

## Sulla stima del coefficiente di trasmissione di barriere sommerse in unità *Reef Ball*<sup>TM</sup>

Mariano Buccino, Ilaria Del Vita, Mario Calabrese

Dipartimento di Ingegneria Civile, Edile ed Ambientale, Università di Napoli "Federico II"  
E-mail: buccino@unina.it; ilaria.delvita@unina.it; calabres@unina.it.

### Riassunto

I *Reef Ball*<sup>TM</sup> sono elementi campaniformi in calcestruzzo a pH neutro che, opportunamente aggregati, consentono di realizzare barriere sommerse per la protezione dei litorali in erosione. Il tratto peculiare di queste unità è quello di favorire l'integrazione della struttura nell'ecosistema marino, incoraggiando la colonizzazione da parte delle diverse specie ed incrementando le capacità attrattive della spiaggia. Nonostante i *Reef Ball* siano stati impiegati per la protezione di numerose spiagge di altissima qualità ambientale, non esiste al momento un'equazione di progetto generale che permetta di calcolare il coefficiente di trasmissione a tergo di essi. Dopo aver raccolto oltre 300 dati sperimentali derivanti da test condotti in due differenti laboratori americani (QUCERL, Canada, ed ERDC/CHL, USA), il presente lavoro studia la possibilità di adattare al caso in esame il modello di previsione proposto da Buccino e Calabrese (2007a) per le strutture ordinarie a gettata di massi. I risultati appaiono incoraggianti.

**Parole chiave:** barriere sommerse, *Reef Ball*<sup>TM</sup>, coefficiente di trasmissione.

### Abstract

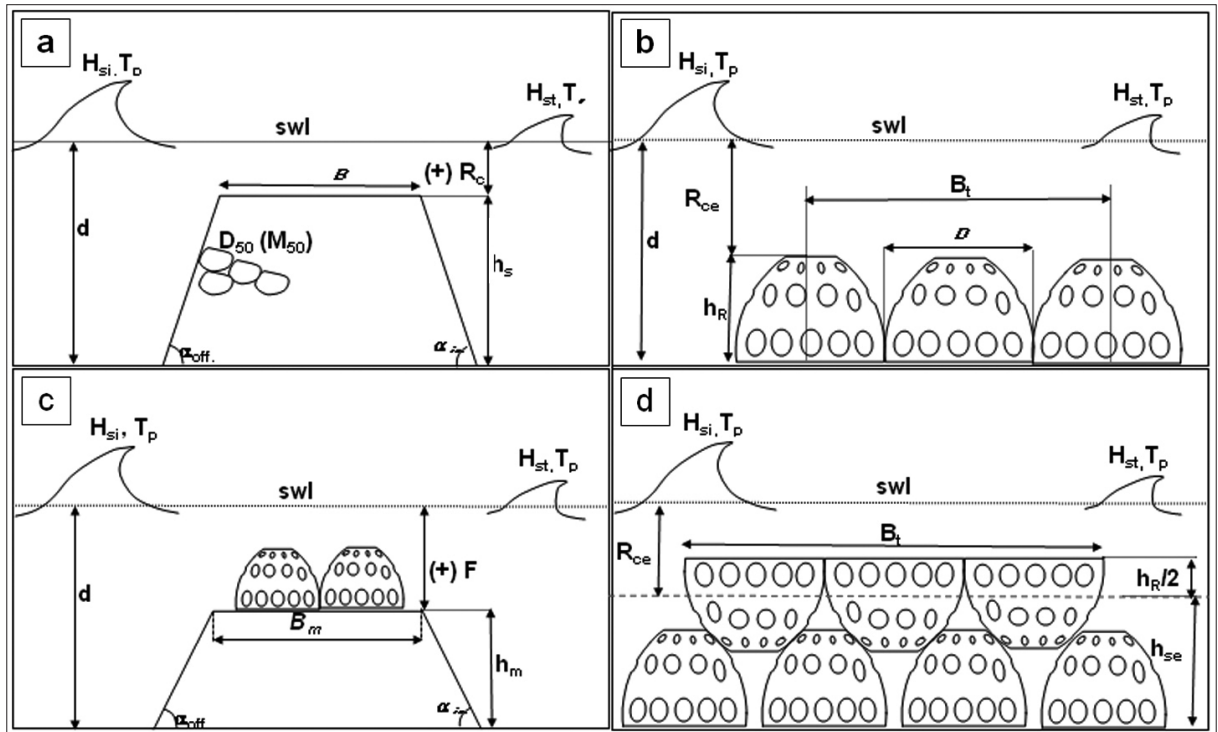
*Reef Ball*<sup>TM</sup> is a bell-shaped concrete unit; they are assembled to form submerged barriers for shore protection. A special mix is used to neutralize the pH of concrete. Reef Balls favour the settlement and growth of typical marine species, enhancing the appeal of the protected beach. Although these units have been employed for the protection of top quality sites, no general tool exists for the prediction of wave transmission in their lee side. After having gathered more than 300 data records from experiments conducted in two American labs (QUCERL, Canada, and ERDC/CHL, USA), this work investigates the possibility of adjusting the model proposed by Buccino and Calabrese (2007a) for rubble mound breakwaters. Results are quite encouraging.

**Keywords:** submerged breakwaters, *Reef Ball*<sup>TM</sup>, transmission coefficient.

### Introduzione

Le barriere sommerse rappresentano probabilmente l'unica soluzione strutturale per la difesa dei litorali in erosione, considerata compatibile con gli obiettivi generali di salvaguardia del territorio costiero. Per questo motivo, la loro interazione con il moto ondoso è stata intensamente studiata nell'ultimo decennio, col contributo significativo di numerosi ricercatori italiani (Ruol e Faedo, 2002; Sassi et al., 2002; Mori e Cappiotti, 2006; Lorenzoni et al., 2012; Cappiotti et al., 2013).

Tradizionalmente esse consistono in gettate di massi naturali con la quota di cresta al di sotto del livello medio del mare, che si distendono lungo costa anche per alcuni chilometri, essendo per lo più interrotte



$A$	[-]	Parametro di scala della formula di Armono (2003)
$B_{bR}$	[m]	Larghezza alla base dei Reef Ball
$B_m$	[m]	Larghezza di cresta dello scanno di imbasamento
$B_t$	[m]	Larghezza di cresta teorica
$B_t^*$	[m]	Larghezza di cresta equivalente
$D_{50}$	[m]	Diametro nominale del materiale granulare della berma di appoggio
$D_R$	[m]	Diametro di base dei moduli Reef Ball
$d$	[m]	Profondità del fondale
$F$	[m]	Quota di sommergenza geometrica dello scanno di imbasamento
$G$		Coefficiente di dissipazione
$h_m$	[m]	Altezza dello scanno di imbasamento
$h_R$	[m]	Altezza del modulo Reef Ball
$h_s$	[m]	Altezza della struttura
$h_{se}$	[m]	Altezza equivalente della struttura
$H_{si}$	[m]	Altezza d'onda significativa incidente
$H_t$	[m]	Altezza d'onda trasmessa
$L_{op}$	[m]	Lunghezza d'onda di largo calcolata in riferimento al periodo di picco
$n$		Numero di file di Reef Ball costituenti il coronamento della struttura (nella direzione di propagazione del moto ondoso)
$K_t$		Coefficiente di trasmissione
$R_c$		Quota di sommergenza geometrica, da assumersi positiva
$R_{ce}$		Quota di sommergenza equivalente
$tg\alpha_{in}$		Pendenza del paramento interno della gettata di imbasamento.
$tg\alpha_{off}$		Pendenza del paramento esterno della gettata di imbasamento
$T_p$	[sec]	Periodo di picco.
$\xi$		Indice di Iribarren

Figura 1 - Schema delle variabili adoperate per: (a) barriere a gettata tradizionali; (b) barriere Reef Ball monolivello; (c) barriere Reef Ball con scanno di imbasamento; (d) barriere Reef Ball multilivello.

da varchi che consentono l'accesso alla spiaggia delle piccole imbarcazioni. Il loro scopo è quello di ridurre il carico ondoso nell'area protetta forzando il frangimento delle onde più alte; la capacità di attenuazione energetica di una barriera sommersa è generalmente misurata mediante il coefficiente di trasmissione  $K_t$ , pari al rapporto tra altezza d'onda significativa trasmessa alle spalle dell'opera,  $H_{st}$ , e quella incidente,  $H_{si}$ . La stima del coefficiente di trasmissione è di solito affidata all'impiego di formule empiriche, proposte in gran numero dalla letteratura scientifica, derivanti dall'analisi di dati di laboratorio (Tanaka, 1976; d'Angremond et al., 1996; Seabrook e Hall, 1998; Calabrese et al., 2005; van der Meer et al., 2005; Buccino e Calabrese, 2007 a e b; Goda e Ahrens, 2008; Tomasicchio e D'Alessandro, 2013).

Come è evidente, i pregi principali delle barriere sommersa risiedono nella bassa (o nulla) intrusività nel paesaggio costiero e nella garanzia di un adeguato ricambio idrico nell'area protetta. D'altro canto non mancano punti di criticità, tra i quali:

- incertezza riguardo la risposta della spiaggia a tergo (Dean et al., 1997);
- costi elevati;
- necessità di cavare grossi quantitativi di materiale roccioso.

Il primo aspetto richiede uno sforzo di ricerca supplementare, essendo ormai acquisito che i processi morfodinamici innescati da questo tipo di opere dipendono da un delicato equilibrio tra dissipazione energetica imposta al moto ondoso e flussi di massa attivati dai frangenti (Ruol et al., 2003). Il secondo ed il terzo aspetto possono essere mitigati impiegando materiali alternativi alla roccia naturale; in tal senso una soluzione molto interessante riguarda l'utilizzo di elementi eco-compatibili (*environmentally-friendly*) in grado di interagire con l'ambiente marino favorendo uno sviluppo equilibrato della flora e della fauna. Oltre ad un immediato ritorno di carattere estetico, questa proprietà incoraggia diverse attività ludiche, dalla pesca, allo snorkeling, al surf, determinando di conseguenza un incremento di *appeal* della spiaggia. Si noti, peraltro, che la necessità di accompagnare la progettazione delle opere di difesa costiera con un'analisi accurata riguardo la loro capacità di integrazione negli ecosistemi è stata ampiamente documentata dalle ricerche condotte nell'ambito del progetto *DELOS* (Lamberti, 2005; Burcharth et al., 2007).

Il presente lavoro, che fa riferimento ai parametri descritti in Figura 1, studia le capacità dissipative di una delle più famose unità *environmentally friendly* per barriere sommersa: i *Reef Ball*<sup>TM</sup> (Barber, 1999; Harris, 2007).

Questi moduli (Fig. 2a) appartengono alla famiglia degli *Hemispherical Shape Artificial Reef (HSAR)* e sono stati ideati per favorire il ripopolamento ittico e la ricostruzione delle barriere coralline; solo in seguito il loro campo di applicazione è stato esteso agli interventi di protezione dei litorali.

I *Reef Ball* sono elementi internamente cavi, forati sulla superficie laterale e realizzati mediante una miscela di calcestruzzo a pH basico (8,3) prossimo a quello del mare; sono disponibili in diverse varianti, con peso che può raggiungere le 2,7 tonnellate (Tab. 1), e possono essere aggregati in più file a formare strutture di larghezza anche considerevole (Fig. 2b).

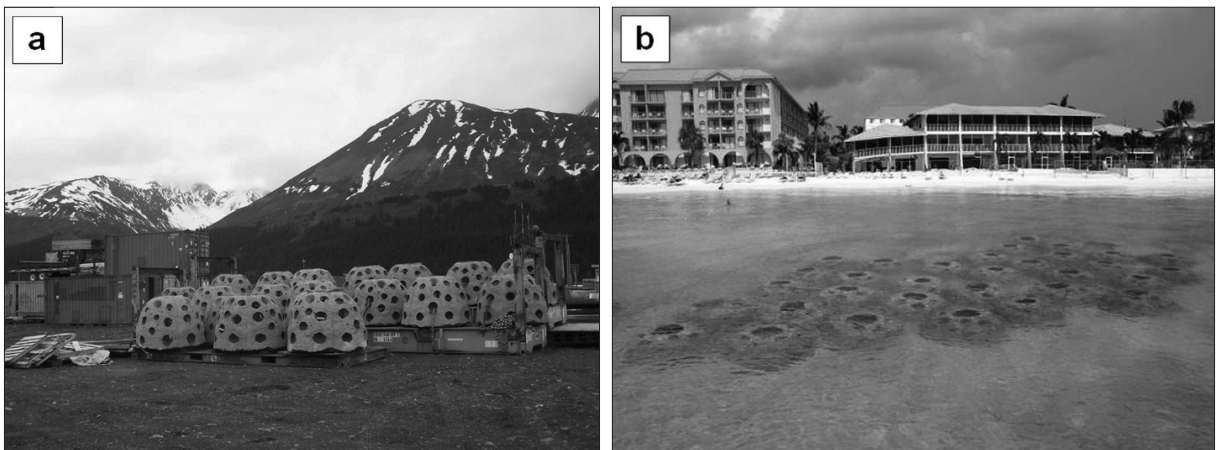


Figura 2 - (a) *Reef Ball* prima della posa in opera (Alaska); (b) Barriera sommersa in *Reef Ball* presso Marriot Beach Resort (Isole Cayman).

