



**5^{as} Jornadas Portuguesas de Engenharia Costeira e Portuária
Lisboa, 11 e 12 de Outubro de 2007**

**AValiação DE FORMULAÇÕES DE CÁLCULO DO GALGAMENTO
APLICAÇÃO AO MOLHE SUL DO PORTO DA PÓVOA DE VARZIM**

Sofia Ferreira de Brito

Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa

Maria da Graça Neves

Laboratório Nacional de Engenharia Civil.

António Pires Silva

Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa

RESUMO

O presente trabalho visa alargar os conhecimentos no que diz respeito à aplicação de expressões empíricas ou semi-empíricas no estudo do fenómeno galgamento. Para tal, foi escolhido como caso de estudo o Molhe Sul do Porto da Póvoa de Varzim e foram comparados os resultados obtidos do ensaio em modelo reduzido, realizado pelo LNEC, com as expressões de Pedersen (1996), a de Owen e Steele (1991) e a de Owen (1980), pois dizem respeito a estruturas com geometrias semelhantes à estrutura em estudo.

Os resultados, que incluem gráficos e tabelas de comparação dos valores do caudal médio galgado (q) estimado e dos valores do ensaio, permitem concluir que a fórmula de Owen é a que, de forma global, melhor se aplica ao caso em estudo. No entanto, devido à complexidade do fenómeno e à diversidade de factores que o condicionam, este resultado não pode ser, imediata e totalmente, generalizado a outras estruturas ou outras condições de agitação.



5^{as} Jornadas Portuguesas de Engenharia Costeira e Portuária Lisboa, 11 e 12 de Outubro de 2007

INTRODUÇÃO

O galgamento é um fenómeno de grande importância no contexto da interacção onda-estrutura e, em grande parte das situações, um condicionante para o dimensionamento de obras marítimas. O galgamento influencia significativamente a cota de coroamento e a forma da super-estrutura destas mesmas obras e, conseqüentemente, o seu custo, eficiência e impacto estético-visual.

Nas estruturas costeiras de protecção e abrigo, cujo principal objectivo é a criação de zonas salvaguardadas da acção directa das ondas (marinas, plataformas, passeios, estradas, edifícios, entre outros), a transposição de massas de água associadas aos galgamentos é particularmente indesejada e pode provocar graves danos. São especialmente de considerar as situações em que se conjugam a ocorrência de temporais, onde a rebentação é mais violenta, com sobreelevações do nível do mar, como sejam as preias-mar de águas vivas. Como consequência do galgamento de estruturas marítimas, podem ocorrer arrastamento de pessoas, inundações e prejuízos. Allsop et al. (2004) indicam que, quer no Reino Unido, quer em Itália, e em cada ano, ocorrem 2 - 4 mortes por eventos directamente relacionados com a transposição de ondas de grande amplitude.

As obras marítimas são então dimensionadas para um grau de galgamento admissível, que varia consoante a funcionalidade da obra. O caudal de galgamento permitido para uma zona de protecção pedonal será menor do que, por exemplo, para o molhe de protecção de uma marina.

Para além das razões funcionais, existem também aspectos construtivos e económicos que condicionam o dimensionamento de obras marítimas. Quanto menor for o grau de galgamento permitido, mais elevada terá de ser a cota de coroamento da obra e, conseqüentemente, será necessário um consumo adicional de material, mobilização de equipamento e mão-de-obra em maior volume. Por sua vez, e para que as ondas mais elevadas não danifiquem a estrutura, o talude terá que ser constituído por elementos de maior peso. Todos estes factores contribuem para o encarecimento destas obras.

Dado o carácter irregular da agitação marítima que solicita as estruturas costeiras, a multiplicidade dos tipos e soluções construtivas destas e os diferentes materiais utilizados, a avaliação do galgamento é complexa e, em rigor, deveria ser efectuado especificamente para cada situação. No entanto, o estudo de cada obra é dispendioso e demorado pelo que, em geral, são utilizadas expressões empíricas e semi-empíricas baseadas em geometrias semelhantes e ensaiadas em laboratório. Existem diversas formulações deste tipo, mesmo para perfis de elevada complexidade, mas todas elas têm limites de aplicabilidade. Deste modo, e especialmente em obras de grande importância, é conveniente realizar ensaios adicionais específicos, em modelo físico, para aferir as estimativas obtidas por via das fórmulas baseadas nas referidas aproximações empíricas ou semi-empíricas.

O FENÓMENO DO GALGAMENTO

A energia da onda que incide numa estrutura é dissipada por rebentação, por atrito, por infiltração, é reflectida para o largo, e, a restante energia cinética, é transformada em energia potencial no escoamento que ocorre sobre a estrutura. Quando o talude não é muito extenso ou a cota de coroamento não é suficientemente elevada, esta transformação não é total e, conseqüentemente, o nível máximo de espraiamento (R), associado ao escoamento acima referido, é excedido, provocando transporte de massa de água sobre a cota de coroamento da estrutura (Figura 1).

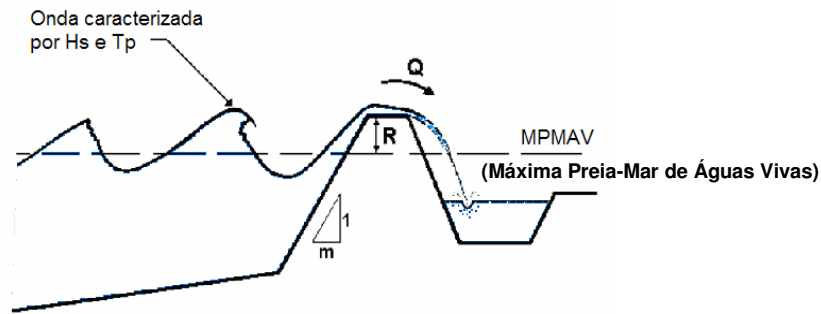


Figura 1 - Esquema do fenómeno do galgamento

Existem três tipos de galgamento, que se podem classificar consoante a forma como a massa líquida passa sobre a estrutura:

- Quando o espriamento é muito grande e se cria uma lâmina contínua de água, que passa sobre a estrutura, verifica-se um o galgamento por lâmina de água ("green water");
- Quando a onda rebenta sobre a parede exterior da obra, origina um grande volume de salpicos que passa sobre a estrutura ("splash");
- Quando, e apenas por acção do vento, o galgamento se dá sob a forma de borrifos ("spray"). Este processo não é muito relevante visto só ter significado quando se verifica uma forte acção do vento. No entanto não pode ser ignorado em regiões frias, pois os borrifos podem solidificar e provocar danos.

O fenómeno do galgamento pode ser analisado de diversas formas diferentes. Pode ser expresso através do volume, V , em m^3 , da massa que água que galga a estrutura, ou através do caudal médio, q , em m^3/s por metro linear de talude ou em l/s por metro linear de talude, que passa sobre a cota de coroamento da estrutura. Esta última é a forma mais usual para caracterizar quantitativamente o fenómeno. Devido à distribuição irregular das ondas no tempo e no espaço, verifica-se que o volume galgado associado apenas a uma onda pode ser 100 vezes maior do que a média dos volumes galgados medidos durante uma tempestade. Assim, o fenómeno é caracterizado quantitativamente pela média dos caudais galgados de um número dado de ondas, q . No entanto, é necessário ter conhecimento de outros factores, como a intensidade, frequência e velocidade dos galgamentos, pois a maior parte dos danos em pessoas, veículos e estruturas são provocados por galgamentos associados a ondas individuais de grande amplitude.

O carácter aleatório da agitação marítima torna difícil controlar completamente a ocorrência dos fenómenos de galgamento. Por esta razão admite-se, no dimensionamento de obras marítimas, que estas possam ser galgadas por uma determinada percentagem de ondas presentes no estado de mar que incide sobre a estrutura. Os galgamentos previstos são analisados e avaliados em função, não só dos efeitos das ondas que, como foi referido, são de grande importância para a fixação da cota de coroamento, mas também tendo em conta a função da obra e a sua geometria.

Com a finalidade de estabelecer valores críticos para a variável q , o USArmy Corps of Engineers compilou estudos de vários autores, dando origem ao quadro apresentado na *Figura 2*, que apresenta valores admissíveis de caudais, q , de acordo com a função da estrutura e nível de estragos associados.



