

Modellazione numerica della circolazione attorno ad opere tracimabili

Andrea Balzano ¹, Lorenzo Cappietti ², Luciano Soldini ³ e Barbara Zanuttigh ⁴

¹ Dipartimento di Ingegneria del Territorio, Università di Cagliari, Piazza d'Armi, 16 - 09123 Cagliari.

E-mail: balzano@unica.it

² Dipartimento di Ingegneria Civile, Università di Firenze, Via S. Marta, 3 - 50139 Firenze. E-mail: cappietti@dicea.unifi.it

³ Istituto di Idraulica e Infrastrutture Viarie, Università Politecnica delle Marche, Via Breccie Bianche - 60131 Ancona.

E-mail: l.soldini@univpm.it

⁴ Dipartimento di Ingegneria delle Strutture, dei Trasporti, delle Acque, del Rilevamento, del Territorio (DISTART) – Università di Bologna, viale Risorgimento, 2 - 40136 Bologna. E-mail: barbara.zanuttigh@mail.ing.unibo.it

Riassunto

Allo scopo di fornire un quadro di massima dei vantaggi e dei problemi connessi alla utilizzazione di modelli numerici per la valutazione della circolazione indotta dal moto ondoso in presenza di opere di difesa dei litorali tracimabili, successivamente ad una descrizione dei processi fisici in gioco, viene presentata una rassegna degli approcci modellistici possibili e dei principali metodi di risoluzione delle corrispondenti equazioni. Al fine di evidenziare i campi di applicabilità della modellistica a scopi progettuali ed i relativi limiti, vengono illustrati i risultati delle simulazioni numeriche di un caso test schematico, di prove di laboratorio eseguite in condizioni ben controllate e di due casi di studio reali. I modelli testati forniscono distribuzioni delle correnti e del livello medio in accordo generale con le misure. Discrepanze osservabili fra soluzioni numeriche e misure sono ascrivibili principalmente alla rappresentazione del frangimento, della turbolenza, della tracimazione, dell'interazione onda-corrente e degli effetti tridimensionali. L'importanza di poter disporre di dati di campo affidabili nelle applicazioni pratiche è evidenziata dalla necessità di accurata calibrazione e validazione dei modelli numerici per una migliore risposta quantitativa. Tuttavia, la capacità dei modelli numerici esistenti di riprodurre le caratteristiche salienti dei processi fisici di interesse tecnico li rende comunque uno strumento di analisi prezioso a scopi progettuali anche in assenza di misure dirette, se utilizzati con criterio.

Parole chiave: modelli numerici, scogliere a cresta bassa, esperimenti, idrodinamica.

Abstract

In this paper different numerical model approaches are presented to simulate the hydrodynamics induced by the interaction between waves and low crested breakwaters. Advantages and problems of the approaches presented are discussed. In order to highlight the applicability of numerical models for design purposes, we present numerical simulations of accurate laboratory experiments, two case studies and one schematic test. Mean currents and water levels computed with numerical models widely agree with measurements. Differences between simulations and measurements are mainly due to inaccuracy in the simulation of wave breaking, turbulence, breakwater crest overtopping, wave-current interaction and three-dimensional effects. The importance of field measurements is highlighted in order to calibrate and quantitatively validate the numerical models results in design applications. However, even in the absence of field measurements, the capability of the models to simulate scenarios that are qualitatively correct when used by experts suggest that numerical models are still powerful tools for design use.

Key-words: numerical models, low crested breakwater, experiments, hydrodynamics.

Introduzione

Con il termine “modello numerico” si intende l'insieme della formulazione matematica di un problema fisico, generalmente in termini di equazioni differenziali (modello matematico), e dei relativi metodi approssimati di soluzione (metodi numerici), implementati in un codice (software) di calcolo.

Il continuo incremento delle prestazioni degli elaboratori elettronici, avvenuto particolarmente negli ultimi venti anni, ha consentito lo sviluppo di modelli numerici concretamente utilizzabili per l'analisi di svariati problemi idrodinamici a fini progettuali. Tali modelli rappresentano uno strumento particolarmente potente nelle applicazioni ai corpi idrici naturali, le cui tipiche irregolarità geometriche sono rappresentabili accuratamente soltanto mediante i metodi numerici di discretizzazione, con possibilità di risoluzione spaziale e temporale sempre crescente in relazione allo sviluppo degli strumenti di calcolo. In svariati casi, quale anche lo studio della circolazione indotta dal moto ondoso nell'intorno di opere di difesa trascinabili, oggetto della presente nota, un ulteriore vantaggio legato all'uso di modelli numerici risiede nella possibilità di rappresentare l'interazione di differenti processi individualmente complessi - anche se, in alcuni casi, quali ad esempio il frangimento e la turbolenza, compresi in misura largamente incompleta allo stato attuale.

Nell'ingegneria costiera, tali caratteristiche hanno reso i modelli numerici uno strumento progettuale notevolmente più accurato delle soluzioni in forma grafica o tabellare, reperibili nei manuali specialistici soltanto per casi tipo sempre relativamente semplificati, nonché, in molti casi, una realistica alternativa ai molto più costosi modelli fisici, quantomeno per una definizione preliminare degli interventi progettuali.

La complessità dei modelli numerici disponibili commercialmente, con relativo corredo di interfacce grafiche che ne facilitano in misura considerevole l'utilizzazione pratica, può esporre tuttavia l'utente ad alcuni rischi. In primo luogo, la sofisticata descrizione matematica dei fenomeni fisici può indurre l'utente meno esperto ad attribuire ai risultati del modello una confidenza molto prossima a quella che può essere riposta in una soluzione esatta - mentre il modello matematico, come ogni modello, rappresenta soltanto una schematizzazione della realtà fisica, a questa più o meno aderente in relazione alla conoscenza che di essa si possiede. Conseguentemente, si può essere indotti a ritenere che la disponibilità dello strumento modellistico possa supplire a carenze nella conoscenza dei fenomeni fisici in gioco o, comunque, sollevare dall'onere di un'analisi critica dei risultati, preventivamente alla utilizzazione degli stessi ai fini progettuali. Inoltre, l'attendibilità delle simulazioni numeriche può essere limitata dalla carenza dei dati di campo necessari alla corretta specificazione dei parametri del modello (calibrazione), costituente un'eventualità abbastanza frequente nella pratica. Non aiuta, in tale contesto, una specifica difficoltà di applicazione a svariati problemi dell'ingegneria costiera del principio informatore della pratica ingegneristica: la progettazione in condizioni di sicurezza, ossia, risultante da approssimazioni che si è in grado di riconoscere a priori come cautelative in relazione all'obiettivo prefissato. Un esempio particolarmente significativo in tal senso è proprio quello della protezione di un litorale mediante frangiflutti paralleli alla riva, il cui risultato ottimale - la stabilizzazione della linea di riva - rappresenta una condizione intermedia fra due eventi, talora entrambi indesiderati, quali l'arretramento della linea di riva e la formazione del tombolo. Si capisce quindi come la sottovalutazione degli aspetti più delicati legati alla progettazione di interventi nella fascia costiera, anche mediante l'uso dei modelli numerici, esponga al rischio di esiti anche ampiamente negativi degli interventi progettati.

Con la presente nota, si vuole fornire ad un lettore interessato alle tematiche dell'ingegneria costiera, anche di estrazione differente da quella strettamente ingegneristica, un quadro di massima dei vantaggi e dei problemi connessi alla utilizzazione di modelli numerici per la valutazione della circolazione indotta dal moto ondoso in presenza di opere di difesa trascinabili. Successivamente ad una descrizione dei processi fisici in gioco, l'esposizione si articolerà nella illustrazione degli approcci modellistici possibili e dei metodi di risoluzione delle relative equazioni, degli aspetti metodologici e dei tipici problemi connessi all'uso di tali tecniche, nonché di criteri guida utili per la scelta del tipo di modello. Successivamente, i campi di applicabilità a fini progettuali della modellistica ed i relativi limiti verranno meglio evidenziati mediante confronto di risultati numerici con misure di laboratorio eseguite in condizioni controllate ed analisi dei risultati di applicazioni dei modelli a casi di studio significativi.

Descrizione della circolazione attorno ad opere trascinabili

Con il termine "circolazione litoranea" si intende il sistema di correnti associato ai moti osservabili in un bacino costiero su scale temporali superiori al periodo caratteristico del moto ondoso, depurati pertanto della componente oscillatoria. Da un punto di vista matematico, tali correnti emergono quindi da un'operazione di media temporale del campo di moto. La circolazione attorno a strutture frangiflutti può essere descritta nelle sue caratteristiche essenziali con riferimento allo schema classico del sistema di correnti litoranee indotte dal moto ondoso, alcuni aspetti del quale vengono tuttavia sensibilmente accentuati dalla presenza di strutture artificiali, particolarmente se affioranti e trascinabili.



Figura 1 - Esempio di frangenti su una spiaggia protetta da una batteria di scogliere sommerse.

In termini generali, la circolazione litoranea è determinata dalla disuniforme distribuzione dei flussi netti di quantità di moto prodotti dai fenomeni non lineari associati al moto ondoso, dei quali il frangimento costituisce di gran lunga il più importante. Conseguentemente, le maggiori intensità delle correnti indotte dal moto ondoso si osservano nella fascia interna alla linea di primo frangimento (fascia di mareggiata o *surf area* nella terminologia anglosassone corrente, Fig. 1). All'interno della fascia di mareggiata, possono individuarsi una zona più esterna caratterizzata da una rapida evoluzione della forma dell'onda (*outer region*); una zona intermedia ove i frangenti assumono il carattere di intumescenze quasi stazionarie (*inner region*); la zona di battigia (*run-up region*), ove si svolge la fase terminale del moto ondoso (*swash*) (Svendsen et al., 1978). Associata alla circolazione litoranea è la variazione del livello medio dell'oscillazione ondosa rispetto al valore idrostatico. Classiche trattazioni teoriche, supportate dall'evidenza sperimentale, indicano nel frangimento la causa di un aumento del livello medio (*set-up*).

Il carattere transitorio delle correnti che si instaurano in presenza di frangiflutti discontinui staccati dalla riva, di poco sommersi o emergenti ma tracimabili durante le mareggiate, ne rende alquanto difficoltoso lo studio sul campo. Test di laboratorio eseguiti su modelli in scala in condizioni controllate sono perciò particolarmente utili allo scopo. Recenti test sperimentali su strutture tracimabili sono stati eseguiti da Damiani et al. (2005) ed Aminti et al. (2005). Risultati sperimentali più completi relativamente al campo idrodinamico sono tuttavia disponibili in letteratura per il caso di sistemi di barre sommerse (Haller et al., 2002; Dronen et al., 2002) o anche emergenti (Zanuttigh e Lamberti, 2006) su fondo fisso. In considerazione delle importanti analogie esistenti fra i fenomeni idrodinamici osservabili nei vari casi, nel prosieguo verrà fatto riferimento prevalente a questi ultimi test, sia per la descrizione fisica dei processi che per un più puntuale confronto fra le soluzioni determinabili mediante diversi modelli numerici. L'effetto protettivo di opere tracimabili è affidato principalmente alla dissipazione dell'energia del moto ondoso per frangimento delle onde incidenti. Le esperienze di Haller et al. (2002) e di Dronen et al. (2002) hanno mostrato sperimentalmente che il frangimento delle onde sulle barriere provoca importanti gradienti di livello sia perpendicolarmente alla linea di costa, con innalzamento del livello medio sul lato riva, sia longitudinalmente (parallelamente all'asse delle barriere), per effetto del minore livello che si osserva nei varchi, legato al frangimento meno intenso o assente. Tale dislivello della superficie libera induce una circolazione, detta "primaria" (indicata con 1 in Fig. 2), caratterizzata da correnti longitudinali (*longshore currents*) e da correnti di ritorno dirette verso il largo e concentrate nei varchi (*rip currents*). A causa dell'elevata velocità nel varco, tali correnti sono responsabili di fenomeni indesiderati come erosioni localizzate delle strutture, dispersione di sedimenti verso il largo ed anche pericolosi trascinamenti dei bagnanti al di fuori della zona protetta dalle barriere.

