

Università degli Studi di Napoli Federico II
Polo delle Scienze e delle Tecnologie
Facoltà di Ingegneria



DIIA
Dipartimento di Ingegneria Idraulica ed Ambientale Girolamo Ippolito

Dottorato di Ricerca in
Ingegneria delle Reti Civili e dei Sistemi Territoriali
Indirizzo Ingegneria Idraulica
XVIII ciclo

Tesi di Dottorato

RIFLESSIONE DI ONDE REGOLARI IN PRESENZA DI OPERE A GETTATA

PASQUALE DI PACE

TUTORI:

Prof. ing. Edoardo Benassai

Prof. ing. Mario Calabrese

COORDINATORE:

Prof. ing. Domenico Pianese

NAPOLI, NOVEMBRE 2006

E smemoro nell'arte dell'arte la stanchezza.

Indice

Indice	5
Lista dei simboli	8
INTRODUZIONE	12
CAPITOLO 1. Generalità sulla riflessione	18
Generalità sulla riflessione e definizione di coefficiente di riflessione	18
1.1 Cenni teorici sulla riflessione delle onde regolari.....	19
1.1.1 Riflessione totale.....	20
1.1.2 Riflessione parziale	21
1.1.3 Determinazione del coefficiente di riflessione	22
1.1.3.1 Il metodo di Healy (1953) per la determinazione del coefficiente di riflessione	22
1.2 Metodologie di laboratorio per la individuazione dell'onda incidente e dell'onda riflessa	24
1.2.1 Descrizione dei metodi di separazione utilizzati	24
CAPITOLO 2. Riflessione in presenza di struttura costiera	30
2.1 Strutture non tracimabili	30
2.1.1 Riflessione su slope impermeabile.....	30
2.1.2 Riflessione su slope permeabile.....	33
2.2 Strutture tracimabili	43
2.3 Spiagge.....	48
2.4 Formulazioni teoriche	54
CAPITOLO 3. Analisi sperimentale	57
3.1 Installazione sperimentale.....	57
3.1.1 Canale ad onde.....	57
3.1.2 Sistema di generazione	60
3.1.3 Sistema di acquisizione.....	60
Sensori.....	60
Calibrazione	61
Acquisizione dei dati.....	62
3.1.4 Sistema di assorbimento dell'energia ondosa riflessa	63
3.1.4.1 L'assorbitore passivo	63
3.1.4.1.1 Messa a punto del sistema di assorbimento	66
3.1.4.1.2 Verifica dell'assorbitore passivo.....	72
3.1.4.2 Assorbitore dinamico	74
3.2 Progettazione del modello.....	76
3.2.1 Progetto del modello	76
3.2.1.1 Scelta del tirante idrico	77
3.2.1.2 Dimensionamento del masso di mantellata.....	79
3.2.1.3 Caratteristiche del materiale di mantellata.....	86
Porosità e peso specifico dei massi.....	86
3.2.2 Sintesi delle caratteristiche geometriche dei modelli.....	87
3.3 Programma dei tests.....	91
3.4 Descrizione delle altre serie di tests analizzate.....	91
CAPITOLO 4. Analisi parametrica	93

4.1 Valutazione della massima efficienza delle metodologie di separazione	93
Premessa	93
4.1.1 Perché il metodo di separazione può influenzare la stima del coefficiente di riflessione	93
4.2 Valutazione dell'influenza dei parametri geometrici e dei parametri ondosi sul coefficiente di riflessione	96
4.2.1 Analisi dell'influenza dell'altezza d'onda incidente e del <i>freeboard</i> : scogliere emergenti	97
4.2.2 Analisi dell'influenza della pendenza del paramento lato mare dell'opera: scogliere emergenti	104
4.2.3 Analisi dell'influenza della larghezza di cresta dell'opera: scogliere emergenti	106
4.2.4 Analisi dell'influenza del periodo del moto ondoso incidente: scogliere emergenti	108
4.2.5 Analisi dell'influenza dell'altezza d'onda incidente e del <i>freeboard</i> : scogliere sommerse ($R_c < 0$)	110
4.2.6 Analisi dell'influenza della pendenza del paramento lato mare dell'opera: scogliere sommerse	113
4.2.7 Analisi dell'influenza della larghezza di cresta dell'opera: scogliere sommerse	114
4.2.8 Analisi dell'influenza del periodo del moto ondoso incidente: scogliere sommerse	117
CAPITOLO 5. Confronto fra le stime delle formule esistenti e determinazione di una nuova formula per la riflessione del moto ondoso in presenza di scogliera	121
Premessa	121
5.1 Valutazione dell'efficienza delle formule esistenti per la riflessione ondosa per onde regolari	121
5.2 Valutazione dell'efficienza delle formule esistenti per la riflessione ondosa in presenza di moto ondoso irregolare	126
5.3 Determinazione di una nuova formula per la riflessione del moto ondoso	133
5.3.1 Il caso delle scogliere emergenti	134
5.3.2 Il caso delle scogliere sommerse	139
5.4 Verifica della robustezza delle formule	143
CAPITOLO 6. Conclusioni	147
Indice delle figure	149
Indice delle foto	155
Indice delle tabelle	155
Bibliografia	157
Appendice A.1	164
Premessa	164
Analisi del segnale nel dominio delle frequenze	164
Trasformata di Fourier	165
Serie di Fourier	165
Discrete Fourier Transform (DFT)	166
Discrete Time Fourier Transform (DTFT)	167
Spettro di potenza e spettro di energia o di varianza	167
Potenza di un segnale	168

Varianza e Periodogramma.....	169
Progetto di filtri.....	171
Alcune considerazioni sull'applicazione del concetto di Trasformata di Fourier al moto ondoso	175
Appendice A.2	180
Lay-out e sintesi dei tests sperimentali	180
Appendice A.3	208

Lista dei simboli

B	larghezza di coronamento della barriera;
d	profondità al piede dell'opera in corrispondenza del paramento esterno;
D ₅₀	diametro mediano della mantellata;
M ₅₀	peso mediano della mantellata;
n	porosità della struttura;
g	accelerazione di gravità;
ε	scabrezza della struttura;
μ	viscosità dinamica dell'acqua;
P	permeabilità della struttura;
ρ _{w,s}	densità dell'acqua, dei massi costituenti la barriera;
$\Delta = \frac{\rho_s}{\rho_w} - 1$	densità di massa relativa;
S	grado di danneggiamento, rapporto fra l'area della porzione di mantellata interessata dal danneggiamento ed il quadrato del diametro nominale;
u _T	componente orizzontale della velocità angolare delle particelle idriche;
Φ _T	potenziale dell'onda stazionaria;
θ _i	angolo fra la normale all'asse longitudinale della barriera e la direzione di propagazione del moto ondoso incidente;
hc	altezza dell'opera;
Rc	quota di coronamento della struttura rispetto la livello idrico medio;
tan _{α_{off}}	pendenza del paramento lato mare della barriera;

\tan_{cin}	pendenza del paramento lato terra della barriera;
η	superficie idrica libera;
$H_j(j = i, r, t, b, m_0)$	altezza d'onda incidente, riflessa, trasmessa; incidente frangente, riferita al momento spettrale di ordine 0;
$H_{r.m.s} = 2\sqrt{2 \cdot m_0} = \frac{H_{m0}}{\sqrt{2}}$	altezza d'onda quadratica media, riferita al momento spettrale di ordine 0;
$a_j(j = i, r, t, b) = \frac{H_j(j = i, r, t, b)}{2}$	ampiezza d'onda incidente, riflessa, trasmessa; incidente frangente;
$T_j(j = i, p, m)$	periodo ondoso incidente, incidente “di picco”, incidente medio;
$L_0 = \frac{g \cdot T_i^2}{2\pi}$	lunghezza d'onda di largo a partire dalla teoria di Airy;
$L_{0p} = \frac{g \cdot T_p^2}{2\pi}$	lunghezza d'onda di largo a partire dalla teoria di Airy calcolata in corrispondenza del periodo “di picco” dello spettro di potenza;
$L_{0m} = \frac{g \cdot T_m^2}{2\pi}$	lunghezza d'onda di largo a partire dalla teoria di Airy calcolata in corrispondenza del periodo medio dello spettro di potenza;
L_t	lunghezza d'onda calcolata al piede del paramento esterno a partire dalla teoria di Airy;
L_p	lunghezza d'onda calcolata al piede del paramento esterno a partire dalla teoria di Airy, corrispondente alla frequenza “di picco” dello spettro di potenza;
$s = \frac{2\pi \cdot H_i}{g \cdot T_i^2}$	ripidità rappresentativa;
$s_b = \frac{2\pi \cdot H_b}{g \cdot T_i^2}$	ripidità rappresentativa in corrispondenza dell'altezza d'onda a frangimento;
$s_p = \frac{2\pi \cdot H_i}{g \cdot T_p^2}$	ripidità rappresentativa “di picco”;

$s_p = \frac{2\pi \cdot H_i}{g \cdot T_{pi}^2}$	ripidità riferita al periodo calcolato dalla seguente relazione $T_p/1.1$, valida per spettro monomodale;
$\xi = \frac{\tan_{aoff}}{\sqrt{s}}$	parametro di Irribarren o <i>surf similarity parameter</i> ;
$\xi_b = \frac{\tan_{aoff}}{\sqrt{s_b}}$	parametro di Irribarren per s_b ;
$\xi_p = \frac{\tan_{aoff}}{\sqrt{s_p}}$	parametro di Irribarren “di picco”;
$\sigma(\text{oppure } \omega) = \frac{2\pi}{L}$	frequenza angolare di oscillazione dell’onda;
$k(\text{oppure } K) = \frac{2\pi}{L}$	numero d’onda;
$U_f = \frac{H \cdot L^2}{d^3}$	numero di Ursell (1960);
$E_j (j = i, r, t)$ trasmessa	densità di energia meccanica incidente, riflessa, trasmessa
$m_{0j} (j = i, r, t)$	area dello spettro di densità di energia energia incidente, riflesso, trasmesso;
K_r	coefficiente di riflessione;
K_t	coefficiente di trasmissione;
K_d	coefficiente di dissipazione;
j	unità immaginaria;
JONSWAP	spettro di energia JONSWAP;
PM	spettro di energia Pierson Moskowitz;
TMA	spettro di energia su profondità finita (Textel, Marsen e Arloe <i>spectrum</i>);
NF	nuova formula (5.5) calcolata correlando K_r e ξ ;
GS	metodo di separazione dell’onda incidente e di quella riflessa basato sull’algoritmo di Goda e Suzuki (1976);

MF	metodo di separazione dell'onda incidente e di quella riflessa basato sull'algoritmo di Mansard e Funke (1980);
I	metodo di separazione dell'onda incidente e di quella riflessa basato sull'algoritmo di Isaacson (1991);
FB	metodo di separazione dell'onda incidente e di quella riflessa basato sull'algoritmo di Frigaard e Brorsen (1995);
Bristol	data-set di Debski e Loveless (1997);
Govea (o Garcia Govea)	data-set di Garcia Govea (2000);
UoN	data-set Università di Napoli (2006);
MELITO	data-set di Melito e Melby (2002);
RUOL	data-set di Ruol e Faedo (2002);
SEABROOK	data-set di Seaabrok e Hall (1998);
LWT	teoria lineare dell'onda.

INTRODUZIONE

La sempre più diffusa cattiva gestione del territorio costiero, quando non ispirata a principi di corretta progettazione, ma piuttosto inquinata da interessi particolari, o da interventi non pianificati e coordinati, ha comportato, fra le altre conseguenze, l'insorgere di fenomeni di erosione costiera. Tale situazione, diffusa a tutti i tipi di costa, è particolarmente evidente per la fascia costiera più vulnerabile: la spiaggia.

Il rapido arretramento delle spiagge costituisce un serio problema di non agevole soluzione, sia per l'ecosistema costiero, sia per le economie locali. Tale scenario è ascrivibile tanto a cause di ordine naturale quanto all'azione dell'uomo.

Fra gli interventi antropici responsabili dell'arretramento delle coste si segnalano la regimazione idraulica delle aste fluviali e torrentizie, la cementificazione degli argini e traverse che ritardano l'afflusso dei prodotti di dilavamento nei canali di drenaggio, le dighe di ritenuta delle acque per uso irriguo, potabile ed industriale, il prelievo di inerti dagli alvei fluviali, la presenza di strutture portuali ed urbane che ostacola la redistribuzione dei sedimenti recapitati alla costa dai principali corsi d'acqua.

Per limitare l'erosione costiera esistono due fondamentali approcci: un approccio naturale (*soft measures*) ed un approccio con opere artificiali (*hard measures*).

L'approccio naturale prevede la realizzazione di ripascimenti artificiali, che consistono nel versamento di materiale granulare, di caratteristiche (tessiture, cromatiche, etc.) compatibili con quelle del materiale di sedime, per stabilizzare la linea di costa. Il vantaggio di un simile approccio è quello di consentire una stabilizzazione della spiaggia rendendo minimo l'impatto sull'ambiente ed evitando di interferire con i fenomeni naturali di trasporto litoraneo. Di contro, i costi elevati, soprattutto per ripascimenti non protetti, costituiscono il principale deterrente, sebbene un'attenta analisi costi benefici non ne sconsigli l'utilizzo.

Fra gli interventi strutturali possono annoverarsi: opere parallele alla linea di riva e da questa distaccate (scogliere frangiflutti); opere perpendicolari alla costa (pennelli); opere parallele ed aderenti alla riva; sistemi di difesa a T; muri di protezione; combinazioni dei tipi precedenti.

Gli interventi di tipo strutturale, la cui diffusione è riconducibile alla possibilità di intervenire in maniera localizzata, arginando il fenomeno erosivo solo sui tratti di litorale laddove esso si presenta, ed alla durata elevata che dette opere hanno mostrato, spesse volte aumentano il volume di materiale del tratto di litorale in prossimità del quale sono collocati, con ovvie ricadute in termini di ammanco

nei tratti di litorale limitrofi non direttamente interessati dall'intervento e addirittura sull'intera unità fisiografica. Inoltre, gli interventi manutentivi possono essere tutt'altro che trascurabili per le modifiche indotte dalle opere sul fondale. Infine, gli effetti indotti sull'ambiente possono essere incompatibili con una fruibilità balneare ottimale.

La soluzione verso cui sempre di più ci si indirizza nella progettazione di opere di difesa costiera, sia per via dell'acquisizione di maggiori informazioni sui dati ambientali marini (onde, maree, correnti), sia per il progresso delle conoscenze sui processi idrodinamici costieri, sia per la consapevolezza di dover coniugare la protezione del litorale con la salvaguardia dell'ambiente, è costituita da una commistione di interventi strutturali ed interventi non strutturali, con una combinazione di versamenti di materiali e scogliere sommerse. Proprio queste ultime rappresentano l'argomento approfondito e trattato nel contesto del presente lavoro di ricerca.

Le scogliere

Le scogliere impiegate come opere di protezione costiera vengono orientate sulla base del moto ondoso dominante ed incidono in maniera più o meno pronunciata sul litorale a seconda della loro configurazione; la risposta del litorale (*shoreline response*) può essere schematicamente di tre tipi: lievi ondulazioni (*no response*); cuspidi (*salient*); tombolo.



Figura 1: esempio di scogliera emergente a gettata: litorale di Agnone Cilento (Sa) (2005).



Figura. 2: litorale di Agnone Cilento (Sa) dopo l'intervento di delocalizzazione di una scogliera (2006).



Figura. 3: esempio di sistema di scogliere a cresta bassa: litorale di Castelvoturno (Na).

Le scogliere presentano normalmente sezione trasversale trapezoidale e sono costituite da materiale calcareo o, più raramente, da elementi in calcestruzzo o da altri materiali quali legno, ferro, etc.

Le caratteristiche geometriche delle scogliere possono variare entro ampi spettri. Vi sono scogliere emergenti, sommerse, o con *freeboard* in prossimità del livello medio, e scogliere con larghezza di cresta più o meno piccola, nonché scogliere con pendenze dei paramenti dolci o acclivi.

Negli anni recenti l'impiego di strutture di difesa costiera a cresta bassa (LCSs) ha ricevuto un crescente interesse, attesa l'implicita capacità offerta da tale tipologie di opere di coniugare la protezione della linea di costa con la riduzione dell'impatto ambientale. In tal senso, significativi sforzi possono registrarsi in letteratura scientifica tesi all'individuazione di metodologie previsionali (modelli, formule) dei principali fenomeni di interazione fra LCS e moto ondoso: trasmissione e riflessione ondosa; modifiche degli spettri di potenza energetica nella zona d'ombra delle opere di protezione; fenomeni di *run-up* e di *overtopping*.

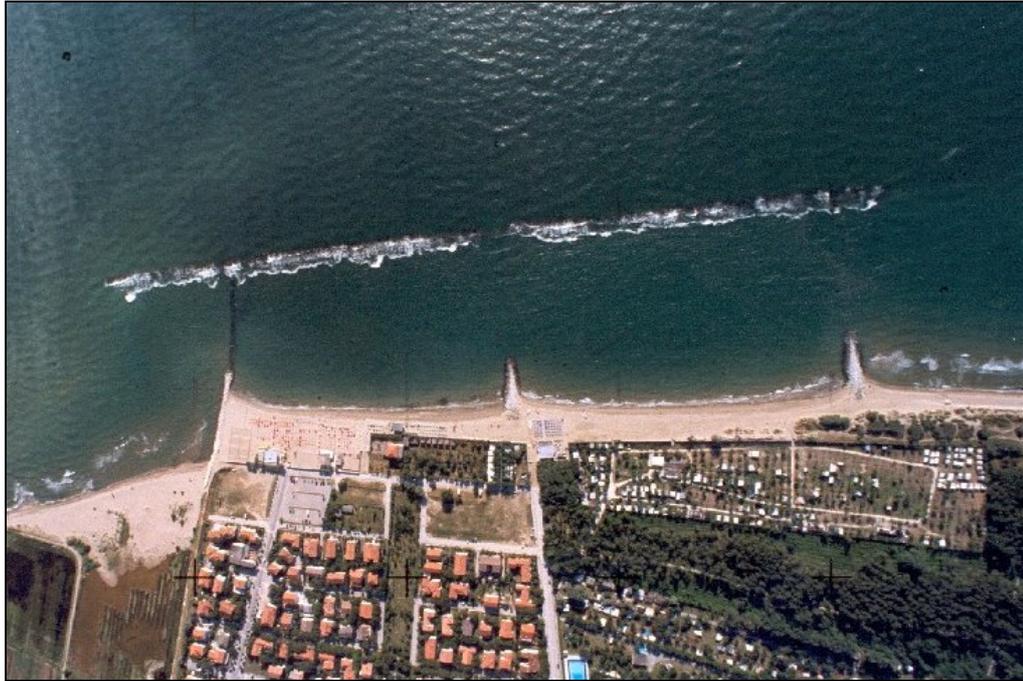


Figura.4: esempio di scogliera a cresta bassa (LCS): litorale di Lido di Dante (Ra).

Perché questa tesi

I diversi modelli impiegati per prevedere la risposta della spiaggia in presenza di una scogliera tengono esclusivamente conto di parametri quali la distanza della scogliera dalla costa, o la sua lunghezza, o, eventualmente, l'ampiezza dei varchi. È invece ormai acclarato come i metodi previsionali (Hsu *et al.*, 1989) utilizzati per prevedere la forma assunta da una spiaggia in presenza di interventi di difesa costiera falliscano poichè non contemplano l'influenza del coefficiente di trasmissione K_t . Ciò ha moltiplicato gli sforzi della ricerca per approfondire la comprensione dei meccanismi che sovrintendono al processo fisico di trasmissione ondosa. Oggi diverse formule offrono un'affidabile stima dei valori di K_t (Calabrese *et al.*(2002), d'Angremond *et al.* (1996)) per qualunque tipologie di opera di difesa.

Fra le diverse modalità di fallimento di una scogliera vanno senz'altro citato i fenomeni di *scour*, e cioè le erosioni che possono verificarsi al piede delle scogliere. Numerosi rapporti documentano tale evenienza; fra gli altri, si segnalano quelli di Oumeraci (1994) e di Whitehouse (1998) e risulta finanziato un progetto di ricerca triennale: SCARCOST (*Scour Around Coastal Structures*), inserito nel contesto del progetto MAST (Marine and Science Technology) dell'UE.

Singolarmente, a fronte di una certa vastità di studi che analizzano la riflessione di opere non trascinabili, ed a dispetto di un ben modellato e compreso fenomeno di trasmissione ondosa a tergo delle barriere, solo recentemente risulta intensivamente indagato il fenomeno della riflessione ondosa in presenza di opere trascinabili (LCSs). A riguardo possono citarsi, fra quelli di maggiore interesse, i lavori di Zanuttigh e Lamberti (2004), e Zanuttigh e van der Meer (2006). Tali studi, pur basati su di un ampio range di esperimenti, derivano da tests predisposti per studiare altri tipi di fenomeni. Da ciò discende naturalmente una selezione fra tutte le variabili che potenzialmente influenzano il fenomeno

della riflessione ondosa, che si riverbera sulla stima del coefficiente di riflessione K_r (rapporto fra altezza d'onda riflessa ed altezza d'onda incidente). Pertanto, per affrontare l'argomento di ricerca, si è reso necessario predisporre ed effettuare in maniera puntuale uno studio sistematico basato su di un largo numero di sperimentazioni ottenute variando entro ampi range tutti i parametri che presumibilmente potessero influenzare i valori del coefficiente di riflessione.

E' stata condotta nel corso dell'anno 2006 una intensiva campagna di esperimenti (circa 1000 tests) su modello fisico bi-dimensionale nel Dipartimento di Ingegneria Idraulica ed ambientale "G. Ippolito" dell'Università degli studi di Napoli "Federico II".

I tests sono stati effettuati con onde regolari per affrancare per quanto possibile l'indagine dalle informazioni spurie che possono derivare dall'impiego dei metodi per separare onda incidente ed onda riflessa (Goda e Suzuki, 1976; Mansard e Funke, 1980) in presenza di moto ondoso irregolare.

I parametri che sono stati variati sono: larghezza della cresta (B); affondamento rispetto al livello medio (R_c); pendenza *off-shore* del paramento della scogliera; periodo del moto ondoso incidente (T); altezza d'onda incidente (H).

Con lo scopo di potenziare il data-set suddetto (UoN), i dati sono stati integrati da due ulteriori serie di tests condotti su modelli di strutture con caratteristiche similari a quelle dei modelli impiegati nei test UoN, rispettivamente all'Università di Bristol (Debski e Loveless, 1997) ed a quella di Caen (Garcia Govea, 2000), ottenendo un database di 1200 tests sulla riflessione di LCS in presenza di moto ondoso regolare.

CAPITOLO 1. Generalità sulla riflessione

Generalità sulla riflessione e definizione di coefficiente di riflessione

Il coefficiente di riflessione rappresenta un parametro di estrema importanza ai fini di una corretta progettazione delle scogliere a cresta bassa (LCS), e più in generale delle scogliere distaccate dalla costa. Esso rappresenta il rapporto fra l'altezza d'onda riflessa verso largo (*shoreward*), H_r , e quella incidente, H_i :

$$K_r = \frac{H_r}{H_i}, \quad (1.1)$$

o, alternativamente, come rapporto fra radici delle energie riflesse, E_r , ed incidenti, E_i :

$$K_r = \sqrt{\frac{E_r}{E_i}}. \quad (1.2)$$

Per onde random, la formule (1.1) mantiene immutata la struttura, con H_r ed H_i altezza d'onda significativa (sia come $H_{1/3}$, sia come altezza d'onda *zero-moment*) riflessa ed altezza d'onda significativa incidente.

Se si assume lineare sia il campo d'onda incidente sia quello riflesso, allora la (1.2) può essere scritta anche come segue:

$$K_r = \sqrt{\frac{m_{0r}}{m_{0i}}}, \quad (1.3)$$

con m_{0r} ed m_{0i} , rispettivamente, varianza riflessa ed incidente dell'elevazioni d'onda.

1.1 Cenni teorici sulla riflessione delle onde regolari

Con riferimento alla simbologia adottata in Figura (1.1), fissato il verso di x positivo in accordo con la direzione di propagazione dell'onda incidente, avremo per le onde incidenti l'equazione:

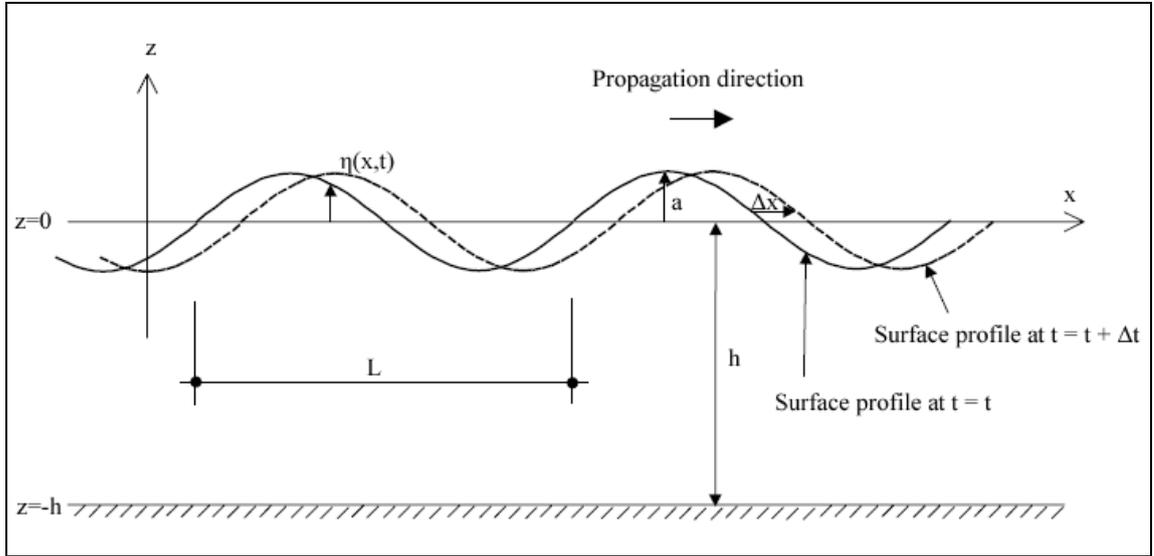


Figura 1.1: schema di riferimento per la definizione dei parametri caratterizzanti l'onda. Nella figura il tirante idrico è indicato col simbolo h, in luogo di d.

$$\eta_1 = a_1 \text{sen}(K_1 x - \sigma_1 t + \delta_1) \quad (1.4)$$

e per le riflesse, che procedono nel senso delle x negative, l'equazione:

$$\eta_2 = a_2 \text{sen}(K_2 x + \sigma_2 t + \delta_2). \quad (1.5)$$

Il moto risultante, somma di due armoniche viaggianti in senso opposto, avrà equazione

$$\eta_T = a_1 \text{sen}(K_1 x - \sigma_1 t + \delta_1) + a_2 \text{sen}(K_2 x + \sigma_2 t + \delta_2); \quad (1.6)$$

spostando la posizione dell'origine delle x si può annullare lo sfasamento δ_1

$$\eta_T = a_1 \text{sen}(K_1 x - \sigma_1 t) + a_2 \text{sen}(K_2 x + \sigma_2 t + \delta_2). \quad (1.7)$$

Applicando la formula di addizione del seno:

$$\eta_T = a_1 \text{sen}(K_1 x - \sigma_1 t) + a_2 \cos \delta_2 \text{sen}(K_2 x + \sigma_2 t) + a_2 \text{sen} \delta_2 \cos(K_2 x + \delta_2 t). \quad (1.8)$$

Quindi l'onda risultante può ritenersi somma di tre armoniche: la prima progressiva di ampiezza a_1 ; la seconda retrograda di ampiezza $a_2 \cos \delta_2$; la terza retrograda di ampiezza $a_2 \text{sen} \delta_2$, sfasata rispetto alle precedenti di $\frac{\pi}{2}$.

1.1.1 Riflessione totale

Quando un treno d'onde incontra un ostacolo, parte dell'energia incidente viene riflessa, parte trasmessa a tergo dell'ostacolo e parte viene dissipata in corrispondenza dell'ostacolo.

Nel caso di una parete verticale impermeabile, ortogonale alla direzione di propagazione dell'onda incidente, il coefficiente di riflessione assume valore unitario e si parla di riflessione totale (onda stazionaria) o di *standing wave* o ancora di *clapotis*.

In ipotesi di riflessione totale e di tirante idrico d costante può scriversi:

$$K_1 = K_2 = K \text{ e } \sigma_1 = \sigma_2 = \sigma .$$

Se si calcola il valore di δ_2 nel caso in cui l'ostacolo che provoca la riflessione si trovi all'ascissa $x = B$, in tale sezione la componente orizzontale della velocità dovrà essere nulla:

$$u_T = -\frac{\delta \Phi_T}{\delta x} = 0 \text{ per } x = B ; \Phi_T = \Phi_1 + \Phi_2 .$$

Essendo per definizione il potenziale dell'onda stazionaria:

$$\Phi_T = \frac{ag}{\sigma} \cdot \frac{\cosh(h+z)}{\cosh(Kh)} \cdot [\cos(Kx - \sigma) - \cos(Kx + \sigma + \delta_2)] , \quad (1.9)$$

si avrà

$$u_T = -\frac{\delta \Phi_T}{\delta x} = \frac{ag}{\sigma} \cdot K \cdot \frac{\cosh[K(h+z)]}{\cosh(Kh)} \cdot [\text{sen}(Kx - \sigma) - \text{sen}(Kx + \sigma + \delta_2)] , \quad (1.10)$$

e per far sì che la u_T si annulli per $x = B$ deve essere:

$\text{sen}(KB - \sigma) = \text{sen}(KB + \sigma + \delta_2)$; applicando a tale uguaglianza le formule di addizione e sottrazione per il coseno si ha:

$$\text{sen}(KB) \cdot \cos(\sigma) - \cos(KB) \cdot \text{sen}(\sigma) = \text{sen}(KB + \delta_2) \cdot \cos(\sigma) + \cos(KB + \delta_2) \cdot \text{sen}(\sigma) ;$$

poiché tale uguaglianza vale per ogni valore di t, possiamo prendere in considerazione un istante per il quale:

$$\text{sen}(\sigma) = 1 \text{ e } \cos(\sigma) = 0 , \text{ allora si ha :}$$

$$\cos(KB) = -\cos(KB + \delta_2) .$$

Operando in maniera analoga, si può scegliere un altro valore di t per il quale si verifica $\text{sen}(\sigma) = 0$

e $\cos(\sigma) = 1$, allora si avrà:

$$\text{sen}(KB) = \text{sen}(KB + \delta_2) .$$

Dalle precedenti uguaglianze dei seni e dei coseni si evince che i due angoli KB e $(KB + \delta_2)$ sono complementari a 180° : $\delta_2 = \pi - 2KB$ o in generale

$$\delta_2 = (2n - 1)\pi - 2KB .$$

Sostituendo tale valore nell'equazione 1.10, e ricordando le equazioni di duplicazione si ha:

$$\eta_t = 2a \cdot \text{sen}(KB - \sigma t) \cdot \cos(Kx - KB) . \quad (1.11)$$

Tale equazione evidenzia che esistono dei valori di x che sono fissi sull'asse delle x per qualsiasi valore di t : $\eta_t = 0$ per $\cos(Kx - KB) = 0$ e cioè per $Kx - KB = (2n - 1)\frac{\pi}{2}$.

Tali punti sono detti nodi e si avranno per $x = B + (2n - 1)\frac{\pi}{2K} = B + (2n - 1)\frac{L}{4}$ (vedi Fig.(1.2)).

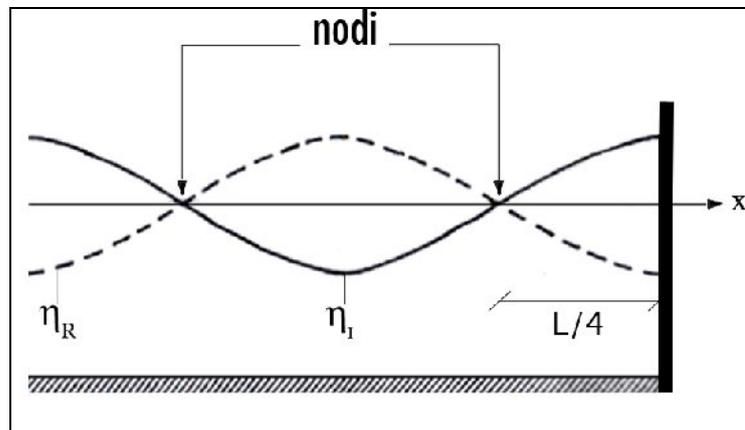


Figura 1.2: riflessione totale.

1.1.2 Riflessione parziale

La sovrapposizione di due onde o treni d'onda, di cui uno incidente e l'altro retrogrado, di altezza minore del primo, che si propagano su fondo orizzontale, determina un'onda parzialmente stazionaria altrimenti nota come *clapotis* parziale.

La riflessione parziale si verifica quando l'onda incontra ostacoli come scogliere, cassoni forati, paratie non completamente chiuse verso il basso, pareti inclinate.

In termini analitici, si potrà scrivere pertanto:

$$\eta_T = a_1 \text{sen}(Kx - \sigma t) + a_2 \text{sen}(Kx + \sigma t + \delta) , \quad (1.12)$$

analogamente al caso della riflessione totale, nella sezione dell'ostacolo la componente orizzontale della velocità sarà nulla; rimane ancora valido:

$$\delta = \pi - 2KB .$$

Scegliendo una posizione dell'origine degli assi per la quale $B=0$:

$$\delta = \pi$$

si ha:

$$\eta_T = a_1 \text{sen}(Kx - \sigma t) + a_2 \text{sen}(Kx + \sigma t) . \quad (1.13)$$

Se aggiungiamo e sottraiamo al secondo membro la quantità $a_2 \sin(kx - \sigma t)$:

$$\eta_T = (a_1 - a_2) \sin(Kx - \sigma t) - a_2 [\sin(Kx + \sigma t) - \sin(kx - \sigma t)]. \quad (1.14)$$

Applicando le formule di addizione e sottrazione di seno e coseno, si avrà:

$$\eta_T = (a_1 - a_2) \sin Kx \cdot \cos \sigma t - (a_1 + a_2) \cos Kx \cdot \sin \sigma t. \quad (1.15)$$

Per i valori di t tali che:

$\cos(\sigma \cdot t) = 1$, $\sin(\sigma \cdot t) = 0$, l'elevazione d'onda dipende solo da x ed in particolare, per $\sin(k \cdot x) = 1$

avremo $(a_1 - a_2)$. Ciò avviene nelle sezioni cosiddette pseudonodali.

Viceversa, per i valori di t per i quali $\sin(\sigma \cdot t) = 1$ e $\cos(\sigma \cdot t) = 0$, nelle sezioni in cui $\cos(k \cdot x) = 1$, si avrà $\eta_T = a_1 + a_2$. Ciò avviene nelle sezioni pseudoventrali

In sintesi, le sezioni di oscillazione massima sono dette pseudoantinodi o sezioni pseudoventrali, mentre le sezioni dove l'oscillazione è minima sono dette pseudonodi; al tendere di a_2 ad a_1 ci si avvicina sempre di più, come facilmente verificabile, alla condizione di riflessione totale.

1.1.3 Determinazione del coefficiente di riflessione

Ai fini della determinazione del coefficiente di riflessione K_r sono stati introdotti negli anni varie metodologie numeriche, che possono essere suddivise in due categorie: metodi operanti nel dominio delle frequenze e metodi operanti nel dominio del tempo. Il primo sistema di calcolo per separare onda incidente ed onda riflessa risale al 1951 (Healy Method) ed è basato sul rilievo della massime e minime escursioni presenti nel *clapotis* parziale.

1.1.3.1 Il metodo di Healy (1953) per la determinazione del coefficiente di riflessione

Facendo nuovamente riferimento al caso di due onde, una incidente ed una riflessa, di ampiezze, rispettivamente, a_1 ed a_2 , che si propagano in direzioni opposte, fissato il verso di x positivo in accordo con la direzione di propagazione dell'onda incidente, il profilo dell'onda incidente è esprimibile mediante la (1.12):

$$\eta_T = a_1 \sin(k \cdot x - \sigma \cdot t) + a_2 \sin(k \cdot x + \sigma \cdot t + \delta)$$

Ricordando la (1.15) e ponendo (vedi Fig. 1.3):

$$A = 2(a_1 - a_2) \quad (1.16)$$

$$B = 2(a_1 + a_2) \quad (1.17)$$

e quindi:

$$a_1 = \frac{A+B}{4}, a_2 = \frac{B-A}{4}, \quad (1.18)$$

è facile verificare che la misura dei valori della oscillazione massima del pelo libero B e di quella minima A consente di determinare il coefficiente di riflessione. Naturalmente, una corretta applicazione del presente metodo richiede una fitta serie di misurazioni contemporanee del profilo d'onda entro una lunghezza pari a metà lunghezza d'onda incidente, ciò che comunemente dà il nome al metodo, tuttora diffusamente impiegato, della carrellata.

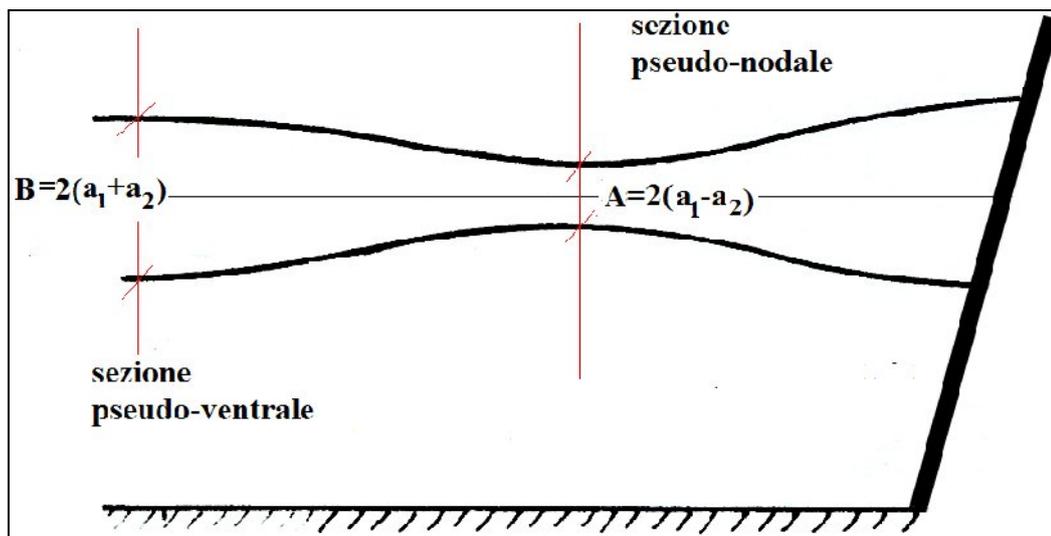


Figura 1.3: sezioni pseudoventrali e pseudonodali.

Va notato come il metodo di Healy sia meno affidabile all'aumentare del coefficiente di riflessione, e quindi l'aumentare delle non linearità all'interno del campo di moto, che il metodo non contempla, essendo basato sulle ipotesi della teoria lineare dell'onda (LWT). Da ciò scaturisce che, per esempio, al crescere del periodo ondoso incidente, o ancora in vicinanza del frangimento, i risultati forniti dall'utilizzo del metodo siano meno affidabili.

Se si pensa alla forma dell'involuppo dell'onda pseudo-stazionaria risulta chiaro come i limiti del metodo provochino maggiori errori per valori alti di K_r . Difatti, l'inevitabile selezione dei valori di ascissa campionati entro mezza lunghezza d'onda risulta più problematica ai fini di un'affidabile stima dei valori di riflessione quando la curvatura dell'involuppo è maggiore, e quindi quando risulta più sensibile l'errore derivante dal sostituire i valori di elevazione d'onda in corrispondenza dello pseudo-nodo con quelli di punti vicini.

Proprio per queste ragioni si sono moltiplicate le ricerche per fornire delle alternative nella separazione di componente riflessa da componente incidente.

1.2 Metodologie di laboratorio per la individuazione dell'onda incidente e dell'onda riflessa

Un ruolo decisivo in qualunque studio del fenomeno della riflessione ondosa è assunto dall'algoritmo utilizzato per la separazione fra componente ondosa incidente e componente ondosa riflessa.

I metodi presenti in letteratura per determinare il coefficiente di riflessione, come già sottolineato, possono dividersi in due categorie: metodi di separazione operanti nel dominio del tempo e metodi di separazione operanti nel dominio delle frequenze. Alla prima categoria appartengono il metodo di Frigaard e Brorsen (1993), denominato *SIRW method*, quello di Zhu (1999), denominato *transfer function method* (TFM), quello di Schäffer ed Hyllested (1999) e quello di Baldock e Simmonds (1999), mentre alla seconda appartengono i metodi seguenti: Kajima (1969); Thornton e Calhoun (1972); Goda e Suzuki (1976); Morden *et al.* (1976); Gaillard e Gauthier (1980); Mansard e Funke (1980); Isobe e Kondo (1984); Kim (1985); Kimura (1985); Tatavarti *et al.* (1988); Isaacson, (1991); Yokoki *et al.* (1992); Grue (1992); Hughes (1993); Nallayarasu *et al.* (1995); Brossard *et al.* (2000); Zelt e Skjelbreia (1992), quest'ultimo applicabile ad un qualsivoglia numero di sonde.

Ad eccezione del metodo di Grue, tutti i metodi citati si basano sulla schematizzazione di campo di moto costituito dalla sovrapposizione lineare di onde dispersive, stazionarie e periodiche. Tale assunzione è implicita nell'utilizzo della *Discrete Fourier Transform* (DFT) per calcolare le componenti dal campo di moto. Ciò comporta, per esempio, che nel caso di onde irregolari, lo stato di mare venga descritto come una sovrapposizione lineare di un infinito numero di armoniche, ciascuna con la propria frequenza, ampiezza e fase. Ciascuna armonica viaggia con la celerità descritta dalla relazione di dispersione.

I metodi per risolvere onda incidente e riflessa, che non si fondano sulla teoria lineare sono quello di Bakkenes (2002), quello di Figueres e Medina (LASA, LASA-FN) (2004), e quello di Chun-Yuan Lin e Ching-Jer Huang (2004).

1.2.1 Descrizione dei metodi di separazione utilizzati

Thornton e Calhoun (1972) e Goda e Suzuki (1976) sviluppano un metodo basato sull'uso di due sonde fisse, che nel seguito verrà indicato con il seguente simbolo GS. Il metodo consente di calcolare le altezze d'onda e le fasi delle componenti incidenti e riflesse attraverso la misurazione della differenza di fase e delle altezze di due records di elevazione d'onda.

Thornton e Calhoun, in particolare, sviluppano un algoritmo basato sul calcolo della differenza di fase fra i due records di elevazione d'onda η utilizzati:

$$\delta_{12}(\sigma) = \tan^{-1} \left[\frac{Q_{12}(\sigma)}{C_{12}(\sigma)} \right], \quad (1.19)$$

con Q_{12} parte immaginaria (Quad-spectrum) dello spettro di potenza incrociato,

e C_{12} parte reale (Co-spectrum) dello spettro di potenza incrociato.

Nell'algoritmo di Goda e Suzuki (1976) l'espressione analitica delle ampiezze d'onda incidente e riflessa, rispettivamente, a_i ed a_r , consente la determinazione di tali quantità senza passare per il calcolo delle differenze di fase.

Il metodo fallisce, sia nella versione di Thornton e Calhoun, sia in quella di Goda e Suzuki, fornendo valori prossimi all'unità di K_r , quando la spaziatura fra le due ($x_{1,2}$) sonde presenta valori prossimi a multipli interi di una semilunghezza d'onda:

$$x_{1,2}/L = n/2 \quad \text{con } n=0,1,2,\dots$$

Goda e Suzuki, inoltre, raccomandano di restringere l'analisi delle componenti spettrali al seguente intervallo di lunghezze d'onda:

$$0.05 < \Delta l/L < 0.45.$$

Ciò vuol dire che la frequenza minima spettrale per la quale potranno ritenersi affidabili i valori di altezza d'onda incidente e riflessa desunti col metodo, deriverà dalla seguente uguaglianza:

$$L(f_{\min}) = \Delta l/0.05,$$

e la massima dalla seguente:

$$L(f_{\max}) = \Delta l/0.45 \text{ (fig. 1.4).}$$

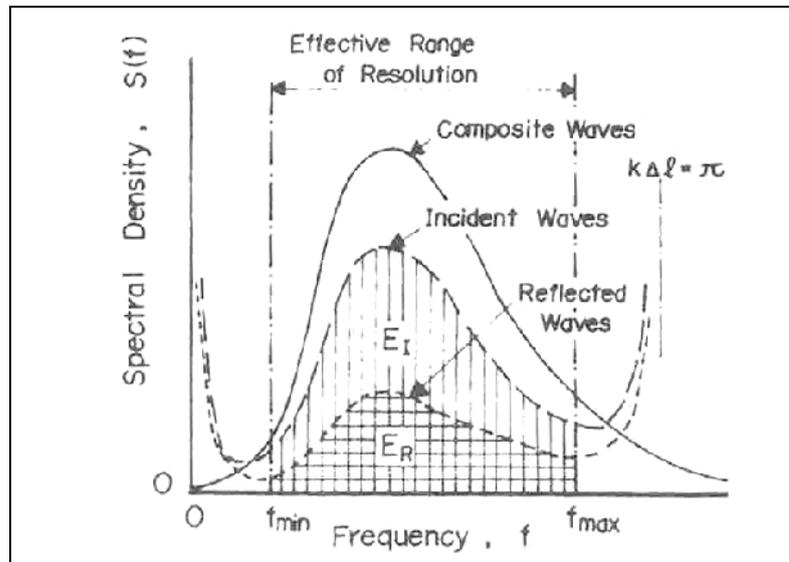


Figura 1.4: illustrazione delle capacità di risoluzione del metodo GS (da Goda e Suzuki (1976)).

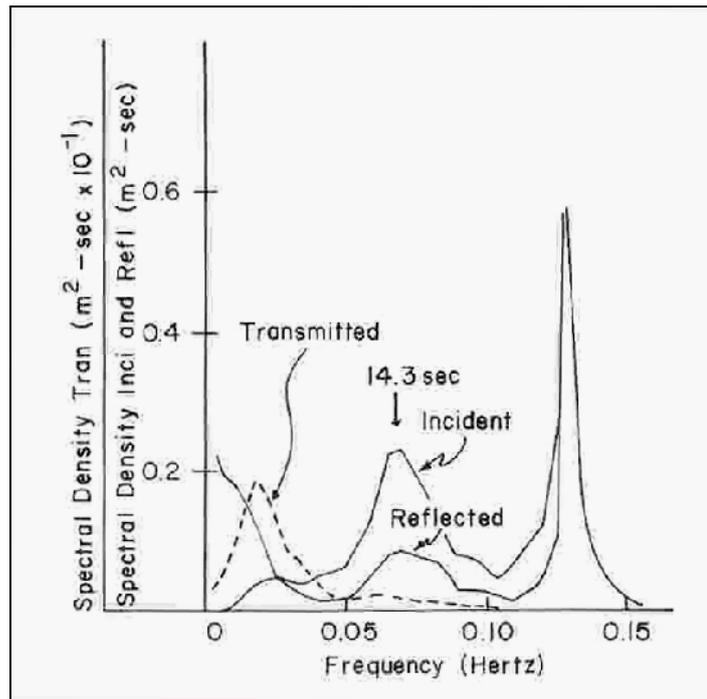


Figura 1.5: illustrazione delle capacità di risoluzione del metodo di Thornton (da Thornton (1972)).

In molti casi si ricorre a tre sonde. Ciò comporta due vantaggi:

- 1) si amplia il range di frequenze risolvibili;
- 2) si ottengono dei valori di stima affidabili del coefficiente di riflessione anche per le frequenze che discendono dalla seguente eguaglianza:

$$L = 2 \times x_{1,2} / n \quad \text{con } n=0,1,2,\dots$$

Goda e Suzuki raccomandano inoltre di collocare le sonde ad una distanza maggiore di una lunghezza d'onda dalla struttura riflettente per onde random e maggiore di $0.2L$ per onde regolari.

In definitiva la stima dei valori spettrali può essere errata per i seguenti motivi:

- deviazioni dalla LWT dovute ad effetti non lineari;
- presenza di onde trasversali ed altri disturbi nel canale;
- alti livelli di rumore nelle serie temporali misurate.

Mansard e Funke (1980) descrivono un'altra procedura basata sulla misurazione di tre altezze d'onda in tre punti fissi e delle due differenze di fase fra le tre registrazioni, nel seguito indicata con il simbolo MF.

L'altezza d'onda incidente e riflessa viene calcolata mediante una tecnica di minimizzazione ai minimi quadrati degli errori nelle elevazioni d'onda registrate.

Facendo riferimento alla (1.7), l'espressione dell'elevazione d'onda all'ascissa x è la seguente:

$$\eta(x,t) = a_1 \sin(Kx - \sigma t + \delta_1) + a_2 \sin(Kx + \sigma t + \delta_2) + \Omega(t), \quad (1.20)$$

con $\Omega(t)$ funzione di rumore che esprime tutte le incertezze nelle misure (*noise function*).

Il metodo fallisce quando la spaziatura fra le sonde risulta un multiplo intero della semilunghezza d'onda:

$$x_{1,2} = (m/2) L_m \text{ e per } x_{1,3} = l/m(x_{1,2}) \text{ con } m = 1,2,3, \dots \text{ ed } l = m+1, m+1, \dots$$

Isaacson (1991) confronta i valori di K_r ottenuti applicando i metodi GS ed MF ed un ulteriore metodo di separazione che egli stesso implementa, basato sulla misurazione dei valori di altezza d'onda in tre punti fissi, qui indicato col simbolo I.

Il metodo I fallisce per una spaziatura fra le sonde pari a multipli interi di un quarto di lunghezza d'onda: $x_{12}=x_{23}=(m/4)L_m$.

Riguardo al verificarsi di singolarità nel caso di valori delle distanze x_{12} ed x_{23} diversi fra di loro si rimanda al lavoro di Isaacson (1991).

L'Autore evidenzia, attraverso una serie di tests numerici, come sia più affidabile il metodo MF rispetto ai metodi GS ed I (vedi Fig. 1.6).

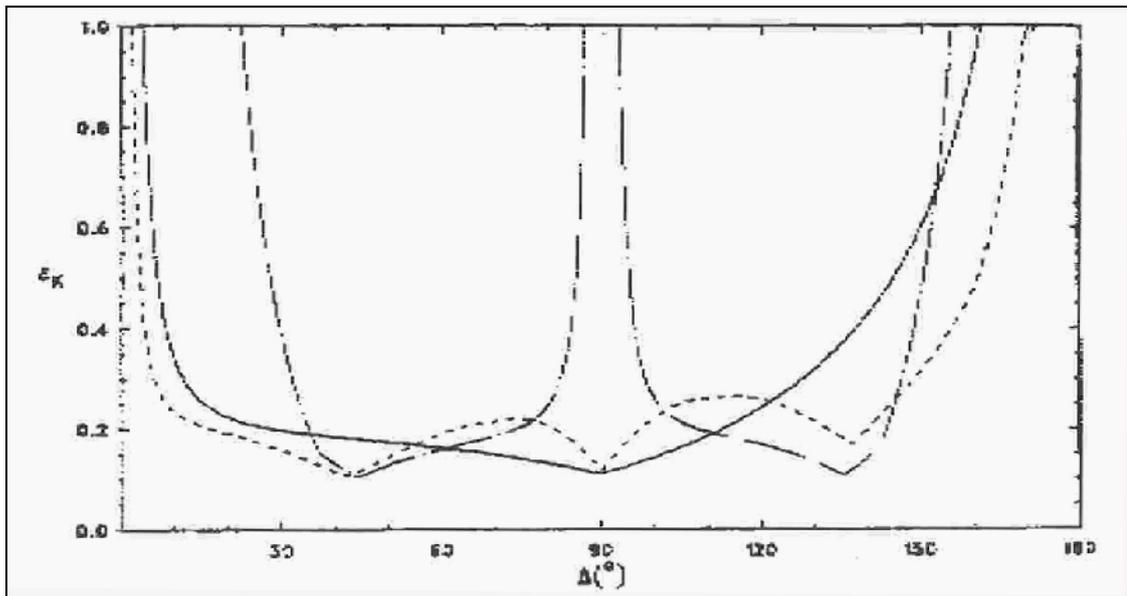


Figura 1.6: andamento dell'errore ε_K al variare della distanza fra le sonde (caso di spaziatura uguale: $x_{12}=x_{13}$) per il metodo I (— —), per il metodo GS (— —), e per il metodo MF (-----). Si nota come il metodo MF comporti i valori più bassi dell'errore eccetto che nell'intervallo di $\Delta[60^\circ-120^\circ]$ (da Isaacson (1991)).

Isaacson analizza in particolar modo il metodo di MF, calcolando gli errori ε_H ed ε_K definiti come segue:

$$\varepsilon_H = \frac{H^{(e)} - H}{H}, \quad (1.21)$$

$$\varepsilon_K = \frac{K^{(e)} - K}{K}, \quad (1.22)$$

con $H^{(e)}$ e $K^{(e)}$ valori stimati col metodo MF di altezza d'onda e coefficiente di riflessione, ed H e K valori veri delle stesse quantità.

I tests, su onde regolari, sono di tipo numerico.

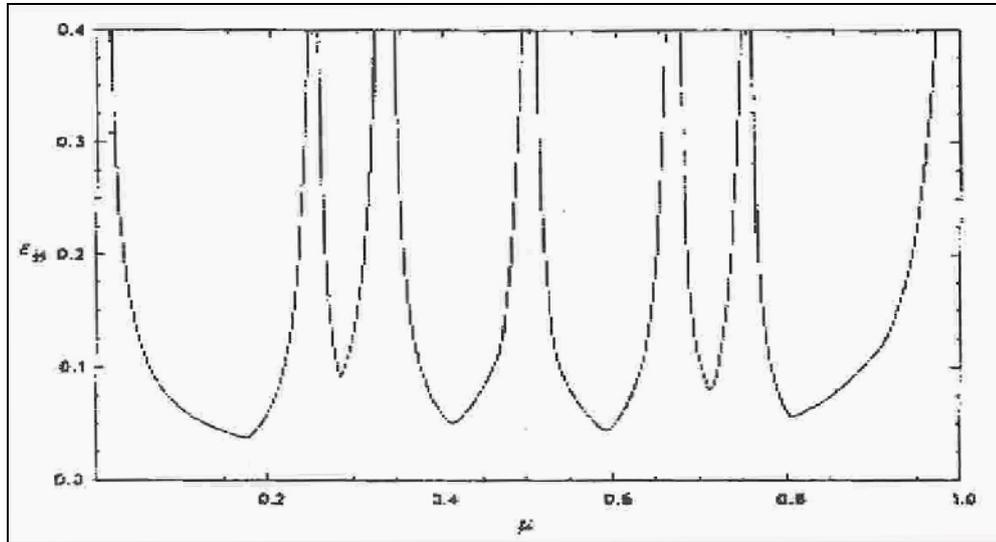


Figura 1.7: andamento dell'errore ε_H al variare di $\mu=x_{12}/x_{13}$ per il metodo MF. (da Isaacson (1991)).

Nella figura (1.7) viene mostrato l'andamento di ε_H con $\mu=x_{12}/x_{13}$ variabile nell'intervallo $[0;1]$. Il diagramma è valido per $\Delta_{13}=kx_{13}$ contenuto nell'intervallo $[0;4\pi]$.

L'utilizzo del metodo I viene sconsigliato salvo che nei casi di coefficienti di riflessione bassi e con distanze fra le sonda pari o ad un terzo o a due terzi di lunghezza d'onda. Diversamente, anche il metodo GS fornisce, al confronto, stime di K_r più affidabili.

Durante il presente lavoro è stato inoltre implementato, fra i metodi operanti nel dominio del tempo, il metodo di Frigaard e Brorsen (1993), qui denominato con il simbolo FG. Il confronto dei risultati offerti dal metodo FG con quelli derivanti dall'applicazione dei metodi GS ed MF, ha consentito di approfondire la risposta dei singoli metodi, soprattutto nelle condizioni limite di utilizzo, e cioè nelle condizioni prossime alle condizioni di singolarità.

Ricordando l'equazione (1.7), e riscrivendola per meglio evidenziare le componenti incidenti e riflesse si ha:

$$\eta(x_1, t) = a_I \text{sen}(Kx_1 - \sigma t + \delta_I) + a_R \text{sen}(Kx_1 + \sigma t + \delta_R), \quad (1.23)$$

per la sezione x_1 e l'istante t ,

e

$$\eta(x_2, t) = a_I \text{sen}(Kx_2 - \sigma t + \delta_I) + a_R \text{sen}(Kx_2 + \sigma t + \delta_R), \quad (1.24)$$

per la sezione x_2 e l'istante t .

La (1.24), riscritta in termini di distanza fra i due sensori situati alle ascisse x_1 ed x_2 porge:

$$\eta(x_2, t) = a_I \text{sen}(Kx_1 - K\Delta x - \sigma t + \delta_I) + a_R \text{sen}(Kx_1 + K\Delta x + \sigma t + \delta_R). \quad (1.25)$$

Analizzando la (1.23) e la (1.25) si nota come l'onda incidente sia shiftata di $\Delta\Phi = K\Delta x$ dal segnale $\eta(x_1, t)$ al segnale $\eta(x_2, t)$.

L'idea del metodo FB è quella di shiftare i segnali delle due sonde in modo tale che la loro somma presenti parti incidenti in fase e parti riflesse che si annullano. Ovviamente, ciò comporterà anche un'amplificazione dei segnali

Si avrà:

$$\eta(x_1, t) = Ca_I \text{sen}(Kx_1 - \sigma t + \delta_I + \Phi_1^{theo}) + Ca_R \text{sen}(Kx_1 + \sigma t + \delta_R + \Phi_1^{theo}), \quad (1.26)$$

e

$$\eta(x_2, t) = Ca_I \text{sen}(Kx_2 - \sigma t + \delta_I + \Phi_2^{theo}) + Ca_R \text{sen}(Kx_2 + \sigma t + \delta_R + \Phi_2^{theo}). \quad (1.27)$$

Dopo semplici passaggi gli Autori ricavano le tre incognite cercate per filtrare opportunamente i segnali $\eta(x_1, t)$ ed $\eta(x_2, t)$.

Tale metodo, come gli altri analizzati, presenta singolarità, per le quali gli Autori suggeriscono di ricorrere a misuratori di velocità in luogo di una o tutte e due le sonde.

Sulla base di numerosi tests di laboratorio e numerici gli Autori dimostrano che l'accuratezza del metodo è paragonabile a quella del metodo GS.

CAPITOLO 2. Riflessione in presenza di struttura costiera

2.1 Strutture non tracimabili

Le formule che vengono di seguito presentate valgono per strutture non tracimabili o *non-overtopped*, e cioè per strutture per le quali si assume valido il limite di R_c/H_i maggiore di 1.5. Vengono passati in rassegna i casi di paramento impermeabile e quello di paramento permeabile.

2.1.1 Riflessione su slope impermeabile

La prima formulazione presente in letteratura che tenta di determinare una correlazione fra coefficiente di riflessione K_r e parametri geometrici nonché parametri connessi al moto ondoso è quella di Miche (1951):

$$K_r \propto M = \frac{4g}{(2\pi)^{5/2}} \frac{\tan^2 \beta}{(H_i f^2)^{5/2}} \quad (2.1)$$

In particolare,

$$K_r=1 \text{ per } M \geq 1,$$

$$K_r=M \text{ per } M < 1,$$

con M numero di Miche, f frequenza del moto ondoso incidente e $\tan\beta$ pendenza del paramento (vedi figura (2.1)).

Nella formula di Miche il moto ondoso viene supposto regolare e frangente su paramento impermeabile.

Già in questa prima formulazione si pone l'accento sull'influenza dei parametri periodo dell'onda, altezza d'onda incidente e pendenza della superficie riflettente ($\tan\beta$).

In seguito, Ursell (1960) e Seelig ed Ahrens (1981) presentano dei tests su modello fisico che mostrano come l'equazione di Miche sovrastimi la riflessione sia per onde irregolari che per onde regolari.

Battjes (1974,1975) modifica l'equazione di Miche introducendo il *surf similarity parameter*, giungendo alla seguente equazione:

$$K_r = 0.1\xi^2. \quad (2.2)$$

Tests di laboratorio con onde random (Ahrens, 1980) indicano che la (2.2) fornisce una più accurata stima di K_r della (2.1), sebbene sovrastimi il coefficiente di riflessione per $\xi > 3$.

Nel 1981 Ahrens e Seelig ottengono la seguente equazione basata su tests di laboratorio effettuati sia con onde regolari che con onde irregolari in numerosi laboratori:

$$K_r = \frac{a_1 \xi^2}{b_1 + \xi^2}. \quad (2.3)$$

Gli Autori consigliano per i coefficienti empirici a_1 e b_1 i valori di 1 e 5.5 in caso di paramento impermeabile e 0.6 e 6.6 in caso di paramento permeabile: Si noti che per onde random sarà necessario utilizzare il periodo "di picco". In figura (2.1) Ahrens e Seelig (1983) confrontano gli andamenti dalla (2.2) e della (2.3) con una terza relazione che gli stessi Autori ricavano modificando la (2.2).

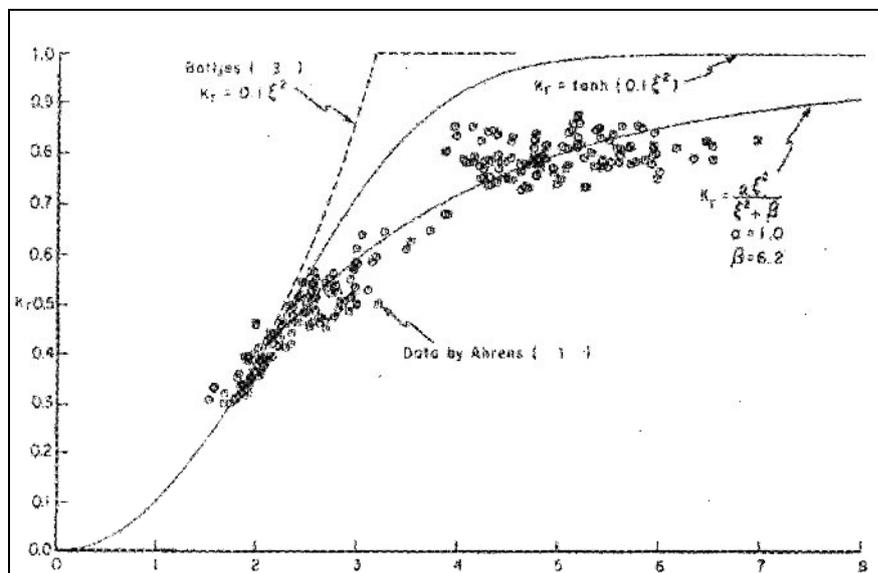


Figura 2.1: si confrontano gli andamenti delle curve di Battjes, dell'equazione di Battjes modificata da Ahrens e Seelig e dell'equazione di Ahrens e Seelig utilizzando i dati di Ahrens (1980). In ascissa i valori di ξ ed in ordinata i valori di K_r .

La formula di Ahrens e Seelig viene sostanzialmente confermata dagli studi di Allsop *et al.* (1988) nei quali, rielaborando i dati utilizzati dagli stessi Ahrens e Seelig, e depurandoli dei valori esterni al range $3 \leq \xi \leq 6$, si ottengono per i coefficienti a_1 e b_1 i valori, rispettivamente, di 1.08 e 5.7. Anche in

questo caso per onde random il parametro di Irribarren va calcolato facendo riferimento al periodo “di picco”.

Fra il 1993 ed il 1995 Ahrens e Seelig individuano quattro formulazioni valide nei seguenti casi:

- paramento impermeabile e onde non frangenti;
- paramento impermeabile ed onde frangenti;
- paramento permeabile ed onde non frangenti;
- paramento permeabile ed onde frangenti.

Per *slope* impermeabile ed onda non frangente ($\xi \geq 4$) la formulazione proposta da Ahrens e Seelig (1993) sulla base di studi sperimentali su onde irregolari è la seguente:

$$K_r = \exp\left[\lambda \cdot (a' + b' \cdot \Pi)\right], \quad (2.4)$$

con

$$\lambda = \frac{d_s \cdot \cot \theta}{L_p} \quad (\text{vedi fig.2.2}),$$

$$\Pi = \frac{\left(\frac{H}{L_p}\right)}{\tanh^3\left(\frac{2\pi d_s}{L_p}\right)} \quad (\text{parametro di non linearità di Goda}),$$

$a' = -0.686$ e $b' = -3.37$.

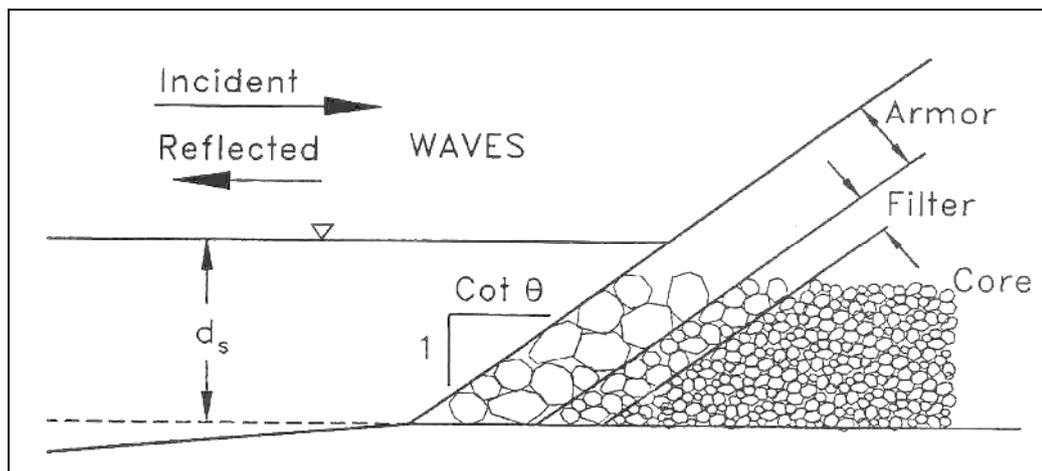


Figura 2.2: schema di riferimento per la definizione dei parametri della formula (2.4) (da Ahrens e Seelig (1993)).

La (2.4), come evidenziato anche dagli Autori, si è mostrata affidabile anche nel caso di riflessione con onde regolari.

Per paramento impermeabile ed onda frangente ($\xi \leq 2.5$) la formulazione proposta Ahrens e Seelig (1995) è la seguente:

$$K_r = 1 - \exp\left(-0.06 \cdot \xi^{2.4} - 0.5 \cdot \frac{H_{m0}}{d_s}\right) \quad (2.5)$$

2.1.2 Riflessione su slope permeabile

Ahrens e Seelig (1981), partendo dall'analisi di una vasta serie di dati di laboratorio, determinano per i coefficienti della formula (2.3) a_1 e b_1 i valori di 0.6 e 6.6.

Gli Autori evidenziano che il coefficiente a_1 dipende dalla dissipazione connessa al frangimento, dalla rugosità del paramento e dal numero di strati del paramento stesso, e b_1 dalla pendenza del paramento e dal tipo di onda (monocromatica o random).

Allsop (1988) conduce una serie di esperimenti su scogliere con uno o due strati di massi e trova un buon accordo con la (2.3). In particolare, i valori dei coefficienti risultano pari a 0.64 e 7.22 per uno strato di mantellata e 0.64 e 8.885 per due strati di mantellata.

Gimenéz-Curto e Losada (1979) suggeriscono una formulazione con relazione espressa in forma esponenziale:

$$K_r = a_2 [1 - \exp(b_2 \xi_{r.m.s.})], \quad (2.6)$$

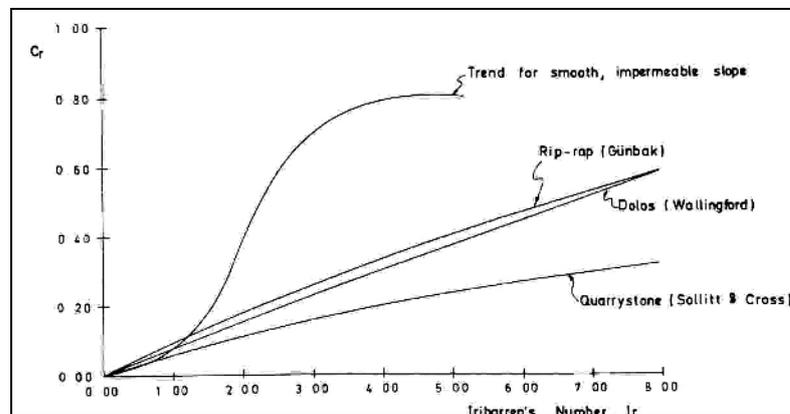


Figura 2.3: valori del coefficiente di riflessione calcolati con la (2.6) contro ξ (da Gimenéz-Curto (1979)). In figura il coefficiente di riflessione è indicato con C_r .

con $\xi_{r.m.s.}$ riferito all'altezza quadratica media $H_{r.m.s.}$

L'analisi dei dati prodotti da Sollitt e Cross (1972) su paramento permeabile in massi di tipo quarrystone fornisce valori di a_2 e b_2 pari a, rispettivamente, 0.5030 e -0.1248.

Allo stesso modo, per i dati sperimentali prodotti presso l'*Hydraulic Research station di Wallingford* su dolos (1970), i valori dei coefficienti che discendono dall'applicazione del modello esponenziale comportano: $a_2=3.9990$ e $b_2=-0.0197$.

Infine per i dati di Gunbak (1976) su *rip-rap* si ha $a_2=1.3508$ e $b_2=-0.0710$ (da Losada e Giménez-Curto, 1981).

In figura (2.3) è riportato un andamento dei coefficienti di riflessione calcolati per i tre diversi casi e per il caso di struttura impermeabile.

In ogni caso, la (2.6) fornisce una sottostima del coefficiente di riflessione per valori di $\xi > 20$.

Numata (1976) riporta i risultati di prove laboratorio effettuate su strutture rettangolari a gettata, non trascinabili.

La formulazione proposta per la riflessione si basa sul rapporto fra larghezza della scogliera e diametro della mantellata:

$$K_r = a_3 \cdot \left(\frac{B}{D_{50}} \right)^{b_3}, \quad (2.7)$$

con a_3 e b_3 dipendenti dalla profondità relativa d/L .

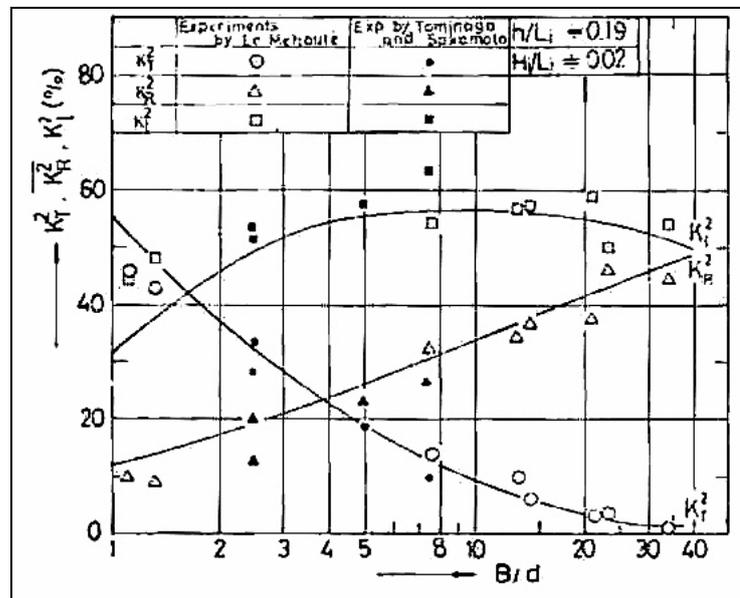


Figura 2.4: valori del coefficiente di riflessione calcolati con la (2.7) in funzione del rapporto B/D_{50} (in figura indicato con B/d) (da Numata (1976)).

La formula (2.7) è stata derivata analizzando sia i dati di laboratorio prodotti dallo stesso Autore sia i dati di sperimentazioni condotte da Le Méhauté (1958) e da Tominaga e Sakamoto (1971). L'intero data-set si basa sull'uso di barriere rettangolari permeabili.

Indicando con K_d il coefficiente di dissipazione (per frangimento, nonché per attrito sulla struttura ed attraverso la struttura e per le dissipazioni legate ai vortici che si formano per contatto del moto ondoso con le estremità della barriera) e con K_t il coefficiente di trasmissione (rapporto fra H trasmessa a tergo dell'opera ed H incidente), nonché, come già fatto in precedenza, con K_r il coefficiente di riflessione, si potrà scrivere:

$$K_r^2 = 1 - (K_t^2 + K_d^2).$$

Ciò è vero in ipotesi di rappresentazione del bilancio energetico applicato al volume di controllo con equazioni integrate sulla verticale e nel tempo (modello DITA), e in ipotesi di struttura localizzata su profondità costante e di campo di moto incidente, riflesso e trasmesso tutti assunti col medesimo periodo. Sotto queste ipotesi la (2.8) scaturisce dal bilancio dei flussi di energia (o potenza) per unità di larghezza e dal bilancio delle energie meccaniche per unità di area.

Nella figura precedente sono illustrati gli andamenti trovati da Numata dei tre coefficienti dianzi richiamati in funzione del rapporto B/D_{50} .

Può subito notarsi come, se da un lato gli andamenti di K_t (decrescente al crescere di B/D_{50}) e K_r (crescente al crescere di B/D_{50}) trovino una loro spiegazione immediata nell'evidenza fisica, meno immediato è l'andamento di K_d il quale raggiunge un punto di massimo e poi decresce di fronte ad un ulteriore aumento del rapporto B/D_{50} .

Un spiegazione potrebbe consistere nel fatto che sotto un certo diametro (e quindi al di sopra di un certo valore di B/D_{50}), l'aumento del diametro provoca sia un aumento dei vuoti e quindi della trasmissione, sia un aumento delle rugosità e quindi della dissipazione, mentre sopra una certa soglia, un aumento di diametro comporta un forte aumento dell'energia trasmessa e contemporaneamente una riduzione dell'energia dissipata e di quella riflessa. Tale secondo effetto ha una minore evidenza fisica.

Postma (1989) ha condotto 298 tests con onde random su opere a gettata di forma trapezoidale e non trascinabili.

Tutti i tests su modello in piccola scala sono stati effettuati presso lo *Schede Flume*, lungo 50 m, largo 1 m, e profondo 1.20 m. Il tirante idrico durante 271 tests è stata mantenuto ad un valore $d=0.80$ m, mentre è stato ridotto a 0.40 m in altri 8 tests attraverso l'impiego di una struttura a pendenza costante, e ancora a 0.20 m in altri 8 tests sempre con l'utilizzo di una pendenza posta all'interno del canale.

Per tutti i tests in piccola scala il valore del diametro impiegato D_{50} è di 0.040 m e la permeabilità nominale, espressa mediante il diametro nominale mediano del masso di mantellata oscilla in un intervallo 0.1-0.6.

Inoltre sono state adoperate due differenti gradazioni nell'assortimento dei materiali costituenti le strutture testate:

$D_{85}/D_{15}= 1.25$ - gradazione uniforme;

$D_{85}/D_{15}= 2.25$ - gradazione rip-rap.

Per i restanti 11 tests in grande scala svolti presso il canale in grande scala *Delta Flume* il tirante è stato fissato ad un valore di 5 m, il D_{50} a 0.210 m, e la gradazione a 1.38.

Sia per i tests in grande scala che per quelli in piccola scala le onde utilizzate erano irregolari con spettri di tipo PM, spettro "stretto" e spettro "largo".

I dati ottenuti dalla 271 sperimentazioni sul canale in piccola scala sono stati raggruppati in un unico insieme.

Analizzando i risultati dei propri esperimenti, l'Autore è giunto alla seguente formulazione simile nella forma a quella di Battjes:

$$K_r = 0.140 \xi_p^{0.73} . \quad (2.8)$$

Tale formulazione tuttavia non consente di valutare la influenza sul coefficiente di riflessione da parte dei singoli parametri come altezza e lunghezza d'onda se non nell'ipotesi di elevarli ad un uguale coefficiente. Pertanto è stata determinata una seconda relazione:

$$K_r = 0.116 P^{-0.14} \cdot \cot \alpha^{-0.78} \cdot H_i^{-0.20} \cdot L_{0p}^{0.52} . \quad (2.9)$$

In tale formula la costante 0,116 non è adimensionale, e per ovviare a tale inconveniente si è introdotta una nuova formulazione, pur con la necessità di dover raggruppare nuovamente l'influenza di parametri quali altezza d'onda e lunghezza (o periodo) nell'unico parametro ripidità s_p di largo,

$$K_r = 0.071 P^{-0.082} \cdot \cot \alpha^{-0.62} \cdot s_p^{-0.46} . \quad (2.10)$$

Nella formula precedente l'altezza H_i , inglobata nel termine s_p , sarà elevata ad un coefficiente maggiore in modulo. D'altra parte, i coefficienti di P e $\cot \alpha$ si riducono nel passaggio dalla formula (2.9) alla formula (2.10). La riduzione di tali esponenti serve per compensare l'aumento dell'esponente dell'altezza d'onda, in quanto P e $\cot \alpha$ sono correlati ad H_i , ed abbassandosi il loro esponente si compensa l'elevazione dell'esponente di H_i in s_p .

Forzando gli esponenti di P e $\cot \alpha$ ai valori originari pari, rispettivamente, a -0,14 e -0,78 si ha:

$$K_r = 0.081 P^{-0.14} \cdot \cot \alpha^{-0.78} \cdot s_p^{-0.44} . \quad (2.11)$$

Il principale svantaggio di tale approccio sta nel fatto che accorpendo tutti i tests non si tiene conto che non tutte le variabili sono rappresentate dal medesimo quantitativo di dati: ad esempio, i tests con permeabilità 0.6 sono solo 16.

Postma ha così utilizzato un ulteriore approccio per analizzare i dati dei 271 tests. Innanzitutto sono stati creati 8 gruppi di dati suddivisi per insiemi di esperimenti con valore omogeneo di permeabilità e cotangente della struttura. Gli 8 insiemi di dati si riferiscono ai soli esperimenti in cui si sono utilizzati spettri PM. Inoltre, dagli 8 gruppi sono stati esclusi quelli in cui la densità fosse alta o bassa. Una volta suddivisi i dati negli 8 gruppi, si è effettuata una analisi di regressione a step. Nel primo step si è valutato l'influenza di altezza d'onda e lunghezza attraverso un'analisi di regressione fra s_p e

K_r . Al secondo step, noto l'esponente di s_p , si è effettuata una regressione fra K_r e $\cot\alpha$, quindi analogamente fra P e K_r .

Si è così ottenuta la seguente relazione:

$$K_r = 0.063P^{-0.08} \cdot \cot\alpha^{-0.7} \cdot s_p^{-0.5}. \quad (2.12)$$

Analizzando i dati degli esperimenti di Allsop e Channel (1988), effettuati con onde random e strutture permeabili, Postma ottiene infine la seguente formula, simile nella struttura alla (2.8), che conferma singolarmente il valore di 0,73 come esponente e muta leggermente il coefficiente moltiplicativo.

$$K_r = 0.125\xi_{0p}^{0.73}. \quad (2.13)$$

Nelle raccomandazioni del lavoro di Postma (1989) si sottolinea come poco ancora si sappia sull'influenza sulla riflessione ondosa di parametri quali tirante idrico e diametro degli elementi costituenti l'opera di difesa.

Vi sono poi, come detto, gli studi prodotti da Ahrens e Seelig fra il '93 ed il '95 che si svolgono analizzando anche il caso di paramento permeabile.

Più precisamente, per paramento permeabile ed onda non frangente ($\xi \geq 4$) la formulazione proposta (Ahrens e Seelig (1995)) è la seguente:

$$K_r = \frac{1}{1 + \lambda^{1.57} \cdot \exp(\alpha)}, \quad (2.14)$$

dove,

$$\alpha = 2.29[(\cot\theta)^{0.3} (D_{50}/L_p)^{0.15} (1 + H/d_s)^{1.5} + P^{0.4}/(\cot\theta)^{0.7}],$$

e per gli altri simboli si fa riferimento ai parametri definiti precedentemente in figura (2.2).

Qui vengono considerate anche le influenze del diametro della struttura e della permeabilità stessa P . Gli Autori mostrano come la formula sia ragionevolmente capace di predire i valori misurati di K_r sia per onde regolari che per onde irregolari.

Per paramento permeabile ed onda frangente ($\xi \leq 2.5$) la formulazione proposta da Ahrens e Seelig (1995) è la seguente:

$$K_r = 1 - \exp\left(\left(-0.06 \cdot \xi^{2.4} - 0.5 \cdot \frac{H_{m0}}{d_s}\right) \cdot f\right). \quad (2.15)$$

Dove f è un fattore di correzione funzione della permeabilità P e di $\ln(D_{50}/H_{m0})$.

In particolare, per f si ha la seguente espressione:

$$f = 0.16 + (-0.45 + 0.5 \cdot P) \cdot \ln\left(\frac{D_{50}}{H_{m0}}\right). \quad (2.16)$$

Con $f \leq 1$.

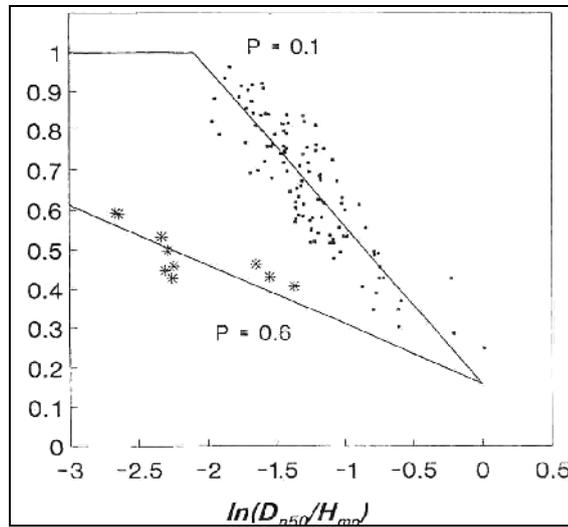


Figura 2.5: valori del coefficiente riduttivo (2.16) in funzione dei parametri diametro medio e altezza d'onda incidente. (da Ahrens e Seelig (1993)).

La formula presentata mostra buon accordo per i dati sperimentali analizzati, per i quali il rapporto H_{m0}/d_s risulta minore di 0.4.

Per casi in cui H_{m0}/d_s risulti maggiore di 0.4 gli stessi Autori suggeriscono di cambiare il coefficiente moltiplicativo nella formula da -0.5 a -0.6.

Dalla figura (2.5) si nota come, a parità di $\ln(D_{50}/H_{m0})$, un aumento di permeabilità comporti una riduzione di energia riflessa. Si nota inoltre che, spostandosi verso sinistra nel diagramma, (diametri minori) il coefficiente di riflessione aumenta. Ciò è coerente con gli studi di Numata, sebbene qui la dipendenza dal diametro sia col logaritmo.

Va notato ancora come nelle condizioni in cui $D_{50}=H_{m0}$ l'effetto della permeabilità divenga trascurabile.

Purtroppo, come sottolineato dagli autori, non esistono dati di laboratorio che investighino le condizioni in cui il diametro oltrepassa il valore dell'altezza d'onda.

Davidson *et al.* (1996) effettuano delle misurazioni di campo su un'opera a cresta bassa situata ad Elmer, West Sussex, UK.

In questo studio gli autori analizzano due situazioni: una con pendenza *off-shore* della struttura 1:0.82; l'altra, in cui la struttura viene modificata e portata ad una pendenza 1:1.55.

Un sommario delle condizioni durante le misure di campo è fornito dagli autori e riportato nella tabella seguente. Occorre solo aggiungere che il significato dei parametri indicati è quello classico e che qui la profondità al piede dell'opera è indicata con d_f . Proprio con riferimento a questa profondità è stato calcolato il numero di Ursell U_f (Guza e Thornton, 1980).

Parameter	Dep. 1	Dep. 2
d_t (m)	0.99–4.62	1.15–4.56
H_i (m)	0.06–1.64	0.15–1.47
Peak period T_p (s)	3–19	4–15
ξ	6.4–70.7	4.4–23.1
Ursell No. U_r	< 1	< 1
$\tan\beta$	1.23	0.64
D (m)	1.38	1.44
d_t / gT_p^2	0.0005–0.5053	0.0029–0.8886
D / d_t	0.229–1.398	0.316–1.258
D / L_0	0.016–0.145	0.015–0.079
H_i / H_b	0.028–0.436	0.067–0.479

Tabella 2.1: sintesi dei parametri variati durante le sperimentazioni di Davidson *et al.* (da Davidson *et al.* (1996)).

Una prima analisi della tabella mostra subito come i dati registrati siano stati depurati delle condizioni per le quali si verificava dalle registrazioni U_r (numero di Ursell) >1 , con lo scopo di evitare forti non linearità.

La tecnica di analisi utilizzata per separare onde incidenti e riflesse fa riferimento all’algoritmo di Kajima (1985), modificato da Gaillard *et al.* per ridurre le instabilità numeriche.

Gli Autori presentano dei diagrammi che collegano il coefficiente di riflessione con il numero di Iribarren per tre diverse profondità dinanzi all’opera (d_t).

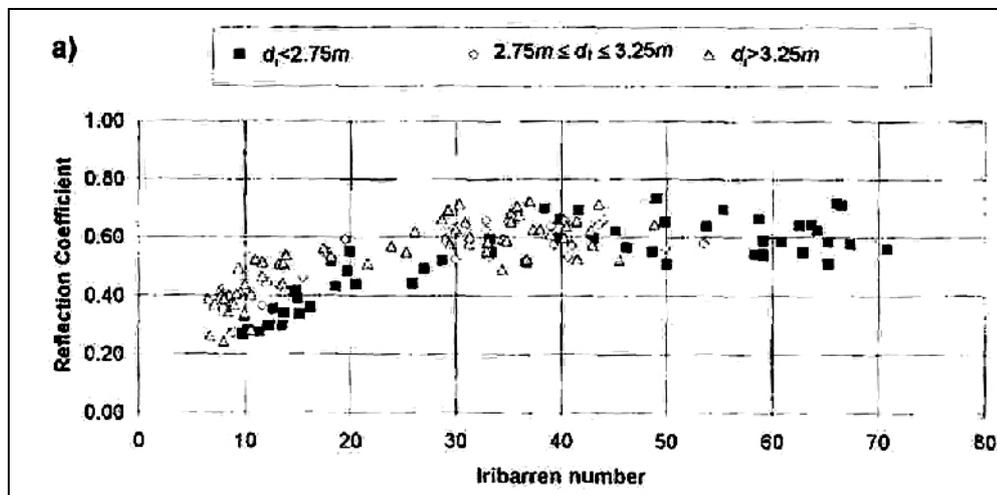


Figura 2.6: valori del coefficiente di riflessione al variare di ξ , per tre diverse profondità di imbasamento dell’opera testata (da Davidson *et al.* (1996)).

Come può evincersi dalla figura (2.6), vi è un trend in crescita dei dati rispetto al *surf similarity parameter*. Ciò combacia con l’andamento osservato da Ahrens e Seelig (1981,1983).

Si può notare una crescita di K_r (regione di frangimento) sino ad un valore di saturazione corrispondente al frangimento *surging*. In corrispondenza della zona di frangimento *surging* le variazioni dell’energia riflessa con il numero di irribarren sono meno forti datosi che qui intervengono differenti meccanismi dissipativi (attrito, rugosità della struttura) rispetto alla zona a

sinistra del punto di saturazione, in cui invece una variazione del coefficiente di irribarren viene sentita più fortemente perché intervengono modifiche del meccanismo di frangimento.