5^{as} Jornadas Portuguesas de Engenharia Costeira e Portuária
Lisboa, 11 e 12 de Outubro de 2007

q (m ³ /s)/m	Segurança do tráfego		Segurança estrutural			q (l/s)/m
	Veículos	Peões	Edifícios	Retenções marginais com revest. liso	Diques relvados	
10 ⁰	Inseguro a qualquer velocidade	Muito perigoso	Danos estruturais	Danos mesmo com protecção total	Danos	Danos em passeios pavimentados
10 ⁻¹				Danos no talude de retaguarda		Danos em passeios não pavimentados
10 ⁻²				Danos se a crista não estiver protegida	Início de danos	
10 ⁻³	Inseguro estacionar sobre quebra-mares mistos	Perigo em quebra-mares verticais	Ausência de danos	Ausência de danos	Ausência de danos	2
10 ⁻⁴	Inseguro estacionar sobre quebra-mares verticais	Perigoso				1
10 ⁻⁵	Inseguro conduzir a alta velocidade	Desconfortável mas sem perigo				0.1
10 ⁻⁶	Condução segura a qualquer velocidade	Molhado mas não desconfortável	Pequenos danos em postes de iluminação, etc.	Ausência de danos	Ausência de danos	0.03
10 ⁻⁷						Ausência de danos
						0.01
						0.004
						0.001
						0.0001

Figura 2 - Valores críticos do caudal médio galgado, adaptado de CEM (2001)

Apesar de se usar o caudal médio galgado, q , para garantir níveis de segurança, Franco et al. (1994) e Besley (1999) demonstraram que, para um dado valor do caudal, o volume máximo galgado pode variar significativamente com as condições de agitação e a geometria da estrutura, o que torna difícil definir níveis de segurança de referência associados a esta variável.

Ultimamente foram realizados estudos para diminuição das incertezas relativas à avaliação dos galgamentos, como por exemplo o projecto CLASH, onde foram efectuadas um conjunto de medidas em campo, sobre o volume galgado, em três locais europeus e ensaios em laboratório. As diferenças possíveis nos resultados dos testes em modelo e do protótipo foram analisadas de modo a fornecer as incertezas e os factores da correcção para quantificar as várias influências ao executar os ensaios em modelo reduzido. Os resultados obtidos de 6500 ensaios foram essenciais para desenvolver métodos genéricos para previsão dos caudais de galgamento permissíveis para a segurança das obras e das respectivas zonas abrigadas.

Na quantificação do volume galgado sobre determinada estrutura, os factores condicionantes com maior relevância são a agitação marítima, a influência da maré e a geometria da estrutura. De seguida, descreve-se sucintamente cada um destes factores.

Agitação marítima

A agitação marítima é o principal agente e o factor condicionante do galgamento. A sua acção é, tipicamente, caracterizada por parâmetros relacionados com a altura da onda, com o período e com a direcção de propagação.

A influência do período é analisada através da declividade da onda (s_o) (1), que relaciona a altura de onda, H , com o período, T . Este parâmetro é determinado para a altura de onda local, junto à estrutura. No entanto, aplicando a altura de onda significativa (H_s) e os períodos médio



5^{as} Jornadas Portuguesas de Engenharia Costeira e Portuária Lisboa, 11 e 12 de Outubro de 2007

(T_m) ou de pico (T_p), é possível obter a declividade média ao largo (s_{om}) ou a declividade de pico ao largo (s_{op}), respectivamente.

$$(1) \quad s_0 = \frac{2\pi H_0}{gT^2}$$

Para além do período e altura de onda, é necessário avaliar a forma como a onda rebenta sobre a estrutura, pois esta influência fortemente o tipo de galgamento que, como referido no ponto anterior, pode ser por lâmina de água, salpicos ou borrifos. A acção da onda sobre a estrutura, assim como alguns dos seus efeitos, é representada pelo número de Iribarren (ξ) (2). Este parâmetro relaciona a inclinação do talude, α , com a declividade da onda, s_0 (1). Com a utilização de s_{om} ou s_{op} obtém-se o valor do número de Iribarren médio (ξ_m) ou de pico (ξ_p), respectivamente.

$$(2) \quad \xi_0 = \frac{\tan \alpha}{\sqrt{s_0}}$$

Para valores do número de Iribarren inferiores a 0,5 ($\xi < 0,5$), a rebentação da onda é *Progressiva*, ou seja, a crista deforma-se e destabiliza-se, criando uma leve espuma sobre o talude. Este tipo de rebentação ocorre frequentemente em praias de declive suave.

Quando a crista da onda cria uma curvatura e cai sobre o talude originando grandes salpicos, a rebentação diz-se *Mergulhante*, e corresponde a valores do número de Iribarren entre 0,5 e 3 ($0,5 < \xi < 3$).

Pode ainda surgir o cruzamento entre os dois tipos de rebentação referidos anteriormente, onde a crista não rebenta inteiramente, não origina grandes salpicos, mas cria-se uma espuma que se estende pelo talude. Este tipo de rebentação corresponde a valores do número de Iribarren de aproximadamente 3 a 3,5 ($\xi \approx 3$ a 3,5) e diz-se que é de *Colapso*.

Quando a onda apresenta pouca declividade, ou seja, elevado número de Iribarren ($\xi > 3,5$), esta deforma-se e espalha sobre o talude, avançando sem rebentar. Estas ondas apresentam rebentação de *Fundo* e uma forte reflexão.

O número de Iribarren, no entanto, não tem em conta o ângulo de incidência das ondas (β). Este é medido pelo ângulo entre a direcção de propagação das ondas e a direcção perpendicular à estrutura, representado na figura 3. Assim, a ondas com incidência perpendicular à estrutura corresponde um valor de $\beta=0^\circ$.

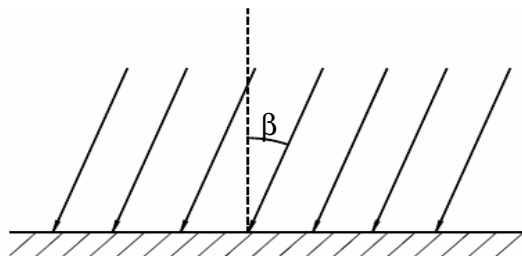


Figura 3 - Representação esquemática do ângulo de incidência das ondas (β).



5^{as} Jornadas Portuguesas de Engenharia Costeira e Portuária Lisboa, 11 e 12 de Outubro de 2007

O ângulo de incidência das ondas influencia o fenómeno do galgamento. No entanto a maior parte das expressões existentes, resultantes de testes bi-dimensionais, são aplicáveis apenas a ondas de incidência normal à estrutura.

Nível de maré

A maré condiciona fortemente o galgamento, que é mais intenso em preia-mar, onde o nível de água é mais elevado, e quando se conjuga com situações de tempestades.

A onda que embate sobre a estrutura tem tendência a espalhar-se pelo talude, dissipando grande parte da sua energia. Em preia-mar, a distância entre o nível de repouso e a cota de coroamento é menor do que em condições de baixa-mar. O facto de haver uma menor área de talude emersa, leva a que haja uma maior probabilidade de ocorrência de galgamentos, uma vez que grande parte da energia não foi dissipada no espalhamento. Assim, quanto maior for o nível de maré, maiores serão os galgamentos, especialmente em caso de tempestades. Nestas situações o vento é um factor de grande importância, pois arrasta consigo grandes massas de água, originando sobreelevações do nível de maré.

Geometria da estrutura

A geometria da estrutura é um factor importante, e é através dela que, por acção humana, existe a possibilidade de controlo e redução do galgamento.

Na definição da geometria da estrutura o parâmetro relevante é a distância entre o coroamento da estrutura e o nível de repouso, R . Existem ainda outros parâmetros, característicos da estrutura e que também influenciam os galgamentos, tais como a rugosidade e a permeabilidade da eventual berma e do talude, a inclinação, a configuração e a largura do coroamento.

