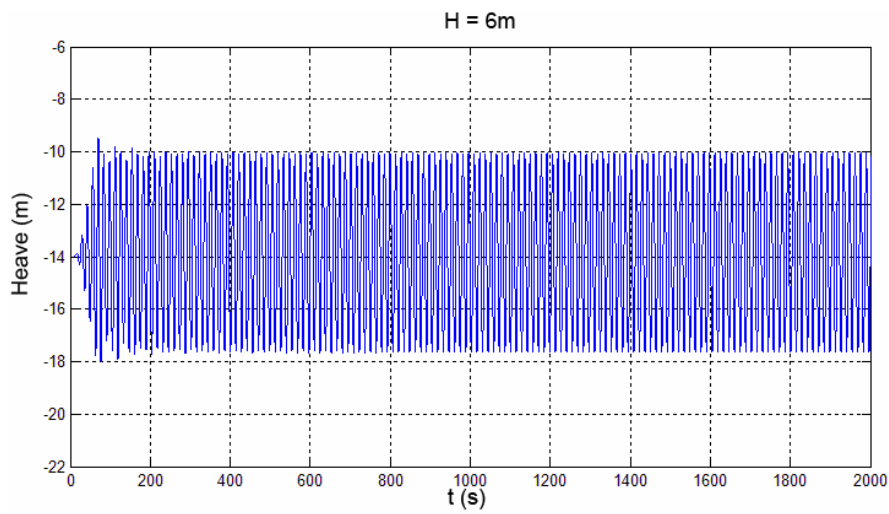


Figura 6.19 - Configurações do Flexível para os Três Casos Considerados.

(a)



(b)



(c)

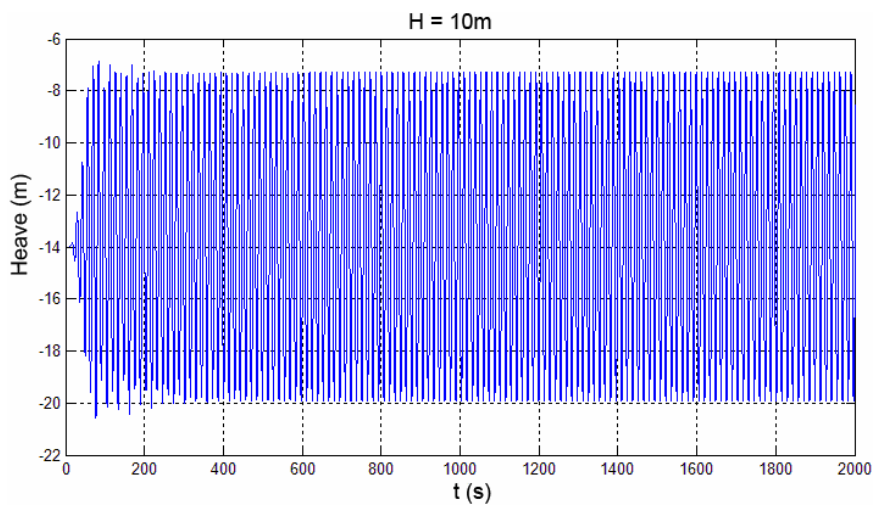


Figura 6.20 - Posição Vertical do Centro de Massa da Bóia de Superfície, Medida a Partir da Superfície Média.

No caso (c) a bóia oscila com amplitude de  $12.63m$  em torno da posição  $-13.61m$ , medida a partir da superfície média. Observa-se que o valor da posição vertical média aumenta de acordo com a altura da onda. Este comportamento deve-se à atuação da pressão dinâmica (parcela da força de Froude-Krylov). Para o caso (a) esta parcela é zero, já que a onda não é considerada. No entanto, nos casos onde há presença de ondas, o valor médio da componente vertical desta parcela é positivo e aumenta com a altura da onda (figura 6.21): apresenta um valor médio de  $26.2KN$  para o caso (b) e  $74.2KN$  para o caso (c). As razões entre a amplitude de *heave* da bóia e a amplitude da onda são iguais a 1.26 para os casos (b) e (c). O período de oscilação vertical é o mesmo e igual a  $14s$  para ambos os casos onde há incidência de ondas de superfície.