La forma ed il pH del modulo, le tessiture superficiali (che possono essere fatte variare a seconda della specie che si vuole fare attecchire), nonchè il sistema di fori (variabile per numero e dimensione al fine di generare opportune vorticosità e turbolenze), rappresentano peculiarità specifiche di questi manufatti, volte a favorire una più rapida ed incisiva colonizzazione da parte di comunità “fouling” e “non-fouling” (Fig. 3).

Proprio queste caratteristiche, peraltro, rendono i *Reef Ball* particolarmente idonei all'impiego in ambienti caratterizzati da equilibri eco-sistemici delicati quali quelli delle barriere coralline; i coralli possono in tal caso essere impiantati direttamente sui moduli, mediante idonei supporti o in cavità appositamente predisposte sulla superficie laterale.

Tabella 1 - Caratteristiche delle principali tipologie di *Reef Ball*.

Tipologia	Diam. base (m)	Altezza (m)	Peso (Kg)	Volume di calcestruzzo (m <sup>3</sup> )	Nr. di vuoti
<i>Goliath Ball</i>	1,83	1,52	1800-2700	1,00	25-40
<i>Super Ball</i>	1,83	1,37	1800-2700	1,00	22-34
<i>Ultra Ball</i>	1,83	1,31	1600-2000	0,70	22-34
<i>Reef Ball</i>	1,83	1,22	1350-1900	0,60	22-34
<i>Pallet Ball</i>	1,22	0,90	700-1000	0,25	17-24
<i>Bay Ball</i>	0,90	0,61	170-340	0,08	11-16
<i>Mini-Bay Ball</i>	0,76	0,53	70-90	meno di 0,04	8-12
<i>Lo-Pro Ball</i>	0,61	0,46	35-60	meno di 0,02	6-10
<i>Oyster Ball</i>	0,46	0,30	15-20	meno di 0,01	6-8

Nonostante siano stati impiegati per la protezione di numerose spiagge di altissima qualità ambientale, quali ad esempio quelle caraibiche di *Marriott Beach Resort* (isole Cayman) e *Gran Dominicus Resort* (Repubblica Dominicana), non esiste al momento un'equazione di progetto generale che permetta di calcolare il coefficiente di trasmissione delle barriere da essi composte. Le uniche formule disponibili, proposte da Armono (2003), fanno riferimento a configurazioni strutturali piuttosto inusuali e derivano da un unico insieme di dati sperimentali in cui alcune importanti variabili strutturali sono state mantenute costanti.

Al fine di ottenere una formula di previsione sufficientemente affidabile, i dati appena descritti sono stati integrati con quelli relativi ad un'indagine sperimentale condotta nell'ambito della progettazione di una barriera sommersa a difesa della 63<sup>a</sup> Strada della città di Miami Beach (Florida, USA). Constatata l'impossibilità di estendere le formule di Armono all'intero *data-base*, è stata studiata la possibilità di adattare il modello proposto da Buccino e Calabrese (2007a). Quest'ultimo consta di equazioni dedotte per via teorica, sebbene sulla base di uno schema molto semplificato; di conseguenza l'analisi ha consentito anche di verificare se ed in che misura le ipotesi del modello potessero considerarsi corrette.

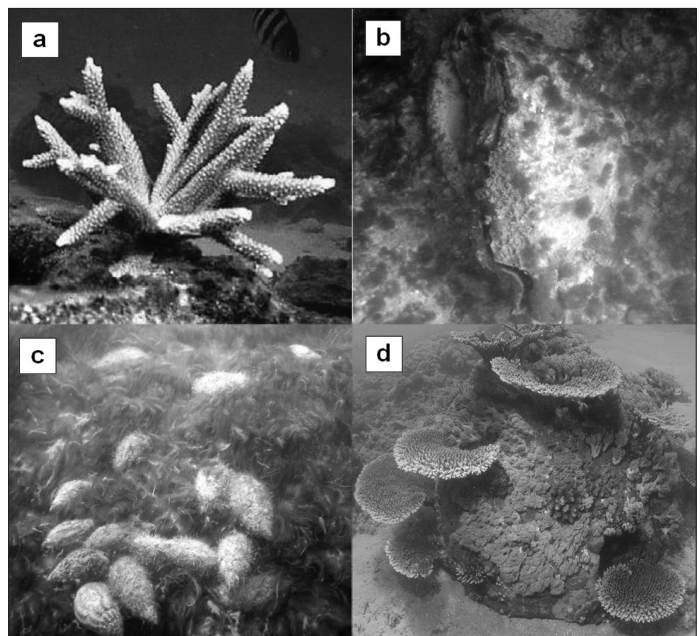


Figura 3 - (a) Corallo impiantato su *Reef Ball* presso Curacao (Antille olandesi); (b) *Ostrea Edulis* impiantata prima della posa in opera di una barriera sommersa presso Venezia (Italia); (c) un *Reef Ball* della barriera di Venezia colonizzato da alghe verdi, paguri e lumache; (d) sviluppo del corallo su un *Reef Ball* in Indonesia.



### Descrizione dei dati sperimentali

Il *data-base* utilizzato in questo studio comprende circa 300 dati sperimentali provenienti da due diversi laboratori: il *Queen's University Coastal Engineering Research Laboratory* (QUCERL, Canada) e l'*USACE Engineering Research and Development Center Coastal and Hydraulics Laboratory* (ERDC/CHL, USA). Il primo insieme di esperimenti costituisce il nucleo della tesi di dottorato del Dr. H.D. Armono, discussa nell'ottobre 2003 sotto la supervisione del Prof. K.R. Hall; inoltre i dati sono stati parzialmente pubblicati in Armono e Hall (2003).

I test ERDC/CHL sono stati condotti nell'ambito del più vasto programma '*National Shoreline Erosion Control Development and Demonstration*' finanziato dal governo statunitense allo scopo di sperimentare nuove tecniche per la mitigazione dell'erosione costiera (Ward, 2011, inedito).

### I dati QUCERL

I test del laboratorio canadese QUCERL, sono stati condotti all'interno di un canale a pendenza variabile lungo 47 m, largo 0,9 m e profondo 1,2 m. L'impianto è dotato di un generatore di onde irregolari; nella parte terminale del canale è stato sistemato un assorbitore passivo di riflessione realizzato mediante una platea di legno con pendenza 1:10, ricoperta di massi ad elevata porosità in grado di dissipare efficacemente l'energia ondosa residua.

Le misure delle fluttuazioni del pelo libero sono state effettuate mediante due file di sonde: la prima posta davanti alla struttura, ad una distanza di 13 m, per separare i campi d'onda incidente e riflesso; la seconda, a tergo dell'opera, sistemata ad una distanza di 3 m, in maniera che le onde trasmesse si potessero propagare per almeno una lunghezza d'onda prima di raggiungere i sensori (Fig. 4).

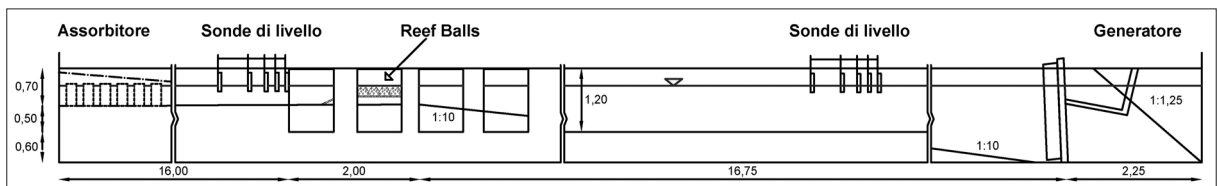


Figura 4 - Sezione trasversale del canale.

I moduli *Reef Ball* impiegati nelle sperimentazioni presentavano un'altezza,  $h_R = 0,13$  m ed un diametro di base,  $D_R = 0,20$  m. Il peso delle unità è stato fatto variare tra 2,189 e 2,944 Kg ed in media il numero dei fori era pari a 20. Incrociando queste informazioni con i dati di Tabella 1, se ne deduce che i massi adoperati nei test QUCERL rappresentano approssimativamente dei *Pallet Ball* secondo una scala di riduzione geometrica prossima ad 1:7.

Durante gli esperimenti, la profondità del fondale al piede dell'opera,  $d$ , è stata variata tra 0,21 m e 0,60 m; l'altezza d'onda significativa incidente (decurtata dunque della componente riflessa) è stata mantenuta nell'intervallo 0,05 - 0,20 m, con periodi di picco variabili tra 1 e 2,5 sec.

Gli elementi sono stati assemblati in modo da riprodurre diverse configurazioni. In linea generale potremo distinguere *layout* nei quali le unità sono posizionate direttamente sul fondo (indicati nel seguito come configurazioni "*Bottom Seated*", BS) e geometrie nelle quali i *Reef Ball* sono alloggiati su una berma di appoggio a gettata di massi (configurazioni "*Bermed*", B).

Al primo gruppo appartengono due sotto-tipi, che indicheremo nel seguito con gli acronimi di BS-3 e BS-2. Il primo (Fig. 5a) prevede elementi disposti su tre livelli, con il secondo livello posizionato in

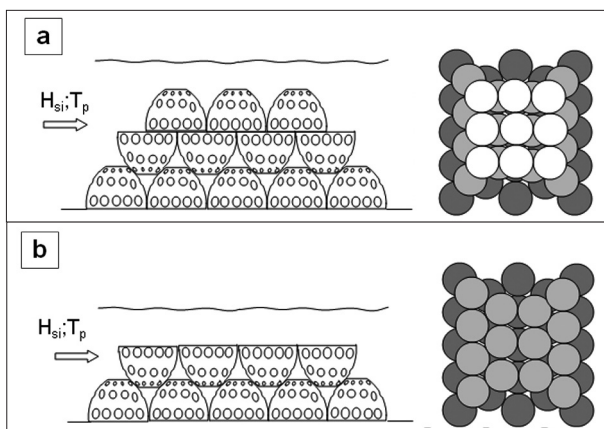


Figura 5 - (a) BS-3 in sezione (sx) ed in pianta (dx); (b) BS-2 in sezione (sx) ed in pianta (dx).

modo da rivolgere la concavità verso l'alto; esso ha la funzione di incrementare la resistenza al moto ondoso e di sostenere il livello sommitale. Il sotto-tipo *BS-2*, rappresentato in Figura 5b, comprende i soli primi due strati della geometria precedente.

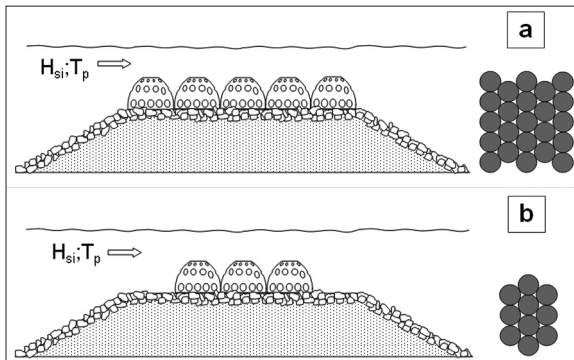


Figura 6 - (a) *B-F1* in sezione (sx) ed in pianta (dx); (b) *B-P1* in sezione (sx) ed in pianta (dx).

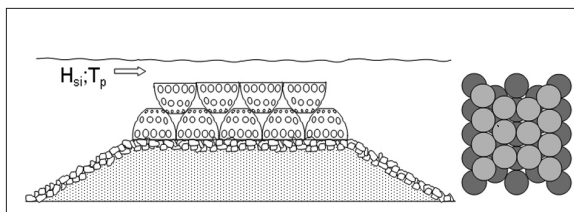


Figura 7 - *B-F2* sezione (sx) ed in pianta (dx).

Gli elementi disposti su berma di appoggio sono stati assemblati in uno o due livelli. Nel primo caso, il numero di unità impiegato è tale da ricoprire interamente (Fig. 6a) o solo parzialmente (Fig. 6b) la cresta della gettata. Indicheremo queste geometrie con gli acronimi di *B-F1* e *B-P1*. Il caso mostrato in Figura 7, con elementi su due livelli che impegnano l'intero coronamento della struttura di appoggio, verrà infine denominato *B-F2*.

Lo scanno di imbasamento presentava un'altezza,  $h_m$  di 0,22 m; la pendenza dei paramenti,  $tga_{off} = tga_{in}$ , è di 1:2 e la larghezza in cresta era pari a 1 m. Il materiale granulare utilizzato per la realizzazione del modello, scelto in base alla disponibilità del laboratorio, era caratterizzato da un  $D_{50} = 9,6$  mm per il nucleo e  $D_{50} = 36,6$  mm per i due strati di mantellata. La permeabilità nominale dell'ammasso (van der Meer 1988) era dunque pari a 0.5.

Potrebbe essere utile sottolineare che la gettata presentava un'elevata sommergenza, essendo il coronamento almeno 13 cm al disotto del livello di riposo (si veda la Tab. 2 riportata successivamente). Per questo motivo la struttura è risultata idraulicamente stabile nonostante le dimensioni dei massi di mantellata fossero

relativamente contenuti (numero di stabilità massimo 3,7).

In Tabella 2, per ciascuna configurazione sono riportati:

- il numero di file,  $n$ , disposte in sommità dell'opera nella direzione di propagazione del moto ondoso;
- la profondità del fondale al piede dell'opera,  $d$ ;
- l'altezza d'onda significativa incidente,  $H_{si}$ ;
- il periodo di picco  $T_p$ .

Tabella 2 - Caratteristiche idrauliche misurate per dati QUCERL.