A solução mais vantajosa com vista a reduzir os danos provocados pelo galgamento seria adoptar estruturas com elevadas cotas de coroamento. No entanto estas soluções requerem mais material e mão de obra o que poderia tornar a solução economicamente inviável. Assim, a cota de coroamento é um factor de grande importância, que deve ser fixada para uma determinada probabilidade de excedência, tendo especialmente em conta a funcionalidade da obra.

O galgamento pode ser reduzido considerando também outros factores. Esta redução é conseguida por meio de uma dissipação de energia adicional através da rugosidade e da permeabilidade do talude, da existência de uma eventual berma e da configuração da superestrutura. A rugosidade e a permeabilidade são características dadas pelo tipo de material que constitui o paramento exterior da estrutura e pela sua disposição.

A colocação de uma berma no talude de montante é uma solução habitual para a redução do galgamento. A sua eficácia depende do seu comprimento. Quanto maior, maior poderá ser a energia dissipada e consequentemente menor é o galgamento.

Em situações de agitação mais energética, pode adoptar-se uma superestrutura com configuração vertical ou curva, facilitando, esta última, o retorno da onda incidente e consequentemente uma maior dissipação.

O ângulo de inclinação do talude (α) é também um parâmetro relacionado com a geometria da estrutura, que condiciona fortemente o galgamento. A influência deste factor é representada pelo número de Iribarren, já referido, que relaciona a geometria do talude com a geometria da onda.

FORMULAÇÕES DE CÁLCULO DO GALGAMENTO

Para obras marítimas, o caudal galgado pode ser determinado através de expressões empíricas ou através de modelos físicos e numéricos.



5^{as} Jornadas Portuguesas de Engenharia Costeira e Portuária Lisboa, 11 e 12 de Outubro de 2007

As expressões empíricas derivam de interpolações feitas a resultados obtidos em ensaios em modelo reduzido, para estruturas com uma geometria específica, enquanto os modelos físicos e numéricos são aplicações feitas a cada caso específico. Pelo facto de serem um método rápido e económico, são as mais utilizadas. No entanto, por estarem limitadas a um pequeno número de configurações de estruturas simplificadas, a sua aplicação a outro tipo de configurações requer extrapolações, o que por vezes leva uma discrepância de resultados.

Estas expressões dependem dos parâmetros acima referidos, como o clima de agitação e a geometria da estrutura. O caudal de galgamento por unidade de largura de estrutura, q , é função dos seguintes parâmetros:

$$q = F(H_s; T_m; \beta; R_c; h; g)$$

H_s - Altura significativa

T_m - Período médio da onda em frente à estrutura

β - Ângulo de incidência da onda

R_c - Distância entre a cota de coroamento da estrutura e o nível de repouso

h - Profundidade em frente à estrutura

g - Aceleração da gravidade

Algumas fórmulas têm ainda em conta a redução do galgamento devido à rugosidade do talude, r , à existência de berma, b , à profundidade, h , e ao ângulo de incidência, β , dividindo o valor da distância da cota de coroamento ao nível de repouso, R , pelo respectivo coeficiente de redução: $\gamma_r, \gamma_b, \gamma_h, \gamma_\beta$.

Em geral, o caudal galgado é expresso sob duas formas típicas, descritas nas equações (3) e (4), onde a e b são coeficientes, dados em tabelas, que variam consoante a geometria da estrutura. Q e R são valores adimensionalizados do caudal galgado e da distância entre o nível de repouso e a cota de coroamento da estrutura, respectivamente.

$$(3) \quad Q = a \exp(-bR)$$

$$(4) \quad Q = aR^{-b}$$

De seguida serão analisadas expressões para diferentes geometrias de estruturas, concretamente estruturas permeáveis de talude simples, de parede vertical, de parede vertical com talude de enrocamento em frente à estrutura e de talude vertical com muro cortina. Estes tipos de estruturas são bastante comuns na costa portuguesa.



Tabela 1 - Tabela das diferentes expressões existentes para o cálculo do caudal galgado

Autor	Estrutura	Modelo	Q	R
Owen (1980) Owen (1982)	Estruturas de talude impermeável, liso ou rugoso, com berma	$Q = A \exp(-BR)$	$\frac{q}{gH_s T_{mo}} = \left(\frac{q \sqrt{S_m / 2\pi}}{\sqrt{gH_s^3}} \right)$	$\frac{R_c}{H_s} \sqrt{\frac{S_m}{2\pi}} \frac{1}{\gamma_r}$
Bradbury e Allsop (1988)	Estruturas de talude impermeável, com enrocamento, e muro cortina	$Q = AR^{-B}$	$\frac{q}{gH_s T_{mo}}$	$\left(\frac{R_c}{H_s} \right)^2 \sqrt{\frac{S_m}{2\pi}}$
Aminti e Franco (1988)	Estruturas de talude impermeável, com rocha, tetrápodos ou cubos e muro-cortina	$Q = AR^{-B}$	$\frac{q}{gH_s T_{mo}}$	$\left(\frac{R_c}{H_s} \right)^2 \sqrt{\frac{S_m}{2\pi}}$
Ahrens e Heimbaugh (1988)	7 tipos diferentes de estruturas de defesa marítima/revestimento	$Q = A \exp(-BR)$	$\frac{q}{\sqrt{gH_s^3}}$	$\frac{R_c}{(H_s^2 L_{po})^{1/3}}$
Pedersen e Burchartch (1992)	Estruturas de talude impermeável de enrocamento, com muro-cortina	$Q = AR$	$\frac{q T_{mo}}{L_{mo}^2}$	$\frac{H_s}{R_c}$
Franco et al. (1994)	Estruturas de parede vertical, com ou sem perfuração frontal. $0,9 \leq \left(\frac{R_c}{H_s} \right) \leq 2,2$	$Q = A \exp(-BR)$	$\frac{q}{\sqrt{gH_s^3}}$	$\frac{R_c}{H_s} \frac{1}{\gamma_r}$
Van der Meer e Janssen (1995)	Estruturas de taludes Impermeáveis, lisos, rugosos, contínuos e com berma	$Q = A \exp(-BR)$	$\frac{q}{\sqrt{gH_s^3}} \sqrt{\frac{S_p}{\tan \alpha}} ; \xi_p < 2$ $\frac{q}{\sqrt{gH_s^3}} ; \xi_p \geq 2$	$\frac{R_c}{H_s} \frac{\sqrt{S_p}}{\tan \alpha} \frac{1}{\gamma} ; \xi_p < 2$ $\frac{R_c}{H_s} \frac{1}{\gamma} ; \xi_p \geq 2$
Pedersen (1996)	Estruturas de taludes permeáveis de enrocamento com muro cortina	$Q = R$	$\frac{q T_{mo}}{L_{mo}^2}$	$3,2 \times 10^{-5} \frac{H_s^5 \tan \alpha}{R_c^3 A_c B}$
Hedges e Reis (1998)	Taludes Impermeáveis, lisos, rugosos, contínuos e com berma	$Q = A(1-R)^b$ para $0 \leq R < 1$ $Q = 0$ para $R \geq 1$	$\frac{q}{\sqrt{gR u_{max}^3}}$	$\frac{R_c}{R u_{max}}$
Hebsgaard et al. (1998)	Estruturas de enrocamento, com ou sem superestrutura e com camada de dolos ou pedra arredondada	$Q = A \exp(-BR)$	$\frac{q}{\ln(S_p) \sqrt{gH_s^3}}$	$\frac{R_c^*}{H_s} \frac{1}{\gamma}$
Schuttrumpf (2001)	Taludes lisos e impermeáveis 1:6 ($R_c = 0$ e $R_c > R_{max}$)	$Q = A \exp(-BR)$	$\frac{q}{\sqrt{2gH_s^3}}$	$\frac{R_c}{\xi_m H_s}$

CASO DE ESTUDO

Para estudar a aplicabilidade de diferentes formulações a um caso concreto de uma estrutura marítima, calculou-se o caudal médio galgado no molhe sul do Porto da Póvoa do Varzim, para o qual existem dados de ensaios em modelo físico realizados no LNEC.

