

## Riflessione e trasmissione di scogliere a cresta bassa

Mario Calabrese<sup>1</sup>, Mariano Buccino<sup>1</sup>, Barbara Zanuttigh<sup>2</sup>, Lorenzo Cappiotti<sup>3</sup>, Alessandro Paris<sup>4</sup>

<sup>1</sup> Dipartimento di Ingegneria Idraulica e Ambientale "Girolamo Ippolito", Università degli Studi di Napoli Federico II, Via Claudio, 21 - 80125 Napoli. E-mail: mario.calabrese@unina.it.

<sup>2</sup> Dipartimento di Ingegneria delle Strutture, dei Trasporti, delle Acque, del Rilevamento, del Territorio (DISTART) - Università di Bologna, viale Risorgimento, 2 - 40136 Bologna. E-mail: barbara.zanuttigh@mail.ing.unibo.it

<sup>3</sup> Dipartimento di Ingegneria Civile (DIC) - Università di Firenze, via S. Marta 3 - 50139 - Firenze. Tel.: +39 055 4796316, Fax: +39 055 495333, E-mail: cappiotti@dicea.unifi.it

<sup>4</sup> Technital S.p.A., Via Cattaneo, 20 - 37121 Verona

### Riassunto

Per la progettazione delle barriere distaccate a cresta bassa, è particolarmente importante una stima accurata del coefficiente di riflessione e del coefficiente di trasmissione. Tuttavia le formule di previsione attualmente a disposizione, di natura prevalentemente empirica, sono applicabili solo ad un insieme ristretto di configurazioni geometriche e, pertanto, appaiono talvolta del tutto inadeguate. Il lavoro, adoperando un ampio insieme di dati sperimentali, indaga l'affidabilità delle relazioni più frequentemente adoperate nella pratica e presenta alcune espressioni alternative, proposte nell'ambito di progetti di ricerca nazionali ed internazionali.

**Parole chiave:** scogliere a cresta bassa, coefficiente di trasmissione, coefficiente di riflessione.

### Abstract

*Both wave reflection and wave transmission coefficients must be considered in the process of designing low crested breakwaters. Yet, the prediction methods currently available are reliable only for a restricted range of structural layouts and seem rather inadequate sometimes. Through the analysis of a wide ensemble of experimental data, this paper investigates the accuracy of traditional design formulae and presents some alternative expressions which have been proposed within national and international research programmes.*

**Keywords:** low crested breakwaters, transmission coefficient, reflection coefficient.

### Lista dei Simboli

$B$	larghezza di coronamento dell'opera;
$d$	profondità al piede dell'opera in corrispondenza del paramento esterno;
$D_{50}$	diametro mediano della mantellata;
$E_{i,r,t}$	densità di energia meccanica incidente, riflessa e trasmessa;
$g$	accelerazione di gravità;
$h_c$	altezza dell'opera;
$H_{i,r,t}$	altezza d'onda incidente, riflessa, trasmessa;
$H_{sj} (j = i,r,t)$	altezza d'onda significativa incidente, riflessa, trasmessa;
$K_r$	coefficiente di riflessione;
$K_t$	coefficiente di trasmissione;
$K_{r,p}$	coefficiente di riflessione calcolato con la formula di Postma (1989);
$L_i$	lunghezza d'onda incidente;
$L_{pi}$	lunghezza d'onda incidente "di picco";
$N$	numero di dati;
$m_{0j} (j = i,r,t)$	area dello spettro densità di energia incidente, riflesso, trasmesso;
$R_c$	quota di coronamento della struttura (positiva per barriere emergenti);
$P$	permeabilità della struttura;

$P_N$	permeabilità nominale (grandezza adimensionale);
$s = \frac{2\pi \cdot H_i}{gT_i^2}$	ripidità rappresentativa;
$s_p = \frac{2\pi \cdot H_{si}}{gT_{pi}^2}$	ripidità rappresentativa “di picco”;
$T_{i,r,t}$	periodo ondoso incidente, riflesso, trasmesso;
$T_{pj} (j = i, r, t)$	periodo ondoso di picco incidente, riflesso, trasmesso;
$\tan \alpha_{off}$	pendenza del paramento lato mare della barriera;
$\tan \alpha_{in}$	pendenza del paramento lato protetto della barriera;
$\beta_e$	media delle differenze tra valori misurati e calcolati del coefficiente di riflessione/trasmissione;
$\varepsilon$	scabrezza della struttura;
$\mu$	viscosità dinamica dell’acqua;
$\theta_{i,r,t}$	angolo tra la normale all’asse longitudinale della barriera e direzione di propagazione del moto ondoso incidente, riflesso, trasmesso;
$\rho$	densità dell’acqua;
$\sigma_e$	deviazione standard delle differenze tra valori misurati e calcolati del coefficiente di riflessione/trasmissione;
$\xi = \frac{\tan \alpha_{off}}{\sqrt{s}}$	parametro di Iribarren;
$\xi_p = \frac{\tan \alpha_{off}}{\sqrt{s_p}}$	parametro di Iribarren “di picco”;
$\zeta$	fattore adimensionalizzante principale.

## Introduzione

Nell’interazione con le barriere distaccate a cresta bassa (indicate con l’acronimo LCB d’ora innanzi, Fig. 1) il moto ondoso incidente viene parzialmente riflesso, mentre una parte del disturbo si propaga nell’area protetta sia al di sopra della cresta della barriera, sia attraverso il corpo di quest’ultima; il trasferimento di parte dell’energia ondosa incidente a tergo del frangiflutti, nelle modalità precedentemente descritte, viene generalmente indicato con il termine di trasmissione ondosa.

I processi di riflessione e trasmissione devono essere accuratamente tenuti in conto nel dimensionamento delle LCB, in quanto ne influenzano significativamente le performance strutturali e, soprattutto, funzionali. La riflessione, infatti, può indurre un’alterazione del campo di velocità al largo delle strutture, tale da generare od accelerare pericolosi fenomeni di erosione localizzata. Il rilievo “*multi-beam*” recentemente effettuato presso Lido di Dante (RV), ad esempio, ha documentato la presenza, in prossimità della testata nord lato mare della barriera, di una zona nella quale il materiale di fondo è stato asportato proprio a causa della riflessione del moto ondoso indotta dall’opera (Aminti et al., 2005); l’escavo ha dimensioni e distanza dalla struttura del tutto in accordo con i risultati delle più recenti esperienze condotte in laboratorio (Aminti et al., 2005; Sumer et al., 2005).

D’altro canto la trasmissione, da un lato governa la riduzione dei carichi ondosi agenti sulle strutture eventualmente presenti nell’area protetta e nella prima fascia costiera, dall’altro influenza significativamente la risposta morfologica della spiaggia. (Hanson e Kraus, 1991, Pilarczyk, 2003).

La capacità di riflettere il moto ondoso incidente e di regolare la quantità di energia trasferita nell’area protetta viene generalmente misurata, per una struttura di assegnata geometria, mediante i “coefficienti” di riflessione,  $K_r$ , e di trasmissione,  $K_t$ . Essi rappresentano il rapporto tra l’altezza d’onda riflessa o trasmessa e quella incidente, e sono perciò proporzionali ai rapporti tra le rispettive densità di energia meccanica del moto ondoso:

$$K_r = \frac{H_r}{H_i} = \sqrt{\frac{E_r}{E_i}}$$

$$K_t = \frac{H_t}{H_i} = \sqrt{\frac{E_t}{E_i}}$$
(1)

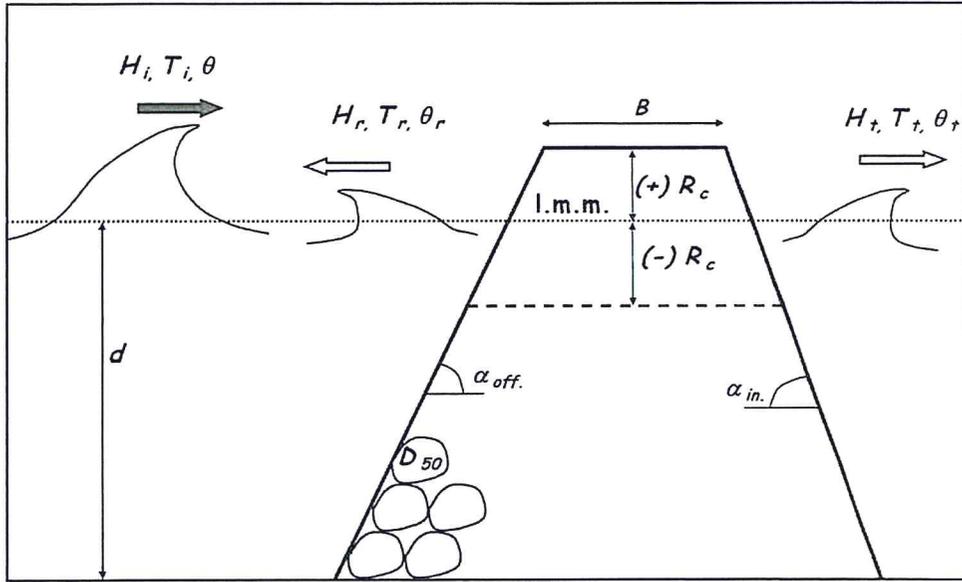


Figura 1 - LCB. Simbologia adoperata. (N.B.  $\theta$  indica l'angolo formato dalla direzione di propagazione del moto ondoso con la normale alla linea di riva).

Nell' Equazione (1)  $H_r$ ,  $H_t$  ed  $H_i$  rappresentano rispettivamente l'altezza d'onda riflessa trasmessa ed incidente, mentre con la lettera "E" sono state indicate le corrispondenti densità di energia. Per moto ondoso irregolare, le definizioni precedenti vengono generalmente applicate esprimendo ciascuna componente di energia come  $\rho g m_{0j}$  in cui  $\rho$  è la densità dell'acqua,  $g$  è l'accelerazione di gravità ed ( $j = i,r,t$ ) rappresenta l'area dello spettro incidente, riflesso o trasmesso. Inoltre le altezze d'onda  $H_j$  ( $j = i,r,t$ ) vengono sostituite dalle corrispondenti altezze d'onda significative,  $H_{sj}$ .

Sebbene  $K_r$  e  $K_t$  non siano sufficienti a descrivere in maniera compiuta i caratteri macroscopici del moto ondoso riflesso e trasmesso (diversi studi hanno mostrato, ad esempio, che la differenza tra il periodo medio trasmesso e quello incidente può essere tutt'altro che trascurabile, Van der Meer et al., 2000) una progettazione attenta delle barriere a cresta bassa non può prescindere da una stima accurata di entrambi i parametri.

Una volta noto il coefficiente di riflessione, infatti, è possibile, mediante le note relazioni che legano l'altezza d'onda e la componente orizzontale della velocità, calcolare l'intensità degli sforzi tangenziali immediatamente al largo delle strutture e verificare se, ed in che misura, si determinino episodi di scour; analogamente, la stima del coefficiente di trasmissione è necessaria per calcolare l'intensità dei carichi ondosi agenti sulle strutture a tergo delle LCB e per una previsione realistica dell'andamento planimetrico della linea di riva (Hanson e Kraus, 1991).