Gli Autori rimarcano come non sia possibile portare i dati ottenuti per differenti condizioni geometriche in una sola curva di regressione. Ciò avviene sia che si utilizzi ξ sia che si utilizzino altri parametri ($M, \varepsilon = (\pi/\xi)^{0.5}$). Tale evenienza è stata più volte riscontrata e riportata in letteratura. A tal riguardo può citarsi il lavoro di Muttrai *et al.* (1992) su struttura costituita da accropodi e tetrapodi.

Inoltre, come viene evidenziato nei lavori di Seelig ed Ahrens (1995), esistono frequenti casi in letteratura (si pensi ad esempio al caso di Ahrens ed Heimbaugh (1988)), in cui il coefficiente di riflessione cresce al diminuire di ξ . Accade, ad esempio, che aumentando l'altezza d'onda incidente, e quindi diminuendo ξ , aumenti K_r . Ciò conferma l'inadeguatezza del solo parametro ξ ai fini del calcolo del coefficiente di riflessione.

Tali considerazioni hanno orientato il lavoro di Davidson *et al.* verso l'individuazione dell'influenza sulla riflessione di altri parametri (profondità al piede dell'opera, diametro dei massi, etc.) e verso la strada già tracciata da van Der Meer di studiare separatamente l'influenza dei parametri rientranti nel *surf similarity parameter*.

Riguardo alla lunghezza d'onda L , sia se calcolata a largo, sia se calcolata al piede della scogliera, si ottiene un andamento di K_r in funzione di essa, simile a quello riscontrato quando si è valutata la dipendenza fra K_r e ξ .

L'analisi di regressione effettuata dagli Autori si è basata dapprima sui parametri primari, cioè su quei parametri la cui influenza su K_r è distintamente evidenziata dalla letteratura precedente sull'argomento. I parametri primari individuati sono: L , H , $\tan\beta$, d e D (diametro degli elementi di mantellata).

L'analisi effettuata correla di volta in volta K_r con ciascuno dei parametri primari individuati, misurando la bontà della relazione individuata attraverso l'utilizzo del coefficiente di correlazione.

Dopo l'analisi di regressione vengono individuati una serie di parametri secondari, ottenuti dal rapporto fra i parametri primari, ed individuati per fornire l'influenza relativa delle combinazioni di parametri (p.e. H/L , H/d , ξ).

Il parametro dimensionale che viene individuato è il seguente:

$$R = \left(\frac{L^2 \cdot d \cdot \tan \beta}{D^2 \cdot H_i} \right). \quad (2.17)$$

O, analogamente,

$$R = \xi \left(\frac{L^{1.5} \cdot d}{D^2 \sqrt{H_i}} \right). \quad (2.18)$$

Il parametro R mostra un buona interpretazione delle misurazioni di campo, in quanto contempla ulteriori parametri rispetto a ξ ed in quanto pesa la relativa influenza di L, H e $\tan\beta$. In particolare, si nota come il peso di L aumenti sia rispetto ad H che rispetto a $\tan\beta$, e che anche il peso di H aumenti rispetto a $\tan\beta$, rispetto a quanto accade se si considera come solo parametro il coefficiente ξ . L'equazione finale che lega K_r ed R assume la seguente forma:

$$K_r = 0.151R^{0.11}. \quad (2.19)$$

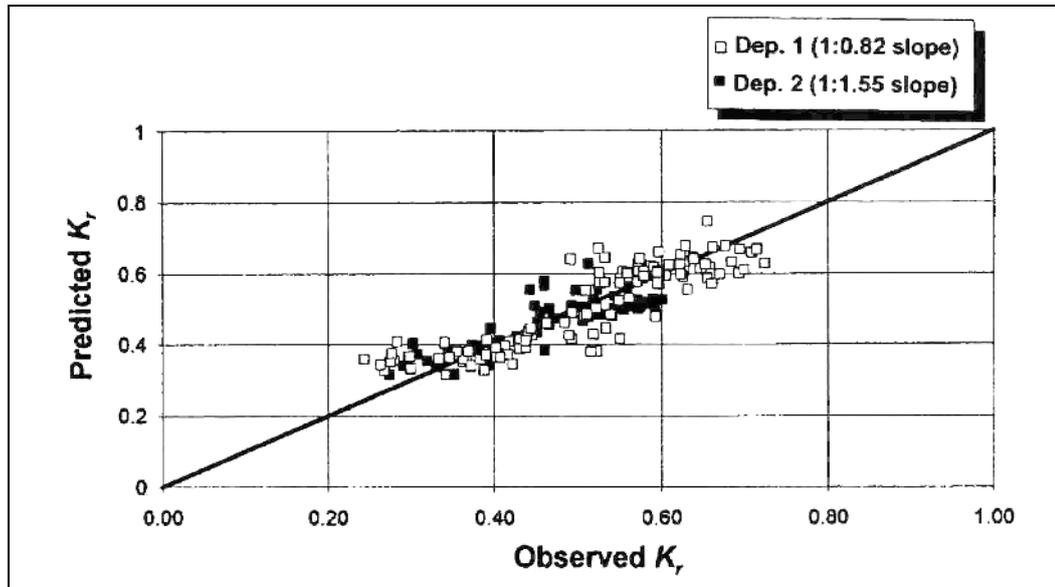


Figura 2.7: valori del coefficiente di riflessione calcolato con la (2.19) e misurato, per le due diverse strutture testate. (da Davidson *et al.* (1996)).

In fig. 2.7 il confronto fra i coefficienti di riflessione misurati e calcolati mostra una certa tendenza dei dati a scostarsi dalla linea a 45°. La deviazione (“*s-shaped deviation*”) sembra maggiore per $K_r < 0.4$.

Tale deviazione, come evidenziato dagli Autori, deriva dall’utilizzo di una formula con la struttura cX^p .

Da ciò l’idea di inserire il parametro R all’interno di una espressione che esprime K_r in maniera formalmente analoga a quanto avviene per l’equazione di Ahrens e Seelig:

$$K_r = \frac{aR^{0.5}}{b + R^{0.5}}. \quad (2.20)$$

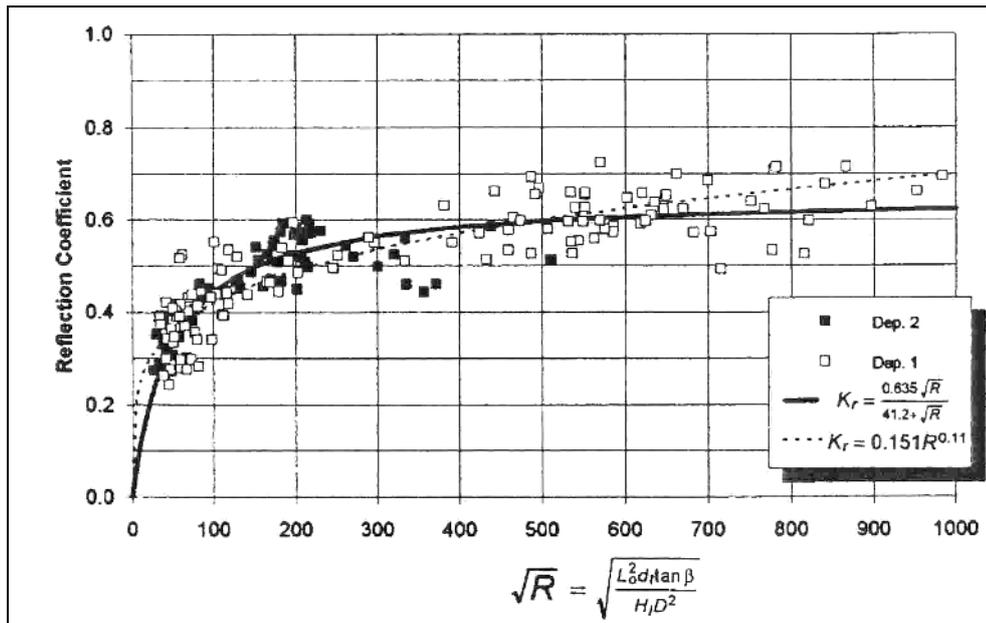


Figura 2.8: valori del coefficiente di riflessione calcolato con la (2.19) e con la (2.20) contro il parametro R . (da Davidson *et al.* (1996)).

Con a e b determinati minimizzando gli errori fra valori del coefficiente di riflessione misurati e calcolati.

In particolare, i coefficienti a e b assumono valori di 0.635 e 41.2.

Risulta evidente come il valore determinato di a (valore di saturazione) non differisca molto da quello derivante dagli studi di Ahrens e Seelig, mentre, per l'intrinseca differenza fra R e ξ , risulta impossibile istituire un confronto fra i valori di b e di b_1 .

Un confronto fra le due precedenti formulazioni (2.19 e 2.20) illustra un migliore adattamento ai dati per la seconda nel *range* in cui $R^{0.5} < 0.5$, cioè all'interno del *range* di condizioni ondose di maggiore interesse nell'ingegneria costiera (onde più alte e ripide).

Rathbun *et al.* (1998) mostrano come la formula di Seelig ed Ahrens, valida per struttura permeabile ed onda frangente, sostanzialmente sottostimi i coefficienti di riflessione nei casi in cui H_{m0}/d risulta maggiore di 0.4.

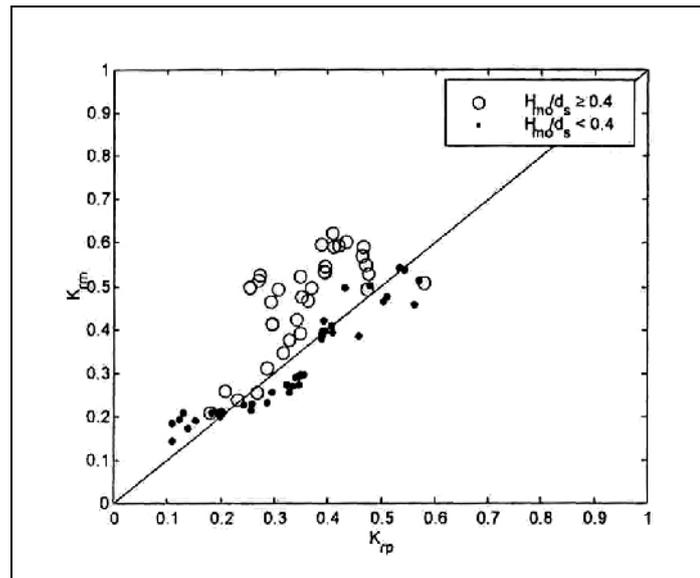


Figura 2.9: valori del coefficiente di riflessione misurato contro quello calcolato con la (2.3) (da Rathbun *et al.* (1998)).

Gli Autori, sulla base di un data-set in cui $H_{m0}/d > 0.4$ e $\xi_p < 2.5$, determinano un valore per il coefficiente moltiplicativo del rapporto H_{m0}/d fra 0.6 e 0.76.

2.2 Strutture tracimabili

Le formule che vengono di seguito presentate valgono per strutture tracimabili o *Low-Crested Structures (LCS)*, e cioè per strutture con valori di R_c/H_i compresi fra [-1.5 ed 1.5]. Per strutture a cresta bassa le prime formulazioni presenti in letteratura sono quelle derivanti dagli studi di Garcia Govea (2000) e quelle derivanti dall'analisi dei dati del *DELOS project*, il cui scopo principale è stato quello di analizzare i seguenti aspetti:

- Trasmissione 2D per strutture a gettata ed a cresta bassa (LCS);
- Effetti 3D sulle strutture LCS a gettata;
- Modifiche nella forma degli spettri dovute alla trasmissione ondosa;
- Trasmissione ondosa su strutture lisce ed impermeabili di tipo a cresta bassa (LCS);
- Riflessione su strutture LCS.

Garcia Govea (2000) analizza tre diverse tipologie di strutture a cresta bassa sottoposte ad attacco di onde monocromatiche attraverso un elevato numero di sperimentazioni effettuate presso il laboratorio dell'Università di Caen in canale 2D:

- struttura impermeabile;
- struttura rugosa e porosa;

— struttura con setto interno impermeabile.

Con riferimento ai simboli descritti nella figura (2.10), vengono ricavate tre formulazioni, ciascuna valida per una delle tipologie di strutture studiate e per $R_c > 0$.

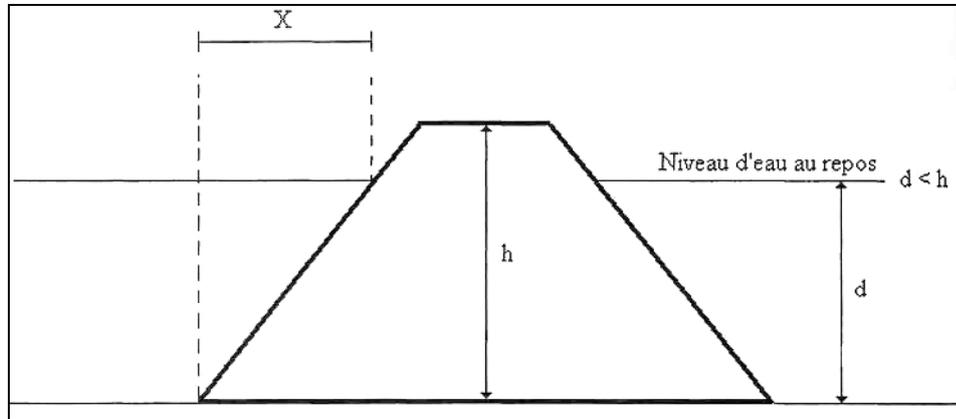


Figura 2.10: schema di riferimento con definizione dei parametri adottati nelle formule di Garcia Govea (da Garcia Govea (2000)).

Per strutture impermeabili vengono individuate due formulazioni:

$$K_r = 0.739 + 0.299 \log\left(\frac{R_c}{H_i}\right), \quad (2.21)$$

valida per $0.17 < (X/L) < 0.33$ (strutture “corte”),

l'altra

$$K_r = 0.893 + 0.158 \log\left(\frac{R_c}{H_i}\right), \quad (2.22)$$

valida per $0.11 < (X/L) < 0.37$ (strutture “lunghe”).

Risulta evidente il peso preminente fornito al *freeboard*.

Per strutture porose e rugose vengono individuate le due seguenti formulazioni:

$$K_r = 0.029 + 0.163 \ln(\xi), \quad (2.23)$$

valida per $0.17 < (X/L) < 0.33$ (strutture “corte”),

l'altra

$$K_r = 0.062 + 0.216 \ln(\xi), \quad (2.24)$$

valida per $0.11 < (X/L) < 0.37$ (strutture “lunghe”).

Nelle (2.23) e (2.24), nonché nelle successive (2.25) e (2.26), si esalta l'influenza del periodo ondoso e dei parametri pendenza *off-shore* del paramento della scogliera e altezza d'onda incidente.

Per strutture con setto interno impermeabile vengono individuate le due seguenti formulazioni:

$$K_r = 0.015 + 0.199 \log(\xi), \quad (2.25)$$

valida per $0.17 < (X/L) < 0.33$ (strutture “corte”),

l'altra

$$K_r = -0.006 + 0.303 \log(\xi), \quad (2.26)$$

valida per $0.11 < (X/L) < 0.37$ (strutture “lunghe”).

In ogni caso, le formule di Garcia Govea risentono del tipo di sperimentazioni, in cui la larghezza di cresta, fissata durante tutti gli esperimenti al valore 0.2 m, e la pendenza del paramento, sempre pari a 0.75, rimangono costanti, impedendo una indagine sull'influenza che tali parametri hanno su K_r .

Nell'ambito del progetto DELOS, lo studio della riflessione ondosa per strutture LC costituiva solo un problema di marginale importanza. Pur tuttavia, è stata determinata una prima formula (van Der Meer *et al.*, 2005) per la determinazione del coefficiente di riflessione su strutture a cresta bassa.

In effetti, si è preliminarmente fatto riferimento alla seguente formula di Postma (1989):

$$K_r = 0.071 P^{-0.082} \cdot \cot \alpha^{-0.62} \cdot s_p^{-0.46} . \quad (2.27)$$

Ritenendo poi gli Autori che per strutture a cresta bassa l'influenza della pendenza del paramento lato mare sia minore e che il *range* di variabilità della permeabilità per il dataset è ristretto ($P=0.4-0.6$), viene utilizzata la semplice formula seguente:

$$K_r = 0.140 \xi_p^{0.73} . \quad (2.28)$$

Si è poi confrontato l'andamento dei dati correlando su di un unico diagramma K_r e ξ_p ottenendo l'andamento riportato di seguito:

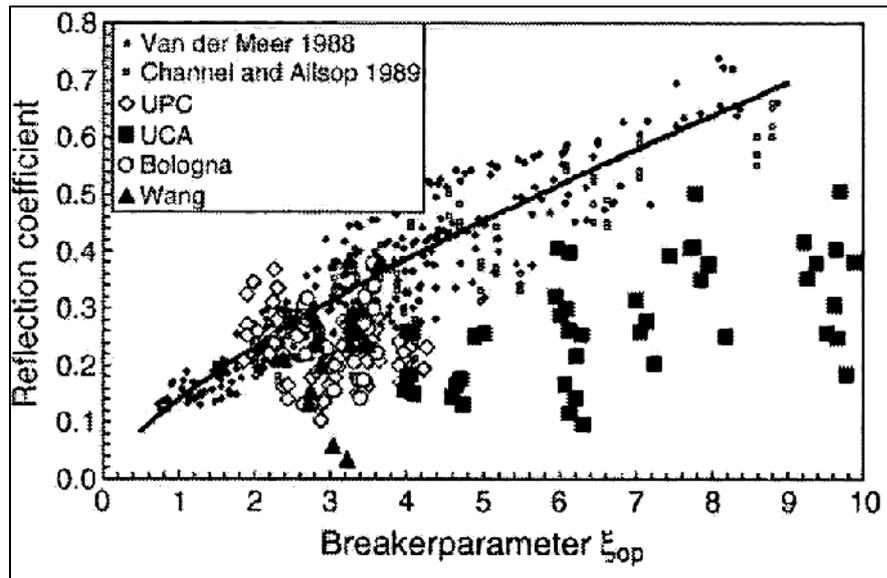


Figura 2.11: valori del coefficiente di riflessione misurato contro ξ_p (da van Der Meer *et al.* (2005)).

Nella figura (2.11) i punti di minore dimensione si collocano in prossimità della curva rappresentativa della formula (2.28), mentre i dati per strutture LC si spostano verso valori di riflessione ondosa minore, cosa che del resto era lecito attendersi.

Gli Autori hanno poi eliminati dal data-set i dati per strutture non tracimabili (van der Meer (1988)); Channel and Allsop (1989); $R_c/H_i > 1,5$) e correlati i valori del coefficiente di riflessione misurato durante gli esperimenti ai valori di *freeboard* adimensionalizzato all'altezza d'onda incidente (R_c/H_i). In particolare, in figura (2.12), in ordinata è riportato il rapporto fra K_{rm} misurato e K_{rc} calcolato con la formula (2.28).

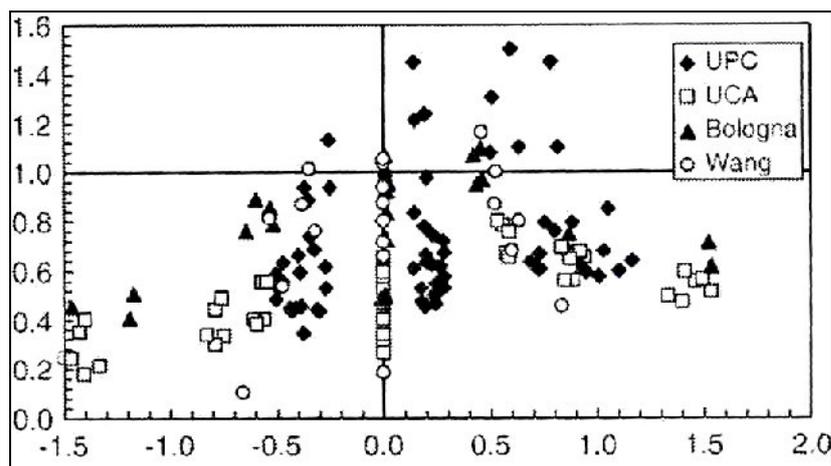


Figura 2.12: valori del rapporto fra K_{rm} e K_{rc} contro il rapporto R_c/H_i (da van Der Meer *et al.* (2005)).

Il solo trend evidente dalla figura è che il coefficiente di riflessione si riduce per strutture sommerse. Infine, per ridurre lo *scatter* nei dati e per tenere conto della riduzione di K_r con R_c , sono stati raggruppati i dati omogenei, ottenendo un solo coefficiente di riduzione del coefficiente di riflessione per ogni dato di R_c/H_i .

Il diagramma seguente sintetizza i risultati.

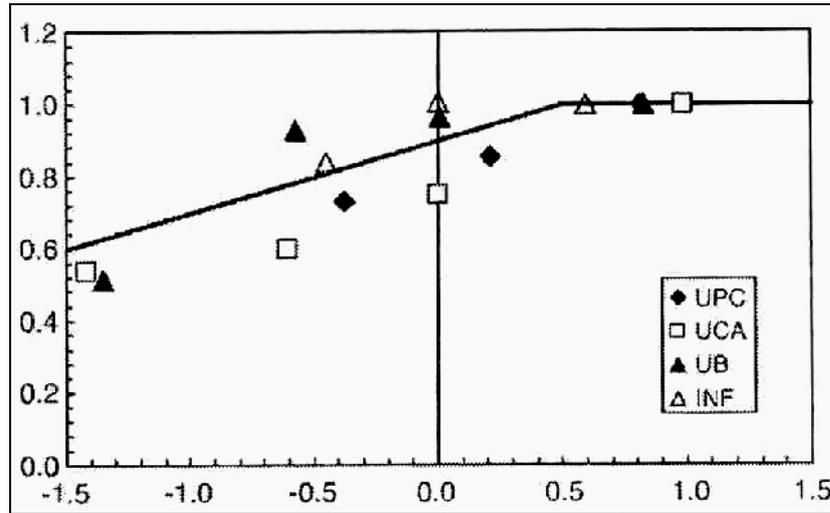


Figura 2.13: coefficiente di riduzione contro il rapporto R_c/H_i (da van Der Meer *et al.* (2005)).

La retta di regressione disegnata in figura descrive l'andamento del fattore di riduzione medio del coefficiente di riflessione in funzione dei dati di *freeboard* dimensionale R_c/H_i , per gruppi di dati omogenei.

Il fattore di riduzione f_r di K_r è:

$$f_r = 0.2 \cdot \left(\frac{R_c}{H_s} \right) + 0.9 \text{ per } R_c/H_i < 0.5;$$

$$f_r = 1 \text{ per } R_c/H_i > 0.5.$$

Zanuttigh e Lamberti (2004), eliminando dal data-set utilizzato da van Der Meer *et al.* (2005) i dati di sperimentazioni con attacco non ortogonale, ottengono, attraverso un'analisi di regressione, una nuova formulazione valida per $-1.5 < R_c/H_i < 1.5$:

$$\ln K_r = 0.87 \cdot \ln \frac{d}{H_i} + 0.61 \ln \frac{h_c}{d} - 0.23 \frac{D_{50}}{H_i} - 2.9. \quad (2.29)$$

Nel 2005 Calabrese *et al.*, dopo aver ridimensionato il data-set attraverso lo scorporo di dati non omogenei, come per esempio quelli relativi ad *Aquareef* (elevati affondamenti delle strutture) o quelli relativi agli esperimenti di Melito e Melby su *core locks* su cui si fondava la formula (2.29), la modificano nella seguente formulazione:

$$\ln K_r = 0.95 \cdot \ln \frac{H}{D_{50}} + 0.19 \ln \frac{h_c}{d} - 0.25 \cdot \ln s_p - 2.45, \quad (2.30)$$

valida per $-1.5 < \frac{Rc}{H} < 1.5$ e per strutture non disposte nella zona dei frangenti, intesa come zona in cui valgono le seguenti condizioni: $H_i/d \geq 0.6$.

Zanuttigh e van Der Meer (2006) analizzano i dati di diverse tipologie di strutture, come strutture lisce, opere a gettata (con nucleo permeabile ed impermeabile), strutture verticali, scogliere a berma, e scogliere con massi artificiali, ottenuti nell'ambito dei progetti europei DELOS e CLASH. A questi dati, vengono aggiunti quelli relativi a misure di campo effettuate da Davisdon *et al.* (1996) e quelli relativi agli studi di Cappiotti (2006), già indicati con la sigla "DIC".

Viene desunta la seguente formula valida per $-1 \leq \frac{Rc}{H} \leq 0.5$, $1 \leq \frac{H_i}{D_{50}}$ e $s_p > 0.01$:

$$K_r = \tanh(a\xi^b) \cdot \left(0.37 \cdot \frac{Rc}{H_i} + 0.67 \right), \quad (2.31)$$

con a e b funzione di un fattore di rugosità γ_f funzione, a sua volta, della tipologia dei materiali costituenti la barriera, e variabile fra 0.4 per strutture permeabili ed 1 per strutture lisce.

In particolare, si ha:

$$a = 0.167 \cdot [1 - \exp(-3.2 \cdot \gamma_f)]$$

e:

$$b = 1.49 \cdot (\gamma_f - 0.38)^2 + 0.86.$$

2.3 Spiagge

La riflessione delle onde su spiagge è stata lungamente ritenuta trascurabile ai fini delle pratiche applicazioni. Tuttavia la dinamica dei sedimenti è strettamente correlata con le forze esercitate dalle onde, le quali dipendono dai valori locali di altezza d'onda incidente ed altezza d'onda riflessa.

Nella tabella di seguito si riportano dei dati approssimati dei valori di coefficiente di riflessione per varie tipologie di opere di difesa (Goda, 1985).

Structural type	Reflection coefficient
Vertical wall with crown above water	0.7 ~ 1.0
Vertical wall with submerged crown	0.5 ~ 0.7
Slope of rubble stones (slope of 1 on 2 to 3)	0.3 ~ 0.6
Slope of energy dissipating concrete blocks	0.3 ~ 0.5
Vertical structure of energy dissipating type	0.3 ~ 0.8
Natural beach	0.05 ~ 0.2

Tabella 2.2: dati approssimati dei valori di coefficiente di riflessione per varie tipologie di opere di difesa (Goda, 1985).

I range di valori per muro verticale (emerso e sommerso) dipendono in maniera crescente dalla elevazione della cresta della struttura, mentre i valori massimi di K_r sono dell'ordine del 20% per le spiagge.

In letteratura i primi lavori sull'argomento risalgono agli anni '50, quando prima Miche (1944), poi Lewy (1946), poi ancora Miche (1951), quindi Greslou e Mahe (1954) studiano la riflessione ondosa in presenza di ostacolo costituito da una parete inclinata.

Più recentemente si occupano della riflessione ondosa su spiagge Taira e Nagata (1968), Suhayda (1974) e Seelig ed Ahrens (1981).

Seelig *et al.* (1981) evidenziano come la riflessione ondosa in presenza di spiagge sia direttamente correlata con l'energia dissipata, dal momento che la trasmissione dell'energia è nulla. L'energia dissipata, a sua volta, è correlata con il *surf similarity parameter* ξ , e di conseguenza risulta correlata con ξ anche l'energia riflessa ed il coefficiente di riflessione.

Di seguito viene richiamata la figura (2.1) che riguarda, come detto in precedenza, dati di laboratorio di numerosi studi effettuati su *slope* impermeabile, dove si nota subito che, per alti valori di ξ , K_r tende all'unità (frangimento *surging*).

Gli stessi autori evidenziano come l'equazione individuata per il coefficiente di riflessione:

$$K_r = \frac{a_1 \xi^2}{b_1 + \xi^2}$$

possa essere applicata sia al caso di *slope* impermeabile, sia al caso di opera a gettata

non tracimabile, sia al caso di spiaggia. In questo ultimo caso, gli autori suggeriscono per a_1 e b_1 i valori di 0.6 e 6.6. Il risultato di questa sostituzione risulta evidente nella figura seguente ancora una volta dovuta a Seelig ed Ahrens (1981).

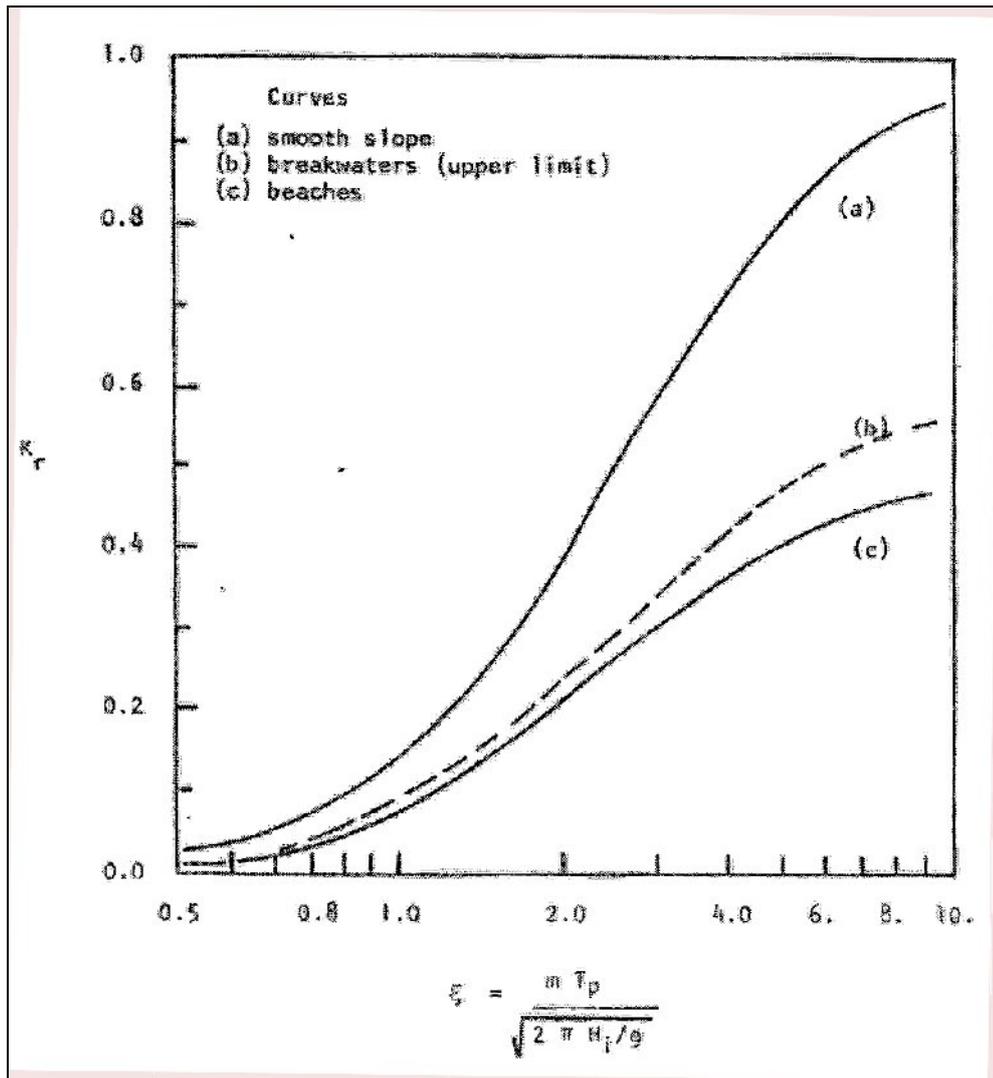


Figura 2.14: valori del coefficiente di riflessione misurato contro ξ per tre diverse tipologie di strutture riflettenti (da Ahrens e Seelig. (1981)).

Dalla figura (2.14) risulta evidente come, a parità di ξ , i valori massimi riscontrati di riflessione su spiagge siano dell'ordine del 45% circa a fronte del 100% di riflessione in presenza di *slope* impermeabile. Tale evenienza è stata precedentemente riscontrata anche da Miche (1951) il quale individuò un valore critico di ripidità dell'onda (γ_{\max}). Secondo Miche, le onde con ripidità minore di quella critica sono riflesse senza perdita di energia. Quando l'onda oltrepassa la ripidità critica, l'eccesso di energia è perso per frangimento.

In termini analitici dunque si avrà:

$$K_r = \begin{cases} \gamma_{\max} & \text{per } \gamma_0 \geq \gamma_{\max} \\ \gamma_0 & \end{cases} \quad (2.32)$$

$$K_r = \{1.0 \text{ per } \gamma_0 < \gamma_{\max} .$$

Lo stesso Miche tuttavia notò che laddove la teoria prevedeva perfetta riflessione il coefficiente di riflessione per le spiagge studiate era minore di quello per *slope* impermeabile. Ciò fu spiegato da Miche introducendo un parametro di rugosità ρ determinato empiricamente e dipendente dal materiale costituente la spiaggia.

Ancora una volta in termini analitici:

$$K_r = \begin{cases} \rho \cdot \frac{\gamma_{\max}}{\gamma_0} & \text{per } \gamma_0 \geq \gamma_{\max} \\ \rho & \text{per } \gamma_0 < \gamma_{\max} \end{cases} \quad (2.33)$$

$$K_r = \rho \quad \text{per } \gamma_0 < \gamma_{\max} .$$

L'adozione di tale parametro mostrò una buona interpretazione dei dati sperimentali nel caso degli studi di Greslou e Mahe (1954).

Taira e Nagata (1968), muovendo da queste considerazioni, effettuarono una serie di sperimentazioni su modello fisico in piccola scala. I risultati sperimentali furono confrontati con quelli di Greslou e Mahe (1954) e con le previsioni della teoria di Miche. Gli autori notarono come i valori del coefficiente di riflessione per le spiagge fossero considerevolmente minori anche di quelli che discendevano dall'applicazione della teoria di Miche con il coefficiente correttivo. Ciò fu spiegato con l'ipotesi dell'esistenza di ulteriori meccanismi dissipativi.

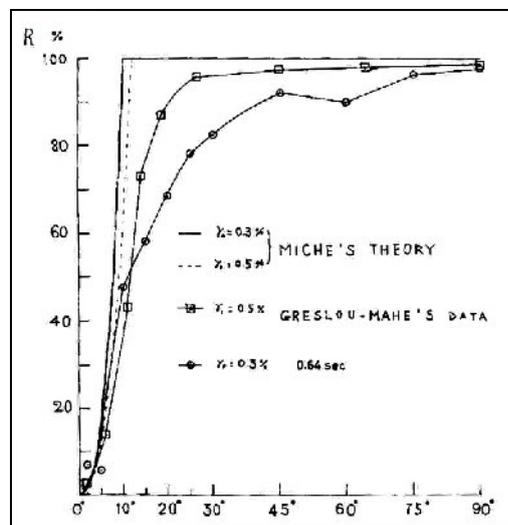


Figura 2.15: valori del coefficiente di riflessione misurato contro la pendenza dell'opera riflettente confrontati con i valori calcolati con le teorie di Miche ed i dati di Greslou e Mahe (da Taira e Nagata (1968)).

Wright (1979,1980) e Short (1979) individuano 6 tipologie di spiagge, separando le diverse categorie attraverso il parametro di Carrier e Greenspan (1958) (*surf scaling parameter*):

$$\varepsilon_b = \frac{a_b \cdot \omega^2}{g \cdot \tan^2 \beta} .$$

Tale parametro può essere rivisto come un ulteriore *surf similarity parameter* se si nota che:

$$\varepsilon_b = \frac{\pi}{\xi_b^2}.$$

Per ε_b compreso fra 30 e 100 gli autori parlano di spiagge dissipative ed i frangimenti che si verificano sono di tipo *spilling*.

Al diminuire del parametro ε si passa da spiagge dissipative a spiagge dissipative-riflettive, fino a spiagge completamente riflettive per ε inferiore a 2.5 (frangimento *surging*).

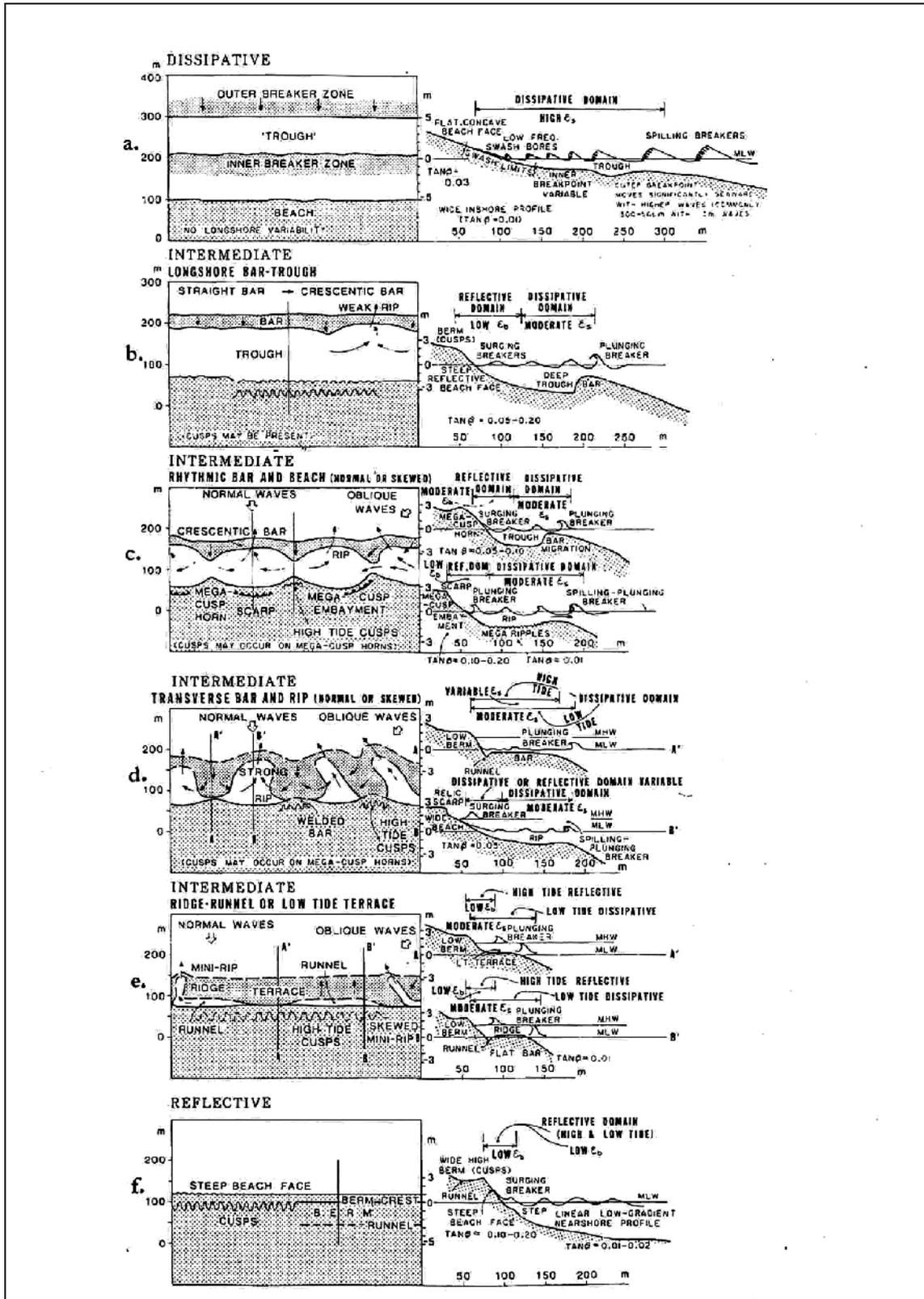


Figura 2.16: schemi di Wright e Short (1979,1980).

Nel 1997 Baquerizo *et al.* analizzano i dati provenienti dal progetto SUPERTANK condotto in un canale delle dimensioni seguenti: 104 m in lunghezza; 3.7 m in larghezza e 4.6 in profondità. Gli Autori analizzano 6 tests effettuati con spettri ondosi di tipo TMA.

Viene implementato un nuovo metodo di separazione dell'altezza d'onda incidente da quella riflessa basato sulle equazioni di energia e momentum mediate nel tempo.

Come può evincersi anche dalla figura (2.17), la variazione *cross-shore* del coefficiente di riflessione determinata con l'applicazione del metodo MF è simile a quella determinata con l'applicazione del nuovo metodo studiato da Baquerizo *et al.*(1997).

Risulta evidente un aumento di K_r verso costa giustificato dagli autori con un contemporaneo aumento della frazione d'onde frangente.

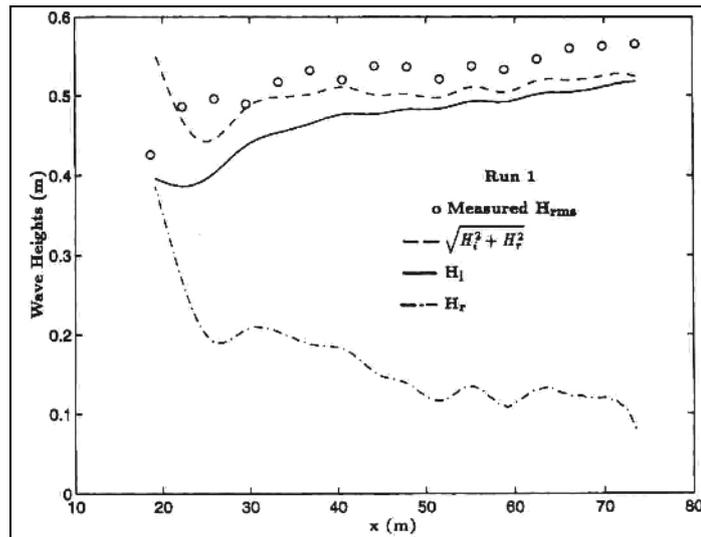


Figura 2.17: valori dell'altezza d'onda incidente H_i , riflessa H_r , e quadratica media $H_{r.m.s.}$, calcolati col metodo di Baquerizo *et al.*, confrontati con l'altezza d'onda $H_{r.m.s.}$, misurata durante i tests del progetto SUPERTANK (da Baquerizo *et al.* (1997)).

Nel 2001 viene condotta una intensiva campagna di esperimenti presso il canale ad onde del Politecnico dell'Università della Catalogna (Sancho *et al.*(1999), Archetti *et al.*(2000)).

Viene studiato l'effetto di una barra sulla variazione *cross-shore* di K_r .

Vengono studiate quattro condizioni ondose (una monocromatica, 3 irregolari). In tutti i tests le onde risultano frangenti sulla barra, si riformano e poi subiscono un secondo frangimento sulla spiaggia.

Il metodo utilizzato per separare le componenti ondose incidenti e riflesse è quello FB.

Risulta interessante notare come gli Autori rilevino un forte dipendenza di K_r con la ripidità. In particolare, il coefficiente di riflessione risulta crescente all'aumentare della ripidità, per periodo di picco T_p costante, e quindi al crescere di H_i .

2.4 Formulazioni teoriche

Il fenomeno fisico della riflessione ondosa è stato affrontato anche per via teorica.

Per strutture emergenti vanno citati gli studi di Madsen (1983) in cui viene affrontato il problema della determinazione del coefficiente di riflessione in presenza di un ostacolo poroso, quello di Sulisz (1985) che risolve numericamente il problema della riflessione di una struttura porosa, e quello di Scarlatos e Singh (1987) in cui ancora una volta si fornisce una soluzione analitica del problema della riflessione di opere porose.

Nei primi due studi citati viene rilevato un andamento di K_r con il periodo dapprima crescente e poi decrescente. Come si mostrerà nel Capitolo 4, i coefficienti di riflessione dei due data-set utilizzati nel presente lavoro concordano con tale andamento.

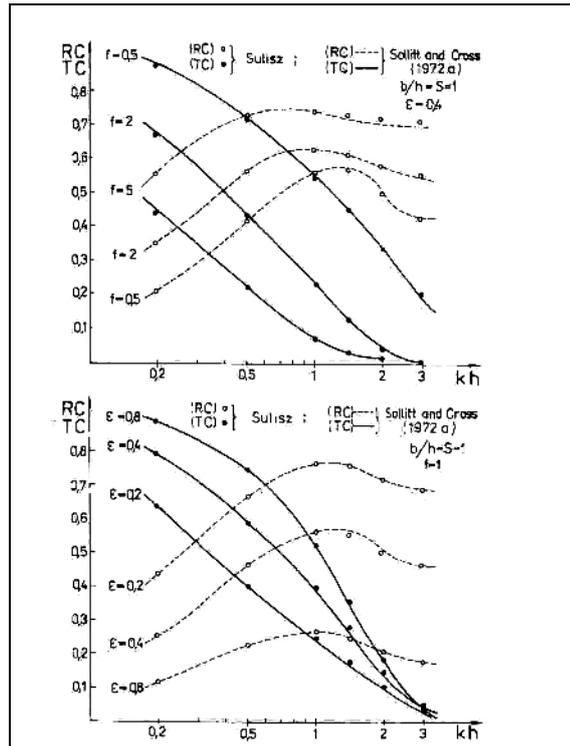


Figura 2.18: confronti fra K_r e K_t calcolati col modello di Madsen e quelli misurati da Sollitt e Cross (1972) (da Sulisz (1985)).

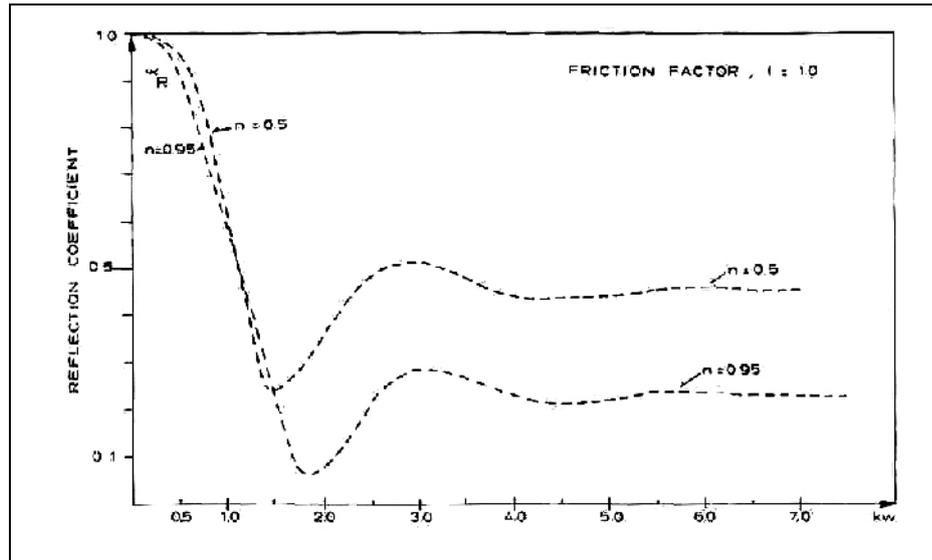


Figura 2.19: K_r calcolato contro kw , con w larghezza dell'assorbitore (1972) (da Madsen (1983)).

La figura (2.19) si presenta di particolare interesse in quanto mostra un andamento “oscillante” di K_r con il periodo ondoso incidente, nonché con la larghezza sommitale dell'assorbitore, indicata con w . Detta figura traduce l'espressione analitica seguente desunta da Madsen per il coefficiente di riflessione in presenza di barriera emergente porosa seguita da setto impermeabile.

$$K_r = \frac{\left\| (1 - \varepsilon') + (1 + \varepsilon') \cdot e^{-j2kw} \right\|}{\left\| (1 + \varepsilon') + (1 - \varepsilon') \cdot e^{-j2kw} \right\|}, \text{ con } \varepsilon' = \frac{\varepsilon}{\sqrt{1 - j \cdot f}} \text{ ed } f \text{ friction factor.} \quad (2.34)$$

La (2.34) da conto, per la presenza del fasore dell'andamento oscillante con T (e con W) di K_r .

Fra le formule valide per strutture tracimabili va citata quella ottenuta teoricamente da Svendsen (1980):

$$K_r = \frac{(1 + G_2) \cdot L_0 - (1 + G_1) \cdot L_t}{(1 + G_2) \cdot L_0 + (1 + G_1) \cdot L_t}, \quad (2.35)$$

con

$$G_1 = \frac{2kd}{\sinh 2kd} \text{ e } G_2 = \frac{2k(d - h_c)}{\sinh 2k(d - h_c)}.$$

Nel 1983 Seelig propose la seguente formula anch'essa valida per opere sommerse:

$$K_r = \frac{a_1 \xi_p^2}{b_1 + \xi_p^2} \cdot \varphi, \quad (2.36)$$

con φ coefficiente riduttivo, pari ad 1 per opere impermeabili:

$$\varphi = f \left[\sqrt{\frac{D_{50}}{L}} \cdot \cot \alpha, \frac{H_i}{H_b} \right] \text{ e } H_b = 0.17 \left[1 - \exp \left(-4.712 \cdot \frac{d}{L_0} \right) \right].$$

CAPITOLO 3. Analisi sperimentale

Il presente capitolo è dedicato alla descrizione dell'impianto sperimentale, dei criteri di progettazione dei modelli, nonché delle tecniche di trattamento dei dati.

3.1 Installazione sperimentale

3.1.1 Canale ad onde

Il canale ad onde in piccola scala del Dipartimento di ingegneria idraulica ed ambientale "Girolamo Ippolito" dell'Università degli studi di Napoli "Federico II", ha una lunghezza utile, ovvero dal battitore alla parete opposta, (vedi Figura (3.1)), di 23 metri ed è costituito da due tratti. Il primo, tronco conico, ha una sezione larga circa 0.80 m in corrispondenza dell'ondogeno e prosegue per 9.00 m con una convergenza di circa 1° , fino a raggiungere la larghezza di 0.50 m. Tale larghezza è mantenuta costante nel secondo tratto, che si sviluppa per una lunghezza di 13 m.

Il canale ha sull'intero sviluppo un'altezza di 0.75 m.

Le pareti laterali del tratto convergente sono in acciaio, mentre lungo il secondo tratto sono in plexiglass.

In Foto III.1 e Figura (3.1) sono riportati, rispettivamente, la vista prospettica e lo schema della canaletta.



Foto III.1: vista prospettica della canaletta.

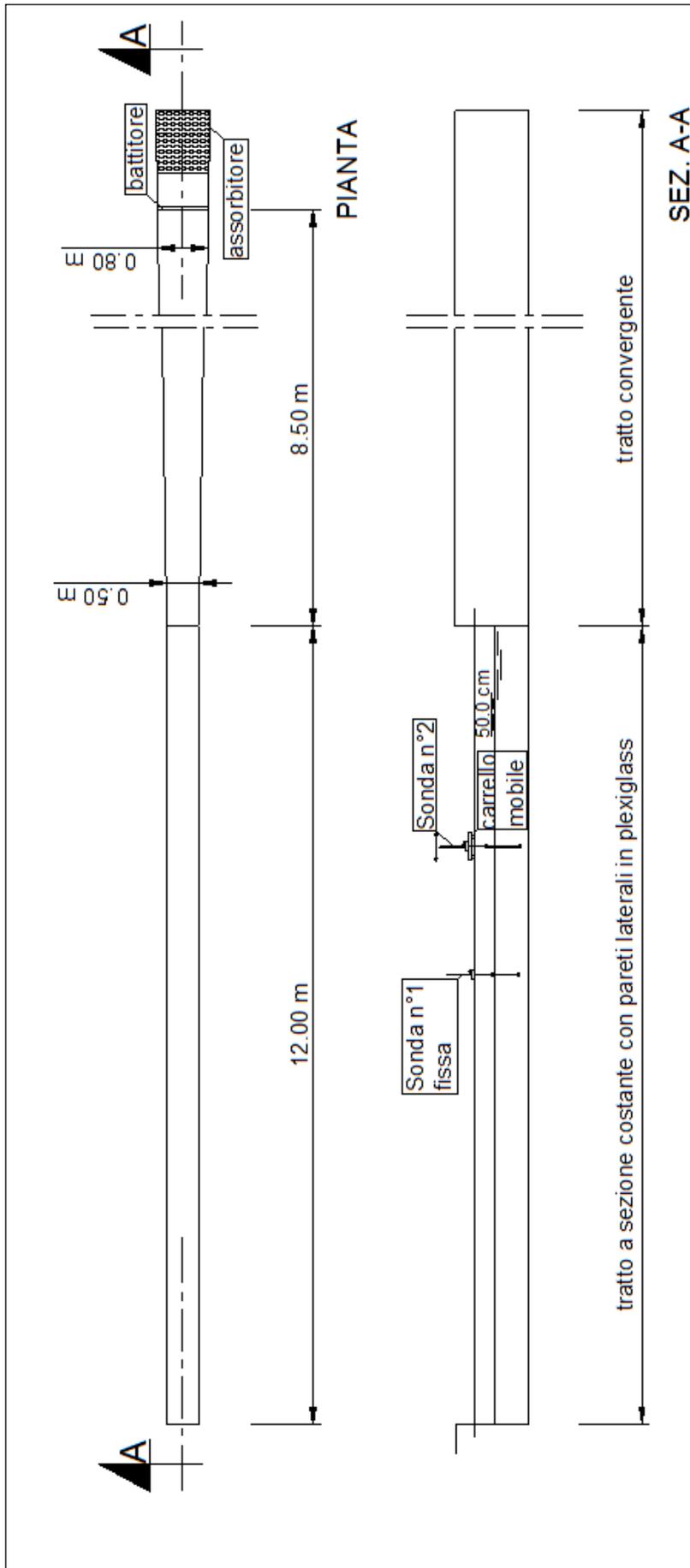


Figura 3.1: schema del canale ad onde.

3.1.2 Sistema di generazione

Il moto ondoso è generato da un battitore azionato da una pompa oleodinamica dotata di motore elettrico. Il movimento dell'ondogeno è controllato da un software di generazione (Wavegen SD) in grado di riprodurre treni d'onda regolari ed irregolari, nonché attacchi ondosi con caratteristiche definite dall'utente.

3.1.3 Sistema di acquisizione

Lo schema di acquisizione del profilo d'onda è riportato in Figura (3.2), esso comprende un circuito di alimentazione e controllo (control cabinet) che ha il compito di alimentare il sensore e ricevere da questo un segnale di ritorno.

Quest'ultimo è inviato ad un computer che adoperando un software, provvede a trasformare il segnale di tensione (Volt V) in uno di elevazione d'onda ($\eta(t)$ cm).

Il presente paragrafo, descrive brevemente gli elementi fondamentali del sistema.

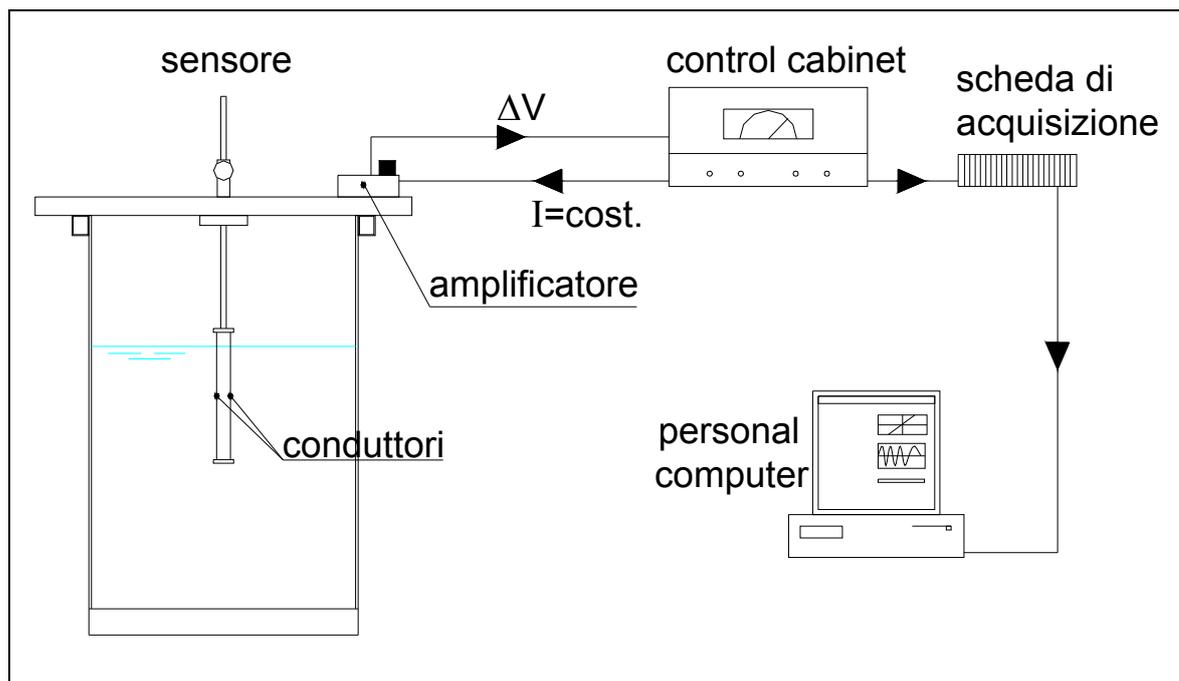


Figura 3.2: schema del sistema di acquisizione.

Sensori

Per il rilievo della funzione di elevazione d'onda $[\eta(t)]$ è stato utilizzato un array da 6 sonde resistive a due fili metallici paralleli (*twin wires probes*, (foto III.2)) ad una frequenza di acquisizione di 25 Hz.

Per una schematica rappresentazione della collocazione delle sonde durante i tests si rimanda all'appendice A.2



Foto III.2: array “offshore” di sonde resistive.

Calibrazione

Per ciascun giorno di prova, è stata effettuata la calibrazione statica dei sensori.

Innanzitutto è stata tarata l’amplificazione, tramite il box di controllo elettrico, in modo da far corrispondere alla variazione di un volt, un centimetro di variazione del pelo libero. Tale scelta si è basata sulla necessità di cercare di massimizzare la risoluzione (cioè la possibilità di apprezzare incrementi contenuti del pelo libero) e, compatibilmente, di minimizzare il rumore elettrico delle sonde.

Ultimata la taratura dell'amplificazione del segnale elettrico, successivamente si è passati a calibrare il software di acquisizione collegato al box di controllo. Le sonde sono quindi state sollevate di un centimetro per volta per un totale di 5 cm e dopo riportate nella posizione di riposo; poi sono state abbassate di 5 cm con step di 1 cm e, infine, riportate nella posizione iniziale. Il range monitorato è stato, quindi, di 10 cm e la retta di calibrazione è stata ottenuta per interpolazione dei punti registrati (vedi Figura (3.3)).

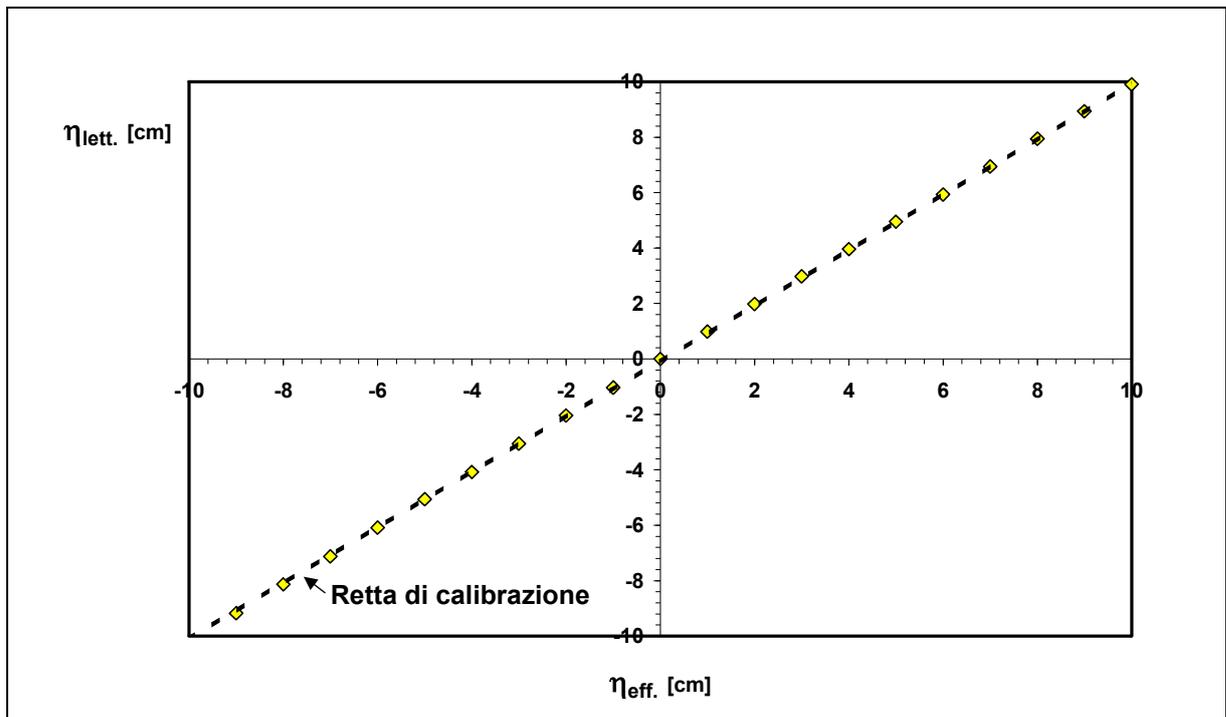


Figura 3.3: esempio di retta di calibrazione.

Periodici controlli effettuati per ciascun giorno di prova hanno evidenziato la necessità di ripetere l'operazione di calibrazione mediamente due volte al giorno.

Acquisizione dei dati

Per acquisire la sequenza temporale dei ΔV in uscita alla sonde, la scheda di acquisizione utilizzata è la CB-68LP della National Instruments.

Il segnale in arrivo al pc va opportunamente trattato ed elaborato in maniera tale da trasformare le variazioni di potenziale ΔV in valori del tirante idrico. Si è provveduto quindi alla realizzazione di una patch di acquisizione con il linguaggio di programmazione a oggetti Labview versione 6.1, tramite la quale è possibile registrare su file e visualizzare a video il segnale proveniente dall'array di sonde in maniera simultanea.

3.1.4 Sistema di assorbimento dell'energia ondosa riflessa

Il canale ad onde è dotato di un assorbitore passivo per limitare l'energia ondosa riflessa e di un sistema di assorbimento attivo per limitare l'energia ri-riflessa al battitore

3.1.4.1 L'assorbitore passivo

In genere l'assorbimento dell'energia ondosa è stato effettuato per mezzo di spiagge in materiali porosi o non, di dolce pendenza (inferiore ad 1:10).

Per conseguire un certo rendimento, gli assorbitori presentavano lunghezze tali da occupare rilevanti porzioni di canale. Ciò ha indirizzato la ricerca verso soluzioni tese ad ottimizzare l'ingombro degli elementi assorbenti. Numerosi studi teorici e sperimentali hanno affrontato l'argomento, cercando di analizzare l'efficacia, per un vasto intervallo di condizioni ondose, di diverse configurazioni di ammortizzatori passivi.

In figura (3.4) sono sinteticamente riportati gli schemi di alcuni dei tipi più studiati nel corso degli anni (Ouellet e Datta, 1986).

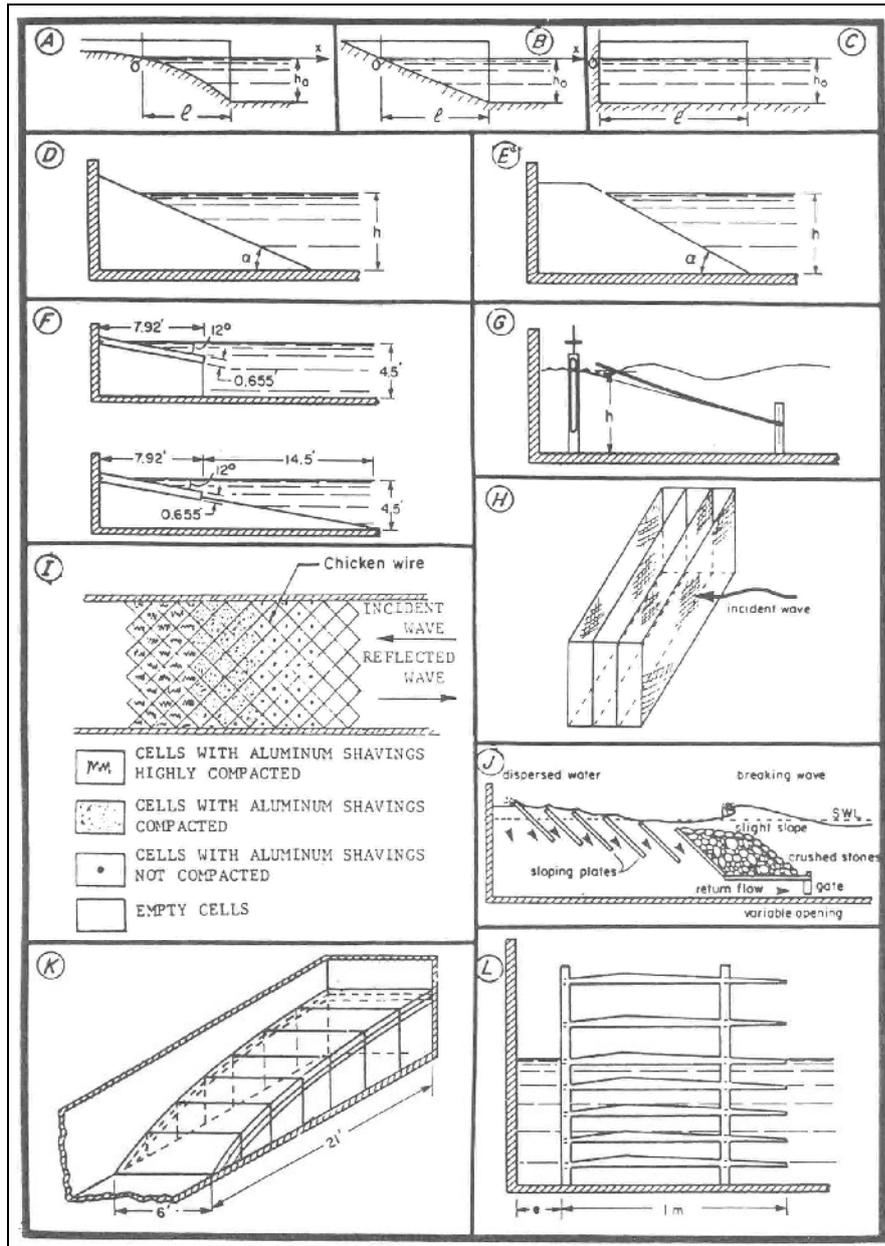


Figura 3.4: tipologie di assorbitore passivo (da Ouellet e Datta (1986)).

Gli schemi con sagoma geometrica semplice A, B, C, sono stati studiati teoricamente da Lean (1967), mentre quelli D, E ed F sono stati studiati con sperimentazioni di laboratorio da Greslou e Mahé (1954) e Straub *et al.* (1957). Accanto a queste tipologie, ne vengono sperimentate alcune di maggiore complessità. Ad esempio, lo schema G prevede una dissipazione dell'energia per effetto del frangimento del moto ondoso incidente e la possibilità di annullare il flusso idrico di ritorno, quello H si basa sull'effetto dissipativo prodotto dalla turbolenza che si genera dal contatto fra moto ondoso ed assorbitore poroso (Goda ed Ippen, 1963; Keulegan, 1973). Goda ed Ippen utilizzano una serie di elementi metallici allineati perpendicolarmente alla direzione di propagazione dell'onda incidente. Essi mostrano che il fattore principale che influisce sulla risposta dell'ammortizzatore è la distanza fra gli elementi metallici.

Uno censimento approfondito su scala mondiale delle diverse tipologie di assorbitore passivo utilizzate nei vari laboratori viene effettuato da Ouellet e Datta (1986).

Ouellet e Datta inviano un questionario a 162 laboratori, ricevendo risposta da 76. Di questi, 48 forniscono una descrizione dettagliata degli assobitori passivi utilizzati.

Ne emerge un quadro d'insieme in cui prevale l'utilizzo di spiagge assorbenti con pendenza costante o variabile. Le spiagge sono sempre costituite da materiale poroso di diversa natura e tipologia: materiale roccioso di diversa pezzatura; gabbie metalliche riempite di materiale poroso; elementi in calcestruzzo; etc.

Sempre più frequenti sono stati i casi di impiego di sagoma parabolica man mano che si constatava la migliore resa in termini di coefficienti di riflessione rispetto ad altre soluzioni.

Anche teoricamente viene dimostrata la necessità di ricorrere ad un profilo parabolico per minimizzare la riflessione all'interno dei canali ad onde (Lean, 1967; Sand, 1982).

Come ovvio, la realizzazione pratica della sagoma parabolica di un assorbitore avviene attraverso l'impiego di una sequenza di tratti a pendenza costante, senza tuttavia inficiare sensibilmente il rendimento dell'assorbitore.

Ulteriori sforzi vengono compiuti per indagare l'influenza di fattori quali rugosità e porosità sul rendimento degli assobitori. Risulta subito chiaro come il beneficio derivante da materiale di elevata porosità sia di piccola portata. A suffragio di questa tesi basta riportare un lavoro di Sand (1984) dal quale emerge che una porosità del 70% riduce il coefficiente di riflessione del 2% circa rispetto ai valori che si ottengono per porosità usuali nelle opere di difesa costiera.

Svendsen (1985) nota che una spiaggia di prefissata lunghezza, risulta tanto più efficiente, quanto più piccolo risulta il rapporto:

$$\frac{h_x \cdot L}{d} = \Theta, \quad (3.1)$$

dove:

h_x : è la pendenza del fondale (dh/dx).

Per la teoria delle onde lineari in acque basse si ha:

$L = \sqrt{g \cdot d} \cdot T$, che sostituita nella (3.1) porge:

$$\frac{h_x \cdot \sqrt{g \cdot d} \cdot T}{d} = \Theta. \quad (3.2)$$

Ricordano che $h_x = \frac{dd}{dx}$ si ha:

$$\frac{dd}{dx} = \frac{\Theta}{\sqrt{g}} \cdot \frac{\sqrt{d}}{T} \quad (3.3)$$

Sviluppando la (3.3) si ha:

$$\frac{\sqrt{g} \cdot T}{\Theta} \cdot \frac{dd}{\sqrt{d}} = dx.$$

Integrando

$$\frac{\sqrt{g} \cdot T}{\Theta} \cdot \int \frac{dd}{\sqrt{d}} = \int dx \rightarrow \frac{\sqrt{g} \cdot T}{\Theta} \cdot 2 \cdot \sqrt{d} = x \rightarrow \frac{g \cdot T^2}{\Theta^2} \cdot 4 \cdot d = x^2,$$

da cui

$$d = \frac{\Theta^2}{4} \cdot \frac{1}{g \cdot T^2} \cdot x^2, \quad (3.4)$$

che è l'equazione di una parabola.

Svendsen (1985) ha mostrato che questo tipo di ammortizzatore contiene la riflessione entro il 5% per $\Theta=1$ e per una lunghezza dell'assorbitore compresa entro le 10 e le 15 volte il tirante idrico.

3.1.4.1.1 Messa a punto del sistema di assorbimento

A titolo esemplificativo, nelle Figure (3.6) e (3.7) sono rispettivamente riportati: i profili del dissipatore passivo per $\Theta=1$ e periodi (T) variabili da 1 a 2.5 s ed i profili per periodo costante (T=1.8 s) e Θ variabile da 1 a 2.5. Risulta evidente come la scelta di porre $\Theta=1$ determini un ingombro di circa 8 m, certamente incompatibile con la necessità di disporre di uno spazio adeguato per i modelli fisici di scogliera all'interno del canale ad onde impiegato.

Pertanto, nel progetto dell'assorbitore si è cercato di compensare le esigenze di minimizzazione della riflessione con quelle di ottimizzazione dello spazio di ingombro della spiaggia, per consentire un'adeguata installazione dei modelli di scogliera.

I parametri di progetto impiegati sono i seguenti:

- freccia massima della parabola uguale a 0.50 m.
Ciò al fine di mantenere un tratto di spiaggia asciutta in tutte le condizioni sperimentali;
- costante Θ fissata pari a 2.
Questa scelta, in apparente contraddizione con quanto sopra esposto, è giustificata dal fatto che la scabrezza e la permeabilità della struttura di spiaggia determinano un incremento della dissipazione energetica apparentemente non considerata da Svendsen & Jonsson, ma soprattutto dalla verifica effettuata sul rendimento dell'assorbitore nelle condizioni ondose impiegate durante il presente lavoro;
- periodo di progetto $T = 1.8$ s: valore lievemente inferiore al periodo massimo utilizzato nel presente lavoro di ricerca, $T = 2$ s.

Dalle precedenti condizioni si ha la seguente equazione per il profilo ideale del dissipatore:

$$d=0.0315x^2.$$

Di seguito si riporta:

- nelle Foto (III.3) e (III.4), rispettivamente l'assorbitore montato in opera ed un particolare del materiale costituente la spiaggia;
- in Figura (3.5), il profilo ideale dell'assorbitore, ed il profilo reale secondo cui è stato realizzato, ovvero una spezzata con tratti di pendenza 1/8, 1/5 e 1/2.5.



Foto III.3: profilo dell'assorbitore.



Foto III.4: materiale utilizzato per l'assorbitore.

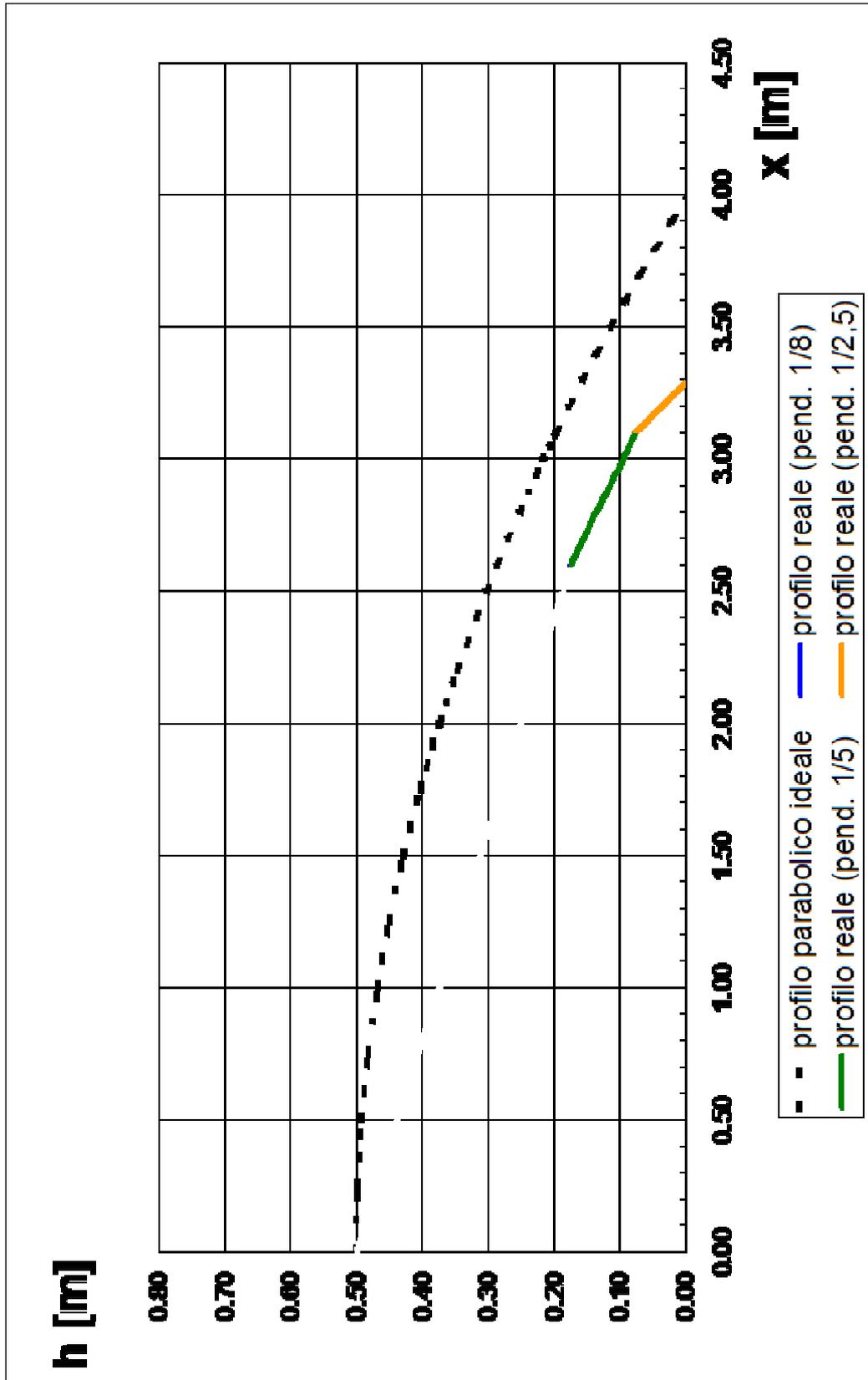


Figura 3.5: profilo dell'assorbitore. Qui il tirante è indicato con h .

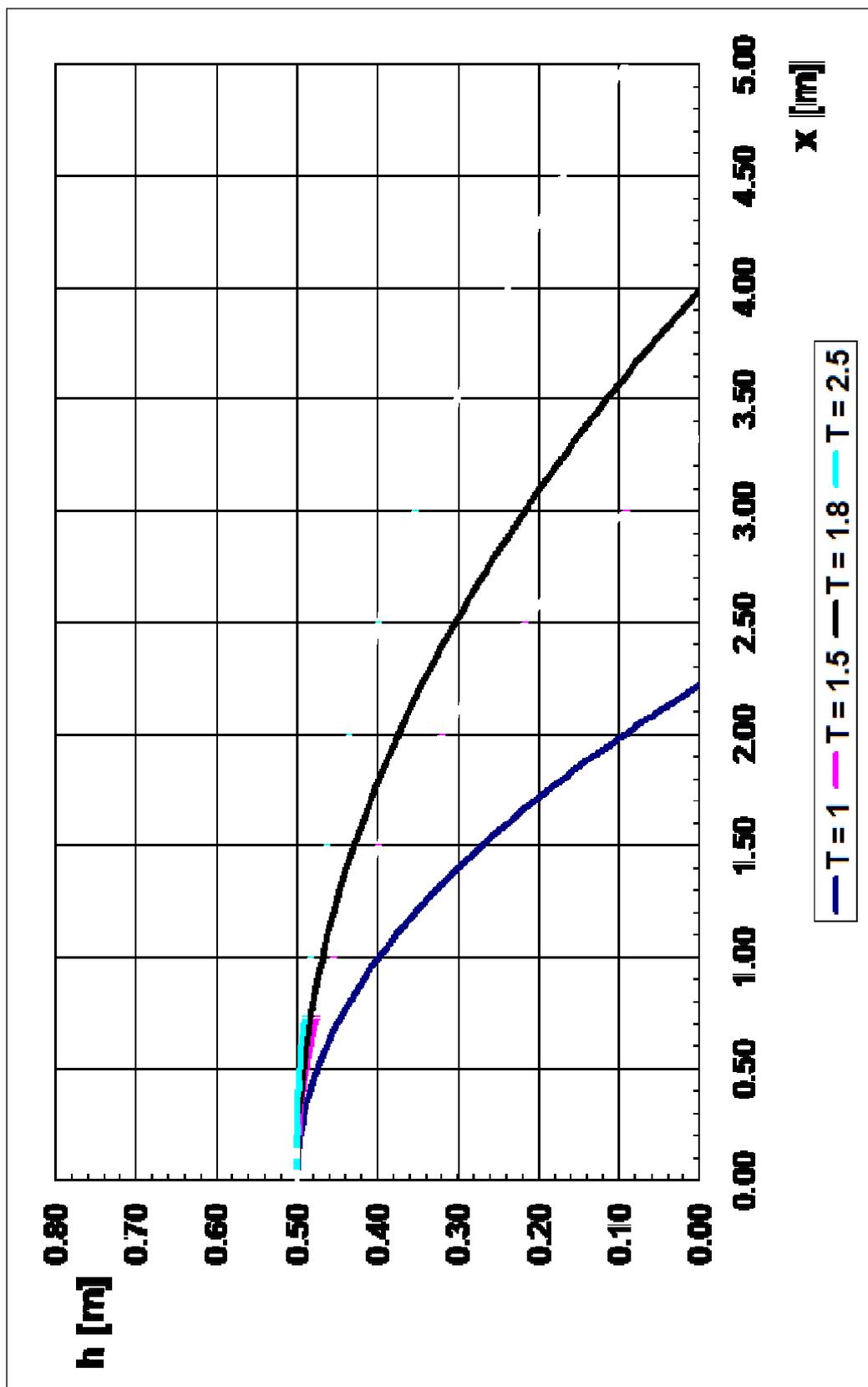


Figura 3.6: profili ideali dell'assorbitore passivo per $\Theta=1$. Qui il tirante è indicato con h .

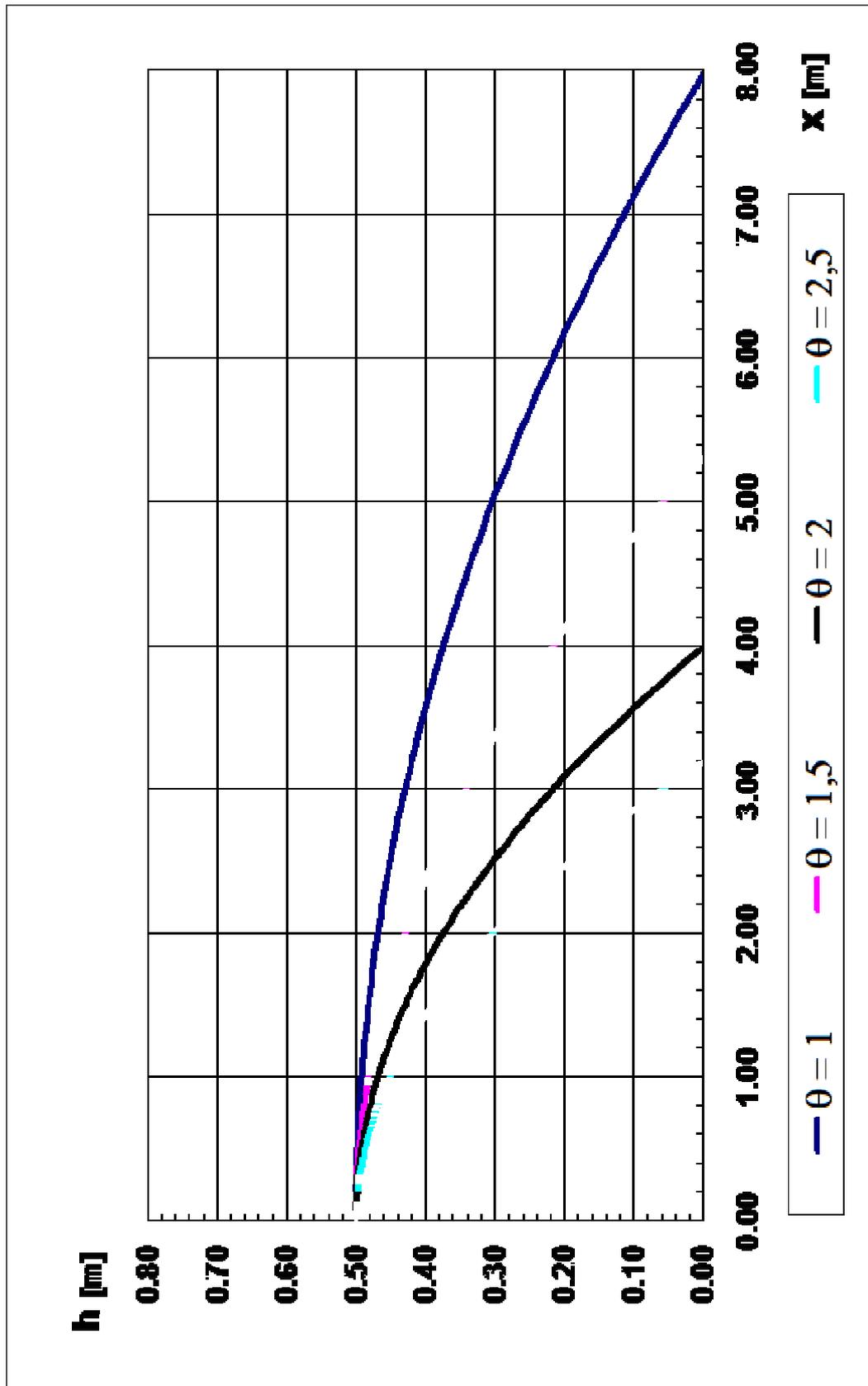


Figura 3.7: profili ideali dell'assorbitore passivo per $T=1.8s$. Qui il tirante è indicato con h .

3.1.4.1.2 Verifica dell' assorbitore passivo

Un assorbitore passivo il cui profilo segue la parabola di Svendsen & Jonsson, è efficiente, ovvero induce una riflessione trascurabile, solo nelle seguenti condizioni:

- 1) il tirante non deve essere minore della freccia di progetto, altrimenti il profilo immerso risulta più ripido di quello ottimale.
- 2) la onde incidenti devono avere periodo minore o uguale del periodo di progetto.
- 3) la parabola sia stata disegnata con la costante al più pari ad 1.

Durante i tests oggetti del presente studio le suddette condizioni non si realizzano mai.

E' quindi necessaria una verifica sulle reali performances dell'assorbitore nelle condizioni idrodinamiche più gravose che si verificheranno o potrebbero verificarsi durante le prove.

Per poter procedere alla verifica occorre innanzitutto fissare una soglia del coefficiente di riflessione al di sotto del quale la verifica può ritenersi soddisfatta.

In maniera certamente arbitraria, ma ragionevole, tale soglia ammissibile è fissata al 7 %.

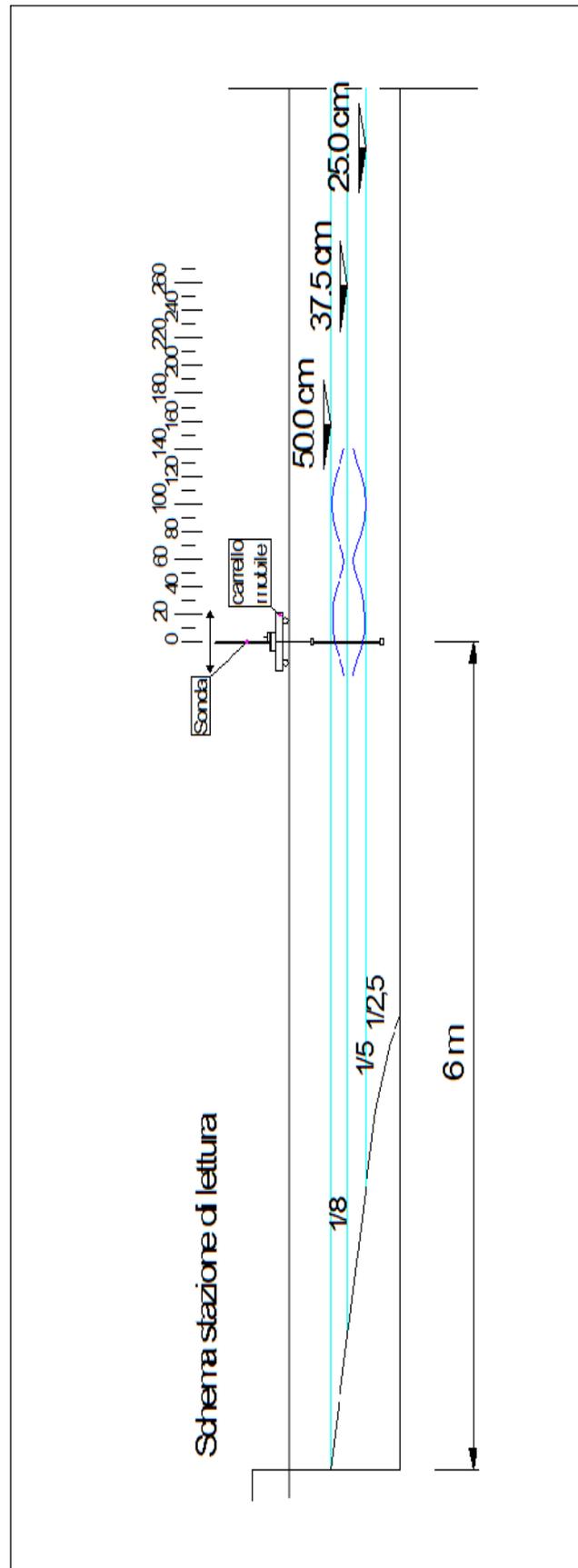


Figura 3.8: schema della stazione di lettura dell'onda pseudostazionaria.