O modelo ensaiado, com a geometria apresentada na Figura 4, foi construído e explorado de acordo com a lei de semelhança de Froude a uma escala de 1:50, para dois níveis de maré, correspondentes a preia-mar (PM) de +3,5m (ZH) e preia-mar com sobrelevação meteorológica (PM+S) de +4,5 m (ZH), e diferentes condições de agitação incidente, simuladas por ondas irregulares com espectro JONSWAP com períodos de pico do espectro, T_p , de 12 e 16s e alturas de ondas significativas, H_s , ao largo, de 1 a 6m (valores de protótipo).

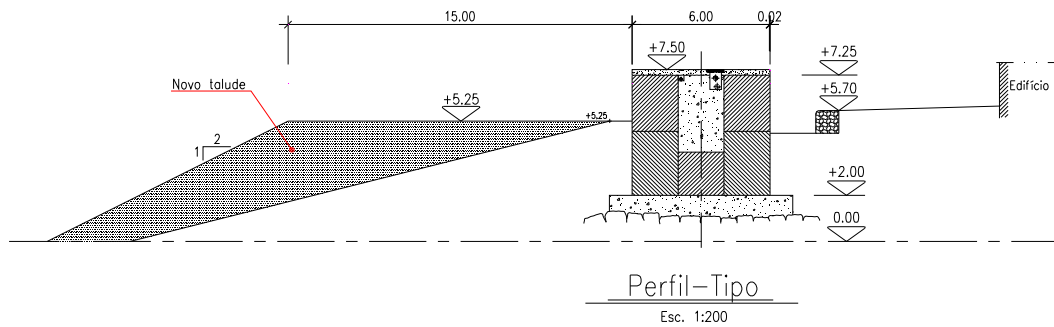


Figura 4 - Perfil da geometria da alternativa ao projecto do molhe sul da Póvoa de Varzim

Nas Tabela 2 e 3 estão representados os valores do protótipo e os correspondentes valores do modelo, de acordo com a lei de semelhança utilizada.

Tabela 2 - Valores referentes ao clima de agitação no protótipo e no modelo

	Valores Reais	Valores no modelo
T_p (s)	12	1,69
	16	2,26
PM (m)	3,5	0,07
PM+S (m)	4,5	0,09

Tabela 3 - Valores referentes à geometria da estrutura do modelo

	PM		PM+S	
	h=0,07 (m)		h=0,09 (m)	
T_p (s)	1,69	2,26	1,69	2,26
B (m)	0,3	0,3	0,3	0,3
A_c (m)	0,035	0,035	0,015	0,015
R_c (m)	0,08	0,08	0,06	0,06
T_{0m} (s)	1,4	1,9	1,4	1,9
L_{0m} (m)	3,04	5,44	3,04	5,44
tan α	0,5	0,5	0,5	0,5

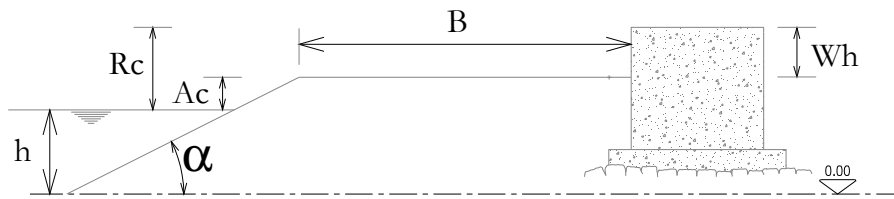


Figura 5 - Perfil esquemático da geometria da alternativa ao projecto do molhe sul da Póvoa de Varzim

O perfil da obra em estudo (Figura 4) é esquematizado na Figura 5, onde se apresentam os parâmetros que a definem.

Dada a geometria da estrutura, apresentada na *Figura 5*, os resultados obtidos dos caudais foram comparados com valores obtidos da fórmula de Pedersen (1996), da fórmula de Owen e Steele (1991) e da fórmula de Owen (1980), por serem estas as fórmulas com aplicação a estruturas com geometrias semelhantes à geometria em estudo.

Para aplicação da fórmula de Pedersen analisaram-se os limites de aplicabilidade para as diversas variáveis, apresentados na *Tabela 4*. Verificou-se que A_c e R_c apresentam valores inferiores ao intervalo de aplicabilidade, ou seja, a altura da estrutura acima do nível de repouso é inferior à estudada por Pedersen (1996). Por análise da *Tabela 4* verificou-se também que existem valores que não se encontram dentro do limite de referência da fórmula, em particular H_s/A_c , A_c/B , e alguns valores de H_s ensaiados.

Tabela 4 - Comparação da gama de valores ensaiado com os respectivos limites de aplicabilidade da formulação de Pederson (1996).

Tp real (s)	PM		PM+S		Limites de Aplicabilidade
	12	16	12	16	
H_s (m)	0,1 - 0,112	0,106 - 0,118	0,066 - 0,106	0,078 - 0,124	0,10 ~ 0,18
T_{0m} (s)	1,4	1,9	1,4	1,9	1,07 ~ 1,94
T_{0p}/T_{0m}	1,2	1,2	1,2	1,2	1,13
ξ_{0m}	2,60 - 2,76	3,39 - 3,58	2,68 - 3,39	3,31 - 4,17	1,1 ~ 5,1
S_{0m}	0,03 - 0,04	0,02	0,02 - 0,03	0,01 - 0,02	0,02 ~ 0,06
R_c/H_s	0,71 - 0,80	0,68 - 0,75	0,57 - 0,91	0,48 - 0,77	0,7 ~ 3,6
H_s/A_c	2,86 - 3,20	3,03 - 3,37	4,40 - 7,07	5,20 - 8,27	0,5 ~ 1,7
A_c/B	0,12	0,12	0,05	0,05	0,3 ~ 1,1
$\cotg \alpha$	2	2	2	2	1,5 ~ 3,5

Para a aplicação das fórmulas de Owen e Steele (1991) e de Owen (1980) é necessário ter em conta que estas são válidas, apenas para valores de $0,02 < A_{c*} < 0,30$ e



5^{as} Jornadas Portuguesas de Engenharia Costeira e Portuária Lisboa, 11 e 12 de Outubro de 2007

$0,05 < R_* < 0,30$, respectivamente, onde A_{c*} (5) e R_* (6) são valores adimensionalizados de A_c e R :

$$(5) \quad A_{c*} = \frac{A_c}{T_m (gH_s)^{0,5}}$$

$$(6) \quad R_* = \frac{R_c}{T_m (gH_s)^{0,5}}$$

Para a aplicação das formulações referentes a estruturas de parede vertical com talude de enrocamento emerso definiram-se as variáveis da *Tabela 5*. Os valores de a , b são coeficientes empíricos, para estruturas simples de talude, já tabelados, para a fórmula de Owen (1980), r é o coeficiente de rugosidade, que varia de acordo com o tipo de material que constitui o talude, e D_f , adoptado por Owen e Steele (1991), o parâmetro que tem em conta a existência de um muro cortina para estruturas impermeáveis. Este último parâmetro é determinado através de âbacos, variando este para os diferentes caudais determinados em função do período de pico e das várias alturas significativas ensaiadas. A influência do muro cortina varia inversamente com o nível A_c . Assim, para níveis de preia-mar com sobre-elevação e independentemente do período, existe uma influência maior do muro cortina sobre o caudal.

Tabela 5 - Valores dos parâmetros utilizados em Owen e Steele (1991) e Owen (1980)

	PM (Tp=12 e 16s)	PM+S (Tp=12 e 16s)
a	9,39E-03	9,39E-03
b	21,60	21,60
r	0,95	0,95
W_h (m)	0,045	0,045
W*	1,29	3,00

ANÁLISE DE RESULTADOS

As formulações escolhidas com base na geometria em estudo foram aplicadas para diferentes condições de agitação que correspondem a:

- Preia-mar, para $T_p= 12$ se 16 s;
- Preia-mar com sobre-elevação, para $T_p=12$ s e 16 s.

Apresentam-se em seguida os resultados obtidos para cada uma das formulações, comparando-se com os obtidos em modelo físico.

Preia-mar (+3,5 m ZH) e $T_p= 12$ s

Na *Tabela 6* apresentam-se os resultados obtidos nos ensaios em modelo físico e os obtidos pela aplicação das fórmulas de Pedersen (1996), Owen e Steele (1991) e Owen (1980) para Preia-mar e $T_p=12$ s.