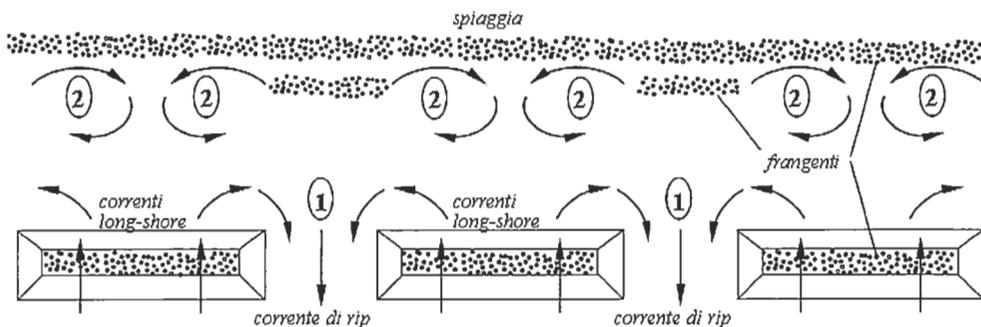


Figura 2 - Schema della circolazione generata da onde incidenti su strutture discontinue parallele alla riva.

I flussi verso la zona protetta avvengono prevalentemente per tracimazione della cresta e, in parte, per filtrazione all'interno del corpo delle strutture. Una analisi dei processi di tracimazione e filtrazione mediante prove di laboratorio può trovarsi in Ruol et al. (2005).

Per effetto del frangimento che ha luogo sulle strutture, a tergo di queste le onde possiedono un'altezza inferiore rispetto alle onde che penetrano nella zona protetta attraverso i varchi. Inoltre, a causa della aumentata profondità, frequentemente anche maggiore che sul lato esposto, esse interrompono il frangimento. Pertanto, le onde provenienti dai varchi, irripidite dalla presenza delle *rip currents* che si propagano in senso contrario, frangono, in prossimità della riva, ad una maggiore distanza da essa rispetto alle onde provenienti dalle strutture, determinando un gradiente del *set-up* opposto a quello che dà origine alla circolazione primaria. Come conseguenza, in prossimità della riva si producono celle di circolazione secondaria (indicate con 2 in Figura 2) rotanti in senso opposto alla circolazione primaria, i cui flussi sono perciò diretti, alla riva, dalla zona retrostante i varchi verso la zona retrostante le strutture.

Numerosi autori (Pratt, 1983; Peregrine, 1998, 1999; Bühler e Jacobson, 2001) hanno mostrato che l'esistenza di un frangente di larghezza finita, dovuto ad un gradiente di profondità o di livello della superficie libera, come alle testate delle barriere, genera dei vortici orizzontali a grande scala aventi lo stesso senso di rotazione della circolazione primaria. Nel caso di varchi sufficientemente stretti, tali macrovortici si accoppiano per uscire verso il largo, contribuendo ad intensificare ed instabilizzare le *rip currents*. Viceversa, nel caso di barriera isolata i macrovortici si propagano anche verso riva e rappresentano, con il moto ondoso, il motore primario della circolazione generale. L'instabilità delle *rip currents* è stata evidenziata in forma di oscillazioni a bassa frequenza in direzione ed intensità nei test sperimentali di Haller et al. (2002) ed analizzata teoricamente da Haller e Dalrymple (2001).

Approcci modellistici e relative equazioni fondamentali

Generalità

Sebbene il sistema di correnti litoranee descritto in precedenza possieda caratteri, localmente anche importanti, di tridimensionalità (Svendsen e Lorenz, 1989; Haas e Svendsen, 2002; Dronen et al. 2002; Haas et al., 2003), una sua rappresentazione sufficientemente accurata per gli scopi applicativi può essere ottenuta in termini di flussi bidimensionali nel piano orizzontale (2D), descrivibili mediante equazioni derivanti da un'operazione di media sulla profondità delle equazioni che reggono il processo di moto tridimensionale (modelli *depth averaged*). Tali modelli 2D rappresentano, allo stato attuale, un ragionevole livello di compromesso, in termini di costi e qualità dei risultati ottenibili, fra le tecniche più tradizionali ed i più avanzati modelli tridimensionali, peraltro tuttora incompleti anche per insufficiente conoscenza dei fenomeni fisici in gioco. In quanto segue verrà pertanto fatto riferimento esclusivo ai modelli 2D.

L'impostazione attualmente più diffusa nei codici commerciali prevede l'uso di formulazioni miste per la descrizione della circolazione litoranea. Tali formulazioni sono basate sulle equazioni dei flussi bidimensionali idrostatici di tipo puramente traslatorio (quali quelli generati, in assenza di moto ondoso, dalla marea o dal vento), inclusive di termini forzanti esprimenti l'effetto medio del moto ondoso su un periodo di oscillazione, calcolati separatamente con modelli di moto a potenziale, generalmente basati sulla teoria lineare. Modelli di circolazione di tale tipo non rappresentano esplicitamente le caratteristiche oscillatorie del moto ondoso e sono perciò detti modelli *wave averaged* (mediati sul periodo dell'onda).

In alternativa all'approccio *wave averaged*, le modificazioni del moto ondoso, particolarmente se irregolare, nella fascia di mareggiata e la relativa circolazione indotta possono meglio studiarsi mediante simulazione diretta - ossia, con risoluzione dell'oscillazione nell'arco del periodo dell'onda - con modelli non lineari mediati sulla profondità. La rappresentazione esplicita della periodicità del moto in tale tipo di modelli li qualifica come *wave resolving* o *time domain* - operanti nel dominio del tempo.

Modelli basati sulle equazioni dei flussi bidimensionali idrostatici possono essere utilizzati nel limite delle acque poco profonde. Sebbene, a rigore, tale approssimazione risulti appropriata nella zona del *run-up*, essa viene talora invocata nell'intera fascia di mareggiata. Allo scopo di distinguerle dalle formulazioni per acque poco profonde della teoria dei moti a potenziale lineari, tali equazioni sono più specificamente designate col nome di *Non Linear Shallow Water Equations* (NLSWE, equazioni non lineari per acque poco profonde). Formalmente, esse sono identiche alle equazioni utilizzate nel modulo per la simulazione delle correnti litoranee dei modelli *wave averaged* (modulo *idrodinamico*), private dei termini forzanti.

Modelli strutturalmente dello stesso tipo, che consentono tuttavia di rappresentare il carattere *dispersivo* del moto ondoso - consistente nella dipendenza della celerità dell'onda dal periodo di oscillazione - ancora sensibile nella zona più esterna della fascia di mareggiata, possono ottenersi sulla base di opportune approssimazioni delle condizioni non idrostatiche (*modelli di Boussinesq*).

Allo scopo di fornire un quadro generale della modellistica disponibile per lo studio della circolazione litoranea e delle principali differenze fra i vari approcci, nel prosieguo verrà riportata una traccia della derivazione dei vari modelli dalle equazioni generali della Meccanica dei Fluidi, puntualizzando, a favore dei lettori di diverse estrazioni, il significato fisico delle principali equazioni che verranno introdotte.

A vantaggio della sintesi, in quanto segue si farà riferimento alla notazione per componenti ed alla regola di Einstein, secondo la quale un indice rappresentativo di una delle tre direzioni dello spazio, i , ripetuto in uno stesso termine, indica la somma dei tre valori che il termine assume per $i = 1, 2, 3$. I principi fondamentali di conservazione della massa e di bilancio della quantità di moto per un fluido viscoso, pesante, incompressibile ed omogeneo, al quale può essere assimilata l'acqua di mare, almeno nel caso della circolazione costiera, sono espressi rispettivamente dall'equazione di continuità:

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \tag{1}$$

e dall'equazione del moto (Navier-Stokes):

$$\rho \frac{Du_i}{Dt} = -\rho g \left(z + \frac{p}{\rho g} \right) + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \tag{2}$$

in cui u_i è la componente del vettore velocità lungo l'asse x_i , z è la coordinata verticale, t è il tempo, g è l'accelerazione di gravità, p è la pressione statica, ρ è la densità del fluido e i termini τ_{ij} rappresentano componenti di sforzi viscosi, con $\tau_{ij} = \mu [\partial u_i / \partial x_j + \partial u_j / \partial x_i]$, dove μ è la viscosità dinamica del fluido.

L'equazione di Navier-Stokes esprime la seconda legge di Newton riferita ad una particella liquida, secondo la quale il prodotto della massa della particella per la sua accelerazione lungo la traiettoria da essa percorsa è uguale alla risultante delle forze esterne applicatele, costituite dal proprio peso, dalle forze di pressione e dalle forze viscosi. Nella equazione (2) è stato ommesso il termine relativo all'effetto della rotazione terrestre (forza di Coriolis) in considerazione della limitata estensione dell'area interessata dal moto. Le condizioni al contorno richieste per la soluzione del sistema (1) (2) consistono nell'aderenza al fondo ($u_i = 0$) e nello stato di tensione (p, τ_{ij}) in superficie.

Modelli di moto ondoso

Svariate teorie sono disponibili per la rappresentazione del moto ondoso, fra cui le teorie di Stokes, dell'onda solitaria, dell'onda cnoidale, della funzione di corrente, dell'onda trocoidale, di Coker (Dean e Dalrymple, 1991). A rigore, la teoria di Stokes di moto a potenziale di velocità è, fra quelle elencate, la meno adatta all'uso in acque poco profonde. Tuttavia, ragioni di pratica applicabilità ne fanno la teoria su cui si basano in via esclusiva i modelli commerciali correntemente utilizzati per il calcolo dei termini forzanti nei modelli *wave averaged*. Questi verranno illustrati con particolare riferimento alle formulazioni lineari per onde monocromatiche, cui possono essere agevolmente incorporati i modelli di frangimento e delle resistenze al fondo e sulle quali si basano le estensioni al moto ondoso irregolare.