Per la costruzione dell'involuppo dell'onda pseudo-stazionaria, ci si serve di una sonda posta su di un carrello mobile, che si muove su una distanza maggiore di $L/2$, per essere certi di acquisire in prossimità di almeno una sezione pseudo-nodale ed almeno una sezione pseudo-ventrale.

Di seguito si riportano in Tabella (3.1), le condizioni sperimentali dei tests di verifica ed i relativi risultati.

d	T	H _i	H _r	K _r	RESP.
[m]	[s]	[cm]	[cm]	%	
0,25	2,5	9,02	0,77	8,5	NO
0,25	1,8	9,42	0,62	6,6	SI
0,25	1	7,97	0,16	2,0	SI
0,375	1,5	11,58	0,40	3,5	SI

Tabella 3.1.

Dalla Tabella 3.1 emerge che fissando il tirante (d) a 0.25 m (che come sarà chiaro in seguito corrisponde al livello di cresta della maggioranza dei modelli di scogliera impiegati per produrre il data-set UoN, e quindi una condizione limite di funzionamento) si ha una soddisfacente performance dell'assorbitore fino a 1.8 s di periodo.

Ciò porta a ritenere pur con qualche cautela, che con tiranti superiori ci si possa spingere fino a periodi di 2.0 s senza sensibili effetti di riflessione.

3.1.4.2 Assorbitore dinamico

Lo scopo di un assorbitore attivo o dinamico è quello di evitare che l'energia riflessa dal modello venga ri-riflessa dalla pala.

Il canale ad onde utilizzato durante le sperimentazioni effettuate è dotato di un sistema di assorbimento attivo fornito dalla HR Wallingford.

L'apparato consta di una coppia di sensori montati sul battitore (vedi foto III.5) che acquisisce il segnale di elevazione d'onda, il quale viene poi convertito, attraverso la funzione di trasferimento, in un segnale di posizione del battitore (*Equivalent Paddle Position (EPP)*).

La funzione di trasferimento (rapporto fra altezza d'onda generata e corsa del battitore) varia con la frequenza delle onde generate e con la profondità. Ciò comporta che la trasformazione del segnale di altezza d'onda in segnale EPP varia ogni volta che variano profondità e frequenza.

Per adattare di volta in volta la funzione di trasferimento si utilizza un filtro analogico (*gain*).

La differenza fra EPP ed il segnale di posizione teorico (*Demand Input Position signal (DIP)*) è dovuta all'onda riflessa dal modello.

Se indichiamo con RW la differenza fra EPP e DIP:

$RW=EPP-DIP$,

allora il segnale di input modificato per assorbire l'onda riflessa è $ABS=DIP-RW$.

Ovviamente, in fase preliminare rispetto all'effettuazione dei tests, è stata operata la taratura dell'assorbitore. Essa ha consentito di determinare preventivamente per ogni frequenza ondosa generata e per ogni tirante idrico con cui si è operato il valore del *Gain* che consentisse di trasformare, con la migliore stima possibile dalla funzione di trasferimento, l'altezza d'onda misurata in segnale EPP. Allo scopo, si sono, di volta in volta, confrontati mediante oscilloscopio il segnale di posizione di input (DIP) con il segnale di posizione ottenuto convertendo l'altezza d'onda letta dalle sonde sul battitore nella fase immediatamente precedente quella dell'arrivo dell'onda ri-riflessa al battitore stesso. Operando sull'amplificatore dell'assorbitore si portavano i due segnali a presentare gli stessi valori di ampiezza.



Foto III.5: sonde del sistema di assorbimento attivo.

3.2 Progettazione del modello

Questo paragrafo è dedicato alla progettazione ed alla descrizione dei modelli di scogliera utilizzati nei tests

3.2.1 Progetto del modello

La progettazione del modello comprende in sostanza due fasi:

- scelta delle caratteristiche geometriche esterne della sezione trasversale supposta trapezoidale (Figura (3.9));
- scelta del diametro nominale medio del masso di mantellata e degli eventuali nuclei e filtri.

Per quanto riguarda la larghezza della cresta, la pendenza dei paramenti e la profondità al piede dell'opera, essi sono sostanzialmente determinati dalle esigenze di ingombro del modello, nonché dalla necessità di rappresentare in scala una sezione trasversale ragionevolmente in accordo con le pratiche progettuali correnti.

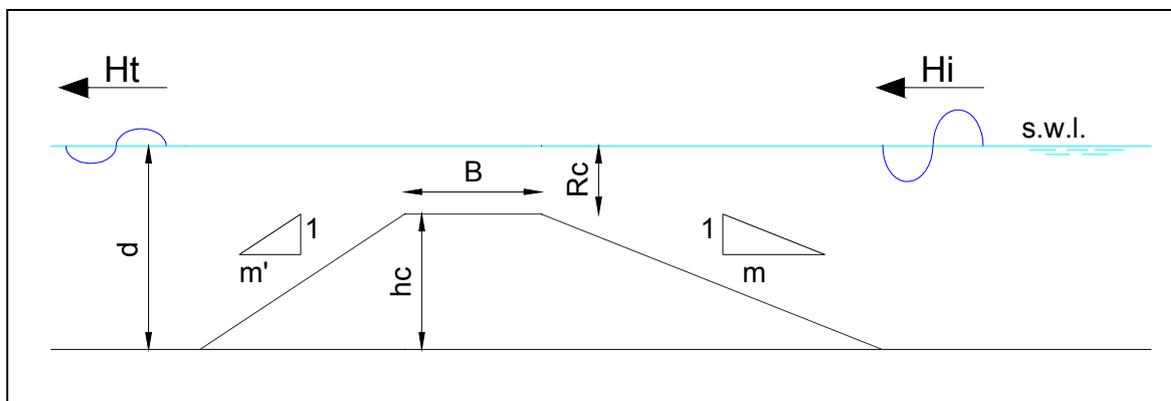


Figura 3.9: notazioni per il progetto del modello.

Rimandando ad un successivo paragrafo la discussione sulla rappresentatività di tali misure, vengono preliminarmente fissate le seguenti:

- $B = 25$ cm;
- $m = 2$;
- $m' = 1.5$;

- $d = 31.5 \text{ cm}$.

Esse si suppongono rappresentative di un ideale modello alla Froude con scala delle lunghezze $\lambda=1/20=0.05$.

La scelta dei diametri costituenti la sezione trasversale, nonché la scelta del livello di sommergenza necessitano di maggiore approfondimento che verrà sviluppato nei successivi paragrafi.

3.2.1.1 Scelta del tirante idrico

Accanto alle esigenze di rappresentatività delle dimensioni in scala, la scelta della sommergenza è sostanzialmente connessa all'esigenza di riprodurre correttamente il fenomeno di dissipazione per frangimento che è di centrale importanza nel funzionamento di strutture sommerse.

Nel merito ci sono esperienze condotte da Goda (1998) che mirano a stabilire una soglia limite del tirante al di sopra della quale sia scongiurato il pericolo di non perfetta riproducibilità del fenomeno di frangimento tra modello e prototipo.

L'autore ha condotto una serie di tests sull'altezza d'onda limite al frangimento su fondale orizzontale preceduto da una *sloping-section* di diversa pendenza.

L'installazione sperimentale è mostrata in Figura (3.10).

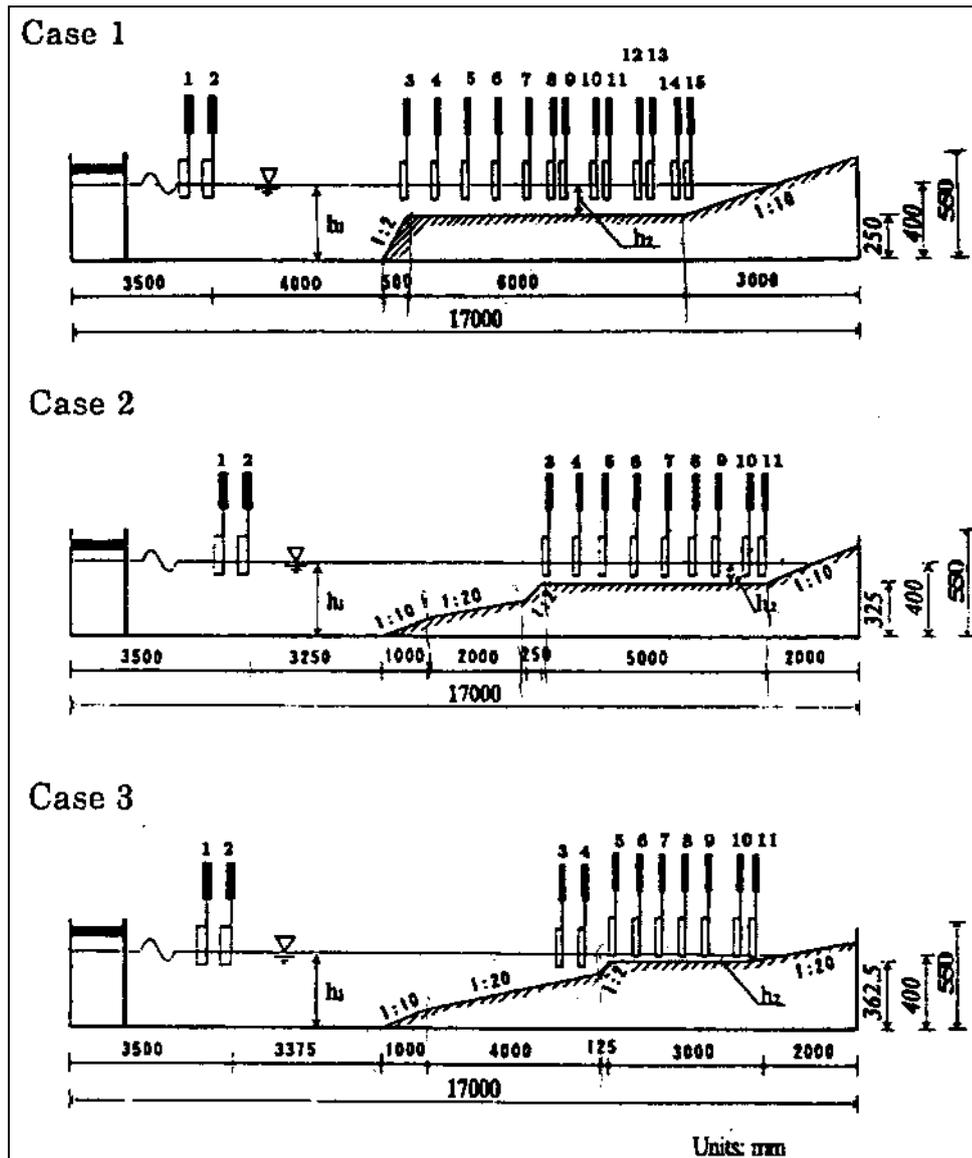


Figura 3.10: set-up di laboratorio (da Goda (1998)).

I valori limite dell'altezza d'onda al frangimento (H_b) sono stati confrontati con la formula proposta dallo stesso autore:

$$\frac{H_b}{L_o} = A \cdot \left\{ 1 - \exp \left[-1.5 \frac{\pi h}{L_o} \left(1 + 15 \tan^{4/3} \theta \right) \right] \right\} \quad (3.5)$$

I risultati sono stati che nella formula (3.5), il parametro A andava posto pari a:

$$A = \begin{cases} 0.14 & \text{per la sommergenza } R_C = 15.0\text{cm}(\text{caso1}) \\ 0.14 & \text{per la sommergenza } R_C = 7.50\text{cm}(\text{caso2}) \\ 0.12 & \text{per la sommergenza } R_C = 3.75\text{cm}(\text{caso3}) \end{cases} \quad (3.6)$$

I valori di taratura del parametro A nei diversi casi hanno condotto l'autore alle seguenti considerazioni:

- nel caso 3, esistono certamente degli effetti di scala legati al basso valore del tirante, effetti che sono riscontrabili dalla variazione, seppur non macroscopica, del parametro A (ovvero da 0.14 a 0.12);
- non vi sono effetti di scala nel caso 2 dove il parametro A coincide con il valore ricavato per il caso 1.

E' quindi chiaro che una probabile soglia di separazione per gli effetti di scala sul limite di frangimento è compresa nell'intervallo [3.75,7.50 cm].

Pertanto si è scelto di fissare preliminarmente un tirante sul modello di barriera da adoperare nei tests di 6.50 cm. Tale valore pur appartenendo all'intervallo di incertezza su possibili effetti di scala ([3.75,7.50]), appare idoneo, essendo molto prossimo al valore 7.50 cm in corrispondenza del quale non si hanno effetti di scala, e sufficientemente maggiore del valore minimo (3.75 cm) in corrispondenza del quale gli effetti di scala sono comunque contenuti.

3.2.1.2 Dimensionamento del masso di mantellata

Per conseguire gli obiettivi del presente lavoro di tesi, il diametro del masso di mantellata in modello deve garantire la stabilità idraulica della barriera.

Definito il diametro teorico in grado di garantire questa funzione restano definiti anche i diametri degli eventuali strati interni, dalle ben note relazioni proposte nei manuali di costruzioni marittime.

Come detto si è progettato il diametro del modello ipotizzando un prototipo ideale scalato in un rapporto $\lambda=0.05$ (1/20) per le lunghezze; lo stesso rapporto di scala è stato usato anche per scalare i diametri.

Diversi sono gli studi condotti sulla stabilità della mantellata di una scogliera.

Per il progetto del nostro modello useremo la formula di van Der Meer (1988), valida per strutture non tracimabili. L'Autore propone anche un coefficiente correttivo per strutture tracimabili comunque emerse.

La riduzione per strutture a filo s.w.l., con il coefficiente proposto da van Der Meer arriva all'80% del diametro medio.

Eseguiamo il progetto di un prototipo ideale di scogliera alta 5.00 m su un fondale di 6.30 m. L'altezza d'onda significativa incidente di progetto è stata posta pari a $H_s=3.20$ m, ovvero prossima all'altezza d'onda significativa frangente su fondale assegnato (circa $d/2$).

Il periodo è stato posto pari a $T=6$ s, approssimativamente corrispondente al periodo delle onde estreme che sollecitano le strutture costiere nei nostri mari.

Per il progetto adopereremo la formula di van Der Meer, con il diametro ridotto con il coefficiente 0.8 dato dallo stesso autore per strutture con cresta a filo s.w.l.; ciò è a forte vantaggio di sicurezza essendo in realtà la nostra barriera sommersa, ma si pone anche come indispensabile scelta per raggiungere lo scopo della ricerca.

Ciò posto la formula di van Deer Mer è:

$$\frac{H_i}{\Delta \cdot D_{50}} = \begin{cases} 6.2 \cdot P^{0.18} \cdot (S \cdot \sqrt{N})^{0.2} \cdot \xi_m^{-0.5} & se \ \xi_m < \xi_{mc} \\ 1.0 \cdot P^{-0.13} \cdot (S \cdot \sqrt{N})^{0.2} \cdot \sqrt{\cot g(\alpha)} \cdot \xi_m^P & se \ \xi_m > \xi_{mc} \end{cases} \quad (3.7)$$

dove:

- $\cot g(\alpha)$ è la cotangente dell'angolo formato dal paramento esterno con l'orizzontale (nel nostro caso pari a 2);
- P ai fini presente progetto è stato posto pari a $P=0.1$, che corrisponde alla condizione di minore permeabilità, a cui compete il maggior diametro della mantellata;
- N è il numero in onde incidenti (che per il nostro progetto è stato posto pari a 2000);
- S è un parametro di danneggiamento inteso come rapporto tra l'area erosa del profilo trasversale ed il quadrato del diametro medio dell'elemento lapideo di mantella (che per il nostro progetto è stato posto pari a 1);
- ξ_m è il parametro di Irribarren, ovvero il rapporto tra la pendenza del paramento esterno e la ripidità di largo, ovvero:

$$\xi_m = \frac{tg(\alpha)}{H_S / L_{0m}} \quad (3.8)$$

- ξ_{mc} il valore “critico” del parametro di Irribarren per il passaggio da frangimento *plunging* a frangimento *surging*. La sua espressione è:

$$\xi_{mc} = [6.2 \cdot P^{0.31} \cdot (tg\alpha)^{0.5}]^{1/(P+0.5)} \quad (3.9)$$

Per strutture tracimabili il valore del D_{50} calcolato secondo la (3.7) può essere ridotto moltiplicando tale diametro per il coefficiente f proposto dall'Autore:

$$R_p^* = \frac{R_c}{H_s} \cdot \sqrt{\frac{s_p}{2\pi}}, \quad (3.10)$$

dove s_p è la ripidità “di picco”, espressa come rapporto tra l'altezza d'onda incidente e la lunghezza d'onda di largo calcolata con il periodo “di picco”:

$$s_p = \frac{H_i}{\frac{g \cdot T_p^2}{2\pi}}, \quad (3.11)$$

se $0 < R_p^* < 0.052$,

allora risulta

$$f = (1.25 - 4.8 \cdot R_p^*)^{-1}, \quad (3.12)$$

da cui il valore del diametro medio “ridotto”:

$$D_{50}^* = f \cdot D_{50}. \quad (3.13)$$

E' opportuno sottolineare che per $R_c=0$ la (3.12) implica $f=0.8$.

Dai calcoli si ricava un $D_{50}=1.45$ m.

Poiché la struttura viene dimensionata nell'ipotesi che la cresta sia a filo s.w.l., il valore del D_{50} sopra riportato può essere ridotto porgendo:

$$D_{50}^* = D_{50} \times 0.8 = 1.45 \times 0.8 = 1.16 \text{ m},$$

che scalato del rapporto di 1/20 dà

$$D_{50m} = D_{50}^* \times 0.05 = 1.16 \times 0.05 = 0.058 \text{ m}$$

il cui peso è : $t_m = 0.058^3 \times 2650 = 0.520 \text{ Kg}$,

per cui i massi del modello dovranno avere un peso contenuto nel seguente intervallo:

$$t_{m\text{MIN}} = 0.520 \times 0.5 = 0.261 \text{ Kg e } t_{m\text{MAX}} = 0.520 \times 2 = 1.042 \text{ Kg.}$$

Di seguito si riportano gli istogrammi con la composizione della barriera, nonché la curva delle distribuzioni cumulate.

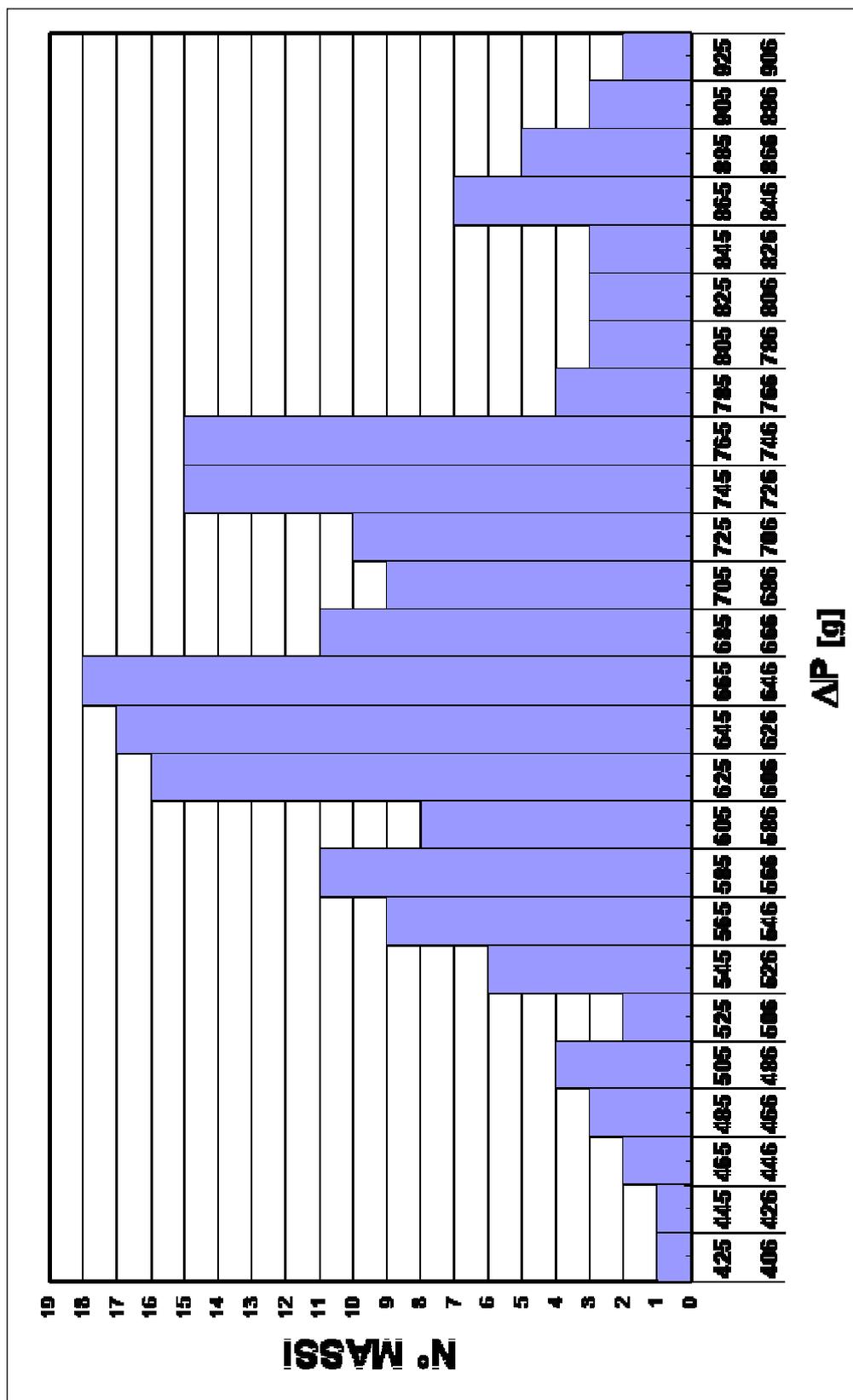


Figura 3.11: composizione della barriera.

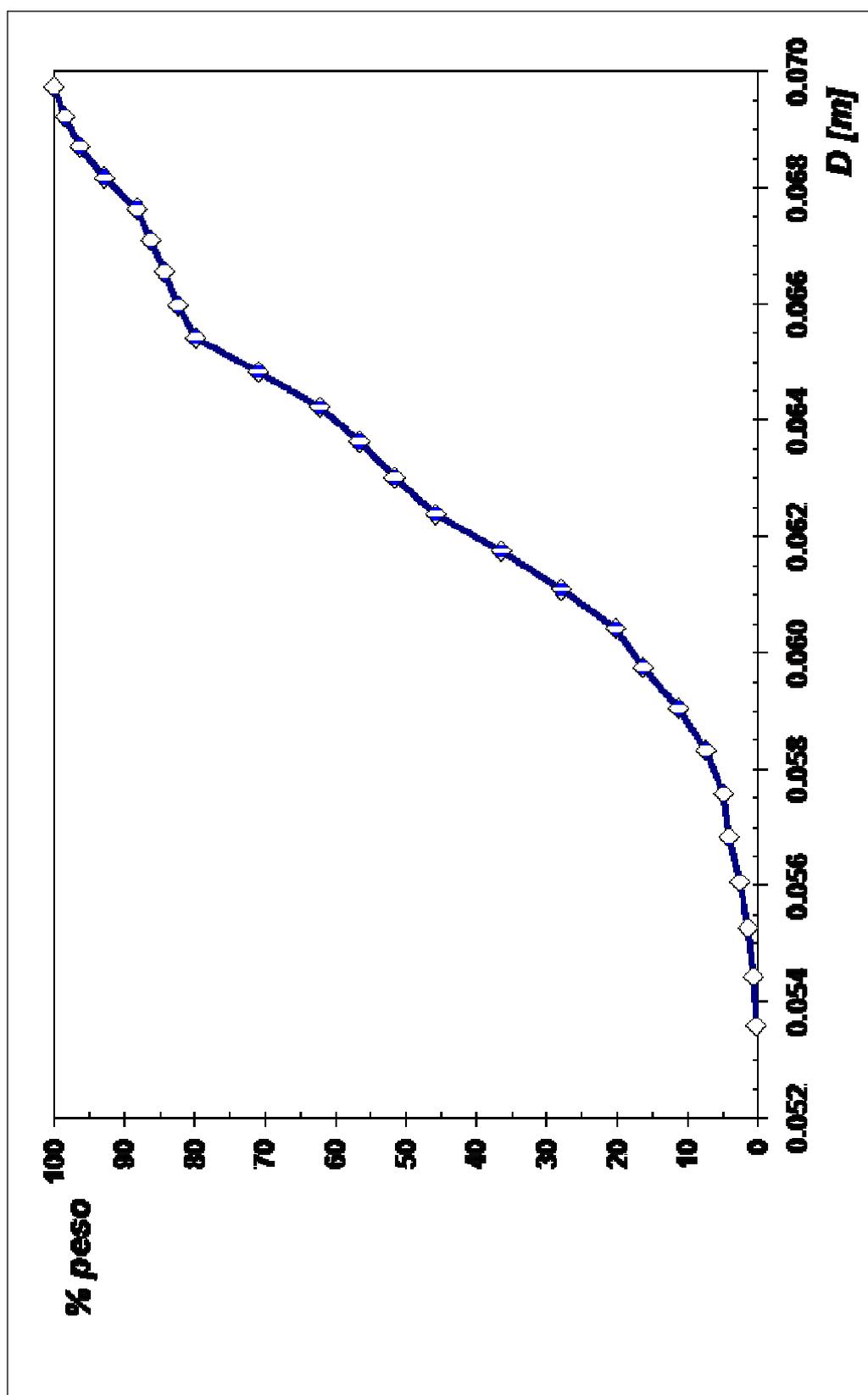


Figura 3.12: curva di distribuzione cumulata.

3.2.1.3 Caratteristiche del materiale di mantellata

Come è evidente dai diagrammi, l'intervallo dei valori intorno al peso medio considerati è più stretto di $[0.5P_m, 2P_m]$, al fine di ottenere una struttura più omogenea.

Dagli istogrammi precedenti emerge che il peso medio risultante dai massi posti in opera è circa 590 g.

Da cui il diametro nominale medio reale:

$$D_{50m} = (0.590_{(kg)} / 2650_{(kg/m^3)})^{(1/3)} = 0.061m.$$

Il rapporto D_{85}/D_{15} (indice di *grading*) risulta pari a $0.067/0.0595 = 1.13$.

Porosità e peso specifico dei massi

Per il calcolo della porosità la procedura seguita è stata la seguente:

- è stato preso un recipiente di forme cilindrica di circa 80 cm di diametro e 45 di altezza ed è stato calcolato il suo volume considerando il quantitativo di acqua potabile necessario per riempirlo fino all'orlo nell'ipotesi che 1kg di acqua=1dm³ di volume. Questo volume è stato indicato con V_T ;
- è stato riempito il recipiente di massi fino al filo del bordo, e misurato gli spazi vuoti con il criterio precedente.
Il volume di vuoti è stato indicato con V_V .
- E' stata calcolata la porosità dalla relazione $n=V_V/V_T$ ottenendo il valore 0.50

Per il calcolo del peso specifico la procedura seguita è stata:

- è stato preso un recipiente con forma cilindrica di circa 2 l di volume, ed è stato calcolato con precisione il suo peso e volume fino ad un punto prefissato, ottenendo il volume v_1 e peso p_1 , che coincidono per l'ipotesi che 1kg di acqua=1dm³;
- sono stato inseriti dei massi (puliti) nel recipiente ed è stato calcolato l'incremento di peso e di volume, ottenendo: $\Delta v=v_2-v_1$ e $\Delta p=p_2-p_1$;
- per la definizione di peso specifico $\gamma=\square\Delta p/\square\Delta v=2650 \text{ kg/m}^3$.

3.2.2 Sintesi delle caratteristiche geometriche dei modelli

Nella Figura (3.13) sono sintetizzate le caratteristiche della sezione trasversale con riferimento alla sola configurazione impermeabile, e scalate secondo il rapporto $\lambda=1/20=0.05$.

Potrebbe essere interessante studiare le caratteristiche del modello progettato in relazione alle caratteristiche geometriche reali delle barriere sommerse.

L'analisi è stata svolta facendo riferimento ad un recente censimento delle barriere sommerse nei mari Italiani, svolto nell'ambito del progetto DELOS.

Per quanto riguarda la sommergenza dell'opera (1.30 m), essa corrisponde al 75° percentile della distribuzione (solo il 25% hanno sommergenze maggiori).

Le pendenze dei paramenti sono riscontrabili assai di frequente nella pratica. Il rapporto tra la sommergenza e la larghezza di cresta (0.26) corrisponde circa al 75° percentile delle strutture ubicate nel mare Adriatico, mentre è assai infrequente per le scogliere ubicate nel Mar Tirreno.

La profondità di imbasamento al piede dell'opera non è delle più usuali; in pratica questo costituisce il limite superiore tra gli imbasamenti riscontrabili nella pratica.

Il diametro del masso di mantellata non è dei più inusuali per una struttura che giace su un fondale così alto; più discutibile può risultare la scelta di lasciare la configurazione omogenea, scelta che nella pratica potrebbe rivelarsi particolarmente costosa.

Per tutto quanto sopra esposto, la geometria assegnata al modello oggetto di studio può ritenersi rappresentativa di condizioni non frequenti ma comunque realizzate.

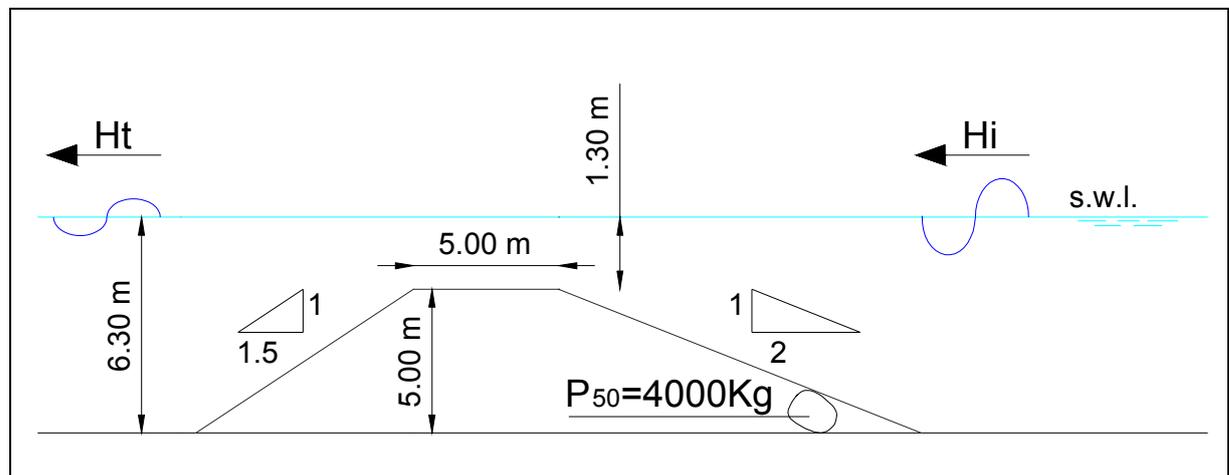
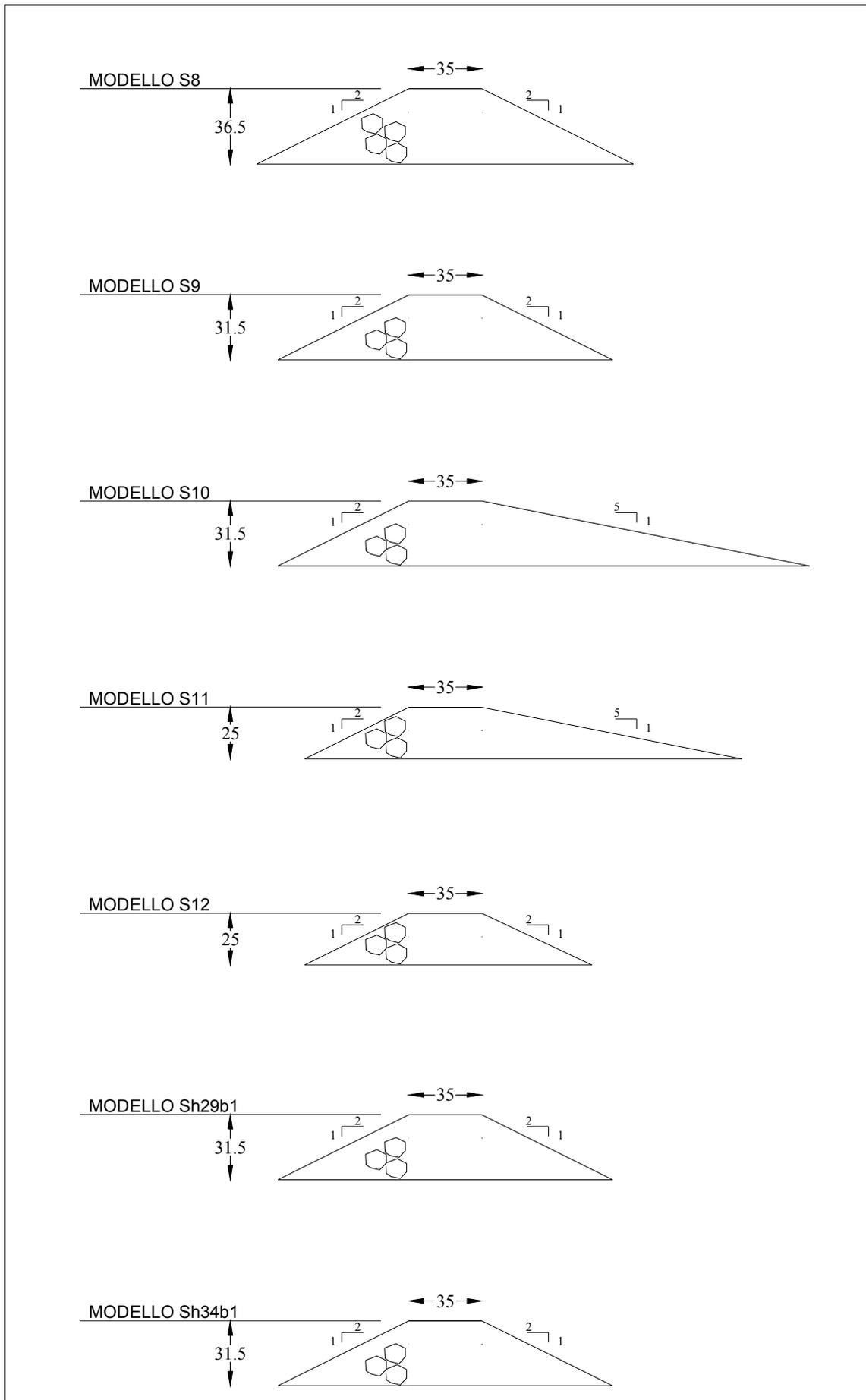


Figura 3.13: caratteristiche della sezione trasversale prototipale.

Partendo dalla struttura appena descritta, ed attraverso una razionale variazione dei parametri geometrici che influenzano la riflessione ondosa, si è individuata e descritta una serie di modelli in piccola scala, la cui descrizione schematica è di seguito riportata.



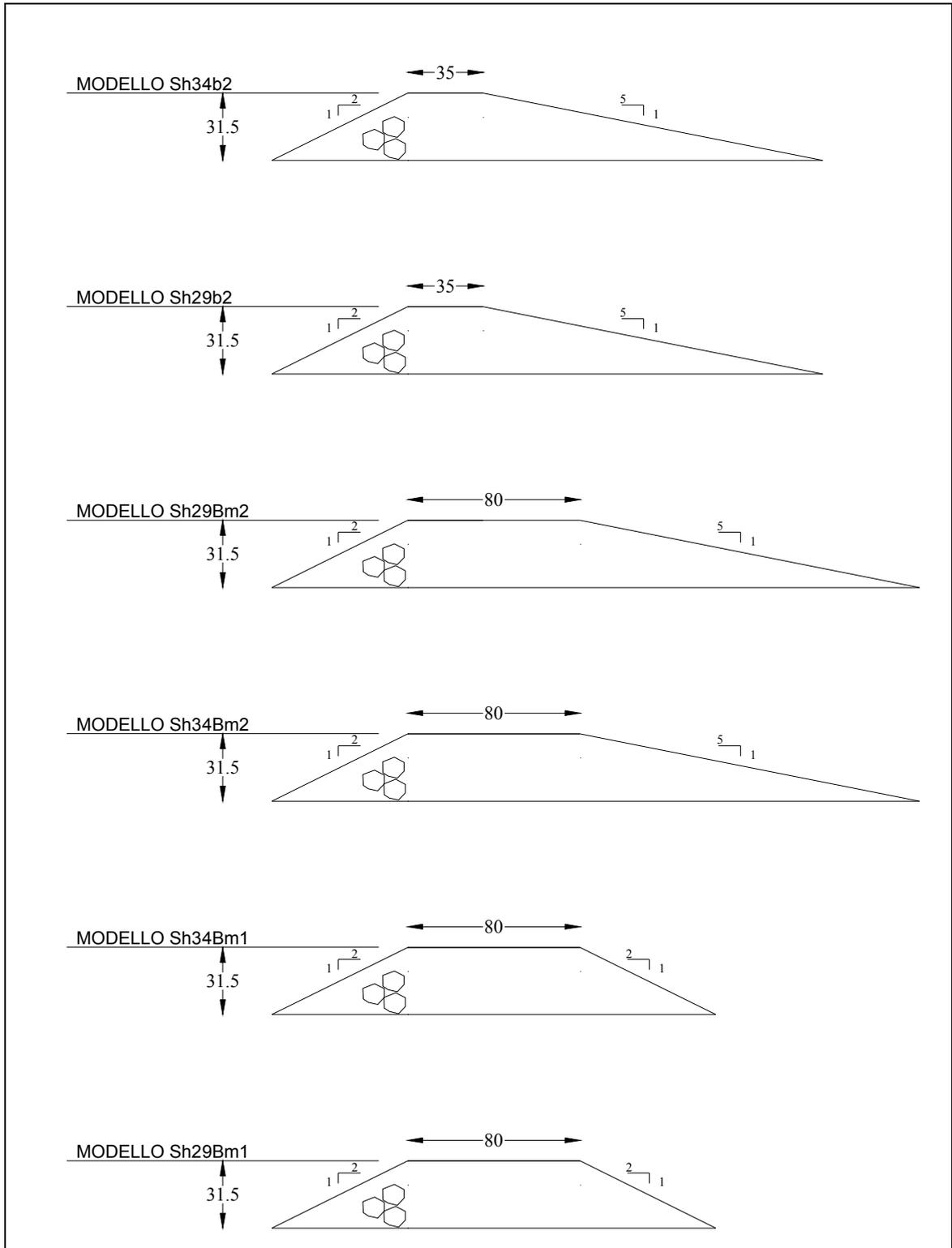


Figura 3.14: schemi dei modelli oggetto di studio.

3.3 Programma dei tests

Sono stati condotti 825 tests complessivi.

Preventivamente, sono stati condotti tests in assenza di struttura, considerando onde regolari con altezza d'onda di target variabile fra 2 e 12 cm, con periodi di picco $T_p=1;1.5;2$ s, ripetendo ciascun test per ognuno dei tre tiranti impiegati durante i successivi tests in presenza di struttura: $d=29$ cm; $d=31.5$ cm, $d=34$ cm.

L'impiego di tre diversi tiranti ha consentito di indagare la riflessione ondosa prodotta da 20 modelli di scogliera rugosa e porosa, con sommergenza R_c variabile da -5 cm a $+5$ cm; larghezza di cresta B variabile da 35 ad 80 cm, pendenza del paramento *offshore* variabile da 0.5 a 0.2.

3.4 Descrizione delle altre serie di tests analizzate

I due data-set utilizzati nel presente lavoro sono quelli derivanti dagli studi sperimentali condotti da Loveless *et al.*(1997) presso l'Hydraulics Laboratory of University of Bristol's Civil Engineering Department, e quelli derivanti dagli esperimenti condotti da Garcia Govea (2000) presso il canale ad onde di concezione Armfield, installato presso l'Université du Havre, e presso il canale Edinburgh Design del Centre de Géomorphologie de l'Université du Caen.

Loveless *et al.* (1997)

I coefficienti di riflessione che Loveless e Debski ricavano vengono calcolati pur non essendo lo studio della riflessione ondosa l'obiettivo del lavoro.

Gli Autori testano sette differenti modelli, variando la larghezza di cresta B , il *freeboard* R_c , e la dimensione dei materiali rocciosi impiegati.

Vengono studiate scogliere sommerse, *no freeboard*, e LCSs.

Le pendenza dei paramenti *offshore* dei modelli variano fra 0.33 e 0.5, i valori di B sono 20, 60, 80 cm ed R_c -15 cm; -10 cm, -5 cm, 0 cm, $+5$ cm, $+10$ cm.

Il metodo impiegato per separare onda incidente ed onda riflessa è quello di Healy (carrellata).

Garcia Govea (2000)

L'Autrice studia l'interazione fra onde monocromatiche e modelli di scogliere LC per indagare specificamente il problema della riflessione ondosa.

Vengono testati tre modelli di scogliera: impermeabile; con setto interno; porosa e rugosa.

I valori di altezza d'onda e di periodo vengono variati in ampi range. In particolare, il periodo ondoso incidente assume i seguenti valori: 1.00; 1.15; 1.30; 1.50; 1.80; 2.00; 2.20; 2.50 s.

Il periodo pertanto, insieme con l'analisi dell'influenza della porosità, che passa da un valore minimo dello 0% ad un valore massimo del 35%, costituiscono i parametri influenzanti il coefficiente di riflessione che maggiormente vengono studiati.

A fronte di ciò, la larghezza in cresta sempre pari a 20 cm, la pendenza del paramento *offshore*, sempre pari a 0.75, nonché i soli tre valori di R_c considerati evidenziano una scarsa affidabilità della formula di regressione che l'Autrice fornisce per la stima del valore di K_r .

CAPITOLO 4. Analisi parametrica

4.1 Valutazione della massima efficienza delle metodologie di separazione

Premessa

Il presente Capitolo descrive ed analizza l'influenza dei parametri geometrici della struttura e dei parametri caratterizzanti il moto ondoso incidente sul coefficiente di riflessione. Accanto a tali parametri, si analizza l'efficienza delle metodologie di separazione dell'onda incidente da quella riflessa, atteso che anche questo è un fattore determinante per la stima della riflessione ondosa.

Vengono confrontati i valori di K_r calcolati per tests effettuati in un ampio range di condizioni di attacco ondoso ed in presenza di differenti modelli di struttura.

4.1.1 Perché il metodo di separazione può influenzare la stima del coefficiente di riflessione

Come evidenziato nel Capitolo 1, i metodi per separare le componenti ondose incidenti e riflesse sono in elevato numero; di questi, un'alta percentuale si basa sulla teoria lineare (LWT).

Fra i metodi che operano sulla base della teoria lineare, sono stati analizzati quelli di maggiore diffusione, confrontandone l'efficienza delle stime dei coefficienti di riflessione.

Preventivamente si è notata la forte coerenza fra i dati di riflessione prodotti con metodi di analisi operanti nel dominio del tempo (Frigaard e Brorsen, 1995) e metodi operanti nel dominio delle frequenze per analogo numero di sonde (Goda e Suzuki, 1976 e Thornton et al, 1972). Quindi, i metodi di analisi applicati sono stati quello GS e quello MF.

La presenza di un array costituito da 4 sonde nella zona off-shore dei modelli utilizzati ha consentito di ottenere diverse stime di K_r .

Preventivamente, adottando il metodo GS, si è analizzata la variazione di K_r con la variazione della coppia di sonde.

L'affidabilità delle diverse stime è stata valutata attraverso il calcolo del coefficiente di variazione (C_v) fra la stima desunta dalla singola coppia di sonde e la media delle stime delle tre coppie.

La media così calcolata è stata mediata con i valori di K_r ottenuti dall'applicazione del metodo a 3 sonde MF.

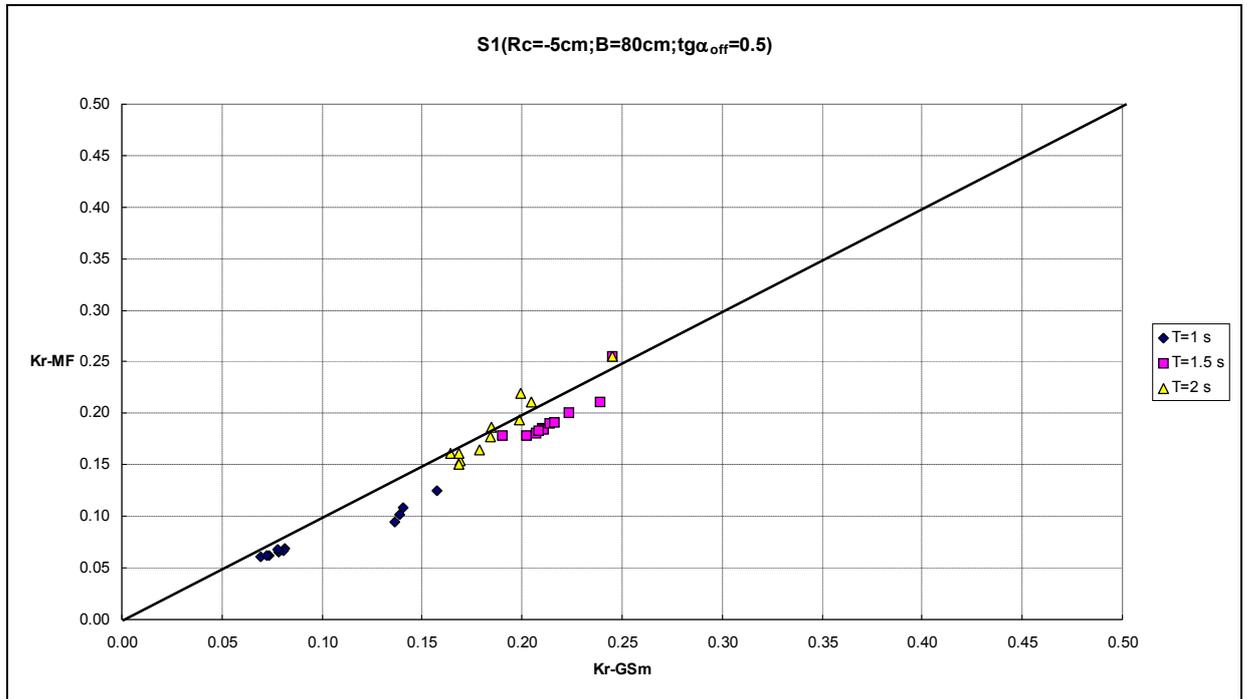


Figura 4.1: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura sommersa).

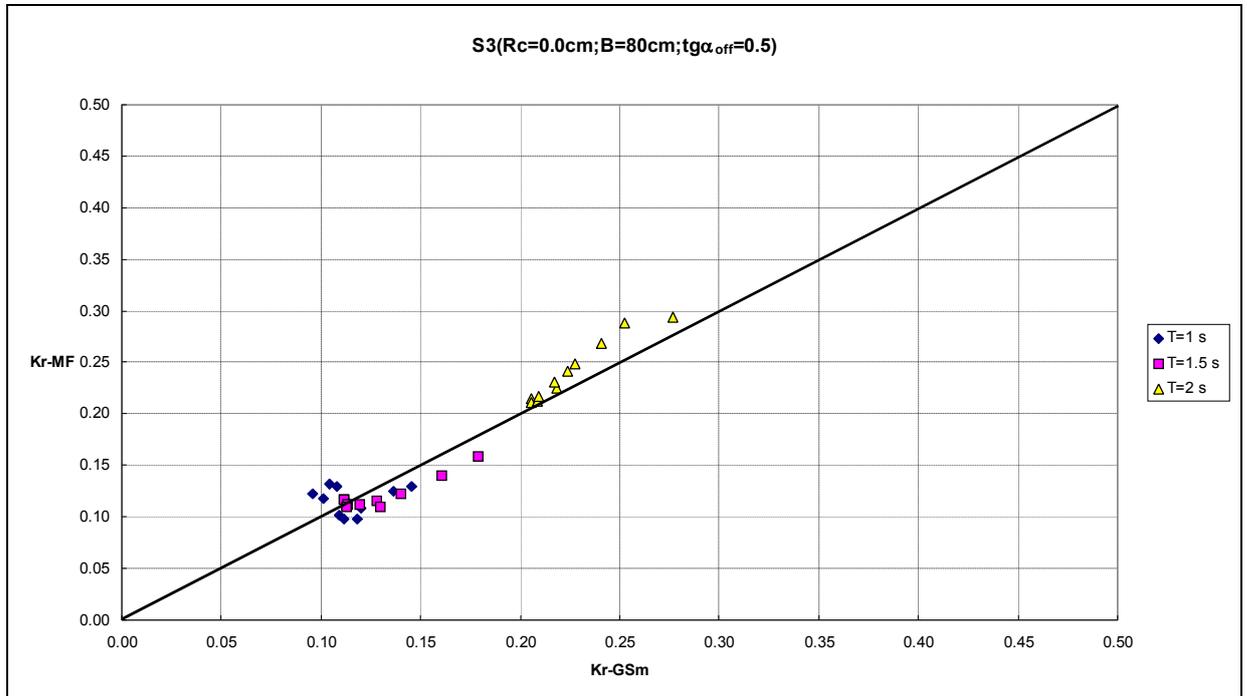


Figura 4.2: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura *no freeboard*).

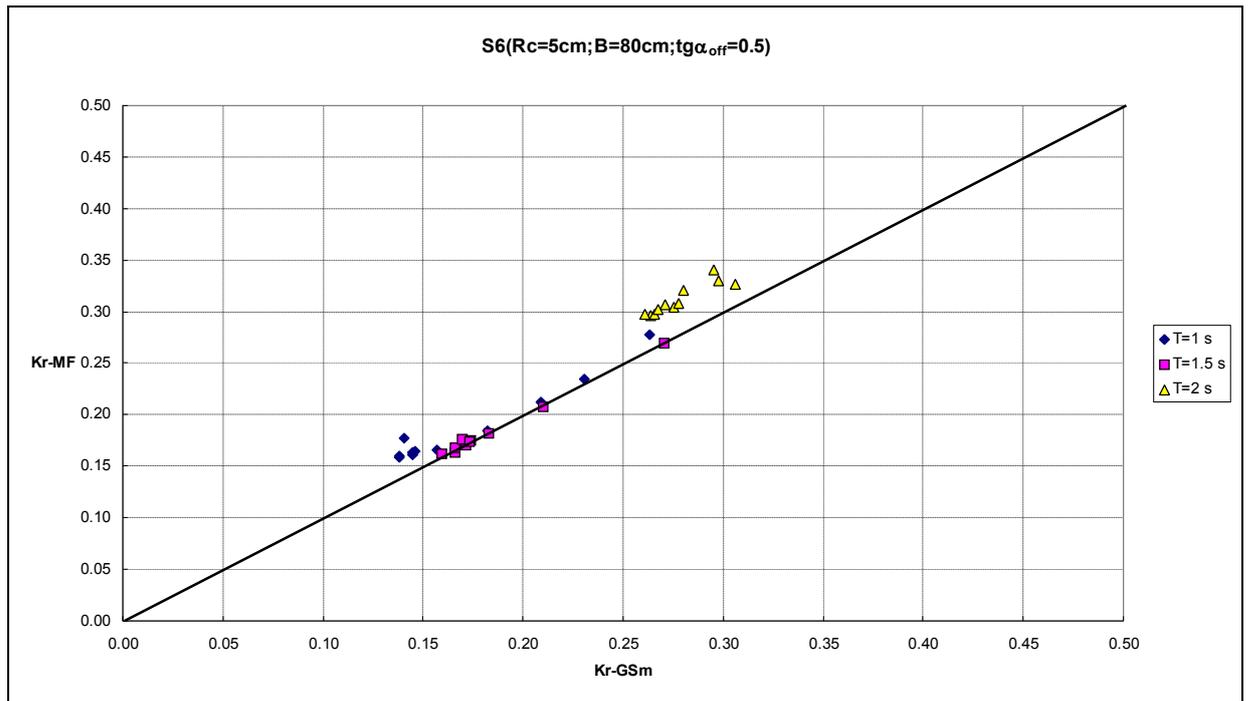


Figura 4.3: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura emergente).

Come può evincersi dalle figure (4.1), (4.2) e (4.3), i due metodi utilizzati per le analisi dei dati mostrano un buon accordo per i tre periodi ondosi.

Appare evidente una leggera deviazione fra i due metodi al crescere del periodo, come è lecito attendersi tenendo conto del fatto che ciò comporta un aumento delle non linearità. In ogni caso, la media degli scarti e la deviazione standard si collocano in tutti i tests UoN intorno, rispettivamente, a 0.002 e 0.02, con valori minimi della deviazione standard per $T = 1$ s intorno all'1%.

In Appendice A.3 vengono mostrati i confronti fra i valori di K_r calcolati con i due metodi per ciascuna delle strutture studiate nel presente lavoro.

4.2 Valutazione dell'influenza dei parametri geometrici e dei parametri ondosi sul coefficiente di riflessione

Il coefficiente di riflessione è funzione oltre che delle proprietà del fluido anche delle caratteristiche geometriche della sezione trasversale dell'opera e dei parametri ondosi incidenti.

La determinazione del coefficiente di riflessione, in generale, può ricondursi al seguente legame funzionale:

$$K_r = f(\theta_i, H_i, T_i, R_c, B, d, h_c, \tan \alpha_{off}, \tan \alpha_{in}, P, \varepsilon, g, \rho, \mu), \quad (4.1)$$

con θ_i , direzione di propagazione del moto ondoso, parametro che non verrà considerato nel seguito poiché si farà riferimento esclusivamente a condizioni di attacco ondoso ortogonale all'opera e P esprimibile in forma adimensionale (van Der Meer, 1988)).

Una preliminare analisi dell'equazione (4.1) ha comportato l'eliminazione di alcuni parametri primari ritenuti trascurabili ai fini del fenomeno di riflessione ondosa. Si è così concentrata l'attenzione solo di un sottinsieme significativo di parametri.

In via presuntiva, fra i parametri geometrici che rivestono un ruolo fondamentale nel fenomeno di riflessione ondosa un ruolo determinante viene giocato dal *freeboard* il cui valore è strettamente legato all'innescarsi del frangimento dell'onda incidente, dalla larghezza di cresta della scogliera sommersa, che incide a sua volta sui meccanismi di dissipazione energetica per attrito, nonché dalla permeabilità e dalla pendenza lato mare della scogliera.

I parametri connessi all'azione delle onde con diretto effetto sui valori dei coefficienti di riflessione sono essenzialmente l'altezza H_i , ed il periodo T_i dell'onda incidente.

Con lo scopo di analizzare in dettaglio l'influenza dei singoli parametri che compaiono nella (4.1) ritenuti significativi si è effettuata una dettagliata analisi funzionale, facendo riferimento ai dati sperimentali del data-set UoN.

L'approccio seguito di separare i singoli parametri per determinare l'influenza su K_r è stato in passato trascurato, dal momento che la più parte degli studi sulla riflessione ondosa si basa sul coefficiente di Irribarren. E tuttavia è evidente che tale coefficiente attribuisce analogo "peso" ad altezza e lunghezza d'onda, generando deviazioni aggiunte fra valori calcolati di K_r e valori misurati (Muttray, 2006, Zanuttigh *et al.*, 2006).

Di seguito si discute nel dettaglio dapprima l'influenza dei singoli parametri per il caso di scogliera emergente ($R_c \geq 0$) per poi riapplicare gli stessi concetti al caso di scogliera sommersa ($R_c < 0$).

4.2.1 Analisi dell'influenza dell'altezza d'onda incidente e del *freeboard*: scegliere emergenti

Come risulta evidente dalla figura (4.4), i valori di K_r tendono a crescere all'aumentare di R_c .

Ciò appare più nettamente per valori di H_i minori di circa 6 cm.

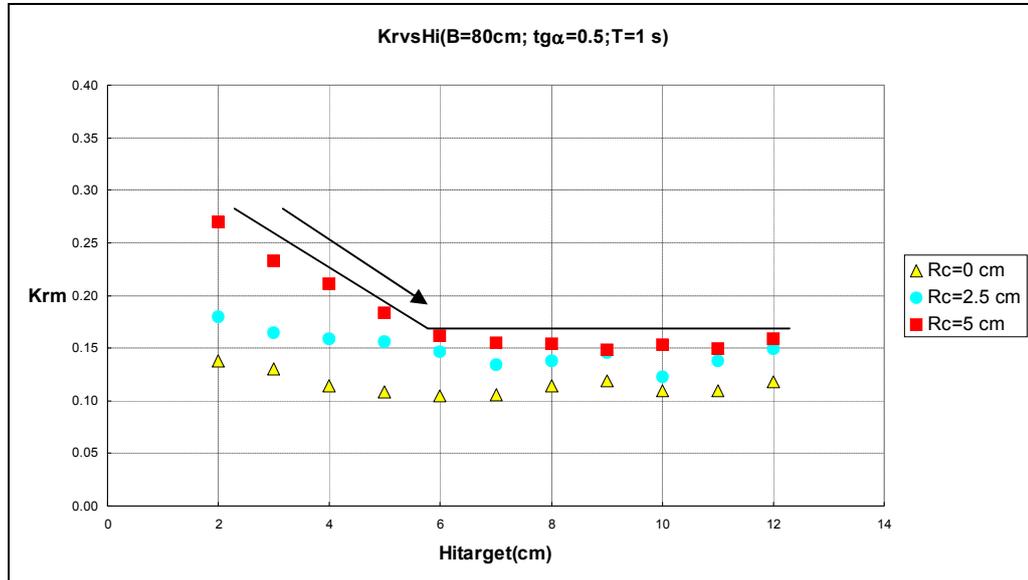


Figura 4.4: andamento di $K_{r,m}$ (dove il pedice m indica il valore medio fra GS e MF) misurato con l'altezza d'onda H_i di target per i tre diversi *freeboard*. Caso $B=80$ cm, $\tan\alpha_{off}=0.5$, $T=1$ s.

Si nota un andamento a decrescere di K_r all'aumentare di H_i per la serie $R_c=5$ cm fino ad un andamento costante per valori di altezza d'onda maggiore di 6 cm.

L'andamento osservato di K_r , per la parte decrescente, è sostanzialmente concorde con tutte le formule della letteratura che sono state riportate nel Capitolo 2.

Anche nella figura (4.5), che mostra il caso di struttura con analoghe caratteristiche della sezione geometrica rispetto alla struttura della figura (4.4), ma con periodo del moto ondoso incidente $T=1.5$ s, possono riscontrarsi gli andamenti evidenziati nella precedente figura (4.4).

Si nota ancora un andamento decrescente di K_r all'aumentare dell'altezza d'onda per il caso $R_c=5$ cm e per valori di H_i minori di 6 cm.

I valori della serie $R_c=2.5$ cm risultano elevati al punto da superare la serie $R_c=5$ cm per H_i maggiore di 5 cm.

A tal proposito va precisato che i valori della serie $R_c=2.5$ cm sono stati ottenuti portando il tirante d a 29 cm.

Ciò concorda con la maggior parte delle formule sulla riflessione descritte nel Capitolo 2, che mostrano un aumento dei valori del coefficiente di riflessione al diminuire del tirante idrico al piede dell'opera. Ciò tuttavia contraddice la formula di Davidson *et al* (1996) (2.19), che mostra un aumento del coefficiente di riflessione all'aumentare della profondità al piede dell'opera. Anche in questo caso quindi è necessaria una certa cautela per un'affidabile comprensione del legame K_r - d . In particolare, dal momento che nessuno dei 3 data-set utilizzati analizza l'influenza di d tenendo

costanti gli altri parametri, nel seguito le valutazioni sull'influenza di R_c verranno riferite solamente a dati omogenei per tirante idrico d .

Un approfondimento del problema dell'influenza della profondità al piede dell'opera verrà fornito nel Capitolo 5.

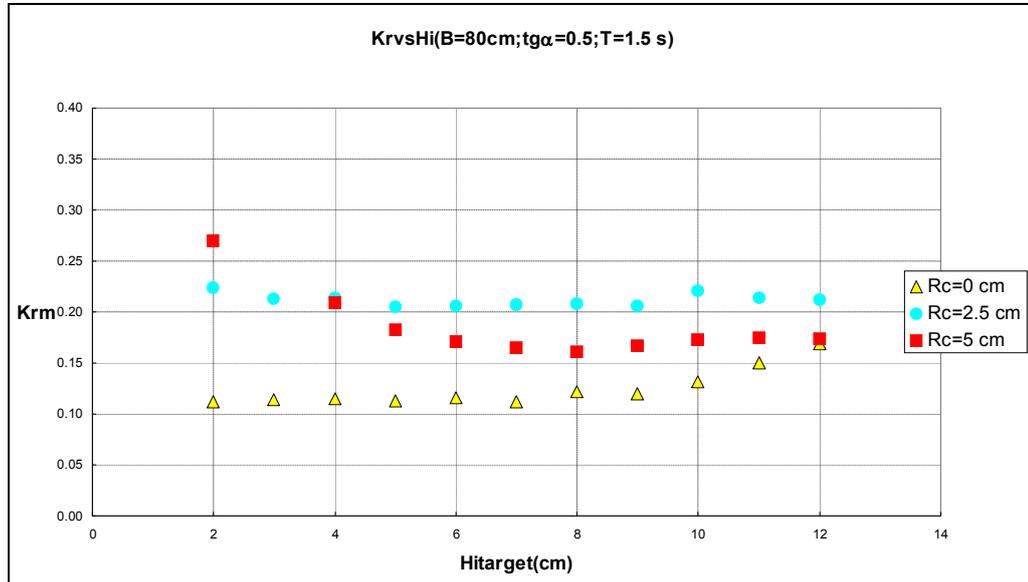


Figura 4.5: andamento di K_{rm} misurato con l'altezza d'onda H_i di target per i tre diversi *freeboard*. Caso $B=80$ cm, $\tan\alpha_{off}=0.5$, $T=1.5$ s.

In figura (4.6) l'andamento a decrescere con H_i di K_r per $R_c=5$ cm è ancora evidente fino a valori di H_i minori di 5 cm.

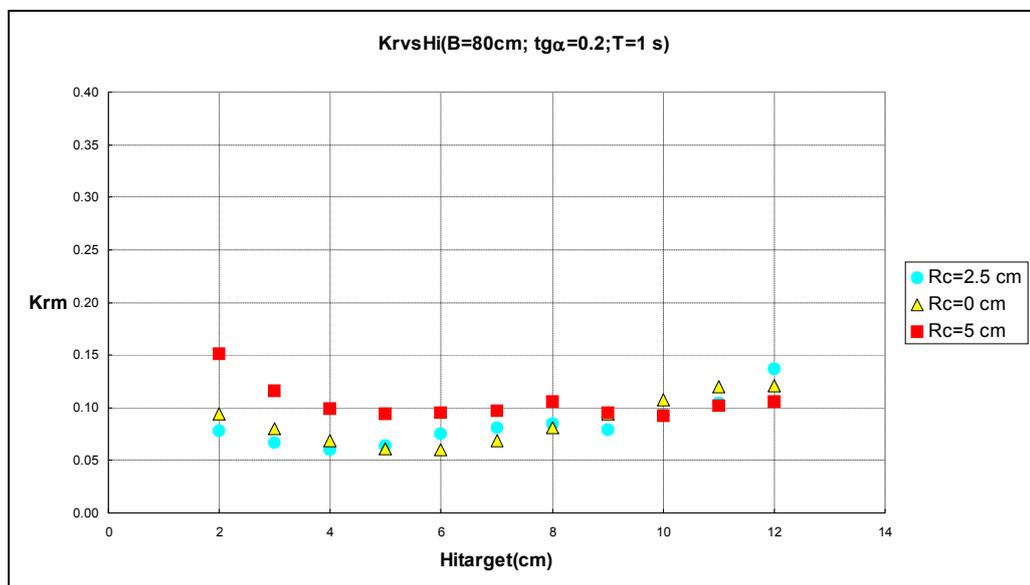


Figura 4.6: andamento di K_{rm} misurato con l'altezza d'onda H_i di target per i tre diversi *freeboard*. Caso $B=80$ cm, $\tan\alpha_{off}=0.2$, $T=1$ s.

E' interessante notare l'andamento dei valori di K_r se si considera una struttura con pendenza lato mare pari a 0.2 sottoposta ad attacco ondoso con i periodi più alti riscontrabili dal data-set UoN ($T=1.5$ s; $T=2$ s).

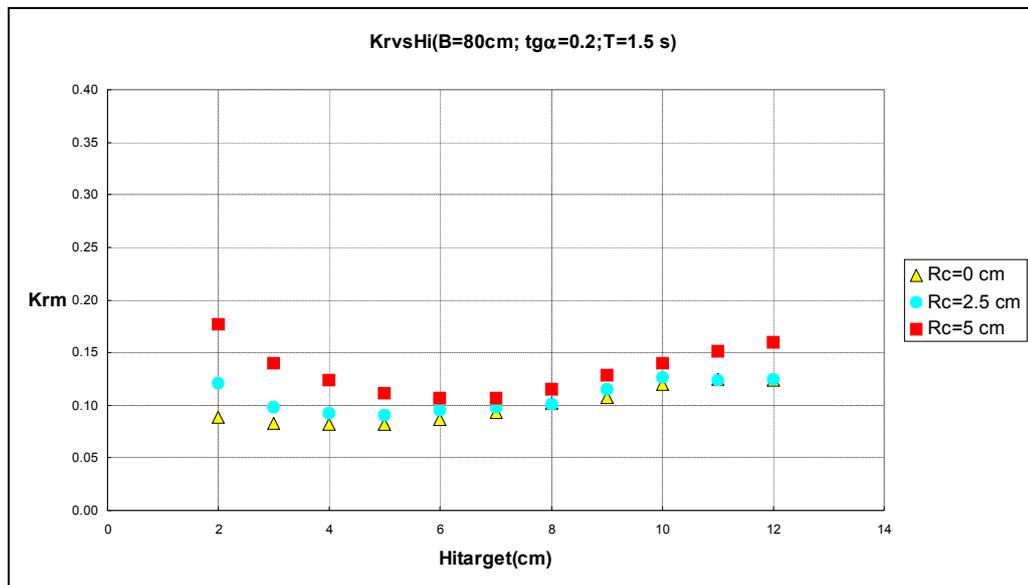


Figura 4.7: andamento di K_{rm} misurato con l'altezza d'onda H_i di target per i tre diversi *freeboard*. Caso $B=80$ cm, $\tan\alpha_{off}=0.2$, $T=1.5$ s.

Se si fissa l'attenzione sulla serie $R_c=5$ cm, nella figura (4.7), si nota un andamento di K_r dapprima decrescente e poi a salire con H_i per valori di H_i maggiori di 5 cm.

I valori della serie $R_c=5$ cm rimangono, in ogni caso, al di sopra di quelli relativi alle serie $R_c=0$ cm oltre che di quelli relativi alla serie $R_c=2.5$ cm.

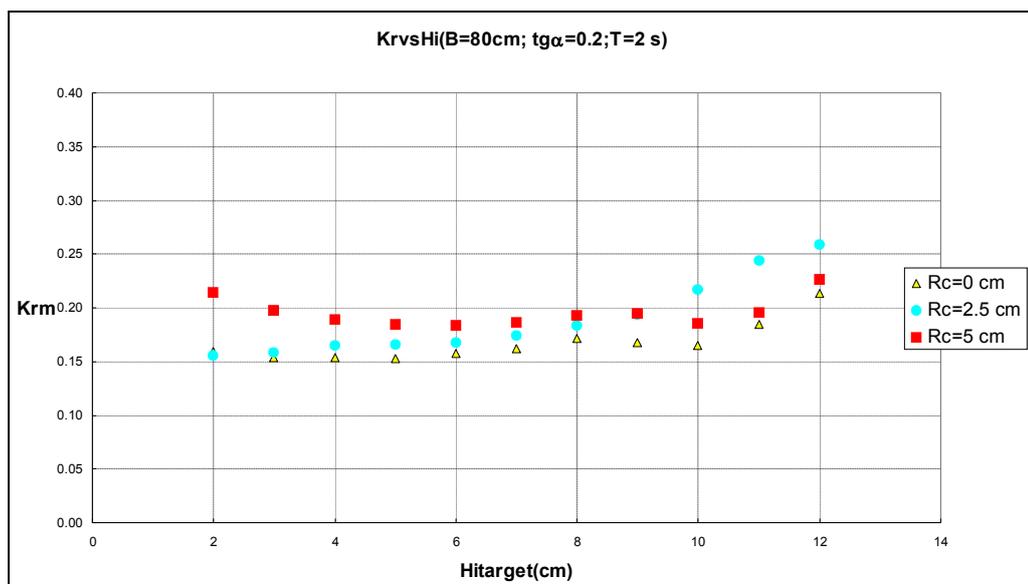


Figura 4.8: andamento di K_{rm} misurato con l'altezza d'onda H_i di target per i tre diversi *freeboard*. Caso $B=80$ cm, $\tan\alpha_{off}=0.2$, $T=2$ s.

Nel caso della figura (4.8) per le tre serie si nota un andamento sostanzialmente costante con H_i e poi crescente da 10 in poi.

Dalle figure precedenti possono ricavarsi in via preliminare le seguenti considerazioni.

Nel caso della figura (4.4) il trend a decrescere di K_r con H_i si arresta a valori di altezza d'onda pari a circa 6 cm. Se si calcolano i valori di ξ del numero di irribarren in acque alte si nota il seguente andamento:

x	$H_i(\text{cm})$
4.41588	2
3.605551	3
3.122499	4
2.792848	5
2.54951	6
2.360387	7
2.20794	8
2.081666	9
1.974842	10
1.882938	11
1.802776	12

Tabella 4.1: andamento di ξ al variare dell'altezza d'onda incidente per il caso $T=1$ s e $\tan\alpha_{\text{off}} = 0.5$.

Per valori di H_i maggiori di 6 cm si esce dalla zona dei frangimenti *surging* entrando in quella dei frangimenti di tipo *collapsing* o di tipo *plunging* (Galvin, 1968). Per tale ultima zona i dati di ξ sono evidenziati in giallo.

Tale premessa forza il ragionamento verso un legame fra il passaggio da andamento decrescente di K_r sino ad $H_i = 6$ cm ad andamento costante ed il passaggio evidenziato in tabella (4.1) fra frangimento *surging* e frangimento *collapsing-plunging*.

Tale evidenza viene subito smentita dalla figura (4.5) se confrontata con la tabella seguente (4.2):

x	$H_i(\text{cm})$
6.623821	2
5.408327	3
4.683748	4
4.189272	5
3.824265	6
3.540581	7
3.31191	8
3.122499	9
2.962263	10
2.824407	11
2.704163	12

Tabella 4.2: andamento di ξ al variare dell'altezza d'onda incidente per il caso $T=1.5$ s e $\tan\alpha_{\text{off}} = 0.5$.

In figura (4.5) la serie $R_c=5$ cm presenta ancora una volta andamento decrescente sino a valori di altezza d'onda incidente pari a 6 cm, per poi assumere andamento all'incirca costante.

Il valore di ξ , come può evincersi dalla tabella (4.2), è di 3.82, quindi ben più alto del limite fra il frangimento *surging* e quello *plunging-collapsing*.

Il fatto che il confine fra i valori decrescenti e quelli crescenti di K_r in funzioni di H_i si attesta sempre intorno a $R_c/H_i = 1$ per la serie $R_c=5$ cm, indipendentemente dai valori del periodo ondoso incidente, porta a focalizzare l'attenzione su di un ulteriore caso riportato nella seguente figura (4.9):

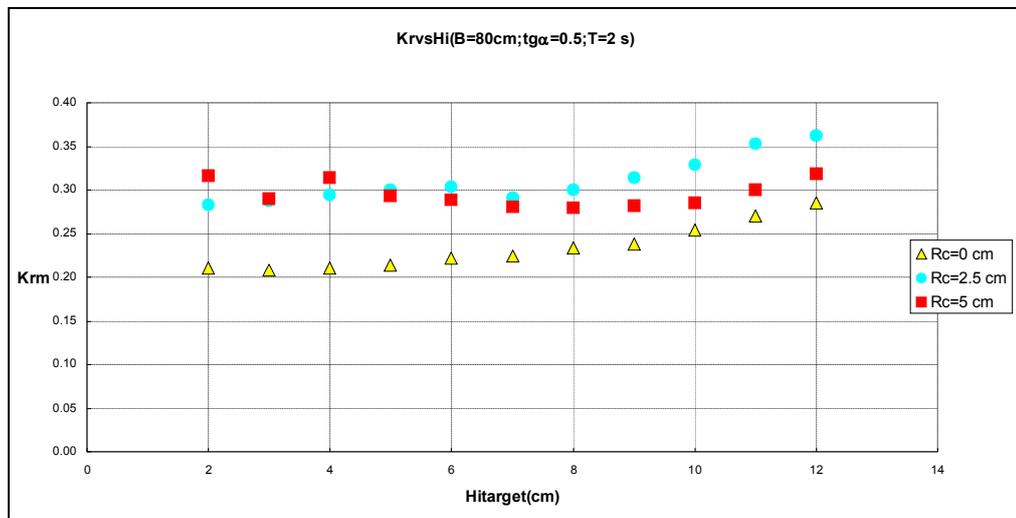


Figura 4.9: andamento di K_{rm} misurato con l'altezza d'onda H_i di target per i tre diversi *freeboard*. Caso $B=80$ cm, $\tan\alpha_{off}=0.5$, $T=2$ s.

Se si considerano gli inevitabili errori derivanti dall'applicazione di metodologie lineari a periodo alti nella determinazione di K_r , si nota facilmente ancora una volta una separazione fra andamento decrescente ed andamento costante per la serie in rosso, a conferma dell'influenza del parametro R_c/H_i .

Le figure (4.6), (4.7), (4.8) evidenziano stavolta un generale trend a crescere dai valori per tutte e tre le serie per valori di H_i maggiori di 6 cm. Pertanto rimane $R_c/H_i = 1$ il confine di funzionamento delle strutture, ma stavolta all'aumentare di H_i i valori di K_r sono crescenti.

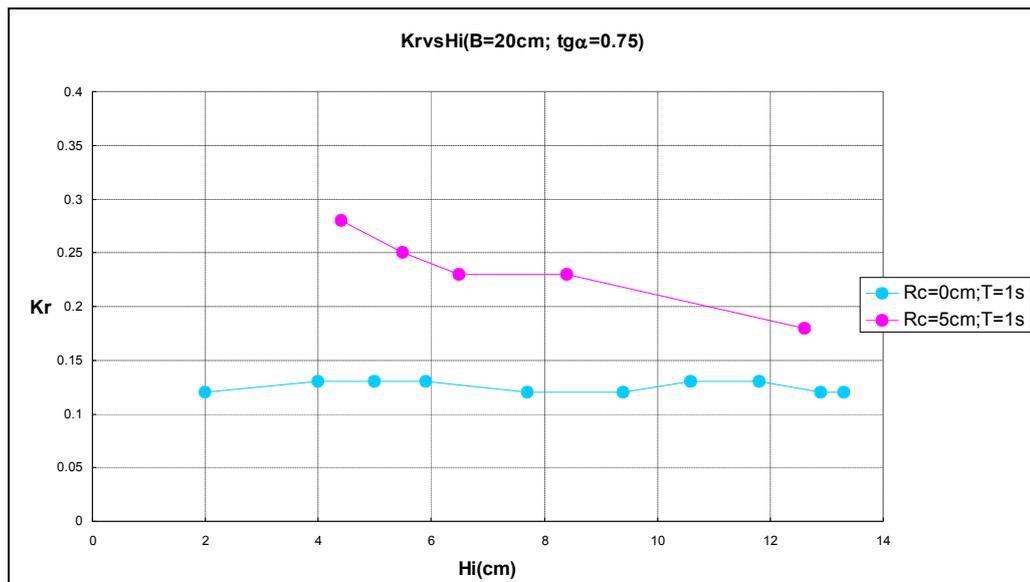


Figura 4.10: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diversi *freeboard*. Caso $B=20$ cm, $\tan\alpha_{off}=0.75$, $T=1$ s (dati Govea (2000)).

Nel tentativo di generalizzare le considerazioni appena desunte dall'analisi dei dati UoN, si ritiene opportuno analizzare gli andamenti di K_r con H_i al variare di R_c , anche per i due ulteriori data-set utilizzati nel presente lavoro di ricerca; a tal fine, la figura (4.10) riporta l'andamento di K_r con H_i per uno dei tests del data-set di Garcia Govea (2000).

Ancora una volta, si nota un andamento decrescente del coefficiente di riflessione per la serie $R_c=5$ cm.

A differenza dei trend riscontrati per i dati UoN, si nota come K_r sia praticamente sempre decrescente con H_i , se si eccettua un tratto a valori costanti all'incirca fra i 6 e gli 8 cm.

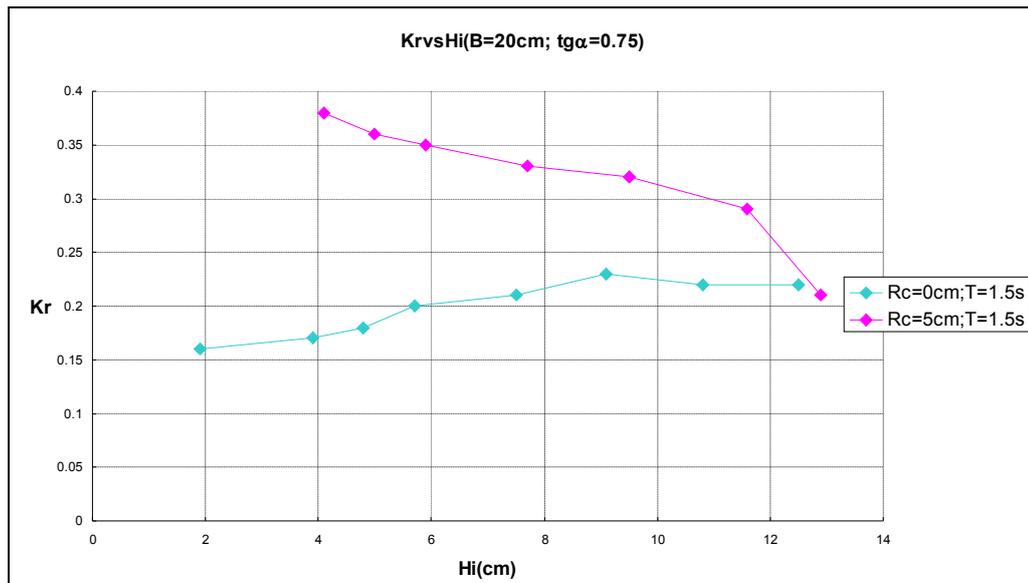


Figura 4.11: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diversi *freeboard*. Caso $B=20$ cm, $\tan\alpha_{off}=0.75$, $T=1.5$ s (dati Govea (2000)).

La serie $R_c=5$ cm conferma il trend a scendere di K_r con H_i in figura (4.11), mentre la serie $R_c=0$ cm, diversamente dal caso di figura (4.10), presenta valori costantemente crescenti del coefficiente di riflessione con l'altezza d'onda incidente.

Nella figura (4.12) l'andamento di K_r per la serie $R_c=5$ cm è il medesimo di quello precedentemente riscontrato, mentre la serie $R_c=0$ presenta un andamento costante sulla falsariga di quello notato in figura (4.10) e poi una rapida discesa in corrispondenza del valore più alto di H_i , probabilmente non imputabile a un reale andamento fisico del processo, quanto piuttosto ad un'imperfezione di calcolo.

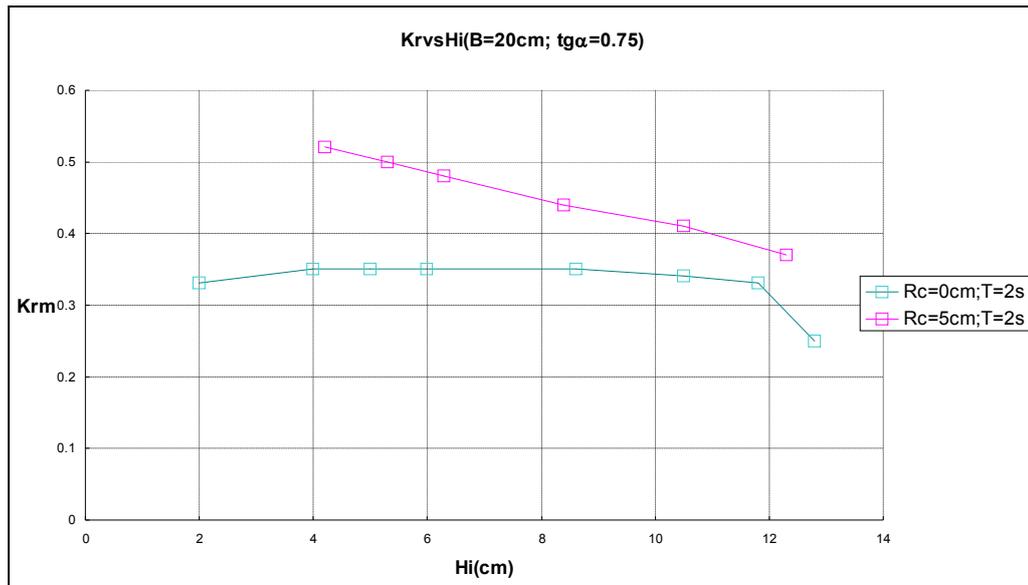


Figura 4.12: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diversi *freeboard*. Caso $B=20$ cm, $\tan\alpha_{\text{off}}=0.75$, $T=2$ s (dati Govea (2000)).

Semberebbe pertanto che per i dati di Garcia Govea il confine evidenziato per il data-set UoN $R_c/H_i=1$ sia assente, o che sia spostato su valori minori di tale rapporto.

Le precedenti considerazioni evidenziano l'influenza di ulteriori parametri sia su K_r , sia, presumibilmente, sui valori del rapporto R_c/H_i che distinguono gli andamenti di K_r con H_i in due tipologie: decrescente e crescente o costante. Presumibilmente, i parametri che giocano un ulteriore ruolo sono porosità, che nel caso di Garcia Govea è decisamente più piccola (0.39), rispetto al caso UoN (0.50), pendenza del paramento lato mare, che nel caso di Garcia Govea è pari a 0.75 in tutti i tests e per i tests UoN assume i due valori 0.5 e 0.2, nonché profondità di imbasamento e ovviamente caratteristiche ondose. In realtà, fra i citati parametri di un qualche interesse ai fini della comprensione del processo fisico con cui si spiega la riflessione di opere di protezione, potrebbe essere incluso anche la larghezza in sommità dell'opera. Tale parametro che influenza direttamente la riflessione cosiddetta retrograda procurata dall'aumento del tirante idrico nel passaggio dall'opera alla zona protetta, come verrà evidenziato nei paragrafi successivi, presenta andamenti che sembrano non interpretabili in maniera agevole.

Nella figura (4.13) si riportano gli andamenti di K_r con H_i per alcuni degli esperimenti di Loveless *et al.*(1997) facenti parte del data-set denominato sinteticamente Bristol.

Per ambedue le serie sembra confermata l'esistenza di due trend come per il data-set UoN. Va tuttavia precisato che ciò non sempre accade, e che anzi, in molti casi qui non riportati, i dati Bristol mostrano andamenti completamente differenti di K_r con H_i .

In ogni caso, sia per i dati Govea sia per i dati Bristol la correlazione fra K_r ed R_c è sempre la medesima. Quando R_c aumenta K_r aumenta.

Come detto in precedenza, verranno di seguito analizzati i singoli rimanenti parametri e la loro influenza sul coefficiente di riflessione, tentando così di riassumere gli scostamenti negli andamenti

di K_r e di comprendere se in tali scostamenti pesano e, se sì, in che misura le variazioni di alcuni dei predetti parametri.

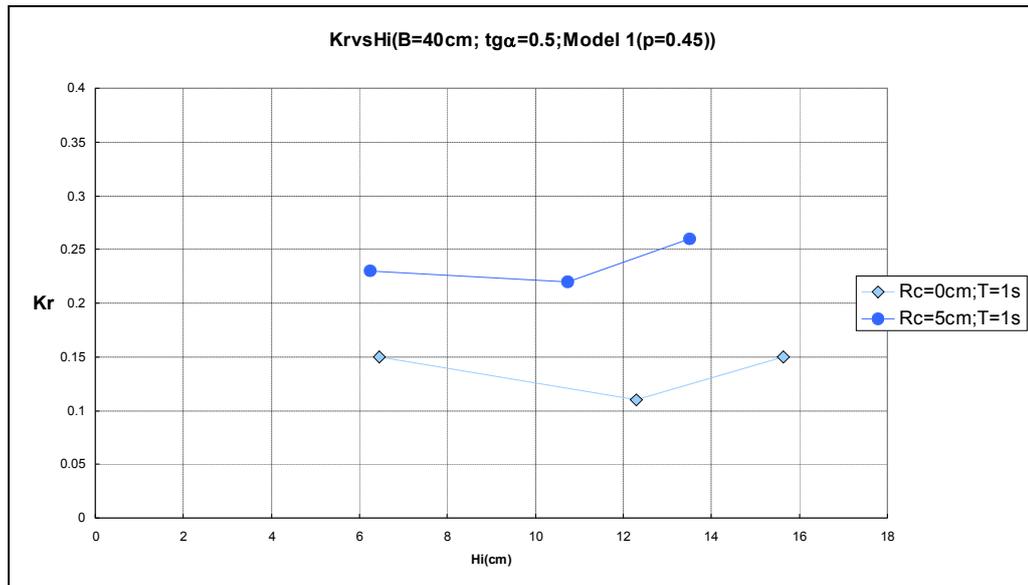


Figura 4.13: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diversi *freeboard*. Caso $B=40$ cm, $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$, $T=1$ s (dati Loveless (1997)).

4.2.2 Analisi dell'influenza della pendenza del paramento lato mare dell'opera: scogliere emergenti

Mentre l'influenza dell'altezza d'onda si presenta di più difficile lettura, l'influenza su K_r della pendenza del paramento *off-shore* è chiara.

A titolo di esempio si riporta in figura (4.14) l'andamento del coefficiente di riflessione, misurato durante una delle sperimentazioni effettuate presso l'Università di Napoli durante il presente lavoro di ricerca, al variare dell'altezza d'onda incidente per due modelli di struttura.