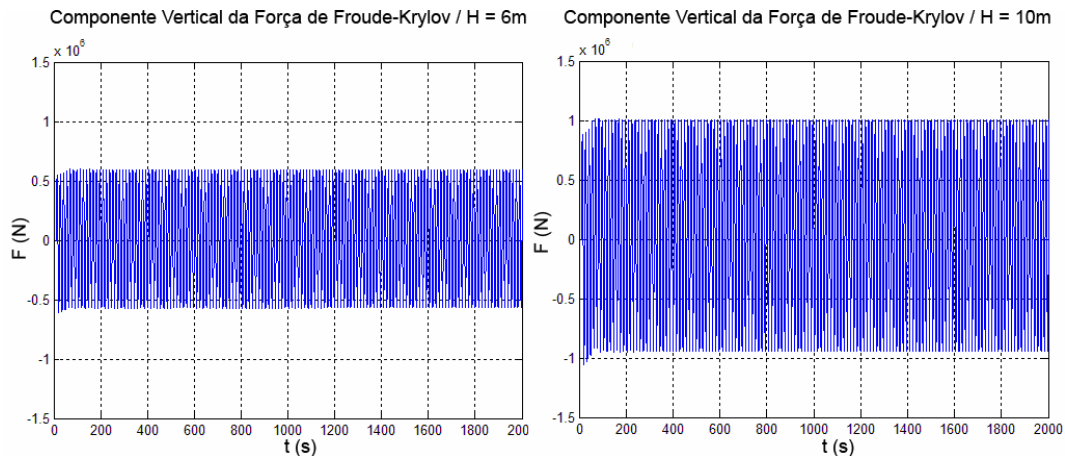


Figura 6.21 - Componente Vertical da Força de Froude-Krylov para os Casos (b), onde  $H = 6m$ , e (c), onde  $H = 10m$ .