Configurazioni	$n$	$d$ (m)	$H_{si}$ (m)	$T_p$ (sec)
<i>BS-3</i> (54 dati)	3	0,35, 0,40, 0,45	0,05, 0,10, 0,15, 0,20	1, 1,5, 2, 2,5, 3, 3,5
<i>BS-2</i> (60 dati)	4	0,21, 0,23, 0,26, 0,30	0,05, 0,10, 0,15, 0,20	1, 1,5, 2, 2,5, 3, 3,5
<i>B-F2</i> (49dati)	4	0,43, 0,47, 0,53, 0,60	0,05, 0,10, 0,15, 0,20	1, 1,5, 2, 2,5
<i>B-F1</i> (56 dati)	5	0,35, 0,39, 0,44, 0,50	0,05, 0,10, 0,15, 0,20	1, 1,5, 2, 2,5
<i>B-P1</i> (56 dati)	3	0,35, 0,39, 0,44, 0,50	0,05, 0,10, 0,15, 0,20	1, 1,5, 2, 2,5

Il limite strutturale di questo insieme di dati è che il numero di file impiegate per ciascuna configurazione è invariante, cosicché l'effetto della larghezza dell'opera non può essere studiato in maniera adeguata. Inoltre tra le configurazioni analizzate non vi è quella più frequentemente adoperata nella pratica progettuale che prevede gli elementi posizionati su un unico livello direttamente sul fondale (Figg. 1b e 2b). Queste due criticità sono in parte compensate dai *test* ERDC/CHL descritti nel paragrafo seguente.

### I dati ERDC/CHL

L'indagine sperimentale svolta presso l'*Engineering Research and Development Center Coastal and Hydraulics Laboratory di Vicksburg* (Missisipi, USA) è stata eseguita all'interno di un bacino ad onde lungo 51,82 m, lar-

go 30,48 m e profondo 1,21 m. L'impianto è dotato di un generatore direzionale di moto ondoso, per un fronte complessivo di 27 m circa. All'interno della vasca, a 15 m dall'ondogeno, è stato ricavato un canale largo 2,44 m e lungo 20,73 m. Il proposito degli esperimenti era quello di accompagnare la progettazione di una barriera sommersa in elementi *Reef Ball*, destinata a proteggere la spiaggia prospiciente la 63<sup>rd</sup> St. di Miami Beach (Florida) soggetta ad un processo di erosione strutturale (Fig. 8). Come vedremo meglio di seguito, nei *test* è stata impiegata unicamente la classica configurazione con elementi monolivello adagiati sul fondo ed è stata studiata l'influenza del numero di file e della spaziatura tra i moduli sul coefficiente di trasmissione. All'interno del canale di partizione è stata riprodotta la batimetria del sito di studio (Fig. 9). Dopo uno scivolo di raccordo con il bacino, lungo 1,22 m, è stata realizzata, mediante elementi metallici, una spiaggia a pendenza variabile lunga complessivamente 20 m. Il profilo di questa comprendeva tre tratti di pendenza rispettivamente pari a 1:20, 1:250 e 1:7,5.

Gli elementi utilizzati durante le prove sperimentali sono modelli in scala 1:10 dei *Goliath Ball* (Tab. 1). Questi sono stati disposti secondo file parallele, con la prima fila posta in corrispondenza della sezione in cui la pendenza della batimetria passava da un valore di 1:20 ad uno di 1:250 (Fig. 9). Sono state ottenute sei configurazioni, facendo variare (Fig. 10):

- la spaziatura tra i moduli in senso *crossward* (direzione parallela a quella di propagazione del moto ondoso);
- la spaziatura tra i moduli in senso *alongward* (direzione perpendicolare alla precedente);
- l'allineamento delle unità in senso *crossward*.

Procedendo con maggiore dettaglio, la configurazione che indicheremo con l'acronimo *BS-1a* comprende 10 unità in senso *alongward*, distanziate l'una dall'altra da circa 5,5 cm, e un numero di file *crossward* variabile da 1 a 7. Ciascuna fila *crossward* è stata aggiunta in modo tale che gli spazi tra due elementi contigui in senso *alongward* risultino sfalsati rispetto alla fila precedente.

La Tabella 3 riporta il numero di file impiegato, la profondità del fondale e i parametri ondosi di riferimento. Si noti che l'altezza d'onda significativa "incidente" si intende decurtata dalle componenti riflesse originate dalle strutture.

Rimuovendo le file di ordine pari dalla configurazione *BS-1a*, è stata ottenuta la configurazione *BS-1b* (Tab. 4), in cui gli elementi delle righe trasversali sono perfettamente allineati.

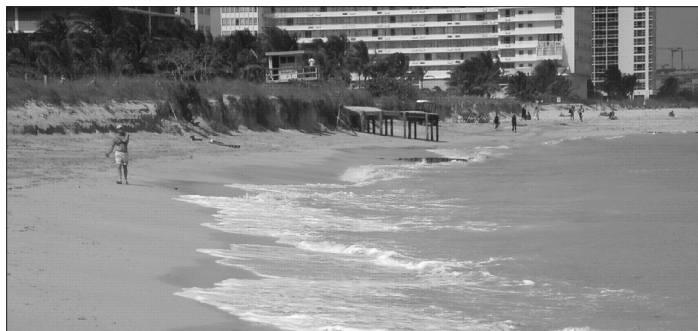


Figura 8 - Spiaggia della 63<sup>rd</sup> St. di Miami Beach.

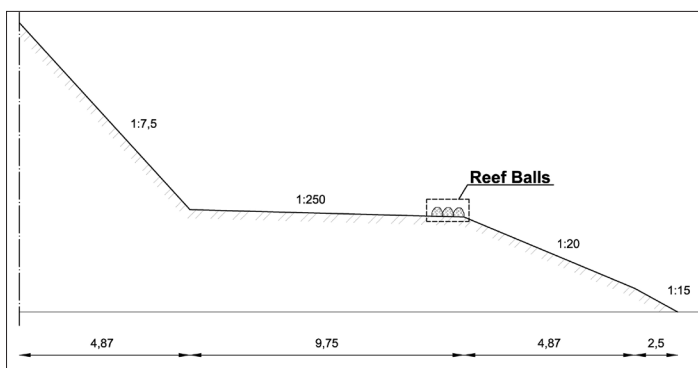


Figura 9 - Riproduzione in canale della batimetria della 63<sup>rd</sup> St. di Miami Beach.

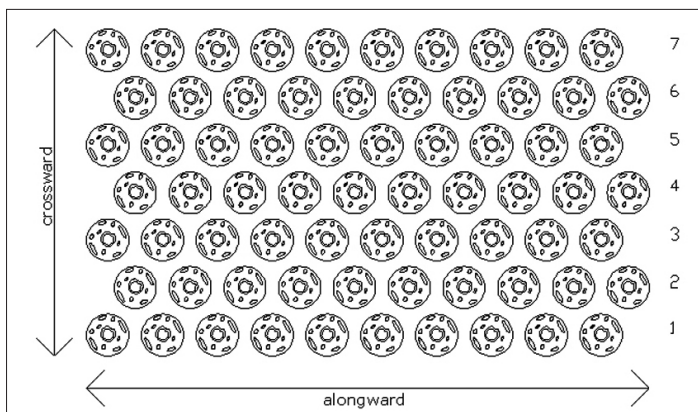


Figura 10 - Definizione delle direzioni *crossward* e *alongward*.

Tabella 3 - Geometrie afferenti alla *BS-1a* e caratteristiche idrauliche misurate.


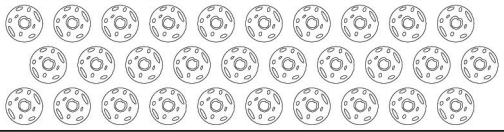
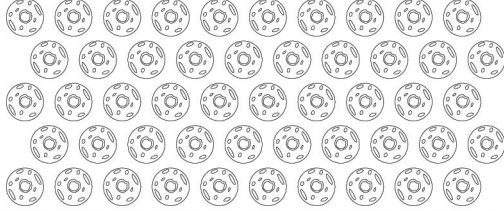
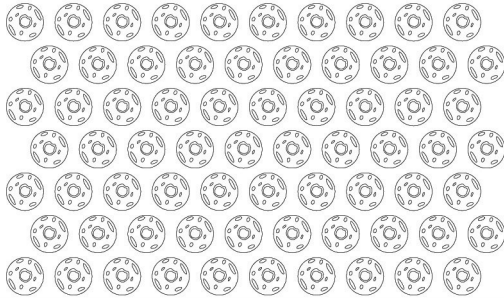
<i>BS-1a</i> (28 dati)	<i>n</i>	<i>d</i> (m)	<i>H<sub>si</sub></i> (m)	<i>T<sub>p</sub></i> (sec)
 1	1	0,183	0,076 0,152	1,58 2,53
 3 2 1	3	0,183 0,256	0,076 0,152	1,58 2,53
 5 4 3 2 1	5	0,183 0,256	0,076 0,152	1,58 2,53
 7 6 5 4 3 2 1	7	0,183 0,256	0,076 0,152	1,58 2,53

Tabella 4 - Geometrie afferenti alla *BS-1b* e caratteristiche idrauliche misurate.

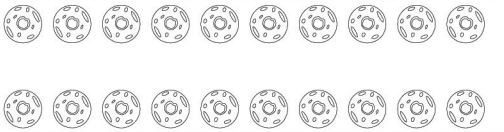
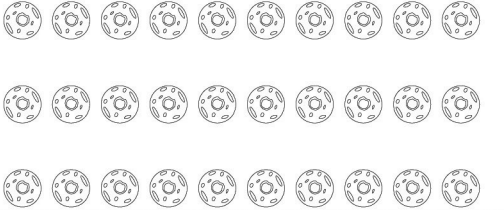

<i>BS-1b</i> (12 dati)	<i>n</i>	<i>d</i> (m)	<i>H<sub>si</sub></i> (m)	<i>T<sub>p</sub></i> (sec)
 3 1	2	0,183	0,076 0,152	1,58 2,53
 5 3 1	3	0,183	0,076 0,152	1,58 2,53
 7 5 3 1	4	0,183	0,076 0,152	1,58 2,53



Tabella 5 - Geometrie afferenti alla *BS-1c* e caratteristiche idrauliche misurate.

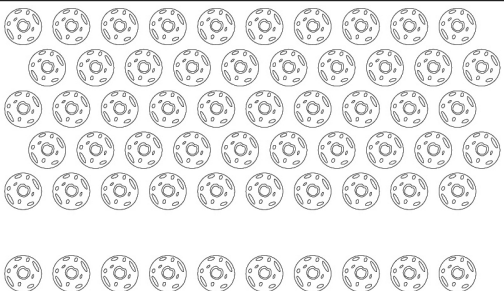






<i>BS-1c</i> (4 dati)	<i>n</i>	<i>d</i> (m)	<i>H<sub>si</sub></i> (m)	<i>T<sub>p</sub></i> (sec)
 7	6	0,183	0,076 0,152	1,58 2,53
 6				
 5				
 4				
 3				
 2				
 1				

Tabella 6 - Geometrie afferenti alla *BS-1d* e caratteristiche idrauliche misurate.








<i>BS-1d</i> (12 dati)	<i>n</i>	<i>d</i> (m)	<i>H<sub>si</sub></i> (m)	<i>T<sub>p</sub></i> (sec)
 5	3	0,183	0,076 0,152	1,58 2,53
 3				
 1				
 7	4	0,183 0,256	0,076 0,152	1,58 2,53
 5				
 3				
 1				

Tabella 7 - Geometrie afferenti alla *BS-1e* e caratteristiche idrauliche misurate.








<i>BS-1e</i> (4 dati)	<i>n</i>	<i>d</i> (m)	<i>H<sub>si</sub></i> (m)	<i>T<sub>p</sub></i> (sec)
 3	3	0,183	0,076 0,152	1,58 2,53
 2				
 1				

Tabella 8 - Geometrie afferenti alla *BS-1f* e caratteristiche idrauliche misurate.

<i>BS-1f</i> (4 dati)	<i>n</i>	<i>d</i> (m)	<i>H<sub>si</sub></i> (m)	<i>T<sub>p</sub></i> (sec)
 7	4	0,183	0,076 0,152	1,58 2,53
 5				
 3				
 1				

La configurazione *BS-1c*, mostrata in Tabella 5, è stata ottenuta eliminando la seconda fila dello schema *BS-1a* con  $n = 7$ .

La configurazione *BS-1d* (Tab. 6) è di fatto identica alla *BS-1b*, salvo che gli elementi delle file non sono allineati in senso trasversale.

La configurazione *BS-1e*, riportata in Tabella 7, è caratterizzata da tre file perfettamente serrate, sia in senso *crossward* sia in senso *alongward*, e disposte in modo che i centri delle unità di due file consecutive non risultino allineati.

La configurazione *BS-1f* (Tab. 8) è ottenuta dalla configurazione *BS-1b* a quattro file dimezzando il numero degli elementi *alongward*.

### Il calcolo del coefficiente di trasmissione mediante la formula di Armono (2003)

L'obiettivo di questo lavoro è quello di proporre un modello per la previsione del coefficiente di trasmissione a tergo di barriere sommerse realizzate in elementi *Reef Ball*, che sia uniformemente valido per l'insieme delle configurazioni strutturali descritte nel corso del paragrafo precedente.