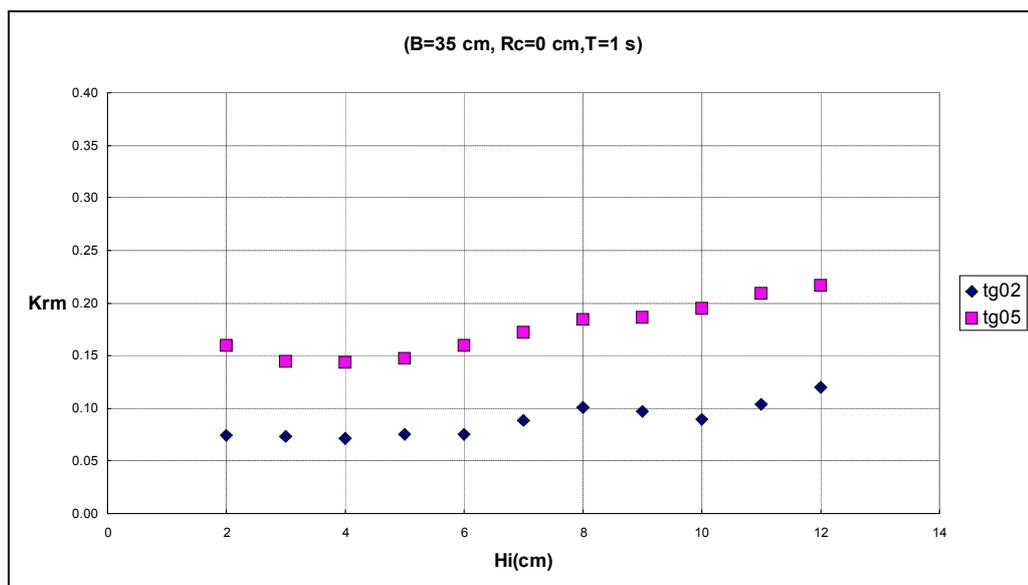


Figura 4.14: K_r misurato contro H_i per due diverse pendenze del paramento lato mare. Caso $B=35$ cm; $R_c=0.0$ cm; $T=1$ s (dati UoN); tg02 indica la struttura con $\tan\alpha_{\text{off}}=0.2$; tg05 indica la struttura con $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$.

Appare chiaro come un aumento di $\tan\alpha_{\text{off}}$ conduca ad un aumento di K_r , come del resto ampiamente documentato da numerosi studi succedutisi negli anni sull'argomento.

Se si modificano *freeboard*, larghezza di cresta e periodo ondoso incidente rispetto al caso di figura (4.14), si può notare che l'influenza di $\tan\alpha_{\text{off}}$ su K_r mantiene la sua struttura (vedi figura (4.15)).

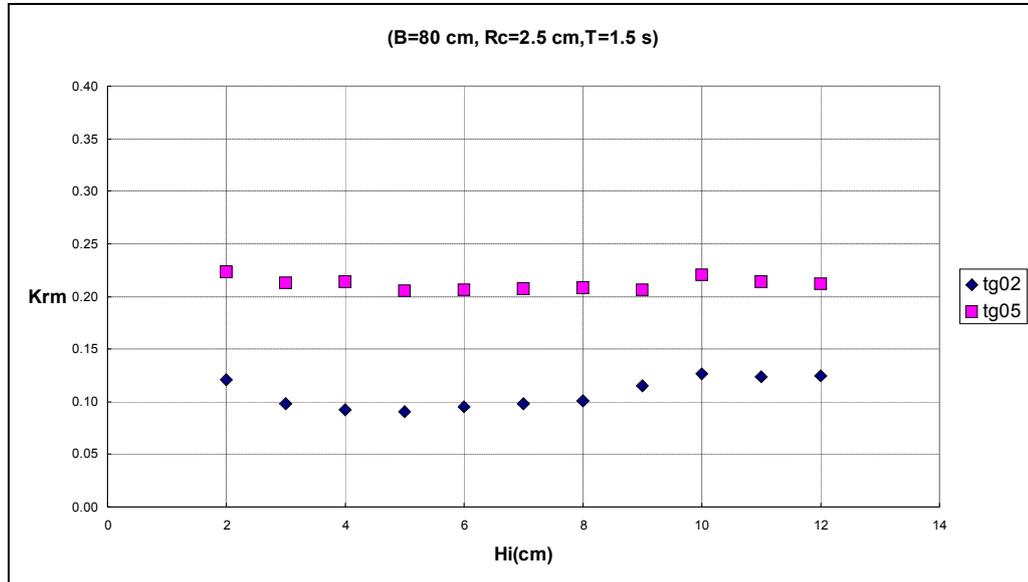


Figura 4.15: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diverse pendenze del paramento lato mare. Caso $B=80$ cm; $R_c=2.5$ cm; $T=1.5$ s (dati UoN).

Mentre il data-set Govea presenta un unico valore di pendenza del paramento lato mare, quello Bristol presenta i due valori 0.33 e 0.5. Nella figura (4.16) ancora una volta l'andamento di K_r è crescente per $\tan\alpha_{\text{off}}$ crescente.

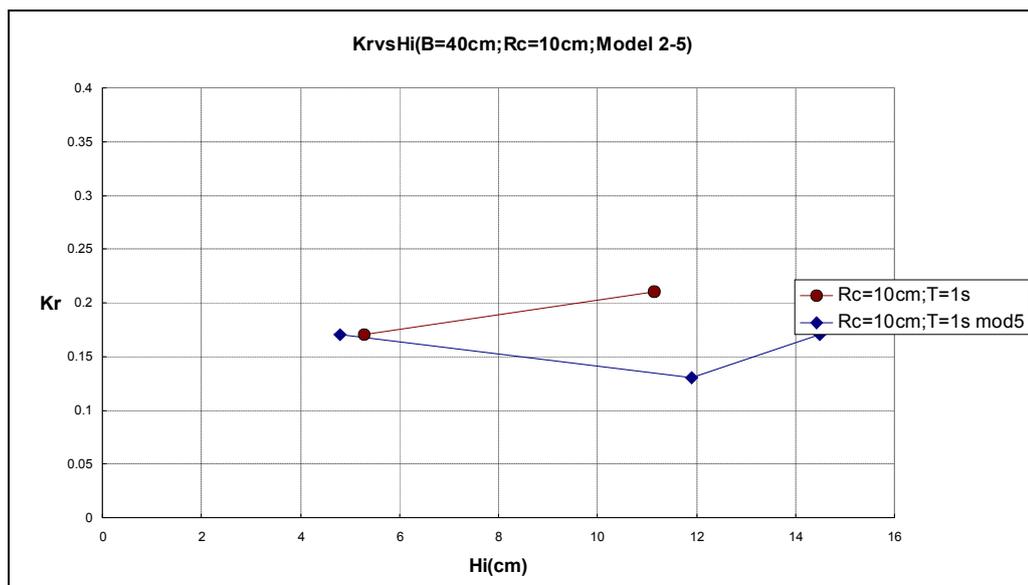


Figura 4.16: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diverse pendenze del paramento lato mare. Caso $B=40$ cm; $R_c=10$ cm; $T=1$ s (dati Bristol). I dati in marrone si riferiscono al modello 2 ($\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$), quelli in bleu al modello 5 ($\tan\alpha_{\text{off}}=0.33$), descritti nel report di Loveless *et al.* (1997).

4.2.3 Analisi dell'influenza della larghezza di cresta dell'opera: scogliere emergenti

Nelle figure (4.17) e (4.18) si riportano gli andamenti di K_r al variare di H_i per due diversi modelli di struttura del data-set UoN.

Si nota una sostanziale ininfluenza di B su K_r in ambedue i casi, pur essendo variata una serie di parametri quali R_c , d , e T_i .

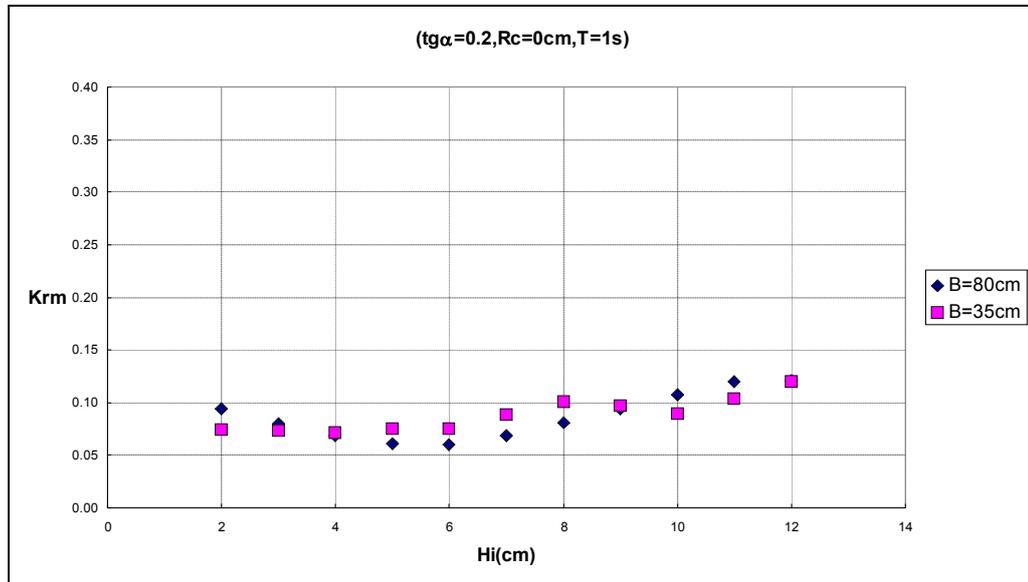


Figura 4.17: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diverse larghezze di cresta della struttura. Caso $\tan\alpha_{off}=0.2$; $R_c=0$ cm; $T=1$ s (dati UoN)).

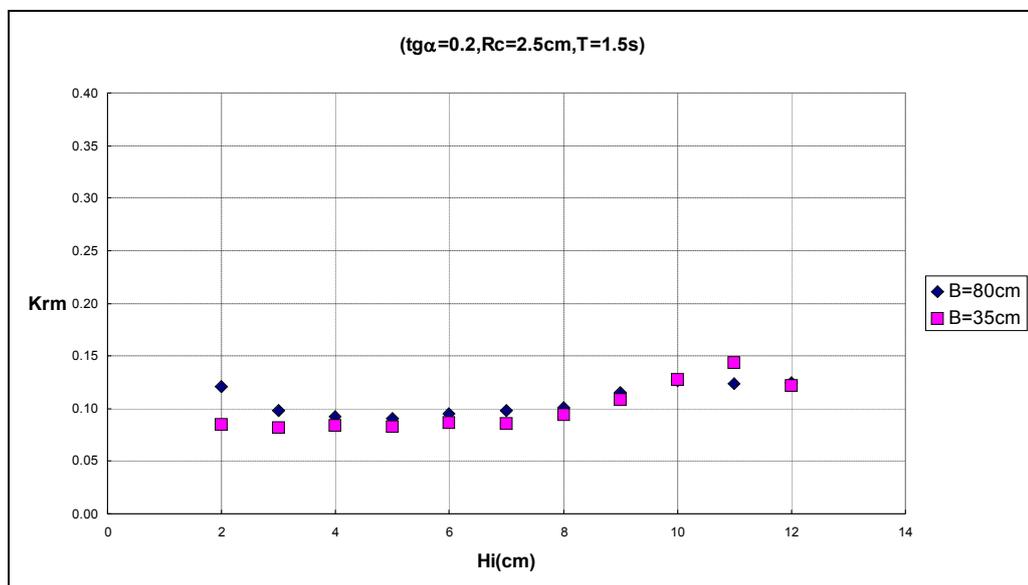


Figura 4.18: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diverse larghezze di cresta della struttura. Caso $\tan\alpha_{off}=0.2$; $R_c=2.5$ cm; $T=1.5$ s (dati UoN)).

E' interessante ancora notare il caso di figura (4.19) in cui la pendenza del paramento lato mare è maggiore. Sembrerebbe che in tal caso si producano delle sostanziali differenze nei valori del coefficiente di riflessione quando vengono variati i valori di B .

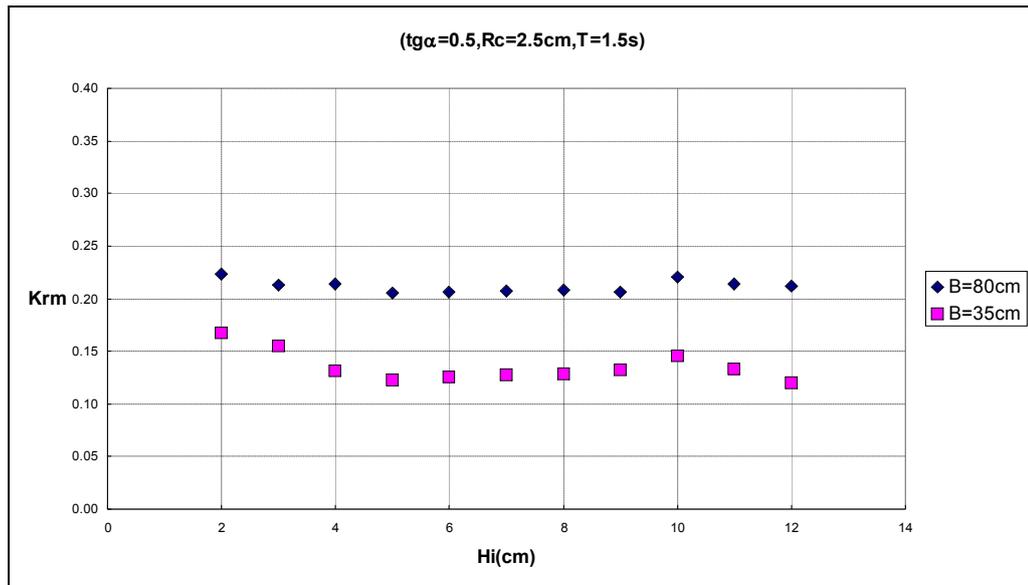


Figura 4.19: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diverse larghezze di cresta della struttura. Caso $\tan\alpha_{off}=0.5$; $Rc=2.5$ cm; $T=1.5$ s (dati UoN)).

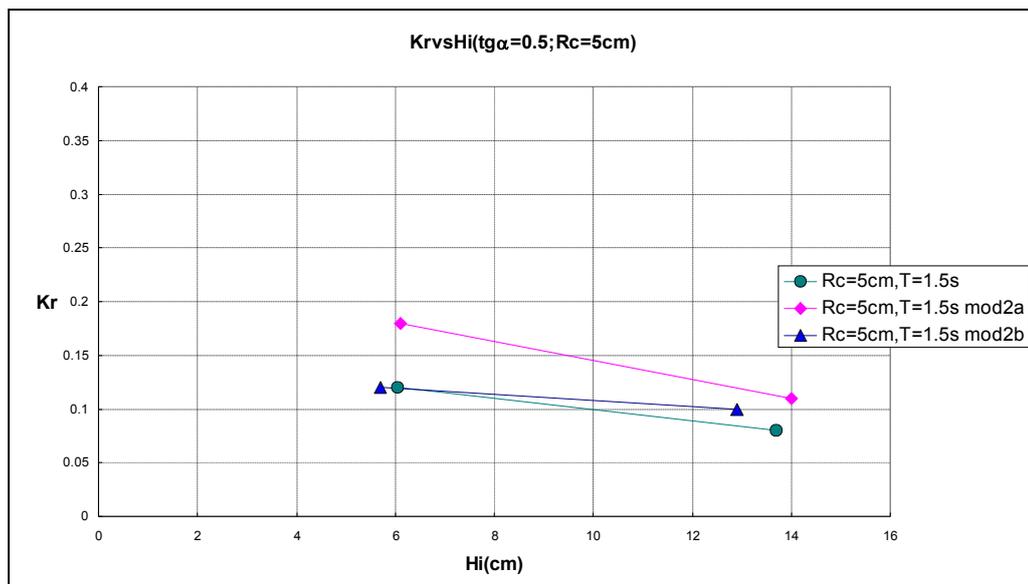


Figura 4.20: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per tre diverse larghezze di cresta della struttura. Caso $\tan\alpha_{off}=0.5$; $Rc=5$ cm; $T=1.5$ s (dati Loveless)). I dati in verde si riferiscono al modello 2 ($B=40$ cm), quelli in magenta al modello 2a ($B=0.60$ cm), quelli in bleu al modello 2b ($B=20$ cm) descritti nel report di Loveless *et al.* (1997).

Se per i dati UoN, come detto, sembrerebbe che il valore di B o sia ininfluente o giochi in maniera da far crescere K_r al suo aumento, per i dati Bristol (vedi figura (4.20)) invece i valori minori di riflessione si presentano per la larghezza $B=40$ cm intermedia fra le altre due.

Del resto i valori di K_r , come detto in precedenza, hanno minore affidabilità perché ricavati col metodo della “carrellata”. Inoltre, risentono della limitatezza del numero di altezze d'onda considerate nelle simulazioni.

Nonostante ciò, si ritiene che tali dati debbano ulteriormente suggerire cautela quando si tenta di definire una correlazione fra il coefficiente di riflessione e la B ; correlazione che o non esiste, o se

esiste, è così debole da comportare una difficile stima del legame funzionale che la lega a K_r , perlomeno entro i limiti, evidenziati in precedenza, insiti nelle metodologie di calcolo impiegate.

4.2.4 Analisi dell'influenza del periodo del moto ondoso incidente: scogliere emergenti

Le figure (4.21) e (4.22) mostrano analogo andamento dei valori di K_r in funzione del periodo del moto ondoso incidente T .

Per ambedue le figure, che si differenziano in quanto nel passaggio dall'una all'altra vengono cambiati i valori di tutti gli altri parametri tranne che della pendenza del paramento lato mare, i dati mostrano una crescita di tipo esponenziale col periodo, reggiungendo un massimo in corrispondenza delle serie con $T=2$ s.

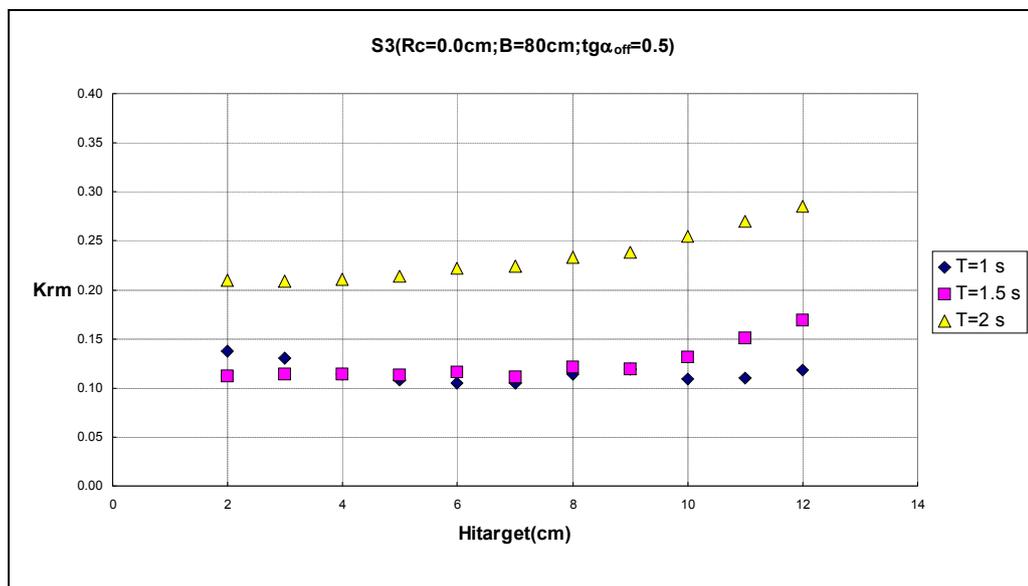


Figura 4.21: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per tre diversi periodi del moto ondoso incidente. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$; $R_c=0$ cm; struttura S3 (data-set UoN)).

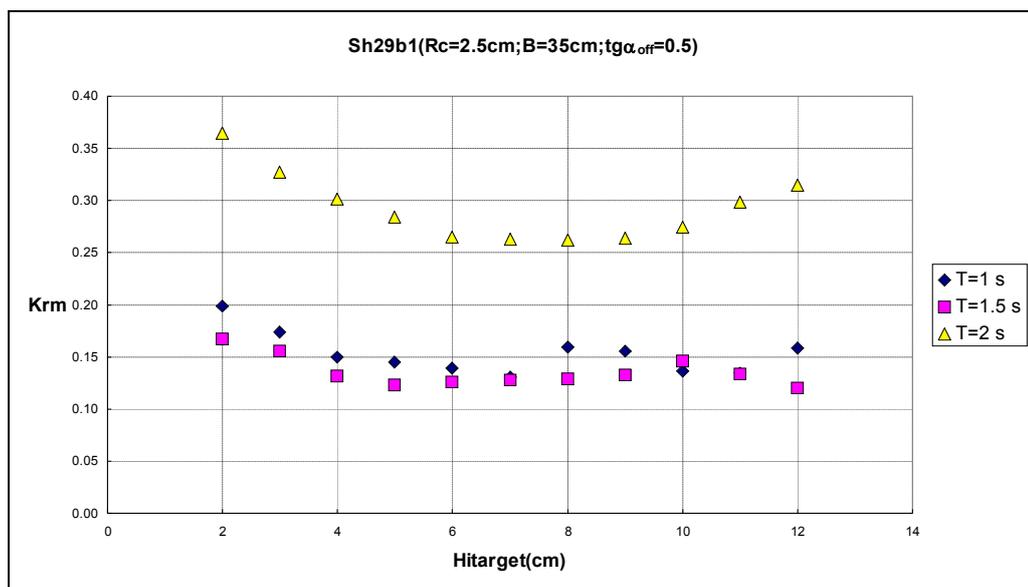


Figura 4.22: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per tre diversi periodi del moto ondoso incidente. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$; $R_c=2.5$ cm; struttura Sh29b1 (data-set UoN)).

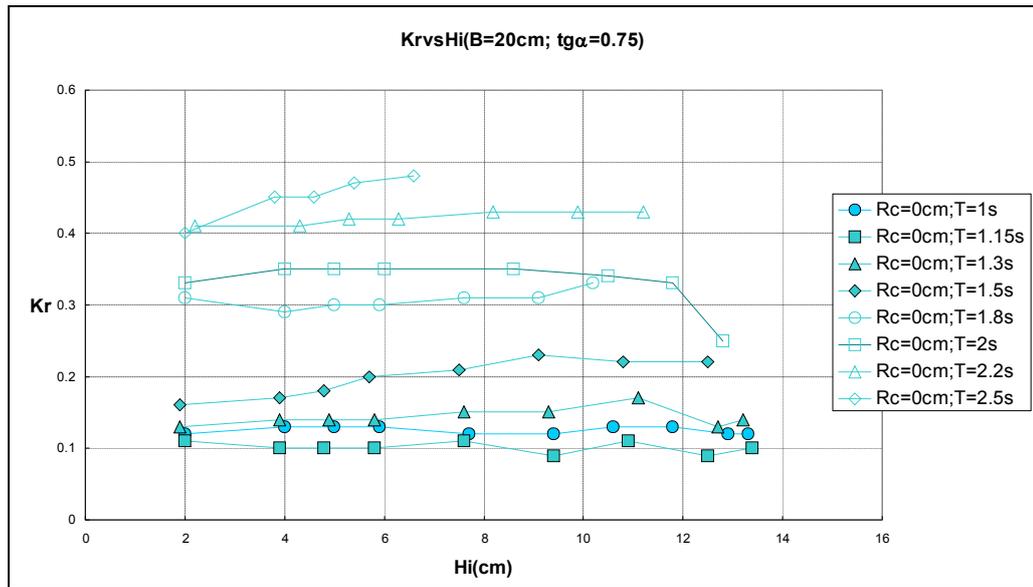


Figura 4.23: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per diversi periodi del moto ondoso incidente. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.75$; $R_c=0$ cm, (data-set Govea)).

Anche nella figura (4.23) relativa ai dati Govea, è evidente la crescita di K_r con T via via più marcata a mano a mano che il valore di T cresce. Pertanto, anche per tale data-set, il legame funzionale di tipo esponenziale fra K_r sembra essere confermato.

Si può notare che il tasso di crescita del coefficiente di riflessione aumenta sino a valori di T fra 1.8 e 2 s, per poi divenire costante.

Anche per i dati Bristol il tasso di crescita tocca un punto di massimo, ma diversamente dal caso dei dati di Garcia Govea, dopo il massimo di K_r a $T=2$ s, appare un trend a decrescere (vedi figura (4.24)).

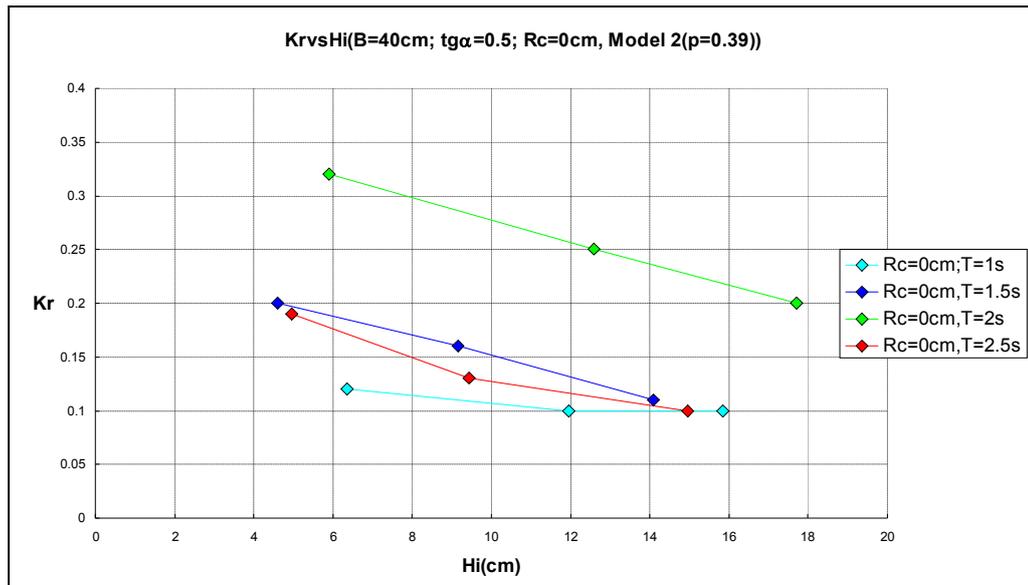


Figura 4.24: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per diversi periodi del moto ondoso incidente. Caso $\tan\alpha_{off}=0.5$; $R_c=0$ cm; modello 2 descritto nel report di Loveless *et al.* (1997).

Come anticipato nel Capitolo 2, tali andamenti del coefficiente di riflessione con il periodo ondoso incidente concordano con le teorie di Madsen (1983) e di Sulisz (1985), presentando un punto di massimo in corrispondenza di valori di $T=2$ s per il data-set Bristol, laddove per il data-set Govea si nota solo un trend che tende a mostrare una riduzione del tasso di crescita con T di K_r , sebbene non sia possibile estrapolare il valore di K_r in corrispondenza del quale presumibilmente avviene il raggiungimento del punto di massimo. Analogo ragionamento va fatto per i dati UoN.

Sulla base delle precedenti osservazioni, la relazione (4.1) può ricondursi alla seguente:

$$K_r = f(R_c, H_i, T, \tan \alpha_{off}, d, g), \quad (4.2)$$

che può esprimersi alternativamente ricorrendo a parametri secondari che costituiscono una combinazione dei parametri primari.

Ad esempio, scegliendo come grandezza fondamentale del Sistema Intrinseco (teorema di Buckingham o teorema II) H_i , si ha:

$$K_r = f\left(\frac{R_c}{H_i}, \frac{d}{H_i}, s_0^{-1}, \xi_0\right). \quad (4.3)$$

4.2.5 Analisi dell'influenza dell'altezza d'onda incidente e del freeboard: scogliere sommerse ($R_c < 0$)

In figura (4.25) ed in figura (4.26) si evidenzia un tipico andamento di K_r con H_i per i dati di due modelli di struttura sommersa del data set UoN. Per ambedue i casi, è evidente una tendenza del coefficiente di riflessione a rimanere costante sino a valori di altezza d'onda incidente minori di 6 cm,

per poi mostrare una più o meno pronunciata crescita. Si nota inoltre, come nel caso delle scogliere emergenti, un diretto legame fra valori di K_r ed il *freeboard*. Tale andamento è stato riscontrato nella quasi generalità dei tests UoN, con al più una variazione dell'altezza in corrispondenza della quale ciascuna serie passa da andamento costante con H_i ad andamento crescente.

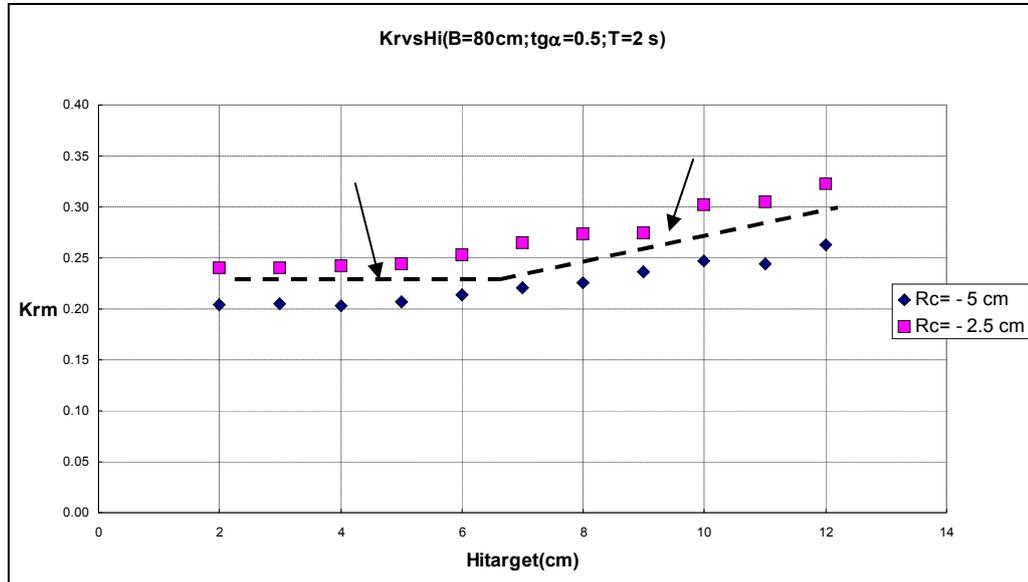


Figura 4.25: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diversi *freeboard*. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$; $B=80$ cm; $T=2$ s (UoN).

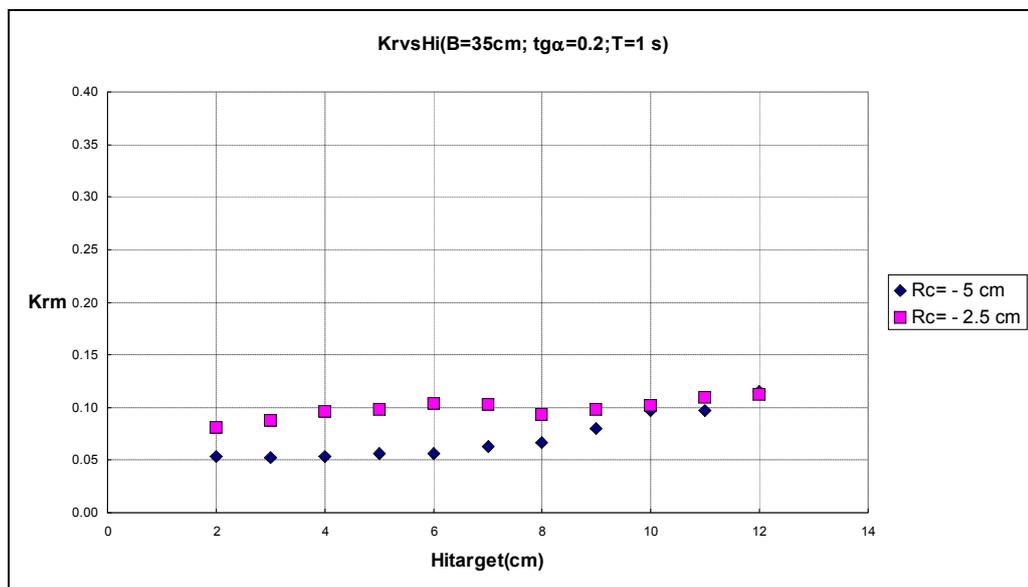


Figura 4.26: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diversi *freeboard*. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.2$; $B=35$ cm; $T=1$ s (UoN).

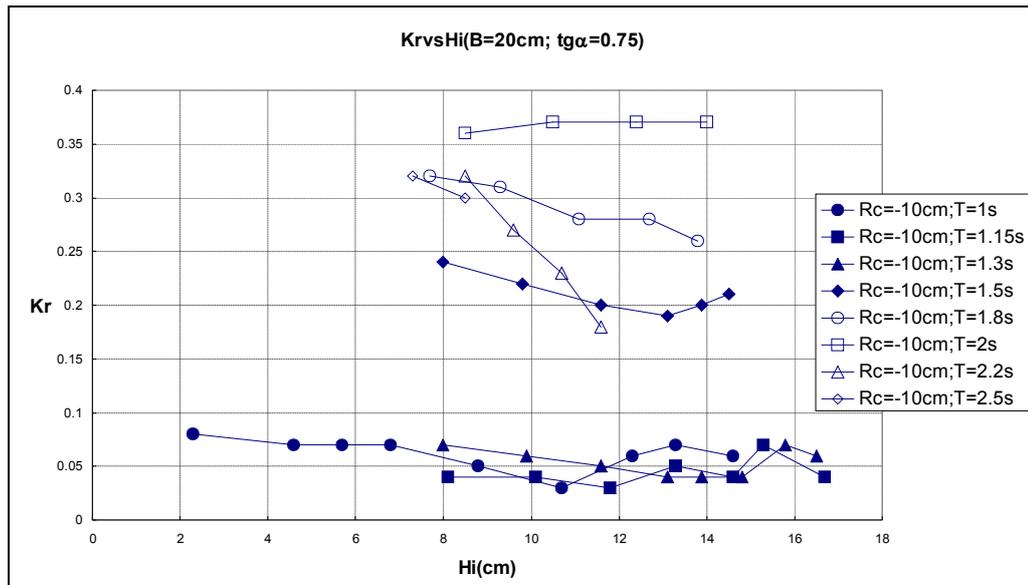


Figura 4.27: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per $R_c = -10$ cm. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.75$; $B=20$ cm, (Govea).

I dati Govea possono costituire un elemento di confronto per le considerazioni tratte dai dati UoN, pur presentando un unico valore di R_c per opere sommerse, ed un unico valori di $\tan\alpha_{\text{off}}$ e B .

In particolare, in figura (4.27) si mostra una chiara correlazione fra K_r e T , con una crescita dei valori del coefficiente di riflessione sino a $T=2$ s, ed una successiva diminuzione per $T=2.2$ s e $T=2.5$ s.

Ciò ricalca grossomodo quanto notato in precedenza per le opere emergenti.

Inoltre, diversamente da quanto notato per i dati UoN, appare difficile estrapolare un carattere di omogeneità nell'andamento di K_r con H_i , che anzi si presenta piuttosto difforme da serie a serie.

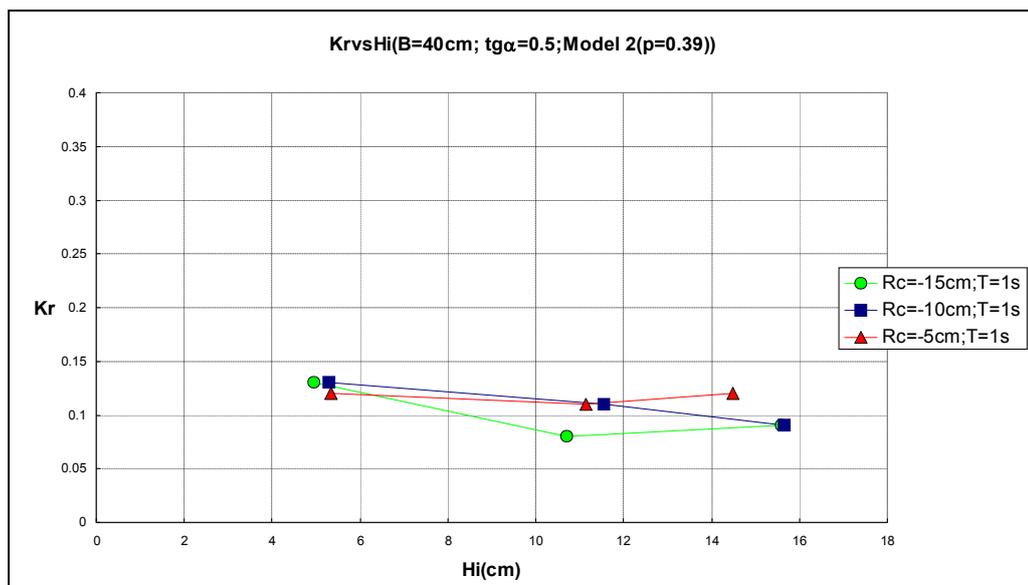


Figura 4.28: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per le tre opere sommerse del data-set Bristol. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$; $B=40$ cm.

In figura (4.28) si nota un andamento pressocchè costante del coefficiente di riflessione con H_i per ciascuna delle tre serie. Si nota inoltre, ancora una volta, una diminuzione di K_r a mano a mano che si va verso opere più sommerse.

4.2.6 Analisi dell'influenza della pendenza del paramento lato mare dell'opera: scogliere sommerse

Risulta immediato rilevare una sostanziale ininfluenza delle pendenza del paramento lato mare sul coefficiente di riflessione se si osserva la seguente figura (4.29), riferita al data-set UoN.

Le due serie riportate mostrano analogo trend al crescere di H_i , esibendo valori molto prossimi di K_r .

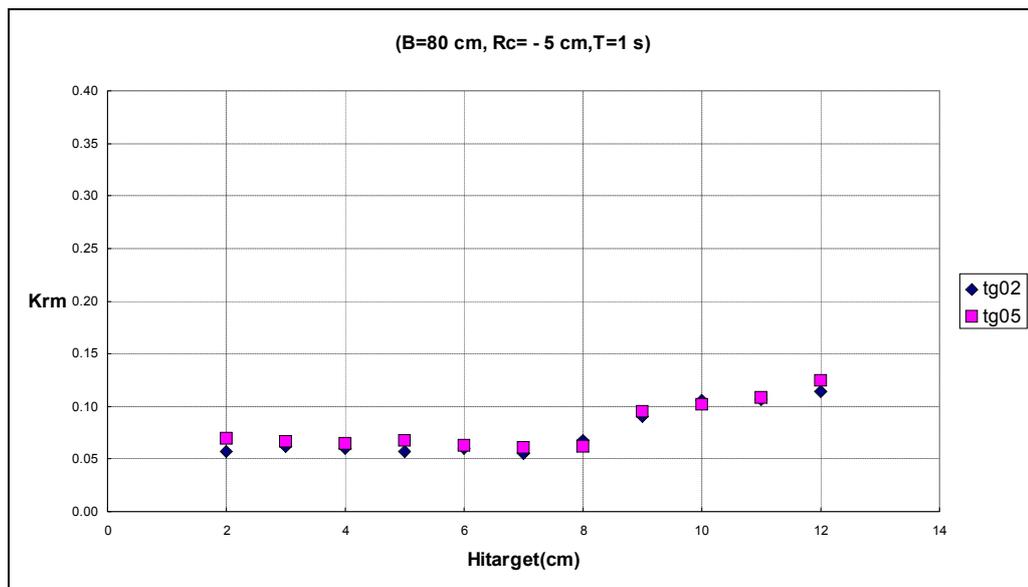


Figura 4.29: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i in funzione delle due pendenze del data-set UoN. Caso $R_c = -5 \text{ cm}$; $B=80 \text{ cm}$; $T=1 \text{ s}$.

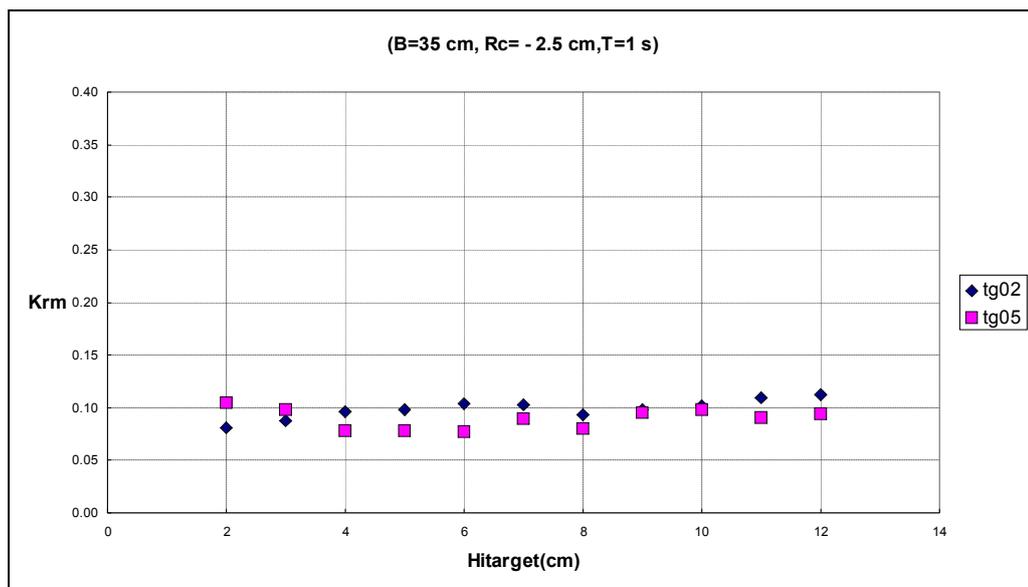


Figura 4.30: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i in funzione delle due pendenze del data-set UoN. Caso $R_c = -2.5 \text{ cm}$; $B=35 \text{ cm}$; $T=1 \text{ s}$.

Analogo risultato si riscontra nel caso di figura (4.30) in cui vengono variati rispetto al caso precedente sia R_c , che B .

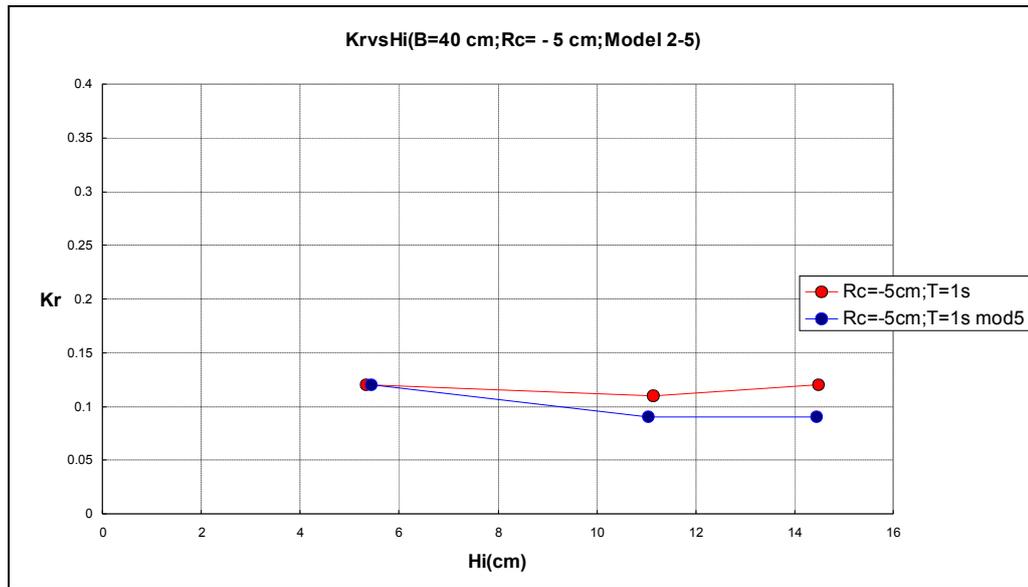


Figura 4.31: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i in funzione delle due pendenze del data-set Bristol. Caso $R_c = -5$ cm; $B = 40$ cm; $T = 1$ s. Linea rossa punti modello 2 ($\tan\alpha_{off} = 0.5$); linea blue punti modello 5 ($\tan\alpha_{off} = 0.33$).

Anche per i dati Bristol (vedi figura (4.31)), pur notandosi un lieve scarto fra le due serie, si nota un sostanziale accordo con l'ipotesi di ininfluenza della pendenza del paramento lato mare delle scogliere sommerse sul coefficiente di riflessione.

4.2.7 Analisi dell'influenza della larghezza di cresta dell'opera: scogliere sommerse

Dall'analisi della figura (4.32), che riporta il caso di due opere sommerse con diversa larghezza in sommità attaccate da moto ondoso con periodo $T = 1$ s, si nota una scarsa influenza di B su K_r .

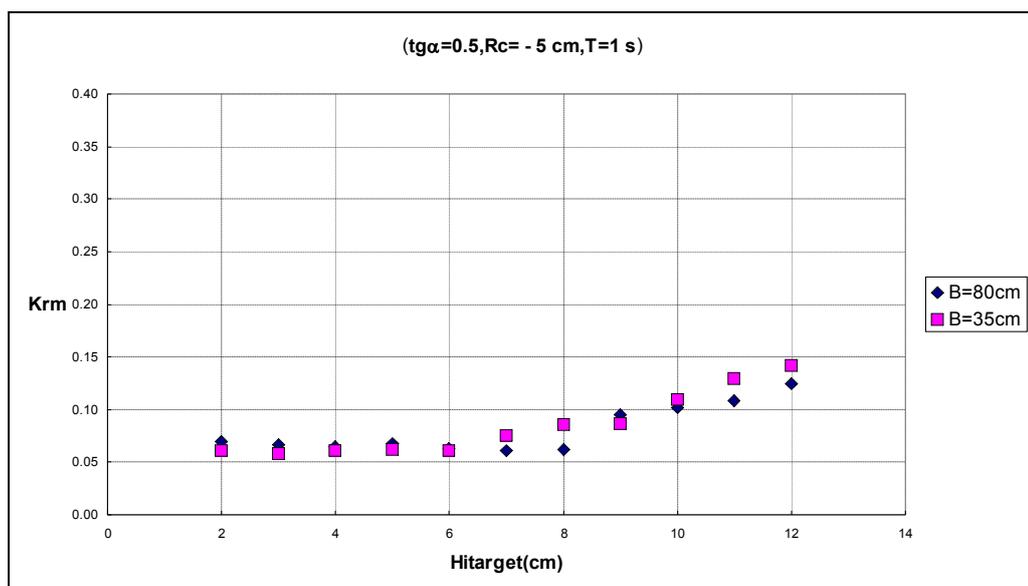


Figura 4.32: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i in funzione delle due larghezze in sommità (dati UoN). Caso $R_c = -5$ cm; $\tan\alpha_{off} = 0.5$; $T = 1$ s.

In figura (4.33) è riportato il caso di due opere sommerse con B ancora pari a 35 cm ed 80 cm, attaccate da moto ondoso con periodo $T=1.5$ s. In questo caso, diversamente da prima, è evidente una influenza di B. Si nota immediatamente che K_r cresce con B.

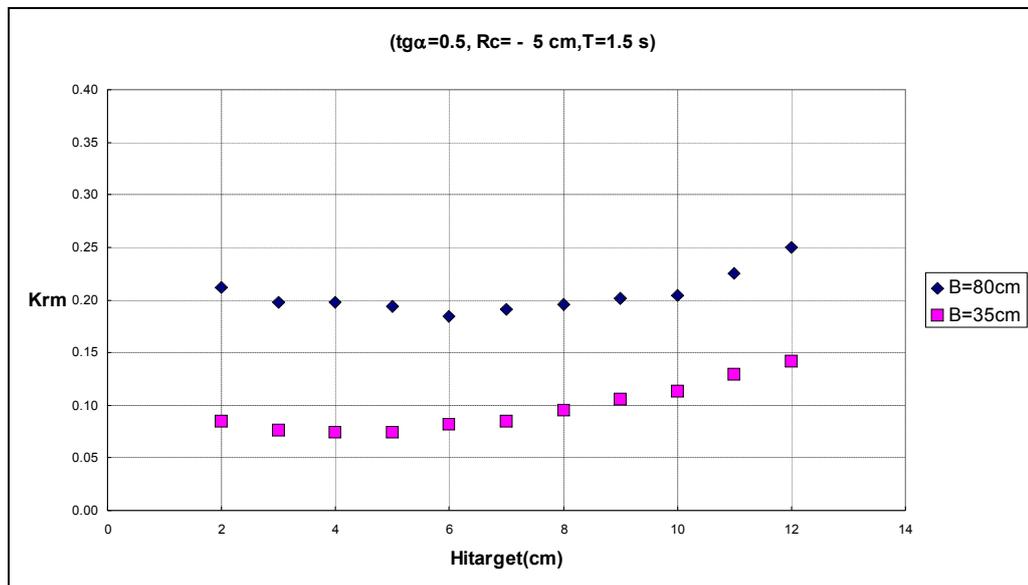


Figura 4.33: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i in funzione di B (dati UoN). Caso $R_c = -5$ cm; $\tan\alpha_{off}=0.5$; $T=1.5$ s.

Analoghe considerazioni possono farsi osservando le figure (4.34) e (4.35).

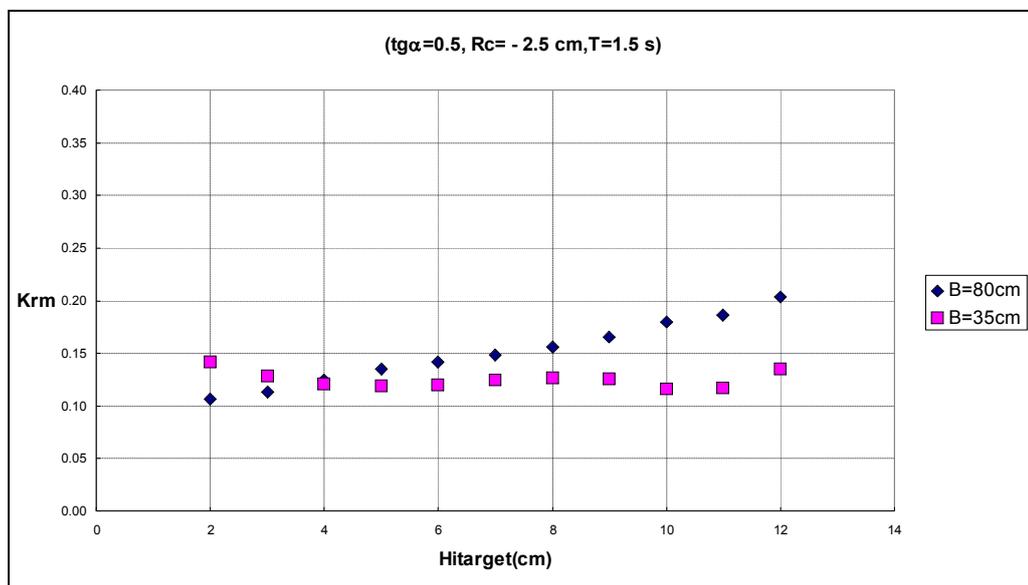


Figura 4.34: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i in funzione delle le due larghezze in sommità (dati UoN). Caso $R_c = -2.5$ cm; $\tan\alpha_{off}=0.5$; $T=1.5$ s.

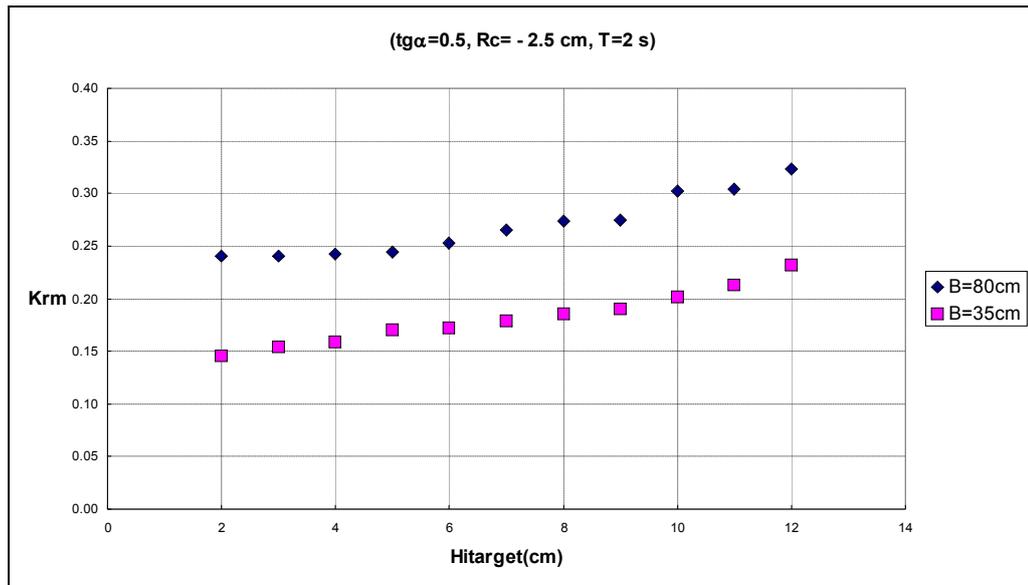


Figura 4.35: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i in funzione delle le due larghezze in sommità (dati UoN). Caso $R_c = -2.5$ cm; $\tan\alpha_{off} = 0.5$; $T = 2$ s.

Tali andamenti sembrano spiegabili agevolmente se si considerano le dinamiche di interazione dell'onda con una struttura porosa. Da un punto di vista puramente qualitativo, l'interazione dell'onda con una struttura porosa implica una suddivisione dell'energia in tre aliquote: energia riflessa; energia trasmessa; energia dissipata. Trascurando la riflessione retrograda, la riflessione ondosa avviene per effetto dell'interazione del flusso idrico associato al moto ondoso con lo scheletro solido dell'opera.

La trasmissione avviene sia per effetto del flusso energetico sulla lama d'acqua che grava sull'opera, sia per effetto del flusso attraverso i meati presenti nell'opera porosa.

La dissipazione, almeno per la parte del moto ondoso che si esplica all'interno della struttura, è legata alle turbolenze ed agli attriti che si generano dal contatto con lo scheletro solido.

La larghezza dell'opera agisce in due maniere contrapposte. Per un verso, aumentando la B aumenta la superficie di contatto fra moto ondoso e scogliera, per l'altro aumentano anche le turbolenze e li attriti, e cioè le dissipazioni. In sintesi: $K_r = f_1(B) - f_2(B)$.

D'altro canto, una riduzione del D_{50} comporta un aumento della riflessione, ma anche un aumento delle dissipazioni. Facendo riferimento alla figura (2.4), che può costituire un utile elemento di riferimento per meglio indagare l'influenza della dimensione delle particelle costituenti l'opera, si nota che la crescita delle riflessione ondosa è più "veloce" di quella della dissipazione al ridursi del

diametro dei grani. Pertanto può scriversi: $K_r = f_3\left(\frac{B}{D_{50}}\right) - f_2(B)$, affidando alla funzione f_3 il

"compito" di correlare oltre che a B anche a D_{50} K_r , ricordando che ad essa si affida anche la descrizione dell'aumento di dissipazione all'aumento del diametro.

Si nota, infine, che un aumento della lunghezza d'onda incidente fa scaturire un aumento della riflessione, oltre che una riduzione delle dissipazioni. Di conseguenza si può scrivere:

$$K_r = f_3\left(\frac{B}{D_{50}}\right) - f_2\left(\frac{B}{L}\right), \quad (4.4)$$

avendo cura di aumentare il “peso” di L posto a denominatore per tenere conto della sua doppia influenza.

Quanto precede giustifica le precedenti osservazioni sull'influenza di B sul coefficiente di riflessione. La situazione di figura (4.32) corrisponde al caso in cui i due coefficienti di riflessione K_{r1} e K_{r2} , calcolati per $B1$ e per $B2$, si bilanciano, comportando una indipendenza di K_r da B .

Nel passare dal periodo $T=1$ s al periodo $T=1.5$ s si modifica il secondo addendo della (4.4), riducendo di una uguale percentuale i termini $f_2\left(\frac{B_1}{L}\right)$ e $f_2\left(\frac{B_2}{L}\right)$ ed aumentando lo scarto fra i

valori K_{r1} e K_{r2} calcolati per le due larghezze. E' facile verificare che, aumentando ancora il periodo da $T=1.5$ s a $T=2$ s, tali addendi si riducano ulteriormente, facendo crescere la forbice fra K_{r1} e K_{r2} .

Analoghe considerazioni si mostrano di difficile attuazione per i dati Bristol che mostrano un'assenza di omogeneità riguardo all'influenza della B sui valori di K_r per opere sommerse. In considerazione di ciò si ritiene di basare le valutazioni sulla correlazione fra riflessione e larghezza dell'opera sul solo data-set UoN, essendo peraltro unico il valore di tale parametro per il data-set Govea.

4.2.8 Analisi dell'influenza del periodo del moto ondoso incidente: scogliere sommerse

Anche qui, come per le scogliere emergenti, è chiara la crescita di K_r con T (vedi figure (4.36) e (4.37)).

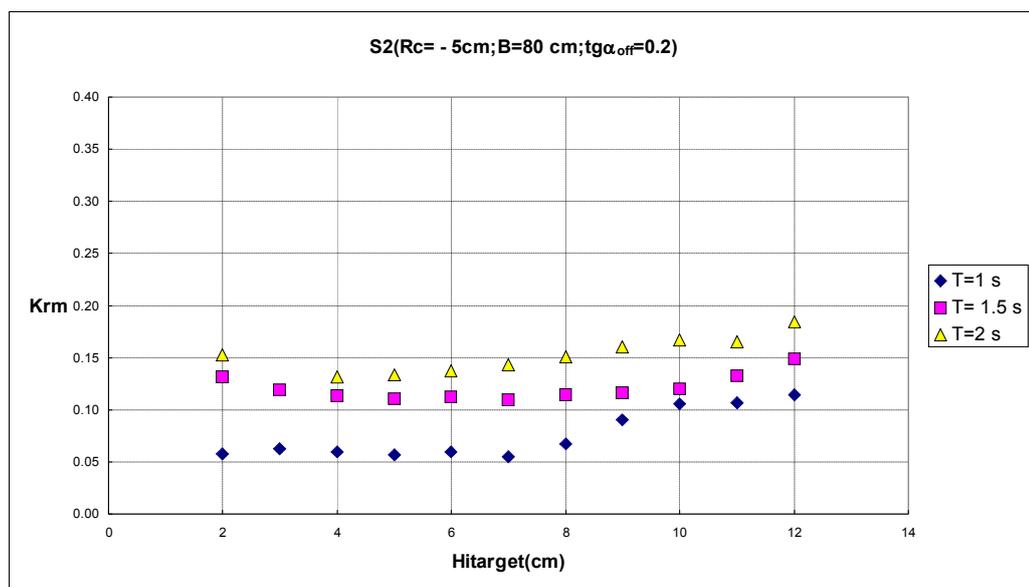


Figura 4.36: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per tre diversi periodi del moto ondoso incidente. Caso $\tan\alpha_{off}=0.2$; $R_c=-5$ cm; $B=80$ cm; struttura S2 (data-set UoN).

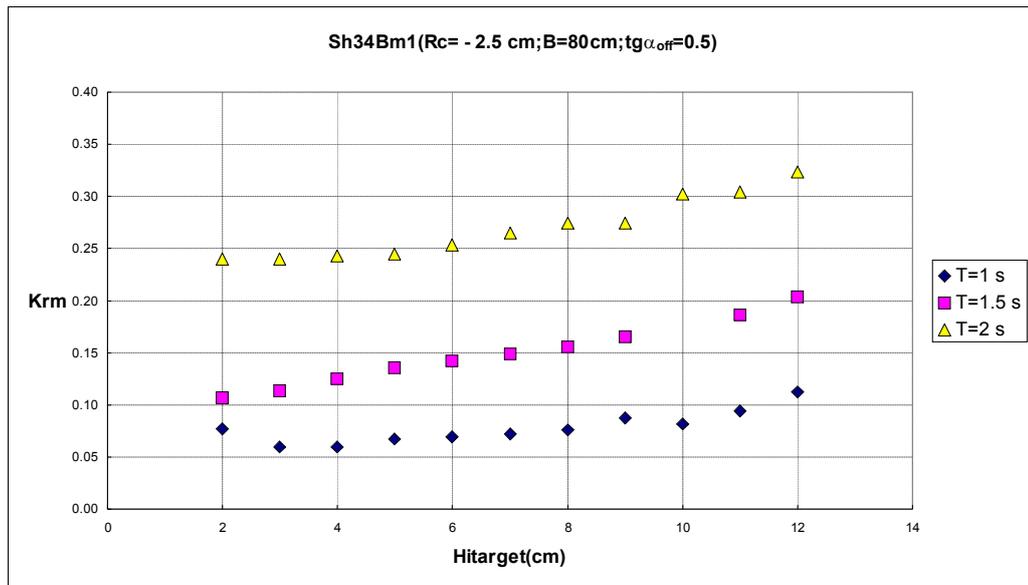


Figura 4.37: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per tre diversi periodi del moto ondoso incidente. Caso $\tan\alpha_{off}=0.5$; $R_c = - 2.5$ cm, $B=80$ cm; struttura Sh34Bm1 (data-set UoN)).

Si osserva infine in figura (4.38) anche qui, come nelle scogliere sommerse, una crescita dei valori di K_r con T sino ad un massimo, e poi una diminuzione per $T=2.5$ s.

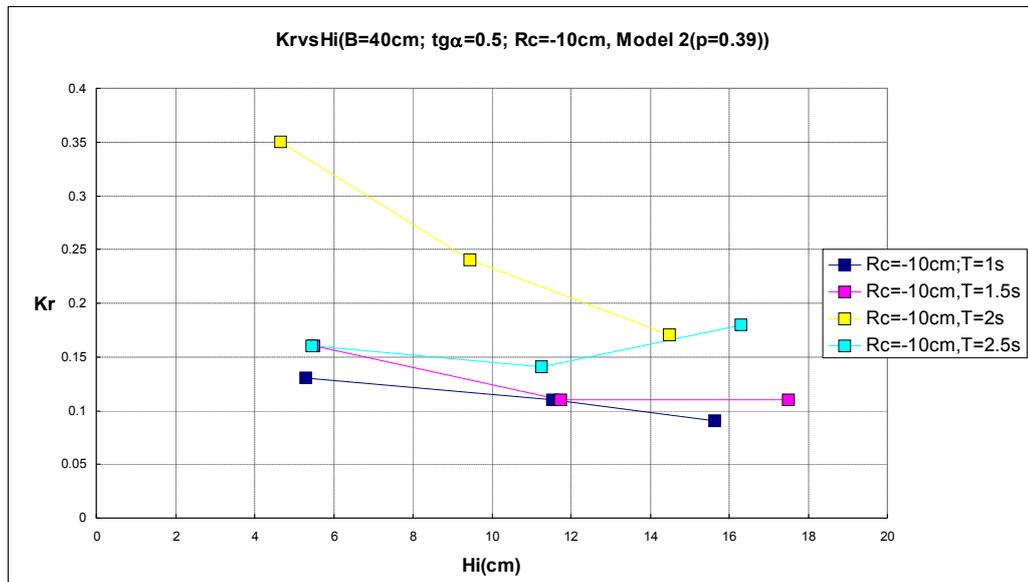


Figura 4.38: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per quattro diversi periodi del moto ondoso incidente. Caso $\tan\alpha_{off}=0.5$; $R_c = - 10$ cm; $B=40$ cm; modello 2 (data-set Bristol)).

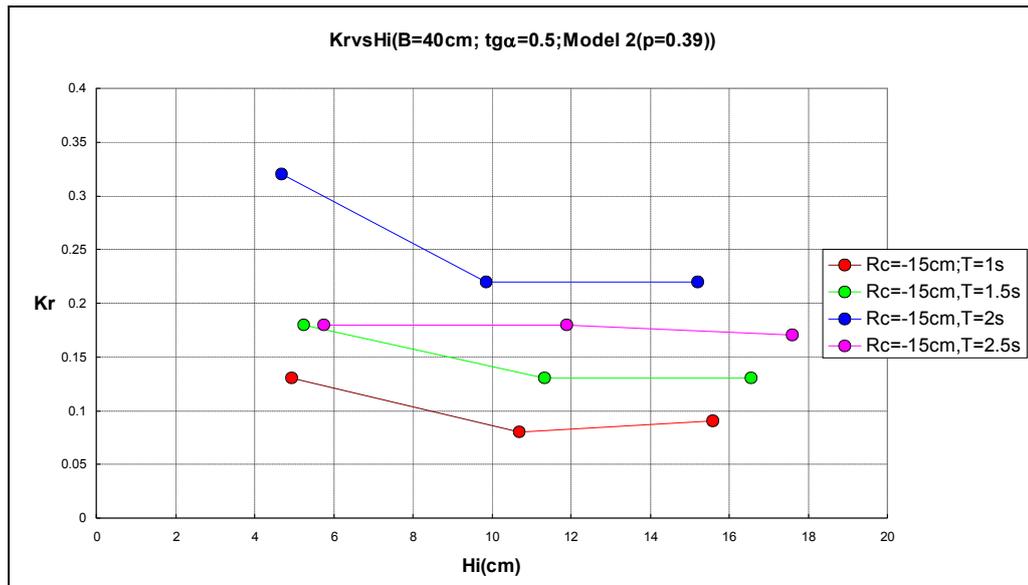


Figura 4.39: andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per quattro diversi periodi del moto ondoso incidente. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$; $R_c = -15$ cm; $B=40$ cm; modello 2 (data-set Bristol).

Risulta infine interessante notare un confronto valido per i tre data-set fra K_r misurato su K_r calcolato con Postma 11 (vedi § (5.2)) contro il rapporto R_c/H_i . Si osserva un andamento dei valori non dissimile da quanto evidenziato da Zanuttigh *et al.* (2004) analizzando un data-set diverso dal presente.

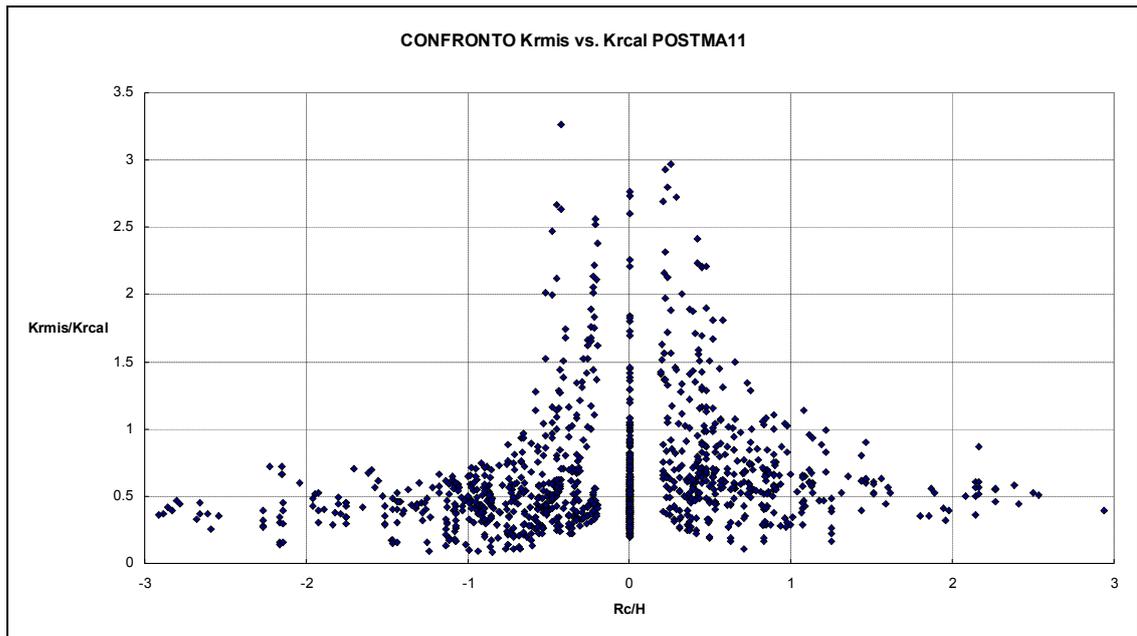


Figura 4.40: andamento di K_r misurato su K_r calcolato con Postma 11 contro il rapporto R_c/H_i per l'intero data-set .

CAPITOLO 5. Confronto fra le stime delle formule esistenti e determinazione di una nuova formula per la riflessione del moto ondoso in presenza di scogliera

Premessa

Il presente Capitolo descrive ed analizza l'efficienza delle diverse formule presenti in letteratura per la determinazione del coefficiente di riflessione in presenza di opere di difesa.

Si analizzano dapprima le performances delle formule valide per moto ondoso regolare e poi le performances delle formule valide anche per moto ondoso irregolare, attraverso l'applicazione ai data-set UoN, Bristol e Govea.

Sulla base delle considerazioni evidenziate nel Capitolo precedente viene quindi proposta una nuova formula valida per la determinazione del coefficiente di riflessione, applicabile per strutture con freeboard qualsiasi. Tale formula viene infine testata attraverso i confronti fra K_r calcolato e K_r misurato in altri tests, eseguiti sia con onde regolari che con onde irregolari, la cui descrizione avverrà nel corso del presente Capitolo.

5.1 Valutazione dell'efficienza delle formule esistenti per la riflessione ondosa per onde regolari

Di seguito si analizzano i rendimenti delle formule di Ahrens e Seelig (formula (2.3)) e di quella di Allsop *et al.*(1988).

Come già precedentemente messo in luce nel Capitolo 2, le due formule presentano analoga struttura, essendo ambedue correlate al coefficiente di Irribarren, sebbene i coefficienti determinati da Allsop *et al.* siano validi in un range di valori di ξ più ristretto: $3 \leq \xi \leq 6$.

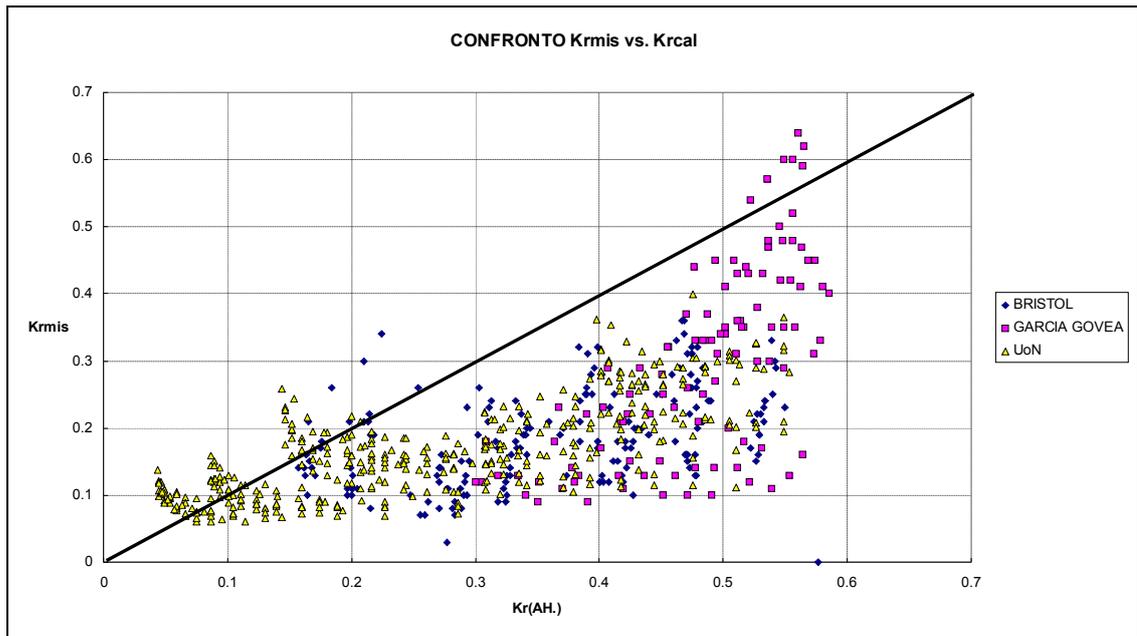


Figura 5.1: si confrontano i valori di K_r misurato (K_{rmis}) e di K_r calcolato con la formula (2.3) ($K_r(AH.)$) per i tre data-set UoN, Bristol e GARCIA GOVEA.

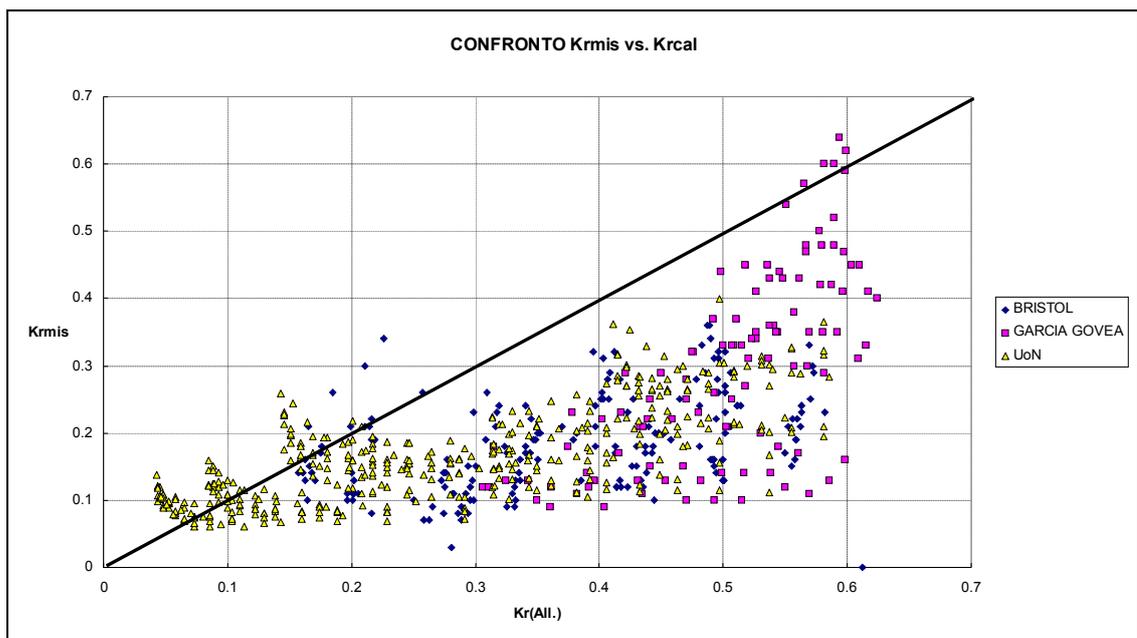


Figura 5.2: si confrontano i valori di K_r misurato (K_{rmis}) e di K_r calcolato con la formula di Allsop *et al.* ($K_r(All.)$) per i tre data-set UoN, Bristol e GARCIA GOVEA.

Come era lecito attendersi, gli andamenti nei due diagrammi sono molto simili. In ambedue le figure si nota una generale sovrastima dei valori di K_r misurati, essendo le due formule valide per strutture non tracimabili.

Valida per strutture emergenti ($R_c \geq 0$) sono le formule di Garcia Govea (2000). In particolare l'Autrice individua, sulla base di tests con onde regolari (data-set GOVEA o GARCIA GOVEA) delle formulazioni che sono applicabili sia al caso di struttura impermeabile, sia a quello di struttura con nucleo impermeabile, sia infine a quello di struttura permeabile.

Per comodità le formule, già descritte nel Capitolo 2, vengono di seguito richiamate:

Per strutture porose e rugose vengono individuate le due seguenti formulazioni:

$$K_r = 0.029 + 0.163 \ln(\xi),$$

valida per $0.17 < (X/L) < 0.33$ (strutture “corte”),

l'altra

$$K_r = 0.062 + 0.216 \ln(\xi),$$

valida per $0.11 < (X/L) < 0.37$ (strutture “lunghe”).

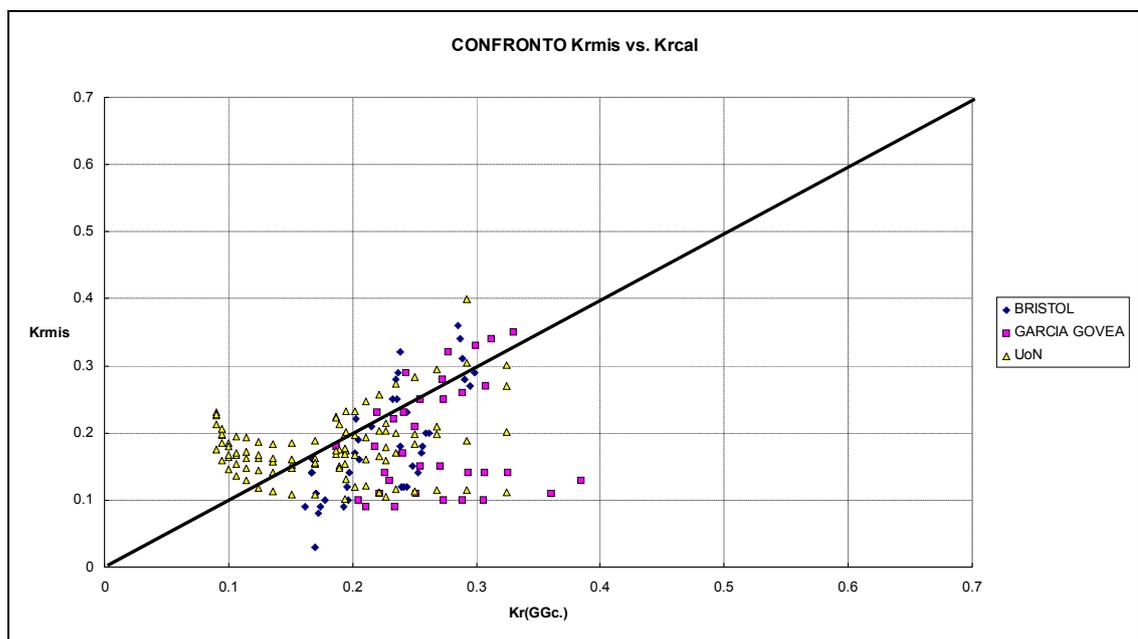


Figura 5.3: si confrontano i valori di K_r misurato (K_{rmis}) e di K_r calcolato con la formula (2.23) ($K_r(GGc.)$) per i tre data-set UoN, Bristol e GARCIA GOVEA.

I dati pur presentando un migliore accordo rispetto alle due formulazioni precedenti tendono comunque ad essere sovrastimati. Anche questo risultato è naturale conseguenza del range di validità della formula (2.23): $R_c \geq 0$.

Risulta interessante notare come eliminando dai tre data-set i dati validi per strutture *no freeboard*, e quindi restringendo l'indagine ai soli valori di K_r misurati nei casi $R_c > 0$, si ottenga un migliore accordo per la formula (2.23).

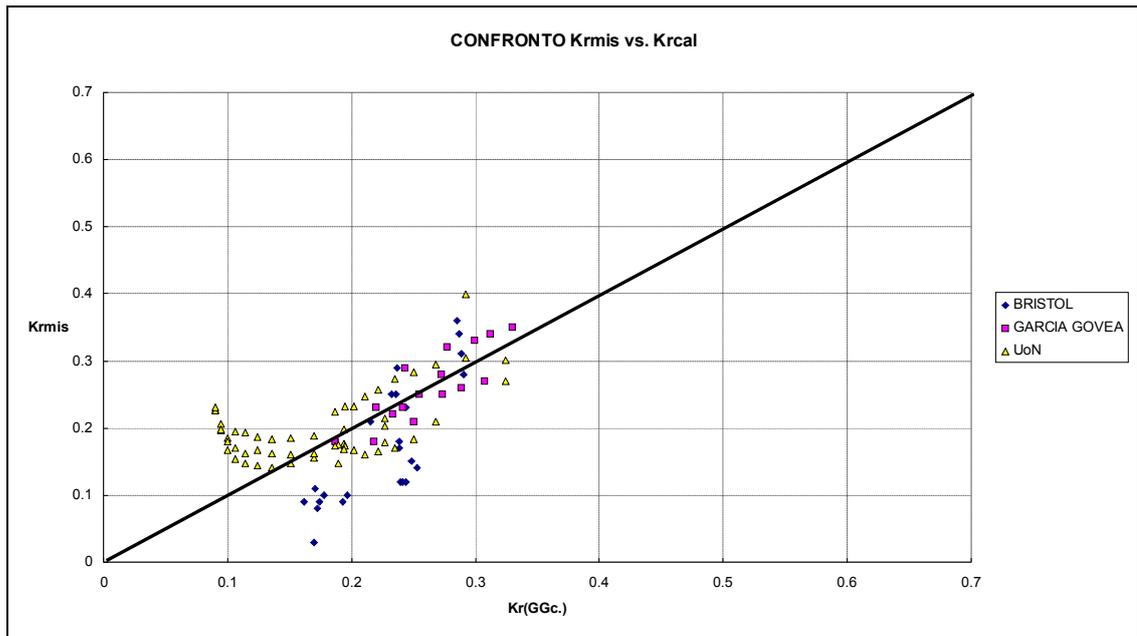


Figura 5.4: si confrontano i valori di K_r misurato (K_{rmis}) e di K_r calcolato con la formula (2.23) ($K_r(GGc.)$) per i dati $R_c > 0$ dei data-set UoN, Bristol e GARCIA GOVEA.

Nelle seguenti figure (5.5) e (5.6) si evidenzia ancora una volta un miglioramento anche per la formula (2.24), valida per strutture “lunghe”, se dai data-set vengono rimossi i dati relativi a strutture *no freeboard*.

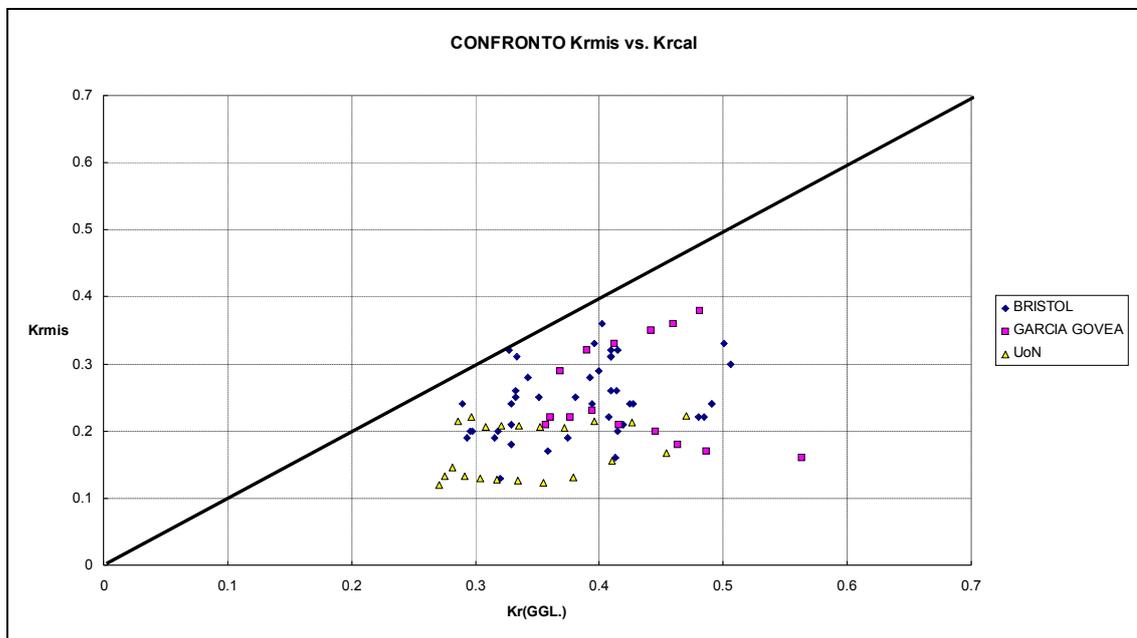


Figura 5.5: si confrontano i valori di K_r misurato (K_{rmis}) e di K_r calcolato con la formula (2.24) ($K_r(GGL.)$): data-set UoN, Bristol e GARCIA GOVEA.

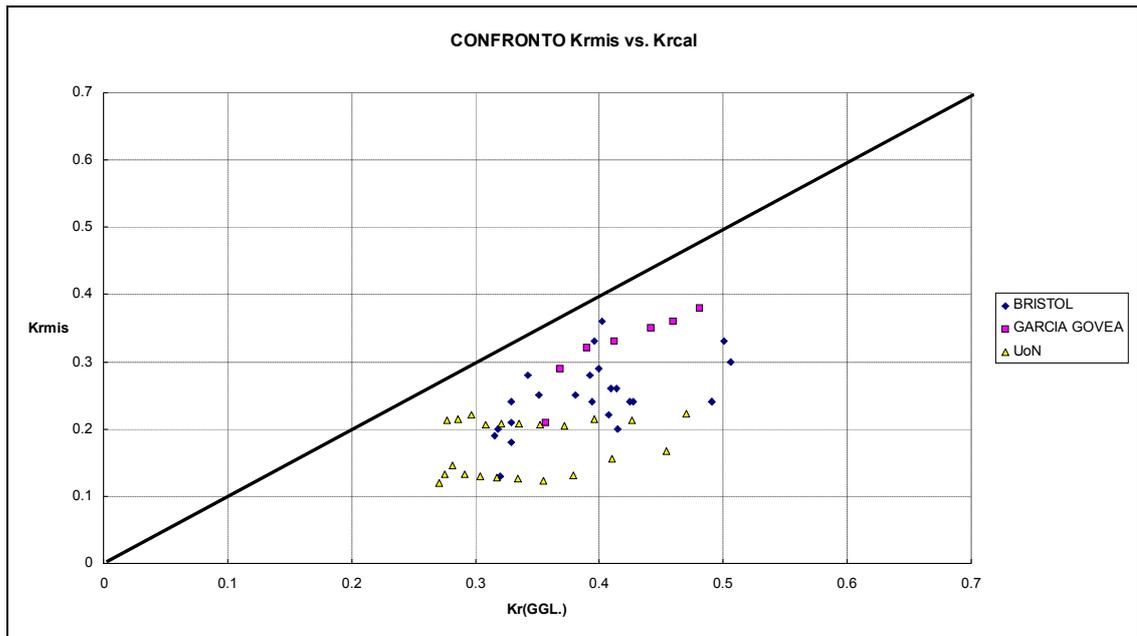


Figura 5.6: si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.24) ($K_r(\text{GGL.})$) per i dati $R_c > 0$ dei data-set UoN, Bristol e GARCIA GOVEA.

Rimane tuttavia, anche per la figura (5.6) uno mediocre accordo rispetto ai dati.

Tuttavia una rielaborazione della formula (2.24) nella seguente espressione analitica:

$K_r = -0.062 + 0.216 \ln(\xi)$, porta ad un decisivo miglioramento nell'interpretazione dei dati:

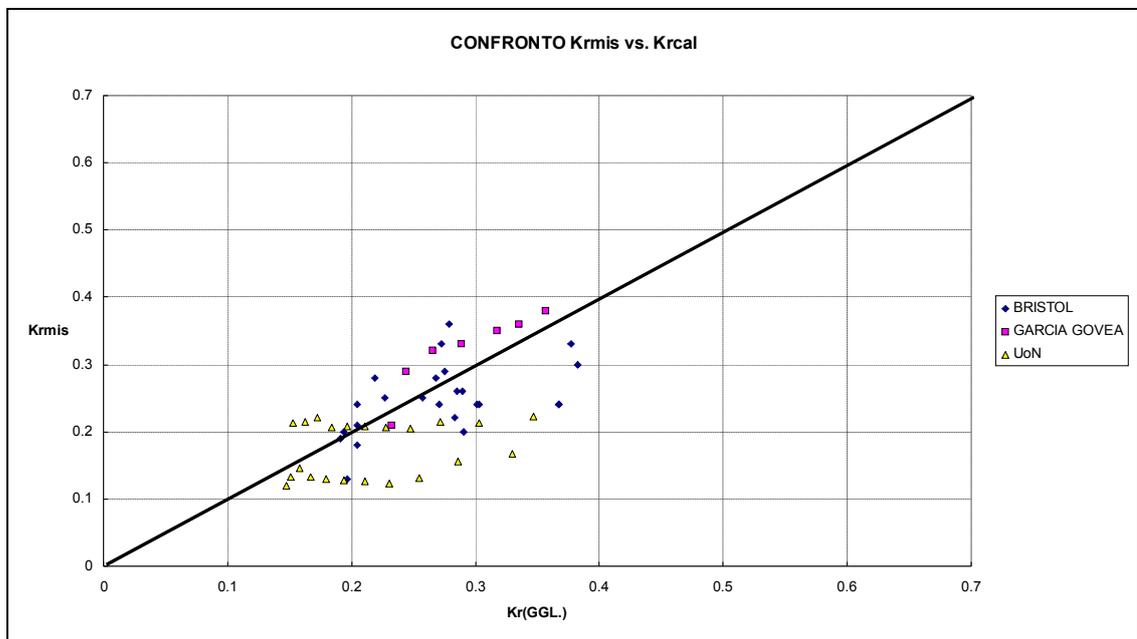


Figura 5.7: si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.24) modificata ($K_r(\text{GGL.})$) per i dati $R_c > 0$ dei data-set UoN, Bristol e GARCIA GOVEA.