Da análise destes resultados, verifica-se que existem diferenças entre os resultados obtidos. A expressão que melhor se aproxima aos valores do ensaio é a de Owen e Steele (1991). Contudo, os valores obtidos por esta são inferiores aos do ensaio, facto que se deve, essencialmente, ao coeficiente D_f , que tem em conta a presença do muro cortina, ser muito reduzido. A adopção destes valores levaria a um subdimensionamento da estrutura.



5^{as} Jornadas Portuguesas de Engenharia Costeira e Portuária
Lisboa, 11 e 12 de Outubro de 2007

Tabela 6 - Comparação dos resultados do ensaio com os de Pedersen (1996), os de Owen e Steele (1991) e os de Owen (1980), para nível de preia-mar (+3,5ZH m) $T_p= 12$ s.

Hs (m)	q (m ³ /s/m)			
	Ensaio	Pedersen (1996)	Owen e Steele (1991)	Owen (1980)
0,054	0	9,05E-06	-	1,70E-07
0,062	0	1,80E-05	-	7,17E-07
0,066	0	2,47E-05	-	1,31E-06
0,074	0	4,37E-05	-	3,63E-06
0,078	0	5,69E-05	-	5,64E-06
0,082	0	7,30E-05	-	8,43E-06
0,086	0	9,27E-05	-	1,22E-05
0,094	0	1,45E-04	-	2,34E-05
0,098	0	1,78E-04	-	3,12E-05
0,100	3,33E-06	1,97E-04	1,32E-08	3,58E-05
0,102	7,78E-06	2,18E-04	1,65E-08	4,09E-05
0,112	1,33E-05	3,47E-04	8,45E-08	7,46E-05

Na aplicação da fórmula de Owen (1980) considerou-se um talude de enrocamento até ao nível da superestrutura, sendo a rugosidade, r , a variável que oferece resistência ao escoamento e consequentemente responsável por reduzir o galgamento. Os valores obtidos são assim superiores aos do ensaio visto este, para além da rugosidade do talude, ter um muro cortina.

Apesar da geometria do perfil representada na *Figura 4* se assemelhar à da fórmula de Pedersen, os resultados obtidos são os que menos se aproximam dos ensaiados. Da *Tabela 6* verifica-se que os valores do muro cortina não se apresentam no domínio de aplicação da fórmula de Pedersen (1996), apresentando valores inferiores. Este factor origina assim valores de caudais galgados muito elevados.

As *Figuras 5 e 6* ilustram as conclusões acima referidas.

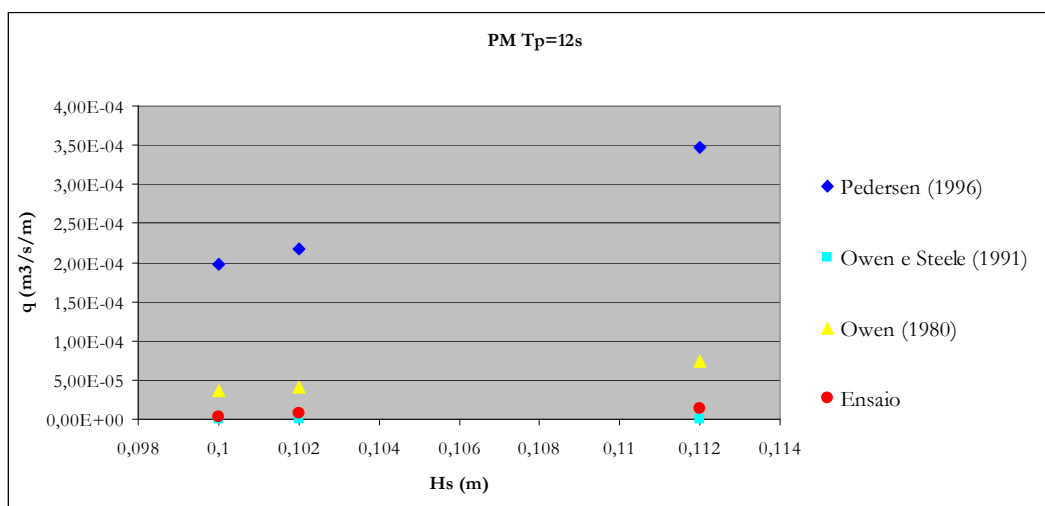


Figura 5 - Comparação dos resultados do ensaio com os de Pedersen (1996), com os de Owen e Steele (1991) e com os de Owen (1991), para nível de preia-mar (+3,5 m ZH) $T_p= 12$ s.

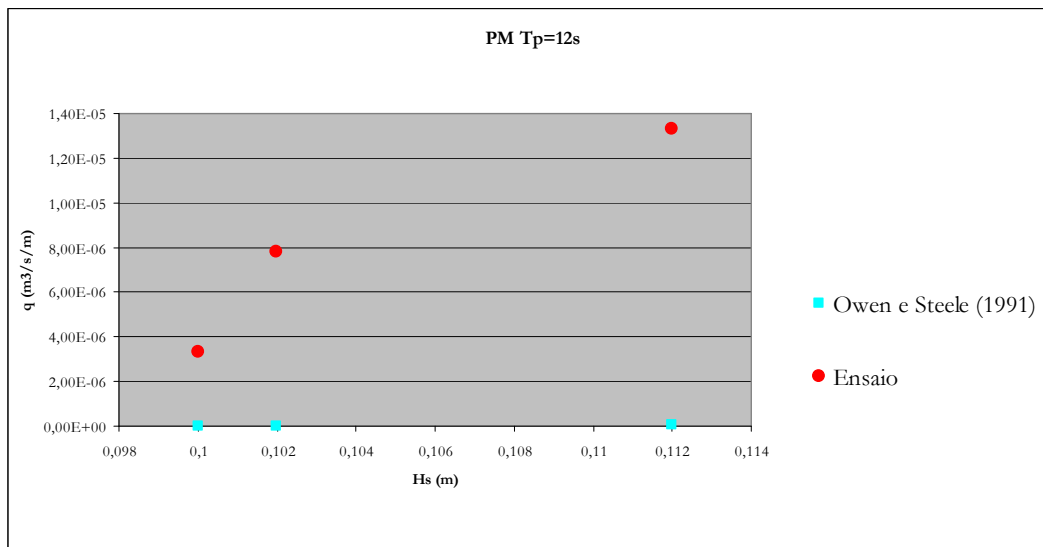


Figura 6 - Comparação dos resultados do ensaio com os de Owen e Steele (1991), para nível de preia-mar (+3,5m ZH) $T_p=12$ s.

Preia-mar (+3,5m ZH) e $T_p=16$ s

Na Tabela 7 apresentam-se os resultados obtidos nos ensaios em modelo físico e os obtidos pela aplicação das fórmulas de Pedersen (1996), Owen e Steele (1991) e Owen (1980) para Preia-mar e $T_p=16$ s.

Tabela 7 - Comparação dos resultados do ensaio com os de Pedersen (1996), os de Owen e Steele (1991) e os de Owen (1980), para nível de preia-mar (+3,5m ZH) $T_p=16$ s.

Hs (m)	q (m ³ /s/m)			
	Ensaio	Pedersen (1996)	Owen e Steele (1991)	Owen (1980)
0,064	0	5,06E-05	-	2,87E-06
0,078	0	1,36E-04	-	1,54E-05
0,088	0	2,49E-04	-	3,79E-05
0,096	0	3,84E-04	-	6,89E-05
0,098	0	4,26E-04	-	7,90E-05
0,102	0	5,20E-04	-	1,02E-04
0,104	0	5,73E-04	-	1,15E-04
0,106	1,89E-05	6,30E-04	1,26E-07	1,30E-04
0,11	2,78E-05	7,59E-04	2,22E-07	1,63E-04
0,112	3,56E-05	8,30E-04	2,74E-07	1,81E-04
0,114	6,67E-05	9,07E-04	3,44E-07	2,01E-04
0,118	9,44E-05	1,08E-03	6,45E-07	2,45E-04

Para estas condições, a fórmula que melhor se aproxima dos resultados dos ensaios é a de Owen e Steele (1991), tal como se tinha verificado no ponto anterior, com valores inferiores aos obtidos no ensaio. Os resultados obtidos por Pedersen (1996) apresentam uma grande variação, por excesso, relativamente aos resultados do ensaio. A expressão de Owen (1980)

não se aplica no presente caso pois a condição $0,05 < R_* < 0,30$ não é verificada. As considerações acima apresentadas são também apoiadas nas Figuras 7 e 8.