Dovendo procedere alla scelta della forma funzionale, appare naturale iniziare dall'unica equazione sin qui proposta specificamente per queste unità, ovvero la formula di Armono (2003). Muovendo dall'analisi dei dati QUCERL, l'Autore pervenne alla seguente espressione:

$$K_t = \frac{1}{1 + A \left( \frac{H_{si}}{gT_p^2} \right)^{0,901} \left( \frac{B_{bR}}{gT_p^2} \right)^{-0,413} \left( \frac{h_s}{B_{bR}} \right)^{-1,013} \left( \frac{h_s}{d} \right)^{4,392}} \quad (1)$$

in cui, oltre alle quantità già introdotte:

$A$  è un parametro di scala, dell'ordine di 10, variabile a seconda delle configurazioni;

$B_{bR}$  è pari alla somma dei diametri di base dei *Reef Ball* del livello più basso per le configurazioni *BS*, ed alla larghezza del coronamento dello scanno di appoggio per le configurazioni *B*;

$h_s$  è l'altezza dell'opera.

In pratica per le diverse geometrie esaminate, gli esponenti dei raggruppamenti adimensionali al secondo membro dell'Equazione (1) rimangono costanti, mentre cambia il parametro di scala. I valori di quest'ultimo sono riassunti in Tabella 9 per tutte le configurazioni QUCERL.

Per rendere più agevole il confronto con i dati, è utile sottolineare che l'Equazione (1) può essere riscritta in termini lineari come:

**Tabella 9 - Valori dei parametri di scala A per le configurazioni QUCERL.**

Configurazioni	A
BS-2	10,719
BS-3	7,949
B-F2	15,318
B-F1	14,527
B-P1	14,527

$$Y = 1 + AX \quad (2)$$

in cui:

$$\begin{cases} Y = \frac{1}{K_t} \\ X = \left( \frac{H_{si}}{gT_p^2} \right)^{0,901} \left( \frac{B_{bR}}{gT_p^2} \right)^{-0,413} \left( \frac{h_s}{B_{bR}} \right)^{-1,013} \left( \frac{h_s}{d} \right)^{4,392} \end{cases} \quad (3)$$

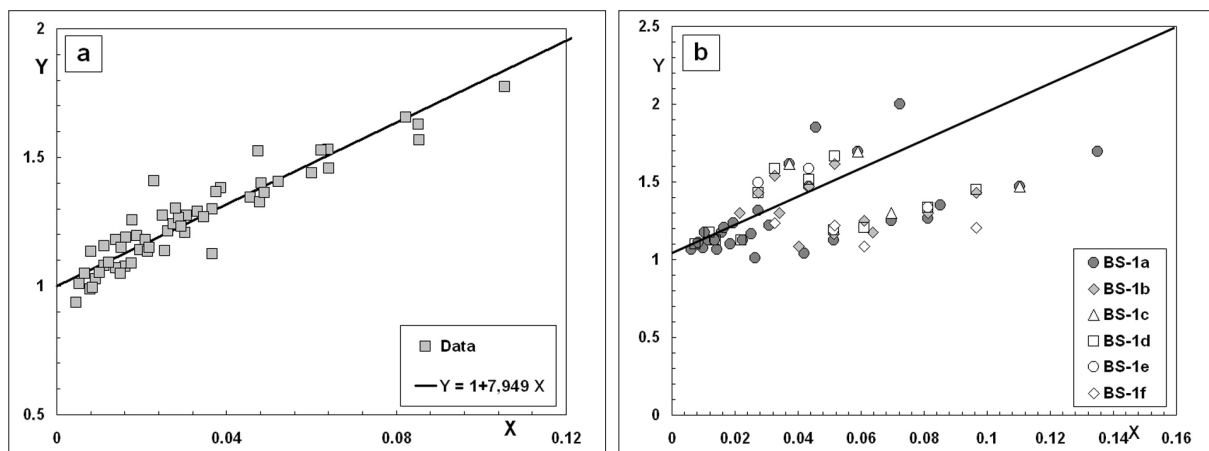


Figura 11 - (a) Confronto tra il modello di previsione del  $K_p$  proposto da Armonio e i dati QUCERL; (b) Confronto tra il modello di previsione del  $K_p$  proposto da Armonio e i dati del ERDC/CHL.

Così nel piano delle variabili trasformate ( $X$ - $Y$ ), il modello di Armonio descrive una retta di intercetta unitaria e coefficiente angolare pari ad  $A$ .

Dall'esame delle Figure 11 e 12 si ricava immediatamente che, al contrario di quanto accade per i dati QUCERL (Fig. 11a), l'Equazione (2) non interpreta in maniera soddisfacente l'andamento degli esperimenti ERDC/CHL. Questi ultimi infatti, riportati sul piano ausiliario, mostrano o un'evidente divaricazione dei dati (Fig. 11b), o addirittura un'assenza di correlazione tra la variabile indipendente e quella dipendente (Fig. 12).

E' interessante sottolineare come nel caso di Figura 11b, l'andamento divergente si osservi anche per gruppi di dati appartenenti ad uno stesso layout (ad es.  $BS-1a$ ), indicando una sofferenza del modello funzionale indipendente dalla scelta del parametro di scala.

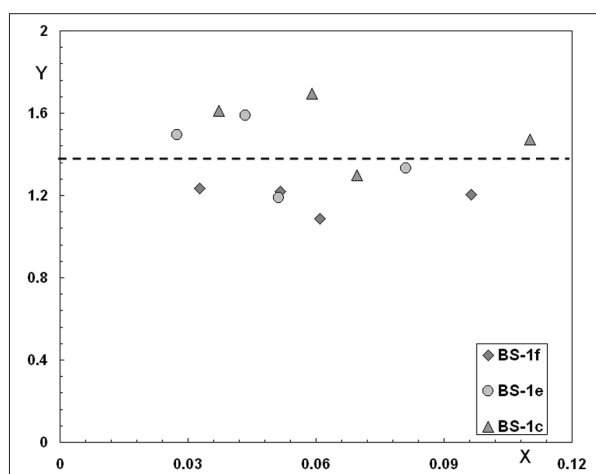


Figura 12 - Applicazione del modello di previsione di Armonio alle configurazioni  $BS-1f$ ,  $BS-1c$ ,  $BS-1e$  e  $BS-1c$ .

I motivi di questo deficit previsionale non possono essere interamente discussi in questa sede; un'analisi approfondita è proposta in Del Vita (2012). Basterà tuttavia sottolineare che nei dati QUCERL la larghezza delle strutture  $B_{bR}$  era ovunque pari a 1 m e che per ciascuna delle configurazioni esaminate l'altezza della struttura,  $h_s$ , era costante. Ne discende che il rapporto  $(h_s/B_{bR})$  è di fatto un'invariante per ciascuna configurazione, mentre  $B_{bR}/gT_p^2$ , rapporto tra la larghezza della struttura e la lunghezza d'onda di largo, dipende unicamente dalle variazioni di periodo. A proposito di quest'ultima variabile, si noti che secondo l'Equazione (1) il coefficiente di trasmissione cresce con  $B_{bR}/gT_p^2$ , mentre appare acquisito che una maggiore larghezza relativa della struttura conduca ad una riduzione del  $K_p$ , in ragione dell'incremento di dissipazione energetica.

Per queste ragioni nel prossimo paragrafo si esaminerà la possibilità di adattare ai dati sperimentali un modello differente. Tra le numerose forme funzionali proposte in letteratura per le barriere sommerse tradizionali si è scelta quella suggerita da Buccino e Calabrese (2007 a). Questo modello muove da una schematizzazione semplificata dei fenomeni fisici che governano il processo di trasmissione, e per questo motivo è stato indicato dagli Autori come "approccio concettuale di previsione" (*Conceptual Approach, CA*). La particolarità del *CA* risiede nel fatto che le equazioni del modello di previsione sono state dedotte per via teorica, cosicché obiettivo secondario dell'analisi sarà quello di verificare se e fino a che punto le ipotesi alla base del modello possono considerarsi soddisfatte.

## Il Conceptual Approach (CA)

### Generalità

Il Conceptual Approach per barriere sommerse muove dall'equazione di bilancio dell'energia:

$$\frac{dPle}{db} = \Delta \quad (4)$$

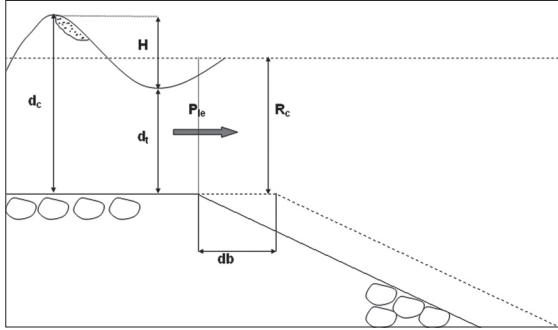


Figura 13 - Schema di base del Conceptual Approach.

Come suggerito dalla Figura 13,  $Ple$  rappresenta il flusso di energia ondosa per unità di larghezza in corrispondenza dello spigolo interno (lato protetto) della cresta e  $db$  è un incremento infinitesimo di quest'ultima.  $\Delta$  rappresenta la potenza media dissipata sull'unità di area orizzontale. In definitiva l'Equazione (4) porge che la variazione del flusso energetico trasmesso per effetto di un incremento  $db$  della larghezza del coronamento è pari, come è ovvio, alla potenza dissipata sull'area  $1 \times db$ .

Nell'approccio CA la sorgente dominante di dissipazione è il frangimento. Quest'ultimo è modellato con la tecnica del risalto idraulico mobile (Bore), originariamente introdotta da Le Mehauté (1962) e successivamente ripresa da numerosi autori quali Battejes e Stieve (1985), Thornton e Guza (1983) e Svendsen e Petrevu (1993). Così  $\Delta$  assume la forma (si veda Buccino e Calabrese 2007 a):

$$\Delta = -\Phi \frac{\rho g}{4} \frac{H^3 le}{R_c \cdot T \cdot \left(1 + \frac{H le}{R_c}\right)} \quad (5)$$

in cui  $H_{le}$  è l'altezza d'onda in corrispondenza dello spigolo interno del coronamento ed  $R_c$  è la sommergenza geometrica, differenza tra la profondità del fondale ( $d$ ) e l'altezza della struttura, ( $h_s$ ), da assumersi positiva.  $\Phi$  è un coefficiente adimensionale dell'ordine di 1 che dipende dalla tipologia del frangimento.

Sostituendo nell'Equazione (4) si perviene, dopo numerosi passaggi, alla seguente equazione differenziale, che lega il coefficiente di trasmissione,  $K_t$ , alle principali variabili di natura idraulica e strutturale, quali l'altezza d'onda incidente,  $H_i$ , la lunghezza d'onda di largo,  $L_0$  e la quota di sommergenza,  $R_c$ :

$$\frac{dK_t^2}{db} \cong -\frac{1}{G'} \frac{K_t^{5/2}}{\sqrt{H_i L_0}} \left(\frac{H_i}{R_c}\right) \frac{1}{\left(1 + \frac{\lambda R_c}{K_t H_i}\right)^{0.5} \left(1 + \frac{K_t H_i}{\lambda R_c}\right)} \quad (6)$$

In questa espressione  $G'$  rappresenta un coefficiente globale di dissipazione, ancora sostanzialmente funzione delle caratteristiche del frangimento, che ingloba numerose costanti adoperate nei calcoli.  $\lambda$  è un coefficiente, con valori prossimi all'unità, che tiene conto in maniera semplificata delle modificazioni subite dal moto ondoso nel suo passaggio dalla cresta dell'opera al piede interno nell'area protetta. Può essere utile sottolineare che nella sua formulazione originaria per strutture tradizionali, il CA supposeva che le barriere fossero trapezoidali.

L'Equazione (6) presenta due soluzioni asintotiche, una per strutture molto sommerse ( $R_c/H_i \gg 1$ ) ed una per strutture con livello di cresta prossimo al livello medio mare ( $R_c/H_i \ll 1$ ).

Nel primo caso si ottiene la seguente relazione:

$$K_t = \frac{1}{(K_{t,0})^{-1} + G'_1 \frac{B}{\sqrt{H_i L_0}} \left(\frac{H_i}{R_c}\right)^{1.5}} \quad (7)$$



dove, accanto alle variabili già introdotte,  $B$  indica la larghezza in cresta della struttura e  $K_{t,0}$  il coefficiente di trasmissione per strutture con  $B$  nullo, ossia per ostacoli triangolari sommersi.

Nel caso di barriere a piccola sommergezza, la seconda soluzione asintotica risulta essere la seguente:

$$K_t = \left( \sqrt{K_{t,0}} - G' \frac{B}{\sqrt{H_i L_0}} \right)^2 \quad (8)$$

In definitiva, l'Eq. (7) si supporrà valida per rapporti  $R/H_i$  superiori ad una certa soglia,  $\gamma_1$ , mentre l'Equazione (8) sarà appropriata al di sotto di un certo limite,  $\gamma_2$ . Si noti che ciascuna delle soluzioni limite dipende da due parametri,  $K_{t,0}$  e  $G'$  (quattro parametri in totale).

In situazioni intermedie viene proposta una semplice interpolazione lineare, ottenendo così la classica relazione:

$$K_t = a \cdot \frac{R_c}{H_i} + b \quad (9)$$

introdotta da van der Meer (1990).

In definitiva avremo:

$$K_t = \begin{cases} \text{Eq.(7)} & \text{per } \frac{R_c}{H_i} \geq \gamma_1 \\ \text{Eq.(8)} & \text{per } \frac{R_c}{H_i} \leq \gamma_2 \\ \text{Eq.(9)} & \text{per } \gamma_2 < \frac{R_c}{H_i} < \gamma_1 \end{cases} \quad (10)$$

Dunque, aggiungendo i due valori di soglia  $\gamma_1$  e  $\gamma_2$  i parametri del  $CA$  diventano complessivamente sei.