A conclusione del paragrafo 5.2, vengono sintetizzati in un'unica tabella i parametri statistici relativi alle performances delle formule sia per moto ondoso regolare che per moto ondoso irregolare.

5.2 Valutazione dell'efficienza delle formule esistenti per la riflessione ondosa in presenza di moto ondoso irregolare

Le formule testate con i tre data-set utilizzati nel presente lavoro sono quelle di Postma (formule (2.8) e (2.10)) valide per strutture emergenti ($R_c > 0$) e quelle di Zanuttigh *et al.* (formule (2.30) e (2.31)). La formula (2.8) viene nel seguito indicata sinteticamente come formula di Postma 1 e quella (2.10) come formula di Postma 2.

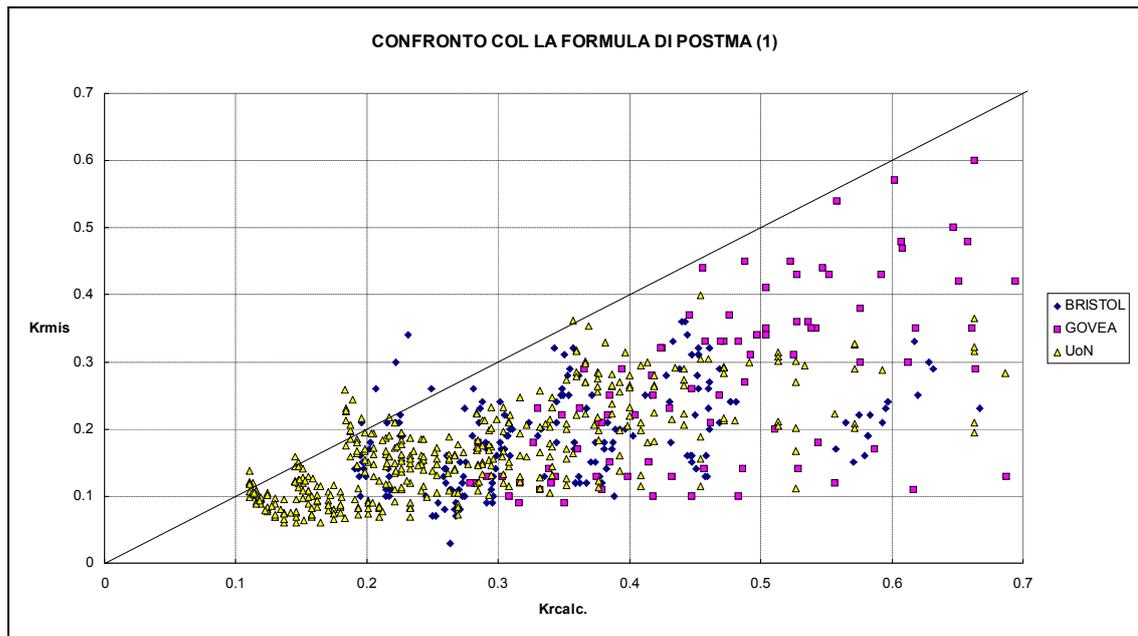


Figura 5.8: si confrontano i valori di K_r misurato (K_{rmis}) e di K_r calcolato con la formula (2.8) ($K_{rcalc.}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.

In figura (5.8), ai fini del calcolo dei valori di K_r con la formula di Postma 1, si sono considerati le altezze d'onda significative ed i periodi significativi. Nel seguito le 4 versioni che della formula (1) verranno analizzate variando i parametri relativi al moto ondoso daranno luogo alle formule qui indicate con Postma 11, Postma 12, Postma 13, e Postma 14.

Si nota, analogamente ai casi di figura (5.1) e (5.2), una sovrastima dei coefficienti di riflessione. Del resto i data-set contro cui la formula viene testata, sono relativi anche a struttura sommersa e a struttura LC.

Un apparente miglioramento si ottiene utilizzando nella formula di Postma $H_{m0} = \sqrt{2} \cdot H_i$ in luogo di H_i (vedi figura (5.9)):

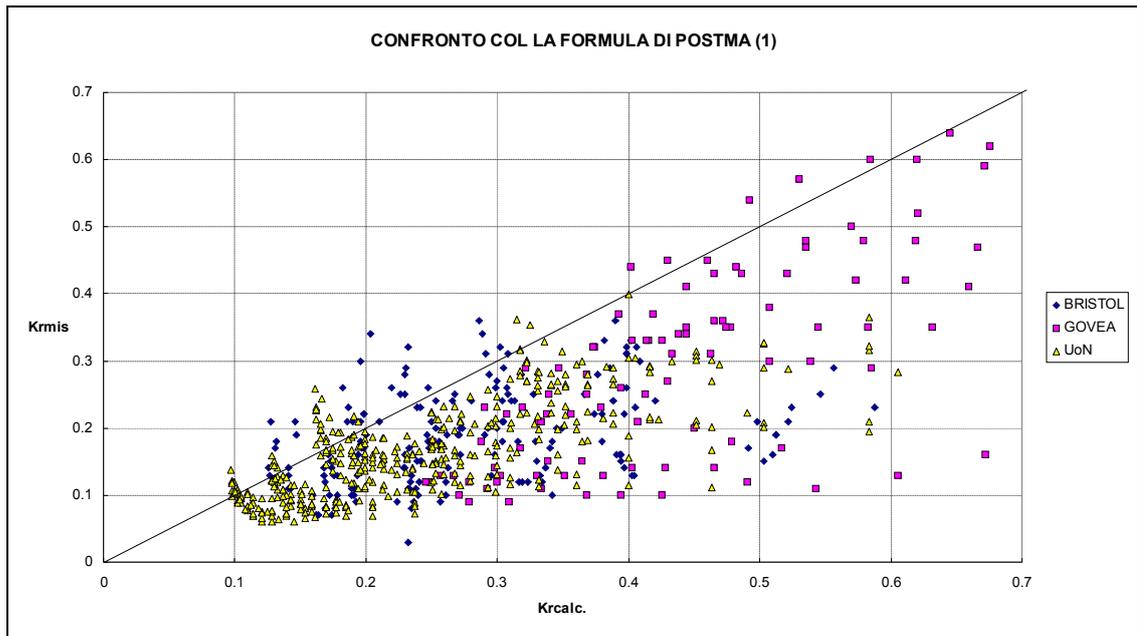


Figura 5.9: si confrontano i valori di K_r misurato (K_{rmis}) e di K_r calcolato con la formula (2.8) ($K_{rcalc.}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.

In figura (5.10) invece si calcolano i valori di K_r utilizzando nella formula di Postma 1 $T_m = 0.78 \cdot T_i$ in luogo di T_i .

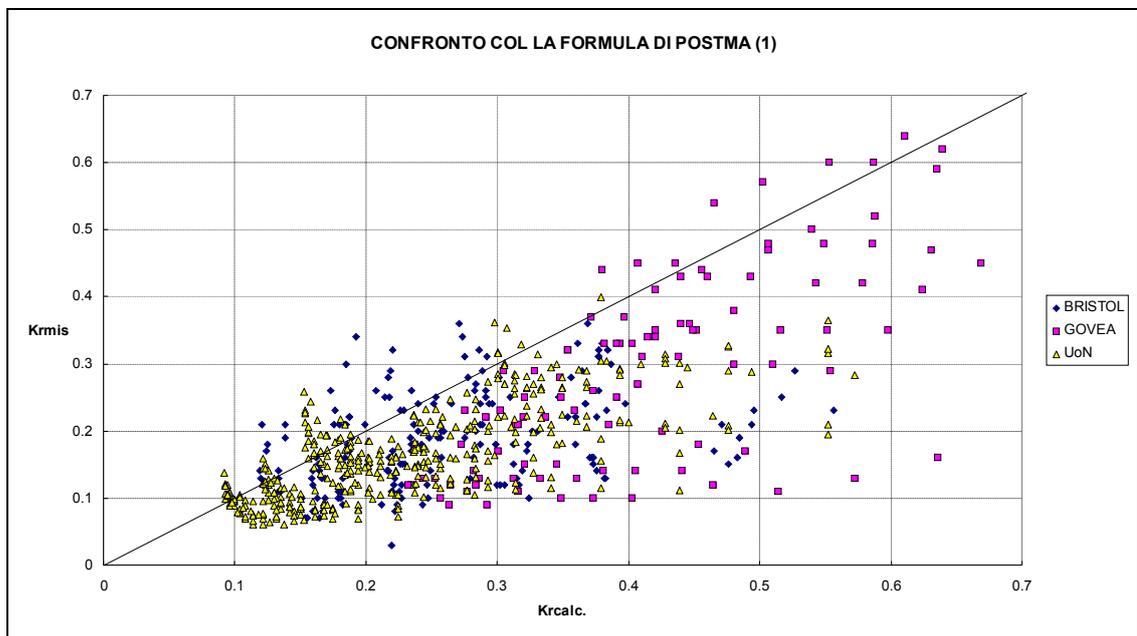


Figura 5.10: si confrontano i valori di K_r misurato (K_{rmis}) e di K_r calcolato con la formula (2.8) ($K_{rcalc.}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.

Infine, in figura (5.11) si riporta il caso in cui $H_{m0} = \sqrt{2} \cdot H_i$ e $T_m = 0.78 \cdot T_i$ sono utilizzati in luogo di H_i e T_i .

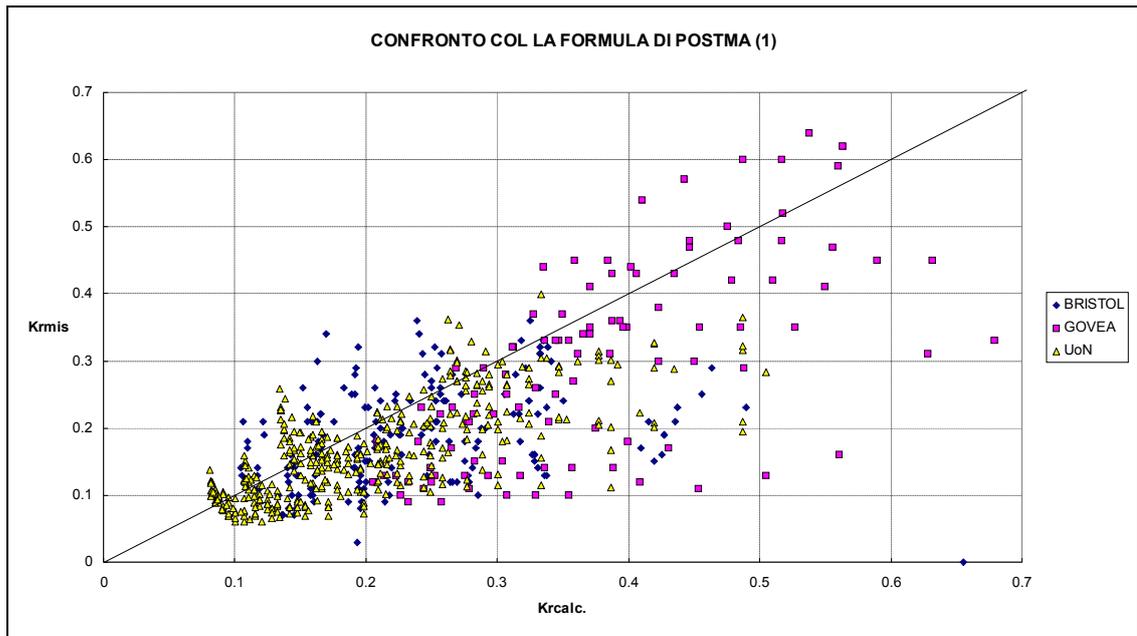


Figura 5.11: si confrontano i valori di K_r misurato (K_{rmis}) e di K_r calcolato con la formula (2.8) ($K_{rcalc.}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.

Analoghi confronti vengono effettuati per la formula di Postma (2.10) di seguito indicata sinteticamente come formula di Postma (2). Le 4 versioni che della formula (2) verranno analizzate variando i parametri relativi al moto ondoso daranno luogo alle formule qui indicate con Postma 21, Postma 22, Postma 23, e Postma 24.

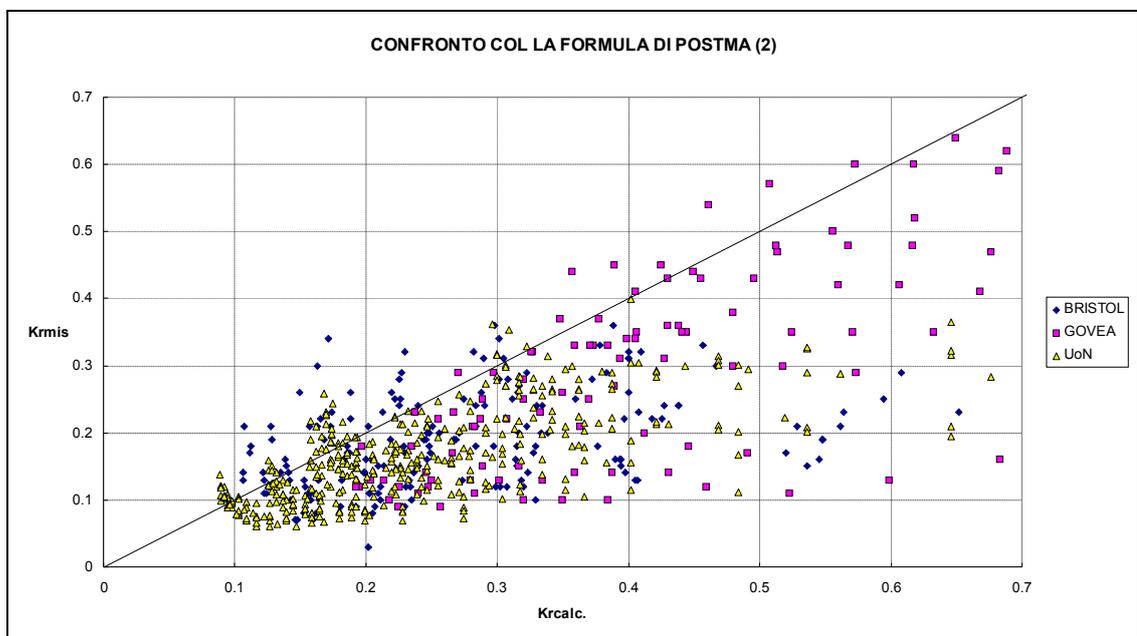


Figura 5.12: si confrontano i valori di K_r misurato (K_{rmis}) e di K_r calcolato con la formula (2.10) ($K_{rcalc.}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.

Nel caso della figura (5.12), relativa ad H_i e T_i , si nota ancora un sovratima dei valori del coefficiente di riflessione ed un forte scarto soprattutto per il data-set GOVEA.

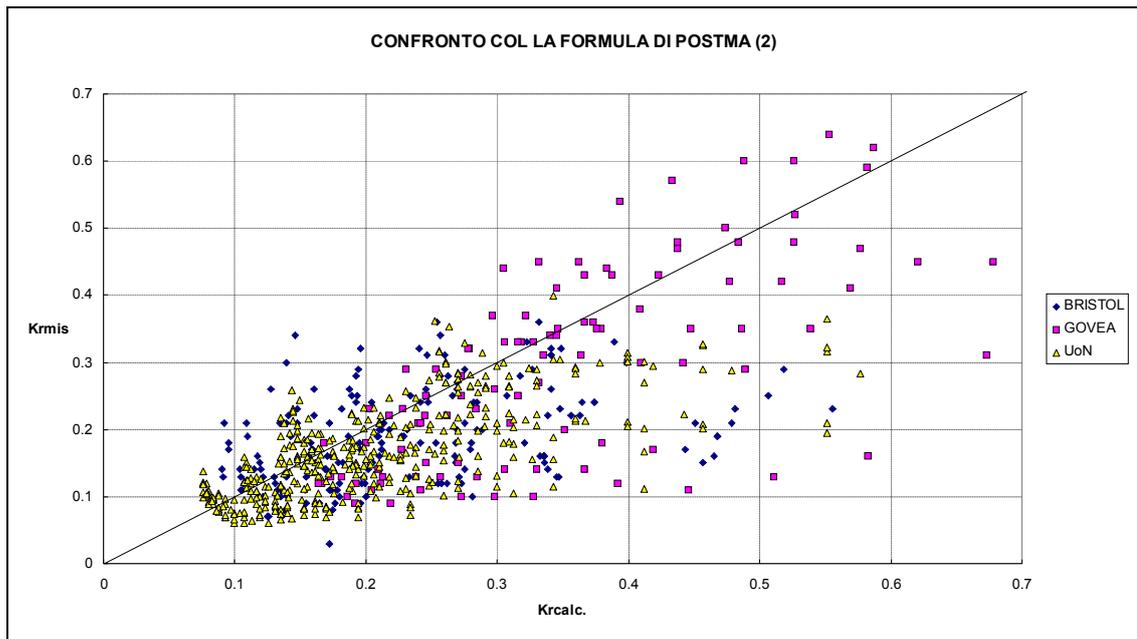


Figura 5.13: si confrontano i valori di K_r misurato (K_{rmis}) e di K_r calcolato con la formula (2.10) ($K_{rcalc.}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.

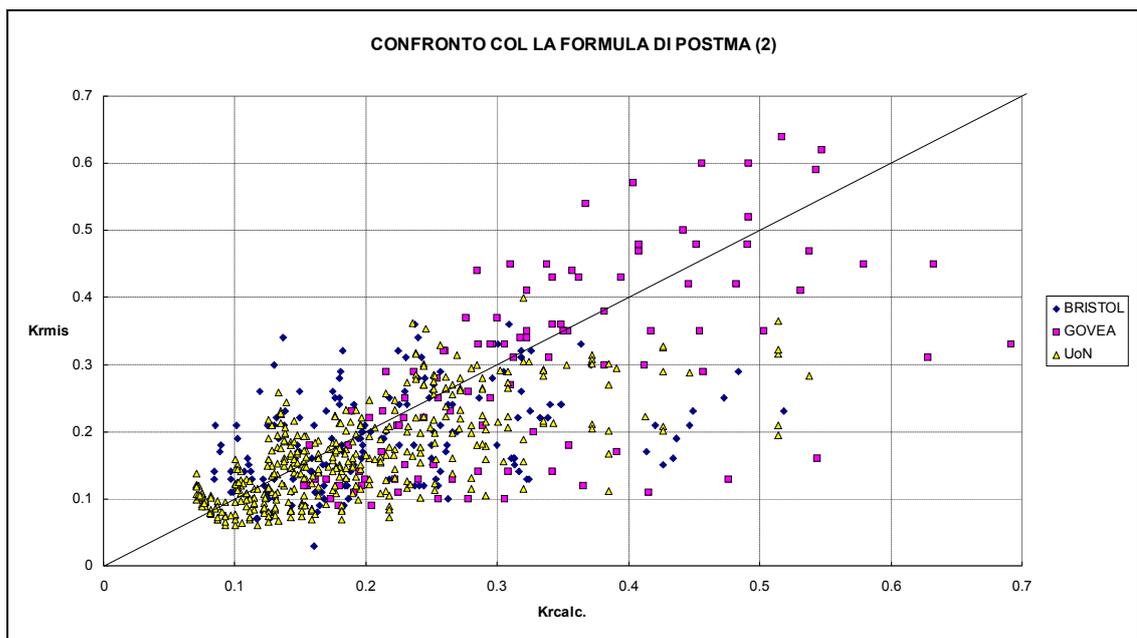


Figura 5.14: si confrontano i valori di K_r misurato (K_{rmis}) e di K_r calcolato con la formula (2.10) ($K_{rcalc.}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.

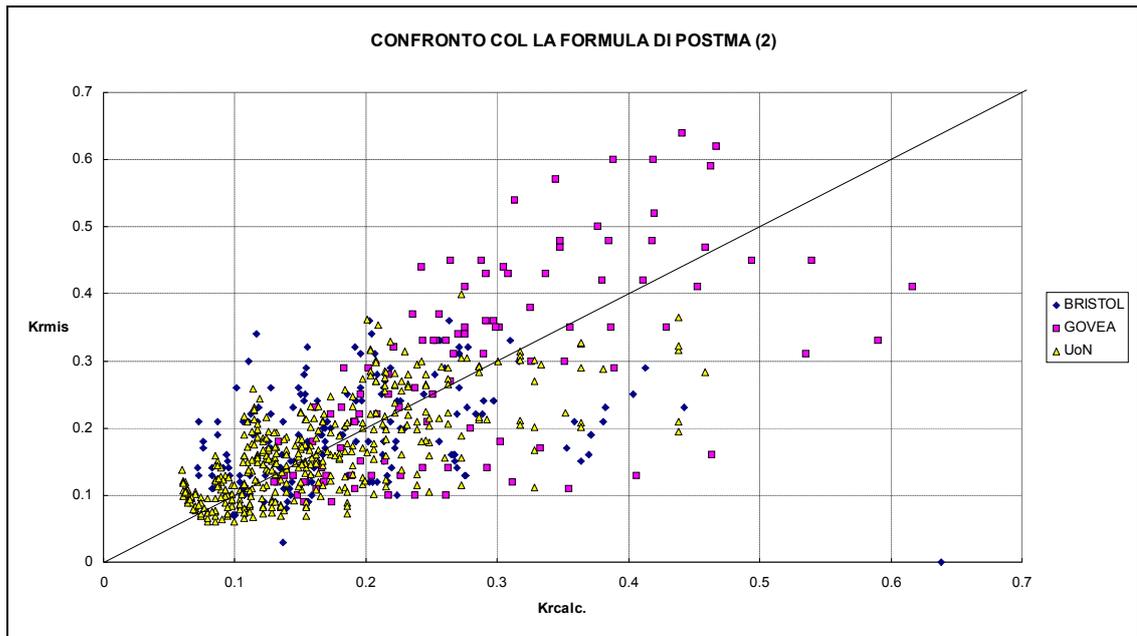


Figura 5.15: si confrontano i valori di K_r misurato (K_{rmis}) e di K_r calcolato con la formula (2.10) ($K_{rcalc.}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.

Nelle figura (5.12), (5.13) e (5.14), si riportano analoghi confronti relativi a valori di K_r calcolati, rispettivamente, facendo riferimento ad H_{m0} e T_i , H_i e T_m , H_{m0} e T_m .

Anche per le formule di Zanuttigh *et al.* (2.30) e (2.31), nel seguito indicate rispettivamente come formula di Zanuttigh 2 e formula di Zanuttigh 1, si sono ricavati i confronti fra i valori di K_r misurati e quelli calcolati. Le 4 versione che della formula (1) e della formula (2) verranno analizzate variando i parametri relativi al moto ondoso daranno luogo alle formule qui indicate con Zanuttigh 11, Zanuttigh 12, Zanuttigh 13, e Zanuttigh 14 e Zanuttigh 21, Zanuttigh 22, Zanuttigh 23, e Zanuttigh 24.

In figura (5.16), in cui si fa riferimento ad H_i e T_i , si nota certamente un accordo migliore rispetto alle formule precedenti. D'altra parte, tale formula risulta valida per $-1 \leq \frac{Rc}{H} \leq 0.5$ e quindi presenta una maggiore aderenza con i data-set contro cui viene testata.

Nelle successive figure (5.17), (5.18) e (5.19), relative a valori di K_r calcolati, rispettivamente, facendo riferimento ad H_{m0} e T_i , H_i e T_m , H_{m0} e T_m , si nota una sostanziale conferma della bontà previsionale della formula (2.31) con lievi variazioni rispetto al caso della figura (5.16) che, come si potrà notare nella tabella riportata al termine di tale paragrafo, mostra i migliori valori di correlazione e di deviazione standard.

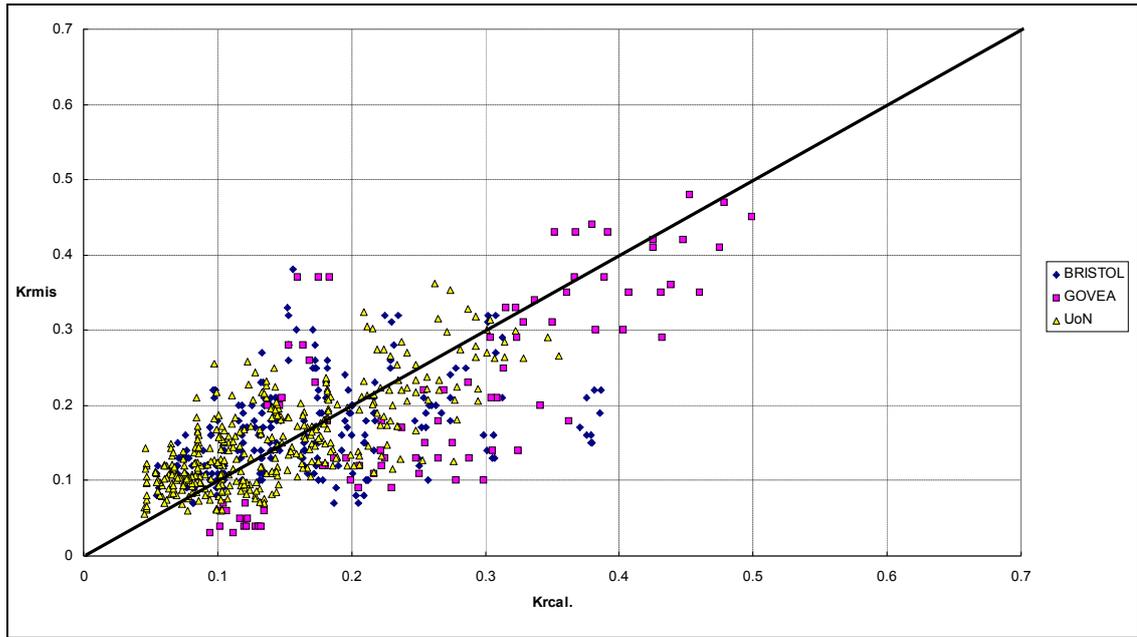


Figura 5.16: si confrontano i valori di K_r misurato (Krmis) e di K_r calcolato con la formula (2.31) (Krcal.) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.

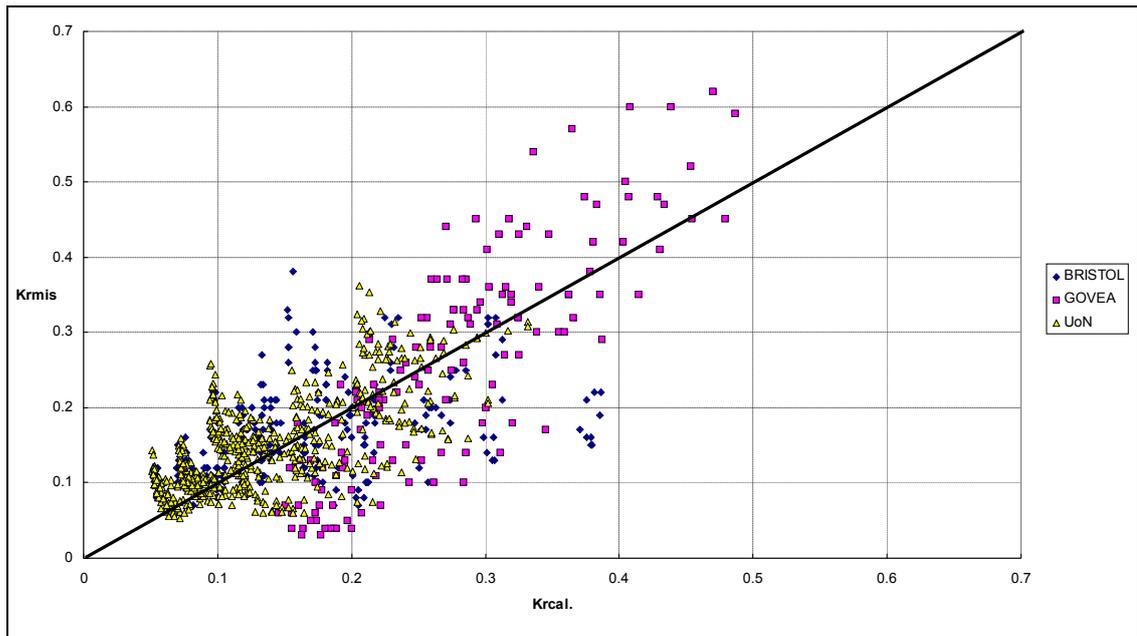


Figura 5.17: si confrontano i valori di K_r misurato (Krmis) e di K_r calcolato con la formula (2.31) (Krcal.) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.

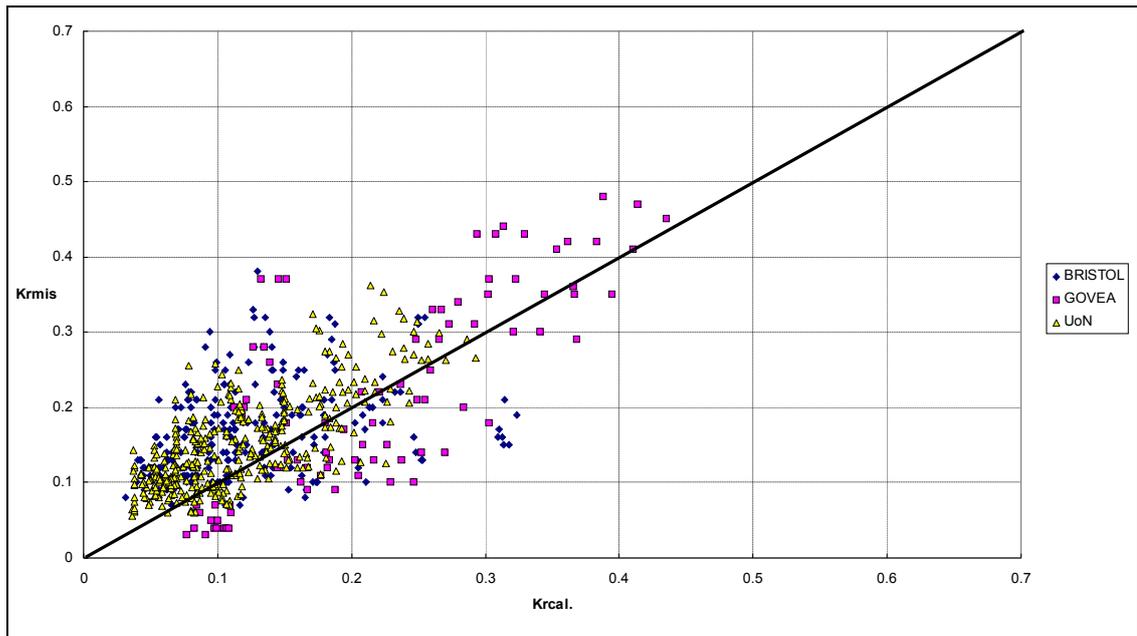


Figura 5.18: si confrontano i valori di K_r misurato (Krmis) e di K_r calcolato con la formula (2.31) (Krcal.) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.

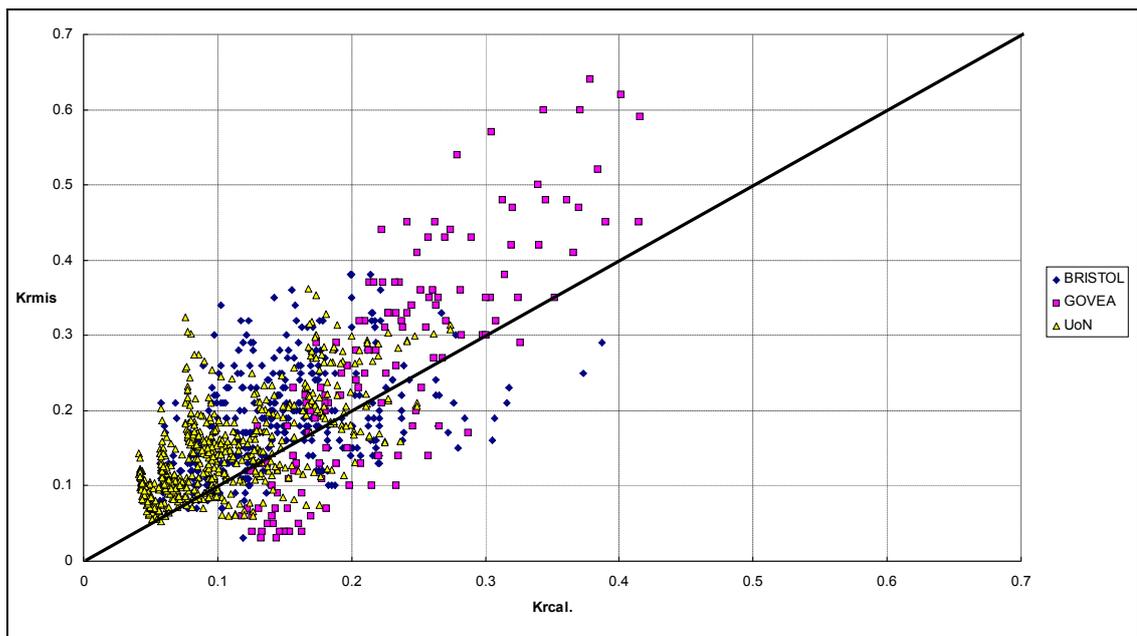


Figura 5.19: si confrontano i valori di K_r misurato (Krmis) e di K_r calcolato con la formula (2.31) (Krcal.) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.

Analoghe valutazioni sono state effettuate per la fomula (2.30), che tuttavia ha presentato forti scosatamenti rispetto ai valori misurati di K_r con qualunque combinazione di periodo ed altezza d'onda. A titolo esemplificativo si riporta in figura (5.20) il caso relativo a valori di K_r calcolati utilizzando H_i e T_i .

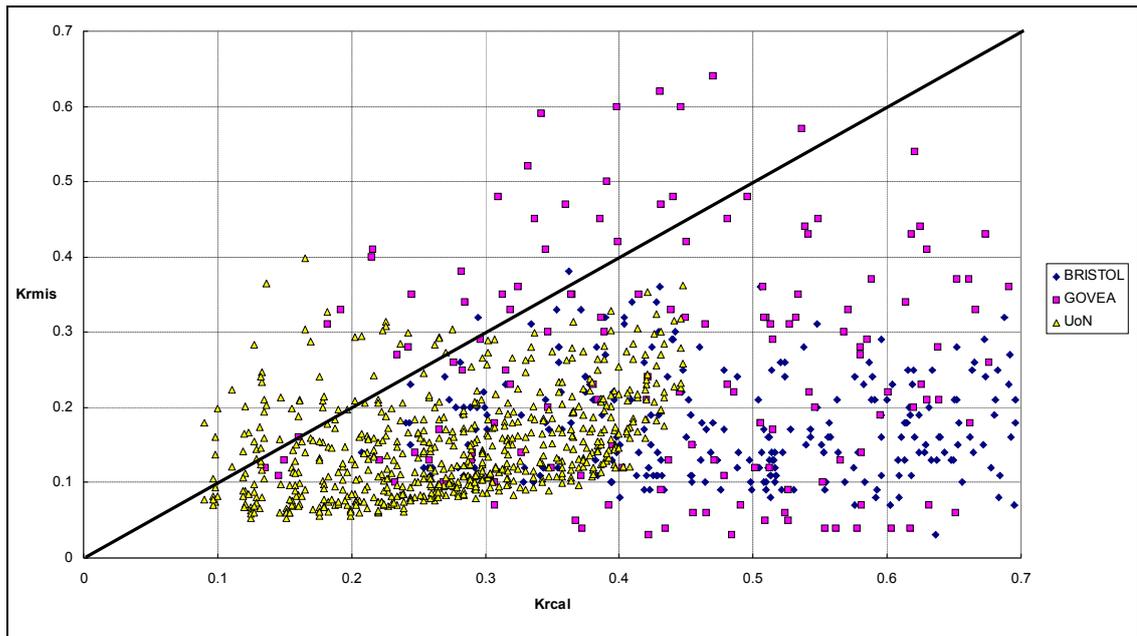


Figura 5.20: si confrontano i valori di K_r misurato (K_{rmis}) e di K_r calcolato con la formula (2.30) (K_{rcal}) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.

5.3 Determinazione di una nuova formula per la riflessione del moto ondoso

Per analizzare l’affidabilità delle formule presentate e confrontarla con quella della formula che di seguito viene proposta si impiegano 4 stimatori corretti fra i più collaudati per valutare le proprietà di una statistica. La scelta di un certo set di stimatori è correlata alla necessità di giungere ad una “sintesi delle informazioni”. Ciò costituisce uno dei paradigmi fondamentali della Statistica.

La media delle differenze fra valori calcolati x_{cal} e valori misurati x_{mis} , definita *bias* o distorsione:

$$MD = \frac{\sum_{i=1}^N x_{cal} - x_{mis}}{N} \quad (5.1)$$

Più MD si avvicina al valore 0 meno lo stimatore è distorto.

Che MD sia prossimo allo 0 è desiderabile perché ciò esclude la possibilità di deviazioni sistematiche nella procedura inferenziale. Più MD è vicino allo 0 più il baricentro della distribuzione delle differenze si avvicina al valore vero.

La deviazione standard è definita come segue:

$$SD = \frac{\sqrt{\sum_{i=1}^N (x_{diff} - \bar{x}_{diff})^2}}{N} \quad (5.2)$$

con x_{diff} e \bar{x}_{diff} , rispettivamente differenza fra x_{cal} e x_{mis} e media di tali differenze

Il coefficiente di correlazione multiplo fra i valori x_{cal} e i valori x_{mis} presenta la seguente espressione:

$$CORREL(x_{mis}, x_{cal}) = \frac{\sum_N (x_{mis} - \bar{x}_{mis})(x_{cal} - \bar{x}_{cal})}{\sqrt{\sum_N (x_{mis} - \bar{x}_{mis})^2 \cdot \sum_N (x_{cal} - \bar{x}_{cal})^2}} \quad (5.3)$$

Il coefficiente di determinazione multiplo risulta essere:

$$R^2 = (CORREL)^2 \quad (5.4)$$

FORMULA	MD	SD	CORREL	num dati
ALLSOP	-0.145	0.127	0.616	675
AHRENS	-0.134	0.112	0.665	675
GARCIAC	-0.021	0.079	0.263	186
GARCIAL	-0.153	0.074	0.356	79
POSTMA11	-0.144	0.111	0.703	675
POSTMA12	-0.096	0.098	0.696	675
POSTAM13	-0.080	0.093	0.696	675
POSTMA14	-0.048	0.084	0.696	675
POSTMA21	-0.088	0.108	0.662	675
POSTMA22	-0.047	0.093	0.662	675
POSTAM23	-0.031	0.089	0.662	675
POSTMA24	0.001	0.080	0.662	675
ZAN11	-0.001	0.066	0.678	687
ZAN12	0.007	0.066	0.711	1062
ZAN13	0.034	0.061	0.669	687
ZAN14	0.040	0.064	0.704	1062
ZAN21	-0.207	0.179	0.237	1093
ZAN22	-0.285	0.178	0.152	1198
ZAN23	-0.163	0.161	0.237	1093
ZAN24	-0.231	0.161	0.152	1198

Tabella 5.1: si confrontano le performances delle diverse formule (in giallo quella valide anche per onde irregolari). Num dati indica il numero di tests cui la formula è applicabile.

5.3.1 Il caso delle scogliere emergenti

In prima approssimazione si può pensare di utilizzare ξ come parametro unico per l'interpretazione dei tra data-set.

Nella successiva figura si mostra il risultato di una semplice analisi di regressione di K_r su ξ .

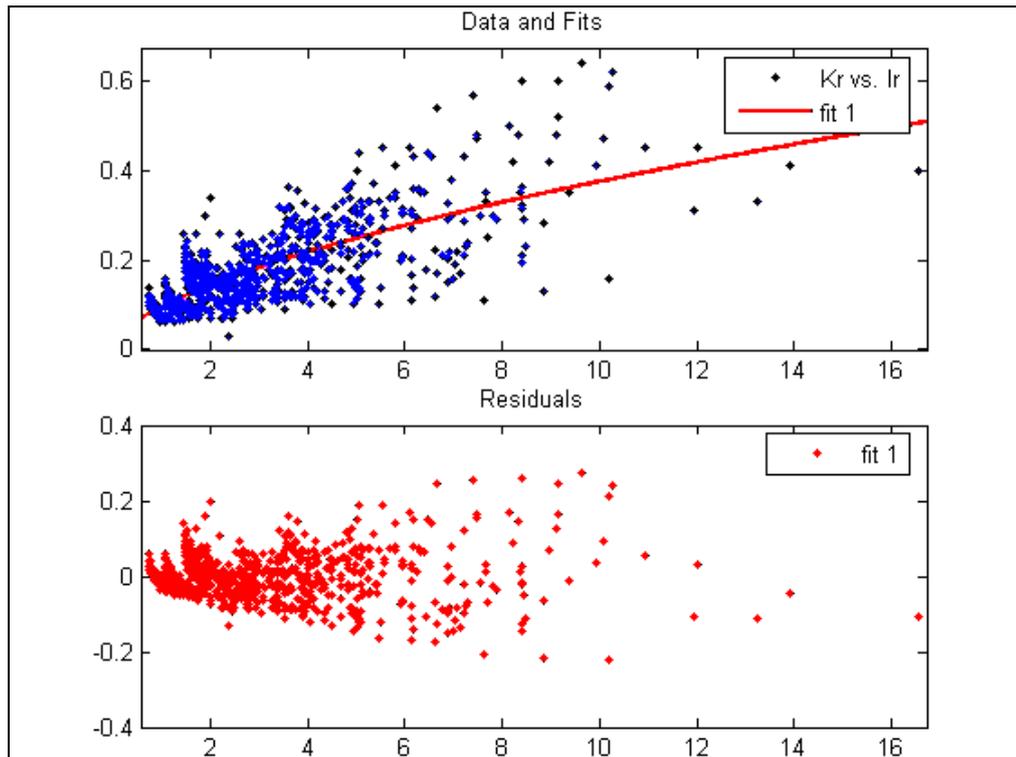


Figura 5.21: Scatter plot dei coefficienti di riflessione misurati per i dati di scogliere emergenti dei tre data set, contro il coefficiente di Iribarren. In rosso la linea di *best fit*. Nella figura successiva scatter plot dei residui.

Gli stimatori utilizzati per determinare la bontà della regressione sono il RMSE, che in questo caso, risulta pari a 0.06788 e l' $R^2=0.52$.

L'espressione analitica determinata è la seguente:

$$K_r = 0.0956 \cdot \xi^{0.5937} \quad (5.5)$$

Naturalmente, come atteso, il parametro di Iribarren spiega solo circa il 50% del fenomeno.

Nella figura seguente si confronta la formula così determinata (NF) con la formula di Postma 11.

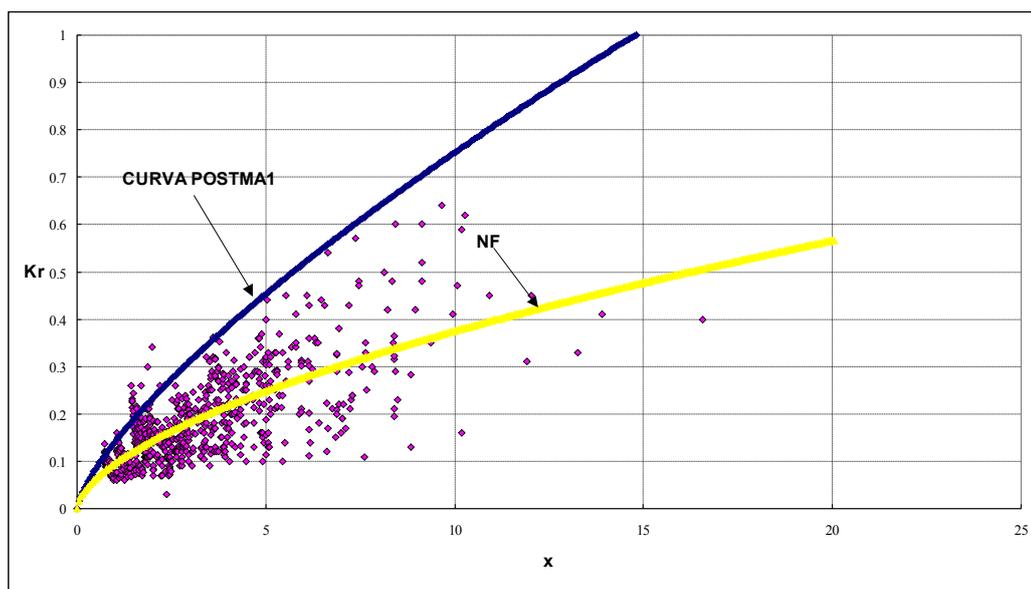


Figura 5.22: andamento della (5.5) (qui indicata con NF) contro la formula Postma 11 per i dati di scogliere emergenti dei tre data set.

Anche la (5.5) è strutturata in maniera tale da fallire nella predizione del fenomeno di saturazione di K_r con ξ . Difatti, all'aumentare del parametro di Irribarren, il coefficiente di riflessione tende ad un asintoto orizzontale (come può evincersi anche dalla figura (5.22) per ξ maggiore di 15). Ciò coincide col considerare condizioni altamente riflettive.

Muovendo dalle precedenti considerazioni sulla inefficienza del coefficiente di Irribarren nel rappresentare l'andamento del coefficiente di riflessione al variare dei singoli parametri in maniera omogenea da test a test ed in presenza di condizioni altamente riflettive, si è studiata una nuova formulazione per scogliere emergenti di qualsivoglia *freeboard*, che contemperasse l'influenza dei parametri di maggiore peso in maniera separata.

Come evidenziato nel precedente Capitolo nella (4.2) i parametri che giocano un ruolo fondamentale sono quelli che danno luogo alla seguente relazione funzionale.

$$K_r = f(R_c, H_i, T, \tan \alpha_{off}, d).$$

Attraverso un'analisi di regressione multipla si sono confrontati diversi parametri adimensionali, verificandone di volta in volta l'influenza sul coefficiente di riflessione.

Si sono infine individuati i seguenti gruppi adimensionali:

$$\frac{R_c}{H_i};$$

$$\frac{d}{L_0}.$$

Applicando un'analisi di regressione multipla ai dati per $R_c \geq 0$ dei tra data-set, si ottiene un'espressione di questo tipo:

$$K_r = a \cdot b \cdot \left(\frac{d}{L_0} \right)^{-c} \quad (5.6)$$

con

$$a = 0.1133 \cdot \tan \alpha^{0.3485},$$

$$b = 1 - 0.5 \cdot \exp\left(-0.44 \cdot \frac{R_c}{H_i}\right),$$

$$c = 0.33 \cdot \exp(0.9057 \cdot \tan \alpha).$$

Nella (5.6) K_r cresce con R_c/H_i e con $\tan \alpha$ e decresce con d/L_0 , corentemente con quanto osservato nel Capitolo 4 (paragrafi: 4.2.1, 4.2.2; 4.2.4).

Nella seguente figura (5.23) si confrontano i valori di K_r misurati con quelli calcolati con la (5.6).

Depurando i dati dei valori per $T=2.5$ s del data-set BRISTOL, che presentano andamento fortemente difforme dai trend degli altri due data-set, si ottiene un migliore accordo della (5.6) con i valori misurati di K_r (vedi figura (5.24)), pur aumentando un *bias* positivo.

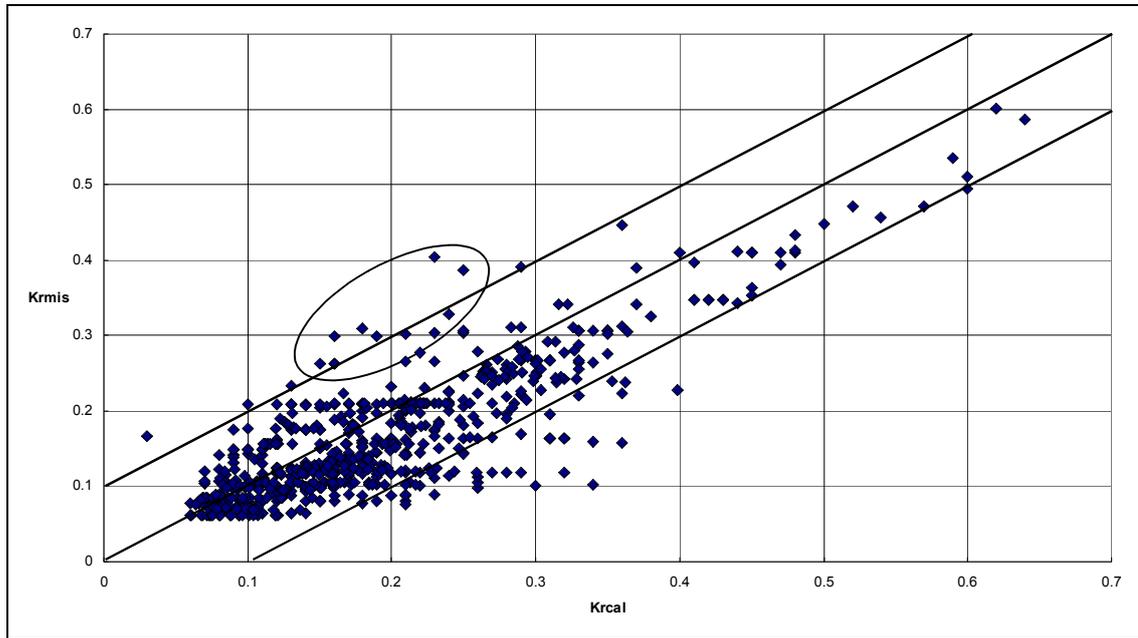


Figura 5.23: si confrontano i valori di K_r misurato (K_{rmis}) e di K_r calcolato con la formula (5.6) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA. I dati evidenziati corrispondono ai valori per $T=2.5$ s del data-set BRISTOL.

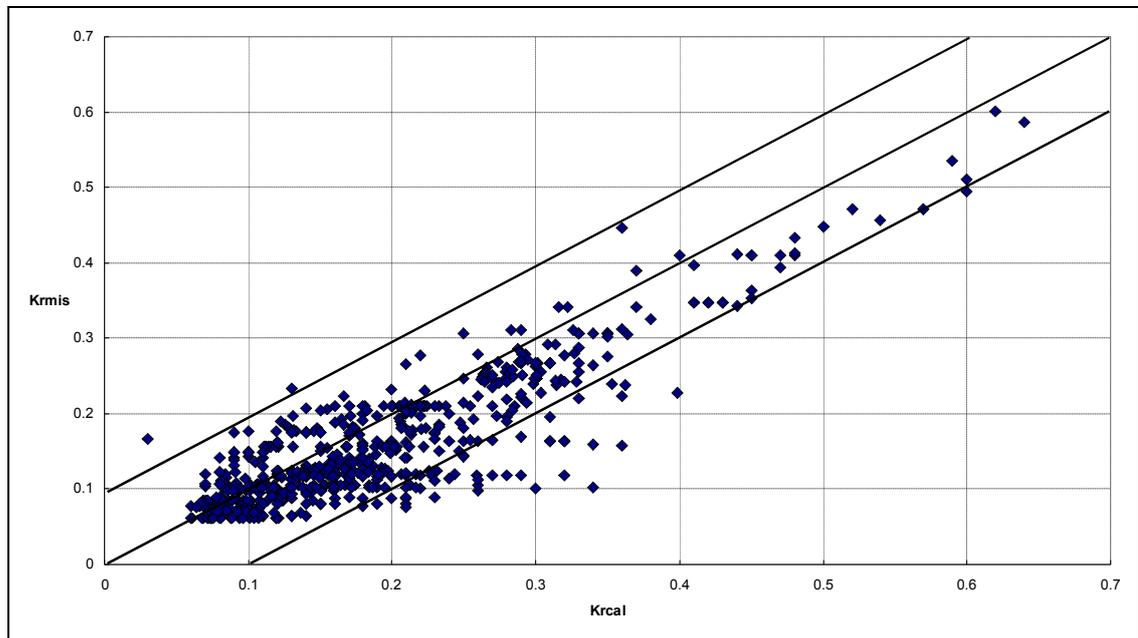


Figura 5.24: si confrontano i valori di K_r misurato (K_{rmis}) e di K_r calcolato con la formula (5.6) per i tre data-set: UoN; Bristol “depurato”; GOVEA.

FORMULA	MD	SD	CORREL	R^2	num dati
(5.6)	0.025	0.052	0.848	0.719	675
(5.6)	0.030	0.048	0.877	0.770	633

Tabella 5.2: si mostrano le performances della formula (5.6) nelle due situazioni evidenziate in figura (5.23) e (5.24). Nella seconda riga la formula modificata.

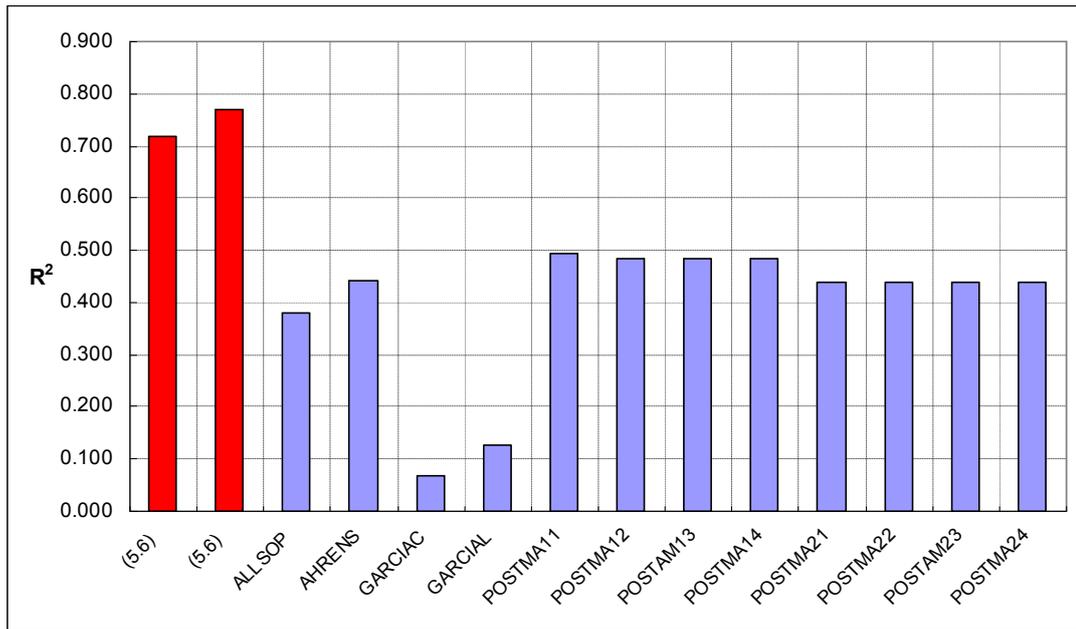


Figura 5.25: si confrontano i valori di R² calcolati per le varie formule valide per strutture emergenti.

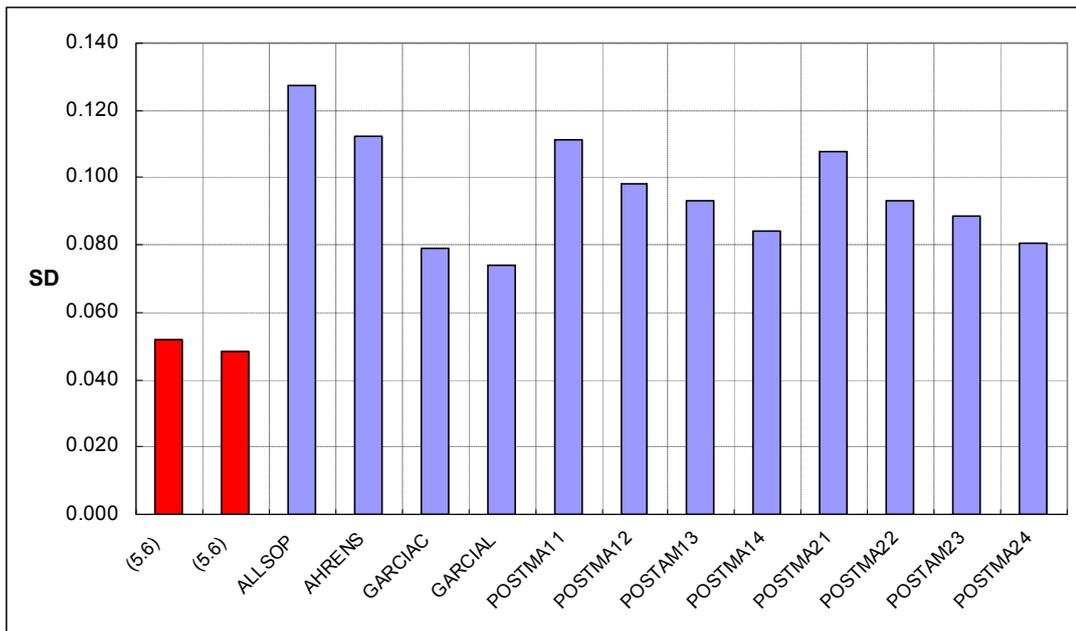


Figura 5.26: si confrontano i valori di SD calcolati per le varie formule valide per strutture emergenti

5.3.2 Il caso delle scogliere sommerse

Anche in questo caso si è studiata una nuova formulazione per scogliere di qualsivoglia sommergezza, che contemperasse l'influenza dei parametri di maggiore peso in maniera separata.

Attraverso un'analisi di regressione multipla si sono confrontati diversi parametri adimensionali, verificandone di volta in volta l'influenza sul coefficiente di riflessione.

Si sono infine individuati i seguenti gruppi adimensionali:

$$\frac{B}{L_0};$$

$$\frac{B}{D_{50}};$$

$$\frac{\sqrt{d \cdot L_0}}{D_{50}}.$$

Tali raggruppamenti si presentano coerenti con le osservazioni effettuate nel Capitolo 4 in cui si

evidenzia come $\frac{B}{L_0}$ sia connesso alle dissipazioni per effetto dell'interazione fra moto ondoso e

struttura porosa, come $\frac{B}{D_{50}}$, a sua volta, possa interpretarsi come un valore che rappresenta la

superficie di contatto fra scheletro solido della struttura e moto ondoso, come $\frac{\sqrt{d \cdot L_0}}{D_{50}}$ rappresenti la

lunghezza d'onda in acque basse adimensionalizzata.

Analizzando dapprima i dati relativi a scogliere con $Rc/H_i < 0$, si ottiene un'espressione di questo tipo:

$$K_r = 1 - \exp \left(0.899 \cdot \left(\frac{B}{L_0} \right)^{0.11} - 0.639 \cdot \left(\frac{B}{D_{50}} \right)^{0.11} - 0.00087 \cdot \frac{\sqrt{d \cdot L_0}}{D_{50}} - 0.124 \cdot \tan \alpha \right) \quad (5.7)$$

La (5.7) è stata estesa al caso di Rc/H_i compreso fra -1 e 0 imponendo un andamento lineare per fra la (5.7) e la (5.6), calcolata per $Rc=0$, con Rc/H_i , nella maniera seguente:

$$K_r = \left(K_{r(5.7)} - \bar{K}_{r(5.6)} \right) \cdot \max \left(-1; \frac{Rc}{H_i} \right) + \bar{K}_{r(5.6)}, \quad (5.8)$$

con $\bar{K}_{r(5.6)}$ valore del coefficiente di riflessione calcolato con la (5.6) per $Rc=0$.

Nelle seguenti figure (5.27) e (5.28) si mostrano i confronti fra i valori di K_r calcolati con la (5.8) e quelli misurati, rispettivamente, per il caso di data-set completo di dati con R_c/H_i minore di 0, e per il caso di data-set completo di dati con R_c/H_i minore di 0 depurato dei dati BRISTOL relativi al periodo $T=2.5$ s.

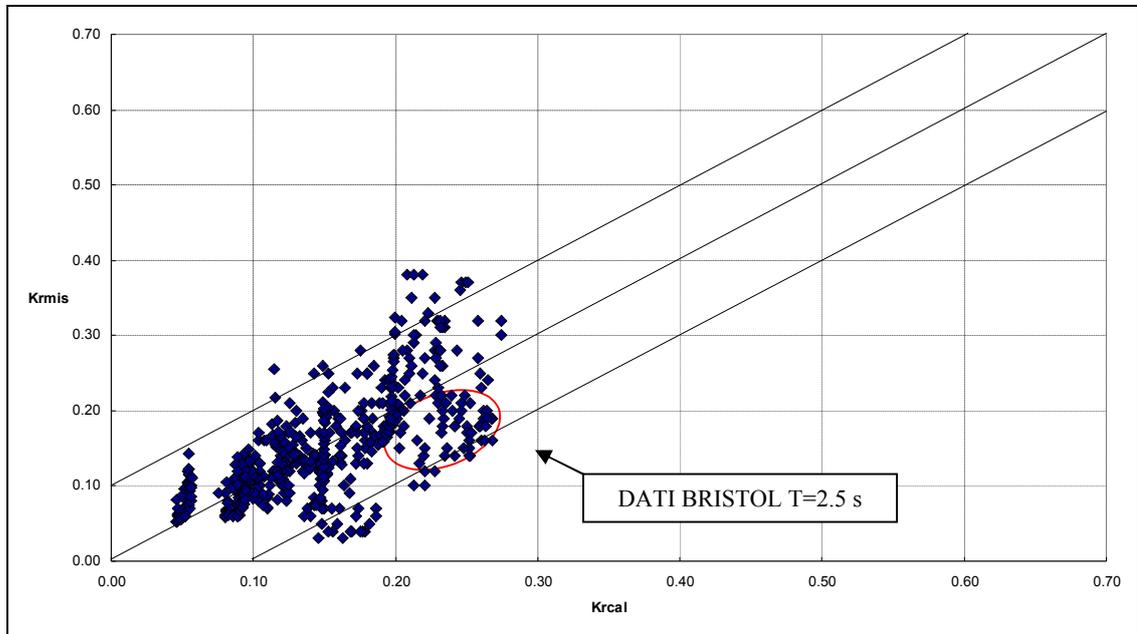


Figura 5.27: si confrontano i valori di K_r misurato (K_{rmis}) e di K_r calcolato (K_{rcal}) con la formula (5.8) per i tre data-set: UoN; Bristol ; GOVEA. Caso R_c minore di zero.

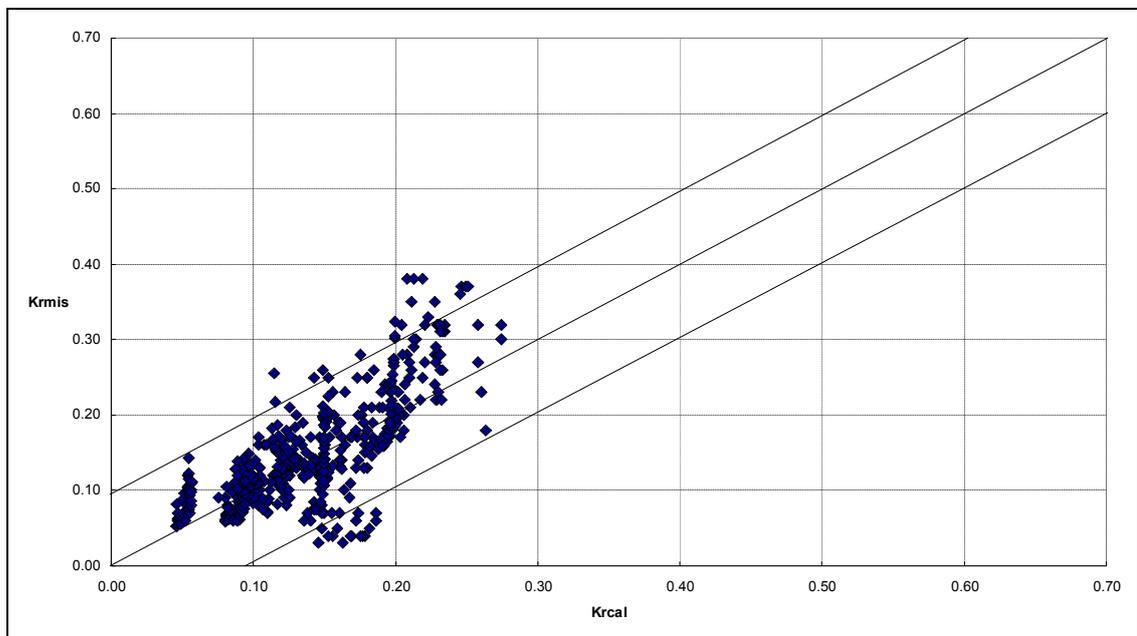


Figura 5.28: si confrontano i valori di K_r misurato (K_{rmis}) e di K_r calcolato (K_{rcal}) con la formula (5.8) per i tre data-set: UoN; Bristol “depurato”; GOVEA. Caso R_c minore di zero.

Nelle seguenti figure (5.29) e (5.30) si mostrano infine i confronti fra i valori di K_r calcolati con la (5.6) per R_c/H_i maggiore di 0, con la (5.7) per R_c/H_i minore di -1 , e con la (5.8) per R_c/H_i compreso

fra 0 e -1, e quelli misurati, rispettivamente, per il caso di data-set completo, e per il caso di data-set depurato dei dati BRISTOL relativi al periodo $T=2.5$ s.

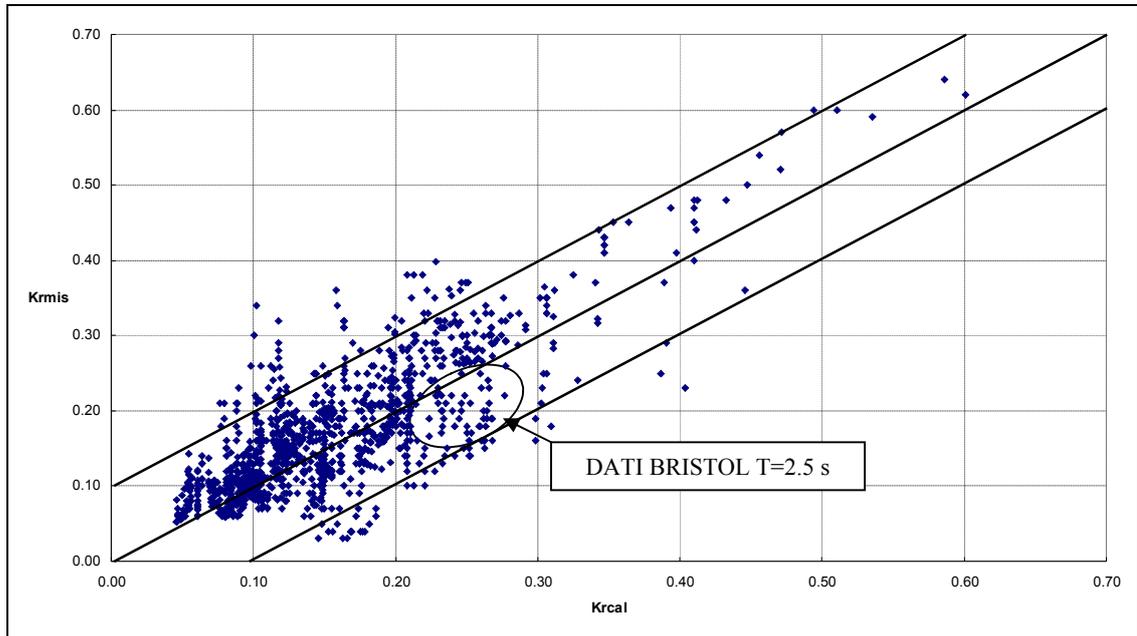


Figura 5.29: si confrontano i valori di K_r misurato (Krmis) e di K_r calcolato (Krcal) con la formula per i tre data-set: UoN; Bristol ; GOVEA.

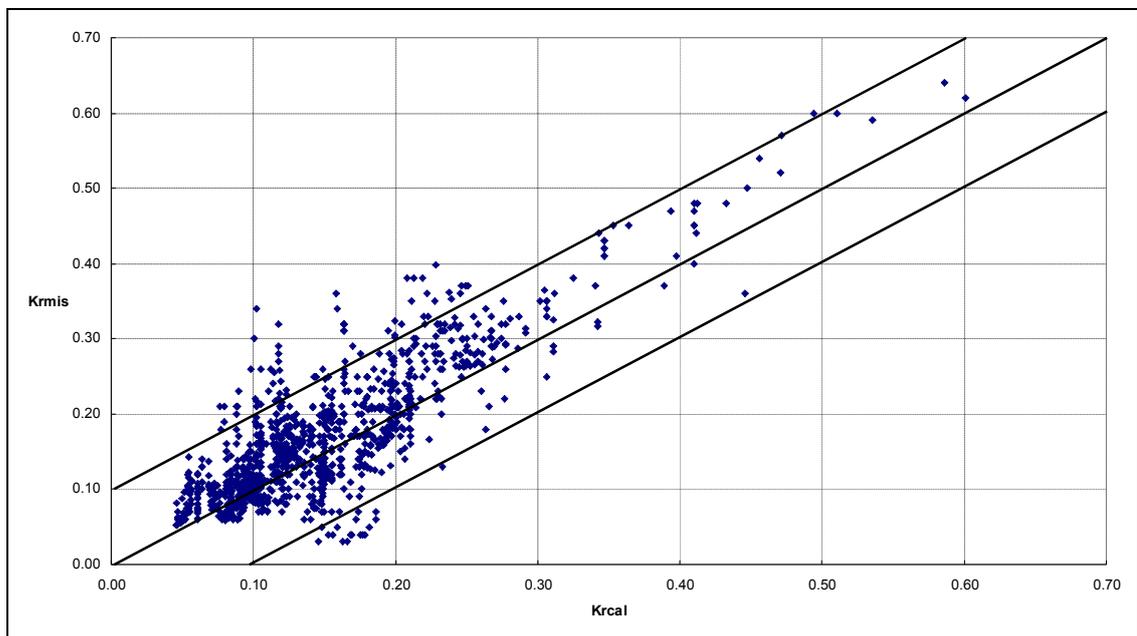


Figura 5.30: si confrontano i valori di K_r misurato (Krmis) e di K_r calcolato (Krcal) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.

FORMULA	MD	SD	CORREL	R ²	num dati
(5.8)	-0.015	0.054	0.804	0.647	1200
(5.8)	-0.021	0.049	0.846	0.716	1200
ZAN11	-0.001	0.066	0.678	0.460	687
ZAN12	0.007	0.066	0.711	0.505	1062
ZAN13	0.034	0.061	0.669	0.448	687
ZAN14	0.040	0.064	0.704	0.495	1062
ZAN21	-0.207	0.179	0.237	0.056	1093
ZAN22	-0.285	0.178	0.152	0.023	1198
ZAN23	-0.163	0.161	0.237	0.056	1093
ZAN24	-0.231	0.161	0.152	0.023	1198

Tabella 5.3: si confrontano le performances della formula (5.8) nelle due situazioni evidenziate in figura (5.23) e (5.24) con quelle delle formule di Zanuttigh.

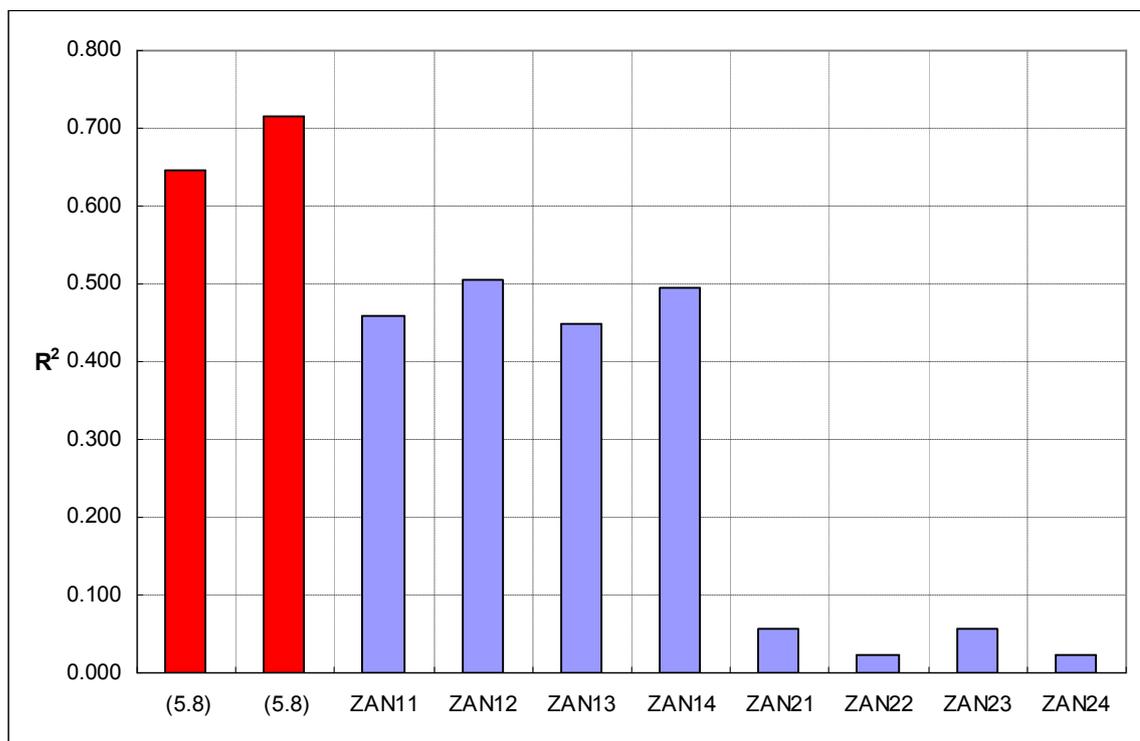


Figura 5.31: si confrontano i valori di R² calcolati per le varie formule valide per strutture *con freeboard* qualisiasi.

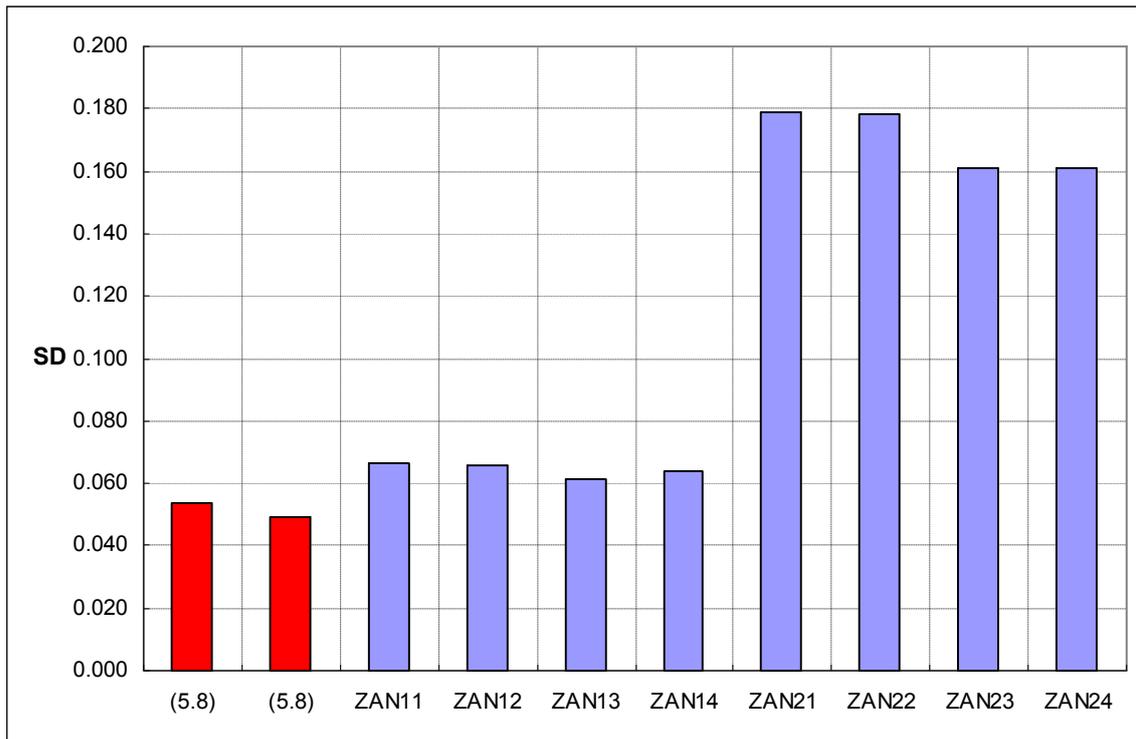


Figura 5.32: si confrontano i valori di SD calcolati per le varie formule valide per strutture *con freeboard* qualsiasi.

5.4 Verifica della robustezza delle formule

Le formule (5.6), (5.7) e (5.8) sono state testate utilizzando un ampio data-base di dati sperimentali ricavati in condizioni di moto ondoso irregolare.

I data-set considerati sono i seguenti.

Quello di Postma (1989), costituito da 123 esperimenti.

Gli spettri utilizzati sono di tipo PM, e le permeabilità assumono valori 0.5 e 0.6.

Come già evidenziato, i 123 tests vengono effettuati in due canali, lo Schelde *flume* ed il Delta *flume*.

In particolare, nel Delta *flume* vengono effettuati 11 tests con tirante idrico d pari a 5 m, e $D_{50}=21$ cm per indagare l'influenza della scala sui valori di K_r .

Nella quasi generalità dei restanti tests il tirante idrico d risulta pari ad 80 cm, tranne che in 16 tests in cui si effettuato le sperimentazioni con tiranti di 40 e di 20 cm.

Ai fini del confronto con la fomula (5.6), si è reso necessario effettuare un ipotesi sui valori di R_c/H_i .

In effetti, dal momento che non risultano noti i valori di R_c impiegati durante le sperimentazioni da Postma, si è posto R_c/H_i pari a 5. Ciò comporta una buona aderenza con i risultati forniti dalla (5.6).

Un ulteriore aumento di R_c/H_i comporta solo lievi aumenti in termini di correlazione fra K_r misurato e calcolato, comportando, di contro, la determinazione di valori del coefficienti di riflessione lontani

sia dalla realtà delle applicazioni teniche sia, presumibilmente, dalle condizioni in cui sono state effettuate le sperimentazioni di Postma.

Il data-set precedentemente denominato Bristol consta di ulteriori dati ricavati in condizioni di moto ondoso irregolare. Gli spettri utilizzati sono di tipo JONSWAP ed i modelli testati sono: l'1; il 2; il 3; il 5 (vedi Capitolo 3 ed Appendice A.2).

I dati di Ruol e Faedo si riferiscono a tests effettuati presso il Dipartimento IMAGE dell'Università di Padova.

Vengono studiate 7 diverse configurazioni di modelli di struttura.

In particolare, si testano strutture sommerse, emergenti, e no *freeboard*.

Il numero di tests è pari a 24 e le condizioni di attacco ondoso irregolare prevedono l'impiego di spettri di tipo JONSWAP.

La particolarità di tali esperimenti è legata ai bassi valori di d , che varia fra i 10 ed i 20 cm.

Naturalmente, ciò comporta una maggiore cautela nella "fiducia" sull'affidabilità dei dati, alla luce degli effetti scala discussi nei Capitoli precedenti.

Ulteriore limite del data-set è l'assenza di indicazioni precise riguardo al D_{50} del materiale utilizzato. Ciò limita l'utilizzo di tale data-set al solo confronto con la formula (5.6).

Il data-set di Melito e Melby (2002), qui denominato CORE-LOC[®], si basa su condizioni di attacco ondoso con spettri TMA. Vengono effettuati sia tests con valori di *freeboard* positivi che tests con valori di *freeboard* negativi, lasciando fissi la pendenza dei paramenti della barriera e la sua larghezza, sempre uguale a 24.3 cm.

Il data-set di Seabrook e Hall (1998) si basa su un vasto campione di esperimenti effettuati presso il QUCERL *wave flume*.

Il diametro D_{50} , per la parte di dati utilizzati nel contesto della presente confronto, risulta pari a 0.059 m. Vengono studiate sia barriere sommerse, sia barriere no *freeboard*.

I tests utilizzati riguardano solo dati rilevati in presenza di attacco ondoso con spettri di tipo JONSWAP.

Nella successiva figura (5.33) vengono confrontati i valori di K_r calcolati con la (5.6) con i valori di K_r misurati durante gli esperimenti sopra elencati.

La (5.6) viene applicata utilizzando come parametri di ingresso $H_{r.m.s.} = \frac{H_{m0}}{\sqrt{2}}$ ed il periodo di

picco. Inoltre, essa viene applicata ai dati per i quali d/L_{0p} risulta maggiore di 0.04, e quindi ai casi applicativi di maggiore interesse.

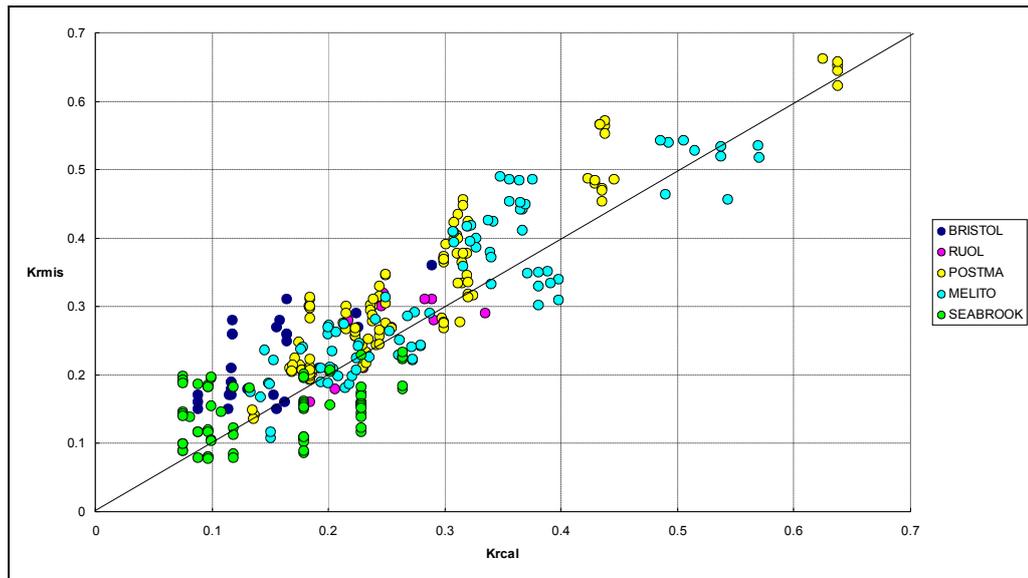


Figura 5.33: si confrontano i valori di K_r misurati (K_{rmis}) e K_r calcolati (K_{rcal}) con la (5.6) per data-set di onde random.

Si nota un buon accordo per tutti i data-set considerati.

In particolare, nella seguente Tabella si sintetizzano le performances della (5.6).

FORMULA	MD	SD	CORREL	R^2
(5.6)	0.005	0.101	0.760	0.578

Tabella 5.4: si mostrano le performances della formula (5.6) nella condizioni evidenziate in figura (5.33).

Nonostante un elevata varianza della stima, si nota un discreto accordo in termini di correlazione.

Va ancora notato che, ricalibrando la (5.6) per conferirle un migliore adattamento ai data-set su onde irregolari modificando il coefficiente moltiplicativo contenuto in a della (5.6) da 0.113 a 0.139, si ottiene una risposta migliorata della stessa formula (vedi figura (5.34) e tabella (5.5)).

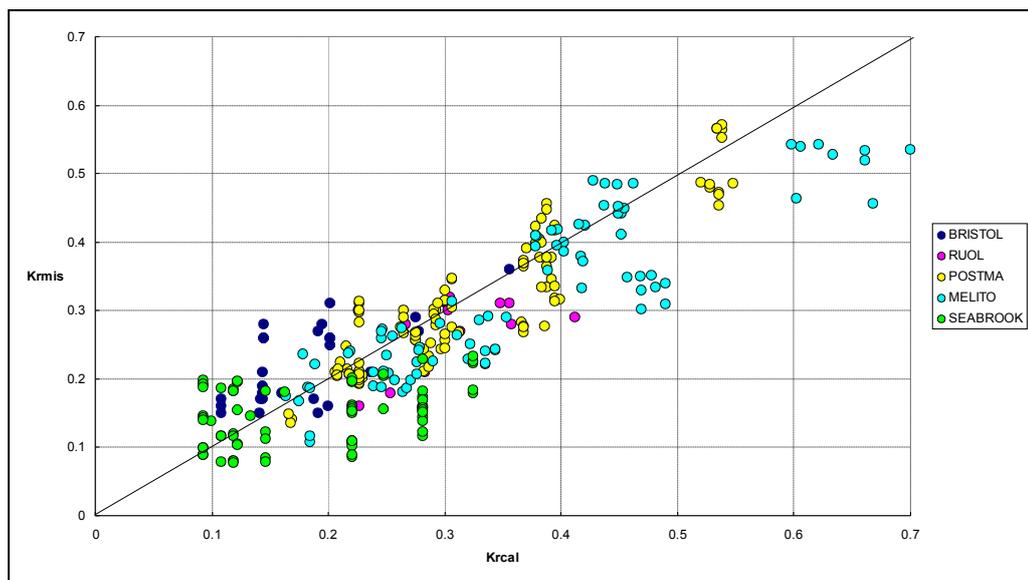


Figura 5.34: si confrontano i valori di K_r misurati (K_{rmis}) e K_r calcolati (K_{rcal}) con la (5.6) modificata per data-set di onde random.

FORMULA	MD	SD	CORREL	R ²
(5.6) mod	-0.027	0.098	0.891	0.794

Tabella 5.5: performances della formula (5.6) modificata nella situazione evidenziate in figura (5.34).

Infine, vengono confrontati i valori di K_r calcolati con la (5.8) con quelli ottenuti considerando tutti i dati dei data-set: Postma; Ruol; Bristol; Seabrook; Melito (vedi figura (5.35) e tabella (5.6)).