Entrambi gli indici qui discussi sono funzione, oltre che delle proprietà del fluido, delle caratteristiche geometriche della sezione trasversale dell'opera e dei parametri ondosi incidenti; la loro determinazione può in generale ricondursi alla seguente relazione funzionale:

$$H_{r,t} = f(\rho, \mu, g, R_c, B, d, P, \epsilon, \tan \alpha_{off}, \tan \alpha_{in}, H_i, T_i, \theta_i)$$
(2)

in cui, accanto alle grandezze già definite in precedenza (Fig. 1),  $\mu$  rappresenta la viscosità dinamica dell'acqua,  $P$  rappresenta la permeabilità dell'opera, espressa mediante una quantità adimensionale (Van der Meer, 1988, Postma, 1989) o lineare (tipicamente il diametro medio del masso di mantellata,  $D_{50}$ , Daemen, 1991) ed  $e$  è la scabrezza della struttura, anch'essa di sovente definita a mezzo di  $D_{50}$  (Seabrook ed Hall, 1998). Il parametro  $\theta$  rappresenta la direzione di propagazione ondoso, parametro non considerato nel prosieguo del lavoro, in quanto si farà riferimento unicamente al caso di attacco normale all'asse dell'opera.

La ricerca della espressione funzionale più efficace da assegnare alla Equazione (2), ha impegnato diversi studiosi nel corso degli ultimi sessanta anni e, conseguentemente, un buon numero di formule empiriche è, almeno in linea teorica, a disposizione del progettista. Come risulterà chiaro dalla lettura dei paragrafi successivi, tali equazioni adoperano generalmente solo un sottoinsieme, ritenuto principale, delle grandezze al secondo membro della (2), mentre il ruolo delle rimanenti, ritenute secondarie per le condizioni idrauliche e strutturali indagate, viene trascurato. Sfortunatamente, però, nessuno degli strumenti sin qui proposti sembra, per ragioni diverse, sufficientemente affidabile.

Per quanto attiene al coefficiente di riflessione, infatti, le formule fanno riferimento a strutture non tracimabili e quindi sono valide per condizioni assai lontane da quelle di ordinario funzionamento delle scogliere a cresta bassa. D'altra parte, le espressioni più frequentemente adoperate per la stima del coefficiente di trasmissione, sono state calibrate adoperando i risultati di indagini sperimentali condotte su modelli la cui geometria variava entro limiti ristretti e non poteva dirsi rappresentativa dell'intero spettro di possibili varianti progettuali delle LCB. Di conseguenza la loro applicabilità a diverse situazioni di interesse pratico appare tutta da verificare.

Il presente lavoro affronta le problematiche relative alla riflessione ed alla trasmissione ondosa delle barriere a cresta bassa, con il principale obiettivo di ridurre l'incertezza relativa alla loro previsione quantitativa; muovendo dall'analisi di un ampio insieme di dati sperimentali, lo studio indaga l'affidabilità delle formule attualmente disponibili e propone espressioni alternative, risultato delle ricerche più recenti.

## Le formule di previsione di $K_r$ e $K_t$

### Riflessione

Le formule attualmente a disposizione per la stima del coefficiente di riflessione sono valide per strutture emergenti non tracimabili. Per questo tipo di opere, la riflessione del moto ondoso è in gran parte connessa al fenomeno del *run-up*, ossia alla risalita dell'onda sul paramento esterno della barriera.

L'energia potenziale del getto fluido nella fase di massima risalita, infatti, si converte, a meno di robuste dissipazioni (Cross e Sollit, 1972) in energia dell'onda riflessa. Pertanto i parametri che tendono ad accrescere od a contenere il *run-up*, provocano effetti analoghi anche sulla riflessione ondosa.

Per questo motivo,  $K_r$  è espresso principalmente in funzione del numero di Iribarren,

$$\xi = \frac{\tan \alpha_{off}}{\sqrt{\frac{2\pi \cdot H_i}{gT_i^2}}}$$

parametro che governa il rapporto tra il *run-up* e l'altezza d'onda incidente (Battjes, 1974). Sulla base di test condotti con onde regolari, Seelig (1983) ha proposto la seguente espressione valida per paramenti lisci ed impermeabili:

$$K_r = \frac{1.0 \cdot \xi^2}{(5.5 + \xi^2)} \quad (3)$$

L'Equazione (3) è stata successivamente ripresa da diversi Autori al fine di adattarne i coefficienti al caso di onde irregolari e/o paramenti realizzati in massi naturali od artificiali (Allsop e Hietiarachi, 1988; Allsop, 1990; Benoit e Teisson, 1994; Davidson et al., 1994).

Nel 1989, Postma ha messo a punto una differente relazione valida per paramenti in massi naturali ed attacchi ondosi irregolari:

$$K_r = 0.14 \cdot \xi_p^{0.73} \quad (4)$$

in cui  $\xi_p$  rappresenta il numero di Iribarren calcolato adoperando l'altezza d'onda significativa incidente,  $H_{si}$ ; ed il periodo di picco (incidente),  $T_{pi}$ . L'Equazione (4) è stata calibrata sui dati di Van der Meer (1988) e Channel ed Allsop (1989).

Lo stesso Postma, ha poi proposto un'equazione più complessa sulla base dei soli dati di Van der Meer (1988):

$$K_r = 0.071 \cdot P_N^{-0.081} \cot \alpha^{-0.62} \cdot s_p^{-0.46} \quad (5)$$

in cui  $s_p = \frac{2\pi \cdot H_{si}}{gT_{pi}^2}$  rappresenta la ripidità rappresentativa "di picco".

Nella Equazione (5), il coefficiente di riflessione decresce con la permeabilità nominale della struttura,  $P_N^1$ , che tende a favorire la trasmissione del moto ondoso attraverso l'opera.

### Trasmissione

La trasmissione ondosa è stata a lungo studiata, per via prevalentemente sperimentale, nel corso degli ultimi sessant'anni.

Probabilmente la prima ricerca di immediato interesse applicativo è stata quella condotta con moto ondoso regolare da Nakamura et al. (1966). Gli Autori adoperarono un modello di barriera sommersa rettangolare ed impermeabile e proposero delle curve di progetto per il coefficiente di trasmissione in funzione dei rapporti  $R_c/H_i$  e  $B/L_i$ , in cui  $L_i$  rappresenta la lunghezza d'onda incidente.

Dieci anni più tardi Tanaka (1976) pubblicò i risultati di un'ampia indagine sperimentale svolta adoperando onde regolari e modelli di LCB con geometria variabile entro intervalli piuttosto ampi (strutture sia emergenti che sommerse e con differenti ampiezze del coronamento). L'Autore definì delle curve di progetto, parametriche secondo quantità adimensionali simili a quelle precedentemente proposte da Nakamura et al., che costituiscono a tutt'oggi, il riferimento normativo giapponese in tema di progettazione di strutture costiere.

Nel periodo compreso tra il 1990 ed il 1996, i ricercatori olandesi di *Delft Hydraulics* hanno pubblicato diversi studi finalizzati alla messa a punto di una formula di calcolo, che fosse in grado di interpretare un gran numero di dati sperimentali relativi a test condotti in laboratorio con onde *random* (Van der Meer, 1990; Daemen, 1991; de Jong, 1996; D'Angremond et al., 1996). Questi lavori possono approssimativamente considerarsi come successivi aggiornamenti, nei quali il data base di riferimento è stato progressivamente ampliato e l'analisi parametrica dei dati è stata migliorata al fine di ottenere una formula quanto più possibile accurata ed affidabile.

In ciascuna delle ricerche, la struttura della equazione di progetto è stata supposta lineare nella quota di cresta  $R_c$ , seguendo uno schema originariamente proposto da Van der Meer (1990):

$$K_t = a \cdot \frac{R_c}{\xi} + b \quad (6)$$

in cui  $\xi$  è una grandezza (dimensionalmente una lunghezza) che definisce, insieme alla quota di cresta, il parametro principale della formula (*main parameter*, quota di cresta adimensionalizzata).

a e b, che rappresentano rispettivamente la pendenza della curva ed il coefficiente di trasmissione per strutture affioranti ( $R_c=0$ ), sono generalmente funzioni delle altre grandezze ritenute significative per il calcolo di  $K_t$ . Così nella formula di Van der Meer (1990),  $\xi$  coincide con l'altezza d'onda significativa incidente,  $H_{si}$ , ed a e b sono assunte costanti:

$$K_t = -0.30 \cdot \frac{R_c}{H_{si}} + 0.46 \quad (7)$$

<sup>1</sup> La permeabilità nominale  $P_N$ , quantità adimensionale, è stata introdotta per la prima volta da Van der Meer (1988). Essa vale 0.1 per strutture con nucleo impermeabile, 0.4 per barriere costituite da mantellata, filtro e nucleo, 0.5 per barriere composte da nucleo e mantellata e 0.6 per strutture omogenee.

<sup>2</sup> Ciò significa che i valori misurati del coefficiente di trasmissione sono contenuti, con probabilità 0.9, in un intervallo di  $\pm 0.147$  rispetto al valore restituito dalla formula

Poiché l'Equazione (7) restituisce valori del coefficiente di trasmissione superiori all'unità o minori di zero per  $R_c/H_{si}$ , rispettivamente molto grande o molto piccolo, essa è stata "tagliata orizzontalmente" imponendo che  $K_t$  fosse comunque compreso tra 0.8 e 0.1 (Fig. 2). Lo studio dell'affidabilità della formula, ha condotto alla definizione di intervalli di confidenza al livello di significatività 0.9 di  $\pm 0.147^2$ .

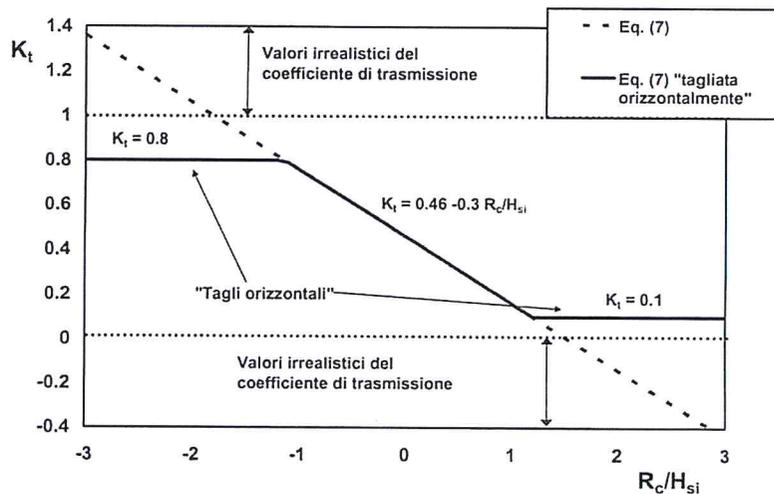


Figura 2 - La formula di Van der Meer (1990).