La teoria di Stokes si deduce per il caso del moto di un liquido non viscoso ($\tau_{ij} = 0$) su fondo orizzontale indefinito (Fig. 3a), il cui campo di velocità è dato dal gradiente di una funzione *potenziale* $\phi(x_1, x_2, x_3, t)$: $u_i = \partial \phi / \partial x_i$. L'equazione di continuità (1) si riduce pertanto all'equazione di Laplace:

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial x_i \partial x_i} = 0 \tag{3}$$

Condizioni cinematiche vengono imposte al fondo ($z = -d$) ed in superficie ($z = \eta$), esprimenti la permanenza su tali superfici delle particelle che vi si trovino ad un dato istante. La condizione al fondo sostituisce la condizione di aderenza, incompatibile con l'ipotesi di fluido non viscoso. La linearizzazione del problema (onda di Airy) si ottiene nell'ipotesi di piccoli scostamenti della superficie libera dal livello idrostatico ($z = 0$) e conseguenti piccoli valori delle velocità, imponendo $p = 0$ per $z = 0$ anziché per $z = \eta$ e trascurando, nella (2), i termini non lineari contenuti nello sviluppo $Du_i/Dt = \partial u_i/\partial t + u_j \partial u_i/\partial x_j$. Il nucleo del problema è così ridotto alla determinazione di un potenziale armonico, mediante l'equazione (3). Il livello η , ad andamento sinusoidale nel tempo di periodo T (onda monocromatica), si ottiene dall'equazione del moto scritta sulla superficie libera con le approssimazioni precedentemente ammesse:

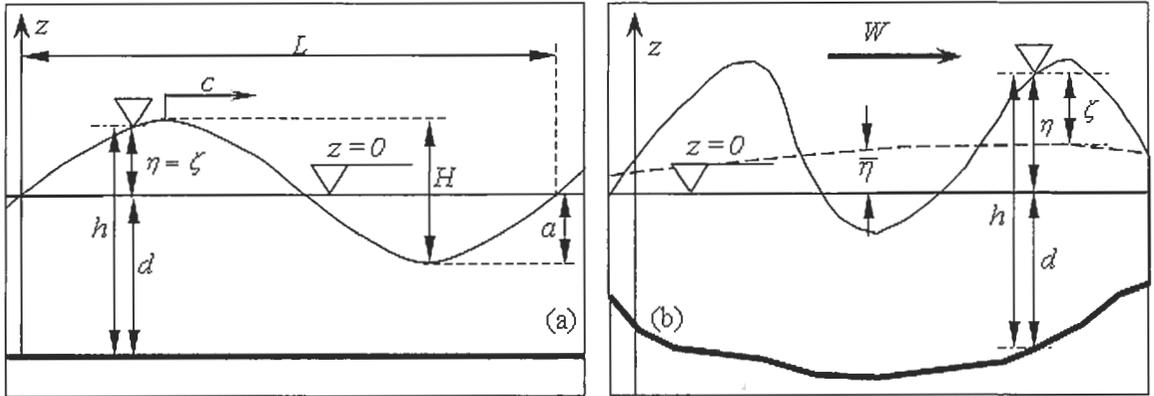


Figura 3 - Grandezze del moto ondoso per fondale (a) a profondità costante e (b) a profondità variabile.

$$\eta = -\frac{1}{g} \frac{\partial \phi}{\partial t} \Big|_{z=0} \quad (4)$$

Nel caso di moto piano unidirezionale (Fig. 3a) la soluzione è data da un'onda sinusoidale, per la quale si ottengono semplici e note relazioni esprimenti grandezze di interesse ai fini progettuali in funzione dell'altezza, H , e del periodo T dell'onda, quali la lunghezza dell'onda, L , la velocità di propagazione delle creste (celerità), c , l'energia specifica del moto ondoso, E , e la relativa celerità di propagazione (celerità di gruppo), c_g , nonché la distribuzione delle pressioni e la cinematica del moto ondoso: tutte caratteristiche invarianti nella direzione di propagazione dell'onda. Espressioni semplificate si ottengono per *acque profonde* (deep water) ed *acque basse* (shallow water), convenzionalmente associate a profondità relative $d/L > 1/2$ e $d/L < 1/20$ rispettivamente, mentre il campo intermedio è detto delle *acque di trasformazione*.

Per l'onda lineare (4), in ogni punto risulta nullo il valore medio temporale del livello:

$$\bar{\eta} = \frac{1}{T} \int_T \eta \, dt \quad (5)$$

Nel caso di fondali a profondità variabile con pendenze del fondo modeste (*mild slope*), è lecito assumere localmente valide le relazioni fornite dalla teoria lineare sulla base del valore locale della profondità. Svendsen (1992) indica in $i_b L/d < 0.3 - 0.5$ la condizione di applicabilità di tale approssimazione, in cui i_b è la pendenza del fondo. Assumendo ancora $\eta=0$ ed esprimendo il potenziale come:

$$\phi(x_1, x_2, z, t) = \phi(x_1, x_2) \frac{\cosh[k(d+z)]}{\cosh(kd)} e^{i\sigma t} \quad (6)$$

ove x_1 e x_2 rappresentano coordinate nel piano orizzontale, identificate nel seguito dal pedice $\alpha = 1, 2$, I è l'unità immaginaria e σ la frequenza angolare dell'oscillazione, Berkhoff (1972) ha derivato la seguente equazione bidimensionale, di tipo *ellittico*, approssimata nel campo $1/20 < d/L < 1/2$ (*mild slope equation*):

$$\frac{\partial}{\partial x_\alpha} \left(c_g c \frac{\partial \phi}{\partial x_\alpha} \right) + k^2 c_g c \phi = 0, \quad (7)$$

in cui $k = 2\pi/L$ è il numero d'onda, dato dalla relazione di dispersione, $\sigma^2 = gk \tanh(kd)$. L'equazione (7) equivale alle due equazioni nelle grandezze reali: ampiezza, A , e fase, S , della funzione incognita φ :

$$k^2 - \frac{\partial S}{\partial x_\alpha} \frac{\partial S}{\partial x_\alpha} + \frac{1}{c_g c} A \frac{\partial}{\partial x_\alpha} \left(c_g c \frac{\partial A}{\partial x_\alpha} \right) = 0 \quad (8)$$

$$\frac{\partial}{\partial x_\alpha} \left(c_g c A^2 \frac{\partial S}{\partial x_\alpha} \right) = 0. \quad (9)$$

L'equazione (8) (*eikonal equation*) esprime il gradiente della fase, $\partial S/\partial x_\alpha$, come somma di un contributo dovuto alla rifrazione, dato dal numero d'onda, k , e di un termine correttivo dovuto alla diffrazione. L'equazione (9) esprime la conservazione dell'energia, $E = \rho g H^2/8$, in assenza di correnti, essendo per la (4) $A = ag/\sigma$, dove $a = H/2$ è l'ampiezza dell'oscillazione del pelo libero. Poiché linee di uguale fase sono linee di cresta ed il gradiente della fase risulta quindi ad esse perpendicolare, l'equazione (9) esprime che l'energia si propaga lungo le normali alle creste (*raggi d'onda*). Il modello matematico (7) rappresenta l'effetto combinato di rifrazione e diffrazione e si riduce ai modelli corrispondenti come casi particolari. Nei limiti delle approssimazioni ammesse nella sua derivazione, esso fornisce una rappresentazione completa di tali fenomeni, non essendo soggetto a limitazioni quanto alla direzione ed al verso di propagazione del moto ondoso e, quindi, alla presenza di eventuali riflessioni. Inoltre, Booij (1983) ha mostrato che il modello ellittico (7) fornisce risultati accurati per valori della pendenza del fondo fino a 1:3. Tali caratteristiche comportano tuttavia un impegno computazionale rilevante per la soluzione numerica dell'equazione, legato alle dimensioni delle matrici da invertire. Un ulteriore inconveniente è costituito dalla difficoltà di rappresentare accuratamente la propagazione del moto ondoso verso l'esterno dell'area in studio attraverso le parti del contorno della stessa che la separano da bacini limitrofi (*contorni aperti*), per la presenza di componenti spurie riflesse e difratte (Mei, 1992; Bellotti et al. 2003). Due classi di modelli alternativi consentono di ridurre sensibilmente tali inconvenienti: i modelli *iperbolico* e *parabolico*.

La formulazione iperbolica (Ito e Tanimoto, 1972; Booij, 1981; Copeland, 1985a; Madsen e Larsen, 1987) è, più che altro, un metodo computazionale per l'ottenimento della medesima soluzione fornita del modello ellittico (7) a costi più contenuti. Questa è ottenuta come soluzione armonica stazionaria, asintotica, di un problema fittizio di moto transitorio basato su equazioni analoghe a quelle dei flussi traslatori idrostatici, utilizzate nel modulo idrodinamico dei modelli di circolazione.

La formulazione parabolica si basa sull'assunzione che il moto ondoso si propaghi secondo una direzione ed un verso prevalenti, e si ottiene pertanto trascurando la componente riflessa risultante dalla decomposizione del potenziale totale (Radder, 1979) e la diffrazione longitudinale. Tale approssimazione è quindi accettabile nei casi in cui la riflessione possa essere ritenuta effettivamente trascurabile, come è normalmente il caso di un moto ondoso incidente su una spiaggia e, più in generale, per valori della pendenza del fondo inferiori a circa 1:10 (Booij, 1981). Oltre a richiedere la soluzione un problema di tipo strutturalmente monodimensionale, con conseguente notevole riduzione dell'onere computazionale, i modelli parabolici non richiedono la specificazione di condizioni al contorno di valle. La formulazione originaria del metodo comporta errori non trascurabili in presenza di deviazioni delle direzioni di propagazione da quella principale superiori a circa 25°, risultando pertanto meno soddisfacente nel caso di diffrazione determinata da ostacoli. Tuttavia, successivamente a contributi forniti principalmente da Booij (1981) e Kirby (1986), attualmente sono disponibili formulazioni del modello parabolico che consentono aperture del settore direzionale fino a 60-70°. Johnson e Poulin (1998) hanno mostrato che gli errori del modello parabolico sono legati sostanzialmente a un difetto di rappresentazione della rifrazione. Affinamenti del modello parabolico sono inoltre basati sull'inclusione di effetti non lineari legati alle soluzioni di Stokes di ordine superiore (Kirby e Dalrymple, 1983).

Correntemente, nei modelli basati essenzialmente sull'onda monocromatica quali quelli illustrati in precedenza, il moto ondoso irregolare è rappresentato per sovrapposizione delle componenti ϕ_i di un potenziale totale, $\phi = \sum_i \phi_i$; determinate risolvendo la (7), o corrispondenti forme parabolica o iperbolica, a partire da condizioni al largo (ampiezza e periodo) estratte da uno spettro direzionale. Tuttavia, a rigore, il procedimento è lecito soltanto nel caso di moto ondoso direzionale monofrequenza e risulta perciò tanto più giustificato quanto più lo spettro in frequenza del moto ondoso è ristretto - il che può essere accettabile particolarmente nella fascia di mareggiata.

Inoltre, una risoluzione adeguata in frequenza e direzione implica generalmente un aggravio considerevole in termini di capacità dei mezzi di calcolo. Modelli basati sulla descrizione esplicita della trasformazione dello spettro direzionale per effetto di generazione da parte del vento, rifrazione, shoaling, frangimento ed interazione onda-corrente vengono piuttosto utilizzati in acque di profondità intermedia (Booij et al., 1999).

Nella fascia di mareggiata, le dissipazioni di energia del moto ondoso sono dovute principalmente al frangimento ed alle resistenze al fondo. La potenza dissipata per unità di superficie è espressa da un termine di perdita $-D$ a secondo membro dell'equazione di bilancio dell'energia (9). Modelli per le resistenze al fondo sono discussi in Dean e Dalrymple (1991) e Fredsoe e Deigaard (1992) per i casi di strato limite laminare o turbolento su fondo fisso, fondo fangoso o poroso.