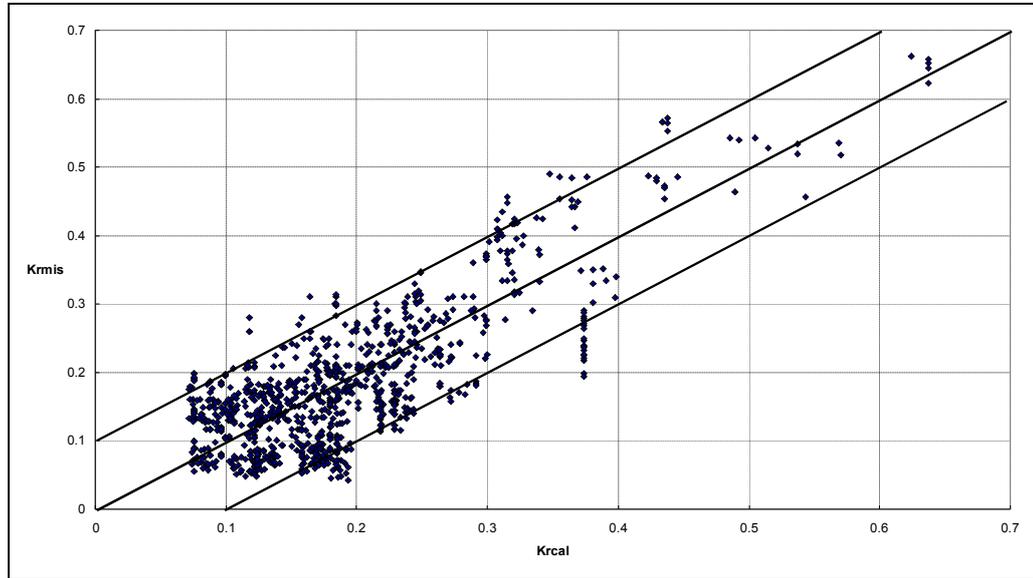


Figura 5.35: si confrontano i valori di K_r misurati (Krmis) e K_r calcolati (Krcal) con la (5.8).

FORMULA	MD	SD	CORREL	R ²
(5.8)	-0.006	0.063	0.796	0.633

Tabella 5.6: si mostrano le performances della formula (5.8).

Si nota ancora una volta un buon accordo con i valori misurati e la comparsa di dati agglomerati per i quali si evidenzia una certa sovrastima di K_r . Un'analisi di tali dati rivela che essi corrispondono a situazioni di strutture *no freeboard* con elevati valori di T . Ciò che, in definitiva, era già stato evidenziato in precedenza nel Capitolo 4 per i dati Bristol.

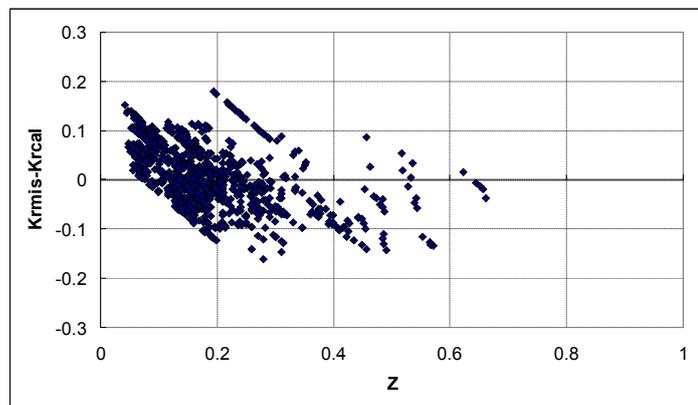


Figura 5.36: residui fra i valori di K_r misurati (Krmis) e K_r calcolati (Krcal) con la (5.8) per l'intero data-set.

CAPITOLO 6. Conclusioni

Il lavoro di tesi è stato indirizzato all'analisi della risposta idraulica delle opere a gettata.

In particolare, si è concentrata l'attenzione sulla riflessione ondosa in presenza di moto ondoso regolare, fenomeno ancora poco conosciuto e studiato, nonostante i recenti sforzi della ricerca.

A tutt'oggi gli studi effettuati sull'argomento sono stati ricavati utilizzando dati di sperimentazioni il cui obiettivo primario non era la riflessione ondosa; ciò ha comportato un'inevitabile selezione rispetto alle variabili fisiche e geometriche con una certa influenza sul fenomeno. Inoltre, quasi assenti risultano le ricerche effettuate nell'ambito delle opere cosiddette a cresta bassa. Durante il presente lavoro si è realizzata un elevato numero di tests per colmare tale lacuna.

Gli esperimenti sono stati condotti presso il laboratorio di Ingegneria Idraulica ed Ambientale "G. Ippolito" dell'Università degli studi di Napoli "Federico II".

Le strutture testate presentano caratteristiche geometriche tali da coprire i range di variazione tipici dei parametri di maggiore influenza rispetto al coefficiente di riflessione. I dati così ricavati sono stati integrati con due ulteriori data-set riguardanti sperimentazioni con onde regolari effettuate, rispettivamente, presso l'Università di Caen da Garcia Govea (2000), e presso l'Università di Bristol da Debski e Loveless (1997).

Particolare cura è stata dedicata alla determinazione dei valori del coefficiente di riflessione, confrontando le risultanze ed i limiti di diverse metodologie presenti in letteratura sulla risoluzione di onda incidente ed onda riflessa.

Una dettagliata analisi comparativa fra i risultati delle formule principali della letteratura ed i dati sperimentali ha consentito di evidenziare l'inefficienza delle stesse, soprattutto per i ristretti range di calibrazione entro cui sono state ricavate.

Di tali formule, la maggioranza si basa sul parametro di Irribarren, che tuttavia si è rivelato solo parzialmente utile nell'interpretazione dei risultati, evidenziando la necessità di introdurre un'analisi puntuale dell'influenza dei singoli parametri sul coefficiente di riflessione.

E' stato proposto un modello, basato sui risultati rivenienti dall'analisi parametrica effettuata, in grado di predire la riflessione ondosa in un ampio range di possibili configurazioni geometriche della sezione trasversale delle opere di difesa costiera.

Applicando un'analisi di regressione multipla ai dati per $R_c \geq 0$ dei tre data-set, è stata ottenuta un'espressione di questo tipo:

$$K_r = a \cdot b \cdot \left(\frac{d}{L_0} \right)^{-c},$$

con $a = 0.1133 \cdot \tan \alpha^{0.3485}$, $b = 1 - 0.5 \cdot \exp(-0.44 \cdot \frac{Rc}{H_i})$ e $c = 0.33 \cdot \exp(0.9057 \cdot \tan \alpha)$.

La formulazione proposta si è mostrata uno strumento di calcolo maggiormente accurato rispetto alle altre formulazioni introdotte in letteratura precedentemente.

Analogamente, è stata ottenuta una formulazione per opere sommerse che si è mostrata in grado di predire in maniera accurata i valori di K_r :

$$K_r = 1 - \exp \left(0.899 \cdot \left(\frac{B}{L_0} \right)^{0.11} - 0.639 \cdot \left(\frac{B}{D_{50}} \right)^{0.11} - 0.00087 \cdot \frac{\sqrt{d \cdot L_0}}{D_{50}} - 0.124 \cdot \tan \alpha \right).$$

In particolare tale formulazione risulta valida per valori di $Rc/H_i < -1$.

La formula finale, valida per ogni tipo di sommergenza, è stata ricavata legando linearmente in funzione di Rc/H_i le due precedenti relazioni. Ciò ha evitato di introdurre discontinuità nello spettro dei valori di K_r determinati dall'applicazione del modello.

In definitiva, è stato proposto uno strumento di calcolo in grado di predire in maniera accurata, entro i limiti delle performances utili per le applicazioni tecniche, quali quelle correlate alla necessità di comprendere i meccanismi di erosione al piede delle opere di protezione costiera, i valori di riflessione di opere dotate di qualsivoglia valore di Rc . Esso consta di tre diverse equazioni valide nei range: $Rc/H_i < -1$; $-1 < Rc/H_i < 0$; $Rc/H_i > 0$.

Il modello appare robusto nei confronti di un ampio set di dati cui è stato applicato. In particolare, i dati utilizzati si riferiscono a sperimentazioni effettuate con onde random.

Il modello, pur ricavato da onde regolari, offre, anche contro questi dati, una buona risposta previsionale, dando conferma ulteriore della importanza di un criterio univoco di determinazione dei valori del coefficiente di riflessione, scevro da “contaminazioni” derivanti dall'applicazione del metodo della carrellata, proprie delle procedure di determinazione di K_r in presenza onde regolari.

Rimane aperta la necessità di approfondire l'influenza di parametri non variati durante le sperimentazioni, quali la porosità del materiale costituente la scogliera, e di ponderare ulteriormente l'influenza delle non linearità sul fenomeno fisico della riflessione ondosa.

Inoltre, risulta necessario ulteriormente approfondire l'andamento, riscontrato sia dai dati sperimentali che nelle trattazioni analitiche, di K_r col periodo ondoso, prima crescente e poi decrescente al crescere di T .

Indice delle figure

Figura 1 Esempio di scogliera emergente a gettata: litorale di Agnone Cilento (Sa).....	2
Figura 2 Litorale di Agnone Cilento (Sa) dopo l'intervento di delocalizzazione della scogliera	3
Figura 3 Esempio di sistema di scogliere a cresta bassa: litorale di Castelvolturno (Na). ...	4
Figura 4 Esempio di scogliera a cresta bassa (LCS): litorale di Lido di Dante (Ra).....	5
Figura 1.1 Schema di riferimento per la definizione dei parametri caratterizzanti l'onda.	8
Figura 1.2 Riflessione totale.	10
Figura 1.3 Sezioni pseudoventrali e pseudonodali	12
Figura 1.4 Illustrazione delle capacità di risoluzione del metodo GS (da Goda e Suzuki (1976)).	15
.....	15
Figura 1.5 Illustrazione delle capacità di risoluzione del metodo di Thornton (da Thornton (1972)).	15
.....	15
Figura 1.6 Andamentodell'errore ε_k al variare della distanza fra le sonde (Caso di spaziatura uguale: $x_{12}=x_{13}$) per il metodo I(— —), per il metodo GS (—), e per il metodo MF (-----). Si nota come il metodo MF comporti i valori più bassi dell'errore	17
Figura 1.7 Andamentodell'errore ε_h al variare di $\mu=x_{12}/x_{13}$ per il metodo MF(da Isaacson (1991)).	18
.....	18
Figura 2.1 Si confrontano gli andamenti delle curve di Battjes, dell'equazione di Battjes modificata da Ahrens e Seelig e dell'equazione di Ahrens e Seelig utilizzando i dati di Ahrens (1980). In ascissa i valori di ξ ed in ordinata i valori di K_r	21
Figura 2.2 Schema di riferimento per la definizione dei parametri della fomula (2.4) (da Ahrens e Seelig (1993)).....	22
Figura 2.3 Valori del coefficiente di riflessione calcolati con la (2.6) contro ξ (da Giménez-Curto (1979)).....	23
Figura 2.4 Valori del coefficiente di riflessione calcolati con la (2.7) in funzione del rapporto B/D_{50} (da Numata (1976)).....	24
Figura 2.5 Valori del coefficiente riduttivo (2.16) in funzione dei parametri diametro mediano e larghezza di cresta della struttura. (da Ahrens e Seelig (1993)).	28
Figura 2.6 Valori del coefficiente di riflessione al variare di ξ , per tre diverse profondità di imbasamento dell'opera testata. (da Davidson <i>et al.</i> (1996)).	30
Figura 2.7 Valori del coefficiente di riflessione calcolato con la (2.19) e misurato, per le due diverse strutture testate (da Davidson <i>et al.</i> (1996)).	32
Figura 2.8 Valori del coefficiente di riflessione calcolato con la (2.20) contro il parametro R (da Davidson <i>et al.</i> (1996)).	33
Figura 2.9 Valori del coefficiente di riflessione misurato contro quello calcolato con la (2.3) (da Rathbun <i>et al.</i> (1998)).	34
Figura 2.10 Schema di riferimento con definizione dei parametri adottati nelle formule di Garcia Govea (da Garcia Govea (2000)).	35
Figura 2.11 Valori del coefficiente di riflessione misurato contro ξ_p (da van Der Meer <i>et al.</i> (2005)).....	37
Figura 2.12 Valori del rapporto fra K_{rm} e K_{rc} contro il rapporto R_c/H_i (da van Der Meer <i>et al.</i> (2005)).....	37
Figura 2.13 Coefficiente di riduzione contro il rapporto R_c/H_i (da van Der Meer <i>et al.</i> (2005)).	38
Figura 2.14 Valori del coefficiente di riflessione misurato contro ξ per tre diverse tipologie di strutture riflettenti (da Ahrens e Seelig (1981)).....	41
Figura 2.15 Valori del coefficiente di riflessione misurato contro la pendenza dell'opera riflettente confrontati con i valori calcolati con le teorie di Miche ed i dati di Greslou e Mahe (da Taira e Nagata (1968)).	42
Figura 2.16 Schemi di Wright e Short	44

Figura 2.17 Valori dell'altezza d'onda incidente H_i , riflessa H_r , e quadratica media $H_{r.m.s.}$, calcolati col metodo di Baquerizo <i>et al.</i> , confrontati con l'altezza d'onda $H_{r.m.s.}$ misurata durante i tests del progetto Supertank (da Baquerizo <i>et al.</i> (1997)).	45
Figura 2.18 Confronti fra K_r e K_t calcolati col modello di Madsen e quelli misurati da Sollitt e Cross (1972) (da Sulisz (1985)).	46
Figura 2.19 K_r calcolato contro K_w , con w larghezza dell'assorbitore (1972) (da Madsen (1983)).	47
Figura 3.1 Schema del canale ad onde.	50
Figura 3.2 Schema del sistema di acquisizione	51
Figura 3.3 Esempio di retta di calibrazione	53
Figura 3.4 Tipologie di assorbitore passivo (da Ouellet e Datta (1986)).	55
Figura 3.5 Profilo dell'assorbitore	60
Figura 3.6 Profili ideali dell'assorbitore passivo per $\theta=1$	61
Figura 3.7 Profili ideali dell'assorbitore passivo per $T=1.8s$.	62
Figura 3.8 Schema della stazione di lettura dell'onda pseudostazionaria	64
Figura 3.9 Notazioni per il progetto del modello.	67
Figura 3.10 <i>Set-up</i> di laboratorio, Goda (1998).	69
Figura 3.11 Composizione della barriera.	74
Figura 3.12 Curva di distribuzione cumulata.	75
Figura 3.13 Caratteristiche sezione trasversale prototipo	77
Figura 3.14 Schemi dei modelli oggetto di studio	80
Figura 4.1 Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura sommersa).	84
Figura 4.2 Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura <i>no freeboard</i>).	84
Figura 4.3 Confronto fra i Valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura emergente).	85
Figura 4.4 Andamenti di $K_{r,m}$ (dove il pedice m indica il valore medio fra GS e MF) misurato con l'altezza d'onda H_i di target per i tre diversi <i>freeboard</i> . Caso $B=80$ cm, $\tan\alpha_{off}=0.5$, $T=1$ s.	87
Figura 4.5 Andamenti di $K_{r,m}$ misurato con l'altezza d'onda H_i di target per i tre diversi <i>freeboard</i> . Caso $B=80$ cm, $\tan\alpha_{off}=0.5$, $T=1.5$ s.	88
Figura 4.6 Andamento di $K_{r,m}$ misurato con l'altezza d'onda H_i di target per i tre diversi <i>freeboard</i> . Caso $B=80$ cm, $\tan\alpha_{off}=0.2$, $T=1$ s.	88
Figura 4.7 Andamento di $K_{r,m}$ misurato con l'altezza d'onda H_i di target per i tre diversi <i>freeboard</i> . Caso $B=80$ cm, $\tan\alpha_{off}=0.2$, $T=1.5$ s.	89
Figura 4.8 Andamento di $K_{r,m}$ misurato con l'altezza d'onda H_i di target per i tre diversi <i>freeboard</i> . Caso $B=80$ cm, $\tan\alpha_{off}=0.2$, $T=2$ s.	89
Figura 4.9 Andamento di $K_{r,m}$ misurato con l'altezza d'onda H_i di target per i tre diversi <i>freeboard</i> . Caso $B=80$ cm, $\tan\alpha_{off}=0.5$, $T=2$ s.	91
Figura 4.10 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diversi <i>freeboard</i> . Caso $B=20$ cm, $\tan\alpha_{off}=0.75$, $T=1$ s (Dati Govea (2000)).	91
Figura 4.11 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diversi <i>freeboard</i> . Caso $B=20$ cm, $\tan\alpha_{off}=0.75$, $T=1.5$ s (Dati Govea (2000)).	92
Figura 4.12 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diversi <i>freeboard</i> . Caso $B=20$ cm, $\tan\alpha_{off}=0.75$, $T=2$ s (Dati Govea (2000)).	93
Figura 4.13 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diversi <i>freeboard</i> . Caso $B=40$ cm, $\tan\alpha_{off}=0.5$, $T=1$ s (Dati Loveless (1997)).	94
Figura 4.14 K_r misurato contro H_i per due diverse pendenze del paramento lato mare. Caso $B=35$ cm; $R_c=0.0$ cm, $T=1$ s (Dati UoN);tg02 indica la struttura con $\tan\alpha_{off}=0.2$;tg05 indica la struttura con $\tan\alpha_{off}=0.5$.	94

Figura 4.15 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diverse pendenze del paramento lato mare. Caso $B=80$ cm; $R_c=2.5$ cm, $T=1.5$ s (Dati UoN).	95
Figura 4.16 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diverse pendenze del paramento lato mare. Caso $B=40$ cm; $R_c=10$ cm, $T=1$ s (Dati Bristol). I Dati in marrone si riferiscono al modello 2 ($\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$), quelli in bleu al modello 5 ($\tan\alpha_{\text{off}}=0.33$), descritti nel report di Loveless <i>et al.</i> (1997)	95
Figura 4.17 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diverse larghezze di cresta della struttura. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.2$; $R_c=0$ cm, $T=1$ s (Dati UoN)).	96
Figura 4.18 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diverse larghezze di cresta della struttura. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.2$; $R_c=0$ cm, $T=1.5$ s (Dati UoN)).	98
Figura 4.19 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diverse larghezze di cresta della struttura. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$; $R_c=0$ cm, $T=1.5$ s (Dati UoN)).	97
Figura 4.20 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per tre diverse larghezze di cresta della struttura. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$; $R_c=5$ cm, $T=1.5$ s (Dati Loveless (1997)). I Dati in verde si riferiscono al modello 2 ($B=40$ cm), quelli in magenta al modello 2a ($B=0.60$ cm), descritti nel report di Loveless <i>et al.</i> (1997)	97
Figura 4.21 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per tre diversi periodi del moto ondoso incidente. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$; $R_c=0$ cm, struttura S3 (data-set UoN)).	98
Figura 4.22 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per tre diversi periodi del moto ondoso incidente. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$; $R_c=2.5$ cm, struttura Sh29b1 (data-set UoN)).	99
Figura 4.23 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per diversi periodi del moto ondoso incidente. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.75$; $R_c=0$ cm, (data-set Govea)).	99
Figura 4.24 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per diversi periodi del moto ondoso incidente. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$; $R_c=0$ cm, modello 2 descritto nel report di Loveless <i>et al.</i> (1997).	100
Figura 4.25 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diversi <i>freeboard</i> . Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$; $B=80$ cm, $T=2$ s (UoN)).	101
Figura 4.26 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per due diversi <i>freeboard</i> . Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.2$; $B=35$ cm, $T=1$ s (UoN)).	101
Figura 4.27 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per $R_c = -10$ cm. caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.75$; $B=20$ cm, (Govea)).	102
Figura 4.28 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per le tre opere sommerse del data-set Bristol. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$; $B=40$ cm.	102
Figura 4.29 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i in funzione delle due pendenze del data-set UoN. Caso $R_c = -5$ cm; $B=80$ cm; $T=1$ s.	103
Figura 4.30 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i in funzione delle due pendenze del data-set UoN. Caso $R_c = -2.5$ cm; $B=35$ cm; $T=1$ s.	103
Figura 4.31 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i in funzione delle due pendenze del data-set Bristol. Caso $R_c = -5$ cm; $B=40$ cm; $T=1$ s. Linea rossa punti modello 2 ($\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$); linea blue punti modello 5 ($\tan\alpha_{\text{off}}=0.33$).	104
Figura 4.32 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i in funzione delle due larghezze in sommità (Dati UoN). Caso $R_c = -5$ cm; $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$; $T=1$ s.	104
Figura 4.33 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i in funzione di B (Dati UoN). Caso $R_c = -5$ cm; $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$; $T=1.5$ s.	105
Figura 4.34 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i in funzione delle due larghezze in sommità (Dati UoN). Caso $R_c = -2.5$ cm; $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$; $T=1.5$ s.	105
Figura 4.35 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i in funzione delle due larghezze in sommità (Dati UoN). Caso $R_c = -2.5$ cm; $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$; $T=2$ s.	106
Figura 4.36 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per tre diversi periodi del moto ondoso incidente. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.2$; $R_c=-5$ cm; $B=80$ cm; struttura S2 (data-set UoN)).	108

Figura 4.37 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per tre diversi periodi del moto ondoso incidente. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$; $R_c = -2.5$ cm, $B=80$ cm; struttura Sh34Bm1 (data-set UoN)).	108
Figura 4.38 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per quattro diversi periodi del moto ondoso incidente. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$; $R_c = -10$ cm, $B=40$ cm; modello 2 (data-set Bristol).	109
Figura 4.39 Andamento di K_r misurato con l'altezza d'onda H_i per quattro diversi periodi del moto ondoso incidente. Caso $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$; $R_c = -15$ cm, $B=40$ cm; modello 2 (data-set Bristol).	109
Figura 4.40: Andamento di K_r misurato su K_r calcolato con Postma 11 contro il rapporto R_c/H_i per l'intero data-set	110
Figura 5.1 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.3) ($K_{r(\text{AH.})}$) per i tre data-set UoN, Bristol e GARCIA GOVEA	112
Figura 5.2 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula di <i>Allsop et al.</i> ($K_{r(\text{All.})}$) per i tre data-set UoN, Bristol e GARCIA GOVEA.	112
Figura 5.3 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.23) ($K_{r(\text{GGc.})}$) per i tre data-set UoN, Bristol e GARCIA GOVEA.	113
Figura 5.4 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.23) ($K_{r(\text{GGc.})}$) per i dati $R_c > 0$ dei data-set UoN, Bristol e GARCIA GOVEA	114
Figura 5.5 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.24) ($K_{r(\text{GGL.})}$): data-set UoN, Bristol e GARCIA GOVEA	114
Figura 5.6 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.24) ($K_{r(\text{GGL.})}$) per i dati $R_c > 0$ dei data-set UoN, Bristol e GARCIA GOVEA	115
Figura 5.7 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.24) modificata ($K_{r(\text{GGL.})}$) per i dati $R_c > 0$ dei data-set UoN, Bristol e GARCIA GOVEA...	115
Figura 5.8 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.8) ($K_{r\text{calc.}}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.	116
Figura 5.9 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.8) ($K_{r\text{calc.}}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA	117
Figura 5.10 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.8) ($K_{r\text{calc.}}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.	117
Figura 5.11 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.8) ($K_{r\text{calc.}}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.	118
Figura 5.12 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.10) ($K_{r\text{calc.}}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.	118
Figura 5.13 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.10) ($K_{r\text{calc.}}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.	119
Figura 5.14 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.10) ($K_{r\text{calc.}}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA	119
Figura 5.15 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.10) ($K_{r\text{calc.}}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.	120
Figura 5.16 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.31) ($K_{r\text{calc.}}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA	121
Figura 5.17 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.31) ($K_{r\text{calc.}}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.	121
Figura 5.18 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.31) ($K_{r\text{calc.}}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA	122
Figura 5.19 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.31) ($K_{r\text{calc.}}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.	122
Figura 5.20 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (2.30) ($K_{r\text{calc.}}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA	123

Figura 5.21 <i>Scatter plot</i> dei coefficienti di riflessione misurati per i dati di scogliere emergenti dei tre data set, contro il coefficiente di Irribarren. In rosso la linea di <i>best fit</i> . Nella Figura successiva <i>scatter plot</i> dei residui.....	125
Figura 5.22 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (5.5) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA. I Dati evidenziati corrispondono ai valori per $T=2.5$ s del data-set BRISTOL.	125
Figura 5.23 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato con la formula (5.5) per i tre data-set: UoN; Bristol “depurato”; GOVEA.	127
Figura 5.24 Si confrontano i valori di R^2 calcolati per le varie formule valide per strutture emergenti.....	127
Figura 5.25 Si confrontano i valori di SD calcolati per le varie formule valide per strutture emergenti.....	128
Figura 5.26 Si confrontano i valori di k_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato ($K_{r\text{cal}}$) con la formula (5.7) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA. Caso R_c minore di zero.....	128
Figura 5.27 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato ($K_{r\text{cal}}$) con la formula (5.7) per i tre data-set: UoN; Bristol “depurato”; GOVEA. Caso R_c minore di zero. ...	130
Figura 5.28 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato ($K_{r\text{cal}}$) con la formula per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.....	130
Figura 5.29 Si confrontano i valori di K_r misurato ($K_{r\text{mis}}$) e di K_r calcolato ($K_{r\text{cal}}$) per i tre data-set: UoN; Bristol; GOVEA.	131
Figura 5.30 Si confrontano i valori di R^2 calcolati per le varie formule valide per strutture con <i>freeboard</i> qualsiasi.....	131
Figura 5.31 Si confrontano i valori di SD calcolati per le varie formule valide per strutture con <i>freeboard</i> qualsiasi.....	132
Figura 5.32: si confrontano i valori di SD calcolati per le varie formule valide per strutture con <i>freeboard</i> qualsiasi.....	133
Figura 5.33: si confrontano i valori di K_r misurati ($K_{r\text{mis}}$) e K_r calcolati ($K_{r\text{cal}}$) con la (5.6) per data-set di onde random.....	135
Figura 5.34: si confrontano i valori di K_r misurati ($K_{r\text{mis}}$) e K_r calcolati ($K_{r\text{cal}}$) con la (5.6) modificata per data-set di onde random.....	135
Figura 5.35: si confrontano i valori di K_r misurati ($K_{r\text{mis}}$) e K_r calcolati ($K_{r\text{cal}}$) con la (5.8).	136
Figura 5.36: residui fra i valori di K_r misurati ($K_{r\text{mis}}$) e K_r calcolati ($K_{r\text{cal}}$) con la (5.8) per l'intero data-set.....	136
Figura A.1: effetto dell'operazione di filtraggio di un segnale.....	163
Figura A.2: filtro ideale e filtro reale, banda 3dB e ripple.....	164
Figura A.3.1: Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura sommersa)....	198
Figura A.3.2: Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura sommersa).....	199
Figura A.3.3: Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura <i>no freeboard</i>).199	199
Figura A.3.4: Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura <i>no freeboard</i>).200	200
Figura A.3.5: Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura emergente)....	200
Figura A.3.6: Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura emergente)....	201
Figura A.3.7: Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura emergente)....	201

- Figura A.3.8:** Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura emergente)...202
- Figura A.3.9:** Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura *no freeboard*)...202
- Figura A.3.10:** Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura *no freeboard*)...203
- Figura A.3.11:** Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura sommersa)...203
- Figura A.3.12:** Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura sommersa)...204
- Figura A.3.13:** Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura emergente)...204
- Figura A.3.14:** Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura sommersa)...205
- Figura A.3.15:** Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura sommersa)...205
- Figura A.3.16:** Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura emergente)...206
- Figura A.3.17:** Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura emergente)...206
- Figura A.3.18:** Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura sommersa)...207
- Figura A.3.19:** Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura sommersa)...207
- Figura A.3.20:** Confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura sommersa)...208

Indice delle foto

Foto III.1 Vista prospettica della canaletta.....	49
Foto III.2 Array “offshore” di sonde resistive.....	52
Foto III.3 Profilo dell’assorbitore.....	59
Foto III.4 Materiale utilizzato per l’assorbitore.....	59
Foto III.5 Sonde del sistema di assorbimento attivo.....	66

Indice delle tabelle

Tabella 2.1: sintesi dei parametri variati durante le sperimentazioni di Davidson <i>et al.</i> (da Davidson <i>et al.</i> (1996)).....	29
Tabella 2.2 Dati approssimati dei valori di coefficiente di riflessione per varie tipologie di opere di difesa (Goda, 1985)	40
Tabella 3.1	65
Tabella 4.1. Andamento di ξ al variare dell’altezza d’onda incidente per il caso $T=1$ s e $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$	90
Tabella 4.2. Andamento di ξ al variare dell’altezza d’onda incidente per il caso $T=1.5$ s e $\tan\alpha_{\text{off}}=0.5$	90
Tabella. 5.1. Si confrontano le performances delle diverse formule (in giallo quella valide anche per onde irregolari). Num dati indica il numero di tests cui la formula è applicabile.....	124
Tabella 5.2 Si confrontano le performances della formula (5.6) nelle due situazioni evidenziate in figura (5.23) e (5.24).....	127
Tabella. 5.3 si confrontano le performances della formula (5.8) nelle due situazioni evidenziate in figura(5.23) e (5.24) con quelle delle formule di Zanuttigh.....	132
Tabella 5.4: si confrontano le performances della formula (5.6) nella evidenziate in figura (5.33).....	135
Tabella 5.5: performances della formula (5.6) modificata nella situazione evidenziate in figura (5.34).....	136

Tabella 5.6: si confrontano le performances della formula (5.8).....	136
Tabella A.1: confronto fra le performances delle diverse finestre.....	164

Bibliografia.

- Ahrens, J.P., (1980). Unpublished irregular wave reflection data. U.S. Army, Corps of Engineers, Coastal Engineering Research Center, Fort Belvoir, Va.;
- Ahrens, J.P., Heimbaugh, M.S., (1988). Approximate Upper Limit of Irregular Wave Run up on Riprap. U.S. Army, Corps of Engineers, Coastal Engineering Research Center, Fort Belvoir, Va.;
- Ahrens, J. P., Seelig, W. N., Ward, D. L., Allsop, W. (1993). Wave run up on and wave reflection from coastal structures, ASCE, *Proceedings of Ocean Wave Measurement and Analysis Waves '93 Conference*: 489-502;
- Allsop, N.W.H., Hettiarachi, S.S.L., (1988). Reflections from coastal structures. ASCE, *Proc. of 25th International Conference on Coastal Engineering*, Torremolinos, Spain, 1: 782-794;
- Allsop, N.W.H., Channell, A.R., (1989). Wave Reflections in Harbours. Report OD 102, Hydraulics Research, Wallingford;
- Allsop, N.W.H., (1990). Reflection performance of rock armored slopes in random waves,. ASCE, *Proc of 22th Conference on Coastal Eng*, New York, USA;
- Archetti, R., Lamberti, A., Damiani, L., Mossa, M., Rinaldi, A., Tomasicchio, G. R., (2000): Analisi sperimentale di una spiaggia con barra, *XXVII Covegno di Idraulica e Costruzioni Idrauliche*, Genova, Italy;
- Baldock, T. E., Simmonds, D.J., (1999). *Separation of incident and reflected waves over sloping bathymetry*. Coastal Engineering, vol.38, n.3:167-176;
- Bakkenes, H., J., (2002). Observation and separation of bound and free low-frequency waves in the nearshore zone. M. Sc. Thesis, Delft University, Netherlands, pp.144;
- Baquerizo, A, Losada, M.A., Smith, J.M., Kobayashi, N., (1997). *Cross-shore variations of wave reflection from beaches*. ASCE, J. Wtrwy., Port., Coastal and Oc. Engineering, 123(5): 274-279;
- Battjes, J. A., (1974). Surf similarity, ASCE, *Proc.of 14th International Conference on Coastal Engineering*, Copenhagen, Denmark, 1:446-480;
- Battjes, J. A., Roos, A., (1975). Characteristics of flow in run-up of periodic waves. Communications on Hydraulics, Delft University of Technology, Rep.75-3;
- Bird, P.A., Davidson, M.A., Bullock, G.N., Huntley, D.A., (1994). Wave measurements near reflective structures,. *Proc. of Conference on Coastal Dynamics*, Barcelona, Spain: 701-711;

- Brossard, J., Hémon, A., Rivoalen, E., (2000). *Improved analysis of regular gravity waves and coefficient of reflexion using one or two moving probes*. Coastal Engineering, vol.39:193-212;
- Calabrese, M., Vicinanza, D., Buccino, M. (2002). Large-scale experiments on the behaviour of low crested and submerged breakwaters in presence of broken waves, ASCE, *Proc. of 28th International Conference on Coastal Engineering*, Cardiff, Wales, **2**: 1900-1912;
- Calabrese, M., Buccino, M., Zanuttigh, B., Cappietti, L., Paris, A., (2005). *Riflessione e trasmissione di scogliere a cresta bassa*. Studi costieri, n.9:75-95;
- Carrier, G. F., Greenspan, H. P., (1958). *Water waves of finite amplitude on a sloping beach*. Journal of Fluid Mech. 4: 97–109;
- D'Angremond, K, van der Meer, J.W. and De Jong, R.J., (1996). Wave transmission at low-crested structures, ASCE, *Proc. of 25th International Conference on Coastal Engineering*, Orlando, Florida, USA, **2**: 2418-2427;
- Davidson, M. A., Bird, P., Bullock, G.N., et al.(1996) *A new non-dimensional number for the analysis of wave reflection from rubble mound breakwaters*. Coastal Engineering, 28: 93-120;
- Debski, D., Loveless, J.H., (1997). *The Design And Performance Of Submerged Breakwaters*. Tech. Report, Department of Civil engineering, University of Bristol;
- Dickson, W.S., Herbers, T.H.C., Thornton, E.B. (1995). *Wave Reflection from Breakwater*. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, vol. 121, n.5: 262-268;
- Figueres, M., Medina, J. R., (2004). Estimating incident and reflected waves using fully nonlinear wave model, ASCE, *Proc. of 29th International Conference on Coastal Engineering*, Lisbon, Portugal, **1**:594-603;
- Frigaard, P., Brorsen, M., (1995). *A time domain method for separating incident and reflected irregular waves*. Coastal Engineering, vol.24:205-215;
- Gaillard, P., Gauthier, M., Holly, F., (1980). *Method of Analysis of Random Wave Experiments with Reflecting Coastal Structures*, ASCE, *Proc. of 17th International Conference on Coastal Engineering*, Sydney, Australia, **1**:205-220;
- Galvin, C.J., (1968). *Breaker type classification on three laboratory beaches*. J. of Geophysical Research, 73,12: 3651-3659;
- Garcia Govea, M.C., (2000). *Etude expérimentale de l'action de la houle sur les digues semi-summersibles*. Ph.D Thesis, U.F.R.: Sciences de la terre et aménagement regional, Université de Caen, France;
- Goda, Y. and Ippen, A.T., (1963). *Theoretical and experimental investigation of wave energy dissipators composed of wire mesh screens*, Rep. No.59, MIT, Hydrom. Lab., Cambridge, Mass: 1-66;
- Goda, Y., Suzuki, Y., (1976). *Estimation of incident and reflected waves in random wave experiments*, ASCE, *Proc. of 15th International Conference on Coastal Engineering*, Honolulu, Hawaii, **1**:828-845;
- Goda, Y., (1985). *Random Seas and Design of Maritime Structures* Tokyo: University of Tokyo Press.
- Goda, Y., Morinobu, K., (1998). *Breaking wave heights on Horizontal Bed Affected by Approach Slope*, Coastal Engineering, vol.40, n.4:307-326;

- Gresloue, L., Mahe, Y., (1954). Etude du coefficient de reflexion d'une houle sur un obstacle constitue par un plan incline, ASCE, *Proc. of 5th International Conference on Coastal Engineering*, Grenoble, France;
- Grüe, J., (1992). *Nonlinear water waves at a submerged obstacle or bottom topography*. Journal of Fluid Mechanics, vol. 244: 455-476;
- Günbak, A.R., (1979). Rubble mound breakwaters. Tech. Report n.1, University of Trondheim, Division of port and Ocean Engineering;
- Guza, R.T., Thornton, E.B., (1980). *Local and shoaled comparisons of sea surface elevations, pressures, and velocities*, Journal of Geophysical Research, vol. 85, no. C3, pp. 1524-1530;
- Healy, J. J., (1953). Wave Damping Effect of Beaches, I.A.H.R., *Proc. of Minnesota Internat Hyd. Convention*: p. 213;
- Hsu, J. R. C., Evans, C., (1989). Parabolic bay shapes and application. Inst. Civ. Eng., Proc., Londra, UK, 87: 556-570 (part 2);
- Hughes, S. A., (1993). *Laboratory wave reflection analysis using co-located gages*. Coastal Engineering, vol. 20: 223-247;
- Isaacson, M., (1991). *Measurement of regular wave reflection*, ASCE. Journal of the Waterways, Port, Coastal and Ocean Engineering, vol. 117: 553-569;
- Isobe, M., Kondo, K. (1984). Method for estimating wave spectrum in incident and reflected wavefield, ASCE, *Proc. of 19th International Conference on Coastal Engineering*, USA, San Francisco, 1:467-483;
- Keulegan, G. H., (1973). Reflection of screen wave absorber. U.S. Army Engineering Waterways Experiments station, Research Report H-73-3, pp. 56;
- Kim, C. S., (1985). Field Observations of wave groups and long waves on sloping beaches. Unpublished M. Sc. Thesis, Dalhousie University, Halifax, Canada, pp.151;
- Kajima, R., (1969). *Estimation of incident wave spectrum in the sea area influenced by reflection*. Coastal Engineering in Japan, vol. 12: 9-16;
- Kimura, A., (1985). *The Decomposition of Incident and Reflected Random Wave Envelopes*. Coastal Engineering in Japan, vol. 28: 59-69;
- Klopman, G., van der Meer, J.W., (1999). *Random Wave Measurements in Front of Reflective Structures*. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, vol. 125,n.1: 39-45;
- Kobayashi, N., Cox, D.T., Wurjanto, A., (1990). *Irregular Wave Reflection and Run-up on Rough Impermeable Slopes*. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, vol. 116, n.6: 708-726;
- Lean, G. H. (1967). *Théorie simplifiée des absorbeurs de houle perméables*. J. Hydraul. Res., 5(1): 15–30;
- Lee, J., (1994). *Reflection and Transmission of Water Wave by Porous Breakwater*. Coastal Engineering, vol. 120, n.1: 118-119;
- Le Méhauté, B., (1958). *Perméabilité des Diques en Enrochement aux Oudes de Gravité Périodiques*. La Houille Blanche, n.2: 148-179;
- Lewy, H., (1946). *Water Waves on Sloping Beaches*. Bull. of American Mathematical Soc., vol. 52;

- Lin, C. Y., Huang, C. J., (2004). Decomposition in incident and reflected higher harmonic waves using four wave gauges. *Coastal Engineering*, vol.51:395-406;
- Losada, M.A., Giménez Curto, L.A., (1981). *Flow characteristics on rough, permeable slopes under wave action*. *Coastal Engineering*, vol.4, n.3:187-206;
- Madsen, P.A., (1983). *Wave reflection from a vertical permeable wave absorber*. *Coastal Engineering*, vol.7:381-396;
- Mansard, E.P.D., Funke, E.R., (1980). The measurements of incident and reflected wave spectra using a least square method, *ASCE, Proc. of 17th International Conference on Coastal Engineering*, Sydney, Australia, 1:154-172;
- Melito, I., Melby, J., (2002). *Wave runup, and reflection for structures armored with CORE-LOC®*. *Coastal Engineering*, vo. 45,:33-52;
- Miche, M., (1944). *Mouvements ondulatoires de la mer en profondeur constante on décroissante*. *Annales des Ponts et Chaussées*, Paris;
- Miche, M., (1951). *Le pouvoir réfléchissant des ouvrages maritimes exposés à l'action de la houle*. *Annales des Ponts et Chaussées*, Paris;
- Morden, D. B., Richey, E. P., Christensen, D. R., (1976). Decomposition of coexisting random wave energy, *ASCE, Proc. of 15th International Conference on Coastal Engineering*, Honolulu, Hawaii, 1:846-865;
- Muttray, M., Oumeraci, H., (2006). Wave Reflection and Wave Run-Up at Rubble Mound Breakwaters, *ASCE, Proc. of 30th International Conference on Coastal Engineering*, San Diego, California, USA;
- Nallayarasu, S., Cheong, H. F., Shankar, N. J., (1995). *Estimation of incident and reflected waves in regular wave experiments*. *Ocean Engineering*, vol. 22:77-86;
- Numata, A., (1979). *Laboratory formulation for transmission and reflection at permeable breakwaters of artificial blocks*. *Coastal Engineering in Japan*, vol. 19:47-58;
- Ouellet, Y. and Datta, I., (1986). *A survey of wave absorbers*, *J. Hydraulic Res.*, 24: 265:280;
- Oumeraci H., (1994) - Scour in Front of Vertical Breakwaters, Review of Scaling Problems, *Proc. of International Workshop on wave barriers in Deepwaters*, Yokosuka, Japan, 1: 267-307;
- Postma, G. M., (1989). Wave reflection from rock slopes under random wave attack. Master thesis, Delft University of Technology, Department of Civil Engineering, pp. 106;
- Rathbun, J.R., Cox, D.T., Edge, B.L., (1998). *Wave run up and reflection on coastal structures in depth-limited conditions*. *Coastal Engineering*, vol.2: 1053-1067;
- Raubenheimer, B., Guza, R.T., Elgar, S., Kobayashi, N., (1995). *Swash on a gently sloping beach*. *Journal of Geophysical Research*, vol.100,n.C5 : 8751-8760;
- Rey, V., Belzons, M., Guazzelli, E., (1992). *Propagation of surface gravity waves over a rectangular submerged bar*. *Journal of Fluid Mech.*, vol.235: 453-479;
- Rousset, J., Belorgey, M., (1998). *Analyse des variations de pressions générées par la houle sur la digue du port de Dieppe*. V Journées Génie Civil-Génie Côtier, France: 173-189;
- Rousset, J., Belorgey, M., (2002). *Mesures expérimentales sur un ouvrage maritime. Exemple d'un caisson Jarlan*. *Revue française de génie Civil*, France, vol. 6/4: 563-591;

- Ruol, P., Faedo, A. (2002). Physical Model Study on Low-Crested Structures under Breaking Wave Conditions, E. Ozhan (Editor), *Proc. of the Int. MEDCOAST Workshop on Beach of the Mediterranean & Black Sea: Dynamics, Regeneration, Ecology & Management, 24-27 October 2002*, Kusadasi, Turkey: 83-96;
- Salehipour, M.A., Vafaie, F., Aghtouman, P., (2004). Investigation of structures's slope effect on irregular wave reflection from rubble-mound reshaping seawalls, ASCE, *Proc. of 28th International Conference on Coastal Engineering*, Cardiff, Wales, **3**: 3568-3578;
- Sancho, F., Tomasicchio, G. R., Damiani, L. , Antunes do Carmo , J. S. , (1999). Wave-induced turbulence and undertow over barred beaches. Research Proposal to Access to Large-Scale Facilities Programme, Training and Mobility of Researchers, EU;
- Sand, S. E., Donslund, B., Hansen, K. H., Mathiesen, N., (1982). Optimisation of absorbers for DHI's Offshore Basin by means of 3-gauge reflection procedure. Internal Unpublished report of the Danish Hydraulic Institute, p. 29;
- Scarlatos, P.D., Singh, V.P., (1987). *Long-wave Transmission Through Porous Breakwaters*. Coastal Engineering, vol.11: 141-157;
- Scheffer, H.J., Kohlhasse, S., (1986). *Reflection of irregular waves at partially reflecting structures including oblique wave approach*. Coastal Engineering, vol.3: 2203-2211;
- Schäffer, H. A., Hyllested, P. (1999). Reflection analysis using an active wave absorption control system. *Proc. of the Int. Conference on Coastal Structures 1999*, Rotterdam, Netherlands, **2**: 93-99;
- Seabrook, S.R., Hall, K.R., (1998). Wave Transmission at Submerged Rubblemound Breakwaters. ASCE, *Proc. 26th of the Int. Conference Coastal Eng.*, Copenhagen, Denmark: 2000-2011;
- Seelig, W.N., (1983). Wave reflection from coastal structures, Balkema, *Proc. of the Int. Conference on Coastal Structures 1983*, Arlington, Virginia, USA, **1**: 961-973;
- Seelig, W., N, Ahrens, J., (1981). Estimation of Wave Reflection and Energy Dissipation Coefficient for Beaches, Revetments and Breakwaters. U.S. Army, Corps of Engineers, Coastal Engineering Research Center, Fort Belvoir, Va.;
- Seelig, W. N, Ahrens, J P. (1981). Estimation of wave reflection and energy dissipation coefficients for beaches revetments and breakwaters. CERC Technical Paper 81-1: Fort Belvoir, Vicksburg, Mississippi: U S Army Engineer Waterways Coastal Experiment Station;
- Short, A.D., (1979). Wave power and beach stages: a global model. ASCE, *Proc. 16th of the Int. Conference Coastal Eng.*, New York, USA: 11-45;
- Sollitt, C.K., Cross, R.H., (1972). Wave transmission through permeable breakwaters, ASCE, *Proc. of 13th International Conference on Coastal Engineering*, Vancouver, Canada, **3**: 1827-1846;
- Stoica, P., Sundin, T., (1999). *Optimally smoothed periodogram*. Signal Processing, vol. 78:253-264;
- Straub, L.G, Bowers, C.E., Herbich, J.H., (1957). Laboratory tests of permeable wave absorbers. ASCE, *Proc. of 6th Int. Conference on Coastal Eng.*, Gainesville, Florida, USA, **1**: 729-742;
- Suhayda, J.N., (1974). *Standing waves on beaches*. J. Geophysical Res., 79:3065-3071;
- Sulisz, W., (1985). *Wave reflection and transmission at permeable breakwaters of arbitrary cross-section*. Coastal Engineering, vol.9:371-386;

- Sutherland, J., O'Donoghue, T., (1998). *Wave Phase Shift at Coastal Structures*. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, vol. 124, n.2: 90-98;
- Sutherland, J., O'Donoghue, T., (1998). *Characteristics of Wave Reflection Spectra*. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, vol. 124, n.6: 303-311;
- Svendsen, I.A., Jonsson, I., (1980). Hydrodynamics of coastal regions. Technical University of Denmark;
- Svendsen, I.A., (1985). *Physical modeling of water waves*. Physical modeling in coastal engineering. R.A. Darlymple ED: 13-47;
- Taira, K., Nagata, Y. (1968). *Experimental Study of Wave reflection by a Sloping Beach*. Journal of the Oceanographical Society of Japan, vol. 24, n.5: 242-252;
- Tatavarti, R. V. S. N., Huntley, D., Bowen, A., (1988). Incoming and outgoing wave interactions on beaches, ASCE, *Proc. of 21th International Conference on Coastal Engineering*, Torremolinos, Spain, **1**:136-150;
- Thornton, E., Calhoun, R., (1972). *Spectral Resolution of Breakwater reflected Waves*, ASCE. Journal of the Waterways, Harbours and Coastal Engineering Division, vol. 98: 443-460;
- Tominaga, M., Sakamoto, T., (1971). Field Observation of Wave Diminishing Effect due to Off-shore Breakwater. *Proc. 18th Conf. on Coastal Engineering in Japan* :149-154;
- Trethewey, M. W., (2000). *Window and overlap processing effects on power estimates spectra*. Mechanical Systems and Signal Processing, vol. 14:267-278;
- Ursell, R., Dean, R.G., Yu, Y., (1960). *Force Small-Amplitude Water Waves: A Comparison of Theory and Experiment*. Journal of Fluid Mechanics, vol. 7, pt.1: 33-52;
- van Der Meer, J.W., (1988). Large verification tests on rock slope stability., ASCE, *Proc. of 21th International Conference on Coastal Engineering*, Torremolinos, Spain, **3**: 2116-2128;
- van Der Meer, J.W., Briganti, R., Zanuttigh, B., Wang, B. (2005). *Wave transmission and reflection at low crested structures: design formulae, oblique wave attack and spectral change*. Coastal Engineering, 52 (10-11): 915-929;
- Whitehouse, R.J.S., (1998). Scour at Marine Structures. Thomas Telford, London, pp 216;
- Wright, L.D., Chappell, J., Thom, B.G., Bradshaw, M.P., Cowell, P., (1979). *Morphodynamics of reflective and dissipative beach and inshore systems: Southeastern Australia*. Mar. Geol., 32,105;
- Wright, L.D., Thom, B.G., Chappell, J., (1980). Morphodynamics variability of high energy beaches. *Proc. 16th Int. Conf. Coastal Eng.*, Hamburg, Germany: 1180;
- Yokoki, H., M, Isobe, A., Watanabe, A., (1992). A method for estimating reflection coefficient in random seas, ASCE, *Proc. of 23th International Conference on Coastal Engineering*, Venice, Italy, **1**:765-776;
- Zanuttigh B., Lamberti, A., (2004). Analysis of wave reflection at coastal defence, BIOS, *Proc. XXIX Convegno Nazionale di Idraulica e Costruzioni idrauliche*, Trento, **3**:453-460;
- Zanuttigh B., van der Meer, J.W., (2006). Wave reflection from Coastal Structures, ASCE, *Proc. of 30th International Conference on Coastal Engineering*, San Diego, California, USA;

- Zelt, J. A., Skjelbreia, J. E., (1992). Estimating Incident and Reflected Wave Fields Using an Arbitrary Number of Wave Gauges, ASCE, *Proc .of 23th International Conference on Coastal Engineering*, Venice, Italy, 1:776-789;
- Zhu, S., (1999). *Separation of regular waves by a transfer function method*. Ocean Eng., vol. 26: 1435-1446;

Appendice A.1

Premessa

Di seguito vengono richiamati alcuni concetti fondamentali dell'analisi del segnale, approfondendo le implicazioni relativi all'uso della trasformata di Fourier nell'ambito dell'idraulica marittima.

Analisi del segnale nel dominio delle frequenze

Un qualunque segnale può essere rappresentato come combinazione lineare di esponenziali complessi (fasori).

Il vantaggio di tale rappresentazione consiste nella possibilità di rappresentare, in tale maniera, un vasto insieme di segnali e nel fatto che la risposta di un sistema LTI (sistemi lineari tempo invarianti) ad uno di tali segnali è proporzionale al segnale stesso; di conseguenza è possibile ottenere l'uscita come sovrapposizione di esponenziali. Ciò vuol dire che, dato, per esempio, l'ingresso $x(t)=e^{st}$, con s numero complesso, l'uscita del sistema continuo avente risposta impulsiva $h(t)$ è:

$$y(t)=H(s) \cdot e^{st}, \quad (\text{A.1.1})$$

con $H(s)$ funzione di trasferimento, cioè rapporto uscita - ingresso in regime esponenziale.

$y(t)$ presenterà frequenza immutata rispetto all'input, ma ampiezze e fasi modificate.

In altre parole $H(s)$, funzione di trasferimento, è la trasformata bilatera di Laplace della risposta impulsiva del sistema LTI:

$$H(s) = \int_{-\infty}^{+\infty} h(t) \cdot e^{-st} dt. \quad (\text{A.1.2})$$

Le due definizioni della funzione $H(s)$ corrispondono a due diversi metodi di calcolo della stessa. Non è raro l'applicazione al contrario dei due metodi per ottenere la risposta impulsiva del sistema. Quando la variabile s varia solo sull'asse immaginario del piano di Argand, cioè $s=j\omega=j2\pi f$, la funzione di trasferimento viene definita risposta armonica o in frequenza.

Trasformata di Fourier

Per segnali continui, da qui in poi definiti tempo continui, l'equazione che definisce la rappresentazione spettrale del segnale x è la seguente:

$$x(t) = \int_{-\infty}^{+\infty} X(f) \cdot e^{j2\pi ft} df \quad \text{Equazione di sintesi} \quad (\text{A.1.3})$$

$$X(f) = \int_{-\infty}^{+\infty} x(t) \cdot e^{-j2\pi ft} dt \quad \text{Equazione di analisi} \quad (\text{A.1.4})$$

La funzione X si chiama trasformata di Fourier o spettro del segnale x .

Dall'equazione di analisi si nota che lo spettro è una funzione continua e complessa e che pertanto può essere espresso attraverso la sua parte reale a e la sua parte immaginaria b o, in forma polare, attraverso ampiezza $\text{Mag}(X)$ e fase φ che si ottengono dalle seguenti uguaglianze:

$$\text{Mag}(X) = \sqrt{a^2 + b^2}; \varphi = \arct(-b / a) \quad (\text{A.1.5})$$

con $\text{Mag}(X)$ e φ che individuano spettro di ampiezza e spettro di fase.

Va precisato che si è fin ora parlato genericamente di segnali continui. Ciò vuol dire che l'applicazione della Trasformata di Fourier è possibile sia per segnali periodici che per segnali non periodici.

Serie di Fourier

Per segnali periodici e tempo continui le relazioni di analisi e di sintesi si trasformano nelle seguenti:

$$x(t) = a_0 + \sum_{n=1}^{\infty} a_n \cos(2\pi f_n t) - \sum_{n=1}^{\infty} b_n \sin(2\pi f_n t) \quad \text{Equazione di sintesi} \quad (\text{A.1.6})$$

$$a_0 = \frac{1}{T} \int_{-T/2}^{T/2} x(t) \, dt \quad \text{Equazione di analisi} \quad (\text{A.1.7})$$

$$a_n = \frac{2}{T} \int_{-T/2}^{T/2} x(t) \cdot \cos\left(\frac{2\pi n t}{T}\right) dt \quad (\text{A.1.7})$$

$$b_n = \frac{-2}{T} \int_{-T/2}^{T/2} x(t) \cdot \sin\left(\frac{2\pi n t}{T}\right) dt, \quad (\text{A.1.7})$$

essendo T il periodo dell'armonica fondamentale ed i coefficienti a_n e b_n le parti reali ed immaginarie dello spettro di frequenza.

O, esprimendo lo spettro in forma *two-side*,

$$x(t) = \sum_{k=-\infty}^{+\infty} X[k] \cdot e^{j2\pi k t / T} \quad \text{Equazione di sintesi} \quad (\text{A.1.8})$$

$$X[k] = \frac{1}{T} \int_0^T x(t) \cdot e^{-j2\pi k t / T} dt. \quad \text{Equazione di analisi} \quad (\text{A.1.9})$$

Lo spettro di segnali periodici è una funzione complessa e discreta.

Si noti che per segnali non periodici si può sempre applicare lo sviluppo in serie di Fourier, a patto di considerare il segnale periodico di periodo pari alla durata della registrazione.

Discrete Fourier Transform (DFT)

Per segnali periodici e discreti le relazioni di analisi e di sintesi, in forma *two-side*, si trasformano nelle seguenti relazioni:

$$x[n] = \sum_{k=0}^{N-1} X[k] \cdot e^{j2\pi k n / N} \quad \text{Equazione di sintesi} \quad (\text{A.1.10})$$

$$X[k] = \frac{1}{N} \sum_{n=0}^{N-1} x[n] \cdot e^{-j2\pi kn/N} . \quad \text{Equazione di analisi} \quad (\text{A.1.11})$$

Lo spettro di segnali periodici è una funzione complessa e discreta.

Discrete Time Fourier Transform (DTFT)

Per segnali aperiodici e discreti le relazioni di analisi e di sintesi, in forma *two-side*, si trasformano nelle seguenti relazioni:

$$x[n] = \int_0^{2\pi} X(\omega) e^{j2\pi n\omega} d\omega \quad \text{Equazione di sintesi} \quad (\text{A.1.12})$$

$$X(\omega) = \frac{1}{2\pi} \sum_{n=-\infty}^{+\infty} x[n] \cdot e^{-j2\pi n\omega} . \quad \text{Equazione di analisi} \quad (\text{A.1.13})$$

Lo spettro di segnali periodici è una funzione complessa e continua.

Spettro di potenza e spettro di energia o di varianza

La funzione di densità spettrale può essere definita per mezzo di tre procedure differenti di seguito elencate:

- funzione di correlazione;
- trasformata di Fourier;
- *filtering-squaring-averaging*.

In questa sede ci si sofferma sulle prime due tecniche di calcolo.

Dati due segnali x ed y , se si indica la funzione di autocorrelazione con $R_{xx}(\tau)$ e la funzione di crosscorrelazione con $R_{xy}(\tau)$, allora si può definire la densità spettrale (*autospectral density function*) di energia nella maniera seguente:

$$S_{xx}(f) = \int_{-\infty}^{+\infty} R_{xx}(\tau) \cdot e^{-j2\pi f\tau} d\tau , \quad (\text{A.1.14})$$

e la *cross-spectral density function* come:

$$S_{xy}(f) = \int_{-\infty}^{+\infty} R_{xy}(\tau) \cdot e^{-j2\pi f\tau} d\tau. \quad (\text{A.1.15})$$

Le due relazioni possono invertirsi per ottenere le funzioni di autocorrelazione e di cross correlazione. Il complesso delle relazioni va sotto il nome di *Wiener-Khinchine relations*.

Dette relazioni presuppongono rappresentazioni *two-side* o bilatera dello spettro. Accanto a tale rappresentazione può introdursi quella cosiddetta *one-side*.

L'*autospectral density function one-side* sarà:

$$G_{xx}(f) = 2S_{xx}(f) \quad 0 < f < \infty, \text{ altrimenti } 0 \quad (\text{A.1.16})$$

mentre la *cross-spectral density function one-side* sarà:

$$G_{xy}(f) = 2S_{xy}(f) \quad 0 < f < \infty, \text{ altrimenti } 0 \quad (\text{A.1.17})$$

Il secondo modo per ottenere la densità spettrale è basato sull'uso dell'equazione di analisi della serie di Fourier scritta in forma bilatera, omettendo il coefficiente 1/T dalla seguente equazione:

$$X'[k] = \int_0^T x(t) \cdot e^{-j2\pi kt/T} dt \quad (\text{A.1.18})$$

ed ottenendo così:

$$S_{xx} = \frac{1}{T} X'(f) \cdot X'^*(f) \quad (\text{A.1.19})$$

essendo $X'(f)$ ed $X'^*(f)$ rispettivamente spettro e suo coniugato, calcolati, come detto, attraverso l'uso dell'equazione di analisi svolta in serie di Fourier del segnale.

Si precisa che nell'indicazione dello spettro $X'(f)$ si è adoperato la simbologia con apice per sottolineare che nell'equazione di analisi si è ommesso il coefficiente moltiplicativo 1/T.

Potenza di un segnale

Una volta chiariti i criteri di calcolo delle densità spettrali, si vuole adesso fornire una serie di concetti utili nel seguito della trattazione.

Si definisce la potenza di un segnale attraverso la relazione seguente, scritta nel caso particolare di segnale periodico, ma applicabile con le opportune modifiche a qualunque tipo di segnale:

$$P = \frac{1}{T} \int_{-\frac{T}{2}}^{\frac{T}{2}} [f(t)]^2 dt . \quad (\text{A.1.20})$$

Si può dimostrare che la potenza del segnale $f(t)$ così definita può risciversi in maniera equivalente nel modo seguente:

$$P = \sum_{-\infty}^{\infty} |X(f)|^2 df . \quad (\text{A.1.21})$$

Tale equivalenza va sotto il nome di teorema di Parseval.

Di seguito vengono anticipati alcuni concetti, relativi al campionamento dei segnali, che verranno poi approfonditi nei paragrafi successivi

Si definisce per la frequenza di risoluzione, che si indica con Δf , la seguente relazione:

$$\Delta f = 1/T = 1/N\Delta t, \quad (\text{A.1.22})$$

essendo N il numero di punti campionari nell'unità di tempo.

Si definisce poi frequenza di campionamento o di *sampling* e si indica con f_s :

$$f_s = 1/\Delta t, \quad (\text{A.1.23})$$

essendo Δt l'intervallo intercorrente fra due successivi punti campionari.

Varianza e Periodogramma

Si definisce poi densità di potenza, o densità di energia, o varianza, o semplicemente energia la quantità:

$$(P/\Delta f) = S_{xx} = \frac{1}{T} X'(f) \cdot X'^*(f), \quad (\text{A.1.24})$$

che risulta così uguale all' *autospectral density function two side*.

Spesse volte si parla di PSD (*power spectral density*) ed in questa sede adoteremo tale nomenclatura per definire la densità di energia.

Va aggiunto tuttavia, con maggiore precisione, che la definizione adottata non coincide esattamente con la PSD ma ne costituisce una stima che va sotto il nome di Periodogramma.

Difatti, il periodogramma \hat{S}_{xx} costituisce una stima della PSD S_{xx} , peraltro con un relativamente piccolo bias ma inaccettabile varianza (Stoica, *et al.*, 1999).

In primo luogo si vuole sottolineare che il priodogramma costituisce una stima della PSD che solo per alti numeri di punti nel record tende ad essere indistorto. Si parla a proposito di stimatore asintoticamente indistorto (o *unbiased*). Lo stimatore periodogramma si presenta distorto per via del fenomeno di *spectral leakage*, che comporta la nascita di lobi nello spettro e quindi un abbattimento della risoluzione.

Si può inoltre dimostrare che lo stimatore Periodogramma presenta una deviazione standard pari al suo valore medio, cosa che riduce di gran lunga l'affidabilità della stima.

I metodi per ridurre la varianza sono essenzialmente due: media degli spettri nell'*ensemble* (*Welch's method*); *smoothing* dello spettro nel dominio delle frequenze.

In questa sede si accenna solo alla seconda delle due tecniche perché mostratasi di maggiore affidabilità e di più agevole implementazione nelle applicazioni effettuate nell'ambito del presente lavoro.

Fissato un intervallo di *span*, si assume che il valore stimato della PSD, $\phi(k)$, per un'assegnata frequenza k sia fornito dalla seguente espressione:

$$\phi_k = \sum_{j=-p}^p w_j \hat{S}(k+j), \quad (\text{A.1.25})$$

essendo il parametro finestra w_j assunto tale che:

$$\sum_{j=-p}^p w_j = 1.$$

La scelta di w_j può essere delle più disparate.

Per esempio la finestra può essere di tipo rettangolare, ciò che corrisponde al criterio di Daniell:

$$w_j^D = 1/(2p+1).$$

Ma, ai fini della riduzione della distorsione, possono impiegarsi finestre diverse da quella rettangolare (Hanning, Hamming, Blackman, etc.)

Si può dimostrare che il nuovo stimatore dello spettro è distribuito secondo una chi-quadro, con valore atteso pari al valore atteso dello spettro reale e varianza inversamente proporzionale allo *span*.

Pertanto, un aumento dello *span* riduce la varianza ma al contempo incide negativamente sulla risoluzione (*bias* elevati), dimostrando che la via da seguire per giungere ad una soddisfacente stima dello spettro reale si riduce ad un problema di *trade-off* fra varianza e *bias*.

In ogni caso un criterio di performance dello stimatore $\phi(k)$ può essere quello dell'IMSE (*integrated mean square error*):

$$IMSE = E \left[\sum_{k=1}^N (\phi_k - S(k))^2 \right]. \quad (A.1.26)$$

Naturalmente, per un utilizzo dell'IMSE, non disponendo dei veri valori della PSD, è necessario ricorrere a delle stime dell'IMSE stesso.

In letteratura sono numerose le formulazioni fornite per la stima dell'IMSE.

A conclusione del paragrafo si vuole aggiungere che nell'ambito delle convenzioni dell'idraulica marittima si indica la potenza di una singola armonica con

$$P = \text{Mag}(X)^2/2. \quad (A.1.27)$$

Se ricordiamo che $\text{Mag}(X) = 2|X(f)|$, e poniamo $F = X(f)$, vale allora:

$$P = 2|F|^2.$$

Pertanto avremo in definitiva che:

$$(P/df) = 2S_{xx}. \quad (A.1.28)$$

Progetto di filtri

Precedentemente si è fatto cenno ai problemi di *leakage*, che, come detto, sono risolvibili adottando opportune finestrate del segnale. La finestra altro non è che un filtro.

Dato un sistema LTI con risposta impulsiva $h(\tau)$, l'output del sistema in ogni istante, applicato t prima, ad un input $x(t)$, vale:

$$y(t) = \int_{-\infty}^{\infty} h(\tau)x(t-\tau)d\tau = h(\tau) \oplus x(t-\tau). \quad (A.1.29)$$

L'output $y(t)$ è un integrale di convoluzione.

La trasformata di Fourier della risposta impulsiva si indica con il termine di risposta in frequenza e presenta quindi la seguente forma:

$$H(f) = \int_0^{\infty} h(\tau) e^{-j2\pi f\tau} d\tau \quad (\text{A.1.30})$$

La risposta in frequenza è un caso particolare della funzione di trasferimento precedentemente definita, in cui $s=a+jb$ avrà $a=0$ e $b=2\pi f$.

Applicando l'operazione di trasformata di Fourier a primo e secondo membro dell'integrale di convoluzione esprime la risposta $y(t)$, si ottiene:

$$Y(f)=H(f)X(f).$$

Questa relazione, in cui Y, H ed X indicano rispettivamente le trasformate di y, h, e x, sposta i termini della relazione precedente in un'espressione più semplice, riducendola ad un'equazione algebrica.

Esprimendo in notazione polare la risposta in frequenza H(f) si otterrà:

$$H(f)=|H(f)| e^{-j\Phi(f)} \quad (\text{A.1.31})$$

Essendo $|H(f)|$ il *gain factor* e $\Phi(f)$ il *fase factor*.

In termini fisici, può dirsi che, dato un sistema sollecitato con un segnale sinusoidale di data frequenza, questo risponderà con un segnale in uscita di pari frequenza e con un'ampiezza che, rapportata all'ampiezza del segnale in entrata, darà il *gain*.

Nota la risposta in frequenza H(f), o meglio gli N valori del *gain*, per inversione della DFT si ottengono i coefficienti della risposta impulsiva o coefficienti del filtro:

$$h^j = h(j,\Delta t) = \sum_{r=0}^{N-1} H^r \cdot e^{i\frac{2\pi jr}{N}} \quad (\text{A.1.32})$$

Dove

$$r=0,\dots,N-1$$

$$j=0,\dots,N-1$$

$$f=rDf$$

$$Df=1/(NDt)$$

$$N=\text{lunghezza del filtro.}$$

Si distinguono due tipi di filtri: ricorsivi e non ricorsivi.

Data la sequenza di input x_n l'output di un filtro ricorsivo o *IIR-filters (Infinite Impulse Response filters)* assume la seguente forma:

$$y_n = \sum_{j=-J}^J c_j x_{n-j} + \sum_{k=1}^K d_k y_{n-k} \quad (\text{A.1.33})$$

Dove c_j e d_k sono i coefficienti del filtro. Se i coefficienti d_k sono scelti pari a 0 si ottiene un filtro non ricorsivo o *FIR-filters* (*Finite Impulse Response filters*).

Tutti i tipi di filtro si distinguono per 4 caratteristiche: frequenza centrale; *bandwidth*; *ripple*; selettività.

La frequenza centrale può essere definita o come media geometrica o come media aritmetica dei due limiti di frequenza estremi del filtro (f_U ed f_L).

I filtri reali deviano dai filtri ideali come mostrato in figura:

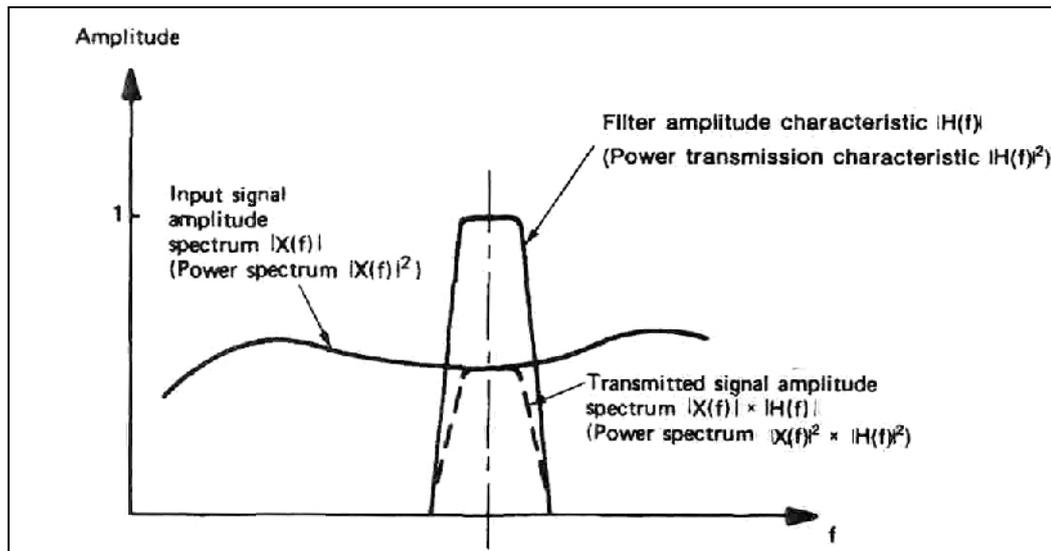


Figura A.1: effetto dell'operazione di filtraggio di un segnale.

In figura viene definita la cosiddetta *effective noise bandwidth*, che rappresenta l'ampiezza del filtro ideale, che gli consente, avendo uguale *gain* del filtro reale, di trasmettere la stessa potenza da una sorgente di rumore bianco. Si definisce poi la *3dB bandwidth* definita come l'ampiezza in Hz o Rad/s dell'intervallo che va delimitato dai punti estremi del filtro che si trovano ad un livello di potenza di 3dB.

Si definisce poi la selettività del filtro o *shape factor*, e cioè il rapporto fra *60 dB bandwidth* e *3dB bandwidth*. Per filtri *constant bandwidth*, che hanno caratteristiche di simetria con asse delle frequenze riportato in scala lineare, si adopera il fattore di selettività come elemento di valutazione sulla capacità del filtro stesso di discriminare fra frequenze vicine. Quanto più è vicino all'unità lo *shape factor* tanto più il filtro si avvicina da un filtro ideale. Il *ripple* è responsabile dell'incertezza con cui escono le ampiezze una volta filtrate.

Ulteriori elementi caratterizzanti un filtro sono: *Highest sidelobe*, e cioè valore di potenza del lobo laterale più alto, e *Sidelobe fall-off rate*, e cioè "velocità" di caduta dei lobi laterali. Se si fa riferimento alla successiva figura e si ricorda la precedente, si comprende meglio come per una stima affidabile dello spettro in uscita da un filtro sia preferibile che ambedue tali fattori sia piccoli.

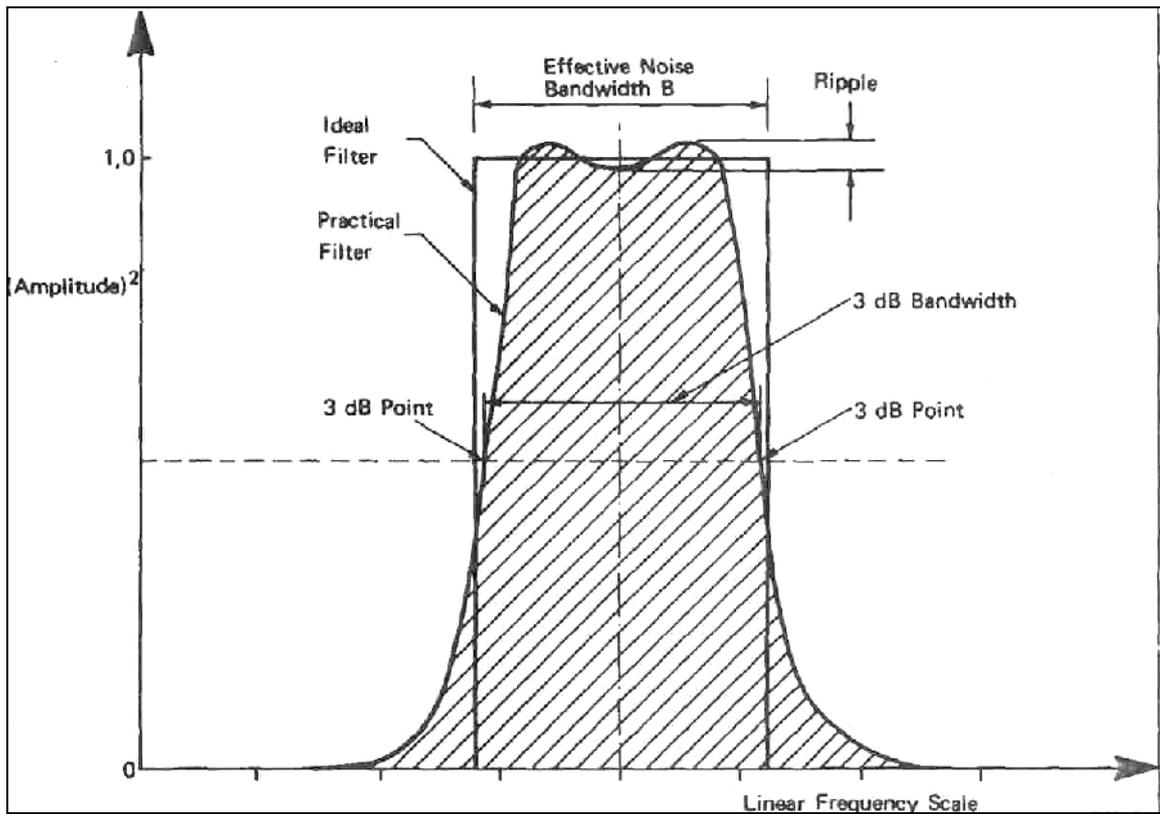


Figura A.2: filtro ideale e filtro reale, banda 3dB e ripple.

Nella successiva tabella si confrontano i caratteri salienti di 4 dei principali filtri adoperati nel processo di segnali (DSP).

Window	Noise Band-width	3 dB Band-width	Ripple	Highest Sidelobe	Sidelobe Fall-Off rate per Decade	60 dB Band-width	Shape Factor
Rectangular	Δf	$0,89 \Delta f$	3,92 dB	-13,3 dB	20 dB	$665 \Delta f$	750
Hanning	$1,5 \Delta f$	$1,44 \Delta f$	1,42 dB	-31,5 dB	60 dB	$13,3 \Delta f$	9,2
Kaiser-Bessel	$1,80 \Delta f$	$1,71 \Delta f$	1,02 dB	-66,6 dB	20 dB	$6,1 \Delta f$	3,6
Flat Top	$3,77 \Delta f$	$3,72 \Delta f$	0,01 dB	-93,6 dB	0 dB	$9,1 \Delta f$	2,5

Tabella A.1: confronto fra le performances delle diverse finestre.

Ad esempio, il filtro rettangolare, altrimenti detto *flat* o *Boxcar*, presenta sia una mediocre selettività, sia elevati *ripple*. Migliori caratteristiche presenta una finestatura cosiddetta Hanning, altrimenti detta *cosine-squared* quando il filtro parte da $-T/2$.

La finestra di Hanning è stata impiegata per filtrare i dati UoN in considerazione dei notevoli pregi che presenta rispetto alla finestra rettangolare. In particolare, essa presenta una buona selettività, un

basso *ripple*, e bassi *Highest Sidelobe* ed *fall-off*, cosa che comporta una minima alterazione dello spettro del segnale nella parte esterna al *main-lobe*.

Una superiore capacità di distinguere componenti spettrali confinanti e di livelli energetici molto diversi è posseduta dalla finestra Kaiser-Bessel. Per segnali periodici essa si presenta come la migliore scelta, fornendo una superiore capacità di discriminare l'armonica fondamentale e le multiple.

Tuttavia, applicata ad i dati UoN, essa ha fornito analoghi risultati della finestra di Hanning. La finestra flap-top pure presentando uno shape factor minore rispetto ad una finestra Kaiser-Bessel, presenta valori maggiori della 60dB *bandwidth*, risultando sconsigliata per segnali periodici.

Una volta filtrati, gli spettri presentano potenza ridotta rispetto ai valori reali e pertanto è necessaria un'operazione di correzione di tali valori. Per la finestra di Hanning, nel caso di segnale stazionario ed ergodico, il fattore correttivo (*broadband power correction factor*) è pari a 3/8 (Trethwey, 2000), e cioè al rapporto fra effettiva durata di una finestra di Hanning ed un assegnato segnale di durata T.

Alcune considerazioni sull'applicazione del concetto di Trasformata di Fourier al moto ondoso

Una funzione periodica può rappresentarsi come la somma di un numero infinito di funzioni circolari, di opportuna ampiezza e fase, con frequenze multiple di una frequenza fondamentale f_1 , il cui valore è l'inverso del periodo T della funzione periodica di partenza.

Le componenti di tale serie sono dette armoniche del I, II, III ordine a seconda che la loro frequenza sia pari alla fondamentale, o al doppio, al triplo e così via.

Potremo scrivere così:

$$\eta(t) = \frac{a_0}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} (a_n \cos \sigma_n \cdot t + b_n \sin \sigma_n \cdot t) \quad (\text{A.1.34})$$

Qui σ_n è dato da $\sigma_n = n \cdot 2\pi f_1$, e $\sigma_1 = 2\pi f_1 = 2\pi / T$ è la pulsazione dell'armonica fondamentale.

Dalla precedente equazione si evince come la funzione $\eta(t)$ possa considerarsi come la somma di un

termine costante $\frac{a_0}{2}$ e di una serie di funzioni armoniche di pulsazione $\sigma_n = n \cdot \sigma_1$ e periodo

$$T_n = \frac{2\pi}{n \cdot \sigma_1} .$$

Tale metodo di rappresentazione, già mostrato in precedenza, prende il nome di sviluppo in serie di Fourier della funzione di partenza e le costanti a_0, a_n, b_n ($n=1,2,3,\dots$) prendono il nome di coefficienti di Fourier.

Come evidenziato nella formula (A.1.5), con opportune elaborazioni dell'espressione in serie di Fourier della funzione di partenza si perviene ad una ulteriore rappresentazione:

$$\eta(t) = \sum_{n=0}^{\infty} A_n \cos(\sigma_n \cdot t + \varphi_n) \quad (\text{A.1.35})$$

$$\text{Essendo } A_n = \sqrt{a_n^2 + b_n^2} \text{ e } \text{tg} \varphi_n = -\frac{b_n}{a_n}.$$

Tale rappresentazione della funzione $\eta(t)$ mostra come essa si possa considerare come somma di una serie di funzioni circolari di ampiezze A_n , pulsazione σ_n e fase φ_n .

Definiamo adesso come fasore (o vettore rotante) il segnale:

$$f(t) = A e^{j(\sigma \cdot t + \varphi)}. \quad (\text{A.1.36})$$

Dunque il fasore è un segnale periodico di periodo $T = \frac{2\pi}{\sigma}$, ampiezza A e fase iniziale φ , che nel piano complesso è rappresentato da un vettore rotante con velocità angolare σ , in senso antiorario. Utilizzando le formule di Eulero avremo:

$$A_n \cos(\sigma_n \cdot t + \varphi_n) = \frac{A}{2} \cdot e^{j(\sigma_n \cdot t + \varphi_n)} + \frac{A}{2} \cdot e^{-j(\sigma_n \cdot t + \varphi_n)}. \quad (\text{A.1.37})$$

Tale uguaglianza evidenzia quindi un ulteriore modo per rappresentare la funzione di partenza $\eta(t)$, e cioè come somma di due fasori di ampiezza metà, simmetrici rispetto all'asse reale e rotanti con la stessa velocità angolare σ_n ma in verso opposto.

In alternativa è possibile rappresentare la sinusoidale come proiezione di un fasore sull'asse reale:

$$A_n \cos(\sigma_n \cdot t + \varphi_n) = \text{Re}\{A \cdot e^{j(\sigma_n \cdot t + \varphi_n)}\}. \quad (\text{A.1.38})$$

Infine, con semplici manipolazioni analitiche, si ottiene una ultime rappresentazione della funzione periodica $\eta(t)$:

$$\eta(t) = \sum_{n=-\infty}^{\infty} F(n) \cdot e^{jn \cdot \sigma_1 t}. \quad (\text{A.1.39})$$

Essendosi posto $F(n) = \frac{a_n - jb_n}{2}$.

La Funzione F(n) prende il nome di trasformata di Fourier della $\eta(t)$.

Giova osservare che nella funzione F(n) è contenuta sia l'informazione riguardante l'ampiezza A_n , sia quella riguardante la fase φ_n . Ciò lo si può desumere dalle seguenti uguaglianze:

$$A_n = 2 \cdot |F(n)|$$

$$\varphi_n = \arg F(n)$$

Una rappresentazione in questa forma (ma lo stesso può affermarsi per ciascuna delle forme rappresentative poste in evidenza) $\eta(t) = \sum_{n=0}^{\infty} A_n \cos(\sigma_n \cdot t + \varphi_n)$ può ritenersi valida per una qualsiasi sezione di misura x_p (in un sistema di riferimento con l'asse x orientato in direzione longitudinale rispetto ad un canale sperimentale). In particolare, negli istanti di tempo in cui $\sigma_n \cdot t + \varphi_n = n \cdot 2\pi$, con $n=0,1,2,\dots$, la funzione attinge il suo massimo locale che, ovviamente risulta pari ad A_n .

Si può dimostrare inoltre che vale la seguente uguaglianza:

$$A_n = \pm \sqrt{a_i^2 + a_r^2 + 2a_i a_r \cdot \cos(2k_n \cdot x_p + \varepsilon)}. \quad (\text{A.1.40})$$

Qui, ε rappresenta la differenza di fase fra onda incidente ed onda riflessa, mentre a_i ed a_r costituiscono, rispettivamente l'ampiezza d'onda incidente e l'ampiezza d'onda riflessa.

In una sezione quasi-ventrale invece risulta:

$$A_n = a_i + a_r.$$

Facendo nuovamente riferimento alla seguente espressione:

$$\eta(t) = \sum_{n=0}^{\infty} A_n \cos(\sigma_n \cdot t + \varphi_n),$$

può naturalmente sostituirsi alla fase una quantità data dal prodotto di numero d'onda relativo all'ennesima armonica e posizione: $K_n \cdot x_p$. Tale prodotto è adimensionale ed introduce una variazione della fase iniziale ($t=0$).

Si otterrà allora:

$$\eta(t, x_p) = \sum_{n=0}^{\infty} A_n \cos(k_n \cdot x_p + \sigma_n \cdot t). \quad (\text{A.1.41})$$

Qui si è immaginato che l'onda si diriga in direzione opposta a quella scelta come senso positivo dell'asse x.

Viceversa, se l'onda avanza nel senso positivo dell'asse x, si avrà:

$$\eta(t, x_p) = \sum_{n=0}^{\infty} A_n \cos(k_n \cdot x_p - \sigma_n \cdot t), \quad (\text{A.1.42})$$

o, equivalentemente, data la simmetria della funzione coseno:

$$\eta(t, x_p) = \sum_{n=0}^{\infty} A_n \cos(-k_n \cdot x_p + \sigma_n \cdot t). \quad (\text{A.1.43})$$

Sotto l'assunzione di assenza di dissipazioni e di trascurabilità delle interazioni non lineari si può scrivere, in generale:

$$\eta(t, x_p) = \sum_{n=0}^{\infty} a_{in} \cos(k_n \cdot x_p - \sigma_n \cdot t) + \sum_{n=0}^{\infty} a_{rn} \cos(k_n \cdot x_p + \sigma_n \cdot t), \quad (\text{A.1.44})$$

o, in altra forma:

$$\eta(t, x_p) = \sum_{n=0}^{\infty} \text{Re} \left\{ a_{in} \cdot e^{j(k_n \cdot x_p - \sigma_n \cdot t)} \right\} + \sum_{n=0}^{\infty} \text{Re} \left\{ a_{rn} \cdot e^{j(k_n \cdot x_p + \sigma_n \cdot t)} \right\}. \quad (\text{A.1.45})$$

Avendo assunto che l'onda incidente sia diretta secondo il verso positivo di x.

Ponendo poi $\varphi_{np} = k_n \cdot x_p$, si avrà:

$$\eta(t, x_p) = \sum_{n=0}^{\infty} \text{Re} \left\{ a_{in} \cdot e^{-j\varphi_{np}} \cdot e^{-j\sigma_n t} \right\} + \sum_{n=0}^{\infty} \text{Re} \left\{ a_{rn} \cdot e^{j\varphi_{np}} \cdot e^{-j\sigma_n t} \right\}. \quad (\text{A.1.46})$$

Ricordando l'espressione di $\eta(t)$ in termini di spettro complesso, si può scrivere per una sola armonica:

$$a_{in} \cdot e^{j(k_n \cdot x_p)} + a_{rn} \cdot e^{j(k_n \cdot x_p)} = A_{np} \quad \text{con } p=1,2,\dots,P.$$

Nel caso di due sonde (P=2), la soluzione esatta per a_{in} e a_{rn} è la seguente:

$$\left\{ \begin{array}{l} a_{in} = \frac{-A_{n1} \cdot e^{j\varphi_{n2}} + A_{n2} \cdot e^{j\varphi_{n1}}}{e^{j(\varphi_{n1}-\varphi_{n2})} - e^{j(\varphi_{n2}-\varphi_{n1})}} \\ a_{rn} = \frac{A_{n1} \cdot e^{-j\varphi_{n2}} - A_{n2} \cdot e^{-j\varphi_{n1}}}{e^{j(\varphi_{n1}-\varphi_{n2})} - e^{j(\varphi_{n2}-\varphi_{n1})}} \end{array} \right. \quad (\text{A.1.47})$$

Si vuole ancora sottolineare come la seguente espressione:

$$\eta(t, x_p) = \sum_{n=0}^{\infty} a_{in} \cos(k_n \cdot x_p - \sigma_n \cdot t) + \sum_{n=0}^{\infty} a_{rn} \cos(k_n \cdot x_p + \sigma_n \cdot t) \quad (\text{A.1.48})$$

possa scriversi, in maniera del tutto equivalente, nella seguente forma:

$$\eta(t, x_p) = \sum_{n=0}^{\infty} a_{in} \cos(k_n \cdot x_p - \sigma_n \cdot t) + \sum_{n=0}^{\infty} a_{rn} \cos(k_n \cdot x_p + \sigma_n \cdot t - \beta). \quad (\text{A.1.49})$$

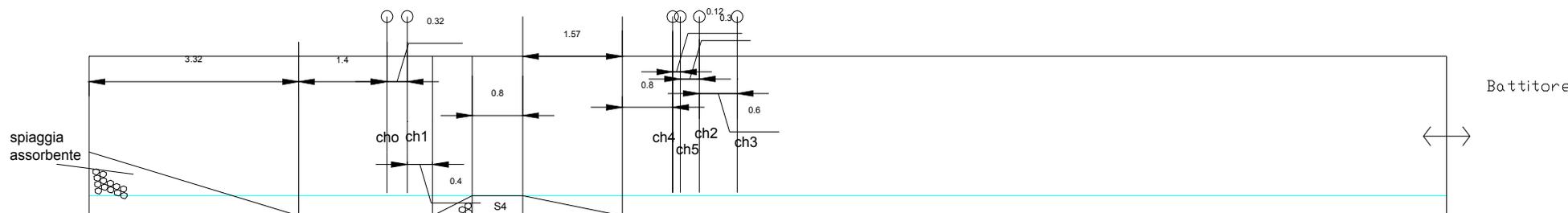
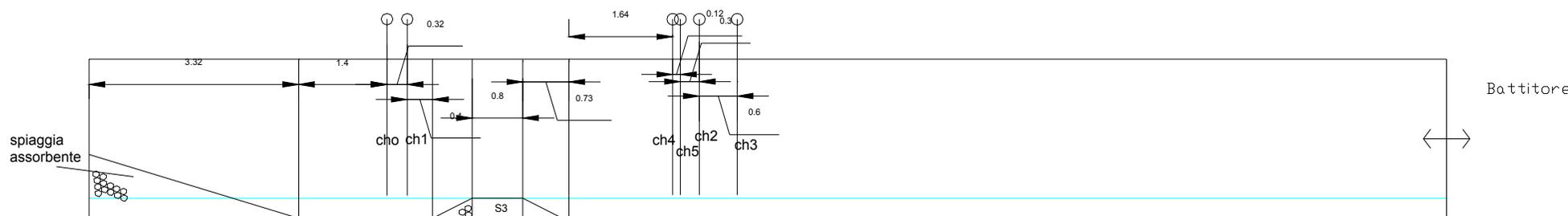
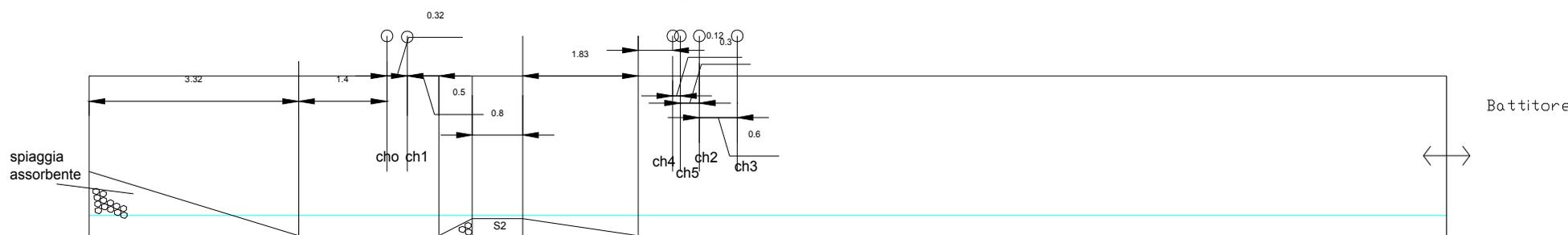
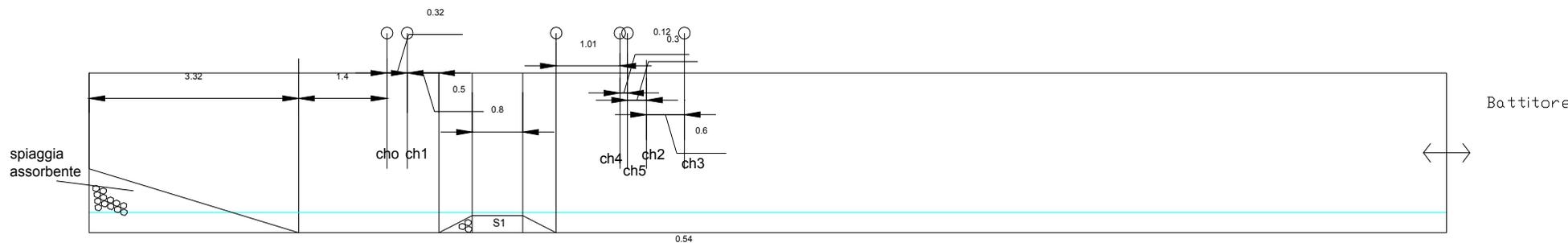
Qui β rappresenta la differenza di fase fra onda incidente e riflessa.