### **Soluzione calibrata per scegliere tradizionali**

Buccino e Calabrese (2007a) analizzarono i dati di circa 1000 esperimenti svolti con onde irregolari in diversi laboratori europei ed americani, calibrando così il  $CA$  per gettate tradizionali. Gli Autori fissarono rispettivamente in 0,833 e 0 i valori di  $\gamma_1$  e  $\gamma_2$ . Le forme calibrate delle soluzioni asintotiche sono:

$$K_t = \frac{1}{1,18 \cdot \left( \frac{R_c}{H_{si}} \right)^{-0,12} + 0,33 \cdot \left( \frac{R_c}{H_{si}} \right)^{-1,5} \frac{B}{\sqrt{H_{si} L_{p0}}} } \quad \text{per } 0,83 < R_c/H_{si} < 2 \quad (11)$$

e

$$K_t = \left[ \min \left( 0,74; 0,62 \xi_{0p}^{0,17} \right) - 0,25 \cdot \min \left( 2,2; \frac{B}{\sqrt{H_{si} L_{p0}}} \right) \right]^2 \quad \text{per } R_c/H_{si} = 0 \quad (12)$$

dove  $\xi_{0p}$  è l'indice di Iribarren:

$$\xi = \frac{\text{tg} \alpha}{\sqrt{\frac{H_{si}}{L_{0,p}}}} \quad (13)$$

Quanto all'interpolazione, i coefficienti  $a$  e  $b$  dell'Equazione (9) sono tali che  $b$  coincide con l'Equazione

(12), mentre per  $a$  si ottiene:

$$a = 0,833 \cdot (b - f) \quad (14)$$

con:

$$f = \frac{1}{1,206 + 0,434 \cdot \frac{B}{\sqrt{H_{si} L_{p0}}}} \quad (15)$$

Il modello presenta un indice di determinazione lineare  $R^2$  di poco superiore al 95% ed un errore standard inferiore a 0,05.

A questo punto può essere utile discutere alcuni aspetti. In primo luogo si noti che il  $CA$ , originariamente sviluppato per onde regolari, viene applicato a stati di mare irregolari semplicemente impiegando l'altezza d'onda significativa ( $H_{si}$ ) ed il periodo di picco ( $T_p$ ).

D'altro canto, nell'Equazione (11) compare un limite superiore di validità corrispondente a  $R_c/H_{si} = 2$ . Questo valore rappresenta una soglia oltre la quale è ragionevole supporre che le onde frangeranno sulla cresta della barriera; tuttavia gli Autori hanno mostrato empiricamente, adoperando i dati di Seabrook e Hall (1998), che la soluzione può essere applicata per sommergenze maggiori, fino a  $R_c/H_{si} = 3$  (Buccino e Calabrese, 2007 b).

Infine la soluzione asintotica di Equazione (12) è "tagliata orizzontalmente" a  $B/(H_{si} L_{op})^{0,5} = 2,2$ . Questo artificio deriva dal fatto che la legge di variazione teorica del coefficiente di trasmissione con la larghezza relativa del coronamento è di tipo parabolico. Pertanto dopo aver raggiunto un punto di nullo  $K_t$  tenderebbe, per strutture ampie, a crescere in modo irrealistico. Si è preferito così troncare la soluzione al valore di 2,2 rinunciando a descrivere nel dettaglio la trasmissione per larghezze di coronamento molto grandi, dove peraltro  $K_t$  attinge valori di poche unità percentuali.

### Conceptual Approach per barriere sommerse in elementi Reef Ball

La calibrazione del modello  $CA$  per il caso di barriere sommerse in elementi Reef Ball verrà discussa in questo paragrafo adoperando in un primo momento le sole configurazioni alloggiate sul fondale (configurazioni  $BS$ ). Il caso di unità sulla cresta di una gettata, che è di fatto una situazione intermedia tra le geometrie  $BS$  e le barriere tradizionali, verrà affrontato semplicemente modificando, ove necessario, le equazioni calibrate per queste due configurazioni.

### Soluzione per le configurazioni BS

#### Ridefinizione delle variabili

Le differenti caratteristiche delle barriere sommerse tradizionali rispetto a quelle in moduli Reef Ball, e la stessa eterogeneità delle configurazioni costituenti il presente data-base, hanno reso necessario la ridefinizione delle principali variabili strutturali coinvolte nel processo di trasmissione. Questa operazione, che precede la vera e propria calibrazione, presenta un certo grado di soggettività, ma si è rivelata comunque importante ai fini dello sviluppo di un modello unitario di previsione.

Definiremo innanzitutto l'estensione teorica di sommità,  $B_t$ , come la larghezza della porzione meno sommersa dell'opera, misurata senza tener conto del distanziamento eventuale tra le unità. Per le configurazioni  $BS-2$ , in cui gli elementi superiori rivolgono la base maggiore verso l'alto, si avrà ovviamente (Fig. 1d):

$$B_t - nD_R \quad (16)$$

mentre per le configurazioni  $BS-1$  e  $BS-3$  (Fig. 1b):

$$B_t - (n - 1)D_R \quad (17)$$

Accanto a  $B_t$ , è stata poi introdotta un'altezza strutturale equivalente,  $h_{se}$ . Per le configurazioni  $BS-1$ ,

quest'ultima può essere assunta coincidente con l'altezza delle unità modulari ( $h_{se} = h_{RB}$ ) (Fig. 1b). Al contrario per la configurazione BS-2, in cui il secondo livello rivolge la parte cava verso l'alto, è ragionevole ipotizzare che il reale tirante idrico sul quale il moto ondosivo evolve quando attraversa la cresta dell'opera sia maggiore della semplice sommergenza geometrica  $R_c$  (differenza tra la profondità del fondale,  $d$ , e l'altezza reale della struttura,  $h_s$ , Fig. 14); in particolare si può supporre che esso sia compreso tra  $R_c$  ed  $R_c + h_{RB}$  (Fig. 1d).

Seguendo questo ragionamento, l'altezza del secondo livello modulare è stata virtualmente dimezzata, cosicché l'altezza strutturale equivalente diviene:

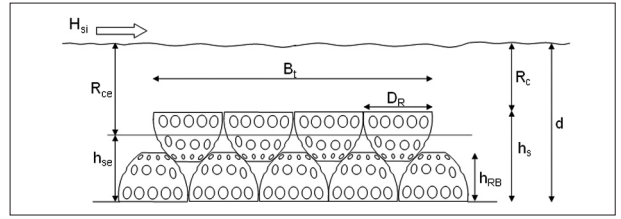


Figura 14 - Variabili ridefinite per BS-2.

$$h_{se} = 2\varphi_p h_{RB} - 0,5h_{RB} = (2\varphi_p - 0,5)h_{RB} \quad (18)$$

in cui il coefficiente di "thickness"  $\varphi_p$ , pari al rapporto tra l'altezza totale della struttura e 2 volte l'altezza dei moduli ( $h_{RB}$ ), tiene conto delle eventuali sovrapposizioni delle unità in senso verticale.

Infine per la configurazione BS-3 l'altezza strutturale equivalente è stata calcolata semplicemente aggiungendo l'altezza di un'unità all'Eq. (18):

$$h_{se} = (2\varphi_p - 0,5)h_{RB} + h_{RB} = (2\varphi_p + 0,5)h_{RB} \quad (19)$$

Naturalmente, come già sottolineato in precedenza, la ridefinizione dell'altezza della struttura implica una variazione nel calcolo della sommergenza. Si ha infatti:

$$R_{ce} = d - h_{se} \quad (20)$$

con  $R_{ce}$  quota di sommergenza equivalente.

#### Calibrazione della soluzione asintotica per piccole sommergenze

Adoperando le variabili trasformate  $X = B_t / (H_{si} L_{op})^{0,5}$  e  $Y = K_t^{1/2}$ , l'Eq.(8) diviene una forma lineare di cui l'indice di dissipazione  $G_2$  rappresenta il coefficiente angolare. I dati sperimentali sono stati riportati sul piano ausiliario  $X$ - $Y$  e la bontà dell'adattamento è stata studiata sia verificando visivamente la linearità del legame, sia calcolando l'indice di determinazione  $R^2$ . L'accordo è risultato soddisfacente per  $R_{ce} / H_{si} \leq 0,4$ , dove per le singole serie a disposizione  $R^2$  superava 0,90.

Nel complesso però i dati sperimentali continuavano a mostrare una certa eterogeneità legata alle diverse configurazioni. La via più diretta per risolvere questo problema e ricondursi ad uno schema unitario di previsione, sarebbe quella di definire un coefficiente di dissipazione diverso per ciascuna geometria; tuttavia in questo lavoro si è preferito, in modo del tutto equivalente, applicare dei coefficienti correttivi alla larghezza del coronamento  $B_p$ , in maniera da ottenere un'unica retta nel piano  $X$ - $Y$ . Si è definita così una estensione di cresta equivalente:

$$B_t^* = \nu \cdot B_t \quad (21)$$

con  $\nu$  variabile, secondo la Tabella 10, in funzione della disposizione planimetrica delle unità  $RB$ . In particolare nel caso in cui gli elementi sono disposti su di un unico livello e con file serrate (BS1-e), il coefficiente proposto assume un valore unitario, per poi ridursi fino ad un valore di 0,6 e di 0,25 rispettivamente nei casi in cui i moduli sono distanziati meno (BS1-a) o più (BS1-f) di un  $D_R$  in senso longitudinale. Questo è probabilmente connesso ad un'attenuazione dei vortici dovuta ad un incremento medio di profondità. Inoltre è possibile osservare che il coefficiente correttivo  $\nu$  non risente delle variazioni dell'interasse in direzione cross-shore probabilmente poiché la larghezza in cresta presenta un'estensione limitata se confrontata alla lunghezza d'onda.

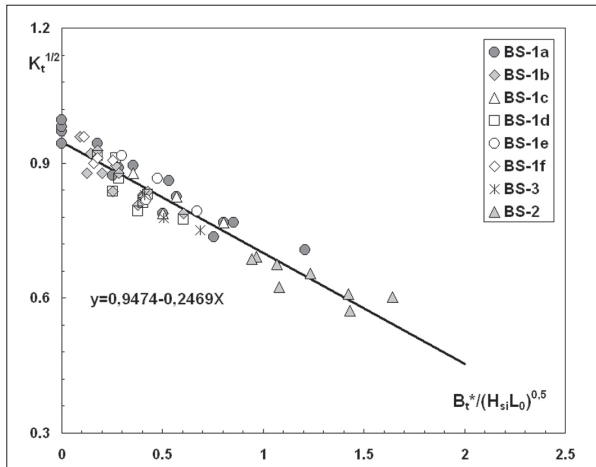
Nel caso in cui i Reef Ball sono disposti su più livelli (dati QUCERL), il coefficiente correttivo assume valori maggiori dell'unità. Una probabile spiegazione è l'effetto del macro-roughness che determina, all'aumentare dei livelli della struttura, un incremento dei vortici. In particolare  $\nu$  assume valori di 1,4 per la configurazione BS-3 e 1,5 per la configurazione BS-2. Sebbene tali valori sembrerebbero contraddittori con quanto sopra riportato, una ragionevole spiegazione sembrerebbe essere connessa alla maggiore capacità dissipativa del secondo livello, costituito da moduli con la base rivolta verso l'alto, rispetto agli altri.

La Figura 15 mostra come l'introduzione dell'estensione di cresta equivalente consenta di raggruppare i dati in maniera soddisfacente intorno alla retta di equazione:

**Tabella 10 - Valori del coefficiente correttivo  $\nu$ .**

Configurazioni	$\nu$	
ERDC/CHL	BS-1a	0,6
	BS-1b	0,6
	BS-1c	0,6
	BS-1d	0,6
	BS-1e	1
	BS-1f	0,25
QUCERL	BS-3	1,4
	BS-2	1,5

$$\sqrt{K_t} = -0,2469 \frac{B_t^*}{\sqrt{H_{si}L_{0p}}} + 0,9474 \tag{22}$$



**Figura 15 - Applicazione ai dati ERDC/CHL e QUCERL della soluzione limite per  $R_{ce}/H_{si} \leq 0,4$ .**

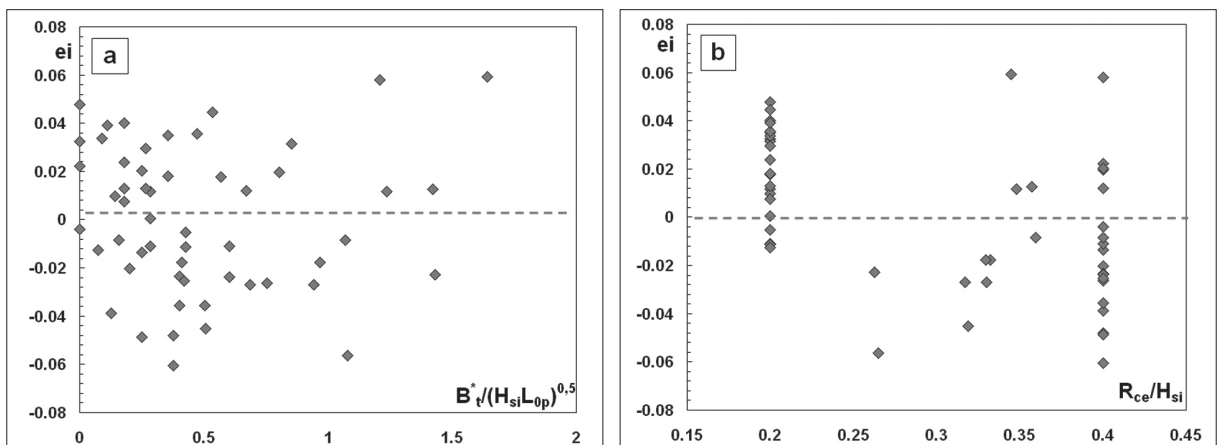
Si noti come il coefficiente medio di dissipazione (0,2469) sia praticamente identico a quello stimato per le gettate tradizionali (0,25). L'indice di determinazione è risultato lievemente superiore a 0,90, valore che indica una soddisfacente capacità previsionale.