La formula di Daemen (1991), riproposta poi anche in Van der Meer e Daemen (1994), muove dall'assunto che la quota di cresta e l'altezza d'onda incidente siano le due grandezze dominanti nel processo di trasmissione ondosa, e che per questo motivo potrebbe non essere conveniente raggrupparle nell'unico parametro  $R_c/H_{si}$ . Ad esempio nell'Equazione (7), quando la quota di cresta coincide con il livello medio ( $R_c = 0$ ), si perde ogni informazione riguardante l'influenza dell'altezza d'onda incidente sul coefficiente di trasmissione, in quanto  $R_c/H_{si}$  è comunque nullo. Pertanto Daemen ha proposto di adimensionalizzare entrambe le grandezze dominanti, mediante un terzo parametro dimensionale, che l'Autore ha individuato nel diametro medio della mantellata,  $D_{50}$ . Può essere interessante notare che la scelta di  $D_{50}$  sembra essere stata guidata dalla considerazione che esso è costante per una struttura assegnata (entrambe  $R_c$  e  $H_{si}$  sono variabili in funzione del clima meteomarinario e delle condizioni di marea) piuttosto che dalla volontà di portare in conto gli effetti della permeabilità o della scabrezza dell'opera.

La formula, nella quale compaiono anche il periodo di picco incidente e la larghezza del coronamento,  $B$ , ha la seguente espressione per strutture staticamente stabili<sup>3</sup>:

$$K_t = a \cdot \left( \frac{R_c}{D_{50}} \right) + b \quad (8)$$

dove:

$$a = 0.031 \cdot \left( \frac{H_{si}}{D_{50}} \right) - 0.24 \quad (9)$$

e:

$$b = -5.42 \cdot s_p + 0.0323 \cdot \frac{H_{si}}{D_{50}} - 0.0017 \cdot \left( \frac{B}{D_{50}} \right)^{1.84} + 0.51 \quad (10)$$

<sup>3</sup> Per reef breakwaters, strutture omogenee e deformabili sotto l'azione del moto ondoso, l'Autore ha proposto una seconda espressione di  $b$  (Equazione (5)) non riportata nel presente lavoro.

Così come l'Equazione (7), anche la (8) è stata limitata "orizzontalmente", tra i valori 0.075 e 0.75.

I campi di applicabilità della formula sono:  $1 < H_{si}/D_{50} < 6$  ed  $0.01 < s_p < 0.05$ . La semiampiezza degli intervalli di confidenza è stata stimata in 0.08, al livello di significatività 0.9.

La formula di D'Angremond et al. (1996), ha riproposto il rapporto  $R_c/H_{si}$  come *main parameter*; anche la larghezza della cresta è stata adimensionalizzata con l'altezza d'onda incidente, giungendo alla seguente espressione:

$$K_t = -0.4 \cdot \left( \frac{R_c}{H_{si}} \right) + 0.54 \cdot \left( \frac{B}{H_{si}} \right)^{-0.31} \quad (11)$$

Per portare in conto gli effetti della pendenza del paramento esterno dell'opera, del periodo incidente e della porosità e scabrezza della mantellata, gli stessi Autori hanno poi sostituito il coefficiente 0.54 con l'espressione:

$$\left[ 1 - e^{-0.5\xi_p} \right] \cdot c \quad (12)$$

dove c vale 0.8 per strutture lisce e non porose e 0.64 per strutture a gettata di massi. Il parametro di Iribarren esprime la relazione diretta tra trasmissione ondosa, *run-up* ed *overtopping*.

La formula non può essere applicata per onde molto ripide,  $s_p \geq 0.06$ , o frangenti,  $H_{si}/d \geq 0.54$ , né per strutture notevolmente sommerse,  $R_c/H_{si} < -2.5$ , o emerse,  $R_c/H_{si} > 2.5$ . Il coefficiente  $K_t$ , infine, è stato limitato tra i valori di 0.075 e 0.8 e la semibanda degli intervalli di confidenza è stata fissata a 0.10 per strutture a gettata e a 0.087 per strutture lisce ed impermeabili.

Un'ampia indagine sperimentale svolta presso il QUCERL (Canada), ha consentito la calibrazione della formula di Seabrook ed Hall (1998), valida per barriere non emergenti ( $R_c \leq 0$ ).

La formula ha la seguente espressione:

in cui:

$$K_t = 1 - \left[ e^{\left( -0.65 \cdot \left| \frac{R_c}{H_{si}} \right| - 1.09 \cdot \left( \frac{H_{si}}{B} \right) \right)} + 0.047 \cdot \left| \frac{B \cdot R_c}{L_{pi} \cdot D_{50}} \right| - 0.067 \cdot \left| \frac{R_c \cdot H_{si}}{B \cdot D_{50}} \right| \right] \quad (13)$$

–  $R_c/H_{si}$ , corrispondente alla quota di cresta relativa della formula di Van der Meer (1990) e di D'Angremond et al. (1996), porta in conto gli effetti del frangimento.

–  $B/H_{si}$ , è il "parametro di *overtopping*", corrispondente alla larghezza relativa di cresta della formula di D'Angremond et al. (1996). La tracimazione non influenza in modo significativo la trasmissione ondosa a tergo di strutture sommerse, per cui il parametro diviene importante solo per sommergenze molto contenute.

–  $R_c \cdot H_{si} / (B \cdot D_{50})$ , è il parametro rappresentativo delle dissipazioni di energia per attrito; esso è stato ottenuto da una similitudine con la nota formula di Darcy-Weisbach.

–  $R_c \cdot B / (L_{pi} \cdot D_{50})$ , è il parametro rappresentativo delle perdite di carico associate al flusso idrico attraverso il corpo dell'opera ( $L_{pi}$  è la lunghezza d'onda incidente "di picco").

Gli Autori consigliano prudenza nell'applicare la formula all'esterno degli intervalli:

$$\left| \frac{B \cdot R_c}{L_{pi} \cdot D_{50}} \right| \leq 7.08 \quad (14)$$

$$\left| \frac{R_c \cdot H_{si}}{B \cdot D_{50}} \right| \leq 2.14 \quad (15)$$

## Il data base

Le analisi svolte nei paragrafi successivi, fanno riferimento ai risultati di numerose indagini sperimentali, condotte nel corso degli ultimi venti anni in differenti laboratori europei ed americani. I dati sono relativi a test effettuati con onde irregolari e strutture realizzate esclusivamente in massi naturali. La Tabella 1 ne riassume le caratteristiche principali e, nella la colonna all'estrema destra, indica il tipo di informazione fornito da ciascuna serie (coefficiente di trasmissione o di riflessione o entrambi).

Gli esperimenti sono stati condotti in canale, e perciò in condizioni idrodinamiche perfettamente bidimensionali (2D); i risultati presentati sono quindi rappresentativi del comportamento idraulico delle sezioni più interne della struttura, sufficientemente lontane dalle testate da poter ritenere trascurabili gli effetti della diffrazione.

I test "DIC" (Cappietti et al., 2004) sono stati condotti presso il Laboratorio di Idraulica Marittima del Dipartimento di Ingegneria Civile dell'Università di Firenze; sono state studiate due differenti configurazioni, l'una rappresentativa di una struttura emergente (quota di cresta pari a 5 cm) e l'altra rappresentativa di una struttura affiorante (quota di cresta coincidente con il livello medio).

Con l'acronimo "dJo" (de Jong old) sono stati indicati gli esperimenti adoperati per la calibrazione della formula di D'Angremond et al. (dati di Seelig, Daemen, Van der Meer, Powell e Allsop, Delft Hydraulics M2090)<sup>4</sup>. Essi sono dettagliatamente descritti in de Jong (1996) e brevemente commentati in Calabrese et al. (2002b).

La sigla "GWK" si riferisce a test effettuati in scala prossima a quella di prototipo presso il Grosser WellenKanal del centro di ricerche costiere ForshungsZentrumKueste di Hannover, Germania (Calabrese et al., 2002a); due modelli di scogliera, caratterizzati da differente larghezza del coronamento, sono stati disposti in acque basse al fine di studiarne l'interazione con onde pre-frante o prossime al frangimento.

I test "IMAGE" (Ruol e Faedo, 2002; Ruol et al., 2003) sono stati condotti presso il Dipartimento di Ingegneria Idraulica, Marittima, Ambientale e Geotecnica dell'Università di Padova. La strutture testate avevano differente altezza (10, 15, 20, 25, 30 cm), mentre l'ampiezza del coronamento è stata mantenuta costante e pari a 0.20m. La spiaggia dinanzi l'opera aveva due differenti pendenze, rispettivamente 1:100 ed 1:50. Il data-set di Seabrook e Hall (acronimo "SH") ha consentito la calibrazione della formula di previsione che prende il nome dagli stessi Autori (Seabrook ed Hall, 1998). Esso comprende strutture con 4 differenti quote di cresta (da 0.3 a 3.5m) e 3 diverse inclinazioni del paramento lato-mare (0.67,0.33,0.20).

Tabella 1 - Principali caratteristiche del data base.

A	N	R <sub>c</sub> / H <sub>si</sub>	B/H <sub>si</sub>	B/L <sub>pi</sub>	ξ <sub>p</sub>	H <sub>si</sub> /D <sub>n50</sub>	H <sub>si</sub> /d	S <sub>p</sub>	I
DIC	10	+0.00	2.35	0.02	3.33	0.18	0.04	0.006	K <sub>t</sub> /
		+4.50	40.0	0.26	6.24	1.42	0.42	0.022	K <sub>r</sub>
DJo	225	-4.42	0.37	0.01	1.58	0.64	0.07	0.007	K <sub>t</sub>
		+4.02	10.6	0.31	8.26	5.78	0.62	0.064	
GWK	45	-0.76	1.06	0.01	3.00	1.81	0.31	0.009	K <sub>t</sub>
		-0.66	8.13	0.20	5.20	3.83	0.61	0.028	
IMAGE	43	-1.03	1.29	0.02	2.53	0.50	0.13	0.010	K <sub>t</sub> /
		+2.34	8.00	0.14	5.08	3.10	0.78	0.039	K <sub>r</sub>
SH	627	-3.9	1.38	0.04	0.80	0.78	0.11	0.010	K <sub>t</sub> /
		+0.0	74.5	1.66	8.32	3.20	0.58	0.060	K <sub>r</sub>
UCA	53	-1.50	2.67	0.04	3.97	0.84	0.10	0.002	K <sub>t</sub> /
		+1.53	30.7	0.40	13.0	2.42	0.37	0.020	K <sub>r</sub>
UPC	24	-0.37	2.66	0.07	2.69	2.65	0.17	0.020	K <sub>t</sub> /
		+0.88	8.38	0.24	3.56	4.36	0.33	0.034	K <sub>r</sub>
VDM	112	+1.48	1.48	0.01	0.98	2.90	0.06	0.005	K <sub>r</sub>
		+7.15	10.2	0.18	7.06	18.4	0.23	0.060	

<sup>4</sup> Naturalmente solo quelli relativi a strutture con mantellata in massi naturali.

I test "UCA" sono stati svolti presso il canale ad onde in piccola scala del laboratorio di ingegneria costiera dell'Università di Cantabria, Spagna (Sassi et al., 2002). Gli esperimenti sono stati condotti adoperando strutture dal coronamento ampio ed attacchi ondosi caratterizzati da basse ripidità.