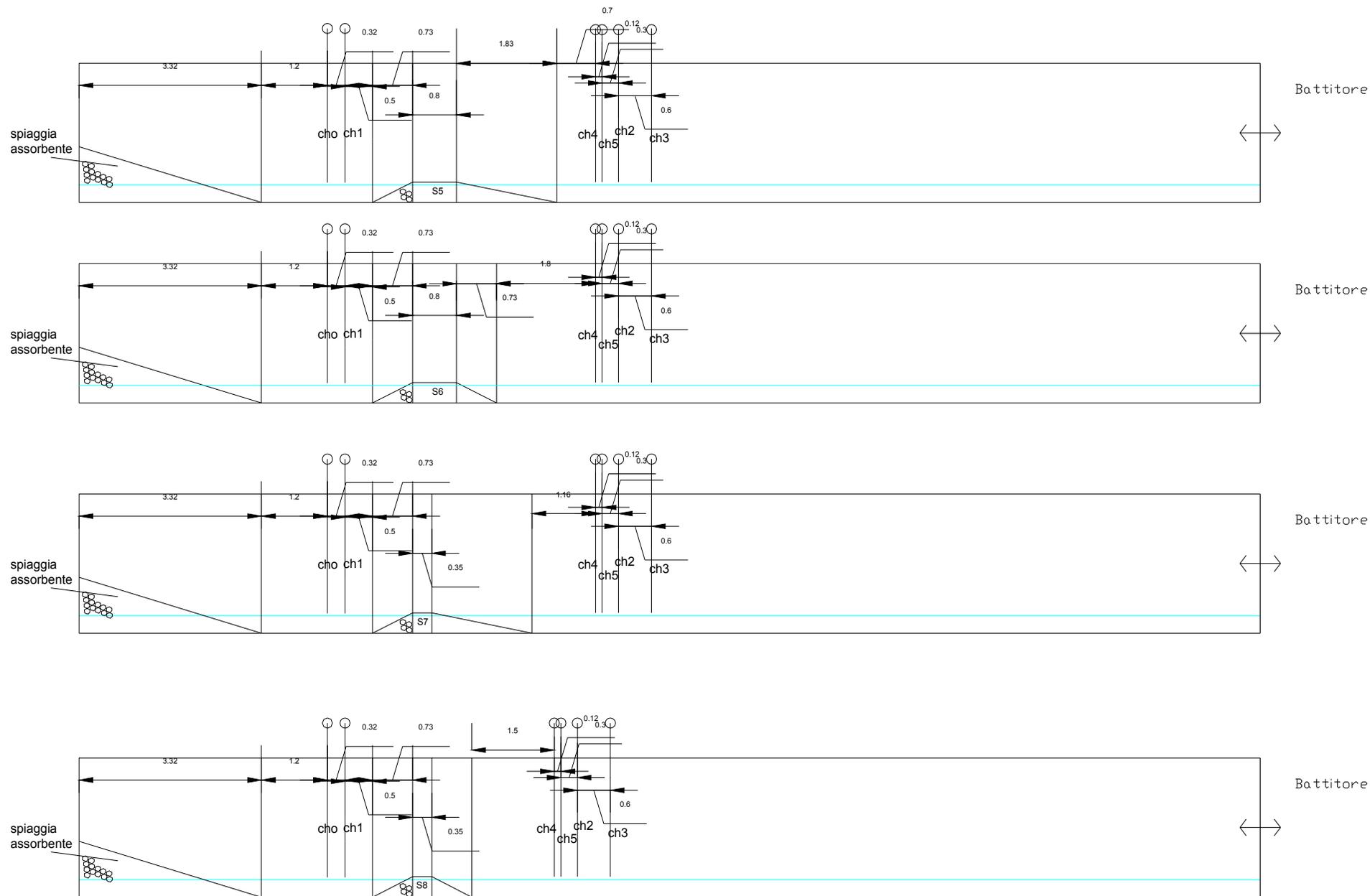
Può ancora scriversi, se si conosce la distanza fra la sonda situata all'ascissa x_p e la struttura riflettente, e la si indica con x_{pR} :

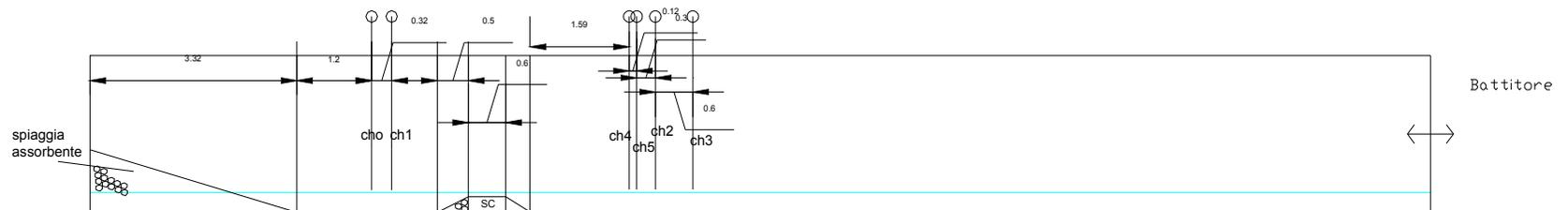
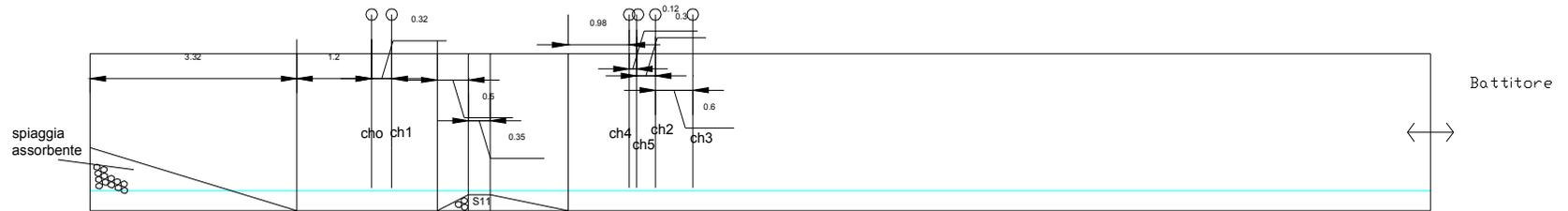
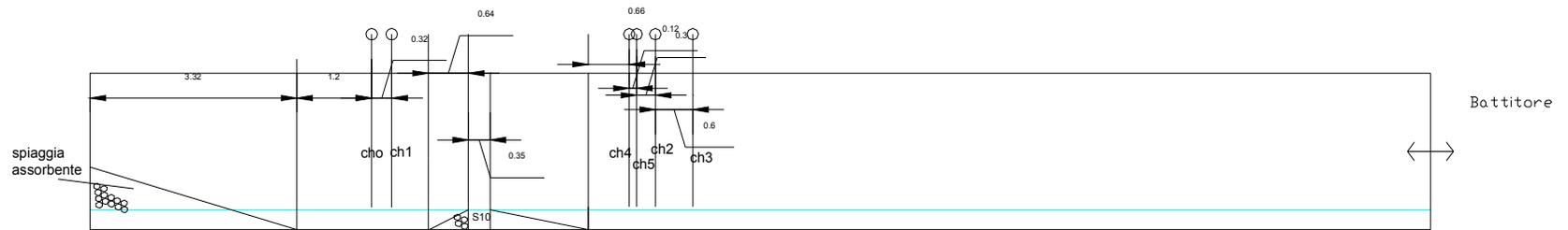
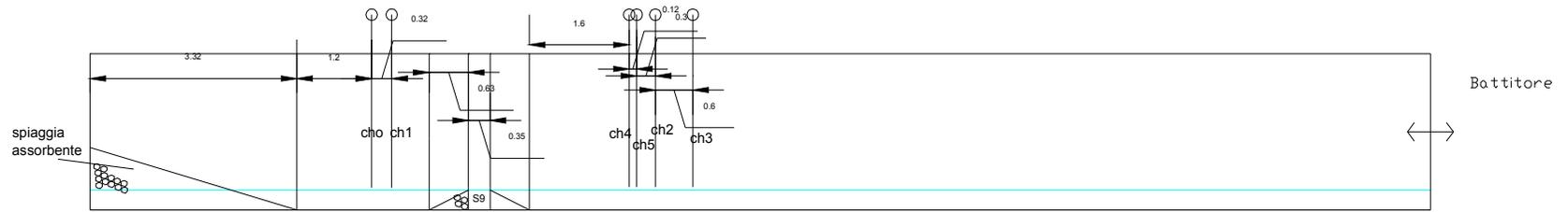
$$\eta(t, x_p) = \sum_{n=0}^{\infty} a_{in} \cos(k_n \cdot x_p - \sigma_n \cdot t) + \sum_{n=0}^{\infty} a_{rn} \cos(k_n \cdot (x_p + x_{pR}) + \sigma_n \cdot t) \quad (\text{A.1.50})$$

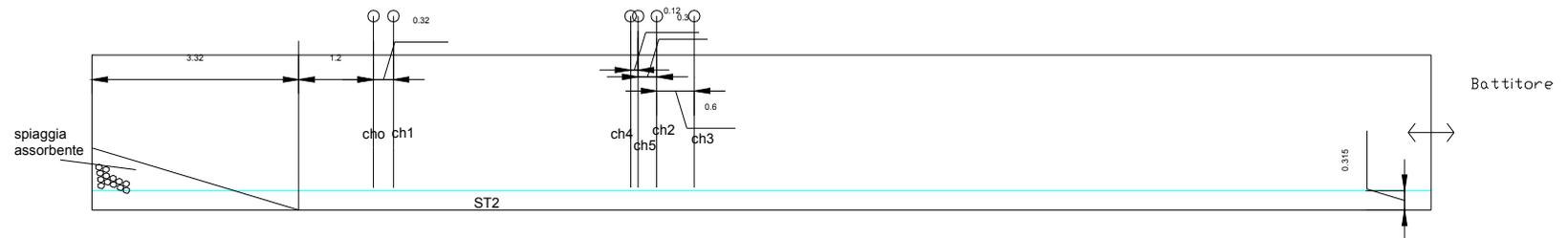
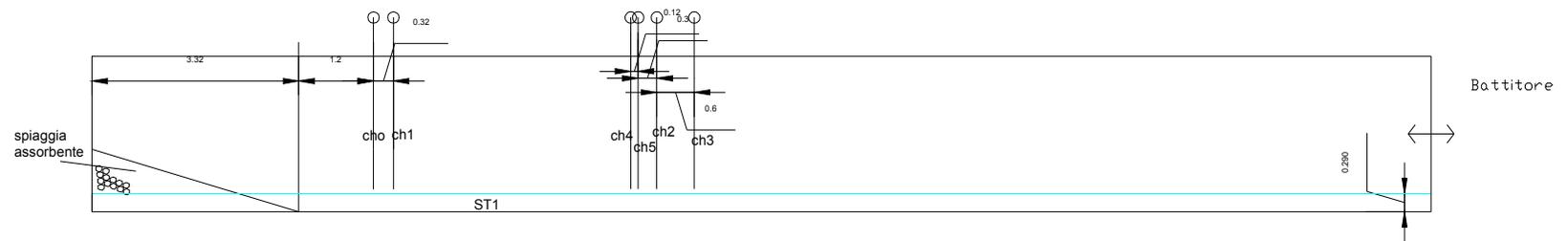
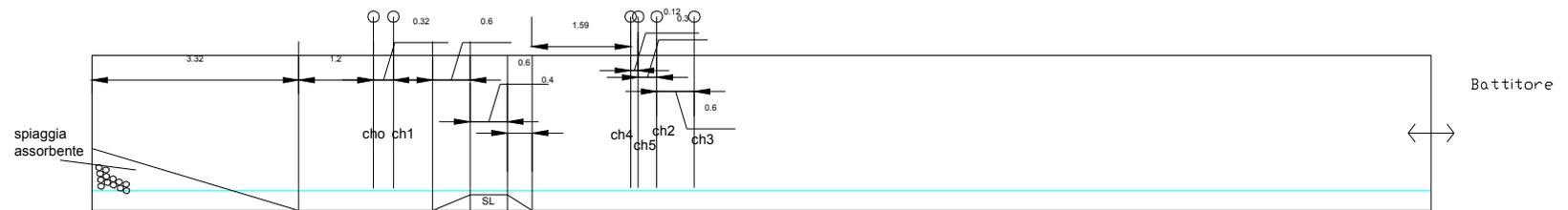
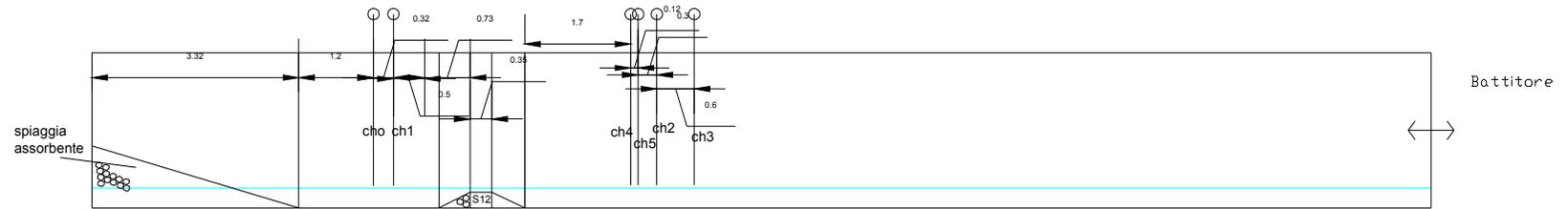
Appendice A.2

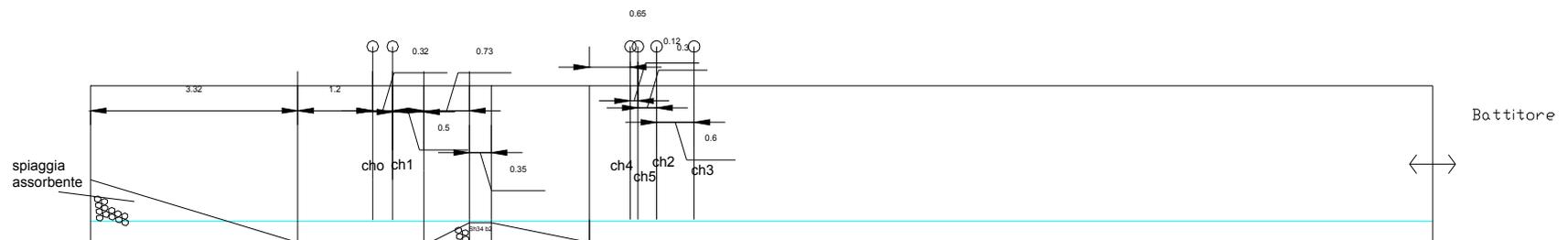
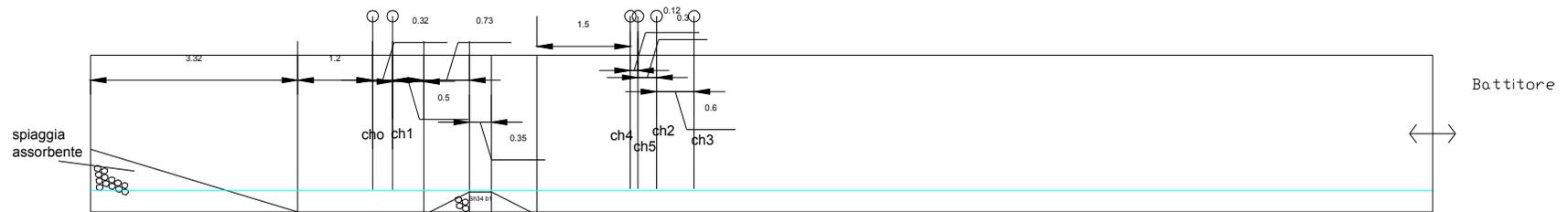
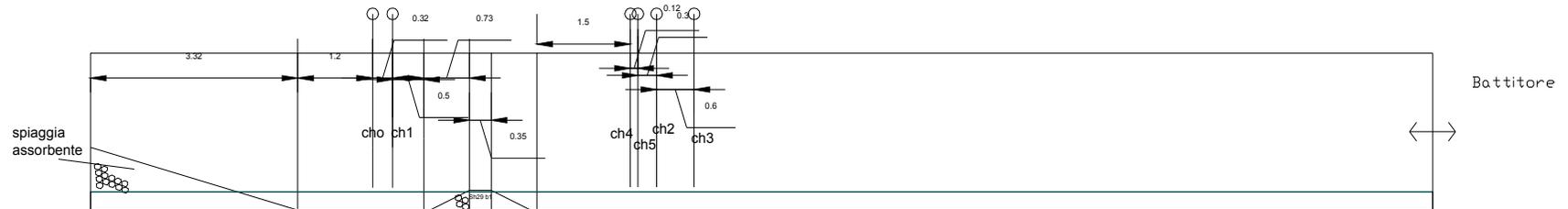
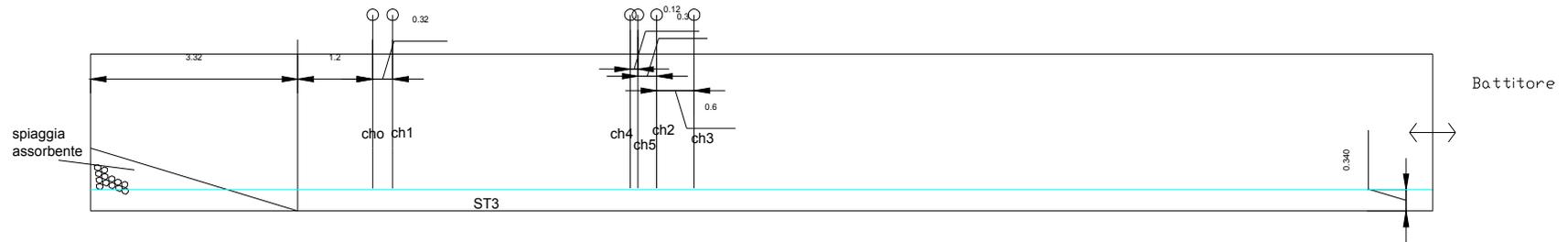
Lay-out e sintesi dei tests sperimentali

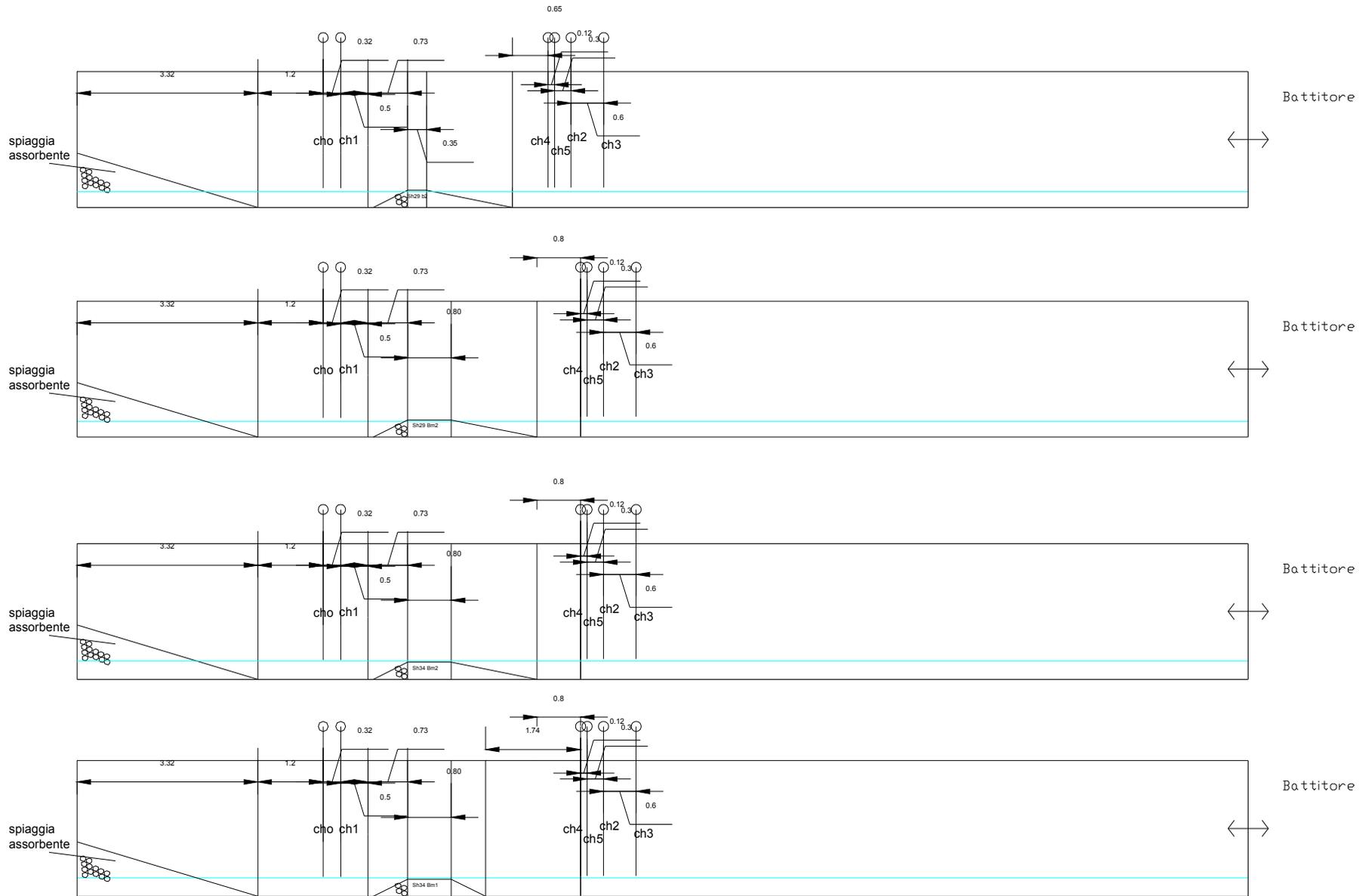


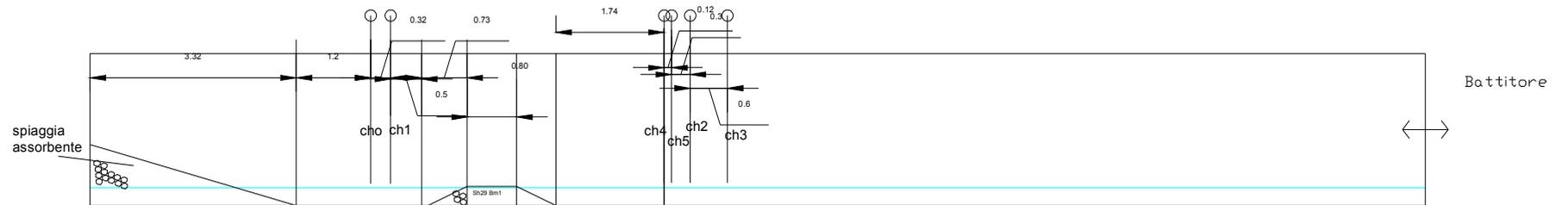












DATI SPERIMENTALI DI PACE-NAPOLI									
Mod	Rock grade	tg α_{off}	tg α_{in}	ϵ (porosità)	B (cm)	Rc (cm)	D ₅₀ (cm)	d(cm)	
S1	A	0.5	0.5	0.50	80	-5	6.1	31.5	
S2	A	0.2	0.5	0.50	80	-5	6.1	31.5	
S3	A	0.5	0.5	0.50	80	0	6.1	31.5	
S4	A	0.2	0.5	0.50	80	0	6.1	31.5	
S5	A	0.2	0.5	0.50	80	5	6.1	31.5	
S6	A	0.5	0.5	0.50	80	5	6.1	31.5	
S7	A	0.2	0.5	0.50	35	5	6.1	31.5	
S8	A	0.5	0.5	0.50	35	5	6.1	31.5	
S9	A	0.5	0.5	0.50	35	0	6.1	31.5	
S10	A	0.2	0.5	0.50	35	0	6.1	31.5	
S11	A	0.2	0.5	0.50	35	-5	6.1	31.5	
SC	A	0.5	0.5	0.50	60	-5	6.1	31.5	
S12	A	0.5	0.5	0.50	35	-5	6.1	31.5	
SL	A	0.5	0.5	0.50	60	-5	6.1	31.5	
ST1	A							29.0	
ST2	A							31.5	
ST3	A							34.0	
Sh29b1	A	0.5	0.5	0.50	35	2.5	6.1	29.0	
Sh34b1	A	0.5	0.5	0.50	35	-2.5	6.1	34.0	
Sh34b2	A	0.2	0.5	0.50	35	-2.5	6.1	34.0	
Sh29b2	A	0.2	0.5	0.50	35	2.5	6.1	29.0	
Sh29Bm2	A	0.2	0.5	0.50	80	2.5	6.1	29.0	
Sh34Bm2	A	0.2	0.5	0.50	80	-2.5	6.1	34.0	
Sh34Bm1	A	0.5	0.5	0.50	80	-2.5	6.1	34.0	
Sh29Bm1	A	0.5	0.5	0.50	80	2.5	6.1	29.0	

Num Mod	Num Test	R _c (cm)	B (cm)	d (cm)	tg _a off	T (s)	L ₀ (cm)	H _i _TARGET(m)	K _{R,SG}	K _{R,MF}	media
S1	1	-5	80	31.5	0.5	1	139.1	2	0.07	0.07	0.07
S1	2	-5	80	31.5	0.5	1	139.1	3	0.07	0.07	0.07
S1	3	-5	80	31.5	0.5	1	139.1	4	0.06	0.07	0.07
S1	4	-5	80	31.5	0.5	1	139.1	5	0.07	0.07	0.07
S1	5	-5	80	31.5	0.5	1	139.1	6	0.06	0.07	0.07
S1	6	-5	80	31.5	0.5	1	139.1	7	0.06	0.07	0.07
S1	7	-5	80	31.5	0.5	1	139.1	8	0.06	0.08	0.07
S1	8	-5	80	31.5	0.5	1	139.1	9	0.09	0.12	0.11
S1	9	-5	80	31.5	0.5	1	139.1	10	0.10	0.14	0.12
S1	10	-5	80	31.5	0.5	1	139.1	11	0.11	0.15	0.13
S1	11	-5	80	31.5	0.5	1	139.1	12	0.12	0.18	0.15
S1	12	-5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	2	0.22	0.20	0.21
S1	13	-5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	3	0.21	0.19	0.20
S1	14	-5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	4	0.21	0.18	0.20
S1	15	-5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	5	0.21	0.18	0.19
S1	16	-5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	6	0.19	0.18	0.18
S1	17	-5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	7	0.20	0.18	0.19
S1	18	-5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	8	0.21	0.18	0.20
S1	19	-5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	9	0.21	0.19	0.20
S1	20	-5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	10	0.22	0.19	0.20
S1	21	-5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	11	0.24	0.21	0.23
S1	22	-5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	12	0.25	0.26	0.25
S1	23	-5	80	31.5	0.5	2	332.9	2	0.17	0.15	0.16
S1	24	-5	80	31.5	0.5	2	332.9	3	0.16	0.16	0.16
S1	25	-5	80	31.5	0.5	2	332.9	4	0.17	0.15	0.16
S1	26	-5	80	31.5	0.5	2	332.9	5	0.17	0.16	0.16
S1	27	-5	80	31.5	0.5	2	332.9	6	0.18	0.16	0.17
S1	28	-5	80	31.5	0.5	2	332.9	7	0.18	0.18	0.18
S1	29	-5	80	31.5	0.5	2	332.9	8	0.18	0.19	0.19
S1	30	-5	80	31.5	0.5	2	332.9	9	0.20	0.19	0.20
S1	31	-5	80	31.5	0.5	2	332.9	10	0.20	0.21	0.21
S1	32	-5	80	31.5	0.5	2	332.9	11	0.20	0.22	0.21
S1	33	-5	80	31.5	0.5	2	332.9	12	0.23	0.24	0.23

Num Mod	Num Test	R _c (cm)	B (cm)	d (cm)	tg _a off	T (s)	L (cm)	H _i _TARGET(m)	K _{R,SG}	K _{R,MF}	media
S2	34	-5	80	31.5	0.2	1	139.1	2	0.06	0.06	0.06
S2	35	-5	80	31.5	0.2	1	139.1	3	0.06	0.06	0.06
S2	36	-5	80	31.5	0.2	1	139.1	4	0.06	0.06	0.06
S2	37	-5	80	31.5	0.2	1	139.1	5	0.06	0.07	0.06
S2	38	-5	80	31.5	0.2	1	139.1	6	0.06	0.07	0.06
S2	39	-5	80	31.5	0.2	1	139.1	7	0.05	0.07	0.06
S2	40	-5	80	31.5	0.2	1	139.1	8	0.07	0.08	0.07
S2	41	-5	80	31.5	0.2	1	139.1	9	0.09	0.12	0.11
S2	42	-5	80	31.5	0.2	1	139.1	10	0.11	0.13	0.12
S2	43	-5	80	31.5	0.2	1	139.1	11	0.11	0.14	0.12
S2	44	-5	80	31.5	0.2	1	139.1	12	0.11	0.17	0.14
S2	45	-5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	2	0.15	0.11	0.13
S2	46	-5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	3	0.14	0.10	0.12
S2	47	-5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	4	0.13	0.10	0.11
S2	48	-5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	5	0.13	0.09	0.11
S2	49	-5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	6	0.13	0.10	0.11
S2	50	-5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	7	0.12	0.09	0.11
S2	51	-5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	8	0.13	0.10	0.11
S2	52	-5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	9	0.13	0.10	0.12
S2	53	-5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	10	0.13	0.11	0.12
S2	54	-5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	11	0.14	0.13	0.13
S2	55	-5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	12	0.15	0.15	0.15
S2	56	-5	80	31.5	0.2	2	332.9	2	0.16	0.15	0.15
S2	57	-5	80	31.5	0.2	2	332.9	3	0.16	0.15	0.15
S2	58	-5	80	31.5	0.2	2	332.9	4	0.14	0.13	0.13
S2	59	-5	80	31.5	0.2	2	332.9	5	0.14	0.12	0.13
S2	60	-5	80	31.5	0.2	2	332.9	6	0.14	0.13	0.14
S2	61	-5	80	31.5	0.2	2	332.9	7	0.15	0.14	0.14
S2	62	-5	80	31.5	0.2	2	332.9	8	0.15	0.15	0.15
S2	63	-5	80	31.5	0.2	2	332.9	9	0.16	0.16	0.16
S2	64	-5	80	31.5	0.2	2	332.9	10	0.16	0.17	0.17
S2	65	-5	80	31.5	0.2	2	332.9	11	0.16	0.17	0.16
S2	66	-5	80	31.5	0.2	2	332.9	12	0.17	0.20	0.18

Num Mod	Num Test	R _C (cm)	B (cm)	d (cm)	tg _α off	T (s)	L (cm)	H _i _TARGET(m)	K _{R,SG}	K _{R,MF}	media
S3	67	0	80	31.5	0.5	1	139.1	2	0.15	0.13	0.14
S3	68	0	80	31.5	0.5	1	139.1	3	0.14	0.12	0.13
S3	69	0	80	31.5	0.5	1	139.1	4	0.12	0.11	0.11
S3	70	0	80	31.5	0.5	1	139.1	5	0.12	0.10	0.11
S3	71	0	80	31.5	0.5	1	139.1	6	0.11	0.10	0.10
S3	72	0	80	31.5	0.5	1	139.1	7	0.11	0.10	0.11
S3	73	0	80	31.5	0.5	1	139.1	8	0.11	0.11	0.11
S3	74	0	80	31.5	0.5	1	139.1	9	0.11	0.13	0.12
S3	75	0	80	31.5	0.5	1	139.1	10	0.10	0.12	0.11
S3	76	0	80	31.5	0.5	1	139.1	11	0.10	0.12	0.11
S3	77	0	80	31.5	0.5	1	139.1	12	0.10	0.13	0.12
S3	78	0	80	31.5	0.5	1.5	238.8	2	0.11	0.11	0.11
S3	79	0	80	31.5	0.5	1.5	238.8	3	0.11	0.12	0.11
S3	80	0	80	31.5	0.5	1.5	238.8	4	0.11	0.12	0.11
S3	81	0	80	31.5	0.5	1.5	238.8	5	0.11	0.11	0.11
S3	82	0	80	31.5	0.5	1.5	238.8	6	0.12	0.11	0.12
S3	83	0	80	31.5	0.5	1.5	238.8	7	0.11	0.11	0.11
S3	84	0	80	31.5	0.5	1.5	238.8	8	0.13	0.12	0.12
S3	85	0	80	31.5	0.5	1.5	238.8	9	0.13	0.11	0.12
S3	86	0	80	31.5	0.5	1.5	238.8	10	0.14	0.12	0.13
S3	87	0	80	31.5	0.5	1.5	238.8	11	0.16	0.14	0.15
S3	88	0	80	31.5	0.5	1.5	238.8	12	0.18	0.16	0.17
S3	89	0	80	31.5	0.5	2	332.9	2	0.21	0.21	0.21
S3	90	0	80	31.5	0.5	2	332.9	3	0.21	0.21	0.21
S3	91	0	80	31.5	0.5	2	332.9	4	0.21	0.21	0.21
S3	92	0	80	31.5	0.5	2	332.9	5	0.21	0.22	0.21
S3	93	0	80	31.5	0.5	2	332.9	6	0.22	0.23	0.22
S3	94	0	80	31.5	0.5	2	332.9	7	0.22	0.23	0.22
S3	95	0	80	31.5	0.5	2	332.9	8	0.22	0.24	0.23
S3	96	0	80	31.5	0.5	2	332.9	9	0.23	0.25	0.24
S3	97	0	80	31.5	0.5	2	332.9	10	0.24	0.27	0.25
S3	98	0	80	31.5	0.5	2	332.9	11	0.25	0.29	0.27
S3	99	0	80	31.5	0.5	2	332.9	12	0.28	0.29	0.29

Num Mod	Num Test	R _C (cm)	B (cm)	d (cm)	tg _α off	T (s)	L (cm)	H _i _TARGET(m)	K _{R,SG}	K _{R,MF}	media
S4	100	0	80	31.5	0.2	1	139.1	2	0.09	0.10	0.09
S4	101	0	80	31.5	0.2	1	139.1	3	0.08	0.08	0.08
S4	102	0	80	31.5	0.2	1	139.1	4	0.07	0.06	0.07
S4	103	0	80	31.5	0.2	1	139.1	5	0.07	0.06	0.06
S4	104	0	80	31.5	0.2	1	139.1	6	0.06	0.06	0.06
S4	105	0	80	31.5	0.2	1	139.1	7	0.06	0.07	0.07
S4	106	0	80	31.5	0.2	1	139.1	8	0.08	0.08	0.08
S4	107	0	80	31.5	0.2	1	139.1	9	0.09	0.10	0.09
S4	108	0	80	31.5	0.2	1	139.1	10	0.10	0.11	0.11
S4	109	0	80	31.5	0.2	1	139.1	11	0.12	0.12	0.12
S4	110	0	80	31.5	0.2	1	139.1	12	0.12	0.12	0.12
S4	111	0	80	31.5	0.2	1.5	238.8	2	0.08	0.10	0.09
S4	112	0	80	31.5	0.2	1.5	238.8	3	0.07	0.10	0.08
S4	113	0	80	31.5	0.2	1.5	238.8	4	0.07	0.09	0.08
S4	114	0	80	31.5	0.2	1.5	238.8	5	0.07	0.09	0.08
S4	115	0	80	31.5	0.2	1.5	238.8	6	0.08	0.09	0.09
S4	116	0	80	31.5	0.2	1.5	238.8	7	0.08	0.10	0.09
S4	117	0	80	31.5	0.2	1.5	238.8	8	0.10	0.11	0.10
S4	118	0	80	31.5	0.2	1.5	238.8	9	0.11	0.10	0.11
S4	119	0	80	31.5	0.2	1.5	238.8	10	0.12	0.12	0.12
S4	120	0	80	31.5	0.2	1.5	238.8	11	0.12	0.12	0.12
S4	121	0	80	31.5	0.2	1.5	238.8	12	0.13	0.12	0.12
S4	122	0	80	31.5	0.2	2	332.9	2	0.16	0.16	0.16
S4	123	0	80	31.5	0.2	2	332.9	3	0.15	0.15	0.15
S4	124	0	80	31.5	0.2	2	332.9	4	0.15	0.15	0.15
S4	125	0	80	31.5	0.2	2	332.9	5	0.15	0.15	0.15
S4	126	0	80	31.5	0.2	2	332.9	6	0.16	0.16	0.16
S4	127	0	80	31.5	0.2	2	332.9	7	0.16	0.17	0.16
S4	128	0	80	31.5	0.2	2	332.9	8	0.17	0.18	0.17
S4	129	0	80	31.5	0.2	2	332.9	9	0.17	0.17	0.17
S4	130	0	80	31.5	0.2	2	332.9	10	0.16	0.17	0.16
S4	131	0	80	31.5	0.2	2	332.9	11	0.18	0.19	0.18
S4	132	0	80	31.5	0.2	2	332.9	12	0.20	0.23	0.21

Num Mod	Num Test	R _C (cm)	B (cm)	d (cm)	tg _α off	T (s)	L (cm)	H _i _TARGET(m)	K _{R,SG}	K _{R,MF}	media
S5	133	5	80	31.5	0.2	1	139.1	2	0.17	0.13	0.15
S5	134	5	80	31.5	0.2	1	139.1	3	0.13	0.10	0.12
S5	135	5	80	31.5	0.2	1	139.1	4	0.11	0.09	0.10
S5	136	5	80	31.5	0.2	1	139.1	5	0.11	0.08	0.09
S5	137	5	80	31.5	0.2	1	139.1	6	0.11	0.08	0.09
S5	138	5	80	31.5	0.2	1	139.1	7	0.11	0.09	0.10
S5	139	5	80	31.5	0.2	1	139.1	8	0.11	0.10	0.11
S5	140	5	80	31.5	0.2	1	139.1	9	0.08	0.10	0.09
S5	141	5	80	31.5	0.2	1	139.1	10	0.08	0.10	0.09
S5	142	5	80	31.5	0.2	1	139.1	11	0.09	0.12	0.10
S5	143	5	80	31.5	0.2	1	139.1	12	0.09	0.12	0.11
S5	144	5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	2	0.18	0.17	0.18
S5	145	5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	3	0.14	0.14	0.14
S5	146	5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	4	0.13	0.12	0.12
S5	147	5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	5	0.11	0.11	0.11
S5	148	5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	6	0.11	0.10	0.11
S5	149	5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	7	0.11	0.11	0.11
S5	150	5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	8	0.11	0.11	0.11
S5	151	5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	9	0.13	0.13	0.13
S5	152	5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	10	0.13	0.15	0.14
S5	153	5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	11	0.14	0.16	0.15
S5	154	5	80	31.5	0.2	1.5	238.8	12	0.15	0.17	0.16
S5	155	5	80	31.5	0.2	2	332.9	2	0.22	0.21	0.21
S5	156	5	80	31.5	0.2	2	332.9	3	0.20	0.20	0.20
S5	157	5	80	31.5	0.2	2	332.9	4	0.19	0.19	0.19
S5	158	5	80	31.5	0.2	2	332.9	5	0.18	0.18	0.18
S5	159	5	80	31.5	0.2	2	332.9	6	0.18	0.18	0.18
S5	160	5	80	31.5	0.2	2	332.9	7	0.18	0.19	0.19
S5	161	5	80	31.5	0.2	2	332.9	8	0.19	0.19	0.19
S5	162	5	80	31.5	0.2	2	332.9	9	0.19	0.20	0.19
S5	163	5	80	31.5	0.2	2	332.9	10	0.18	0.19	0.18
S5	164	5	80	31.5	0.2	2	332.9	11	0.19	0.20	0.20
S5	165	5	80	31.5	0.2	2	332.9	12	0.22	0.23	0.23

Num Mod	Num Test	R _C (cm)	B (cm)	d (cm)	tg _α off	T (s)	L (cm)	H _i _TARGET(m)	K _{R,SG}	K _{R,MF}	media
S6	166	5	80	31.5	0.5	1	139.1	2	0.26	0.28	0.27
S6	167	5	80	31.5	0.5	1	139.1	3	0.23	0.23	0.23
S6	168	5	80	31.5	0.5	1	139.1	4	0.21	0.21	0.21
S6	169	5	80	31.5	0.5	1	139.1	5	0.18	0.18	0.18
S6	170	5	80	31.5	0.5	1	139.1	6	0.16	0.17	0.16
S6	171	5	80	31.5	0.5	1	139.1	7	0.15	0.16	0.16
S6	172	5	80	31.5	0.5	1	139.1	8	0.14	0.16	0.15
S6	173	5	80	31.5	0.5	1	139.1	9	0.14	0.16	0.15
S6	174	5	80	31.5	0.5	1	139.1	10	0.14	0.16	0.15
S6	175	5	80	31.5	0.5	1	139.1	11	0.14	0.16	0.15
S6	176	5	80	31.5	0.5	1	139.1	12	0.14	0.18	0.16
S6	177	5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	2	0.27	0.27	0.27
S6	178	5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	3	0.27	0.27	0.27
S6	179	5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	4	0.21	0.21	0.21
S6	180	5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	5	0.18	0.18	0.18
S6	181	5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	6	0.17	0.17	0.17
S6	182	5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	7	0.17	0.16	0.16
S6	183	5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	8	0.16	0.16	0.16
S6	184	5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	9	0.17	0.17	0.17
S6	185	5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	10	0.17	0.18	0.17
S6	186	5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	11	0.17	0.17	0.17
S6	187	5	80	31.5	0.5	1.5	238.8	12	0.17	0.17	0.17
S6	188	5	80	31.5	0.5	2	332.9	2	0.31	0.33	0.32
S6	189	5	80	31.5	0.5	2	332.9	3	0.28	0.30	0.29
S6	190	5	80	31.5	0.5	2	332.9	4	0.30	0.33	0.31
S6	191	5	80	31.5	0.5	2	332.9	5	0.28	0.31	0.29
S6	192	5	80	31.5	0.5	2	332.9	6	0.27	0.31	0.29
S6	193	5	80	31.5	0.5	2	332.9	7	0.26	0.30	0.28
S6	194	5	80	31.5	0.5	2	332.9	8	0.26	0.30	0.28
S6	195	5	80	31.5	0.5	2	332.9	9	0.27	0.30	0.28
S6	196	5	80	31.5	0.5	2	332.9	10	0.27	0.30	0.28
S6	197	5	80	31.5	0.5	2	332.9	11	0.28	0.32	0.30
S6	198	5	80	31.5	0.5	2	332.9	12	0.30	0.34	0.32

Num Mod	Num Test	R _C (cm)	B (cm)	d (cm)	tg _α off	T (s)	L (cm)	H _i _TARGET(m)	K _{R,SG}	K _{R,MF}	media
S7	199	5	35	31.5	0.2	1	139.1	2	0.09	0.09	0.09
S7	200	5	35	31.5	0.2	1	139.1	3	0.08	0.08	0.08
S7	201	5	35	31.5	0.2	1	139.1	4	0.08	0.07	0.07
S7	202	5	35	31.5	0.2	1	139.1	5	0.07	0.07	0.07
S7	203	5	35	31.5	0.2	1	139.1	6	0.07	0.06	0.07
S7	204	5	35	31.5	0.2	1	139.1	7	0.07	0.07	0.07
S7	205	5	35	31.5	0.2	1	139.1	8	0.07	0.08	0.08
S7	206	5	35	31.5	0.2	1	139.1	9	0.09	0.09	0.09
S7	207	5	35	31.5	0.2	1	139.1	10	0.10	0.12	0.11
S7	208	5	35	31.5	0.2	1	139.1	11	0.09	0.11	0.10
S7	209	5	35	31.5	0.2	1	139.1	12	0.09	0.11	0.10
S7	210	5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	2	0.10	0.11	0.10
S7	211	5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	3	0.09	0.09	0.09
S7	212	5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	4	0.09	0.08	0.09
S7	213	5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	5	0.08	0.08	0.08
S7	214	5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	6	0.08	0.08	0.08
S7	215	5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	7	0.09	0.09	0.09
S7	216	5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	8	0.09	0.09	0.09
S7	217	5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	9	0.10	0.10	0.10
S7	218	5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	10	0.11	0.10	0.11
S7	219	5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	11	0.12	0.12	0.12
S7	220	5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	12	0.12	0.12	0.12
S7	221	5	35	31.5	0.2	2	332.9	2	0.17	0.18	0.18
S7	222	5	35	31.5	0.2	2	332.9	3	0.17	0.17	0.17
S7	223	5	35	31.5	0.2	2	332.9	4	0.16	0.16	0.16
S7	224	5	35	31.5	0.2	2	332.9	5	0.16	0.16	0.16
S7	225	5	35	31.5	0.2	2	332.9	6	0.16	0.17	0.16
S7	226	5	35	31.5	0.2	2	332.9	7	0.16	0.17	0.17
S7	227	5	35	31.5	0.2	2	332.9	8	0.16	0.16	0.16
S7	228	5	35	31.5	0.2	2	332.9	9	0.17	0.17	0.17
S7	229	5	35	31.5	0.2	2	332.9	10	0.17	0.19	0.18
S7	230	5	35	31.5	0.2	2	332.9	11	0.18	0.22	0.20
S7	231	5	35	31.5	0.2	2	332.9	12	0.21	0.25	0.23

Num Mod	Num Test	R _C (cm)	B (cm)	d (cm)	tg _α off	T (s)	L (cm)	H _i _TARGET(m)	K _{R,SG}	K _{R,MF}	media
S8	232	5	35	31.5	0.5	1	139.1	2	0.25	0.26	0.25
S8	233	5	35	31.5	0.5	1	139.1	3	0.24	0.25	0.25
S8	234	5	35	31.5	0.5	1	139.1	4	0.20	0.21	0.21
S8	235	5	35	31.5	0.5	1	139.1	5	0.17	0.17	0.17
S8	236	5	35	31.5	0.5	1	139.1	6	0.14	0.14	0.14
S8	237	5	35	31.5	0.5	1	139.1	7	0.15	0.15	0.15
S8	238	5	35	31.5	0.5	1	139.1	8	0.14	0.14	0.14
S8	239	5	35	31.5	0.5	1	139.1	9	0.15	0.17	0.16
S8	240	5	35	31.5	0.5	1	139.1	10	0.18	0.18	0.18
S8	241	5	35	31.5	0.5	1	139.1	11	0.17	0.18	0.17
S8	242	5	35	31.5	0.5	1	139.1	12	0.18	0.20	0.19
S8	243	5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	2	0.32	0.28	0.30
S8	244	5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	3	0.33	0.28	0.30
S8	245	5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	4	0.32	0.27	0.29
S8	246	5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	5	0.31	0.25	0.28
S8	247	5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	6	0.31	0.24	0.27
S8	248	5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	7	0.29	0.22	0.26
S8	249	5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	8	0.28	0.21	0.25
S8	250	5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	9	0.26	0.20	0.23
S8	251	5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	10	0.26	0.20	0.23
S8	252	5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	11	0.19	0.11	0.15
S8	253	5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	12	0.24	0.21	0.22
S8	254	5	35	31.5	0.5	2	332.9	2	0.32	0.33	0.32
S8	255	5	35	31.5	0.5	2	332.9	3	0.31	0.34	0.33
S8	256	5	35	31.5	0.5	2	332.9	4	0.29	0.32	0.31
S8	257	5	35	31.5	0.5	2	332.9	5	0.28	0.31	0.29
S8	258	5	35	31.5	0.5	2	332.9	6	0.26	0.28	0.27
S8	259	5	35	31.5	0.5	2	332.9	7	0.26	0.27	0.27
S8	260	5	35	31.5	0.5	2	332.9	8	0.26	0.27	0.27
S8	261	5	35	31.5	0.5	2	332.9	9	0.26	0.27	0.26
S8	262	5	35	31.5	0.5	2	332.9	10	0.26	0.27	0.26
S8	263	5	35	31.5	0.5	2	332.9	11	0.25	0.28	0.27
S8	264	5	35	31.5	0.5	2	332.9	12	0.26	0.30	0.28

Num Mod	Num Test	R _C (cm)	B (cm)	d (cm)	tg _α off	T (s)	L (cm)	H _i - TARGET(m)	K _{R,SG}	K _{R,MF}	media
S9	265	0	35	31.5	0.5	1	139.1	2	0.17	0.15	0.16
S9	266	0	35	31.5	0.5	1	139.1	3	0.16	0.13	0.14
S9	267	0	35	31.5	0.5	1	139.1	4	0.16	0.13	0.14
S9	268	0	35	31.5	0.5	1	139.1	5	0.16	0.13	0.15
S9	269	0	35	31.5	0.5	1	139.1	6	0.17	0.15	0.16
S9	270	0	35	31.5	0.5	1	139.1	7	0.18	0.16	0.17
S9	271	0	35	31.5	0.5	1	139.1	8	0.20	0.17	0.18
S9	272	0	35	31.5	0.5	1	139.1	9	0.20	0.18	0.19
S9	273	0	35	31.5	0.5	1	139.1	10	0.21	0.18	0.19
S9	274	0	35	31.5	0.5	1	139.1	11	0.21	0.20	0.21
S9	275	0	35	31.5	0.5	1	139.1	12	0.22	0.21	0.22
S9	276	0	35	31.5	0.5	1.5	238.8	2	0.24	0.16	0.20
S9	277	0	35	31.5	0.5	1.5	238.8	3	0.24	0.14	0.19
S9	278	0	35	31.5	0.5	1.5	238.8	4	0.24	0.15	0.20
S9	279	0	35	31.5	0.5	1.5	238.8	5	0.25	0.15	0.20
S9	280	0	35	31.5	0.5	1.5	238.8	6	0.25	0.15	0.20
S9	281	0	35	31.5	0.5	1.5	238.8	7	0.25	0.15	0.20
S9	282	0	35	31.5	0.5	1.5	238.8	8	0.24	0.14	0.19
S9	283	0	35	31.5	0.5	1.5	238.8	9	0.24	0.15	0.20
S9	284	0	35	31.5	0.5	1.5	238.8	10	0.23	0.17	0.20
S9	285	0	35	31.5	0.5	1.5	238.8	11	0.24	0.19	0.21
S9	286	0	35	31.5	0.5	1.5	238.8	12	0.25	0.20	0.22
S9	287	0	35	31.5	0.5	2	332.9	2	0.23	0.16	0.19
S9	288	0	35	31.5	0.5	2	332.9	3	0.23	0.17	0.20
S9	289	0	35	31.5	0.5	2	332.9	4	0.23	0.18	0.20
S9	290	0	35	31.5	0.5	2	332.9	5	0.24	0.19	0.22
S9	291	0	35	31.5	0.5	2	332.9	6	0.23	0.18	0.21
S9	292	0	35	31.5	0.5	2	332.9	7	0.22	0.14	0.18
S9	293	0	35	31.5	0.5	2	332.9	8	0.24	0.19	0.22
S9	294	0	35	31.5	0.5	2	332.9	9	0.24	0.20	0.22
S9	295	0	35	31.5	0.5	2	332.9	10	0.24	0.20	0.22
S9	296	0	35	31.5	0.5	2	332.9	11	0.23	0.21	0.22
S9	297	0	35	31.5	0.5	2	332.9	12	0.22	0.22	0.22

Num Mod	Num Test	R _C (cm)	B (cm)	d (cm)	tg _α off	T (s)	L (cm)	H _i - TARGET(m)	K _{R,SG}	K _{R,MF}	media
S10	298	0	35	31.5	0.2	1	139.1	2	0.08	0.07	0.07
S10	299	0	35	31.5	0.2	1	139.1	3	0.08	0.06	0.07
S10	300	0	35	31.5	0.2	1	139.1	4	0.09	0.05	0.07
S10	301	0	35	31.5	0.2	1	139.1	5	0.10	0.05	0.08
S10	302	0	35	31.5	0.2	1	139.1	6	0.09	0.06	0.08
S10	303	0	35	31.5	0.2	1	139.1	7	0.12	0.06	0.09
S10	304	0	35	31.5	0.2	1	139.1	8	0.12	0.08	0.10
S10	305	0	35	31.5	0.2	1	139.1	9	0.09	0.10	0.10
S10	306	0	35	31.5	0.2	1	139.1	10	0.08	0.09	0.09
S10	307	0	35	31.5	0.2	1	139.1	11	0.09	0.11	0.10
S10	308	0	35	31.5	0.2	1	139.1	12	0.11	0.13	0.12
S10	309	0	35	31.5	0.2	1.5	238.8	2	0.08	0.06	0.07
S10	310	0	35	31.5	0.2	1.5	238.8	3	0.08	0.06	0.07
S10	311	0	35	31.5	0.2	1.5	238.8	4	0.08	0.06	0.07
S10	312	0	35	31.5	0.2	1.5	238.8	5	0.08	0.06	0.07
S10	313	0	35	31.5	0.2	1.5	238.8	6	0.08	0.07	0.08
S10	314	0	35	31.5	0.2	1.5	238.8	7	0.08	0.08	0.08
S10	315	0	35	31.5	0.2	1.5	238.8	8	0.09	0.08	0.08
S10	316	0	35	31.5	0.2	1.5	238.8	9	0.09	0.09	0.09
S10	317	0	35	31.5	0.2	1.5	238.8	10	0.10	0.09	0.10
S10	318	0	35	31.5	0.2	1.5	238.8	11	0.12	0.11	0.11
S10	319	0	35	31.5	0.2	1.5	238.8	12	0.14	0.15	0.14
S10	320	0	35	31.5	0.2	2	332.9	2	0.11	0.10	0.11
S10	321	0	35	31.5	0.2	2	332.9	3	0.11	0.09	0.10
S10	322	0	35	31.5	0.2	2	332.9	4	0.12	0.10	0.11
S10	323	0	35	31.5	0.2	2	332.9	5	0.11	0.10	0.11
S10	324	0	35	31.5	0.2	2	332.9	6	0.12	0.11	0.11
S10	325	0	35	31.5	0.2	2	332.9	7	0.12	0.11	0.12
S10	326	0	35	31.5	0.2	2	332.9	8	0.13	0.13	0.13
S10	327	0	35	31.5	0.2	2	332.9	9	0.14	0.13	0.14
S10	328	0	35	31.5	0.2	2	332.9	10	0.15	0.14	0.15
S10	329	0	35	31.5	0.2	2	332.9	11	0.16	0.16	0.16
S10	330	0	35	31.5	0.2	2	332.9	12	0.17	0.17	0.17

Num Mod	Num Test	R_C (cm)	B (cm)	d(cm)	tg_{α}^{off}	T (s)	L (cm)	$H_i_TARGET(m)$	K_{R_SG}	K_{R_MF}	media
S11	331	-5	35	31.5	0.2	1	139.1	2	0.06	0.05	0.05
S11	332	-5	35	31.5	0.2	1	139.1	3	0.06	0.05	0.05
S11	333	-5	35	31.5	0.2	1	139.1	4	0.06	0.05	0.05
S11	334	-5	35	31.5	0.2	1	139.1	5	0.06	0.05	0.06
S11	335	-5	35	31.5	0.2	1	139.1	6	0.06	0.05	0.06
S11	336	-5	35	31.5	0.2	1	139.1	7	0.06	0.06	0.06
S11	337	-5	35	31.5	0.2	1	139.1	8	0.07	0.07	0.07
S11	338	-5	35	31.5	0.2	1	139.1	9	0.07	0.09	0.08
S11	339	-5	35	31.5	0.2	1	139.1	10	0.08	0.11	0.10
S11	340	-5	35	31.5	0.2	1	139.1	11	0.09	0.11	0.10
S11	341	-5	35	31.5	0.2	1	139.1	12	0.10	0.13	0.12
S11	342	-5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	2	0.09	0.08	0.08
S11	343	-5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	3	0.08	0.06	0.07
S11	344	-5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	4	0.08	0.06	0.07
S11	345	-5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	5	0.08	0.06	0.07
S11	346	-5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	6	0.10	0.07	0.08
S11	347	-5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	7	0.09	0.07	0.08
S11	348	-5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	8	0.10	0.08	0.09
S11	349	-5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	9	0.11	0.08	0.09
S11	350	-5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	10	0.12	0.09	0.11
S11	351	-5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	11	0.14	0.10	0.12
S11	352	-5	35	31.5	0.2	1.5	238.8	12	0.16	0.13	0.14
S11	353	-5	35	31.5	0.2	2	332.9	2	0.12	0.14	0.13
S11	354	-5	35	31.5	0.2	2	332.9	3	0.11	0.12	0.12
S11	355	-5	35	31.5	0.2	2	332.9	4	0.11	0.12	0.12
S11	356	-5	35	31.5	0.2	2	332.9	5	0.10	0.10	0.10
S11	357	-5	35	31.5	0.2	2	332.9	6	0.11	0.13	0.12
S11	358	-5	35	31.5	0.2	2	332.9	7	0.11	0.12	0.12
S11	359	-5	35	31.5	0.2	2	332.9	8	0.13	0.14	0.14
S11	360	-5	35	31.5	0.2	2	332.9	9	0.14	0.15	0.14
S11	361	-5	35	31.5	0.2	2	332.9	10	0.15	0.16	0.15
S11	362	-5	35	31.5	0.2	2	332.9	11	0.16	0.18	0.17
S11	363	-5	35	31.5	0.2	2	332.9	12	0.20	0.22	0.21

Num Mod	Num Test	R_C (cm)	B (cm)	d (cm)	tg_{α}^{off}	T (s)	L (cm)	$H_i_TARGET(m)$	K_{R_SG}	K_{R_MF}	media
S12	397	-5	35	31.5	0.5	1	139.1	2	0.07	0.06	0.06
S12	398	-5	35	31.5	0.5	1	139.1	3	0.06	0.05	0.06
S12	399	-5	35	31.5	0.5	1	139.1	4	0.07	0.06	0.06
S12	400	-5	35	31.5	0.5	1	139.1	5	0.07	0.06	0.06
S12	401	-5	35	31.5	0.5	1	139.1	6	0.07	0.06	0.06
S12	402	-5	35	31.5	0.5	1	139.1	7	0.07	0.08	0.07
S12	403	-5	35	31.5	0.5	1	139.1	8	0.08	0.10	0.09
S12	404	-5	35	31.5	0.5	1	139.1	9	0.08	0.09	0.09
S12	405	-5	35	31.5	0.5	1	139.1	10	0.10	0.12	0.11
S12	406	-5	35	31.5	0.5	1	139.1	11	0.12	0.14	0.13
S12	407	-5	35	31.5	0.5	1	139.1	12	0.12	0.16	0.14
S12	408	-5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	2	0.09	0.08	0.09
S12	409	-5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	3	0.08	0.07	0.08
S12	410	-5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	4	0.08	0.07	0.07
S12	411	-5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	5	0.08	0.07	0.07
S12	412	-5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	6	0.08	0.08	0.08
S12	413	-5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	7	0.09	0.08	0.08
S12	414	-5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	8	0.09	0.10	0.10
S12	415	-5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	9	0.11	0.11	0.11
S12	416	-5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	10	0.11	0.11	0.11
S12	417	-5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	11	0.13	0.13	0.13
S12	418	-5	35	31.5	0.5	1.5	238.8	12	0.14	0.14	0.14
S12	419	-5	35	31.5	0.5	2	332.9	2	0.16	0.16	0.16
S12	420	-5	35	31.5	0.5	2	332.9	3	0.16	0.16	0.16
S12	421	-5	35	31.5	0.5	2	332.9	4	0.16	0.16	0.16
S12	422	-5	35	31.5	0.5	2	332.9	5	0.16	0.17	0.17
S12	423	-5	35	31.5	0.5	2	332.9	6	0.16	0.17	0.17
S12	424	-5	35	31.5	0.5	2	332.9	7	0.17	0.18	0.17
S12	425	-5	35	31.5	0.5	2	332.9	8	0.17	0.19	0.18
S12	426	-5	35	31.5	0.5	2	332.9	9	0.18	0.20	0.19
S12	427	-5	35	31.5	0.5	2	332.9	10	0.20	0.22	0.21
S12	428	-5	35	31.5	0.5	2	332.9	11	0.21	0.23	0.22
S12	429	-5	35	31.5	0.5	2	332.9	12	0.22	0.26	0.24

Num Mod	Num Test	R _c (cm)	B (cm)	d (cm)	tg _a off	T (s)	L (cm)	H _i _TARGET(m)	K _{R,SG}	K _{R,MF}	media
Sh29b1	562	2.5	35	29	0.5	1	135	2	0.20	0.20	0.20
Sh29b1	563	2.5	35	29	0.5	1	135	3	0.18	0.17	0.17
Sh29b1	564	2.5	35	29	0.5	1	135	4	0.15	0.15	0.15
Sh29b1	565	2.5	35	29	0.5	1	135	5	0.15	0.14	0.15
Sh29b1	566	2.5	35	29	0.5	1	135	6	0.15	0.13	0.14
Sh29b1	567	2.5	35	29	0.5	1	135	7	0.14	0.12	0.13
Sh29b1	568	2.5	35	29	0.5	1	135	8	0.16	0.16	0.16
Sh29b1	569	2.5	35	29	0.5	1	135	9	0.16	0.15	0.16
Sh29b1	570	2.5	35	29	0.5	1	135	10	0.14	0.13	0.14
Sh29b1	571	2.5	35	29	0.5	1	135	11	0.14	0.13	0.13
Sh29b1	572	2.5	35	29	0.5	1	135	12	0.15	0.17	0.16
Sh29b1	573	2.5	35	29	0.5	1.5	226	2	0.16	0.17	0.17
Sh29b1	574	2.5	35	29	0.5	1.5	226	3	0.15	0.16	0.16
Sh29b1	575	2.5	35	29	0.5	1.5	226	4	0.13	0.13	0.13
Sh29b1	576	2.5	35	29	0.5	1.5	226	5	0.12	0.12	0.12
Sh29b1	577	2.5	35	29	0.5	1.5	226	6	0.13	0.12	0.13
Sh29b1	578	2.5	35	29	0.5	1.5	226	7	0.13	0.13	0.13
Sh29b1	579	2.5	35	29	0.5	1.5	226	8	0.13	0.13	0.13
Sh29b1	580	2.5	35	29	0.5	1.5	226	9	0.14	0.13	0.13
Sh29b1	581	2.5	35	29	0.5	1.5	226	10	0.15	0.14	0.15
Sh29b1	582	2.5	35	29	0.5	1.5	226	11	0.14	0.13	0.13
Sh29b1	583	2.5	35	29	0.5	1.5	226	12	0.12	0.12	0.12
Sh29b1	584	2.5	35	29	0.5	2	311	2	0.34	0.39	0.36
Sh29b1	585	2.5	35	29	0.5	2	311	3	0.30	0.35	0.33
Sh29b1	586	2.5	35	29	0.5	2	311	4	0.28	0.32	0.30
Sh29b1	587	2.5	35	29	0.5	2	311	5	0.26	0.31	0.28
Sh29b1	588	2.5	35	29	0.5	2	311	6	0.24	0.29	0.26
Sh29b1	589	2.5	35	29	0.5	2	311	7	0.24	0.28	0.26
Sh29b1	590	2.5	35	29	0.5	2	311	8	0.24	0.29	0.26
Sh29b1	591	2.5	35	29	0.5	2	311	9	0.24	0.29	0.26
Sh29b1	592	2.5	35	29	0.5	2	311	10	0.25	0.30	0.27
Sh29b1	593	2.5	35	29	0.5	2	311	11	0.28	0.32	0.30
Sh29b1	594	2.5	35	29	0.5	2	311	12	0.29	0.34	0.31

Num Mod	Num Test	R _c (cm)	B (cm)	d (cm)	tg _a off	T (s)	L (cm)	H _i _TARGET(m)	K _{R,SG}	K _{R,MF}	media
Sh34b1	595	-2.5	35	34	0.5	1	142	2	0.10	0.11	0.10
Sh34b1	596	-2.5	35	34	0.5	1	142	3	0.10	0.10	0.10
Sh34b1	597	-2.5	35	34	0.5	1	142	4	0.08	0.08	0.08
Sh34b1	598	-2.5	35	34	0.5	1	142	5	0.08	0.07	0.08
Sh34b1	599	-2.5	35	34	0.5	1	142	6	0.08	0.07	0.08
Sh34b1	600	-2.5	35	34	0.5	1	142	7	0.09	0.08	0.09
Sh34b1	601	-2.5	35	34	0.5	1	142	8	0.09	0.07	0.08
Sh34b1	602	-2.5	35	34	0.5	1	142	9	0.11	0.09	0.10
Sh34b1	603	-2.5	35	34	0.5	1	142	10	0.11	0.09	0.10
Sh34b1	604	-2.5	35	34	0.5	1	142	11	0.10	0.08	0.09
Sh34b1	605	-2.5	35	34	0.5	1	142	12	0.10	0.08	0.09
Sh34b1	606	-2.5	35	34	0.5	1.5	251	2	0.14	0.14	0.14
Sh34b1	607	-2.5	35	34	0.5	1.5	251	3	0.13	0.13	0.13
Sh34b1	608	-2.5	35	34	0.5	1.5	251	4	0.12	0.12	0.12
Sh34b1	609	-2.5	35	34	0.5	1.5	251	5	0.12	0.12	0.12
Sh34b1	610	-2.5	35	34	0.5	1.5	251	6	0.12	0.12	0.12
Sh34b1	611	-2.5	35	34	0.5	1.5	251	7	0.12	0.13	0.12
Sh34b1	612	-2.5	35	34	0.5	1.5	251	8	0.13	0.13	0.13
Sh34b1	613	-2.5	35	34	0.5	1.5	251	9	0.13	0.12	0.13
Sh34b1	614	-2.5	35	34	0.5	1.5	251	10	0.12	0.11	0.12
Sh34b1	615	-2.5	35	34	0.5	1.5	251	11	0.13	0.10	0.12
Sh34b1	616	-2.5	35	34	0.5	1.5	251	12	0.14	0.13	0.13
Sh34b1	617	-2.5	35	34	0.5	2	354	2	0.15	0.14	0.15
Sh34b1	618	-2.5	35	34	0.5	2	354	3	0.16	0.15	0.15
Sh34b1	619	-2.5	35	34	0.5	2	354	4	0.16	0.15	0.16
Sh34b1	620	-2.5	35	34	0.5	2	354	5	0.18	0.16	0.17
Sh34b1	621	-2.5	35	34	0.5	2	354	6	0.17	0.18	0.17
Sh34b1	622	-2.5	35	34	0.5	2	354	7	0.17	0.18	0.18
Sh34b1	623	-2.5	35	34	0.5	2	354	8	0.18	0.19	0.19
Sh34b1	624	-2.5	35	34	0.5	2	354	9	0.18	0.20	0.19
Sh34b1	625	-2.5	35	34	0.5	2	354	10	0.19	0.21	0.20
Sh34b1	626	-2.5	35	34	0.5	2	354	11	0.20	0.22	0.21
Sh34b1	627	-2.5	35	34	0.5	2	354	12	0.23	0.24	0.23

Num Mod	Num Test	R_c (cm)	B (cm)	d (cm)	$tg\alpha_{off}$	T (s)	L (cm)	$H_{i_TARGET}(m)$	K_{R_SG}	K_{R_MF}	media
Sh34b2	628	-2.5	35	34	0.2	1	142	2	0.09	0.08	0.08
Sh34b2	629	-2.5	35	34	0.2	1	142	3	0.09	0.09	0.09
Sh34b2	630	-2.5	35	34	0.2	1	142	4	0.10	0.09	0.10
Sh34b2	631	-2.5	35	34	0.2	1	142	5	0.10	0.09	0.10
Sh34b2	632	-2.5	35	34	0.2	1	142	6	0.11	0.10	0.10
Sh34b2	633	-2.5	35	34	0.2	1	142	7	0.10	0.10	0.10
Sh34b2	634	-2.5	35	34	0.2	1	142	8	0.10	0.09	0.09
Sh34b2	635	-2.5	35	34	0.2	1	142	9	0.11	0.09	0.10
Sh34b2	636	-2.5	35	34	0.2	1	142	10	0.11	0.09	0.10
Sh34b2	637	-2.5	35	34	0.2	1	142	11	0.11	0.11	0.11
Sh34b2	638	-2.5	35	34	0.2	1	142	12	0.11	0.11	0.11
Sh34b2	639	-2.5	35	34	0.2	1.5	251	2	0.09	0.09	0.09
Sh34b2	640	-2.5	35	34	0.2	1.5	251	3	0.10	0.09	0.10
Sh34b2	641	-2.5	35	34	0.2	1.5	251	4	0.11	0.10	0.10
Sh34b2	642	-2.5	35	34	0.2	1.5	251	5	0.11	0.10	0.10
Sh34b2	643	-2.5	35	34	0.2	1.5	251	6	0.11	0.10	0.11
Sh34b2	644	-2.5	35	34	0.2	1.5	251	7	0.11	0.10	0.11
Sh34b2	645	-2.5	35	34	0.2	1.5	251	8	0.11	0.10	0.11
Sh34b2	646	-2.5	35	34	0.2	1.5	251	9	0.11	0.10	0.11
Sh34b2	647	-2.5	35	34	0.2	1.5	251	10	0.11	0.10	0.11
Sh34b2	648	-2.5	35	34	0.2	1.5	251	11	0.12	0.10	0.11
Sh34b2	649	-2.5	35	34	0.2	1.5	251	12	0.14	0.12	0.13
Sh34b2	650	-2.5	35	34	0.2	2	354	2	0.13	0.12	0.12
Sh34b2	651	-2.5	35	34	0.2	2	354	3	0.14	0.12	0.13
Sh34b2	652	-2.5	35	34	0.2	2	354	4	0.16	0.13	0.14
Sh34b2	653	-2.5	35	34	0.2	2	354	5	0.16	0.13	0.14
Sh34b2	654	-2.5	35	34	0.2	2	354	6	0.16	0.13	0.14
Sh34b2	655	-2.5	35	34	0.2	2	354	7	0.16	0.14	0.15
Sh34b2	656	-2.5	35	34	0.2	2	354	8	0.16	0.14	0.15
Sh34b2	657	-2.5	35	34	0.2	2	354	9	0.16	0.15	0.15
Sh34b2	658	-2.5	35	34	0.2	2	354	10	0.16	0.15	0.16
Sh34b2	659	-2.5	35	34	0.2	2	354	11	0.17	0.16	0.17
Sh34b2	660	-2.5	35	34	0.2	2	354	12	0.19	0.18	0.18

Num Mod	Num Test	R_c (cm)	B (cm)	d (cm)	$tg\alpha_{off}$	T (s)	L (cm)	$H_{i_TARGET}(m)$	K_{R_SG}	K_{R_MF}	media
Sh29b2	661	2.5	35	29	0.2	1	135	2	0.07	0.09	0.08
Sh29b2	662	2.5	35	29	0.2	1	135	3	0.06	0.07	0.07
Sh29b2	663	2.5	35	29	0.2	1	135	4	0.09	0.08	0.08
Sh29b2	664	2.5	35	29	0.2	1	135	5	0.08	0.07	0.08
Sh29b2	665	2.5	35	29	0.2	1	135	6	0.08	0.07	0.07
Sh29b2	666	2.5	35	29	0.2	1	135	7	0.08	0.07	0.07
Sh29b2	667	2.5	35	29	0.2	1	135	8	0.08	0.08	0.08
Sh29b2	668	2.5	35	29	0.2	1	135	9	0.10	0.10	0.10
Sh29b2	669	2.5	35	29	0.2	1	135	10	0.10	0.11	0.10
Sh29b2	670	2.5	35	29	0.2	1	135	11	0.10	0.12	0.11
Sh29b2	671	2.5	35	29	0.2	1	135	12	0.11	0.13	0.12
Sh29b2	672	2.5	35	29	0.2	1.5	226	2	0.08	0.09	0.08
Sh29b2	673	2.5	35	29	0.2	1.5	226	3	0.08	0.08	0.08
Sh29b2	674	2.5	35	29	0.2	1.5	226	4	0.09	0.08	0.08
Sh29b2	675	2.5	35	29	0.2	1.5	226	5	0.09	0.08	0.08
Sh29b2	676	2.5	35	29	0.2	1.5	226	6	0.10	0.08	0.09
Sh29b2	677	2.5	35	29	0.2	1.5	226	7	0.10	0.07	0.09
Sh29b2	678	2.5	35	29	0.2	1.5	226	8	0.10	0.08	0.09
Sh29b2	679	2.5	35	29	0.2	1.5	226	9	0.12	0.09	0.11
Sh29b2	680	2.5	35	29	0.2	1.5	226	10	0.14	0.11	0.13
Sh29b2	681	2.5	35	29	0.2	1.5	226	11	0.16	0.13	0.14
Sh29b2	682	2.5	35	29	0.2	1.5	226	12	0.14	0.10	0.12
Sh29b2	683	2.5	35	29	0.2	2	311	2	0.18	0.22	0.20
Sh29b2	684	2.5	35	29	0.2	2	311	3	0.16	0.20	0.18
Sh29b2	685	2.5	35	29	0.2	2	311	4	0.14	0.17	0.16
Sh29b2	686	2.5	35	29	0.2	2	311	5	0.13	0.16	0.15
Sh29b2	687	2.5	35	29	0.2	2	311	6	0.13	0.15	0.14
Sh29b2	688	2.5	35	29	0.2	2	311	7	0.13	0.15	0.14
Sh29b2	689	2.5	35	29	0.2	2	311	8	0.14	0.16	0.15
Sh29b2	690	2.5	35	29	0.2	2	311	9	0.14	0.16	0.15
Sh29b2	691	2.5	35	29	0.2	2	311	10	0.16	0.18	0.17
Sh29b2	692	2.5	35	29	0.2	2	311	11	0.19	0.23	0.21
Sh29b2	693	2.5	35	29	0.2	2	311	12	0.21	0.25	0.23

Num Mod	Num Test	R _c (cm)	B (cm)	d (cm)	tg _α off	T (s)	L (cm)	H _i _TARGET(m)	K _{R,SG}	K _{R,MF}	media
Sh29Bm2	694	2.5	80	29	0.2	1	135	2	0.07	0.08	0.08
Sh29Bm2	695	2.5	80	29	0.2	1	135	3	0.06	0.07	0.07
Sh29Bm2	696	2.5	80	29	0.2	1	135	4	0.05	0.07	0.06
Sh29Bm2	697	2.5	80	29	0.2	1	135	5	0.05	0.08	0.06
Sh29Bm2	698	2.5	80	29	0.2	1	135	6	0.07	0.08	0.08
Sh29Bm2	699	2.5	80	29	0.2	1	135	7	0.08	0.08	0.08
Sh29Bm2	700	2.5	80	29	0.2	1	135	8	0.09	0.08	0.08
Sh29Bm2	701	2.5	80	29	0.2	1	135	9	0.07	0.09	0.08
Sh29Bm2	702	2.5	80	29	0.2	1	135	10	0.08	0.10	0.09
Sh29Bm2	703	2.5	80	29	0.2	1	135	11	0.10	0.11	0.10
Sh29Bm2	704	2.5	80	29	0.2	1	135	12	0.12	0.16	0.14
Sh29Bm2	705	2.5	80	29	0.2	1.5	226	2	0.12	0.12	0.12
Sh29Bm2	706	2.5	80	29	0.2	1.5	226	3	0.10	0.10	0.10
Sh29Bm2	707	2.5	80	29	0.2	1.5	226	4	0.09	0.09	0.09
Sh29Bm2	708	2.5	80	29	0.2	1.5	226	5	0.09	0.09	0.09
Sh29Bm2	709	2.5	80	29	0.2	1.5	226	6	0.10	0.09	0.09
Sh29Bm2	710	2.5	80	29	0.2	1.5	226	7	0.10	0.09	0.10
Sh29Bm2	711	2.5	80	29	0.2	1.5	226	8	0.11	0.09	0.10
Sh29Bm2	712	2.5	80	29	0.2	1.5	226	9	0.13	0.10	0.12
Sh29Bm2	713	2.5	80	29	0.2	1.5	226	10	0.13	0.12	0.13
Sh29Bm2	714	2.5	80	29	0.2	1.5	226	11	0.13	0.12	0.12
Sh29Bm2	715	2.5	80	29	0.2	1.5	226	12	0.14	0.11	0.12
Sh29Bm2	716	2.5	80	29	0.2	2	311	2	0.15	0.16	0.16
Sh29Bm2	717	2.5	80	29	0.2	2	311	3	0.16	0.16	0.16
Sh29Bm2	718	2.5	80	29	0.2	2	311	4	0.17	0.16	0.16
Sh29Bm2	719	2.5	80	29	0.2	2	311	5	0.17	0.16	0.17
Sh29Bm2	720	2.5	80	29	0.2	2	311	6	0.17	0.17	0.17
Sh29Bm2	721	2.5	80	29	0.2	2	311	7	0.17	0.17	0.17
Sh29Bm2	722	2.5	80	29	0.2	2	311	8	0.18	0.18	0.18
Sh29Bm2	723	2.5	80	29	0.2	2	311	9	0.19	0.19	0.19
Sh29Bm2	724	2.5	80	29	0.2	2	311	10	0.21	0.22	0.22
Sh29Bm2	725	2.5	80	29	0.2	2	311	11	0.24	0.25	0.24
Sh29Bm2	726	2.5	80	29	0.2	2	311	12	0.25	0.26	0.26

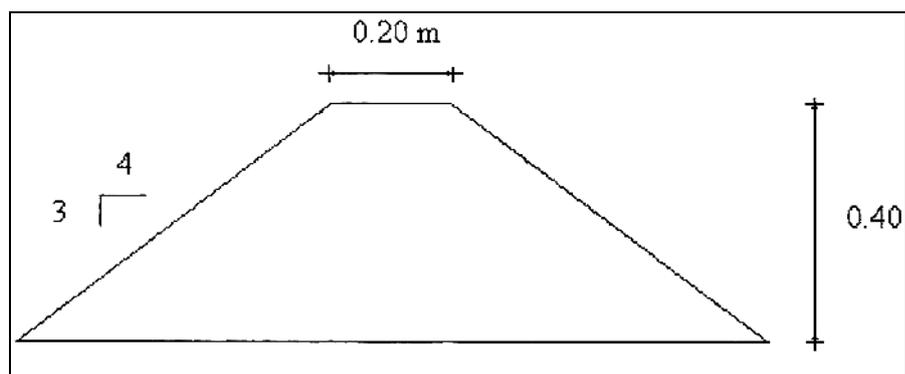
Num Mod	Num Test	R _c (cm)	B (cm)	d (cm)	tg _α off	T (s)	L (cm)	H _i _TARGET(m)	K _{R,SG}	K _{R,MF}	media
Sh34Bm2	727	-2.5	80	34	0.2	1	142	2	0.06	0.08	0.07
Sh34Bm2	728	-2.5	80	34	0.2	1	142	3	0.06	0.07	0.07
Sh34Bm2	729	-2.5	80	34	0.2	1	142	4	0.06	0.06	0.06
Sh34Bm2	730	-2.5	80	34	0.2	1	142	5	0.07	0.06	0.07
Sh34Bm2	731	-2.5	80	34	0.2	1	142	6	0.08	0.07	0.07
Sh34Bm2	732	-2.5	80	34	0.2	1	142	7	0.07	0.07	0.07
Sh34Bm2	733	-2.5	80	34	0.2	1	142	8	0.09	0.07	0.08
Sh34Bm2	734	-2.5	80	34	0.2	1	142	9	0.08	0.08	0.08
Sh34Bm2	735	-2.5	80	34	0.2	1	142	10	0.09	0.08	0.09
Sh34Bm2	736	-2.5	80	34	0.2	1	142	11	0.10	0.10	0.10
Sh34Bm2	737	-2.5	80	34	0.2	1	142	12	0.12	0.10	0.11
Sh34Bm2	738	-2.5	80	34	0.2	1.5	251	2	0.08	0.08	0.08
Sh34Bm2	739	-2.5	80	34	0.2	1.5	251	3	0.09	0.09	0.09
Sh34Bm2	740	-2.5	80	34	0.2	1.5	251	4	0.09	0.09	0.09
Sh34Bm2	741	-2.5	80	34	0.2	1.5	251	5	0.09	0.09	0.09
Sh34Bm2	742	-2.5	80	34	0.2	1.5	251	6	0.10	0.10	0.10
Sh34Bm2	743	-2.5	80	34	0.2	1.5	251	7	0.10	0.09	0.10
Sh34Bm2	744	-2.5	80	34	0.2	1.5	251	8	0.10	0.09	0.10
Sh34Bm2	745	-2.5	80	34	0.2	1.5	251	9	0.11	0.09	0.10
Sh34Bm2	746	-2.5	80	34	0.2	1.5	251	10	0.12	0.09	0.10
Sh34Bm2	747	-2.5	80	34	0.2	1.5	251	11	0.12	0.09	0.11
Sh34Bm2	748	-2.5	80	34	0.2	1.5	251	12	0.17	0.11	0.14
Sh34Bm2	749	-2.5	80	34	0.2	2	354	2	0.13	0.13	0.13
Sh34Bm2	750	-2.5	80	34	0.2	2	354	3	0.14	0.12	0.13
Sh34Bm2	751	-2.5	80	34	0.2	2	354	4	0.15	0.13	0.14
Sh34Bm2	752	-2.5	80	34	0.2	2	354	5	0.15	0.13	0.14
Sh34Bm2	753	-2.5	80	34	0.2	2	354	6	0.16	0.14	0.15
Sh34Bm2	754	-2.5	80	34	0.2	2	354	7	0.17	0.15	0.16
Sh34Bm2	755	-2.5	80	34	0.2	2	354	8	0.17	0.16	0.17
Sh34Bm2	756	-2.5	80	34	0.2	2	354	9	0.18	0.17	0.17
Sh34Bm2	757	-2.5	80	34	0.2	2	354	10	0.19	0.18	0.19
Sh34Bm2	758	-2.5	80	34	0.2	2	354	11	0.23	0.21	0.22
Sh34Bm2	759	-2.5	80	34	0.2	2	354	12	0.27	0.24	0.25

Num Mod	Num Test	R_c (cm)	B (cm)	d (cm)	t_{ga}^{off}	T (s)	L (cm)	$H_{i_TARGET}(m)$	K_{R_SG}	K_{R_MF}	media
Sh34Bm1	760	-2.5	80	34	0.5	1	142	2	0.07	0.08	0.08
Sh34Bm1	761	-2.5	80	34	0.5	1	142	3	0.05	0.06	0.06
Sh34Bm1	762	-2.5	80	34	0.5	1	142	4	0.06	0.06	0.06
Sh34Bm1	763	-2.5	80	34	0.5	1	142	5	0.07	0.07	0.07
Sh34Bm1	764	-2.5	80	34	0.5	1	142	6	0.07	0.07	0.07
Sh34Bm1	765	-2.5	80	34	0.5	1	142	7	0.08	0.07	0.07
Sh34Bm1	766	-2.5	80	34	0.5	1	142	8	0.08	0.07	0.08
Sh34Bm1	767	-2.5	80	34	0.5	1	142	9	0.09	0.08	0.09
Sh34Bm1	768	-2.5	80	34	0.5	1	142	10	0.08	0.08	0.08
Sh34Bm1	769	-2.5	80	34	0.5	1	142	11	0.09	0.10	0.09
Sh34Bm1	770	-2.5	80	34	0.5	1	142	12	0.12	0.11	0.11
Sh34Bm1	771	-2.5	80	34	0.5	1.5	251	2	0.11	0.11	0.11
Sh34Bm1	772	-2.5	80	34	0.5	1.5	251	3	0.11	0.11	0.11
Sh34Bm1	773	-2.5	80	34	0.5	1.5	251	4	0.13	0.12	0.12
Sh34Bm1	774	-2.5	80	34	0.5	1.5	251	5	0.14	0.13	0.14
Sh34Bm1	775	-2.5	80	34	0.5	1.5	251	6	0.15	0.14	0.14
Sh34Bm1	776	-2.5	80	34	0.5	1.5	251	7	0.15	0.15	0.15
Sh34Bm1	777	-2.5	80	34	0.5	1.5	251	8	0.16	0.15	0.16
Sh34Bm1	778	-2.5	80	34	0.5	1.5	251	9	0.17	0.16	0.17
Sh34Bm1	779	-2.5	80	34	0.5	1.5	251	10	0.17	0.16	0.17
Sh34Bm1	780	-2.5	80	34	0.5	1.5	251	11	0.19	0.18	0.19
Sh34Bm1	781	-2.5	80	34	0.5	1.5	251	12	0.22	0.19	0.20
Sh34Bm1	782	-2.5	80	34	0.5	2	354	2	0.23	0.25	0.24
Sh34Bm1	783	-2.5	80	34	0.5	2	354	3	0.24	0.24	0.24
Sh34Bm1	784	-2.5	80	34	0.5	2	354	4	0.25	0.24	0.24
Sh34Bm1	785	-2.5	80	34	0.5	2	354	5	0.25	0.24	0.24
Sh34Bm1	786	-2.5	80	34	0.5	2	354	6	0.26	0.24	0.25
Sh34Bm1	787	-2.5	80	34	0.5	2	354	7	0.28	0.25	0.27
Sh34Bm1	788	-2.5	80	34	0.5	2	354	8	0.30	0.25	0.27
Sh34Bm1	789	-2.5	80	34	0.5	2	354	9	0.30	0.25	0.27
Sh34Bm1	790	-2.5	80	34	0.5	2	354	10	0.33	0.27	0.30
Sh34Bm1	791	-2.5	80	34	0.5	2	354	11	0.33	0.28	0.30
Sh34Bm1	792	-2.5	80	34	0.5	2	354	12	0.34	0.30	0.32