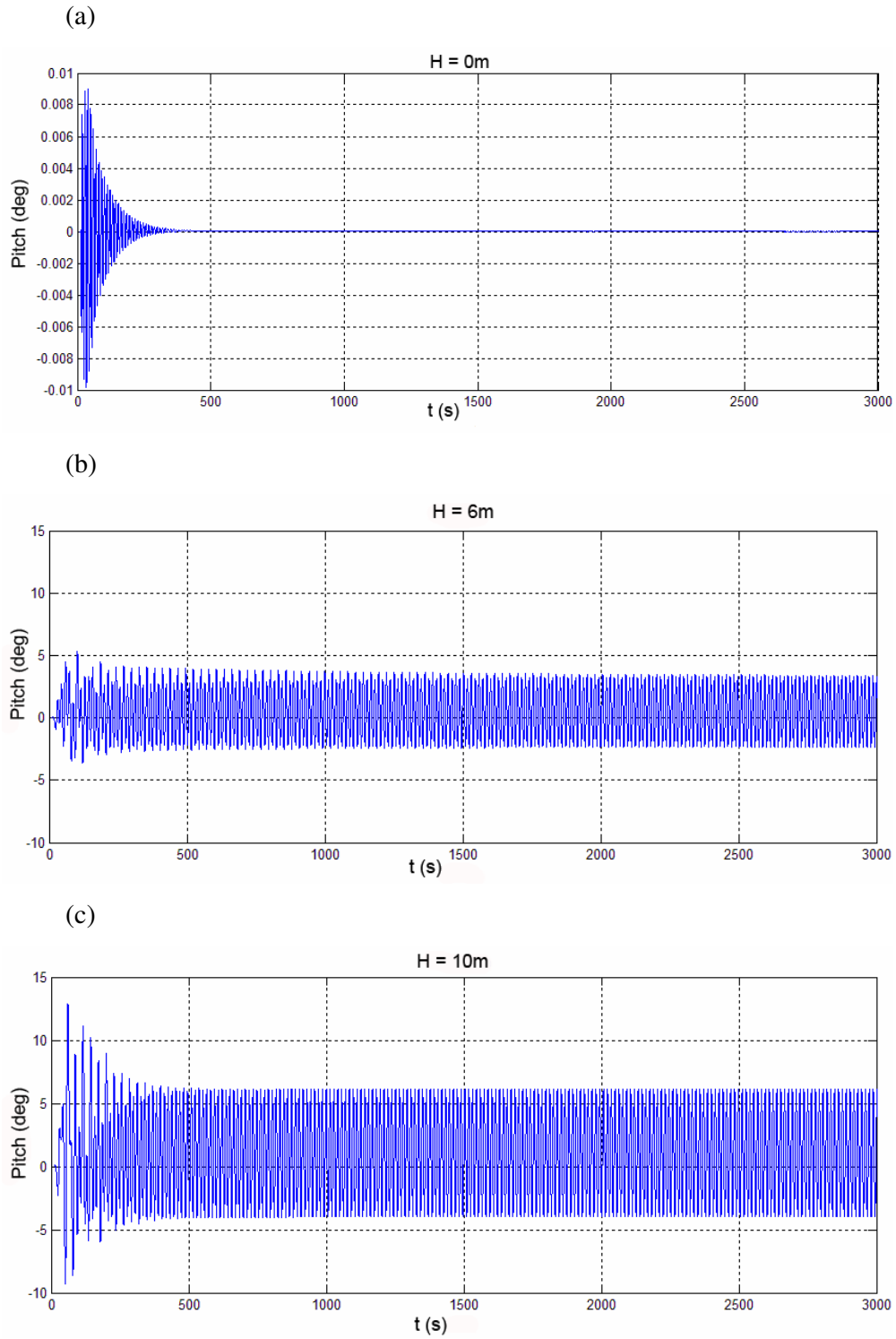


Figura 6.22 - Deslocamento Angular (*pitch*) Sofrido pela Bóia de Superfície.

O deslocamento angular (*pitch*), para os diversos casos, pode ser observado na figura 6.22. Para o caso (a), a bóia oscila angularmente nos instantes iniciais da análise e, após atingir o regime permanente em, aproximadamente,  $t = 500s$ , sua inclinação permanece constante e igual a  $0.2447^\circ$  ( $0.0043$  rad). Para o caso (b), a bóia oscila com amplitude de  $5.7025^\circ$  ( $0.0995$  rad) em torno do valor médio  $1.0274^\circ$  ( $0.0179$  rad) e para o caso (c), a amplitude de oscilação é  $10.09^\circ$  ( $0.1761$  rad) e o valor médio é  $2.1073^\circ$  ( $0.0368$  rad). O valor positivo obtido para o *pitch* no caso (a) é justificado pelo momento positivo gerado pela força de arraste. A distância entre a superfície livre e o centro de massa da bóia é maior do que a distância entre o seu centro de massa e o tampo inferior. Como a correnteza possui um perfil de velocidade uniforme, a ação da força de arraste no comprimento acima do centro de massa será maior, gerando um momento positivo. Este momento é então anulado pelo momento negativo de restituição hidrostático, gerado por ângulos positivos da bóia com a vertical (figura 6.23). Comportamentos similares são observados nos casos (b) e (c), onde posições angulares positivas também foram obtidas. No caso (c), oscilações transientes de grande amplitude no movimento de *pitch* são observadas, entretanto, estas são amortecidas rapidamente.

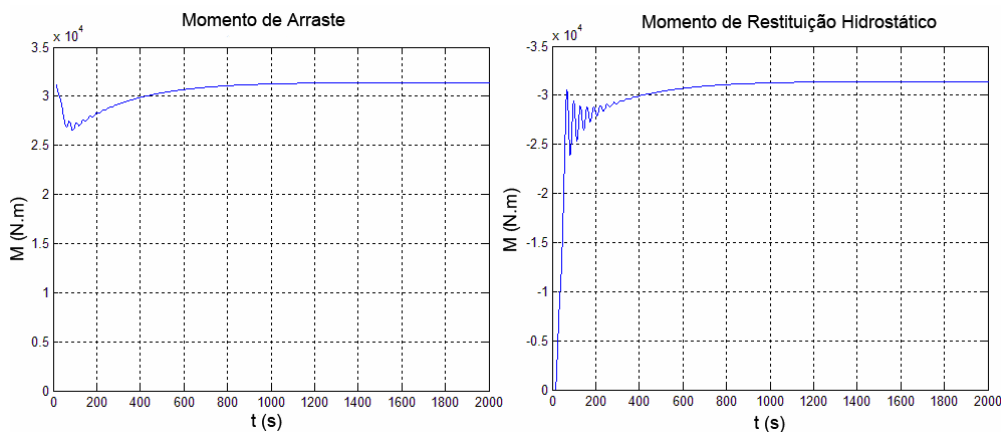


Figura 6.23 - Momento Resultante da Força de Arraste Equilibrado pelo Momento de Restituição da Pressão Hidrostática, para o Caso (a).