L'acronimo "UPC" si riferisce ad un'indagine sperimentale in grande scala (1/4-1/6) effettuata presso il laboratorio di ingegneria marittima (LIM/UPC) dell'Universidad Politecnica de Cataluna, Barcellona, Spagna (Gironella et al., 2002). I tests sono rappresentativi di strutture con la quota di cresta prossima al livello medio (near-surface breakwaters).

L'acronimo "VDM" corrisponde ad un ampio set di esperimenti effettuati presso Delft Hydraulics su strutture emerse in massi, con pendenza compresa tra 1:1.5 e 1:6 (Van der Meer, 1988).

## Analisi critica delle equazioni di progetto

### Riflessione

Le formule presentate nel paragrafo precedente sono valide per strutture non tracimabili e quindi sono intrinsecamente inadeguate ad interpretare i dati relativi alle barriere a cresta bassa, in cui l'aliquota di energia trasmessa al di sopra del coronamento è senz'altro rilevante. Tuttavia il confronto con i dati sperimentali può essere ugualmente significativo, sia per evidenziare eventuali regioni di applicabilità delle formule sia per trarne indicazioni utili al fine di un loro adattamento al caso di strutture tracimabili. In Figura 3, i dati sono confrontati con la formula di Postma (Equazione (4)), in ragione della sua estrema semplicità; lo scarto rispetto alla curva di previsione è evidente, in specie per i valori più grandi del numero di Iribarren (linea a tratti in Fig. 3). Più in dettaglio, i dati di Van der Meer (1988), adoperati per la calibrazione della formula, sono ragionevolmente prossimi alla curva, mentre SH ed UCA ne sono vistosamente lontani, a causa delle elevate sommergenze. Per IMAGE e UPC solo i valori più alti del coefficiente di riflessione misurato sono prossimi all'Equazione (4), mentre gli altri ne sono significativamente inferiori.

La Figura 4 mostra il rapporto tra il coefficiente di riflessione misurato,  $K_r$ , e quello calcolato mediante la formula di Postma,  $K_{rp}$ , in funzione della quota di cresta relativa  $R_c/H_{si}$ , parametro senz'altro rappresentativo della trasmissione dell'energia ondosa al di sopra della cresta. Si verifica una notevole dispersione dei dati anche per i valori più alti del parametro di sommità ( $R_c/H_s \geq 2$ ), per i quali la formula dovrebbe restituire le stime più accurate.

Tenendo conto che  $K_{rp}$  non dipende da  $R_c/H_{si}$ , l'andamento complessivo dei dati può riassumersi nei seguenti punti:

- $K_r/K_{rp}$ , e quindi anche  $K_r$ , non dipende dalla quota di cresta relativa quando quest'ultima è inferiore a circa -1.5;
- per strutture regolarmente tracimate ( $R_c/H_{si} = -1.5 \pm 1.5$ ), il coefficiente di riflessione cresce in maniera approssimativamente lineare al crescere del parametro di cresta;
- per strutture a cresta alta ( $R_c/H_{si} > +1.5$ ),  $K_r$  oscilla in un intervallo di  $\pm 40\%$  intorno alle stime della formula di Postma ( $K_r/K_{rp} = 1$ ). Un'analisi di maggior dettaglio rivela, inoltre, una tendenza del coefficiente di riflessione a ridursi con la quota di cresta relativa. Quest'ultimo aspetto può essere spiegato, almeno in prima approssimazione, tenendo presente che queste strutture non sono tracimate dal moto ondoso e che le caratteristiche dei dati sono tali che l'aumento della quota di cresta relativa è determinato per lo più da una riduzione dell'altezza d'onda significativa incidente (a parità di  $R_c$ ). In queste condizioni, dunque, la trasmissione di energia ondosa alle spalle dell'opera è governato dalla filtrazione attraverso il corpo della struttura e, quindi, dalla permeabilità di quest'ultima. Di conseguenza la trasmissività cresce, a parità di ogni altra condizione, quando l'altezza d'onda diminuisce, in quanto i flussi idrici più deboli subiscono minori perdite di carico; si ha dunque un aumento dell'aliquota di energia ondosa incidente trasferita nell'area protetta per bassi valori di  $H_{si}$  (e quindi per valori alti di  $R_c/H_{si}$ ), accompagnata da una riduzione delle dissipazioni. L'andamento dei dati sperimentali in Figura 4, sembrerebbe suggerire che inizialmente l'incremento di trasmissione non sia compensato dalla riduzione della potenza dissipata, per cui l'aliquota di energia riflessa (cioè  $K_r$ ) decresce; successivamente, per valori estremamente alti della quota di cresta relativa, il coefficiente di riflessione sembrerebbe indipendente da  $R_c/H_{si}$  suggerendo una compensazione dei due contributi.

La Figura 5 ribadisce con maggior chiarezza i concetti precedentemente esposti. Nel grafico, per ciascuna serie di dati, i coefficienti di riflessione ( $K_r$ ) ottenuti da test svolti con valore similare di  $R_c/H_{si}$ , sono stati mediati proprio al fine di rendere più evidente la correlazione con la quota di cresta adimensionale.

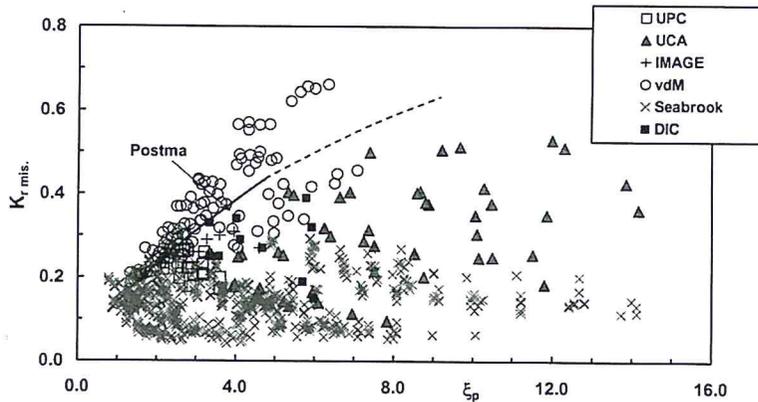


Figura 3 - Confronto tra coefficiente di riflessione misurato e formula di Postma.

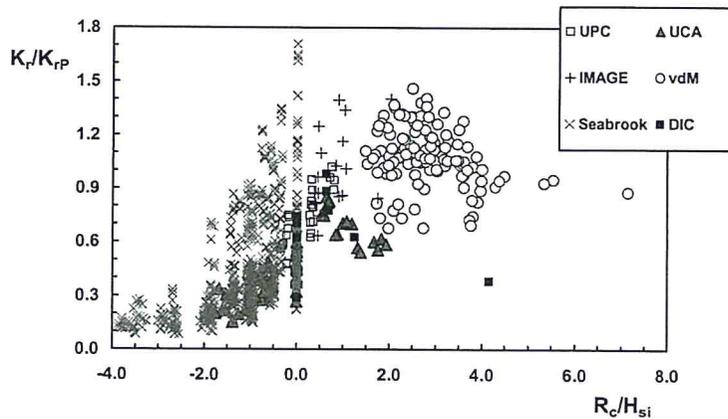


Figura 4 - Rapporto tra coefficiente di riflessione misurato e calcolato, in funzione della quota di cresta relativa.

Sono riconoscibili due zone, relative rispettivamente a strutture tracimate di frequente (a cresta bassa,  $-1.5 < R_c/H_{si} < +1.5$ ) e di rado (a cresta alta  $+1.5 < R_c/H_{si} < +5$ ), in cui la correlazione con  $R_c/H_{si}$  è senz'altro significativa, positiva per il primo tipo di strutture e negativa per il secondo. Quando il parametro di cresta è molto alto o molto basso, infine ( $R_c/H_{si} < -1.5$  e  $5 < R_c/H_{si}$ ), il coefficiente di riflessione non ne sembra influenzato, attingendo, in media, i valori 0.12 e 0.24.

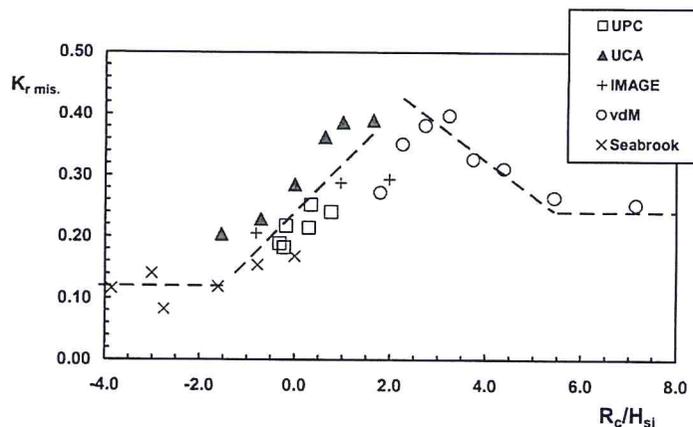


Figura 5 - Valori medi del coefficiente di riflessione misurato, in funzione della quota di cresta relativa.

**Trasmissione**

*Caratteristiche generali delle formule*

Prima del confronto con i dati sperimentali, può essere interessante studiare le caratteristiche peculiari delle formule e compararne le previsioni. Ciò consentirà di spiegare con maggiore efficacia quali siano i limiti di applicabilità delle equazioni e, nel contempo, fornirà indicazioni utili per scelta tra i diversi strumenti a disposizione.

Tra le curve di progetto presentate in precedenza, quella di Van der Meer (Equazione (7)) restituisce solo l'ordine di grandezza del coefficiente di trasmissione, come testimonia, del resto, l'ampiezza dell'intervallo di confidenza (vedi anche Calabrese et al., 2002a e 2002b); per queste ragioni il confronto sarà nel seguito circoscritto ai modelli di Daemen (Equazioni (8)-(10)), D'Angremond et al. (Equazioni (11)e (12)) e Seabrook ed Hall (Equazione (13)).

Per strutture con larghezza di cresta contenuta (rapporti  $B/H_{Si}$ ; non superiori a 3-5), e paramento esterno rapidamente acclive ( $\tan\alpha_{off} = 1/1.5-1/2.5$ ), le tre curve generalmente restituiscono valori simili tra loro (un esempio è mostrato nelle Figg. 6 e 7).

Le differenze crescono tipicamente al crescere della ripidità rappresentativa, a causa del fatto che la formula di Seabrook ed Hall sembra meno sensibile alla variazione di questo parametro rispetto alle altre due, che restituiscono coefficienti di trasmissione via via più bassi al crescere di  $s_p$ . La riduzione dell'inclinazione del paramento lato mare provoca una riduzione del coefficiente di trasmissione previsto dal solo modello di D'Angremond, mentre gli altri due non ne sono influenzati.