O subdimensionamento a que a fórmula de Owen e Steele (1991) poderia levar, o sobredimensionamento associado à fórmula de Pedersen (1996) e a ausência de valores entre estes extremos, tornam essencial os resultados de ensaios em modelo físico.

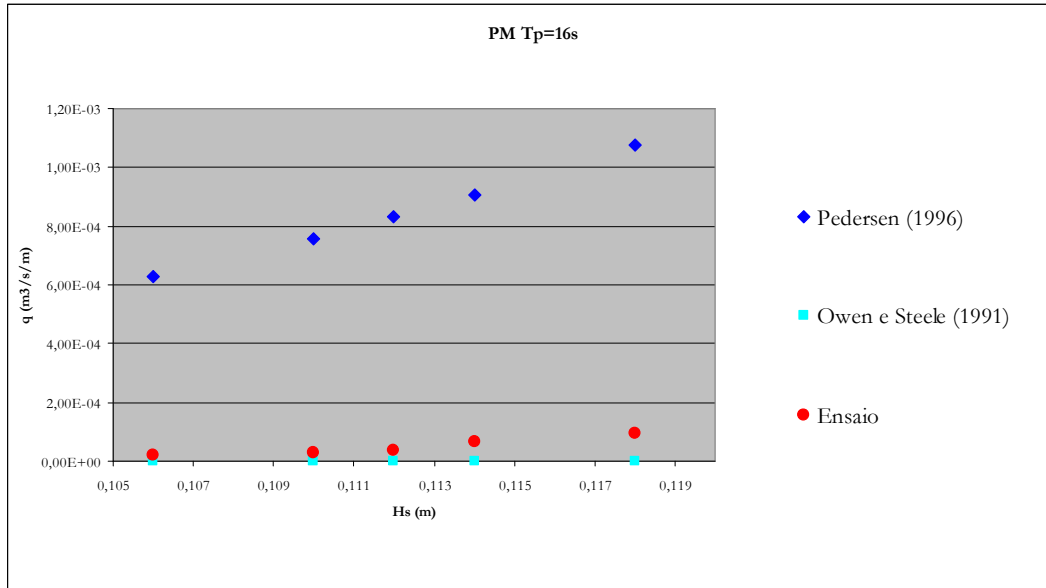


Figura 7 - Comparação dos resultados do ensaio com os de Pedersen (1996) e com os de Owen e Steele (1991), para nível de preia-mar (+3,5 m ZH) $T_p= 16$ s.

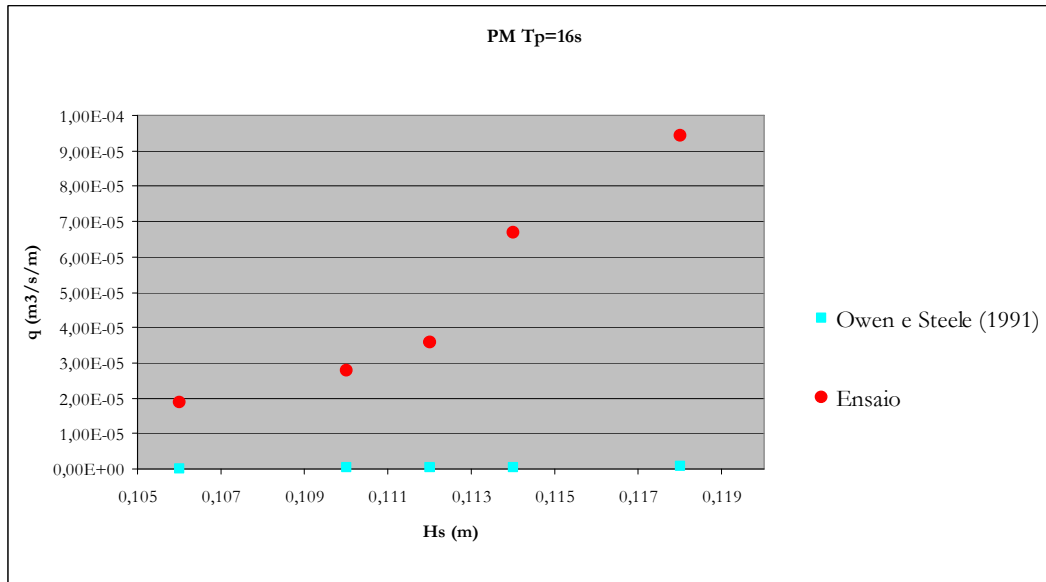


Figura 8 - Comparação dos resultados do ensaio com os de Owen e Steele (1991), para nível de preia-mar (+3,5 m ZH) $T_p= 16$ s.



5^{as} Jornadas Portuguesas de Engenharia Costeira e Portuária Lisboa, 11 e 12 de Outubro de 2007

Preia-mar com sobrelevação (+4,5 m ZH) e $T_p = 12$ s

Na *Tabela 8* apresentam-se os resultados obtidos nos ensaios em modelo físico e os obtidos pela aplicação das fórmulas de Pedersen (1996), Owen e Steele (1991) e Owen (1980) para Preia-mar com sobrelevação e $T_p=12$ s.

Tabela 8 - Comparação dos resultados do ensaio com os de Pedersen (1996), os de Owen e Steele (1991) e os de Owen (1980), para nível de preia-mar com sobrelevação (+4,5m ZH) $T_p= 12$ s.

Hs (m)	q (m ³ /s/m)			
	Ensaio	Pedersen (1996)	Owen e Steele (1991)	Owen (1980)
0,05	0	3,41E-05	-	1,71E-07
0,056	0	6,00E-05	-	5,81E-07
0,066	4,44E-06	1,36E-04	-	2,82E-06
0,076	8,33E-06	2,76E-04	-	9,32E-06
0,082	1,83E-05	4,04E-04	-	1,68E-05
0,086	2,11E-05	5,13E-04	-	2,39E-05
0,088	4,56E-05	5,75E-04	-	2,82E-05
0,09	6,67E-05	6,43E-04	-	3,30E-05
0,092	8,89E-05	7,18E-04	-	3,84E-05
0,098	1,06E-04	9,85E-04	-	5,87E-05
0,102	1,59E-04	1,20E-03	-	7,60E-05
0,106	2,45E-04	1,46E-03	-	9,66E-05

Neste caso, a expressão que mais se aproxima dos resultados ensaiados é a de Owen (1980), como se pode verificar na *Figura 9*, *Figura 10* e na *Tabela 8*, apresentando, no entanto, valores de q inferiores aos dos ensaios.

Para este caso não se aplica a expressão de Owen e Steele (1991), uma vez que o parâmetro W_* que define a altura do muro cortina adimensionalizada, é elevado, existindo assim uma grande influência do muro cortina. Para os caudais esperados, os valores de D_f são nulos, ou seja, o muro cortina tem capacidade de absorver e reflectir toda a energia, não ocorrendo por isso galgamentos.