I modelli di frangimento più utilizzati sono quelli di Battjes e Janssen (1978) e Dally et al. (1985). Il modello di Battjes e Janssen assume il frangimento in atto della quota parte di onde di altezza eccedente un valore di soglia, H_{max} , determinata sulla base della distribuzione di Rayleigh. La corrispondente dissipazione è assunta pari a quella in un fronte d'onda (o in un risalto idraulico) di altezza pari al valore limite. Sulla base di evidenze sperimentali (Horikawa e Kuo, 1966), il modello di Dally et al. assume l'esistenza di un flusso stabile di energia del moto ondoso corrispondente ad un valore di altezza d'onda proporzionale alla profondità locale. La dissipazione è valutata proporzionalmente alla differenza fra i flussi di energia effettivo e stabile. Ambedue i modelli sono generalmente in grado di rappresentare l'interruzione del frangimento sul lato protetto di una barra sommersa. Tuttavia, il modello di Battjes e Janssen può sovrastimare sensibilmente le dissipazioni energetiche per altezze d'onda non troppo piccole e flussi energetici inferiori al valore stabile, come nel caso di rapida diminuzione del valore di soglia H_{max} legata a brusche diminuzioni di profondità.

In presenza di correnti, a rigore i modelli di moto ondoso e di circolazione risultano accoppiati, la frequenza del moto ondoso dipendendo in tal caso dalle direzioni relative di propagazione del moto ondoso e della corrente e dalle corrispondenti celerità e velocità. Per quanto riportato in sede di descrizione della circolazione attorno a strutture discontinue, tale aspetto può rivelarsi di grande importanza nella valutazione della penetrazione del moto ondoso attraverso i varchi fra le barriere.

Allo stato attuale, una carenza specifica dei modelli di moto ondoso che non risolvono l'oscillazione dell'onda è legata alla non rappresentabilità della tracimazione di strutture affioranti.

Modelli di circolazione (wave averaged)

La rappresentazione dell'effetto forzante del moto ondoso sulla circolazione litoranea si può ottenere con relativa facilità dalle equazioni generali (1) e (2) per il caso di un'onda monocromatica puramente progressiva, attraverso un procedimento di media sia sulla profondità che sul periodo dell'onda.

Trattazioni esaurienti della deduzione delle equazioni mediate, costituenti il nucleo del modulo idrodinamico dei modelli *wave averaged*, possono trovarsi in Phillips (1977), Mei (1992) e Putrevu e Svendsen (1991). Trattazioni più generali del problema della modellazione della circolazione nella fascia di mareggiata possono anche trovarsi in Svendsen (1992) e Fredsoe e Deigaard (1992). In questa sede si intende fornire il lettore, piuttosto che del dettaglio delle espressioni deducibili dalla teoria - alquanto elaborate e non sempre concretamente utilizzabili a scopi pratici senza debite semplificazioni (Mei, 1992) - delle espressioni generali dei termini prodotti dall'operazione di media e del relativo significato fisico. Da queste, semplici espressioni analitiche delle forzanti la circolazione litoranea possono dedursi sulla base della teoria lineare del moto ondoso.

Con riferimento allo schema di Figura 3b, il valore medio del livello della superficie libera, dato dalla (5) si considera ora non nullo, mentre ξ rappresenta l'oscillazione dell'onda monocromatica di riferimento sovrapposta al livello medio. Nel caso della teoria lineare, risulta pertanto $\xi=0$. Il livello di riferimento $z = 0$ può essere assunto pari al livello medio del mare, giacché gli effetti sul livello medio della marea o di fenomeni meteorologici possono essere valutati contestualmente all'effetto del moto ondoso.

L'integrazione sulla profondità dell'equazione di continuità (1), l'uso delle condizioni cinematiche al fondo ed in superficie e la successiva media temporale del tipo (5) forniscono:

$$\frac{\partial \bar{\eta}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{Q}_\alpha}{\partial x_\alpha} = 0, \quad (10)$$

in cui:

$$Q_\alpha = \int_{-d}^{\eta} u_\alpha dz = U_\alpha b \quad (11)$$

sono le componenti della *portata specifica* (per unità di larghezza) istantanea, e u_α e U_α le corrispondenti componenti della velocità puntuale e della *velocità media integrata* sulla profondità, rispettivamente.

L'equazione (10) è esatta. Essa esprime il fatto che la somma algebrica dei volumi entranti ed uscenti attraverso la superficie laterale di un volume costituito da una colonna d'acqua estesa dal fondo alla superficie nell'arco di un periodo dell'onda è pari alla variazione del volume della colonna, determinandone quindi una variazione del livello medio della superficie libera.

Allo scopo di procedere all'operazione di media dell'equazione (2), conviene esprimere le componenti orizzontali della velocità puntuale come somma di una componente media sul periodo dell'onda e sulla verticale, $U_{\alpha\alpha}$, lentamente variabile; della deviazione lungo la verticale da tale valore medio, $U_{d\alpha}$; di una componente oscillatoria periodica, $u_{w\alpha}$, determinata dall'onda monocromatica sovrapposta alla corrente la cui oscillazione di livello è data da ζ , a valore medio nullo al di sotto del cavo, e di una componente turbolenta pulsante, u'_{α} , anch'essa a valore medio nullo, ed ammettere la componente verticale, w , costituita solo dalle parti oscillante e fluttuante, w_w e w' :

$$u_\alpha = U_{\alpha\alpha} + U_{d\alpha} + u_{w\alpha} + u'_{\alpha} \quad (12)$$

$$w = w_w + w'$$

Ammettendo, inoltre, che il valore medio della pressione al fondo nell'arco di un periodo dell'onda sia uguale al valore di pressione idrostatica corrispondente al livello medio, $\rho g \bar{b}$, dove $\bar{b} = d + \overline{\eta}$ la profondità totale media, la media sulla profondità e sul periodo dell'onda fornisce la seguente equazione del moto per la corrente indotta dal moto ondoso:

$$\frac{\partial \bar{Q}_\alpha}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_\beta} \left[\bar{U}_\beta \bar{Q}_\alpha + \frac{1}{\rho} \left(S_{\alpha\beta} + S'_{\alpha\beta} - \int_{-d}^{\eta} T_{\alpha\beta} dz \right) \right] = -g \bar{b} \frac{\partial \bar{\eta}}{\partial x_\alpha} + \frac{\bar{\tau}_{s\alpha}}{\rho} - \frac{\bar{\tau}_{b\alpha}}{\rho}, \quad (13)$$

in cui $\bar{U}_\alpha = \bar{Q}_\alpha / \bar{b}$ è la velocità media del flusso totale, $S'_{\alpha\beta}$ contiene termini legati alla disuniformità dei profili verticali di velocità (detti *dispersivi*, con accezione differente da quella introdotta in precedenza in relazione alla dipendenza della celerità dell'onda dal suo periodo), rappresenta sforzi turbolenti, $\tau_{b\alpha}$ e $\tau_{s\alpha}$ sforzi al fondo ed in superficie rispettivamente, e:

$$S_{\alpha\beta} = \int_{-d}^{\eta} (\rho u_{w\alpha} u_{w\beta} + p \delta_{\alpha\beta}) dz - \frac{1}{2} \rho g \bar{b}^2 \delta_{\alpha\beta} - \rho \frac{\bar{Q}_{w\alpha} \bar{Q}_{w\beta}}{\bar{b}} \quad (14)$$

rappresenta la generica componente del tensore dei *radiation stress*, introdotto originariamente da Longuet-Higgins e Stewart (1960), nella cui espressione i termini $Q_{w\alpha}$ rappresentano componenti della quota parte di portata specifica dovuta al moto ondoso sulla base della decomposizione (12) e $\delta_{\alpha\beta}$ è il delta di Kronecker, con $\delta_{\alpha\beta} = 0$ per $\alpha \neq \beta$ e $\delta_{\alpha\beta} = 1$ per $\alpha = \beta$. Come può dedursi dall'equazione (14), i *radiation stress* sono il prodotto di effetti non lineari e rappresentano eccessi di spinta e di flusso di quantità di moto medi del moto ondoso rispetto ai corrispondenti valori di una corrente idrostatica di livello pari al livello medio e portata pari a quella media del solo moto ondoso. Anche in assenza di altre cause perturbatrici delle condizioni idrostatiche quali marea o vento, la presenza dei *radiation stress* richiede l'esistenza di valori di portata specifica e livello medi non nulli per il soddisfacimento delle equazioni (10) e (13), ossia, di una circolazione media. I *radiation stress* rappresentano pertanto le forzanti di tale circolazione.

Per un'onda progressiva che si propaga secondo una direzione qualunque, espressioni analitiche delle componenti del tensore dei *radiation stress* si deducono per proiezione sugli assi coordinati delle seguenti espressioni degli eccessi di spinta e di flusso della quantità di moto fornite dalla teoria lineare:

$$S_p = \int_{-d}^{\eta} p dz - \frac{1}{2} \rho g \bar{b}^2 = \frac{E}{2} G, \quad (15)$$

$$S_w = \overline{\int_{-d}^{\eta} \rho H_w^2 dz} - \rho \frac{Q_w^2}{b} = \frac{E}{2}(1+G), \quad (16)$$

in cui $G = 2k\bar{b}/\sinh(2k\bar{b})$, conformemente all'ipotesi di validità locale della teoria lineare. Talora, in via semplificata, il moto ondoso ed i corrispondenti valori dei *radiation stress* da inserire nella (13) vengono ricavati in assenza di circolazione ($\bar{b} = d$). Espressioni alquanto più complicate devono tuttavia essere utilizzate per il caso in cui l'onda non sia di tipo puramente progressivo (Copeland, 1985b).

Il contributo dei termini dispersivi $S'_{\alpha\beta}$ può risultare di una certa importanza particolarmente ai fini del mescolamento laterale (Svendsen e Putrevu, 1994). Modelli di tipo strutturalmente 2D che tengono in conto tali effetti sulla base di soluzioni semplificate per il profilo verticale di velocità vengono qualificati come *quasi-3D* (Svendsen et al., 2000). Un ulteriore contributo al flusso di quantità di moto si produce nella zona di intensa turbolenza situata sul fronte frangente (*surface roller*), la cui rappresentazione consente una migliore riproduzione del *set-up* (Haas et al., 2003).

Le difficoltà insite nella determinazione diretta degli sforzi turbolenti, $T_{\alpha\beta}$, suggeriscono approcci semplificati alla Boussinesq, ad esempio (Haas et al., 2003):

$$T_{\alpha\beta} = \rho\epsilon \left(\frac{\partial U_{\alpha\beta}}{\partial x_{\beta}} + \frac{\partial U_{\beta\alpha}}{\partial x_{\alpha}} \right) \quad (17)$$

in cui $U_{\alpha\beta} = U_{\alpha\alpha} + U_{\beta\beta}$, o, più semplicemente, in funzione della velocità media del flusso totale \bar{U}_{α} . Il problema viene quindi ricondotto alla specificazione di una *viscosità turbolenta*, ϵ , in termini diffusivi. L'utilizzazione a tale scopo di modelli di turbolenza sofisticati nella pratica progettuale è ancora difficilmente proponibile in un'ottica costi - benefici, in ragione sia della notevole complessità di tali strumenti che della ancora incompleta conoscenza della fisica del fenomeno, particolarmente se legato al frangimento. A livello applicativo, la viscosità turbolenta viene quindi espressa da relazioni semplici in funzione delle grandezze rappresentative del campo di moto medio, non dissimili da quelle utilizzate nei modelli di circolazione in assenza di moto ondoso (Fredsoe e Deigaard, 1992; Haas et al., 2003).