Quando l'estensione del coronamento diviene importante, le curve di previsione tendono a divergere in maniera significativa; la Figura 8 mostra il caso relativo ad una barriera di 17 m di larghezza in cresta. Generalmente la formula di Daemen restituisce i coefficienti di trasmissione più bassi, mentre la formula di Seabrook ed Hall sembra intermedia tra questa e la formula di D'Angremond et al. Il grafico mostra chiaramente come i modelli di Daemen e D'Angremond et al. restituiscano stime profondamente differenti sebbene siano state calibrate su un data base molto simile.

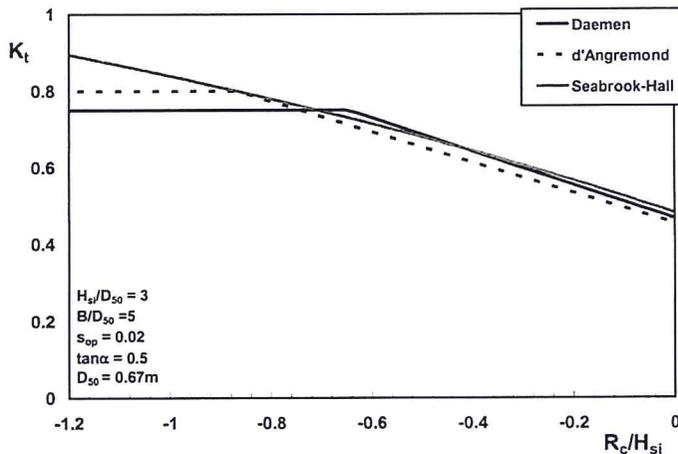


Figura 6 - Confronto tra le curve di progetto per  $B/H_{Si} = 1.7$ . Strutture non emergenti.

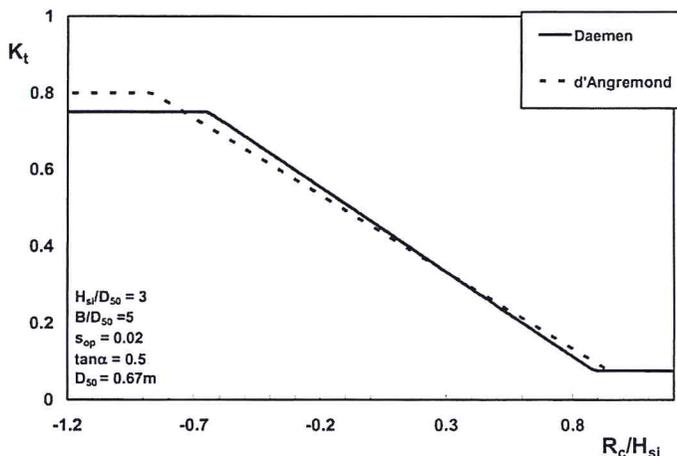


Figura 7 - Confronto tra le curve di D'Angremond e Daemen per  $B/H_{Si} = 1.7$ .

Una possibile spiegazione di tale comportamento può essere tentata analizzando le caratteristiche dei dati di calibrazione.

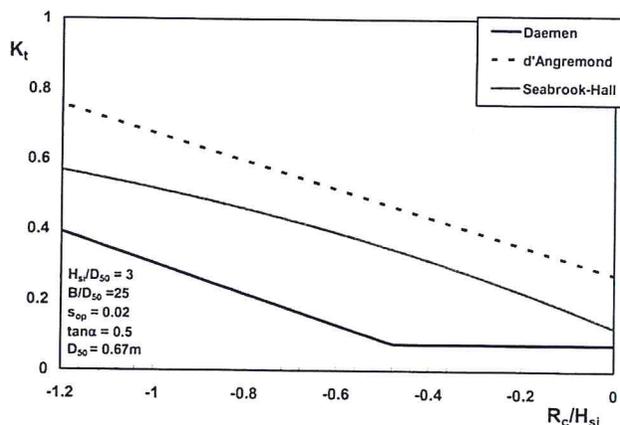


Figura 8 - Confronto tra le curve di progetto per  $B/H_{si} = 8$ . Strutture non emergenti.

Il grafico di Figura 9 riporta in ordinate il numero di esperimenti appartenenti al data base di calibrazione della formula di D'Angremond et al.<sup>5</sup>, per i quali la larghezza adimensionale del coronamento,  $B/H_{si}$ , è contenuta in un determinato intervallo riportato in ascisse. La distribuzione presenta una moda ben visibile (tra i valori 2 e 4) ed appare piuttosto concentrata intorno ad essa (distribuzione leptocurtica). La curva di ripartizione mostra che circa nell'80% dei casi  $B/H_{si}$  non supera il valore di 4 e solo il 13% dei dati è compreso tra 4 e 8; questa prevalenza di strutture "a cresta stretta" (nonostante l'intervallo di variazione complessivo dei dati sia piuttosto ampio ( $0.74 \leq B/H_{si} \leq 43.48$ )), potrebbe spiegare le differenze tra i modelli di D'Angremond e Daemen.

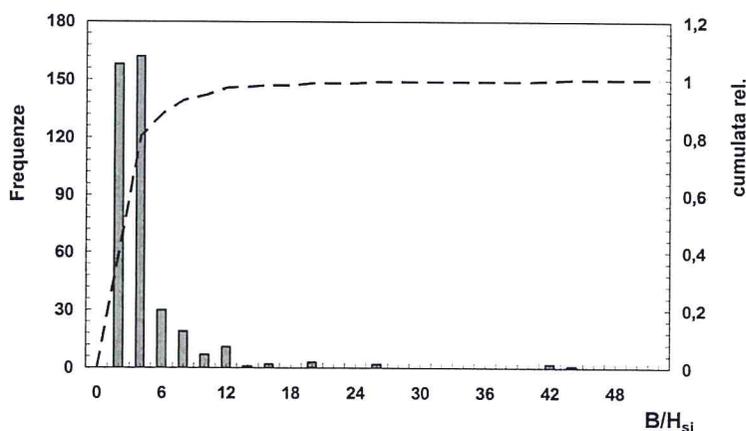


Figura 9 - Caratteristiche del data base di calibrazione delle formule di D'Angremond et al. (1996) e Daemen con riferimento alla larghezza relativa di cresta.

Infatti le due curve, ragionevolmente prossime per le strutture a cresta stretta (più frequenti) divergono per le barriere più ampie, a causa della mancanza di un numero di dati sufficiente a determinarne l'andamento ottimale; inoltre tale circostanza (cioè il numero contenuto di strutture a cresta larga) fa in modo che eventuali errori non influenzino in maniera significativa l'affidabilità complessiva della formula (cioè l'ampiezza degli intervalli di confidenza).

<sup>5</sup> È bene sottolineare che tale insieme comprende, accanto ai dati *dJO*, numerosi esperimenti condotti su modelli di *LCB* con mantellata in massi artificiali.

Dalle considerazioni precedenti si deduce che l'applicazione delle formule di Daemen e D'Angremond et al. a strutture con caratteristiche differenti da quelle modali di Figura 9 deve essere effettuata con una certa cautela. Questo aspetto verrà ripreso ed approfondito nel prosieguo del paragrafo, che è dedicato al confronto con i dati sperimentali.

### Confronto con i dati

L'analisi dei dati sperimentali ha confermato che la qualità delle stime dei modelli di D'Angremond et al. e Daemen è significativamente correlata alla larghezza di coronamento delle strutture.

Nelle Figure 10 ed 11, i valori misurati del coefficiente di trasmissione sono confrontati con la formula di D'Angremond et al. rispettivamente per  $B/H_{si} < 8$  e  $B/H_{si} > 14$ .

Naturalmente i dati dJo, appartenenti al data base di calibrazione della formula, non sono stati inclusi nel confronto. I grafici mostrano chiaramente un buon accordo tra stime e misure per strutture con larghezza di coronamento contenuta, mentre per le scogliere più ampie la formula sovrastima significativamente i dati.

La Tabella 2 supporta quantitativamente le osservazioni precedenti; essa riporta il valor medio,  $\beta_c$  e la deviazione standard,  $\delta_c$  delle differenze tra dati sperimentali e previsioni della formula<sup>6</sup>. I dati sono divisi in tre differenti classi discriminate in funzione della ampiezza di coronamento relativa.

La tabella mostra chiaramente che fintantoché  $B/H_{si}$  si mantiene inferiore ad 8, la formula restituisce stime "indistorte",  $\beta_c$  prossimo a 0, e la deviazione standard dei residui è ragionevolmente prossima a quella stimata in sede di calibrazione (0.06). Man mano che le strutture divengono più ampie, invece, l'equazione tende progressivamente a sovrastimare i dati.

Le caratteristiche della formula di Daemen appaiono, per alcuni versi, simmetriche. Infatti l'espressione, senz'altro affidabile per strutture "a cresta stretta", tende rapidamente a sottostimare i dati al crescere di  $B/H_{si}$ , e già per valori dell'ordine di 10-12 le differenze tra stime e misure appaiono significative (Fig. 12). Così come per la formula di D'Angremond et al., anche per la formula di Daemen non sono stati adoperati i dati "dJo" in quanto essa è stata dedotta adoperando gran parte di questi esperimenti. La Tabella 3 suggerisce che l'espressione di Daemen può essere applicata con fiducia sino a  $B/H_{si}$  dell'ordine di 5, sebbene la deviazione standard dei residui stimata a partire dal presente data base sia risultata circa doppia rispetto a quella derivata sul data base di calibrazione (0.048). Già nell'intervallo 5-10 le misure appaiono sottostimate in media; per strutture con ampiezze di coronamento relative superiori a 10 le sottostime divengono decisamente importanti. Anche la varianza dei residui, ragionevolmente stabile per la formula di D'Angremond et al., appare qui crescere con  $B/H_{si}$ .

La formula di Seabrook ed Hall, per strutture non emerse, non ha mostrato sistematiche sovrastime o sottostime del coefficiente di trasmissione al variare dell'ampiezza del coronamento (Fig. 13, naturalmente i dati SH sono stati esclusi dal confronto). Tale caratteristica dipende dalle peculiarità del data base di calibrazione dell'equazione, che comprende strutture con un ampio spettro di larghezze di cresta, distribuite in maniera pressoché uniforme. La Tabella 4 riassume le caratteristiche di affidabilità.

Il principale limite dell'espressione sembra piuttosto quello di non ridurre a sufficienza lo scarto tra valori misurati e valori previsti. Dalla Tabella 4 si può facilmente verificare che per strutture a cresta stretta, la deviazione standard dei residui è circa doppia rispetto a quella di D'Angremond et al.

Dalla Tabella si ricava poi immediatamente che per il confronto con la formula di Seabrook ed Hall, i dati sono stati raggruppati in due classi distinte in luogo di tre. Ciò dipende dal fatto che a tutt'oggi sono assai pochi gli esperimenti condotti con strutture a cresta ampia, ad eccezione ovviamente dello studio degli stessi Seabrook ed Hall. Dunque le due classi corrispondenti a barriere con ampiezza di coronamento intermedia ed ampia sono state accorpate al fine di fornire stime degli indicatori di affidabilità lievemente più efficienti. Risulta pertanto evidente la necessità di nuove indagini sperimentali che colmino le lacune qui evidenziate.