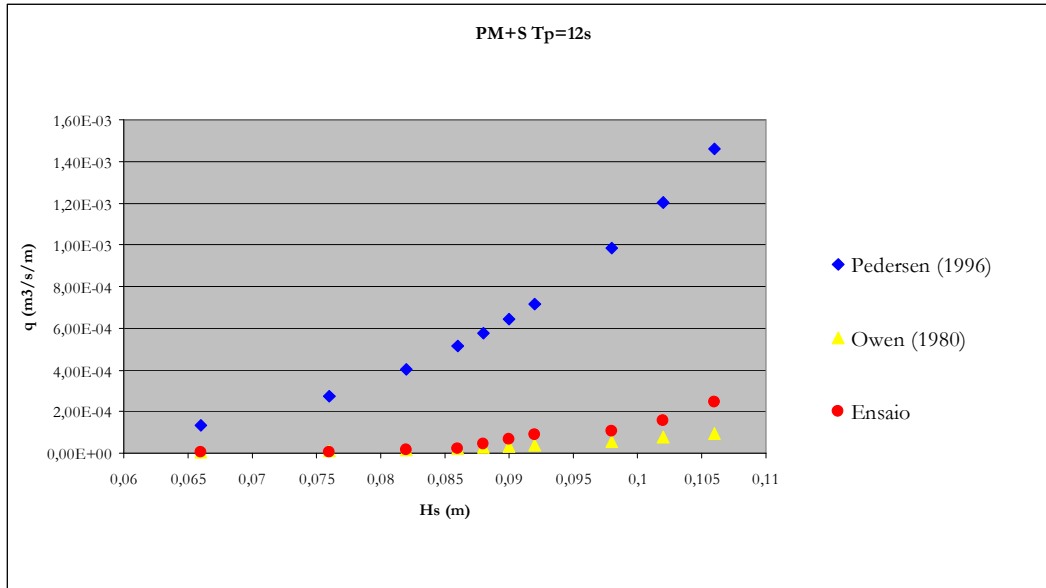


Figura 9 - Comparação dos resultados do ensaio com os de Pedersen (1996) e com os de Owen (1980), para nível de preia-mar com sobrelevação (+4,5m ZH) $T_p=12$ s.

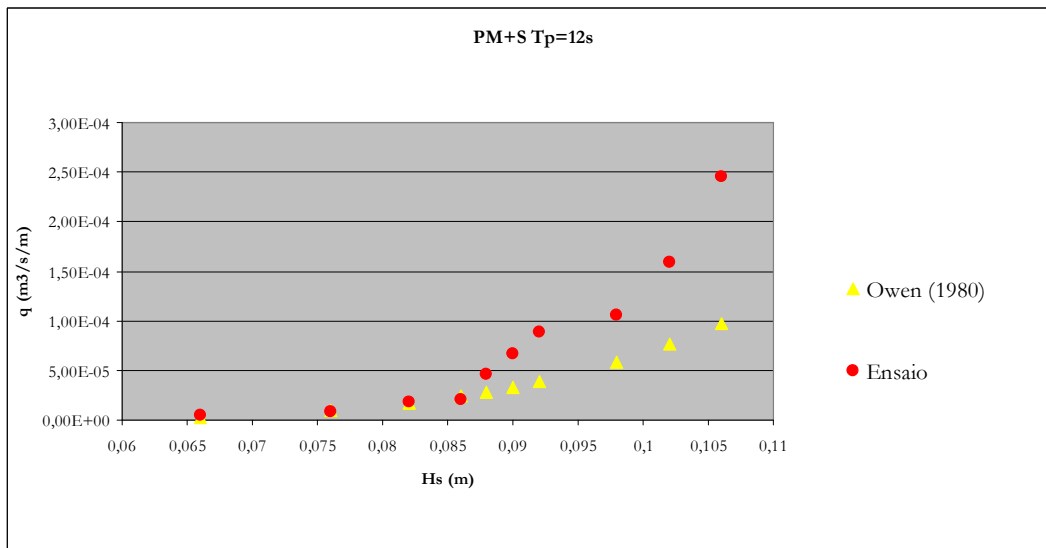


Figura 10 - Comparação dos resultados do ensaio com os de Owen (1980), para nível de preia-mar com sobrelevação (+4,5m ZH) $T_p=12$ s.

Preia-mar com sobrelevação (+4,5 m ZH) e $T_p=16$ s

Na Tabela 9 apresentam-se os resultados obtidos nos ensaios em modelo físico e os obtidos pela aplicação das fórmulas de Pedersen (1996), Owen e Steele (1991) e Owen (1980) para Preia-mar com sobre elevação e $T_p=16$ s.



5^{as} Jornadas Portuguesas de Engenharia Costeira e Portuária
Lisboa, 11 e 12 de Outubro de 2007

Tabela 9 - Comparação dos resultados do ensaio com os de Pedersen (1996), os de Owen e Steele (1991) e os de Owen (1980), para nível de preia-mar com sobrelevação (+4,5m ZH) $T_p= 16$ s.

Hs (m)	q (m ³ /s/m)			
	Ensaio	Pedersen (1996)	Owen e Steele (1991)	Owen (1980)
0,066	0	3,26E-04	-	6,75E-06
0,074	0	5,78E-04	-	1,74E-05
0,078	4,44E-06	7,52E-04	-	2,62E-05
0,086	1,11E-05	1,23E-03	-	5,32E-05
0,098	2,78E-05	2,36E-03	-	1,27E-04
0,104	5,56E-05	3,17E-03	-	1,83E-04
0,108	7,78E-05	3,83E-03	6,28E-09	2,28E-04
0,112	8,89E-05	4,59E-03	9,89E-09	2,82E-04
0,114	1,48E-04	5,02E-03	1,67E-08	3,11E-04
0,116	1,71E-04	5,47E-03	2,73E-08	3,43E-04
0,122	2,80E-04	7,04E-03	7,59E-08	4,51E-04
0,124	3,70E-04	7,64E-03	9,47E-08	4,91E-04

Para a presente situação a expressão que melhor se ajusta é a de Owen e Steele (1991) (Tabela 9). Dado os intervalos de aplicabilidade de Owen (1980) $0,05 < R_s < 0,30$, não é possível a aplicação desta expressão.

Os resultados obtidos são ilustrados pelas Figuras 11 e 12.

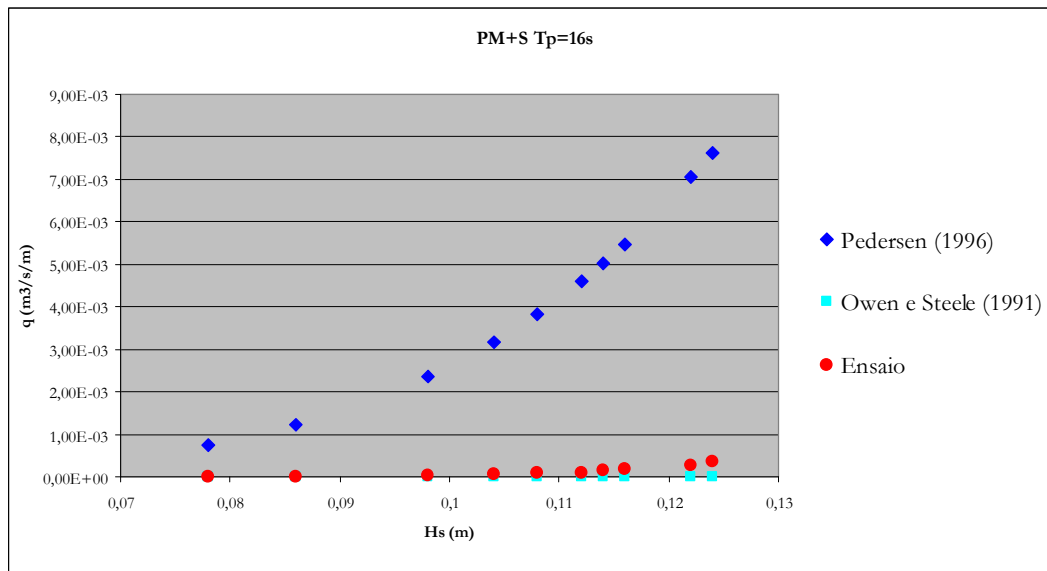


Figura 11 - Comparação dos resultados do ensaio com os de Pedersen (1996) e com os de Owen e Steele (1991), para nível de preia-mar com sobrelevação (+4,5m ZH) $T_p= 16$ s.