Poiché la forma funzionale dell'Eq.(22) è stata dedotta almeno in parte per via teorica, è interessante verificare se i dati sperimentali ne contraddicano le ipotesi principali, ed in particolare:

- la linearità tra  $(K_t)^{1/2}$  e  $B_t^*/(H_{si}L_{0p})^{0,5}$ ;
- l'indipendenza del coefficiente di trasmissione dalla quota di coronamento  $R_{ce}$ .

Così, i residui dell'Equazione (22)

$(\sqrt{K_{t,calc}} - \sqrt{K_{t,mis}})$  sono stati diagrammati in



**Figura 16 - Andamento dei residui in funzione della variabile  $B_t^*/(H_{si}L_{0p})^{0,5}$  (a); ed in funzione del rapporto  $R_{ce}/H_{si}$  (b).**



funzione delle variabili  $B_t^*/(H_{si}L_{0p})^{0,5}$  (Fig. 16a) ed  $R_{ce}/H_{si}$  (Fig. 16b). L'assenza di tendenze evidenti nei due "scatter plot" non consente di confutare le ipotesi di partenza, sebbene l'esiguità dei dati a disposizione (in particolare per quanto riguarda la quota di sommergezza relativa) sia tale da richiedere ulteriori verifiche di carattere sperimentale. Di conseguenza il modello di Eq.(22) può considerarsi approssimativamente corretto per i dati qui esaminati.

*Calibrazione della soluzione asintotica per grandi sommergezze*

A differenza dell'Equazione(8), l'Equazione(7) dipende esplicitamente anche dalla sommergezza relativa  $R_{ce}/H_{si}$ .

Nel caso delle gettate tradizionali, l'adattamento dei dati sperimentali e la definizione del valore di soglia  $\gamma_l$  sono stati studiati impiegando come insieme di calibrazione i dati di Seabrook e Hall (1998). Questi ultimi, oltre alla rilevante numerosità, sono caratterizzati dal fatto che gli esperimenti sono stati ripetuti variando la larghezza del coronamento all'interno di un intervallo piuttosto ampio e mantenendo costanti sommergezza e caratteristiche ondose. Ciò ha consentito di studiare separatamente l'influenza delle due variabili principali. Non avendo a disposizione un *data set* simile, l'approccio seguito in questo lavoro è stato di tipo differente. Notiamo innanzitutto che anche l'Equazione (7) può essere ricondotta ad una forma lineare, mediante le variabili ausiliarie:

$$Y = \frac{1}{K_t} \tag{23}$$

$$Z = \left(\frac{H_{si}}{R_c}\right)^{1,5} \frac{B_t^*}{\sqrt{H_{si}L_{0p}}} \tag{24}$$

si ha in questo modo:

$$Y = A + BZ \tag{25}$$

Così, l'adattamento dei dati sperimentali può essere nuovamente ricondotto alla verifica della sussistenza di un legame lineare tra le variabili trasformate.

I dati, divisi in gruppi caratterizzati dall'aver "indici di frangimento"  $H_{si}/R_{ce}$  compresi in intervalli assegnati (tra 0,3 e 0,4, tra 0,4 e 0,5, e così via), sono stati progressivamente disposti sul piano Y-Z, verificando la linearità del legame e stimando la

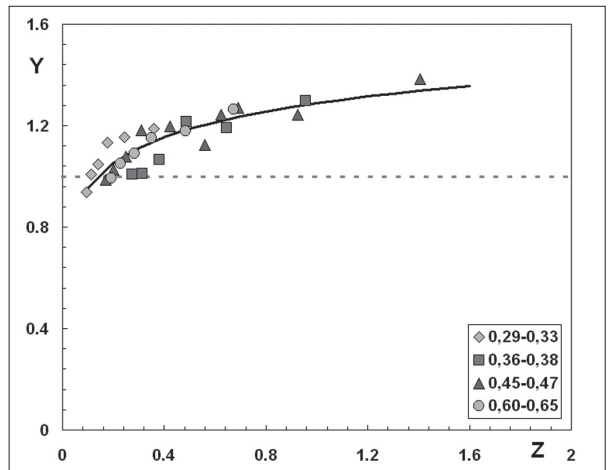


Figura 17 - Andamento dei dati sperimentali nel piano delle variabili trasformate (Z;Y) per  $0,29 \leq H_{si}/R_{ce} < 0,68$ .

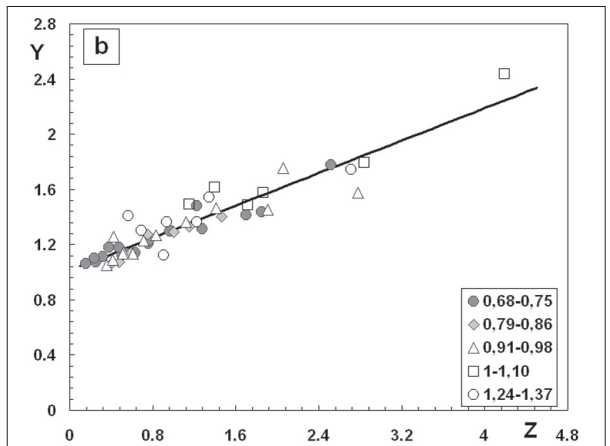
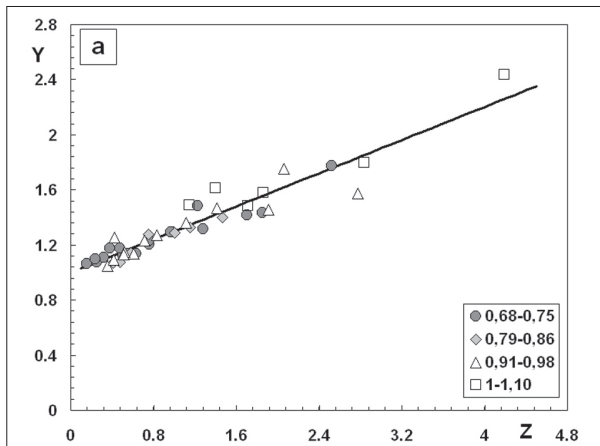


Figura 18 - (a) Andamento dei dati sperimentali nel piano delle variabili trasformate (Z;Y) per  $0,68 \leq H_{si}/R_{ce} \leq 1,10$ ; (b) andamento dei dati sperimentali nel piano delle variabili trasformate (Z;Y) per  $0,68 \leq H_{si}/R_{ce} \leq 1,4$ .

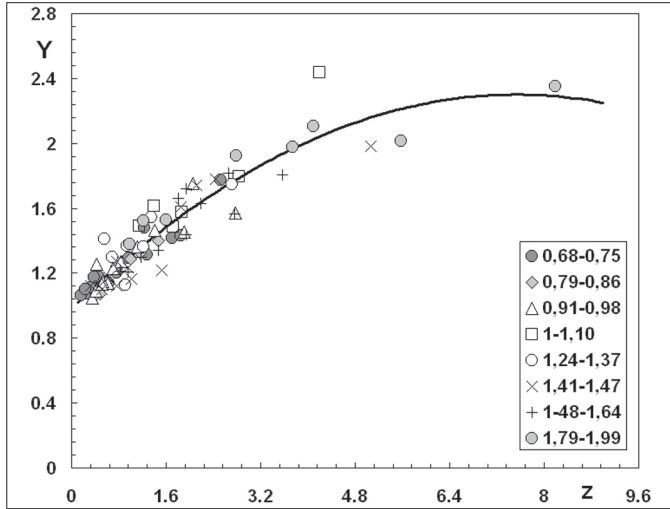


Figura 19 - Andamento dei dati sperimentali nel piano delle variabili trasformate (Z;Y) per  $0,68 \leq R_{ce}/H_{si} \leq 1,99$ .

bontà dell'adattamento mediante  $R^2$ . Come è evidente dalla Figura 17, per  $0,29 \leq H_{st}/R_{ce} \leq 0,68$  la linearità non sussiste; ciò è in parte atteso, in quanto per questi valori la probabilità di frangimento è relativamente bassa.

Per indici di frangimento compresi tra 0,68 e 1,1 (Fig. 18.a,  $R^2 = 0,90$ ) l'ipotesi di linearità appare ragionevolmente verificata. Essa rimane grossomodo accettabile sino ad  $H_{st}/R_{ce} = 1,40$  (Fig. 18.b,  $R^2 = 0,88$ ), mentre per valori maggiori la curvatura dei dati appare di nuovo evidente (Fig. 19).

Sulla base delle considerazioni precedenti, la sommergenza relativa di soglia per l'applicazione della prima soluzione asintotica ( $\gamma_l$ ) è stata fissata ad 1,4. La forma calibrata dell'Eq.(7) è dunque:

$$K_t = \frac{1}{1 + 0,3002 \left( \frac{H_{si}}{R_{ce}} \right)^{1,5} \frac{B_t^*}{\sqrt{H_{si} L_{0p}}}} \quad (26)$$

con  $R^2$  prossimo a 0.9 e residui a distribuzione normale.

Ancora una volta il coefficiente di dissipazione (0,3) è molto prossimo a quello stimato per le barriere sommerse tradizionali (0,33); si noti infine che nell'equazione precedente la variabile  $\gamma_l$  comprende i coefficienti correttivi  $\nu$  introdotti nel paragrafo precedente.

Volendo ora verificare le ipotesi principali alla base di questa soluzione, ci chiediamo se esistano le condizioni per negare che il coefficiente di trasmissione dipenda dalla potenza di ordine 1,5 dell'indice di frangimento  $H_{st}/R_{ce}$  e dalla prima potenza della larghezza strutturale relativa.

A tal fine, la soluzione asintotica è stata trasformata nella seguente relazione lineare:

$$Y' = m + nX' + qX'' \quad (27)$$

in cui:

$$Y' = \left( \frac{1}{K_t - 1} \right) \quad (28)$$

$$X' = \ln \left( \frac{H_{si}}{R_{ce}} \right) \quad (29)$$

$$X'' = \ln \left( \frac{B_t^*}{\sqrt{H_{si} L_{0p}}} \right) \quad (30)$$

Se le ipotesi del modello fossero corrette, il coefficiente  $n$  non dovrebbe essere lontano dal valore di 1,5, mentre  $q$  dovrebbe essere prossimo all'unità. E' stata quindi condotta un'analisi di regressione, i cui risultati sono sintetizzati in Tabella 11.

**Tabella 11 - Analisi di regressione per  $H_{si}/R_{ce} < 1,4$ .**

	I	II	III	IV	V	VI
	Coefficienti	Errore standard	Stat t	Valori di significatività	Inf. 2,5%	Sup. 97,5%
m	-1,187	0,0526	-22,587	$7,01 \times 10^{-27}$	-1,293	-1,081
n	1,736	0,234	7,4316	$1,82 \times 10^{-09}$	1,266	2,206
q	0,950	0,069	13,7054	$4,91 \times 10^{-18}$	0,811	1,090

I valori della *statistica t*, largamente maggiori di 2 in valore assoluto, confermano che entrambe le variabili ( $X'$  ed  $X''$ ) sono significative per la stima  $Y'$ .

Dalle colonne V e VI si deduce poi immediatamente che ad un livello di significatività del 5%,  $n$  è compreso tra 1,26 e 2,20, mentre  $q$  giace nell'intervallo 0,81-1,09. Poichè i valori teorici (1,5 ed 1) sono interni agli estremi, le ipotesi alla base del CA non possono essere rigettate; quanto all'intercetta  $m$ , essa oscilla tra -1,08 e -1,29, valori che, come atteso, sono alquanto prossimi al  $\ln(0,3)$ .

In definitiva l'Eq.(26) può essere considerata corretta con riferimento ai dati sperimentali a disposizione.

*Il modello generale di previsione*

In seguito alle operazioni di calibrazione svolte nel corso dei paragrafi precedenti, il modello generale di calcolo per barriere sommerse in elementi Reef Ball direttamente alloggiati sul fondo diviene:

$$K_t = \frac{1}{1 + 0,3R^{*-1,5} b^*} \quad \text{per } 0,71 < R^* \leq 1,47 \quad (31)$$

$$K_t = (-0,2469 \min(4; b^*) + 0,9474)^2 \quad \text{per } R^* \leq 0,4 \quad (32)$$

$$K_t = a \cdot R^* + b \quad \text{per } 0,71 \geq R^* > 0,4 \quad (33)$$

in cui le variabili strutturali:

$$b^* = \frac{B_t^*}{\sqrt{H_{si} L_{0p}}} \quad (34)$$

ed

$$R^* = \frac{R_{ce}}{H_{si}} \quad (35)$$

vanno calcolate preliminarmente in funzione della disposizione planimetrica dei moduli.