Gli sforzi al fondo, τ_{bx} , ed in superficie, τ_{sx} , vengono di norma espressi mediante formule del tipo:

$$\tau_{bx} = \rho C_b |\mathbf{U}| U_{\alpha} = \frac{\rho C_b |\mathbf{Q}| Q_{\alpha}}{b^2}, \quad \tau_{sx} = \rho_a C_w |\mathbf{W}| W_{\alpha}, \quad (18)$$

in cui \mathbf{U} , \mathbf{Q} e \mathbf{W} sono i vettori velocità media integrata della corrente, portata specifica e velocità standard del vento a 10 m dalla superficie, rispettivamente, W_{α} le componenti della velocità del vento, ρ_a è la densità dell'aria e C_b e C_w sono fattori di resistenza adimensionali, dell'ordine di 10^{-3} - 10^{-2} e 10^{-3} rispettivamente. Il valore medio dello sforzo al fondo, che compare nella (13), è esprimibile in termini delle velocità orbitale e del flusso medio mediante formule del tipo (18), in cui il coefficiente di resistenza, dipendente dalla scabrezza del fondo e dai parametri del moto ondoso, può assumere valori superiori di un ordine di grandezza rispetto al valore fornito dalle classiche formule (Chezy, Colebrook-White) per una corrente di pari intensità, in assenza di moto ondoso (Fredsoe e Deigaard, 1992; Svendsen e Putrevu, 1990). Le stesse formule di Chezy o Colebrook-White vengono talora utilizzate in via semplificata, modificando convenientemente i valori della scabrezza del fondo. L'errore conseguente ad una valutazione delle resistenze effettuata trascurando il frangimento appare modesto in confronto alle altre incertezze insite nella valutazione del flusso medio.

Il fattore di resistenza del vento viene normalmente espresso mediante relazioni del tipo $C_w = a + b|w|$, con limite superiore dell'ordine di $C_w = 0.0026$.

Sebbene la circolazione litoranea venga normalmente assunta stazionaria nelle pratiche applicazioni, essa viene usualmente simulata come condizione asintotica di un processo di moto vario descritto dal sistema di equazioni (10) e (13), indipendente dalle condizioni iniziali imposte. In conseguenza dei valori relativamente elevati dei termini dissipativi osservabili nei casi pratici, il raggiungimento delle condizioni di regime può essere agevolmente ottenuto partendo da condizioni iniziali anche molto semplificate. Nel modello numerico, può essere tuttavia indicato imporre un incremento graduale dei *radiation stress*, fino ai valori determinati mediante il modulo di

moto ondoso. Tipicamente, ai contorni aperti del dominio di calcolo vengono imposti portate specifiche o livelli ricavati o da formulazioni semplificate o da un modello esteso ad un dominio più vasto, facente uso di condizioni al largo di livello medio pari al valore idrostatico corrispondente alle specifiche condizioni di progetto, eventualmente inclusive degli effetti atmosferici. Ai contorni chiusi si impone l'annullamento del flusso. Sebbene la linea di riva costituisca un contorno mobile e possa essere così rappresentata, spesso essa viene assimilata ad un contorno chiuso. Condizioni al contorno rappresentative dello swash sono tuttora oggetto di attività di ricerca.

Modelli wave resolving

Qualora, nel procedimento descritto in precedenza per la deduzione delle equazioni del modulo idrodinamico dei modelli *wave averaged*, la media temporale venga effettuata non sul periodo dell'onda ma su una scala temporale caratteristica della turbolenza, si ottengono equazioni nei valori medi turbolenti nelle quali non figura il tensore dei *radiation stress*. Tali forme non sono altro che le NLSWE, utilizzabili per simulare simultaneamente moto ondoso e corrente in acque poco profonde in modelli *wave resolving*. In generale, i modelli *wave resolving* presentano il vantaggio di rappresentare in modo del tutto naturale il moto ondoso irregolare, l'interazione onda-corrente e le relative trasformazioni non lineari, nonché la natura eminentemente non stazionaria dei campi di velocità e di livello reali.

Frequentemente, le NLSWE sono utilizzate nei modelli *wave resolving* nella forma *conservativa*, ottenuta ponendo $gh \partial \eta / \partial x_\alpha = g \partial (h^2/2) / \partial x_\alpha - gh i_{\alpha}$ nelle equazioni del moto, equivalente alla forma globale dell'equazione di bilancio della quantità di moto nota dall'Idraulica. Su tale base, il frangente può essere rappresentato come un fronte d'onda ripido (*bore*) sede di una dissipazione energetica equivalente a quella occorrente in un risalto idraulico di altezza pari all'altezza del fronte, tramite la condizione di Rankine-Hugoniot (Toro, 1997). Termini relativi a turbolenza e disuniformità verticali sono ancora contenuti nell'equazione del moto, seppure non coincidenti con i termini corrispondenti dell'equazione (13) per effetto dei differenti intervalli temporali su cui le medie sono effettuate nei due casi. Per essi vengono utilizzate tecniche di modellazione analoghe a quelle descritte in precedenza.

Seppure le ipotesi alla base delle NLSWE ricorrano, a rigore, in condizioni di profondità veramente ridotte, come nel caso del *run-up* dell'onda su una spiaggia o su una struttura artificiale, tali equazioni possono essere utilizzate, con un certo livello di approssimazione, su profondità alle quali la natura dispersiva e non idrostatica dell'onda risulta ancora percepibile. In tal caso, i principali inconvenienti sono legati alla riproduzione della posizione dei frangenti e della forma dell'onda. Le caratteristiche dispersive del moto ondoso possono tuttavia essere rappresentate (in via comunque approssimata) in modelli 2D mediante le equazioni di Boussinesq, in forma di termini aggiuntivi alle NLSWE (Peregrine, 1967; Madsen et al., 1991). La presenza di derivate di ordine superiore in tali termini aggiuntivi costituisce la principale complicazione legata alla soluzione numerica delle equazioni di Boussinesq.

La possibilità dei modelli *wave resolving* di rappresentare la propagazione dell'onda su fondo asciutto li rende particolarmente adatti alla simulazione della tracimazione di strutture emergenti. Tuttavia, la maggiore risoluzione spaziale e temporale richiesta si traduce in un aggravio considerevole dei tempi di calcolo rispetto ai modelli *wave averaged*.

Metodi numerici

Il ricorso a metodi numerici per la soluzione delle equazioni illustrate in precedenza si rende necessario per l'impossibilità di ottenere soluzioni nel dominio spazio-temporale continuo, a causa della complessità delle equazioni e dell'irregolarità del dominio spaziale, tipica dei bacini costieri reali. I metodi numerici sono infatti essenzialmente metodi di *discretizzazione*, mediante i quali si ottiene una soluzione approssimata in un numero finito di punti dello spazio (*nodi*) e di istanti temporali. L'insieme dei nodi del dominio spaziale e delle connessioni fra essi (*lati*) costituisce il *reticolo di calcolo*. Le porzioni elementari di superficie delimitate da un certo numero di lati si dicono *celle* o *elementi*.

I reticoli di calcolo possono essere *strutturati*, se costituiti da due famiglie di linee legate ad un sistema di coordinate cartesiane o curvilinee, generalmente ortogonali, o *non strutturati*, nel qual caso gli elementi sono di solito triangolari o quadrangolari. I reticoli strutturati in coordinate cartesiane consentono una rappresentazione della geometria del dominio spaziale meno accurata rispetto ai reticoli strutturati in coordinate curvilinee ed ai reticoli non strutturati, ma anche di più rapida implementazione da parte dell'operatore. Inoltre, essi godono di accuratezza superiore in termini strettamente computazionali.

In generale, i metodi di discretizzazione si basano sull'approssimazione delle equazioni differenziali da risolvere mediante equazioni algebriche nei valori nodali, in funzione delle dimensioni dei lati delle celle (passi spaziali) e, nel caso di fenomeni evolutivi (equazioni 10, 13), del passo di avanzamento temporale Δt , contenenti una o più variabili incognite. Se il termine incognito è unico in ciascuna equazione, esso può essere determinato mediante un'espressione esplicita in funzione dei termini noti (schema *esplicito*). In caso contrario, si rende necessaria la soluzione di un sistema algebrico (schema *implicito*). Si intende come l'esecuzione di un singolo passo temporale di uno schema esplicito sia, di per sé, più economica rispetto ad uno schema implicito. La scelta del tipo di schema da adottare deve tuttavia essere basata sulle caratteristiche del fenomeno in studio, in relazione alle proprietà degli schemi numerici.

Gli schemi numerici sono caratterizzati dalle proprietà fondamentali di *convergenza*, *consistenza* e *stabilità* (Hirsch, 1991). In breve, consistenza e convergenza attengono alla possibilità di ridurre a piacere l'errore legato alla discretizzazione delle equazioni (*errore di troncamento*), riducendo i valori dei passi spaziale e temporale. Dall'entità dell'errore di troncamento dipende l'accuratezza dello schema numerico e, quindi, almeno in parte, l'efficienza del modello in termini di tempi di calcolo. Termini dell'errore di troncamento che possono, in alcuni casi, comportare significative alterazioni della soluzione sono quelli di tipo diffusivo. Si parla in tal caso di *diffusione numerica* e, in analogia con la viscosità fisica nelle equazioni (1), di *viscosità numerica*.

L'instabilità di uno schema numerico si manifesta nell'amplificazione senza limite dei valori della soluzione al trascorrere del tempo di simulazione, che rapidamente eccedono le capacità di rappresentazione di un elaboratore, determinando l'interruzione del programma di calcolo. Tipicamente, la stabilità di modelli espliciti richiede il rispetto di specifiche condizioni. Fondamentalmente, discretizzazioni esplicite di termini rappresentativi di fenomeni propagatori, quali i termini convettivi ed il gradiente di livello nell'equazione (13), sono soggetti a condizioni di stabilità nella forma:

$$\frac{u_c \Delta t}{\Delta s} < C_{\max} \quad (19)$$

in cui u_c è una velocità caratteristica del fenomeno, Δs è una dimensione caratteristica del reticolo e C_{\max} è una costante dell'ordine dell'unità. Il gruppo adimensionale a primo membro della (19) è detto *numero di Courant*. Le velocità caratteristiche associate ai termini convettivi ed al gradiente di livello sono date, rispettivamente, dalla velocità della corrente, U_c , e dalla celerità relativa delle onde di gravità, \sqrt{gb} in modelli *wave resolving* o corrispondenti valori medi nei moduli idrodinamici di modelli *wave averaged*.

A condizioni di stabilità di tipo analogo sono soggette le discretizzazioni esplicite dei termini diffusivi. Si osserva che, conformemente al suo significato fisico, la diffusione, di origine sia fisica che numerica, favorisce la stabilità del modello e la regolarità della soluzione numerica e viene talora a tal uopo convenientemente (anche se artificialmente) incrementata.

Per un reticolo di calcolo assegnato, il rispetto delle condizioni di stabilità di uno schema esplicito comporta evidentemente una limitazione sul passo temporale ed una corrispondente incidenza sul costo della simulazione in un intervallo di tempo prestabilito. La scelta di un modello esplicito od implicito, in tutto o in parte, è pertanto legata al confronto fra i valori del passo temporale dettati dalle condizioni di stabilità e da considerazioni attinenti l'accuratezza del calcolo (ossia, dalla risoluzione temporale necessaria in considerazione della scala temporale del fenomeno in studio), in relazione ai differenti tempi di calcolo richiesti, per un singolo avanzamento temporale, dai due tipi di modelli.