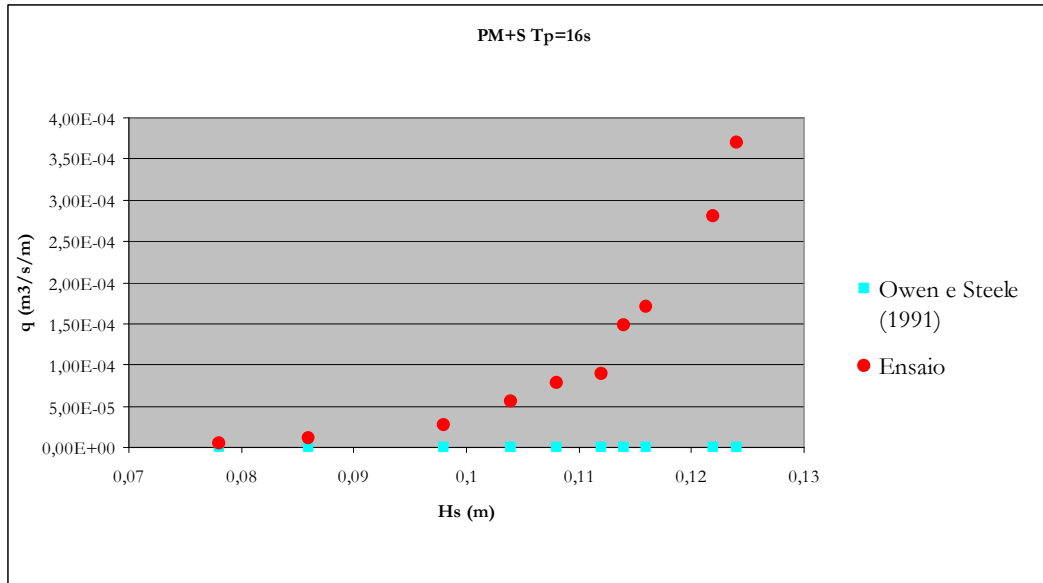


Figura 12 - Comparação dos resultados do ensaio com os de Owen e Steele (1991), para nível de preamar com sobreelevação (+4,5m ZH) $T_p = 16$ s.

CONCLUSÕES

Este trabalho abordou a aplicação de expressões empíricas ou semi-empíricas ao estudo do fenómeno galgamento em estruturas marítimas. A interacção onda-estrutura, de que o galgamento faz parte, é um processo complexo pois envolve fenómenos transientes, não lineares e, por vezes, com desenvolvimento de forte turbulência e vórtices, o que dificulta a análise e modelação do galgamento.

Os galgamentos condicionam a definição da geometria da estrutura, por intermédio da determinação da cota de coroamento da obra. Quanto maior for a cota de coroamento da estrutura menos galgamentos são esperados, no entanto o sobredimensionamento implica custos acrescidos, podendo, eventualmente, pôr em risco a sua viabilidade.

O facto das expressões empíricas e semi-empíricas, mais utilizadas no cálculo de galgamentos, se basearem em geometrias simplificadas ensaiadas em laboratório, dificulta a sua previsão quando aplicadas na realidade, onde existem condicionantes que não foram representadas nos ensaios.

O presente trabalho visa alargar os conhecimentos no que diz respeito à aplicação de expressões empíricas ou semi-empíricas para o estudo do fenómeno galgamento. Para tal, foi escolhido como caso de estudo o Molhe Sul do Porto da Póvoa de Varzim e foram comparados os resultados obtidos do ensaio em modelo reduzido, realizado pelo LNEC, com algumas expressões empíricas. Foram aplicadas as expressões de Pedersen (1996), a de Owen e Steele (1991) e a de Owen (1980), pois estas referem-se a estruturas com geometrias semelhantes à estrutura em estudo.

As conclusões principais deste estudo, em que a variável de comparação foi o caudal galgado por metro linear de estrutura, podem sintetizar-se nos seguintes pontos:

- A aplicação da fórmula de Pedersen (1996) leva a resultados bastante superiores aos ensaiados pelo facto das variáveis que definem a geometria do muro cortina não se encontrarem no domínio de aplicabilidade da expressão, apresentando valores inferiores a estes;



5^{as} Jornadas Portuguesas de Engenharia Costeira e Portuária Lisboa, 11 e 12 de Outubro de 2007

- No que diz respeito à expressão de Owen e Steele (1991), conclui-se que o parâmetro D_f , que traduz a influência do muro cortina, reduz significativamente o caudal de galgamento, apresentando sempre valores por defeito.
- A fórmula de Owen (1980), cuja geometria não se assemelha à ensaiada, é no entanto a que apresenta resultados mais próximos dos obtidos nos ensaios. Esta expressão aplica-se apenas para períodos de 12s uma vez que R_* varia inversamente com o período e para períodos maiores se obtêm valores inferiores aos admitidos no intervalo $0,05 < R_* < 0,30$.

A disponibilidade de um maior número de dados laboratoriais, incluindo ensaios com outros tipos de estruturas, permitirá utilizar diferentes fórmulas de cálculo do galgamento, testar os respectivos limites de aplicabilidade e melhorar o conhecimento da quantificação deste fenómeno.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao Instituto Portuário e dos Transportes Marítimos a permissão dada para a publicação de alguns dos resultados dos ensaios em modelo físico reduzido de galgamentos do enraizamento do molhe sul do porto da Póvoa de Varzim.

À PROMAN, Centro de Estudos e Projectos, S.A. pelo material dispensado para o caso de estudo da Reabilitação do Molhe Sul do Porto da Póvoa de Varzim.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Ahrens, J. P., Heimbaugh, M. S. (1988), Seawall overtopping model, *Proc. 21st Int. Conf. on Coastal Engng.*, Malaga, Spain, ASCE, 795 – 806.

Allsop, N. W. H., Bruce, T.; Pearson, J., Franco, L., Burgon, J., ecob, C. (2004), Safety Under Wave Overtopping – How Overtopping Processes and Hazard are Viewed by the Public, *Proc. 29th Int. Conf. on Coastal Engng.*, ASCE, Lisboa, 4263-4274.

Aminiti, P., Franco, L. (1988), "Wave overtopping on rubble mound breakwaters", *Proc. 21st Int. Conf. on Coastal Engng.*, Malaga, Spain, ASCE.

Besley, P. (1999); "Overtopping of Seawalls: Design and Assessment Manual", R&D Technical Report W178, HR Wallingford.

Bradbury, A.,P., Allsop, N. W. H. (1988), "Hydraulic performance of breakwater crown walls", HR Wallingford, Report SR 146.

Franco, L., Gerloni, M., van der Meer, J. W (1994), Wave overtopping on Vertical and composite breakwaters. *Proc. of the 24th Int. Conf. on Coastal Engng.*, ASCE, 1030 – 1045.

Hebsgraad, M., Sloth, P., Huhl, J. (1998), Wave overtopping of rubble mound breakwaters, *Proc. of the 26th Int. Conf. on Coastal Engineering*, 2235 – 2248.

Hedges, T. S. and M. T. Reis (1998), Random wave overtopping os simple sea walls: a new regression model, *Proceedings ICE: Water, Maritime and Energy*, 1 – 10.

Owen, M.,W. (1980), "Design of seawalls allowing for overtopping", HR Wallingford, Report EX 924.

Owen, M.,W. (1982), "The Hydraulic design of seawall profiles", *Proc. Conf. on Shoreline Protection*, ICE, London, UK, 185 – 192.

Owen, M.,W., Steele, A.,A.,J. (1991), "Effectiveness of recurved wave return walls", HR Wallingford, Report SR 261.

Pedersen, J. and H. F. Burchartch (1992), Wave Forces on Crown Walls, *Proc. 23rd Int. Conf. on Coastal Engineering*, Venice, Italy.



5^{as} Jornadas Portuguesas de Engenharia Costeira e Portuária Lisboa, 11 e 12 de Outubro de 2007

Pedersen, J. (1996). "Experimental Study of Wave Forces and Wave Overtopping on Breakwater Crown Walls", Hydraulics & Coastal Engineering Laboratory, Department of Civil Engineering. Aalborg University, Denmark,

Schüttrumpf, H. (2001), Wellenüberlaufströmung an Seedeichen Experimentelle und theoretische untersuchungen, Dissertation. Leichtweiss – Institut, TU Braunschweig.

van der Meer, J.W., Jansson, J.P.F.M., (1995). Wave run-up and wave overtopping at dikes In: Kobayashi, N., Demirbilek, Z. (Eds.), *Wave Forces on Inclined and Vertical Structures*, 1–27.

U. S. Army Corps of Engineering (USACE) (2001), *Coastal Engineer Manual*, Coastal and Hydraulics Laboratory, Vicksburg.