Nell'Equazione (32) il limite di 4 corrisponde al punto di nullo dell'espressione parabolica (22). Quanto ai coefficienti  $a$  e  $b$ , essi si ottengono come interpolazione lineare tra le soluzioni asintotiche; per una più rapida applicazione, possono essere adoperate le seguenti espressioni:

$$a = 0,20 + \exp [-0,2167 \cdot (b^* - 3,2)^2] \quad (36)$$

$$b = -0,5 + 1,17 \cdot \exp (-0,46 \cdot b^{*1,5}) \quad (37)$$

valide per  $b^* \leq 4$ . In ogni caso si raccomanda estrema cautela nell'applicazione del modello per estensioni strutturali maggiori di  $b^* = 2$ .

La Figura 20 mostra il confronto con i dati sperimentali.

L'accordo appare molto incoraggiante e l'indice di determinazione lineare  $R^2 = 0,89$  indica una buona capacità previsionale.

L'assenza di tendenze evidenti nello *scatter plot* dei residui standardizzati in funzione di  $K_{tcalc}$  (Fig. 21a), indica che il modello riproduce correttamente la dipendenza del coefficiente di trasmissione dalle variabili idrauliche e strutturali adoperate. Inoltre i residui sono assolutamente normali, come mostrato dalla

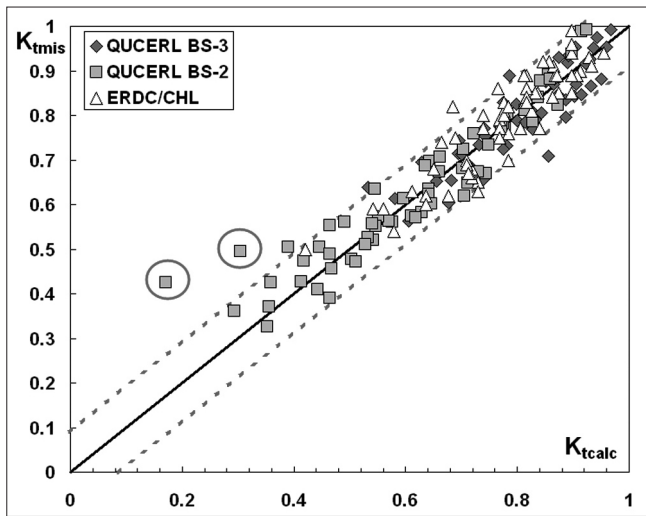


Figura 20 - Confronto tra dati sperimentali e modello CA calibrato.

Figura 21b. In accordo con il teorema centrale limite, quest’ultima proprietà indica che i fattori che governano la devianza tra i valori osservati e quelli stimati tendono a compensarsi senza che nessuno di essi risulti predominante. La deviazione standard dei residui, che sono ovviamente a media zero, è pari a 0,054; da ciò discende che con il 90% di probabilità i valori misurati del coefficiente di trasmissione giacciono in bande di semiampiezza 0,088 intorno alle stime (rette tratteggiate in Fig. 20). Infine le caratteristiche della stima sembrerebbero mantenere una certa uniformità tra le diverse configurazioni BS; ciò è mostrato nella Tabella 12 in cui i valori della media e della deviazione standard dei residui ( $\mu$  e  $\sigma$ ) sono calcolati separatamente per le configurazioni BS-1, BS-2 e BS-3 insieme ad  $R^2$ .

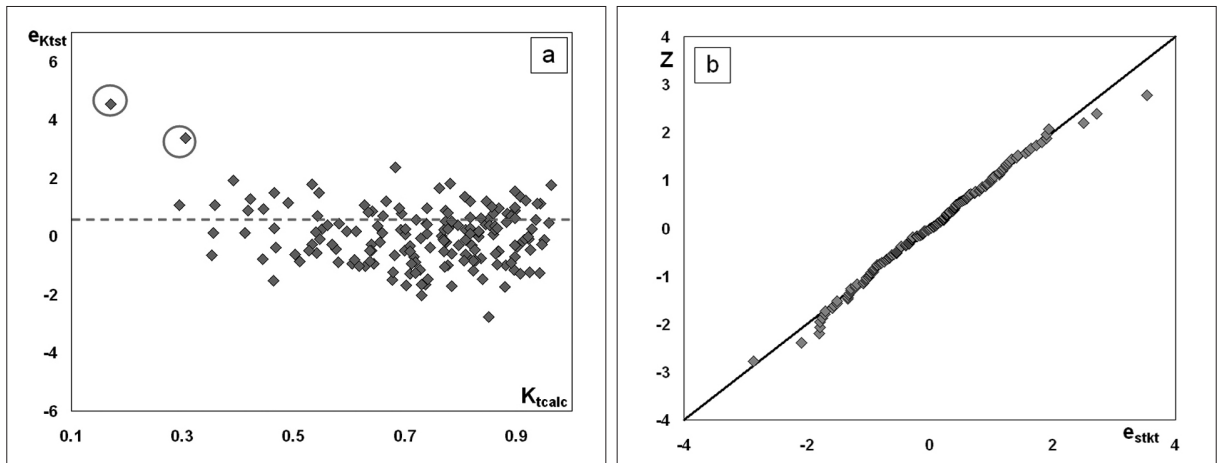


Figura 21 - (a) Scatter plot dei residui standardizzati del coefficiente di trasmissione in funzione di  $K_{tcalc}$ ; (b) normalità dei residui.

Questo risultato appare importante perchè l’uniformità della stima era uno degli obiettivi di partenza della presente analisi. Peraltro, i risultati sono lievemente influenzati dalla presenza di due outliers appartenenti alla configurazione BS-2 e cerchiati in rosso nelle Figure 20 e 21a. Per questi dati il coefficiente di trasmissione è insolitamente alto, sebbene la sommergenza sia abbastanza contenuta e l’estensione relativa della struttura sia decisamente elevata. I valori degli indicatori calcolati rimuovendo i due outliers sono riportati tra parentesi nella Tabella 12.

Tabella 12 - Media e deviazione standard dei residui ( $\mu$  e  $\sigma$ ) ed indice di determinazione ( $R^2$ ) per le diverse configurazioni BS.

	Tutti i dati	BS-3	BS-2	BS-1
#	152	36	52	64
$\mu$	0,0066 (0,0041)	-0,0026	0,0136 (0,0064)	0,0076
$\sigma$	0,0539 (0,0492)	0,0520	0,0597 (0,0455)	0,0501
$R^2$	0,89 (0,90)	0,80	0,88 (0,92)	0,82

In Tabella 13 il CA è confrontato con il modello di Armonio relativamente ai soli dati QUCERL (88 dati).

Gli indicatori di affidabilità sono dello stesso ordine; se per una parte il nuovo modello cede 5 punti percentuali in termini di  $R^2$  sulla sola configurazione BS-3, le deviazioni standard degli errori residui sono piuttosto prossime, con una differenza di 0.01 per entrambi i “layout”. Ciò significa che gli intervalli di confidenza al 90% di probabilità presentano, per il modello di Armonio, una semi-ampiezza ridotta di 0.0164



rispetto a *CA*. Tale riduzione può considerarsi piuttosto contenuta per le applicazioni ingegneristiche, confermando la buona versatilità del nuovo modello.

Sulla totalità dei dati, infine, gli scostamenti sono piuttosto ridotti anche in termini di  $R^2$ .

**Tabella 13 - Confronto tra il modello di Armono ed il *CA* per i dati QUCERL.**

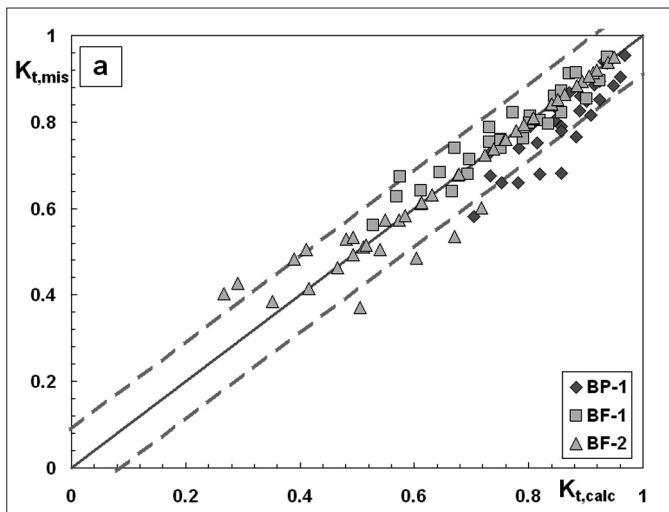
Modello	Indici	<i>BS-3</i>	<i>BS-2</i>	Tutti i dati
Armono	$R^2$	0,85	0,91	0.92
	$\sigma$	0,0413	0,049	0.0470
<i>CA</i>	$R^2$	0,80	0,88	0.90
	$\sigma$	0,0520	0,0597	0.0562

Come ulteriore commento prima della conclusione di questo paragrafo, può essere interessante sottolineare come, a differenza del modello di Armono, le forme funzionali del *CA* si siano dimostrate efficaci nell'interpretare l'andamento medio dei dati sperimentali dell'intero "data-base" a disposizione (Figg. 15 e 18); tale risultato può considerarsi in buona sostanza indipendente sia dalla ridefinizione delle variabili sia dall'introduzione dei coefficienti di correttivi di configurazione cui alla Tabella 10. L'effetto di queste operazioni, infatti, è piuttosto quello di rendere più omogeneo l'andamento dei dati relativi alle differenti configurazioni, in maniera metodologicamente analoga al coefficiente *A* della formula di Armono.

**Elementi Reef Ball con scanno di imbasamento**

Le configurazioni nelle quali i moduli *Reef Ball* sono disposti sul coronamento di una gettata fanno riferimento a circa 160 esperimenti condotti esclusivamente presso il QUCERL. Così come per le configurazioni *BS*, anche per queste geometrie alcuni importanti parametri strutturali, (quali ad esempio la larghezza e la pendenza dei paramenti della gettata), non sono stati variati durante i *test*. Questa limitazione ha sostanzialmente sconsigliato una ricalibrazione *ad hoc* del modello, suggerendo invece una modifica dei risultati precedentemente ottenuti sulla base di considerazioni di carattere fisico. Come è evidente, la risposta di queste configurazioni dovrebbe tendere a quella delle *BS* se la gettata è relativamente bassa; in caso contrario, la soluzione non dovrebbe essere troppo dissimile da quella relativa alle gettate tradizionali.

Il discrimine tra scanno di imbasamento alto e basso può essere individuato mediante il rapporto tra la sommersenza della gettata,  $F$ , e la sua altezza,  $h_m$ . Come mostrato dalla Figura 22 quando  $F/h_m \geq 1$  la soluzione per *BS*, cui al paragrafo precedente, restituisce stime ragionevoli del coefficiente di trasmissione anche



**Figura 22 - Confronto dei dati sperimentali,  $F/h_m \geq 1$ , con *CA* calibrato per le configurazioni *BS*.**

in presenza di scanno di imbasamento. Nel grafico, gran parte dei 105 dati sperimentali risulta interno alle bande di confidenza individuate per le *BS* ( $\pm 0,088$ ), indicando una certa robustezza del modello di previsione. I punti esterni sono circa il 12% del totale, cosicché non si è resa necessaria alcuna variazione dei limiti di affidabilità. Tali punti risiedono però prevalentemente al disotto della banda  $-0,088$ , ad indicare una certa sovrastima del coefficiente di trasmissione. Ciò è probabilmente dovuto all'effetto della berma che riduce la permeabilità dell'intera struttura (berma + *Reef Ball*), aumentando in definitiva la riflessione e le dissipazioni. Per  $F/h_m < 1$ , le stime dell'Equazioni (31-33) sono risultate insoddisfacenti, come mostrato in Figura 23a. In tal caso l'approccio adottato è stato quello di considerare le strutture

come gettate ordinarie di grande sommergezza ( $F$ ) ed estensione di coronamento pari a quella dello scanno di appoggio ( $B_m$ ). La stima del coefficiente di trasmissione è stata effettuata adoperando l'Equazione (11) ed il ruolo dei Reef Ball è stato assimilato a quello di una resistenza addizionale, "liberando" così il parametro di dissipazione  $G'$ . In luogo del valore 0,33 stimato da Buccino e Calabrese (2007a) si suggerisce dunque di adoperare la seguente espressione:

$$G'_{1R} = 0,33 \exp\left(\frac{n \cdot D_R}{B_m}\right) \quad (38)$$

in cui  $n$  è il numero di file disposte sul coronamento e la quantità in parentesi rappresenta la porzione di berma occupata dai moduli. Ovviamente l'equazione precedente restituisce 0,33 per  $n = 0$  (assenza di Reef Ball). La Figura 23b mostra come adoperando questo approccio si ottengano stime ragionevoli del coefficiente di trasmissione, sebbene siano indispensabili nuovi esperimenti al fine di validare la procedura. L'Equazione (11) modificata mediante la (38) è risultata valida per  $0,6 \leq F/H_{si} \leq 3,5$  e dunque per un intervallo di sommergezze più ampio rispetto a quello teorico delle gettate tradizionali (0,83-2).

Il limite superiore del precedente campo di validità (3,5) tenderebbe comunque a confermare quanto già osservato in precedenza dagli Autori (Buccino e Calabrese, 2007b) circa la possibilità di estendere il CA anche al caso di grandi sommergezze.