Per quanto riguarda i modelli di circolazione, equazioni (10) e (13), tipicamente le condizioni di stabilità riferite alle onde di gravità, alla convezione ed alla diffusione risultano di severità decrescente. In linea di massima, i metodi impliciti sono più efficienti per la simulazione della circolazione nella surf area, particolarmente nel caso stazionario. Inoltre, l'onerosità dei modelli commerciali può suggerire l'opportunità di dotarsi di un unico modello sufficientemente duttile in relazione a possibili applicazioni di diverso tipo - quale, ad esempio, la simulazione della qualità dell'acqua di un bacino su tempi dell'ordine degli anni. Sulla base di tali considerazioni, appare ulteriormente preferibile la scelta di schemi impliciti almeno per i termini legati alle onde di gravità. Sebbene in letteratura si possono tuttavia trovare esempi di modelli facenti uso di svariate combinazioni di discretizzazioni esplicite ed implicite per i vari termini, la maggior parte dei modelli commerciali è di tipo implicito anche, o soprattutto, per questo motivo. La considerazione si estende ai modelli iperbolici di moto ondoso, in quanto basati su equazioni analoghe a quelle del modello di circolazione, ma anche ai modelli ellittico e parabolico.

Per quanto riguarda i modelli *wave resolving*, sia la necessità di incrementata risoluzione temporale che la natura dei fenomeni da simulare indicherebbero come meno penalizzanti i modelli espliciti. Al di là del fatto che considerazioni definitive non possano trarsi per la generalità dei casi possibili, anche per tale tipo di modelli si riscontra tuttavia una certa diffusione di modelli commerciali di tipo implicito.

Le proprietà di consistenza, stabilità e convergenza devono essere verificate, teoricamente e mediante esperimenti numerici, per confronto con soluzioni esatte di problemi test necessariamente semplificati, nonché documentate, dagli autori del modello numerico. Tali caratteristiche devono essere valutate ai fini della scelta del modello numerico o, quantomeno, delle varie opzioni disponibili per un medesimo prodotto commerciale. Una misura della affidabilità complessiva del modello (fisico-matematico-numerico) dovrà tuttavia necessariamente dedursi dal confronto dei risultati numerici con misure di campo per casi reali di riferimento analoghi a quello in studio. Preferibilmente, tale procedura dovrebbe essere eseguita anche ad ogni nuova applicazione del modello ad un caso di studio reale. Da un punto di vista applicativo, il termine "modello numerico" utilizzato in relazione ad un caso di studio reale indica, in effetti, l'insieme del modello matematico-numerico come precedentemente definito, della rappresentazione del caso di studio nei formati richiesti dal codice di calcolo e dal corredo di parametrizzazioni, anche di tipo prettamente numerico, necessarie a garantire una rappresentazione quanto più possibile fedele del fenomeno fisico in studio. La qualità dei dati inseriti nel modello determina in misura significativa la qualità dei risultati e costituisce pertanto un aspetto di primaria importanza nella costruzione del modello numerico di un caso di studio.

Un procedimento rigoroso mirato a verificare le capacità del modello di riprodurre le condizioni idrodinamiche di interesse per un dato sito prevede una prima fase di *calibrazione*, volta a massimizzare l'accordo fra serie di dati significativi misurati sul campo ed i corrispondenti risultati del modello numerico, mediante modulazione dei dati di ingresso. Una ragionevole sicurezza sulla possibilità d'uso del modello a fini predittivi si ottiene quindi verificando che le parametrizzazioni determinate in sede di calibrazione consentano di riprodurre eventi indipendenti da quelli utilizzati in tale procedura (*validazione* del modello).

La specificazione dei parametri del modello sulla base di indicazioni tratte dalla letteratura dovrebbe essere attuata soltanto come ultima risorsa in condizioni di reale indisponibilità di misure di campo da utilizzare in una procedura di validazione. Tale evenienza è peraltro tutt'altro che rara nella pratica, essendo la qualità, se non la stessa disponibilità, dei dati legati a misure di campo - quali batimetria e dati anemometrici, ma anche velocità ed altezze d'onda utilizzate ai fini della comparazione con i risultati numerici - fortemente condizionata da ragioni di ordine economico. È del resto evidente che una validazione rigorosa risulta praticamente inattuabile nel caso della progettazione di nuove opere. In tal caso, una ragionevole confidenza nell'applicabilità di un certo modello ad un dato caso di studio - fatte salve le incertezze sulle parametrizzazioni - potrà ottenersi soltanto sulla base della documentazione disponibile relativamente alla applicazione dello stesso a casi reali analoghi.

Fondamentalmente, il novero dei metodi di pratica utilizzabilità per la soluzione delle equazioni alla base dei vari modelli discussi può essere ristretto ai metodi delle *differenze finite*, degli *elementi finiti* e dei *volumi finiti* (Hirsch, 1991), sui quali sono basati i più noti modelli commerciali.

Il metodo dei volumi finiti si basa su una formulazione integrale (o globale) applicabile ad equazioni in forma conservativa. Attraverso la definizione di volumi di controllo e dei flussi attraverso le relative pareti, tale metodo consente il rispetto rigoroso dei principi di conservazione (della massa, equazione (10); della quantità di moto, equazione (13); dell'energia del moto ondoso, equazione (9)) e risulta concettualmente il più soddisfacente da un punto di vista fisico. Per tali caratteristiche, il metodo è particolarmente indicato per la simulazione di flussi caratterizzati da discontinuità, cui sono assimilabili, ad esempio, i fronti ripidi ottenibili con i modelli *wave resolving*. Tipicamente, le tecniche più indicate per la determinazione dei flussi scambiati fra i volumi di controllo in presenza di discontinuità si basano sulla descrizione esplicita della propagazione delle perturbazioni (*metodo delle caratteristiche*, Toro, 1997).

Nella sua formulazione originaria, il metodo delle differenze finite si basa sulla rappresentazione approssimata delle derivate mediante i corrispondenti rapporti incrementali. Tuttavia, tecniche alquanto più raffinate sono state sviluppate nel corso del tempo, che rendono il metodo in sé del tutto soddisfacente da un punto di vista sia teorico che applicativo. In particolare, la discretizzazione alle differenze finite di equazioni in forma conservativa implica di fatto la definizione di flussi ai lati delle celle e possiede pertanto le caratteristiche fondamentali di conservazione dei metodi ai volumi finiti. Peraltro, algoritmi efficienti, robusti ed accurati per equazioni in forma non conservativa (Stelling, 1984) costituiscono la base di noti modelli commerciali di circolazione.

Sebbene in letteratura siano stati presentati modelli, sia alle differenze finite che ai volumi finiti, definiti su reti-

coli non strutturati, tipicamente per tali modelli vengono più frequentemente utilizzati reticoli strutturati. Tale circostanza è legata, oltre che a specifici problemi di accuratezza dei reticoli non strutturati per tali formulazioni, alla possibilità di utilizzare tecniche computazionali particolarmente efficienti, quale il metodo *implicito a direzioni alternate* (ADI; Yanenko, 1968). Tale metodo consente infatti di risolvere problemi bidimensionali mediante schemi di calcolo strutturalmente monodimensionali, con conseguente notevole riduzione dei tempi di calcolo, ma può presentare problemi di accuratezza in presenza di contorni o batimetrie irregolari in problemi di tipo propagatorio (Stelling et al., 1986). Un migliore adattamento dei reticoli strutturati a geometrie irregolari può ottenersi mediante formulazioni in coordinate curvilinee. Lo schema ADI è utilizzato in tutti i più noti pacchetti commerciali esistenti.

Fondamentalmente, il metodo degli elementi finiti consiste in una formulazione integrale detta *debole*, basata sull'introduzione di appropriate funzioni peso (Zienkiewicz, 2001), che si adatta particolarmente ai reticoli non strutturati. Tale caratteristica costituisce il principale vantaggio del metodo, il quale tuttavia non garantisce di per sé il rispetto delle proprietà fisiche di conservazione - se non nel caso speciale in cui il metodo si riduce a quello dei volumi finiti per scelta particolare delle funzioni peso. Inoltre, la flessibilità dei reticoli non strutturati nella descrizione di geometrie articolate trova una limitazione negli errori numerici determinati dall'uso di elementi di forma eccessivamente irregolare o di brusche variazioni delle dimensioni degli elementi. Ulteriori errori sono legati alla necessità di valutare determinati integrali che compaiono nelle espressioni discretizzate mediante formule di quadratura. Il metodo agli elementi finiti risulta particolarmente adatto alla soluzione di problemi ellittici del tipo (7).

Verifica di modelli numerici tipo su casi test e prove di laboratorio

Caratteristiche generali dell'idrodinamica all'intorno di una barriera sommersa ideale

Sviluppando il concetto della generazione di macrovortici per effetto del gradiente della profondità, Brocchini et al. (2004) e Soldini et al. (2004a) hanno illustrato il meccanismo di generazione di vortici ad asse verticale utilizzando lo schema classico delle NLSWE secondo l'approccio *wave resolving*. La presenza di un gradiente della profondità in direzione trasversale al flusso induce un frangente di larghezza finita e quindi un gradiente dell'energia dissipata in direzione parallela alla costa, il quale risulta direttamente proporzionale al salto di vorticità potenziale W , definita come il rapporto tra la vorticità ω e la profondità d nel punto considerato, ed espressa da:

$$[\Omega]_{x_A}^{x_B} \equiv \left[\frac{1}{d} \frac{\partial v}{\partial x} \right]_{x_A}^{x_B} - \left[\frac{1}{d} \frac{\partial u}{\partial y} \right]_{x_A}^{x_B} = - \sqrt{\frac{2}{gd(x_A)d(x_B)[d(x_A)+d(x_B)]}} \frac{\partial E_D}{\partial y} \quad (20)$$

in cui A e B sono due punti rispettivamente a valle ed a monte del fronte frangente (vedi Fig. 4a) e l'energia dissipata per unità di massa può essere valutata, come nel risalito idraulico, secondo la relazione:

$$E_D \equiv \frac{g[d(x_B)-d(x_A)]^3}{4d(x_A)d(x_B)}, \quad (21)$$

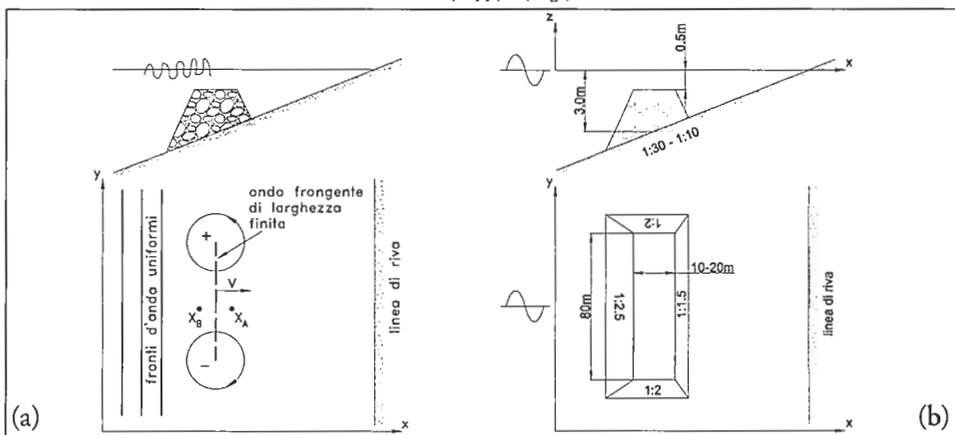


Figura 4 - (a) frangente di larghezza finita e macrovortici generati su una struttura sommersa; (b) caratteristiche principali dello schema utilizzato per le simulazioni numeriche.

il cui segno, che dipende da $\partial [d(x_B) - d(x_A)] / \partial y$, indica il verso di rotazione del vortice (si assume positivo il verso antiorario). Poiché si può dimostrare che in assenza di forze dissipative la vorticità potenziale Ω si conserva nel tempo seguendo la colonna d'acqua, la presenza di un'onda frangente di larghezza finita rappresenta la causa perturbatrice in grado di attivare la generazione di vorticità nel campo di moto.