<sup>6</sup> Ipotizzando che le differenze tra misure e stime siano distribuite secondo la legge normale del caso, si ha che con probabilità  $p$  il valore reale del coefficiente di trasmissione è compreso nell'intervallo con  $k$  dipendente da  $p$ . I valori di  $k$  sono riportati in tutti i manuali di statistica.

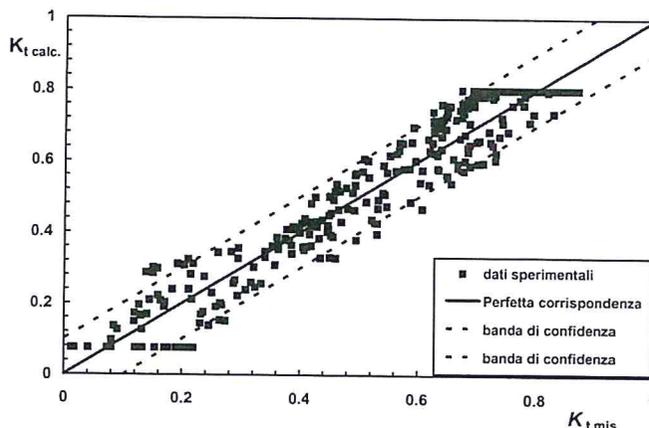


Figura 10 - Confronto tra dati sperimentali e formula di D'Angremond et al. (1996) ( $B/H_{si} < 8$ ).

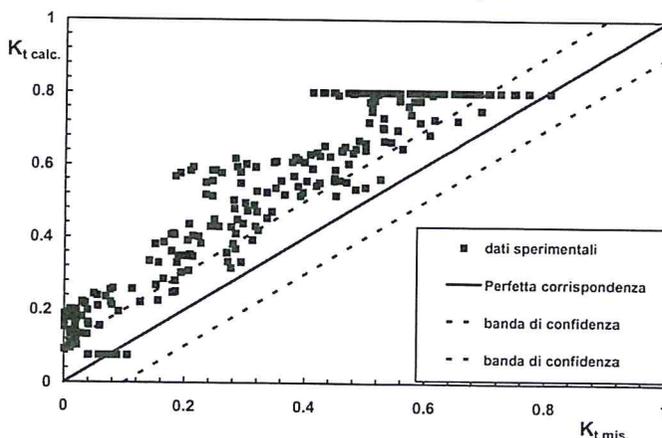


Figura 11 - Confronto tra dati sperimentali e formula di D'Angremond et al. (1996) ( $B/H_{si} > 14$ ).

Tabella 2 - Indici di affidabilità per la formula di D'Angremond et al. (1996) (N.B. dati "dJo" esclusi dal confronto).

Ampiezza coronamento	$\beta_e$	$\sigma_e$	N
$B/H_{si} < 8$	-0.0002	0.066	292
$8 \leq B/H_{si} \leq 14$	0.067	0.057	96
$B/H_{si} > 14$	0.175	0.083	255

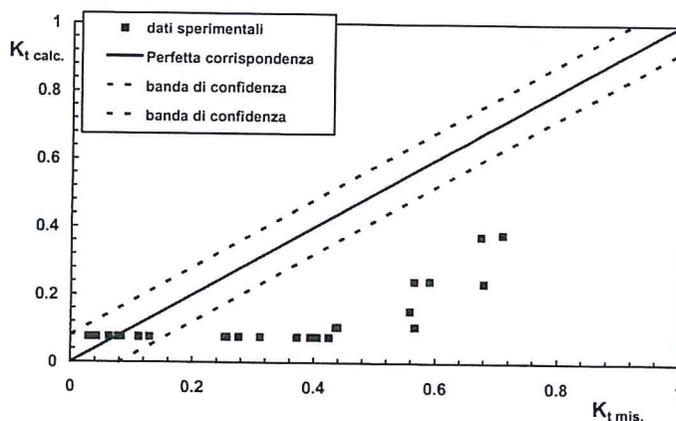


Figura 12 - Confronto tra dati sperimentali e formula di Daemen (1991) ( $10 \leq B/H_{si} \leq 12$ ).

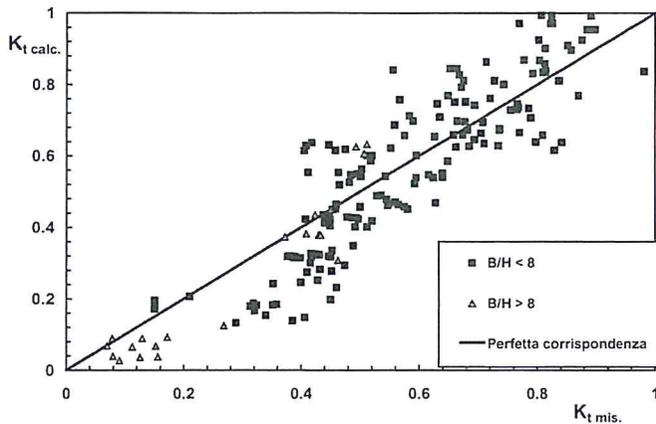


Figura 13 - Confronto tra dati sperimentali e formula di Seabrook ed Hall (1998) (dati "SH" esclusi dal confronto).

Tabella 3 - Indici di affidabilità per la formula di Daemen (1991). (N.B. dati "dJo" esclusi dal confronto).

Ampiezza coronamento	$\beta_c$	$\sigma_c$	N
$B/H_{si} < 5$	0.0054	0.073	197
$5 \leq B/H_{si} \leq 10$	-0.077	0.145	98
$B/H_{si} > 10$	-0.262	0.192	198

Tabella 4 - Indici di affidabilità per la formula di Seabrook ed Hall (1998). (N.B. dati "SH" esclusi dal confronto).

Ampiezza coronamento	$\beta_c$	$\sigma_c$	N
$B/H_{si} < 8$	-0.012	0.113	168
$B/H_{si} \geq 8$	-0.029	0.077	21

Ulteriori analisi sono state condotte per verificare l'applicabilità delle formule di progetto ai casi di strutture esposte all'azione di onde preferante.

La Figura 14 mostra il confronto tra le previsioni della formula di D'Angremond ed i dati *GWK* ed *IMAGE*, che fanno riferimento ad esperimenti effettuati su modelli di frangiflutti a cresta stretta/media ( $B/H_{si} \leq 8$ ) ubicati in acque basse. I test adoperati per il confronto sono caratterizzati da un rapporto tra altezza d'onda significativa incidente e profondità del fondale superiore a 0.5. Nel suo insieme, la Figura sembra suggerire che la formula possa essere applicata con fiducia anche per valori alti dell'indice di frangimento<sup>7</sup>.

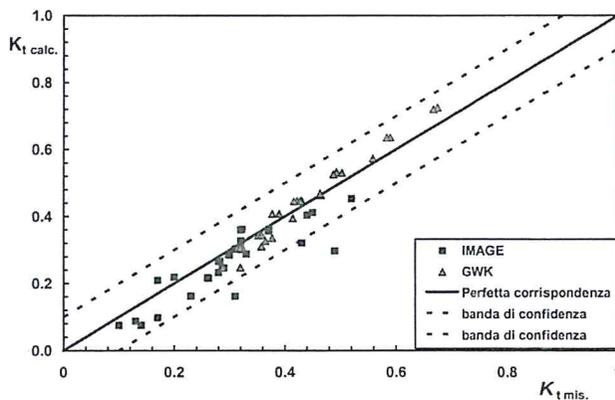


Figura 14 - Confronto tra la formula di D'Angremond et al. e dati GWK-IMAGE ( $0.5 \leq H_{si}/d$ ).

<sup>7</sup> Naturalmente l'affermazione precedente deve ritenersi valida solo per strutture con larghezza di coronamento paragonabile a quella dei dati sperimentali.

### Espressioni alternative

Le analisi svolte nel paragrafo 3, mostrano chiaramente la necessità di ricercare formule di previsione dei coefficienti di riflessione e trasmissione, che siano contemporaneamente efficienti ed applicabili ad un insieme ampio di configurazioni strutturali.

Questo obiettivo è stato perseguito di recente nell'ambito di diversi progetti di ricerca (CLASH, DELOS, "Low crested and submerged breakwaters in presence of broken waves", PRIN 2001). I principali risultati ottenuti saranno sintetizzati nel prosieguo di questo paragrafo.

### Riflessione

Il confronto tra i dati sperimentali e la relazione (4), effettuato precedentemente, suggerisce che, per strutture regolarmente traccimate, i valori di  $K_r$  sono generalmente inferiori a quelli predetti da Postma, in particolare quando  $\xi$  supera il valore di 6.0. Pertanto una stima realistica del coefficiente di riflessione per strutture a cresta bassa, richiede la determinazione di un coefficiente correttivo da applicare all'Equazione (4), oppure una nuova formulazione.

Una prima semplice metodologia per la stima di un coefficiente correttivo da introdurre nella formula di Postma è stata proposta da Van der Meer et al. (2005); gli Autori hanno ipotizzato che il coefficiente di riflessione cresca in maniera lineare con la quota di cresta adimensionale  $R_c/H_{si}$ :

$$\begin{aligned} K_r &= K_{r,p} \left( 0.2 \frac{R_c}{H_s} + 0.9 \right) & \text{per } \frac{R_c}{H_{si}} < 0.5 \\ K_r &= K_{r,p} & \text{per } \frac{R_c}{H_{si}} \geq 0.5 \end{aligned} \quad (16)$$

in cui  $K_{r,p}$  rappresenta appunto il coefficiente di riflessione calcolato mediante la Formula (4).

L'Equazione (16) non si è però dimostrata sufficientemente affidabile quando confrontata con il data base.