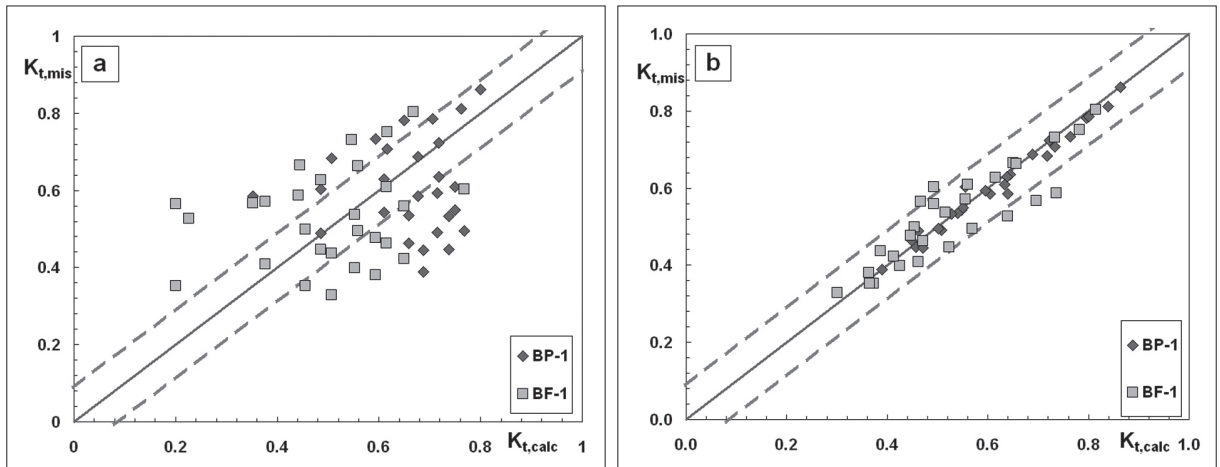


Figura 23 - (a) Confronto dei dati sperimentali,  $F/h_m < 1$ , con CA calibrato per le configurazioni BS; (b) applicazione delle Eqq.(11)-(38).

La metodologia per le configurazioni "su berma" restituisce indici di affabilità molto prossimi a quelli del modello di Armono; in particolare  $R^2$  e  $\sigma$  sono risultati pari rispettivamente a 0,91 e 0,045, contro i valori di 0,92 e 0,044 ottenuti mediante l' Eq (1).

E' utile infine osservare che solo per le configurazioni B-FI e B-PI, Armono e Hall (2003), hanno proposto la seguente relazione:

$$K_t = 1,616 - 31,322 \cdot \left(\frac{H_{si}}{gT_p^2}\right) - 1,099 \left(\frac{h_s}{d}\right) + 0,265 \left(\frac{h_s}{B_{bR}}\right) \quad (39)$$

Quest'ultima presenta tuttavia un valore dell'indice di determinazione  $R^2$  di cinque punti più basso rispetto a quello ottenuto applicando il CA agli stessi "layout" (0,85 contro 0,90).

### Discussione e conclusioni

Il lavoro ha presentato un modello per la previsione del coefficiente di trasmissione di barriere sommerse in elementi Reef Ball, sulla base dell'analisi di circa 300 dati sperimentali relativi a test condotti con onde

irregolari in due diversi laboratori americani (QUCERL, Canada e ERDC/CHL, USA). Per quanto a conoscenza degli Autori, questi rappresentano gli unici data-set ad oggi disponibili su questa tipologia strutturale. I dati fanno riferimento a diverse modalità di assemblaggio delle unità; alcune di esse (*BS-1*, *BP-1*, *BF-1*) sono di immediato interesse applicativo, altre (*BS-2*, *BS-3*) possono considerarsi propedeutiche a nuove fasi di ricerca e sviluppo. Le equazioni di calcolo (Eq. 31-33) sono piuttosto semplici e muovono dall' " *approccio concettuale di previsione* " proposto da Buccino e Calabrese (2007a) per le strutture tradizionali a gettata di massi. La peculiarità di questo approccio risiede nel fatto che le formule previsionali sono dedotte per via teorica, sebbene sulla base di una schema di calcolo estremamente semplificato; l'analisi dei dati è stata quindi impiegata anche per comprendere se, e fino a che punto, le ipotesi formulate dal modello potessero considerarsi soddisfatte.

Nonostante qualche incertezza, che si è evidenziata soprattutto nella fase di calibrazione delle *soluzioni asintotiche*, il modello proposto sembra mostrare alcune caratteristiche interessanti. Tra queste l'indice di determinazione  $R^2$  prossimo al 90% e l'uniformità degli errori standard tra le diverse configurazioni (Tab. 12). Un altro indice di robustezza può essere riscontrato nel fatto che il modello, originariamente messo punto per il caso di *Reef Ball* direttamente poggiati sul fondo, è risultato affidabile, senza alcuna modifica, anche per configurazioni con berma d'appoggio profondamente sommersa. In effetti i 105 dati di Figura 22 possono essere considerati come un test set relativamente ampio che supporta l'idea di affidabilità della soluzione. Non sono emerse infine ragioni evidenti che inducessero a rigettare le ipotesi dell' " *approccio concettuale* ".

Diversamente, la principale limitazione riscontrata nell'analisi è quella di aver dovuto semplicemente "assumere" i dati, senza possedere in pratica alcuna informazione circa le caratteristiche macroscopiche dell'interazione tra onde e barriere (limite di frangimento, caratteristiche morfologiche dei frangenti, coefficienti di riflessione, etc.). Ciò di fatto limita le possibilità di discussione ed interpretazione di alcuni aspetti salienti dell'analisi. Tra questi appare particolarmente interessante quello relativo all'introduzione dei *coefficienti correttivi*  $\nu$  (Tab. 10) Questi ultimi hanno sostanzialmente il compito di portare in conto gli effetti addizionali di dissipazione per macro-roughness, probabilmente importanti in questo contesto. L'impiego di questi *coefficienti correttivi* ha consentito di fatto di ottenere indici di dissipazione ( $G'_1$  e  $G'_2$ ) del tutto analoghi a quelli dedotti per le barriere tradizionali. Avendo imposto un coefficiente unitario ( $\nu = 1$ ) per il caso di file perfettamente serrate (configurazione *BS-1e*) è stata riscontrata una riduzione significativa (fino a 0,25) per unità modulari distanziate ed una notevole amplificazione (fino a 1,5) per configurazioni multilivello. Il differenziale tra file serrate e distanziate appare notevole e necessita di essere verificato, sebbene sia necessario sottolineare che la riduzione non implica un pari aumento di  $K_p$ , visto che quest'ultimo dipende dall'estensione strutturale in maniera meno che lineare.

In definitiva le equazioni proposte, che comunque sembrano poter accompagnare una prima fase della progettazione, devono essere considerate come un punto di partenza da integrare con nuove e più rigorose indagini sperimentali.

### Ringraziamenti

Gli Autori ringraziano il Dr. H.D. Armono e l'Ing. D.L. Ward per aver fornito i dati necessari allo svolgimento presente studio. Un sentito ringraziamento alla Dott. S. Cirelli (reefball.org) ed ai sigg. T.R. Barber (*Reef Ball* Foundation) e M. Buogo (*Reef Ball* Italia) per le informazioni fornite riguardo le caratteristiche biochimiche degli elementi studiati. Infine gli Autori desiderano esprimere il proprio apprezzamento per l'accurato lavoro svolto dai due Revisori anonimi.

### Bibliografia

- Armono H. D. (2003) - *Hemispherical Shaped Artificial Reefs*. Tesi di dottorato presso la Queen's University, Kingston, Ontario, Canada.
- Armono H. D., Hall K. R. (2003) - *Wave transmission on submerged breakwaters made of hollow hemispherical shape artificial reefs*. Proceedings of 31st annual conference of the Canadian Society for Civil Engineering Moncton, New Brunswick, Canada.
- Calabrese M., Buccino M., Zanutigh B., Cappiotti L., Paris A. (2005) - *Riflessione e trasmissione di scogliere a cresta bassa*. Studi Costieri N.9: 75-95.

- Barber T. R. (1999) - *Reef Ball™ An advanced technique to mimic natural reef systems using designed artificial reefs*. Printed in abstract of the 7<sup>th</sup> Scientific Conference on Artificial Reefs and Related Habitats, San Remo Italy October.
- Battjes J. A., Stive M. J. F. (1985) - *Calibration and verification of a dissipation model for random breaking waves*. J. Geophys. Res., 90\_C5\_, 9159-9167.
- Buccino M. and Calabrese M. (2007 a) - *Conceptual Approach for Prediction of Wave Transmission at Low-Crested Breakwaters*. Journal of waterway, port, coastal and ocean engineering.
- Buccino M., Calabrese M. (2007 b) - *A physically to wave transmission at low-crested breakwaters*. Proceedings of Coastal Structures. Venezia, Italia, luglio 2007.
- Burcharth H. R., Hawkins T., Zanuttigh B., Lamberti A. (2007) - *Environmental Design Guidelines for Low Crested Coastal Structures* (Elsevier).
- Cappiotti L., Sherman D. J., Ellis J. T. (2013) - *Wave Transmission and Water Setup Behind an Emergent Rubble-Mound Breakwater*. Journal of Coastal Research: Volume 29, Issue 3: 694 – 705.
- Dean R. G., Chen R., Browder A. E. (1997) - *Full scale monitoring study of a submerged breakwater, Palm Beach, Florida, USA*. Coastal Engineering, 29:
- Del Vita I. (2012) - *Trasmissione ondosa a tergo di barriere sommerse in elementi Reef Ball*. Tesi di laurea specialistica in Ingegneria per l'Ambiente e il Territorio. Università di Napoli Federico II, marzo 2012.
- d'Angremond K., van der Meer J. W., De Jong R. J. (1996) - *Wave transmission at low-crested structures*. Proceedings of International Conference of Coastal Engineering, ASCE, 3305-3318 pp.
- Goda Y., Suzuki Y. (1977) - *Estimation of Incident and Reflected Waves in Random Experiments*. Proceeding of 15th International Conference on Coastal Engineering, American Society of Civil Engineers, New York, USA.
- Goda Y., Ahrens J. P. (2008) - *New Formulation on Wave Transmission Over and Through Low-Crested Structures*. ASCE, Proc of 31st International Conference on Coastal Engineering Hamburg, Germany August 2008.
- Harris L. E. (2007) - *Designed Reefs for Reef and Coastal Restoration and Erosion Potential Applications for the City of Herzlia, Israel*.
- Lamberti A. (2005) - *Editorial Paper on DELOS project*. Coastal Engineering 52: 815-818.
- Le Méhauté B. (1962) - *On non-saturated breakers and the wave run-up*. Proceeding of the 8th International Conference on Coastal Engineering, American Society of Civil Engineers, New York.
- Lorenzoni C., Postacchini M., Mancinelli A., Brocchini M. (2012) - *The morphological response of beaches protected by different breakwater configurations*. Proceedings of 33rd Conference on Coastal Engineering, Santander, Spagna.
- Mori E., Cappiotti L. (2006) - *Wave flume experiments on wave transmission at low crested breakwaters of different berm width*. IAHR - II International Short Course and Workshop on Coastal processes and Port Engineering: 297-306.
- Mansard E. P. D., Funke E. R. (1987) - *On the Reflection Analysis of Irregular Waves*. Technical Report No. TR-HY-017, National Research Council of Canada, Ottawa, Ontario, Canada.
- Ruol P. and Faedo A. (2002) - *Physical model study on low crested structures under breaking wave conditions*. Proc. MEDCOAST 2002, Turkey: 41-59.
- Ruol P., Faedo A., Paris A. (2002) - *Prove sperimentali sul comportamento di una scogliera a cresta bassa e sul fenomeno del piling-up a tergo di essa*. Studi Costieri, vol. 7:41-59.
- Sassi G., Briganti R., Franco L. (2002) - *Studio sperimentale della trasmissione del moto ondoso a tergo di una barriera a cresta bassa*. XVIII Convegno di Idraulica e Costruzioni Idrauliche:167-174.
- Seabrook S. R., Hall K. R. (1998) - *Wave transmission at submerged rubble mound breakwaters*. Proceedings International Conference on Coastal Engineering, B. L. Edge, ed., ASCE, Reston, Va., 2000–2013.
- Svendsen I. A., Petrevu U. (1993) - *Surf zone parameters*. Coastal Eng., 19, 283–310.
- Tanaka N. (1976) - *Effect of submerged rubble-mound breakwaters on wave attenuation and shoreline stabilization*. Proceedings of Japanese Coastal Engineering Conference:152-157 (in gappone).
- Thornton E. B., Guza R. T. (1983) - *Transformation of wave height distribution*. J. Geophys. Res., 88\_C10\_, 5925–5938.
- Tomasicchio G. R., D'Alessandro F. (2013) - *Wave energy transmission through and over low-crested breakwa-*



- ters. Journal of Coastal Research, SI 65: 398-403.
- van der Meer J. W. (1988) - *Rock slopes and gravel beaches under wave attack*. PhD thesis, Delft University of Technology, Delft Hydraulics Report 396, Delft (The Netherlands).
- van der Meer J. W. (1990) - *Low crested and reef breakwaters*. Technical report, Delft Hydraulics, Report n.H986II.
- van der Meer J. W., Briganti R., Zanuttigh B., Wang B. (2005) - *Wave transmission and reflection at low crested structures: effect on the spectra and formulae for a conceptual design*. Coastal Engineering, DELOS Special Issue.
- Wamsley T. V., Ahrens J. P. (2003) - *Computation of Wave Transmission Coefficient at Detached Breakwaters for Shoreline Response Modelling*. Proceeding of Coastal Structures.
- Ward D. L. (2011) - *Physical Model Study of an Experimental Reef Ball™ Breakwater for Miami Beach, Florida*. Coastal and Hydraulics Laboratory ERDC/LCHL TR-11-X.

**Ricevuto il 21/07/2012, accettato il 07/02/2013.**