Num Mod	Num Test	R_c (cm)	B (cm)	d (cm)	t_{ga}^{off}	T (s)	L (cm)	$H_{i_TARGET}(m)$	K_{R_SG}	K_{R_MF}	media
Sh29Bm1	793	2.5	80	29	0.5	1	135	2	0.19	0.17	0.18
Sh29Bm1	794	2.5	80	29	0.5	1	135	3	0.17	0.16	0.16
Sh29Bm1	795	2.5	80	29	0.5	1	135	4	0.16	0.15	0.16
Sh29Bm1	796	2.5	80	29	0.5	1	135	5	0.17	0.15	0.16
Sh29Bm1	797	2.5	80	29	0.5	1	135	6	0.16	0.13	0.15
Sh29Bm1	798	2.5	80	29	0.5	1	135	7	0.15	0.12	0.13
Sh29Bm1	799	2.5	80	29	0.5	1	135	8	0.14	0.14	0.14
Sh29Bm1	800	2.5	80	29	0.5	1	135	9	0.15	0.15	0.15
Sh29Bm1	801	2.5	80	29	0.5	1	135	10	0.13	0.12	0.12
Sh29Bm1	802	2.5	80	29	0.5	1	135	11	0.14	0.14	0.14
Sh29Bm1	803	2.5	80	29	0.5	1	135	12	0.14	0.16	0.15
Sh29Bm1	804	2.5	80	29	0.5	1.5	226	2	0.22	0.23	0.22
Sh29Bm1	805	2.5	80	29	0.5	1.5	226	3	0.21	0.22	0.21
Sh29Bm1	806	2.5	80	29	0.5	1.5	226	4	0.21	0.22	0.21
Sh29Bm1	807	2.5	80	29	0.5	1.5	226	5	0.20	0.21	0.21
Sh29Bm1	808	2.5	80	29	0.5	1.5	226	6	0.21	0.21	0.21
Sh29Bm1	809	2.5	80	29	0.5	1.5	226	7	0.21	0.20	0.21
Sh29Bm1	810	2.5	80	29	0.5	1.5	226	8	0.21	0.20	0.21
Sh29Bm1	811	2.5	80	29	0.5	1.5	226	9	0.21	0.20	0.21
Sh29Bm1	812	2.5	80	29	0.5	1.5	226	10	0.24	0.20	0.22
Sh29Bm1	813	2.5	80	29	0.5	1.5	226	11	0.22	0.21	0.21
Sh29Bm1	814	2.5	80	29	0.5	1.5	226	12	0.22	0.20	0.21
Sh29Bm1	815	2.5	80	29	0.5	2	311	2	0.27	0.29	0.28
Sh29Bm1	816	2.5	80	29	0.5	2	311	3	0.28	0.30	0.29
Sh29Bm1	817	2.5	80	29	0.5	2	311	4	0.29	0.30	0.29
Sh29Bm1	818	2.5	80	29	0.5	2	311	5	0.29	0.31	0.30
Sh29Bm1	819	2.5	80	29	0.5	2	311	6	0.30	0.31	0.30
Sh29Bm1	820	2.5	80	29	0.5	2	311	7	0.28	0.30	0.29
Sh29Bm1	821	2.5	80	29	0.5	2	311	8	0.29	0.31	0.30
Sh29Bm1	822	2.5	80	29	0.5	2	311	9	0.31	0.32	0.31
Sh29Bm1	823	2.5	80	29	0.5	2	311	10	0.32	0.34	0.33
Sh29Bm1	824	2.5	80	29	0.5	2	311	11	0.34	0.37	0.35
Sh29Bm1	825	2.5	80	29	0.5	2	311	12	0.35	0.38	0.36

DATI SPERIMENTALI GOVEA											
B(cm)	$tg \alpha_{off}$	Rc(cm)	$D_{50}(cm)$	$H_i(cm)$	$H_i(m)$	T(s)	$L_o(cm)$	d(cm)	Kr(MF)	Kr(MF)%	ξ
20	0.75	-10	3.9	2.3	0.023	1	151	50	8	0.08	6.18
20	0.75	-10	3.9	6.8	0.068	1	151	50	7	0.07	3.59
20	0.75	-10	3.9	8.8	0.088	1	151	50	5	0.05	3.16
20	0.75	-10	3.9	10.7	0.107	1	151	50	3	0.03	2.87
20	0.75	-10	3.9	12.3	0.123	1	151	50	6	0.06	2.67
20	0.75	-10	3.9	13.3	0.133	1	151	50	7	0.07	2.57
20	0.75	-10	3.9	14.6	0.146	1	151	50	6	0.06	2.45
20	0.75	-10	3.9	8.1	0.081	1.15	191	50	4	0.04	3.79
20	0.75	-10	3.9	10.1	0.101	1.15	191	50	4	0.04	3.39
20	0.75	-10	3.9	11.8	0.118	1.15	191	50	3	0.03	3.14
20	0.75	-10	3.9	13.3	0.133	1.15	191	50	5	0.05	2.96
20	0.75	-10	3.9	14.6	0.146	1.15	191	50	4	0.04	2.82
20	0.75	-10	3.9	15.3	0.153	1.15	191	50	7	0.07	2.76
20	0.75	-10	3.9	16.7	0.167	1.15	191	50	4	0.04	2.64
20	0.75	-10	3.9	8	0.08	1.30	231	50	7	0.07	4.31
20	0.75	-10	3.9	9.9	0.099	1.30	231	50	6	0.06	3.87
20	0.75	-10	3.9	11.6	0.116	1.30	231	50	5	0.05	3.58
20	0.75	-10	3.9	13.1	0.131	1.30	231	50	4	0.04	3.37
20	0.75	-10	3.9	13.9	0.139	1.30	231	50	4	0.04	3.27
20	0.75	-10	3.9	14.8	0.148	1.30	231	50	4	0.04	3.17
20	0.75	-10	3.9	15.8	0.158	1.30	231	50	7	0.07	3.07
20	0.75	-10	3.9	16.5	0.165	1.30	231	50	6	0.06	3.00
20	0.75	-10	3.9	8	0.080	1.50	283	50	24	0.24	4.97
20	0.75	-10	3.9	9.8	0.098	1.50	283	50	22	0.22	4.49
20	0.75	-10	3.9	11.6	0.116	1.50	283	50	20	0.2	4.13
20	0.75	-10	3.9	13.1	0.131	1.50	283	50	19	0.19	3.88
20	0.75	-10	3.9	13.9	0.139	1.50	283	50	20	0.2	3.77
20	0.75	-10	3.9	14.5	0.145	1.50	283	50	21	0.21	3.69
20	0.75	-10	3.9	7.7	0.077	1.80	357	50	32	0.32	6.08
20	0.75	-10	3.9	9.3	0.093	1.80	357	50	31	0.31	5.53
20	0.75	-10	3.9	11.1	0.111	1.80	357	50	28	0.28	5.06
20	0.75	-10	3.9	12.7	0.127	1.80	357	50	28	0.28	4.73
20	0.75	-10	3.9	13.8	0.138	1.80	357	50	26	0.26	4.54
20	0.75	-10	3.9	8.5	0.085	2.00	405	50	36	0.36	6.43
20	0.75	-10	3.9	10.5	0.105	2.00	405	50	37	0.37	5.78
20	0.75	-10	3.9	12.4	0.124	2.00	405	50	37	0.37	5.32
20	0.75	-10	3.9	14	0.140	2.00	405	50	37	0.37	5.01
20	0.75	-10	3.9	8.5	0.085	2.20	454	50	32	0.32	7.07
20	0.75	-10	3.9	9.6	0.096	2.20	454	50	27	0.27	6.65
20	0.75	-10	3.9	10.7	0.107	2.20	454	50	23	0.23	6.30
20	0.75	-10	3.9	11.6	0.116	2.20	454	50	18	0.18	6.05
20	0.75	-10	3.9	7.3	0.073	2.50	523	50	32	0.32	8.67
20	0.75	-10	3.9	8.5	0.085	2.50	523	50	30	0.3	8.04
20	0.75	0	3.9	2	0.020	1.00	146	40	12	0.12	6.63
20	0.75	0	3.9	4	0.040	1.00	146	40	13	0.13	4.69
20	0.75	0	3.9	5	0.050	1.00	146	40	13	0.13	4.19
20	0.75	0	3.9	5.9	0.059	1.00	146	40	13	0.13	3.86
20	0.75	0	3.9	7.7	0.077	1.00	146	40	12	0.12	3.38
20	0.75	0	3.9	9.4	0.094	1.00	146	40	12	0.12	3.06
20	0.75	0	3.9	10.6	0.106	1.00	146	40	13	0.13	2.88
20	0.75	0	3.9	11.8	0.118	1.00	146	40	13	0.13	2.73
20	0.75	0	3.9	12.9	0.129	1.00	146	40	12	0.12	2.61
20	0.75	0	3.9	13.3	0.133	1.00	146	40	12	0.12	2.57
20	0.75	0	3.9	2	0.020	1.15	182	40	11	0.11	7.62
20	0.75	0	3.9	3.9	0.039	1.15	182	40	10	0.1	5.46
20	0.75	0	3.9	4.8	0.048	1.15	182	40	10	0.1	4.92
20	0.75	0	3.9	5.8	0.058	1.15	182	40	10	0.1	4.48
20	0.75	0	3.9	7.6	0.076	1.15	182	40	11	0.11	3.91

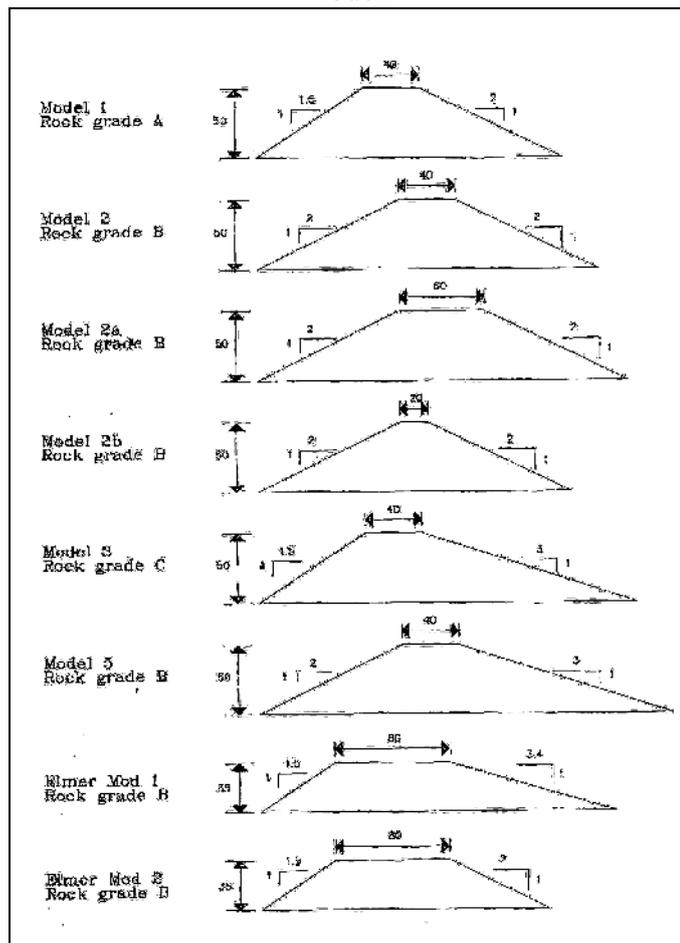
Modello



DATI SPERIMENTALI BRISTOL								
Mod	Rock grade	tg α_{off}	tg α_{in}	e (porosità)	Scala Modello			
					B (cm)	h _C (cm)	M ₅₀ (g)	Dn ₅₀ (m)
1	A	0.5	0.67	0.45	40	50	357	0.05
2	B	0.5	0.5	0.39	40	50	182	0.041
2a	B	0.5	0.5	0.39	60	50	182	0.041
2b	B	0.5	0.5	0.39	20	50	182	0.041
3	C	0.33	0.67	0.38	40	50	100	0.035
5	B	0.33	0.33	0.39	40	50	182	0.041

Model No	Total Volume (m ³)	Rock mass (kg)	Rock grade	Mean Specific Gravity	Rock Volume (m ³)	Porosity
1	0.319	496.7	A	2.83	0.176	0.45
2	0.350	547.8	B	2.56	0.214	0.39
3	0.381	606.6	C	2.37	0.256	0.33
5	0.413	652.0	B	2.56	0.255	0.38

Modelli



<i>Num Mod</i>	<i>Num Test</i>	<i>R_c (m)</i>	<i>T (s)</i>	<i>L₀ (cm)</i>	<i>H_i (cm)</i>	<i>K_r</i>
1	72	-0.15	1.01	155	4.8	0.13
1	73	-0.15	1.01	155	10.55	0.1
1	74	-0.15	1.01	155	15	0.11
1	75	-0.15	1.43	284	5.4	0.19
1	76	-0.15	1.43	284	11.45	0.14
1	77	-0.15	1.43	284	18.3	0.07
1	78	-0.15	1.99	450	4.9	0.27
1	79	-0.15	1.99	450	9.55	0.25
1	80	-0.15	1.99	450	15.9	0.18
1	81	-0.15	2.50	587	5.6	0.18
1	82	-0.15	2.50	587	11.7	0.18
1	83	-0.15	2.50	587	17.85	0.17
1	57	-0.1	1.01	154	5.1	0.16
1	58	-0.1	1.01	154	11.5	0.12
1	59	-0.1	1.01	154	15.1	0.14
1	60	-0.1	1.43	279	5.7	0.19
1	61	-0.1	1.43	279	11.35	0.17
1	62	-0.1	1.43	279	17.9	0.12
1	63	-0.1	1.99	436	4.5	0.38
1	64	-0.1	1.99	436	9.15	0.28
1	65	-0.1	1.99	436	14.4	0.23
1	66	-0.1	2.50	567	5.6	0.2
1	67	-0.1	2.50	567	10.95	0.15
1	68	-0.1	2.50	567	16.45	0.12
1	42	-0.05	1.01	153	5.25	0.14
1	43	-0.05	1.01	153	10.65	0.11
1	44	-0.05	1.01	153	14	0.11
1	45	-0.05	1.43	272	5.1	0.18
1	46	-0.05	1.43	272	9.75	0.13
1	47	-0.05	1.43	272	14.95	0.13
1	48	-0.05	1.99	421	5.3	0.32
1	49	-0.05	1.99	421	10.6	0.25
1	50	-0.05	1.99	421	15.35	0.25
1	51	-0.05	2.50	546	4.6	0.22
1	52	-0.05	2.50	546	9.3	0.14
1	53	-0.05	2.50	546	14.15	0.1
1	1	0	1.01	151	6.45	0.15
1	2	0	1.01	151	12.3	0.11
1	3	0	1.01	151	15.65	0.15
1	4	0	1.43	265	4.9	0.18
1	5	0	1.43	265	10.05	0.14
1	6	0	1.43	265	14.6	0.14
1	7	0	1.99	406	6.2	0.31
1	8	0	1.99	406	12.55	0.31
1	9	0	1.99	406	18.1	0.19
1	10	0	2.50	524	5.55	0.17
1	11	0	2.50	524	9.95	0.14
1	12	0	2.50	524	15.95	0.12
1	15	0.05	1.01	149	6.25	0.23
1	16	0.05	1.01	149	10.75	0.22
1	17	0.05	1.01	149	13.5	0.26
1	18	0.05	1.43	256	5.9	0.12
1	19	0.05	1.43	256	13.5	0.09
1	20	0.05	1.43	256	15.65	0.09
1	21	0.05	1.99	388	7	0.33
1	22	0.05	1.99	388	13.1	0.24
1	23	0.05	2.50	500	4.95	0.19
1	24	0.05	2.50	500	10.2	0.16
1	27	0.1	1.01	147	5.35	0.18

2	1	-0.15	1.01	155	4.95	0.13
2	2	-0.15	1.01	155	10.7	0.08
2	3	-0.15	1.01	155	15.6	0.09
2	4	-0.15	1.43	284	5.25	0.18
2	5	-0.15	1.43	284	11.35	0.13
2	6	-0.15	1.43	284	16.55	0.13
2	7	-0.15	1.99	450	4.7	0.32
2	8	-0.15	1.99	450	9.85	0.22
2	9	-0.15	1.99	450	15.2	0.22
2	10a	-0.15	2.50	587	5.75	0.2
2	11a	-0.15	2.50	587	11.9	0.19
2	12a	-0.15	2.50	587	17.6	0.18
2	16	-0.1	1.01	154	5.3	0.13
2	17	-0.1	1.01	154	11.55	0.11
2	18	-0.1	1.01	154	15.65	0.09
2	19	-0.1	1.43	279	5.5	0.16
2	20	-0.1	1.43	279	11.75	0.11
2	21	-0.1	1.43	279	17.5	0.11
2	22	-0.1	1.99	436	4.65	0.35
2	23	-0.1	1.99	436	9.45	0.24
2	24	-0.1	1.99	436	14.5	0.17
2	25	-0.1	2.50	567	5.45	0.16
2	26	-0.1	2.50	567	11.25	0.14
2	27	-0.1	2.50	567	16.3	0.18
2	31	-0.05	1.01	153	5.35	0.12
2	32	-0.05	1.01	153	11.15	0.11
2	33	-0.05	1.01	153	14.5	0.12
2	34	-0.05	1.43	272	5.1	0.2
2	35	-0.05	1.43	272	9.95	0.14
2	36	-0.05	1.43	272	15.65	0.14
2	37	-0.05	1.99	421	5.25	0.33
2	38	-0.05	1.99	421	10.95	0.21
2	39	-0.05	1.99	421	16.2	0.17
2	40	-0.05	2.50	546	4.65	0.18
2	41	-0.05	2.50	546	9.5	0.21
2	42	-0.05	2.50	546	13.65	0.1
2	46	0	1.01	151	6.35	0.12
2	47	0	1.01	151	11.95	0.1
2	48	0	1.01	151	15.85	0.1
2	49	0	1.43	265	4.6	0.2
2	50	0	1.43	265	9.15	0.16
2	51	0	1.43	265	14.1	0.11
2	52	0	1.99	406	5.9	0.32
2	53	0	1.99	406	12.6	0.25
2	54	0	1.99	406	17.7	0.2
2	55	0	2.50	524	4.95	0.19
2	56	0	2.50	524	9.45	0.13
2	57	0	2.50	524	14.95	0.1
2	61	0.05	1.01	149	8.15	0.26
2	62	0.05	1.01	149	5.85	0.26
2	63	0.05	1.01	149	11.15	0.3
2	64	0.05	1.01	149	15.35	0.14
2	65	0.05	1.43	255	6.05	0.12
2	66	0.05	1.43	256	13.7	0.08
2	68	0.05	1.99	388	6.8	0.29
2	69	0.05	1.99	388	14.75	0.19
2	70	0.05	2.50	500	4.7	0.21
2	71	0.05	2.50	500	10.15	0.15
2	75	0.1	1.01	147	5.3	0.17
2	76	0.1	1.01	147	11.15	0.21
2	78	0.1	1.43	246.5	5.1	0.14

2a	400	-0.15	1.01	155	5.2	0.12
2a	401	-0.15	1.01	155	11.4	0.09
2a	402	-0.15	1.01	155	15.4	0.12
2a	403	-0.15	1.43	284	5.65	0.19
2a	404	-0.15	1.43	284	12.35	0.17
2a	405	-0.15	1.43	284	18.75	0.09
2a	406	-0.15	1.99	450	4.55	0.32
2a	407	-0.15	1.99	450	9.4	0.31
2a	408	-0.15	1.99	450	15.45	0.22
2a	409	-0.15	2.50	587	5.9	0.19
2a	410	-0.15	2.50	587	12.2	0.16
2a	411	-0.15	2.50	587	18.55	0.16
2a	412	-0.1	1.01	154	5.15	0.17
2a	413	-0.1	1.01	154	11.35	0.15
2a	414	-0.1	1.01	154	14.9	0.16
2a	415	-0.1	1.43	279	5.55	0.21
2a	416	-0.1	1.43	279	11.45	0.17
2a	417	-0.1	1.43	279	18.7	0.14
2a	418	-0.1	1.99	436	4.9	0.31
2a	419	-0.1	1.99	436	9.45	0.26
2a	420	-0.1	1.99	436	14.95	0.2
2a	421	-0.1	2.50	567	5.7	0.19
2a	422	-0.1	2.50	567	11	0.18
2a	423	-0.1	2.50	567	17.05	0.14
2a	424	-0.05	1.01	153	5.5	0.11
2a	425	-0.05	1.01	153	11.25	0.11
2a	426	-0.05	1.01	153	14.25	0.12
2a	427	-0.05	1.43	272	5.3	0.19
2a	428	-0.05	1.43	272	9.85	0.17
2a	429	-0.05	1.43	272	15	0.19
2a	430	-0.05	1.99	421	5.3	0.28
2a	431	-0.05	1.99	421	10.9	0.21
2a	432	-0.05	1.99	421	15.9	0.25
2a	433	-0.05	2.50	546	4.85	0.24
2a	434	-0.05	2.50	546	9.4	0.19
2a	435	-0.05	2.50	546	14.75	0.15
2a	436	0	1.01	151	6.2	0.15
2a	437	0	1.01	151	11.95	0.11
2a	438	0	1.01	151	16	0.16
2a	439	0	1.43	265	4.75	0.2
2a	440	0	1.43	265	9.25	0.19
2a	441	0	1.43	265	14.5	0.16
2a	442	0	1.99	406	6.2	0.31
2a	443	0	1.99	406	12.65	0.26
2a	444	0	1.99	406	17.45	0.2
2a	445	0	2.50	524	5.2	0.15
2a	446	0	2.50	524	9.55	0.13
2a	447	0	2.50	524	16.15	0.13
2a	448	0.05	1.01	149	5.9	0.19
2a	449	0.05	1.01	149	10	0.34
2a	451	0.05	1.43	256	6.1	0.18
2a	452	0.05	1.43	256	14	0.11
2a	453	0.05	1.99	388	7.25	0.28
2a	454	0.05	1.99	388	13.1	0.18
2a	455	0.05	2.50	500	5	0.16
2a	456	0.05	2.50	500	10.35	0.16

2b	458	-0.15	1.01	155	4.9	0.12
2b	459	-0.15	1.01	155	10.45	0.1
2b	460	-0.15	1.01	155	15.25	0.11
2b	461	-0.15	1.43	284	5.35	0.2
2b	462	-0.15	1.43	284	11.65	0.14
2b	463	-0.15	1.43	284	18.3	0.07
2b	464	-0.15	1.99	450	4.7	0.32
2b	465	-0.15	1.99	450	9.65	0.27
2b	466	-0.15	1.99	450	15.55	0.22
2b	467	-0.15	2.50	587	5.8	0.14
2b	468	-0.15	2.50	587	11.7	0.15
2b	469	-0.15	2.50	587	17.5	0.14
2b	471	-0.1	1.01	154	5.1	0.14
2b	472	-0.1	1.01	154	11.3	0.12
2b	473	-0.1	1.01	154	14.9	0.13
2b	474	-0.1	1.43	279	5.7	0.18
2b	475	-0.1	1.43	279	11.5	0.1
2b	476	-0.1	1.43	279	15.34	0.14
2b	477	-0.1	1.99	436	4.65	0.38
2b	478	-0.1	1.99	436	9.2	0.25
2b	479	-0.1	1.99	436	14.05	0.27
2b	480	-0.1	2.50	567	5.2	0.17
2b	481	-0.1	2.50	567	10.4	0.15
2b	482	-0.1	2.50	567	16.05	0.12
2b	483	-0.05	1.01	153	5.55	0.12
2b	484	-0.05	1.01	153	11.4	0.11
2b	485	-0.05	1.01	153	14.7	0.1
2b	486	-0.05	1.43	272	5.3	0.17
2b	487	-0.05	1.43	272	10.25	0.17
2b	488	-0.05	1.43	272	15.45	0.13
2b	489	-0.05	1.99	421	5.45	0.38
2b	490	-0.05	1.99	421	10.85	0.26
2b	491	-0.05	1.99	421	15.8	0.28
2b	492	-0.05	2.50	546	4.85	0.22
2b	493	-0.05	2.50	546	9.9	0.19
2b	494	-0.05	2.50	546	14.85	0.16
2b	495	0	1.01	151	6.5	0.11
2b	496	0	1.01	151	12.3	0.1
2b	497	0	1.01	151	16.85	0.14
2b	498	0	1.43	265	4.95	0.17
2b	499	0	1.43	265	10.3	0.12
2b	500	0	1.43	265	14.75	0.14
2b	501	0	1.99	406	6.2	0.32
2b	502	0	1.99	406	13.25	0.32
2b	503	0	1.99	406	18.85	0.24
2b	504	0	2.50	524	5.35	0.21
2b	505	0	2.50	524	10.15	0.16
2b	506	0	2.50	524	16.55	0.18
2b	507	0.05	1.01	149	5.5	0.24
2b	508	0.05	1.01	149	10.5	0.19
2b	510	0.05	1.43	256	5.7	0.12
2b	511	0.05	1.43	256	12.9	0.1
2b	513	0.05	1.99	388	6.6	0.36
2b	514	0.05	1.99	388	13.1	0.21
2b	515	0.05	2.50	500	4.65	0.23
2b	516	0.05	2.50	500	9.4	0.23

3	1	-0.15	1.01	155	4.5	0.11
3	2	-0.15	1.01	155	9.1	0.1
3	3	-0.15	1.01	155	14.25	0.1
3	4	-0.15	1.43	284	4.7	0.17
3	5	-0.15	1.43	284	10.6	0.15
3	6	-0.15	1.43	284	15.15	0.13
3	7	-0.15	1.99	450	4.6	0.28
3	8	-0.15	1.99	450	8.8	0.32
3	9	-0.15	1.99	450	13.7	0.23
3	10	-0.15	2.50	587	5.15	0.2
3	11	-0.15	2.50	587	10.75	0.19
3	12	-0.15	2.50	587	16.25	0.17
3	13	-0.1	1.01	154	5.2	0.13
3	14	-0.1	1.01	154	11.55	0.1
3	15	-0.1	1.01	154	14.9	0.11
3	16	-0.1	1.43	279	5.7	0.19
3	17	-0.1	1.43	279	11.6	0.16
3	18	-0.1	1.43	279	17.95	0.12
3	19	-0.1	1.99	436	5.2	0.27
3	20	-0.1	1.99	436	9.15	0.29
3	21	-0.1	1.99	436	13.65	0.23
3	22	-0.1	2.50	567	5.7	0.16
3	23	-0.1	2.50	567	10.85	0.21
3	24	-0.1	2.50	567	15.4	0.13
3	25	-0.05	1.01	153	5.05	0.11
3	26	-0.05	1.01	153	10.55	0.09
3	27	-0.05	1.01	153	14.4	0.08
3	28	-0.05	1.43	272	5.45	0.17
3	29	-0.05	1.43	272	10.05	0.2
3	30	-0.05	1.43	272	15.65	0.16
3	31	-0.05	1.99	421	5.6	0.3
3	32	-0.05	1.99	421	11.05	0.23
3	33	-0.05	1.99	421	15.9	0.26
3	34	-0.05	2.50	546	5.05	0.25
3	35	-0.05	2.50	546	10.2	0.23
3	36	-0.05	2.50	546	14.55	0.18
3	37	0	1.01	151	6.25	0.1
3	38	0	1.01	151	11.6	0.11
3	39	0	1.01	151	16.05	0.13
3	40	0	1.43	265	5.05	0.21
3	41	0	1.43	265	10	0.16
3	42	0	1.43	265	14.7	0.12
3	43	0	1.99	406	5.65	0.29
3	44	0	1.99	406	11.85	0.32
3	45	0	1.99	406	18.3	0.22
3	46	0	2.50	524	4.9	0.22
3	47	0	2.50	524	8.95	0.21
3	48	0	2.50	524	13.55	0.19
3	51	0.05	1.01	149	5.55	0.23
3	52	0.05	1.01	149	10.85	0.21
3	53	0.05	1.01	149	14.4	0.18
3	54	0.05	1.43	256	5.95	0.13
3	55	0.05	1.43	256	13.05	0.08
3	56	0.05	1.43	256	15.9	0.07
3	57	0.05	1.99	388	6.7	0.36
3	58	0.05	1.99	388	12.2	0.25
3	59	0.05	2.50	500	4.6	0.24
3	60	0.05	2.50	500	9.4	0.26
3	63	0.1	1.01	147	5.05	0.13
3	64	0.1	1.01	147	12	0.14
3	65	0.1	1.43	246	5.55	0.15

5	1	-0.15	1.01	155	4.825	0.12
5	2	-0.15	1.01	155	10.5	0.1
5	3	-0.15	1.01	155	15.25	0.08
5	4	-0.15	1.43	284	5.3	0.17
5	5	-0.15	1.43	284	11.875	0.14
5	6	-0.15	1.43	284	17.65	0.12
5	7	-0.15	1.99	450	4.65	0.29
5	8	-0.15	1.99	450	9.3	0.3
5	9	-0.15	1.99	450	15.35	0.21
5	10	-0.15	2.50	587	5.65	0.2
5	11	-0.15	2.50	587	11.15	0.21
5	12	-0.15	2.50	587	17	0.2
5	16	-0.1	1.01	154	5.15	0.17
5	17	-0.1	1.01	154	11.65	0.13
5	18	-0.1	1.01	154	15	0.13
5	19	-0.1	1.43	279	5.55	0.19
5	20	-0.1	1.43	279	11.55	0.16
5	21	-0.1	1.43	279	18.4	0.1
5	22	-0.1	1.99	436	4.65	0.35
5	23	-0.1	1.99	436	9.35	0.26
5	24	-0.1	1.99	436	14.9	0.21
5	25	-0.1	2.50	567	5.7	0.19
5	26	-0.1	2.50	567	10.95	0.21
5	27	-0.1	2.50	567	16.1	0.15
5	31	-0.05	1.01	153	5.45	0.12
5	32	-0.05	1.01	153	11.05	0.09
5	33	-0.05	1.01	153	14.45	0.09
5	34	-0.05	1.43	272	5.25	0.2
5	35	-0.05	1.43	272	9.75	0.18
5	36	-0.05	1.43	272	15.5	0.16
5	37	-0.05	1.99	421	5.3	0.28
5	38	-0.05	1.99	421	11.3	0.23
5	39	-0.05	1.99	421	16.45	0.25
5	40	-0.05	2.50	546	5	0.28
5	41	-0.05	2.50	546	9.8	0.18
5	42	-0.05	2.50	546	15.3	0.15
5	46	0	1.01	151	6.3	0.13
5	47	0	1.01	151	11.9	0.11
5	48	0	1.01	151	16.25	0.14
5	49	0	1.43	265	4.85	0.2
5	50	0	1.43	265	9.75	0.18
5	51	0	1.43	265	14.9	0.13
5	52	0	1.99	406	5.9	0.27
5	53	0	1.99	406	12.3	0.28
5	54	0	1.99	406	18.4	0.17
5	55	0	2.50	524	5.1	0.22
5	56	0	2.50	524	9.5	0.16
5	57	0	2.50	524	15.75	0.17
5	61	0.05	1.01	149	5.6	0.21
5	62	0.05	1.01	149	10.7	0.19
5	63	0.05	1.01	149	15.75	0.21
5	64	0.05	1.43	256	6.05	0.12
5	65	0.05	1.43	256	13.5	0.07
5	66	0.05	1.43	256	17.2	0.1
5	67	0.05	1.99	388	6.55	0.34
5	68	0.05	1.99	388	12.75	0.25
5	69	0.05	2.50	500	4.6	0.24
5	70	0.05	2.50	500	9.35	0.2
5	73	0.1	1.01	147	4.8	0.17
5	74	0.1	1.01	147	11.9	0.13
5	75	0.1	1.01	147	14.5	0.17

Appendice A.3

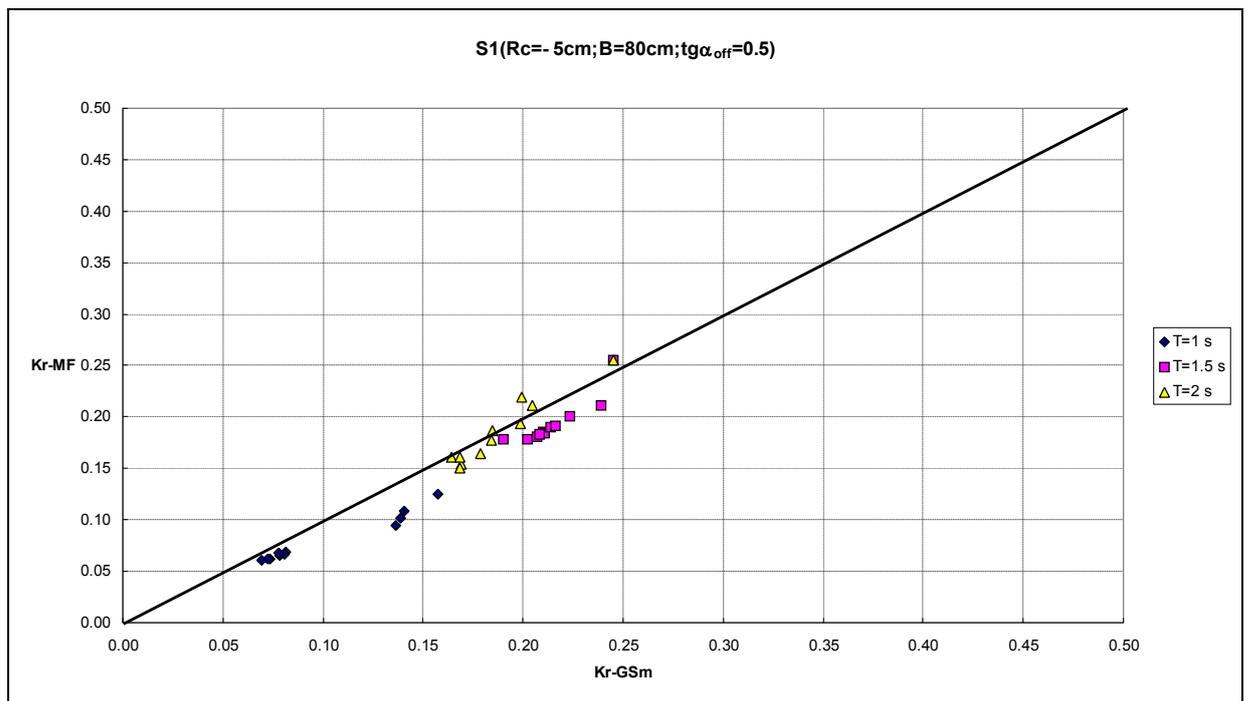


Figura A.3.1: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura sommersa).

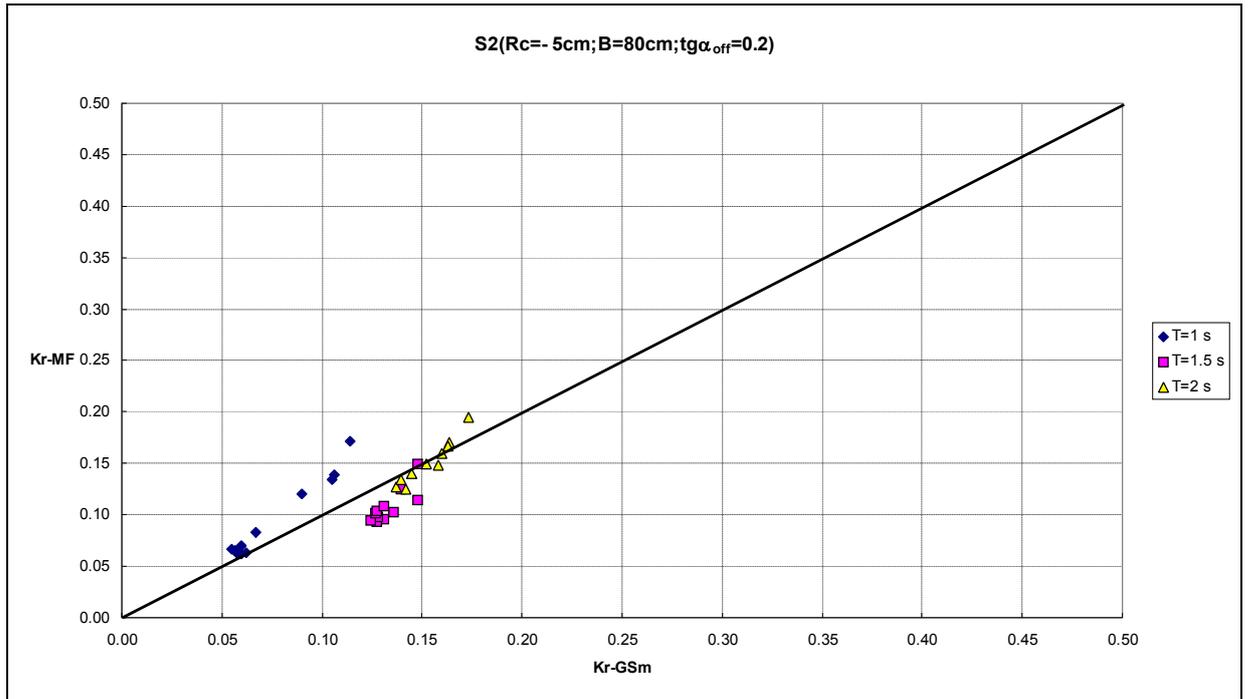


Figura A.3.2: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GS_m (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura sommersa).

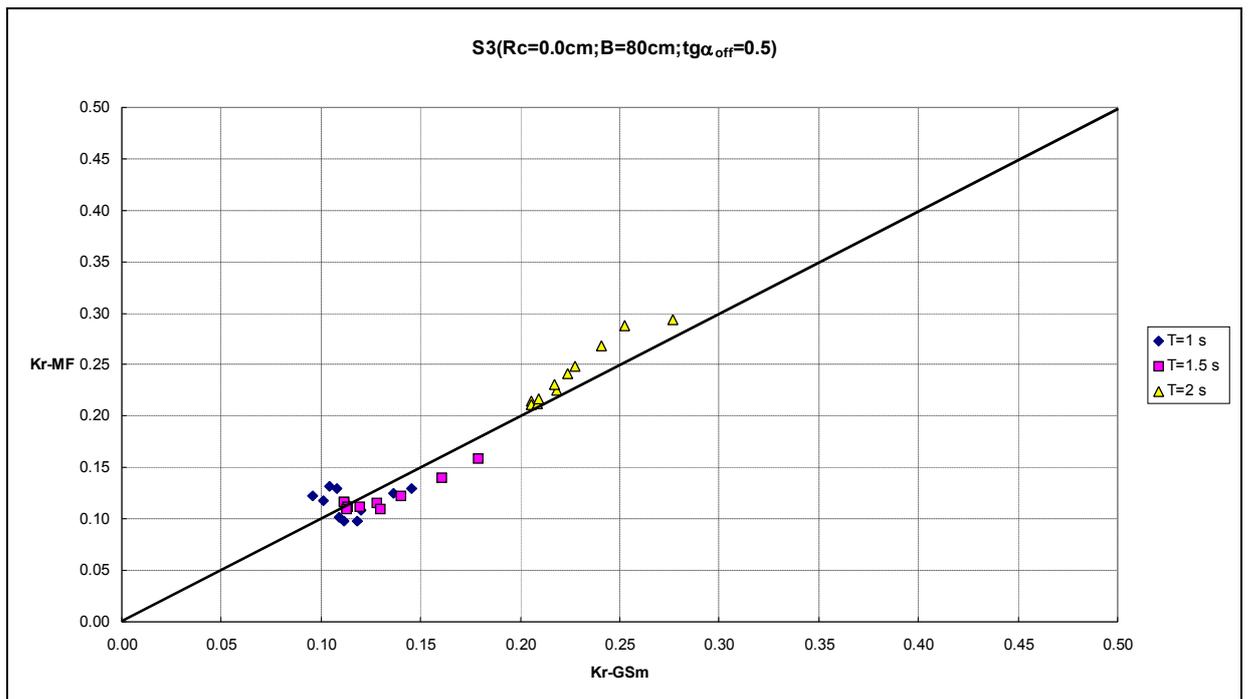


Figura A.3.3: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GS_m (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura *no freeboard*).

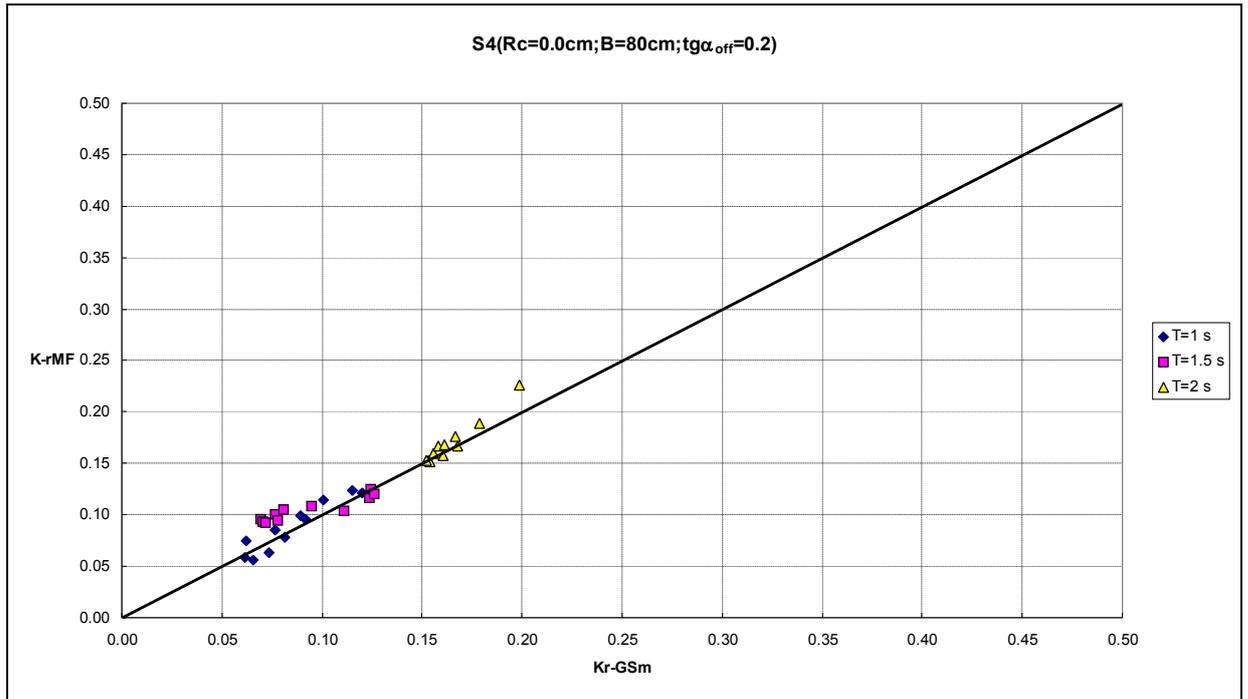


Figura A.3.4: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GS_m (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura *no freeboard*).

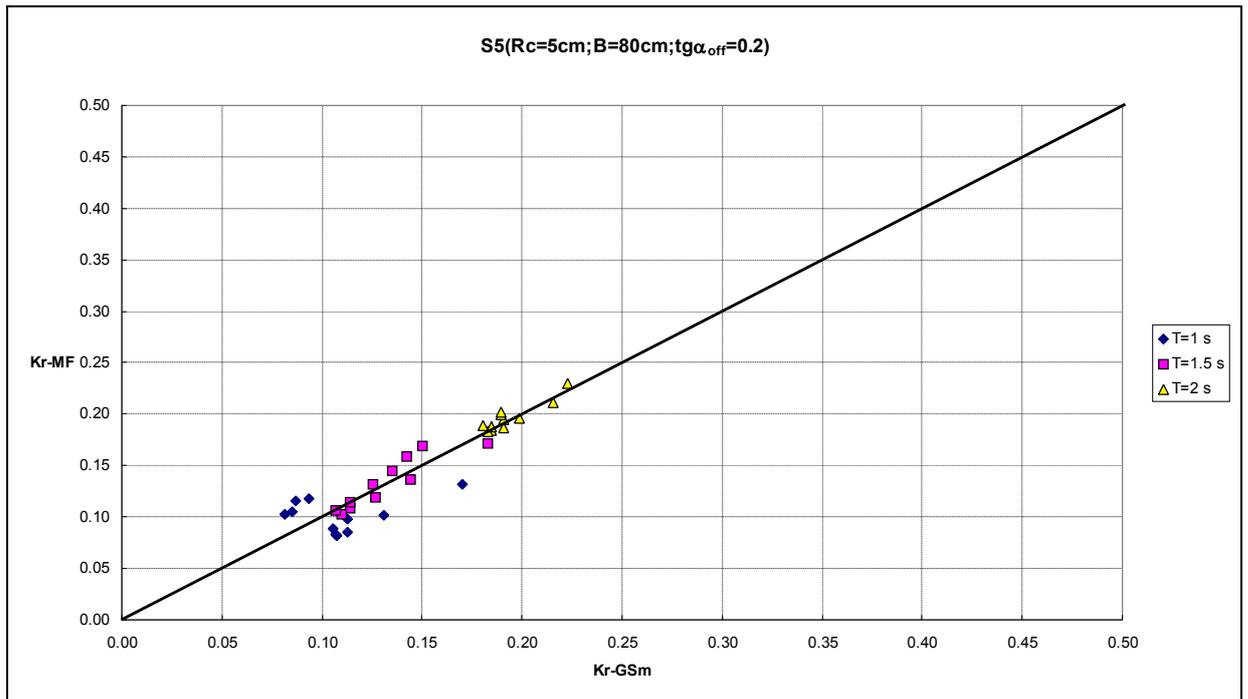


Figura A.3.5: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GS_m (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura emergente).

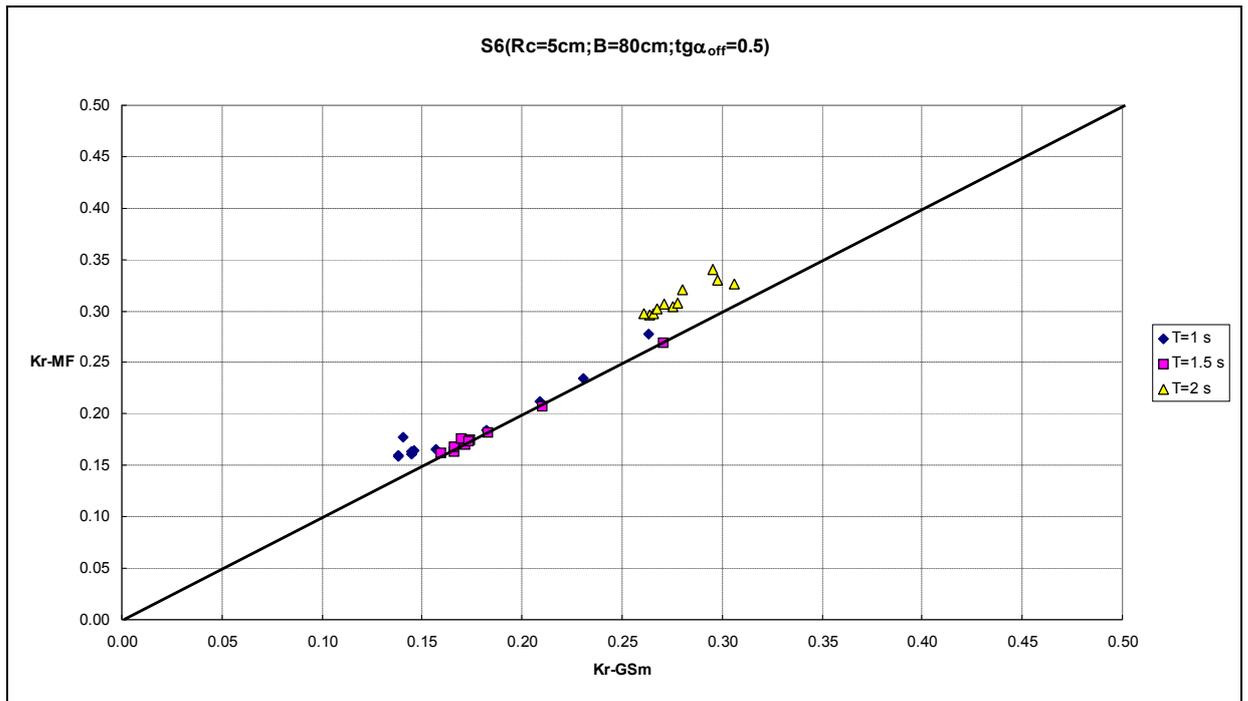


Figura A.3.6: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GS (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura emergente).

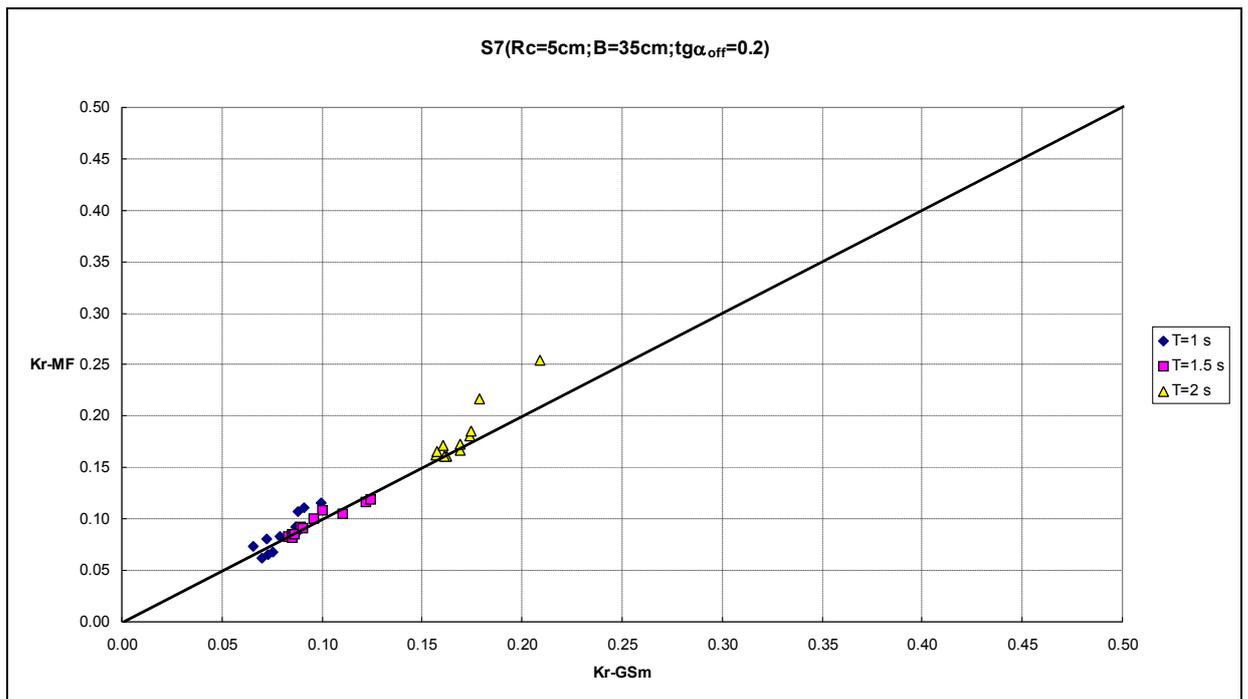


Figura A.3.7: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GS (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura emergente).

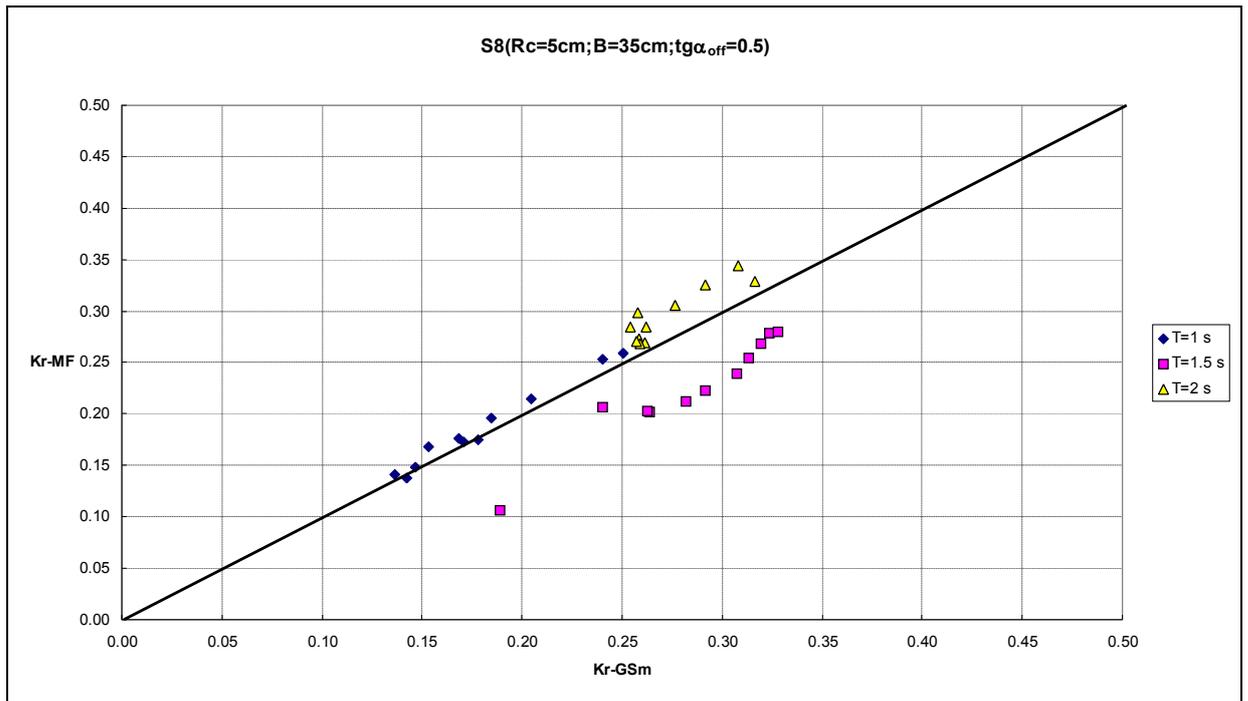


Figura A.3.8: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura emergente).

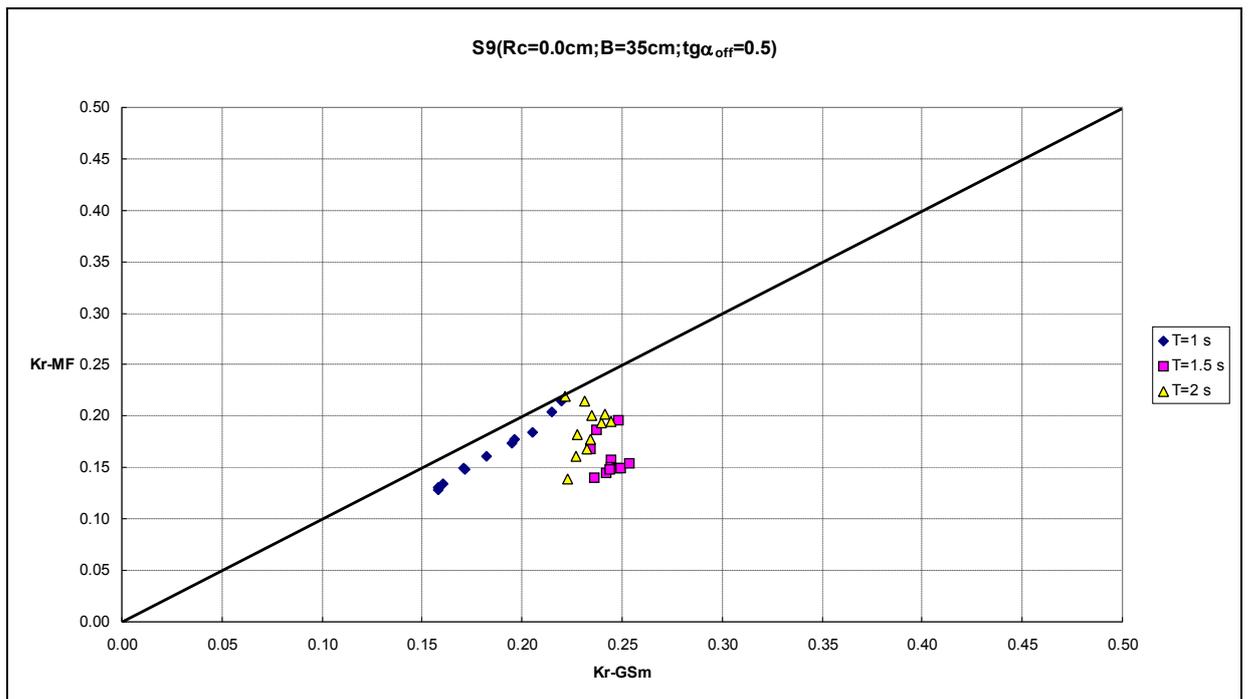


Figura A.3.9: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura *no freeboard*).

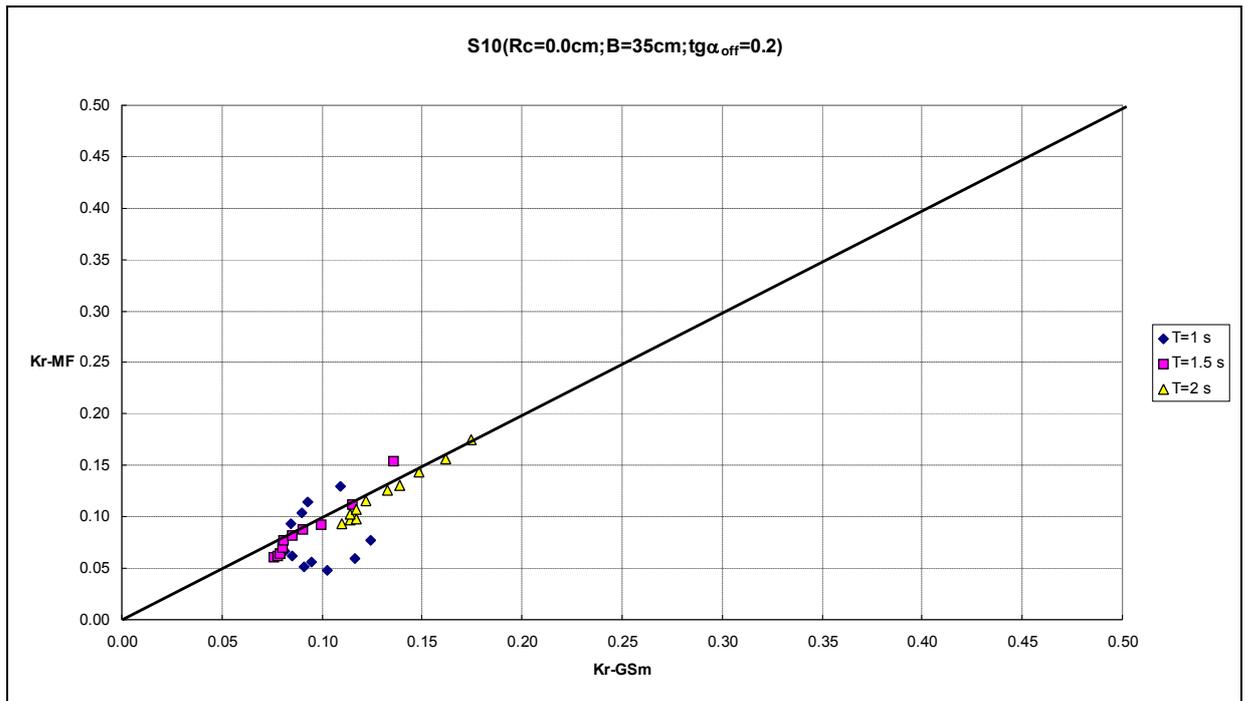


Figura A.3.10: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura *no freeboard*).

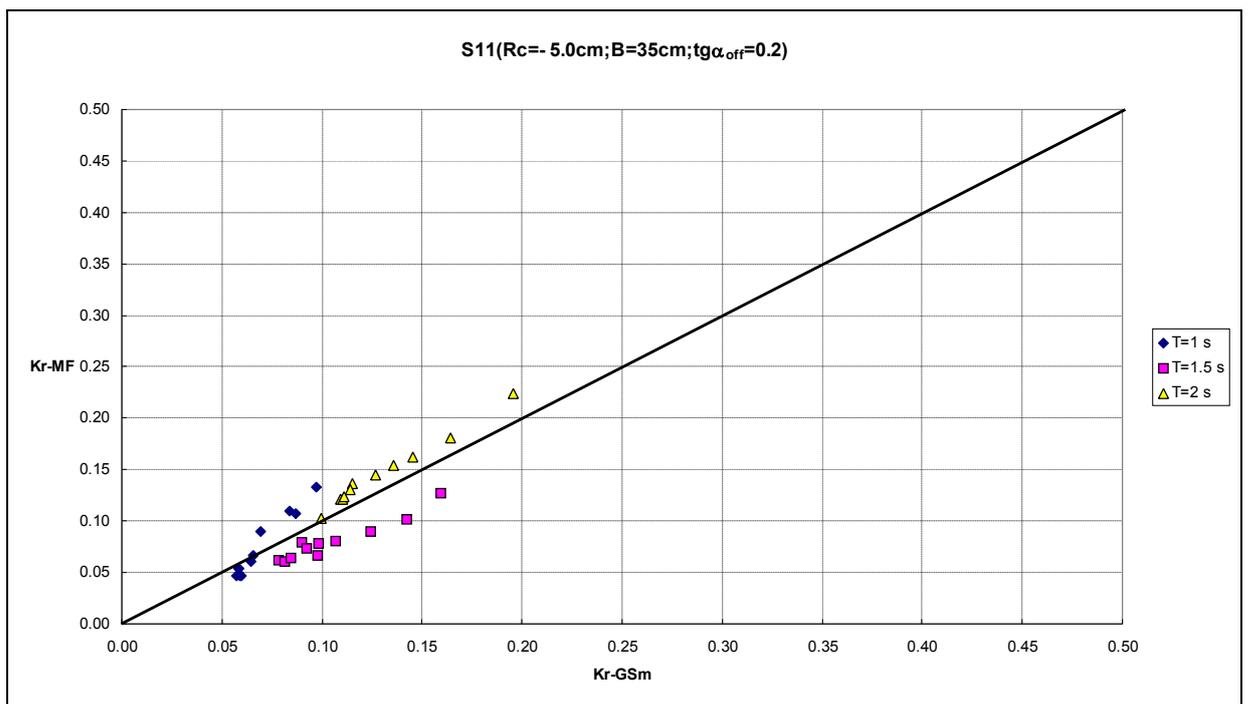


Figura A.3.11: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura sommersa).

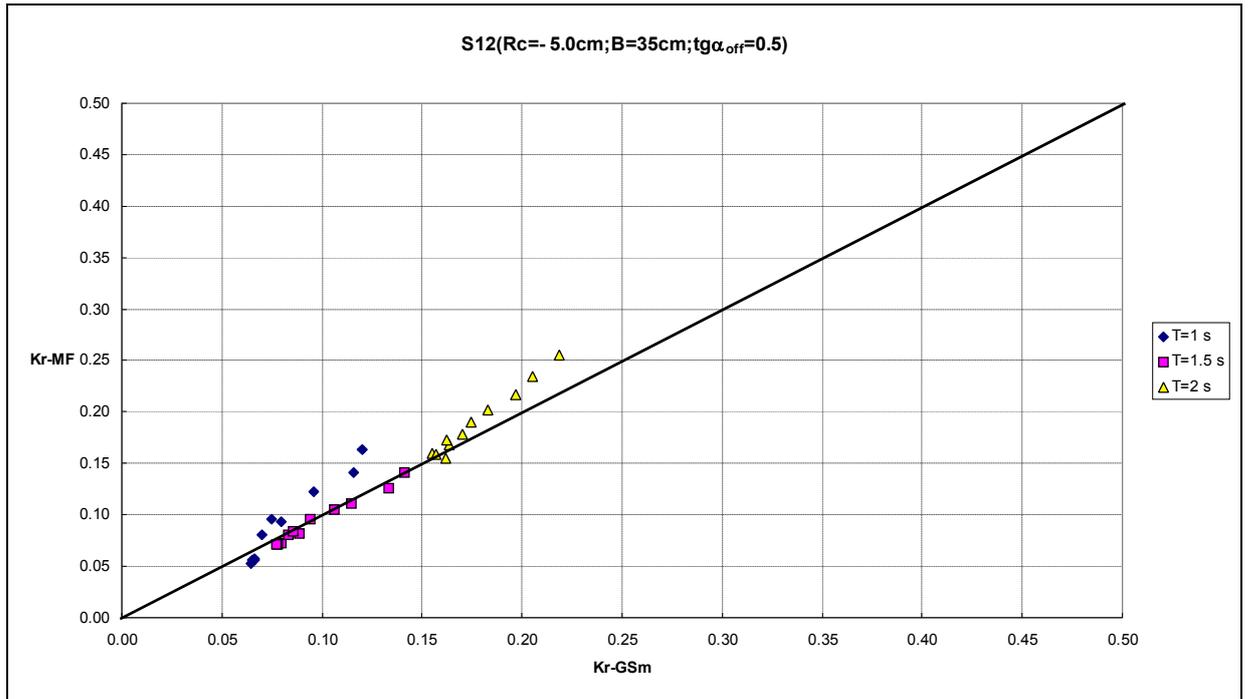


Figura A.3.12: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura sommersa).

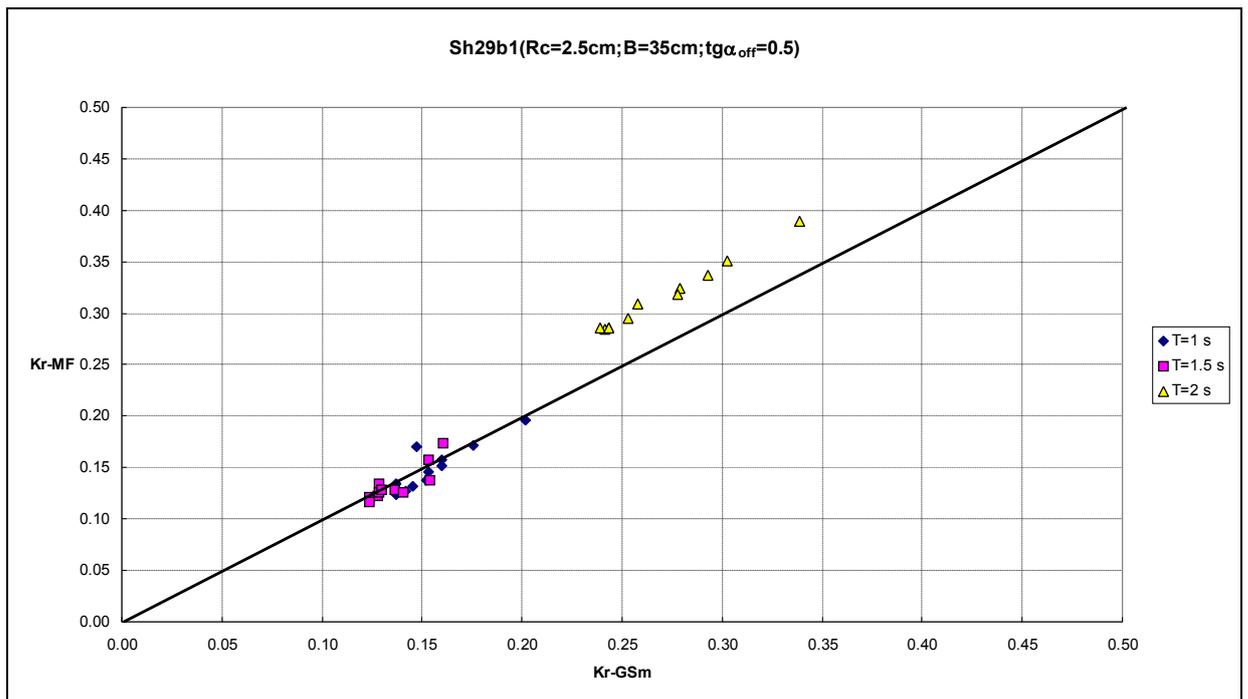


Figura A.3.13: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura emergente).

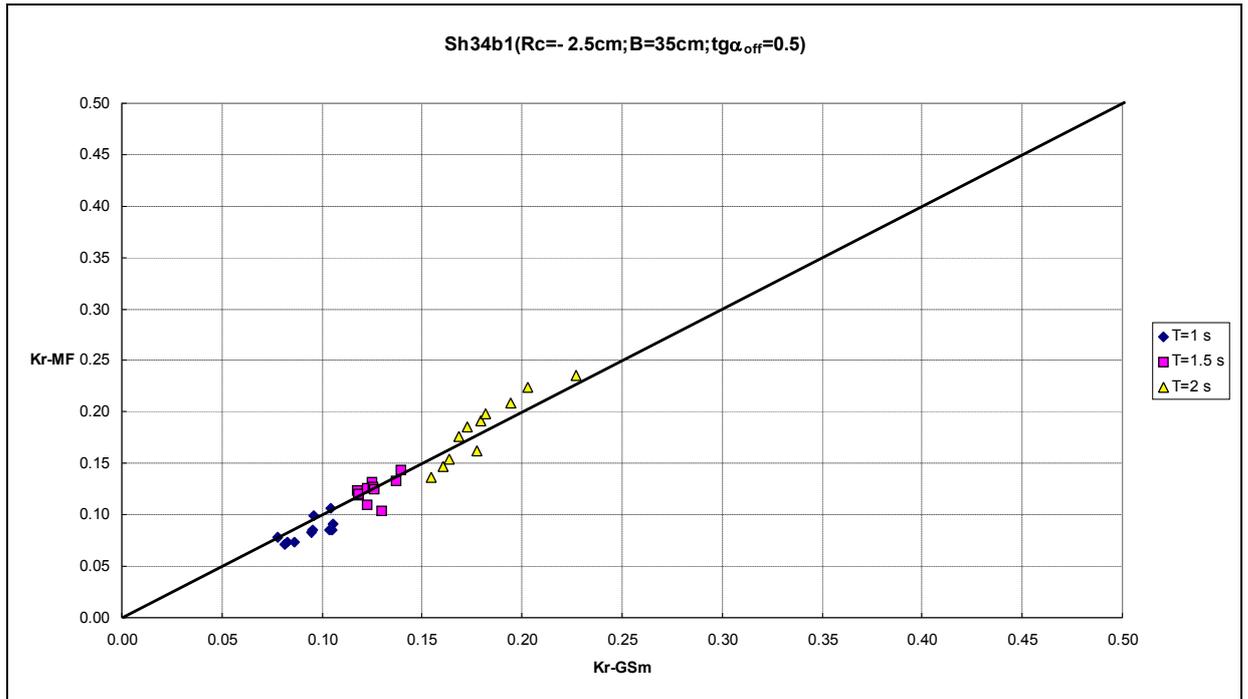


Figura A.3.14: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura sommersa).

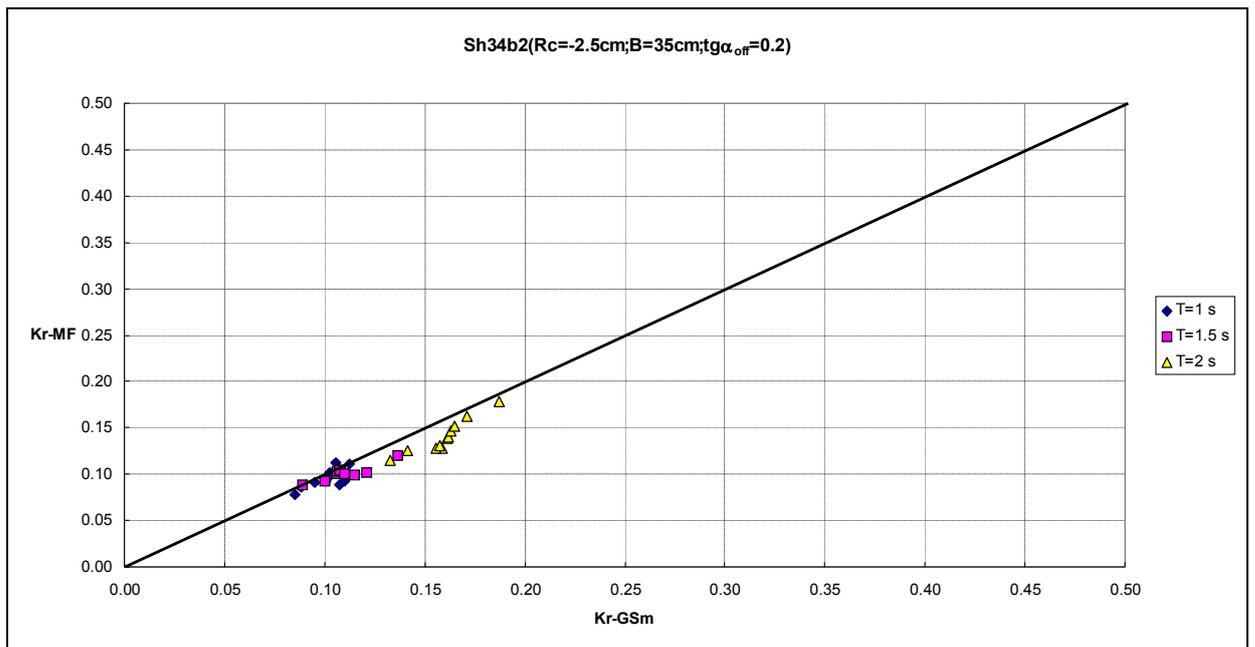


Figura A.3.15: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura sommersa).

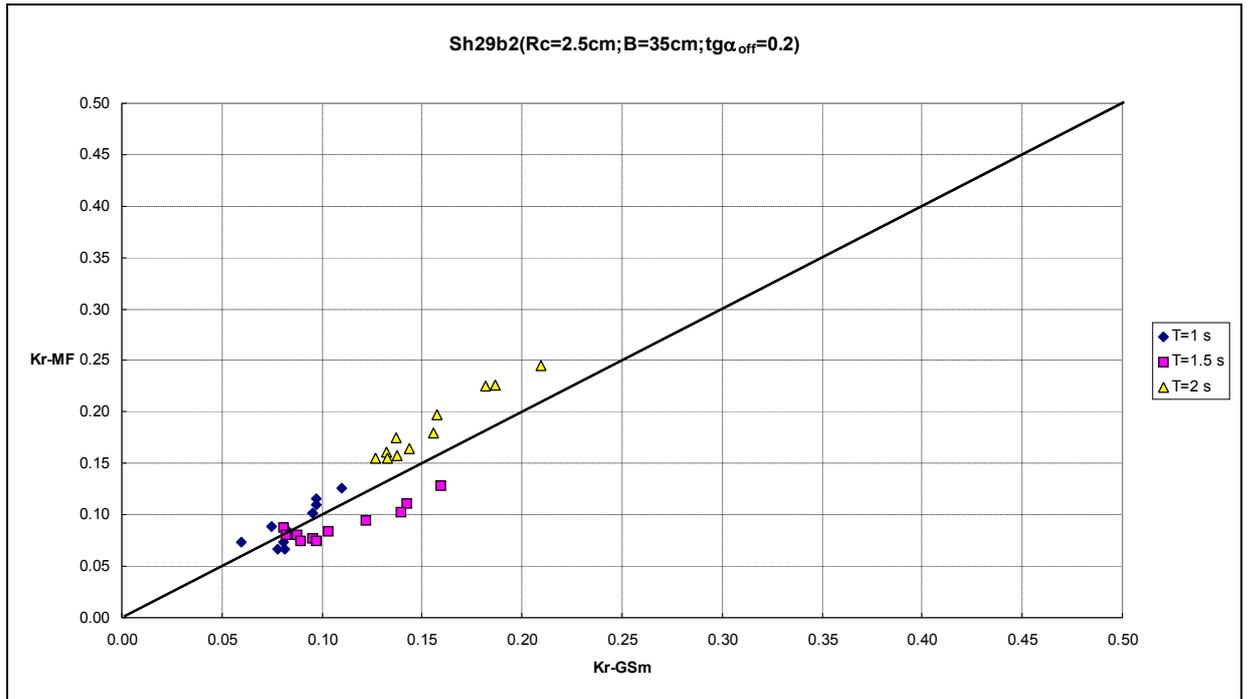


Figura A.3.16: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GS_m (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura emergente).

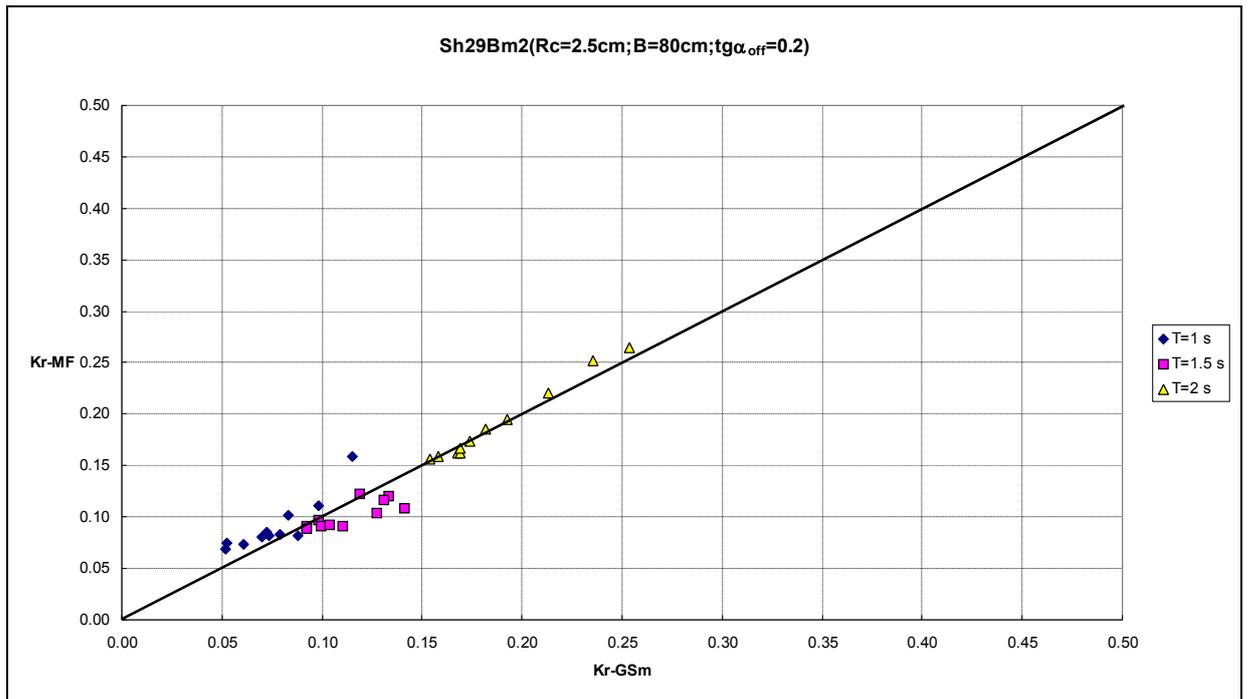


Figura A.3.17: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GS_m (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura emergente).

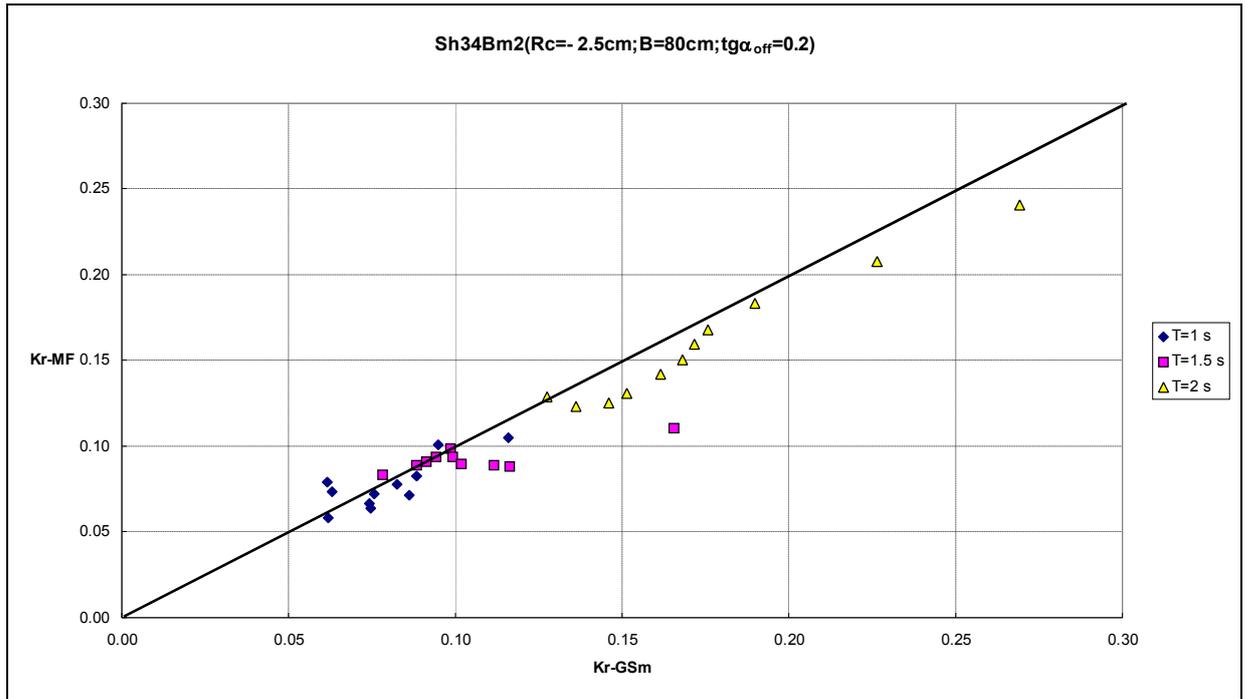


Figura A.3.18: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura sommersa).

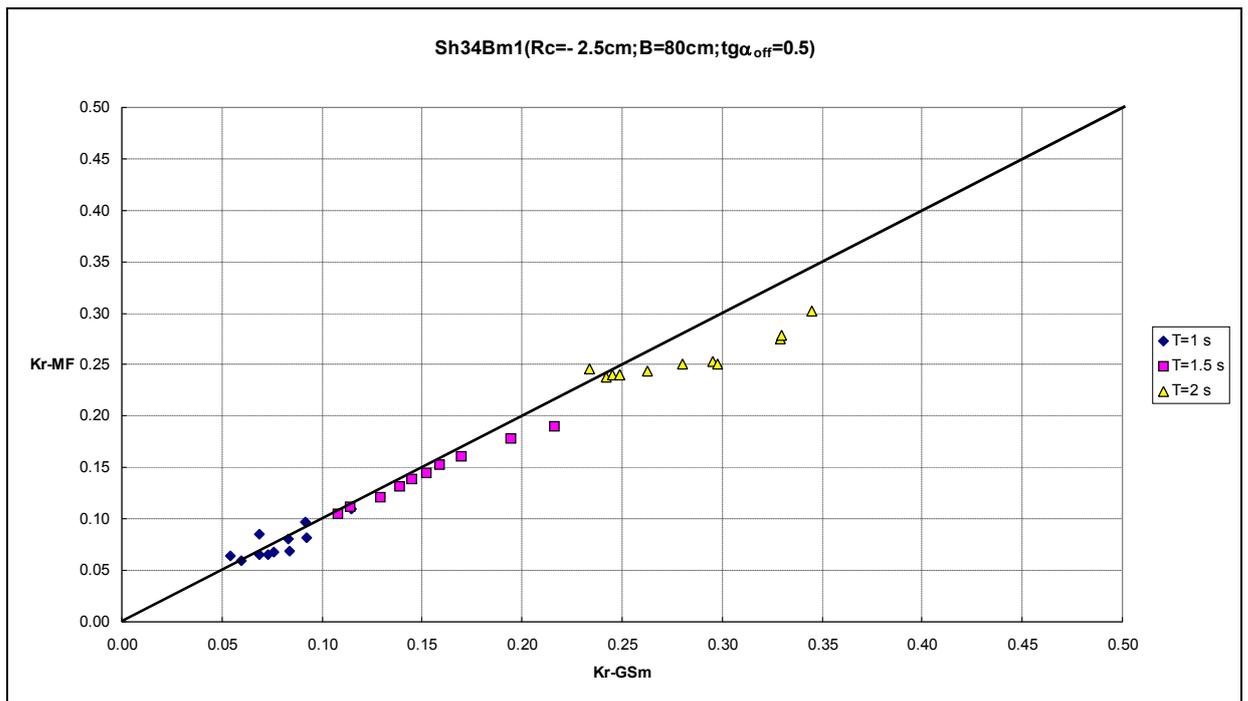


Figura A.3.19: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GSm (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura sommersa).

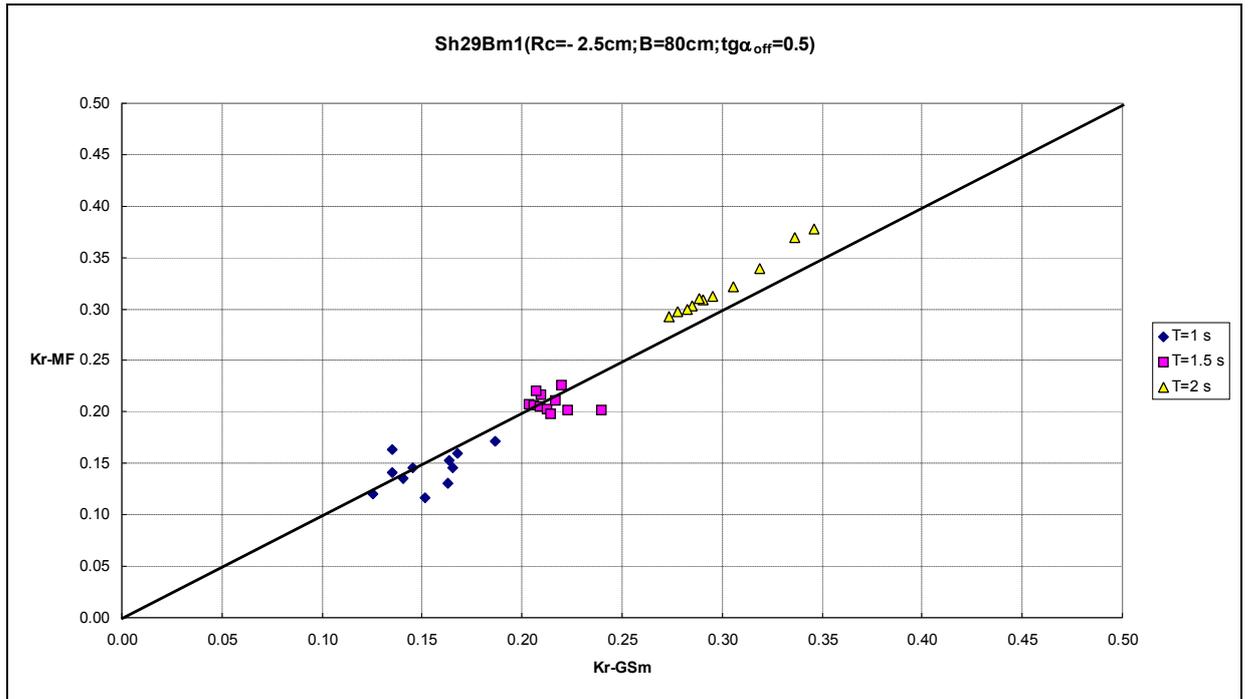


Figura A.3.20: confronto fra i valori di K_r calcolati col metodo MF e quelli calcolati col metodo GS_m (media fra le coppie di sonde) per i dati UoN (struttura sommersa).