Un differente approccio è stato seguito da Zanuttigh e Lamberti (2004); schematizzando il paramento esterno dell'opera come un gradino verticale impermeabile d'altezza contenuta, e nelle ulteriori ipotesi di linearità del moto ondoso e di assenza di correnti, gli Autori sono giunti alla seguente espressione:

$$K_r = \frac{1-n}{1+n} K_{r,p} \quad (17)$$

in cui  $n=c_t/c$  rappresenta il rapporto tra la celerità dell'onda trasmessa, assunta pari a  $c_t = \text{Re}(\sqrt{g(H_{si} - R_c)})$ , e quella dell'onda incidente (il simbolo Re indica la parte reale della quantità in parentesi). L'Equazione (17) coincide con la (4) quando  $n$  è prossimo a zero, ovvero per strutture non traccimate. A causa delle semplificazioni introdotte nel calcolo, però, neanche essa è risultata sufficiente a ridurre la dispersione dei dati in maniera significativa. Si può quindi concludere che le espressioni (16) e (17), suggerite allo scopo di modificare la formula di Postma, sono modelli troppo semplici per spiegare la fisica del processo di riflessione in presenza di strutture a cresta bassa. Una formula di calcolo alternativa è stata quindi proposta da Zanuttigh e Lamberti (2004) sulla base di un'analisi di regressione multipla estesa ad un insieme di dati più ampio di quello presentato nel corso di questo studio. Gli Autori hanno preliminarmente osservato che il moto ondoso incidente viene in gran parte riflesso in corrispondenza del paramento esterno dell'opera e che, pertanto, il coefficiente di riflessione dipende prevalentemente dall'estensione e dalla permeabilità di quest'ultimo, oltre che dalle caratteristiche del moto ondoso incidente. Adoperando gli strumenti dell'analisi dimensionale, e confrontando differenti espressioni funzionali, è stata proposta una formula valida per strutture permeabili a cresta bassa, che viene riproposta di seguito modificata nei coefficienti per tener conto unicamente dei dati relativi ad opere a gettata di massi.

$$\ln K_r = 0.95 \ln \frac{H_{si}}{D_{50}} + 0.19 \ln \frac{h_c}{d} - 0.25 \ln s_p - 2.45 \quad (18)$$

L'Equazione (18) è valida per  $-1.5 < R_c/H_{si} < +1.5$  e, così come le (16)-(17), non può essere adoperata per strutture disposte nella zona dei frangenti ( $H_{si}/d > 0.6$ ). La Figura 15 confronta i valori di  $K_r$ , sperimentali e quelli calcolati mediante l'Equazione (18). Il grafico mostra una chiara correlazione tra stime e misure. La varianza residua (errore standard di 0.067) può attribuirsi a fattori di differente natura tra i quali possibili errori di misura o non omogeneità tra i differenti algoritmi di separazione del moto ondoso incidente e riflesso (Martinelli et al., 2003). Al di fuori dei limiti di validità dell' Equazione (18), Zanuttigh e Lamberti (2004) suggeriscono di adoperare, in accordo con l'analisi dei dati svolta nel corso dei paragrafi precedenti, le seguenti espressioni:

$$\begin{aligned}
 K_r &\approx 0.12 && \text{per } \frac{R_c}{H_{si}} < -1.5 \\
 \text{Eqn.(4)} &&& \text{per } +1.5 \leq \frac{R_c}{H_{si}} \text{ e } \xi_p < 10, \\
 K_r &\approx 0.24 && \text{per } \frac{R_c}{H_{si}} > +5.0
 \end{aligned}
 \tag{19}$$

**Trasmissione**

Una modifica della formula di D'Angremond è stata recentemente proposta da Briganti et al. (2003), al fine di migliorarne la qualità delle stime per strutture con coronamento ampio. Gli Autori suggeriscono di adoperare le Equazioni (11) e (12) fintantoché il rapporto  $B/H_{si}$  mantiene inferiore a 10, mentre per larghezze di cresta maggiori propongono la seguente espressione:

$$K_t = -0.35 \cdot \frac{R_c}{H_{si}} + 0.51 \cdot (1 - \exp(-0.41 \cdot \xi_p)) \cdot \left( \frac{B}{H_{si}} \right)^{-0.65}
 \tag{20}$$

I campi di esistenza di entrambe le formule (11)-(12) e (20) sono stati poi modificati, imponendo che il coefficiente di trasmissione sia comunque compreso tra un limite superiore pari a:

$$K_{t,max} = 0.93 - 0.006 \cdot \frac{B}{H_{si}}
 \tag{21}$$

ed un limite inferiore,  $K_{t,min}$ , pari a 0.05

Le formule vanno applicate per  $0.002 \leq \xi_p \leq 0.07$  e per  $H_{si}/D_{50} < 6$ . Anche le strutture per le quali risulta contemporaneamente,  $R_c/H_{si} > 1$  e  $H_{si}/D_{50} < 1$  non rientrano nel campo di applicazione delle formule.

L'Equazione (20), combinata con la (11), fornisce una stima ragionevole del coefficiente di trasmissione per un insieme piuttosto ampio di configurazioni strutturali. Tuttavia il modello introduce una discontinuità nella curva di previsione, che può generare incertezza nella stima quando il rapporto  $B/H_{si}$  è prossimo a 10. La Figura 16 mostra il confronto con i dati sperimentali.

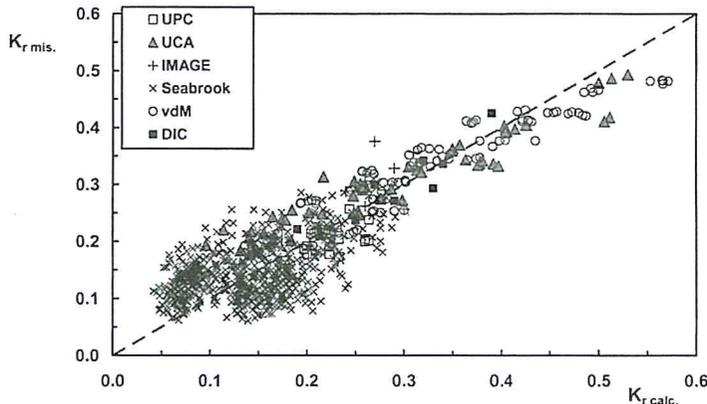


Figura 15 - Confronto tra dati sperimentali ed Equazione (18).

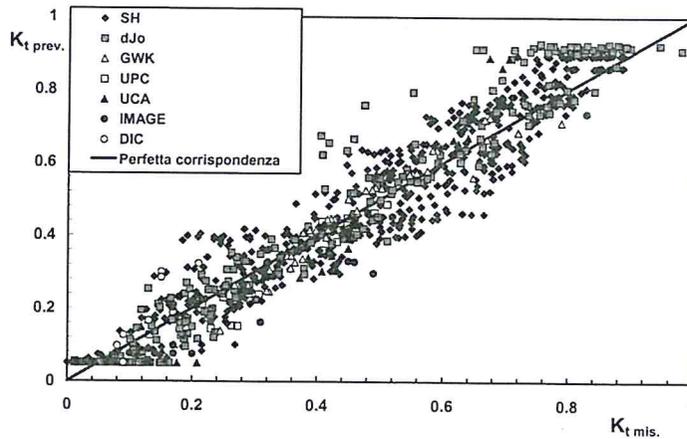


Figura 16 - Confronto tra i dati sperimentali e la formula di calcolo di Briganti et al. (2003).

La Tabella 5, riporta gli indici di affidabilità della formula, che è stata calibrata su gran parte dei dati discussi in questo lavoro.

Tabella 5 - Indici di affidabilità per la formula di Briganti et al. (2003).

Ampiezza coronamento	$\beta_c^\circ$	$\sigma_c^\circ$	N
$B/H_{si} < 8$	0.015	0.073	606
$8 \leq B/H_{si} \leq 14$	-0.045	0.070	124
$B/H_{si} > 14$	0.019	0.064	303

### Conclusioni e prospettive per il prosieguo della ricerca

Adoperando un insieme piuttosto ampio di dati sperimentali, il lavoro ha mostrato come le metodologie attualmente disponibili per la previsione dei coefficienti di riflessione e trasmissione per LCB non siano sempre sufficientemente affidabili.

Per quanto riguarda la riflessione, le equazioni di progetto tradizionali, valide per strutture non traccimabili, appaiono del tutto insufficienti ad interpretare il fenomeno nelle condizioni di ordinario funzionamento delle strutture a cresta bassa, interessate da frequente tracimazione.

In particolare, per barriere con  $R_c/H_{si}$  compreso tra -1.5 ed 1.5, il coefficiente di riflessione cresce con la quota di cresta relativa in maniera approssimativamente lineare. Tale andamento appare grossomodo speculare a quello del coefficiente di trasmissione, che, in accordo con l'equazione di bilancio dell'energia meccanica, tende invece a ridursi nello stesso intervallo.

Nel paragrafo 4 è stata proposta una formula (Equazione 18), basata su un'analisi di regressione multipla estesa ad un insieme di dati sperimentali più ampio di quello discusso nel presente lavoro (Zanutigh e Lamberti, 2004), che consente una stima senz'altro ragionevole del coefficiente di riflessione.

Per quanto riguarda il coefficiente di trasmissione, le formule di Daemen (1991) e D'Angremond et al. (1996) appaiono sufficientemente affidabili per strutture con larghezza di coronamento contenuta (rispettivamente  $B/H_{si} < 5$  e  $B/H_{si} < 8$ ). Quando la cresta delle barriere diviene ampia, la prima equazione tende a sottostimare le misure, mentre la seconda tende a sovrastimarle (Tabelle 2 e 3).

La formula di Seabrook ed Hall (1998) fornisce stime con caratteristiche approssimativamente uniformi per l'intero spettro di larghezze del coronamento indagato nel presente lavoro. Tuttavia gli scarti tra stime e misure appaiono mediamente più grandi rispetto a quanto riscontrato per le due precedenti equazioni (Tabella 4).

Tra le formule di progetto alternative, quella di Briganti et al. (Equazione 20), che in pratica modifica i coefficienti della formula di D'Angremond per  $B/H_{si} > 10$ , rappresenta senz'altro un utile riferimento per le pra-

tiche applicazioni, e può essere adoperata sia per strutture a cresta stretta sia per strutture a cresta ampia (Tabella 5). Tuttavia la presenza di una discontinuità nelle curve di previsione in corrispondenza di  $B/H_{si} = 10$ , rende incerta l'analisi della risposta idraulica delle strutture in situazioni prossime a quelle della singolarità. In tali condizioni ( $B/H_{si}$  intorno a 10), comunque, sia la formula di D'Angremond et al. (che presenta qui una leggera tendenza a sovrastimare i dati) sia la formula di Seabrook ed Hall (per strutture non emergenti) possono essere adoperate con relativa fiducia.

Il presente lavoro non può dirsi in ogni caso conclusivo e numerosi aspetti dei fenomeni studiati necessitano di un adeguato approfondimento.

In primo luogo è necessario studiare se ed in che misura le formule di progetto presentate siano applicabili a situazioni 3D, ovvero nel caso di attacco ondoso obliquo o *short crested*, od ancora in presenza di strutture di lunghezza contenuta od intervallate da varchi.

Riguardo la trasmissione ondosa, ad esempio, la ricerca condotta da Seabrook ed Hall (1998) ha mostrato come le formule di progetto calibrate in canale tendano a sottostimare, sebbene non in maniera troppo pronunciata, il  $K_t$  misurato in vasca. Tale risultato sembra confermato dagli studi 3D recentemente svolti presso l'Università di Aalborg (Danimarca, Van der Meer et al., 2003) e di Bari (Martinelli et al., 2004). La Figura 17 mostra un confronto tra la formula di Briganti et al. (2003) e i dati raccolti alle Università di Aalborg e Bari.

L'attuale grado di approfondimento delle analisi, però, insieme con la relativa esiguità dei dati a disposizione, non consentono ancora conclusioni operative di carattere generale. Soprattutto è necessario approfondire le tematiche riguardanti la mutua interazione tra diffrazione e trasmissione nelle situazioni reali.

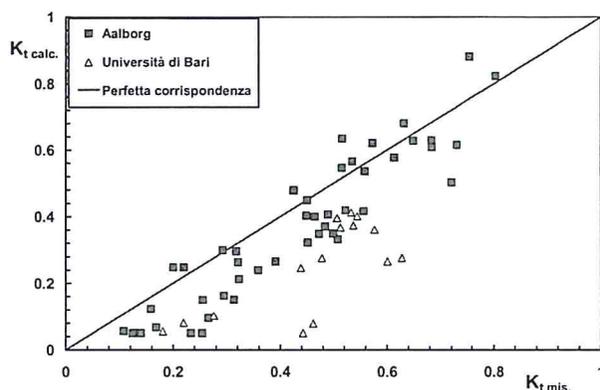


Figura 17 - Confronto tra dati sperimentali 3D e la formula di calcolo di Briganti et al. (2003).