L'analisi della generazione ed evoluzione dei macrovortici nella regione protetta dalle barriere sommerse è stata effettuata mediante un modello numerico ai volumi finiti di tipo *shock-capturing*, che risolve le NLSWE scritte in forma conservativa (Brocchini et al., 2001). Il solutore numerico è basato sul metodo WAF (Toro, 1997), nel quale i flussi sono valutati attraverso una soluzione esatta del problema di Riemann, che consente di ottenere una soluzione accurata ad un costo computazionale limitato.

Le simulazioni sono state effettuate su di una configurazione rappresentante un fondale a pendenza uniforme con una scogliera sommersa isolata di tipo trapezia (Brocchini et al., 2004). Le caratteristiche fondamentali dello schema analizzato sono riportate in Figura 4b. Per quanto riguarda le condizioni ondose, sono state utilizzate onde regolari di altezze $H = 0.5, 1.0, 1.5, 2.0, 2.5$ m e periodi $T = 5, 10$ s.

Nelle simulazioni è stata utilizzato un reticolo di calcolo con celle di lati pari a 2 m in direzione lungo riva e 1 m in direzione trasversale. Al contorno aperto verso il largo è stato imposto come valore di livello il valore della sola com-

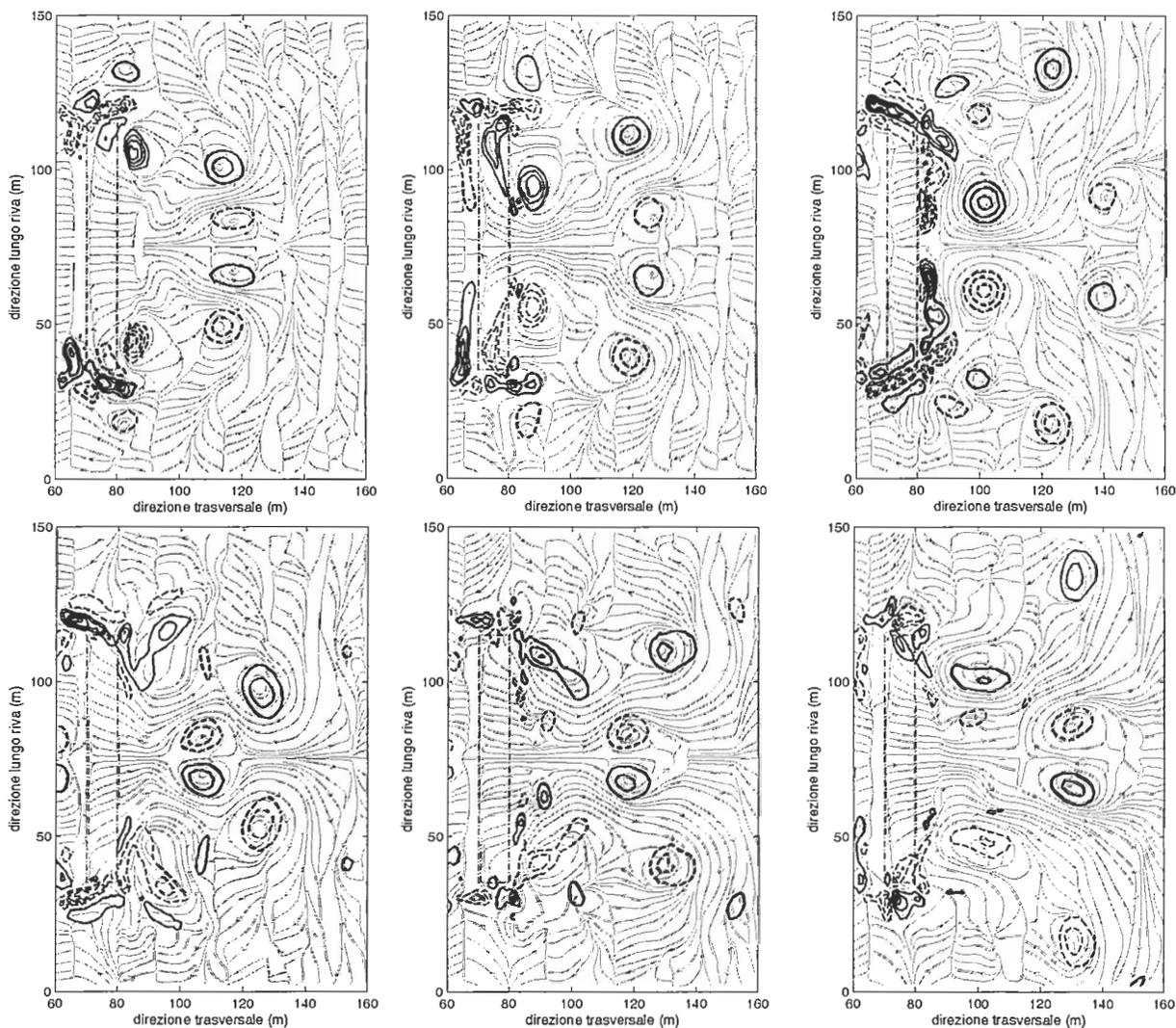


Figura 5 - Caso test di moto ondoso regolare incidente su barriera a sezione trapezia. Linee di flusso del campo di moto generato da un'onda di altezza $H = 0.5$ m e periodo $T = 5$ s su fondale a pendenza 1:30. Da sinistra a destra e dall'alto in basso alle linee di flusso istantanee ($t = 130, 160, 215, 280, 305, 335$ s) sono state sovrapposte le isolinee di vorticità positiva (antioraria - linea continua) e negativa (oraria - linea tratteggiata) con passo 0.2 s^{-1} .

ponente incidente del moto ondoso, trascurando le componenti riflesse, peraltro modeste, che possono originarsi sulla spiaggia e sulla struttura (Kobayashi e Wurjanto, 1992). Ai contorni laterali sono state imposte condizioni di assorbimento, mentre alla riva è stato simulato direttamente il processo di *swash*, come consentito dai modelli *wave resolving*. I risultati della modellazione, mostrati nelle Figure 5 e 6, forniscono le caratteristiche di generazione ed evoluzione dei macrovortici. Come si può notare, i macrovortici vengono generati alle estremità delle strutture, dove è massimo il gradiente della profondità e quindi dove è massimo il salto di vorticità potenziale definito dalla (20). Successivamente essi si intensificano sotto l'azione delle onde frangenti e, dopo essersi organizzati in strutture vorticoso di dimensioni confrontabili con quelle delle bermas delle barriere, si staccano dalla scogliera. A questo punto le simulazioni mostrano una diversa evoluzione a seconda della pendenza provata. Nel caso di pendenza del fondo 1:30 (vedi Fig. 5) i macrovortici generati all'estremità della struttura interagiscono con il paramento interno della scogliera e, per auto-induzione, si spostano verso il centro della barriera, dove la presenza di un altro vortice rotante in verso opposto crea una coppia di vortici che per mutua induzione migra verso la linea di riva.

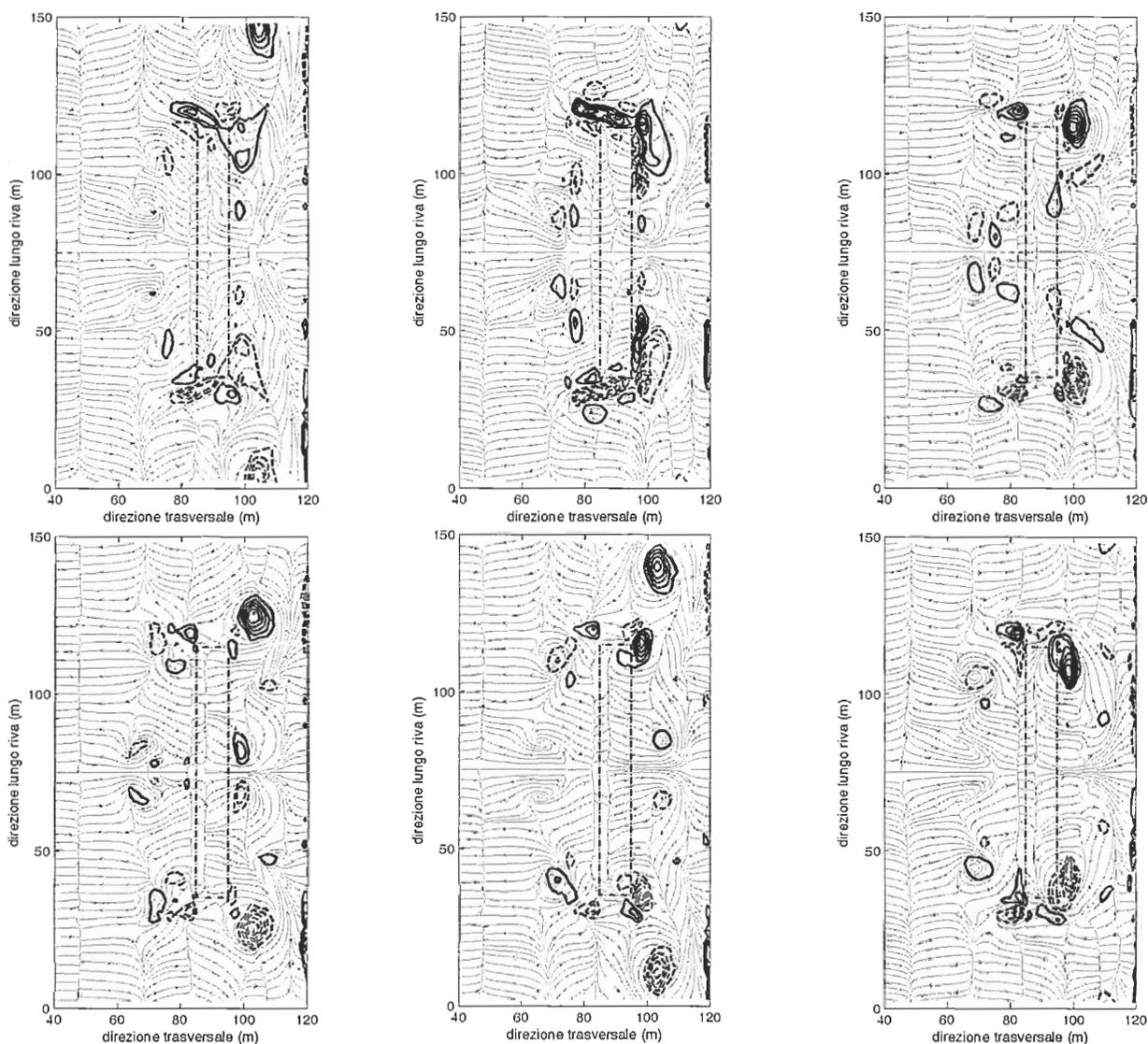


Figura 6 - Caso test di moto ondoso regolare incidente su barriera a sezione trapezia. Linee di flusso del campo di moto generato da un'onda di altezza $H = 0.5$ m e periodo $T = 5$ s su fondale a pendenza 1:10. Da sinistra a destra e dall'alto in basso alle linee di flusso istantanee ($t = 220, 240, 260, 280, 300, 320$ s) sono state sovrapposte le isolinee di vorticità positiva (antioraria - linea continua) e negativa (oraria - linea tratteggiata) con passo 0.2 s^{-1} .