Ulteriori indagini ed analisi sono poi attualmente in corso, al fine di approfondire le conoscenze riguardo all'influenza sul coefficiente di trasmissione di alcuni parametri strutturali ai quali le ricerche sin qui svolte hanno dedicato apparentemente poca attenzione. Tra questi la pendenza del paramento esterno delle opere,  $\tan \alpha_{off}$ , appare di grande rilievo perché pendenze relativamente dolci, spostando verso il largo la sezione in cui ha luogo il frangimento del moto ondoso incidente, potrebbero determinare un ampliamento della *surf-zone*, con effetti in termini di coefficiente di trasmissione simili a quelli di un allargamento della cresta, ma con un minor dispendio di materiale.

In tal senso un'indagine assai interessante è stata svolta presso l'Università di Firenze (Cappiotti, 2002) adoperando modelli di barriere con  $\tan \alpha_{off}$  sino ad  $1/5$ ; contemporaneamente presso l'Università di Napoli sono stati condotti esperimenti su un modello di struttura sommersa con pendenza del paramento esterno  $1/10$  (Calabrese e Buccino, 2005) la cui permeabilità è stata modulata mediante l'inserimento nel corpo dell'opera di un setto in materiale plastico di diversa altezza. I risultati preliminari di queste indagini sembrerebbero confermare che una riduzione di pendenza del paramento esterno induca una riduzione del coefficiente di trasmissione, in specie per strutture con larghezza del coronamento ridotta e quota di cresta prossima al livello medio. Per tenere conto di tale effetto, Cappiotti ha proposto di adoperare nelle formule previsione una larghezza di cresta "equivalente in termini di dissipazioni", sulla cui efficacia sono attualmente in corso interessanti approfondimenti.

## Ringraziamenti

Gran parte dei risultati presentati in questo lavoro sono stati ottenuti grazie alla collaborazione tra diversi ricercatori europei ed italiani nell'ambito dei progetti di ricerca "DELOS", coordinato dal Prof. A. Lamberti (Università di Bologna), "CLASH", coordinato dal Prof. G. de Rouck (Università di Gent, Belgio), "Low Crested and Submerged Breakwaters in Presence of Broken Waves", coordinato dal Prof. M. Calabrese (Università di Napoli) e "PRIN 2001", coordinato dal Prof. A. Lamberti (Università di Bologna). Gli Autori ringraziano tutti coloro che hanno partecipato al lavoro di ricerca mediante lo svolgimento delle prove sperimentali, l'analisi dei dati e le proficue discussioni.

Un vivo ringraziamento al Dr. J. W. Van der Meer per la collaborazione alla costruzione del database ed i preziosi suggerimenti.

## Bibliografia

- Allsop N.W.H. (1990) - *Reflection performance of rock armoured slope in random waves*. Proceedings of International Conference on Coastal Engineering. ASCE: 1460 - 1472.
- Allso N.W.H. e Hietiarachi S.S. (1988) - *Reflection from coastal structures*. Proceedings of International Conference on Coastal Engineering. ASCE: 782 - 794.
- Aminti P., Zanuttigh B., Martinelli L., Lorenzoni C. e Clementi E. (2005) - *Esperimenti di laboratorio e osservazioni di campo dell'erosione indotta da opere tracimabili*. Studi costieri n. 9.
- Battjes J.A. (1974) - *Surf similarity*. Proc. 14<sup>th</sup> Coastal Engineering Conference. ASCE: 466 - 479.
- Benoit M. e Tesson C. (1994) - *Laboratory study of breakwater reflection: effect of wave obliquity, wave steepness and mound slope*. International Symposium: Waves-Physical and Numerical Modelling: 1021 - 1030.
- Briganti R., Van der Meer J.W., Buccino M. e Calabrese M. (2003) - *Wave Transmission behind low crested structures*. Proc. Coastal Structures, Portland, USA. Balkema: 580 - 592.
- Calabrese M. e Buccino M. (2005) - *Effect of offshore slope on hydraulic performance of submerged breakwaters*. Articolo proposto per MEDCOAST 2005.
- Calabrese M., Vicinanza D. e Buccino M. (2002a) - *Large scale experiments on the behaviour of low crested and submerged breakwaters in presence of broken waves*. Proceedings of International Conference on Coastal Engineering. ASCE:1900 - 1912.
- Calabrese M., Vicinanza D. e Buccino M. (2002b) - *Trasmissione ondosa a tergo di scogliere a cresta bassa*. Studi Costieri n. 5: 83-96.
- Cappietti L. (2002) - *Rapporto prove sperimentali su barriere sommerse realizzate dall'unità operativa di Firenze nel 2002 per il progetto PRIN2001*. Dipartimento di Ingegneria Civile Università di Firenze, presentato alla riunione di coordinamento del progetto PRIN2001 tenuta al LIC del Politecnico di Bari, 8-9 Novembre 2002.
- Cappietti L., Martinelli L. e Zanuttigh B. (2004) - *Experimental analysis of piling-up and filtration in presence of low crested structures*. XXIX Convegno di idraulica e Costruzioni Idrauliche, Trento, settembre 2004. Pp.:713 - 720
- Channel A.R. e Allsop N.W.H. (1989) - *Wave reflection in harbours: reflection performance of rock armoured slopes in random seas*. Report OD 102, HR Wallingford.
- Cross R..H. e Sollitt C.K. (1972) - *Wave transmission by overtopping*. Journal of Waterways, Port, Harbors and Coastal Engineering Division. ASCE: 295 - 309.
- Daemen I.F.R. (1991) - *Wave transmission at low-crested structures*. MSc thesis Delft University of Technology, Delft Hydraulics Report H462.
- Damiani L., Martinelli L., Lorenzoni C., Cappietti L. e Zanuttigh B. (2004) - *Esperimenti di laboratorio sulla circolazione indotta da strutture tracimabili e confronto con i modelli*. Studi costieri, n. 9.
- 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.
- Davidson M.A., Bird P.A., Bullock G.N. e Huntley D.A. (1994) - *Wave reflection: Field measurements, analysis and theoretical developments*. Proceedings of Coastal Sediments. ASCE: 642 - 655.
- De Jong R.J. (1996) - *Stability of Tetrapods, crest and rear of a low crested breakwater*. Master of Science Thesis. Delft Hydraulics of Technology.
- Gironella X., Sanchez-Arcilla A., Briganti R., Sierra J. P. e Moreno L. (2002) - *Submerged breakwaters, toward a functional design*. Proceedings International Conference on Coastal Engineering. ASCE:1768 - 1777.

- Hanson H. e Kraus N. C. (1991) - *Numerical simulation of shoreline change at Lorain, Ohio*. Journal of Waterways, Port, Coastal and Ocean Engineering, ASCE: 1 - 17.
- Martinelli L., Zanuttigh B. e Lamberti A. (2003) - *Comparison of directional wave analysis methods on laboratory data*. IAHR 2003, XXX Congress. (A): 35 - 362.
- Martinelli L., Archetti R., Clementi E. e Lamberti A., (2004) - *Effetti morfologici associati ad un sistema di strutture tracimabili: prove di laboratorio ed osservazioni in campo*. XXIX Convegno Nazionale di Idraulica e Costruzioni Idrauliche: 589 - 596.
- Nakamura M., Shiraishi H. e Sasaki Y. (1966) - *Wave damping effect of Submerged Dike*. Proceedings of International Conference of Coastal Engineering, ASCE: 254 - 267.
- Pilarczyk K.W. (2003) - *Design of low-crested (submerged) structures - an overview*. Proc. 6<sup>th</sup> International Conference on Coastal and Port Engineering in Developing Countries. Colombo, Sri Lanka, 2003: 1 - 17.
- Postma G. M. (1989) - *Wave reflection from rock slopes under random wave attacks*. PhD thesis, Delft University of Technology.
- Ruol P. e Faedo A. (2002) - *Physical Model Study on Low-Crested Structures under Breaking Wave Conditions*. Proc. MEDCOAST 2002, Turkey: 41 - 59.
- Ruol P. Faedo A. e Paris A. (2003) - *Prove sperimentali sul comportamento di una scogliera a cresta bassa e sul fenomeno di piling-up a tergo di essa*. Studi Costieri, vol.7: 41 - 59.
- Sassi G., Briganti R. e 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. e Hall K.R. (1998) - *Wave transmission at submerged rubble mound breakwaters*. Proceedings of International Conference on Coastal Engineering, ASCE: 2000 - 2013.
- Seelig W.N. (1983) - *Wave reflection from coastal structures*. Proceedings of Coastal Structures, ASCE: 961 - 973.
- Sumer M., Fredsøe J., Zanuttigh B., Lamberti A., Dixen M., Gislason K. e Di Penta A.F. (2005) - *Local scour and erosion around low crested coastal defence structures*. Coastal Engineering, DELOS Special Issue, in revisione.
- Tanaka N. (1976) - *Effects of submerged rubble-mound breakwater on wave attenuation and shoreline stabilization*. Proceedings of Japanese Coastal Engineering Conference: 152-157 (in giapponese).
- Van der Meer J.W. (1988) - *Rock slopes and gravel beaches under wave attack*. PhD-thesis Delft University of Technology, NL.
- Van der Meer J.W. (1990) - *Low crested and reef breakwaters*. Technical report, Delft Hydraulics, Report n.H986 II.
- Van der Meer J.W. e Daemen I.F.R. (1994) - *Stability and wave transmission at low crested rubble mound breakwaters*. Journal of Waterways, Port, Coastal and Ocean Engineering, vol. 1: 1-19. ASCE: 2156 - 2168.
- Van der Meer J.W., Regeling E. e de Waal J.P. (2000) - *Wave transmission: spectral changes and its effects on run-up and overtopping*. Proc. of International Conference of Coastal Engineering, ASCE.
- Van der Meer J.W., Wang B., Wolters A., Zanuttigh B. e Kramer M. (2003) - *Oblique wave transmission over low-crested structures*. Proc. Coastal Structures, Balkema: 567 - 579.
- Van der Meer J.W., Briganti R., Zanuttigh B. e Wang B. (2005) - *Wave transmission and reflection at low crested structures: effects on the spectra and formulae for a conceptual design*. Coastal Engineering, DELOS Special Issue, in revisione.
- Zanuttigh B., Lamberti A. e Guerrero M. (2003) - *3D hydrodynamics around low-crested structures: experimental results and numerical simulations*. MEDCOAST: 2133 - 2144.
- Zanuttigh B. e Lamberti A. (2004) - *Analysis of wave reflection at coastal defence structures*. XXIX Convegno Nazionale di Idraulica e Costruzioni Idrauliche: 653 - 660.

Manoscritto ricevuto il 30/06/05, accettato il 10/10/05.