Nel caso di fondale più acclive (1:10) (vedi Fig. 6), i macrovortici sembrano essere emessi dai paramenti laterali della scogliera e la loro traiettoria verso la spiaggia è meno complicata. Dopo essersi organizzati in strutture coerenti, i vortici migrano verso riva lungo un percorso diagonale che li allontana progressivamente dalla scogliera. In questo caso l'effetto di auto-induzione con i paramenti della scogliera sembra influenzare debolmente il moto dei macrovortici, i quali, piuttosto, risentono dell'auto-induzione dovuta alla spiaggia e interagiscono con i vortici della circolazione secondaria, che sono molto più vicini alla barriera a causa della pendenza del fondo. Le simulazioni effettuate inoltre evidenziano che la variazione delle condizioni ondose (altezza e periodo d'onda) non modifica le caratteristiche di generazione ed evoluzione dei macrovortici, quanto piuttosto l'intensità e la dimensione degli stessi.

Nel caso in cui le scogliere siano disposte in serie con varchi ravvicinati, l'effetto di mutua induzione con il vortice "opposto" è dominante rispetto all'interazione con la struttura e con il fondo. Di conseguenza la coppia di vortici, che ha lo stesso senso di rotazione della cella di circolazione primaria, migra verso il largo e contribuisce ad intensificare ed instabilizzare le correnti di ritorno (Kennedy et al., 2005). Pur in assenza di simulazioni specifiche, nel caso di scogliere disposte in serie si potrebbe ritenere che le traiettorie seguite dai macrovortici siano influenzate principalmente da parametri geometrici (lunghezza delle barriere, ampiezza dei varchi), mentre le condizioni ondose hanno influenza sulla velocità di migrazione degli stessi (Brocchini et al., 2004). Tali diverse tipologie di circolazione possono essere viste come due estremi asintotici opposti relativi ai casi di varchi di grandezza infinita (barriera isolata) o infinitesima (*rip current*).

Una conferma a questa ipotesi è stata fornita da Lorenzoni et al. (2004) e da Soldini et al. (2004b) mediante l'analisi delle prove su modello fisico effettuate presso il Laboratorio di Ingegneria Costiera di Bari (Damiani et al., 2005). Utilizzando l'analisi spettrale delle misure correntometriche per la caratterizzazione della circolazione idrodinamica in presenza di scogliere sommerse disposte in batteria o di tipo isolata, i risultati relativi allo spettro di potenza espresso in funzione del numero d'onda (vedi Fig. 7), mostrano che il picco d'energia massimo si realizza in corrispondenza di $k = 1.5 \text{ m}^{-1}$ per la configurazione di *rip current* (pannello a) e di $k = 3 \text{ m}^{-1}$ per la scogliera isolata (pannello b). Questo significa che le strutture più energetiche hanno dimensione di circa 4.2 m nel caso di *rip current* e di circa 2.1 m nel caso della barriera isolata e quindi che nel primo caso il moto è energeticamente dominato dalla circolazione primaria che ha una dimensione spaziale confrontabile con la lunghezza delle scogliere (circa 4 m nel caso illustrato).

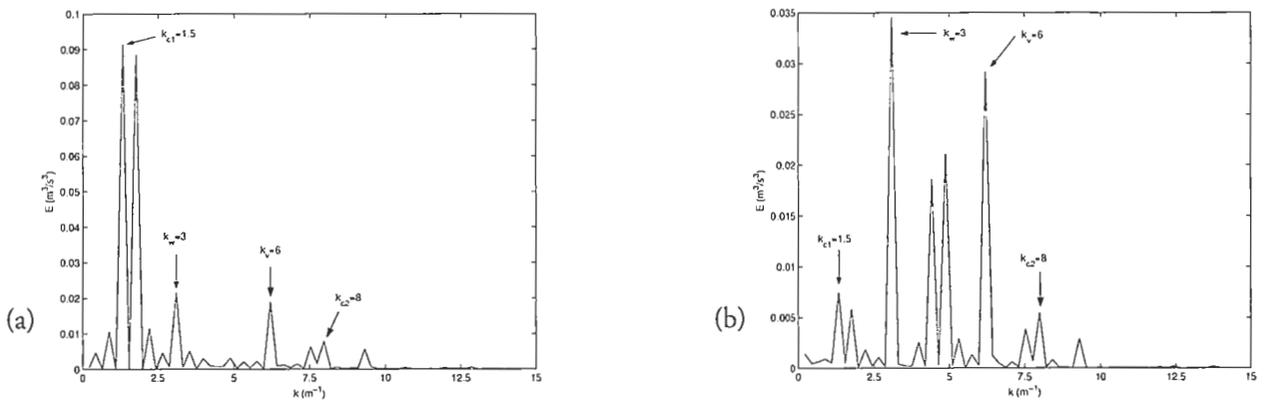


Figura 7 - Spettro di potenza in numero d'onda generato da un'onda di altezza $H = 5 \text{ cm}$ e periodo $T = 1.826 \text{ s}$: (a) configurazione di scogliere in batteria; (b) configurazione di scogliera isolata (da Lorenzoni et al., 2004).

Viceversa, la circolazione indotta dalla scogliera isolata è dominata da strutture di dimensioni confrontabili con quella della lunghezza d'onda (circa 2 m). La Figura 7b mostra inoltre che un contributo energetico quasi confrontabile con quello delle onde proviene da strutture di dimensioni di circa 1 m ($k = 6 \text{ m}^{-1}$), che è la scala tipica dei macrovortici osservati in vasca.

Lo stesso tipo di risultato, ovvero due differenti regimi energetici per le configurazioni analizzate in accordo con le proprietà tipiche della turbolenza bidimensionale, è stato ottenuto utilizzando l'analisi statistica delle traiettorie dei traccianti passivi rilasciati in corrispondenza dei varchi (Soldini et al., 2004b).

Simulazione di test sperimentali su un sistema di barre sommerse (Delaware)

Test sperimentali relativi alla circolazione indotta dal moto ondoso attorno ad un sistema di barre sommerse sono stati eseguiti da Haller et al. (2002) nei laboratori dell'Università del Delaware. Sebbene tale configurazione non sia rappresentativa di strutture affioranti, o di poco sommerse, che qui maggiormente interessano, le marcate analogie esistenti fra i fenomeni idrodinamici che hanno luogo nei due casi - consistenti principalmente nel frangimento che ha luogo sulle barriere e nella presenza di un sistema di correnti *longshore* e correnti di *rip* attraverso i varchi - unitamente alla completezza ed attendibilità dei rilievi sperimentali, giustificano l'uso di questi ultimi al fine di una verifica delle prestazioni dei modelli numerici nella simulazione delle caratteristiche fondamentali della circolazione litoranea in aree protette da barriere discontinue longitudinali.

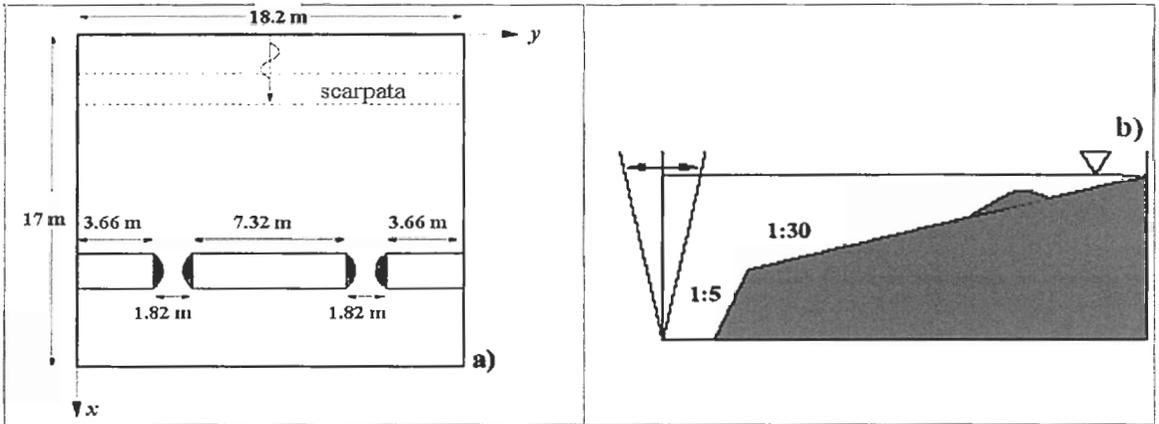


Figura 8 - Configurazione sperimentale di Haller et al. (2002): (a) planimetria e (b) sezione longitudinale.

Le prove sperimentali sono state eseguite in una vasca di dimensioni 18.2 m x 17.0 m, nella quale sono stati realizzati un fondo piano di calcestruzzo di pendenza di progetto 1:30, delimitata verso il largo da una scarpata 1:5, secondo quanto riportato in Figura 8, ove l'asse y è posto in corrispondenza dell'ondogeno. Il bordo *offshore*, la cresta ed il bordo lato riva delle barre sono posti rispettivamente alle ascisse $x = 11.1$ m, $x = 12.0$ m e $x = 12.3$ m. Il set di dati originale, di pubblico dominio, include il rilievo del campo di prova, il quale denota difformità anche importanti rispetto alla configurazione desiderata. Le misure dei livelli sono state effettuate mediante sonde capacitve, mentre velocimetri doppler acustici (ADV) sono stati utilizzati per le velocità.

Di sei test eseguiti complessivamente dagli autori, in quanto segue verrà fatto riferimento al test B, comprendente il maggior numero di punti di misura. Sulla base dell'indicazione riguardante la posizione della linea di riva a riposo alla distanza $x = 14.90$ m dall'ondogeno, è stata determinata una profondità massima pari a $d_M = 0.725$ m, per una profondità media della cresta delle barre rispetto al livello idrostatico pari a circa $d_C = 6.0$ cm. Allo scopo di realizzare le misure in tutti i punti programmati con gli strumenti a disposizione, ciascun test è stato eseguito mediante diverse prove, con risultati talora anche sensibilmente differenti da una prova ad un'altra. Nel test B l'attacco ondoso è costituito da un'onda regolare incidente perpendicolarmente alla linea di riva, di periodo $T = 1$ s ed altezza al battendo pari a 5.10 cm, dedotta sulla base di un valore medio di altezza pari a 4.80 cm, misurato all'ascissa $x = 3.95$ m.

La simulazione del moto ondoso è stata eseguita con i modelli parabolici MIKE 21 PMS, release 2001 (*Parabolic Mild Slope*, DHI Water & Environment, 2001) e ONDA, sviluppato presso il Dipartimento di Ingegneria Civile dell'Università di Firenze (Cappiotti 2003). Entrambi i modelli implementano le versioni di modello parabolico di Radder (1979), Booij (1981) e Kirby (1986) ed il modello di frangimento di Battjes e Janssen (1978), dei quali sono state precedentemente menzionate le principali caratteristiche, nonché il modello di resistenze al fondo di Putnam e Johnson (1949), contenente un fattore di resistenza adimensionale valutato in funzione della scabrezza di Nikuradse, K_{pp} , mediante la formula di Swart (1974), relativa a condizioni di moto assolutamente turbolento. Il modello di frangimento utilizza la seguente formula per la valutazione dell'altezza limite:

$$H_{\max} = \gamma_1 k^{-1} \tanh(\gamma_2 k d / \gamma_1), \quad (22)$$

in cui γ_1 e γ_2 controllano gli effetti sul frangimento rispettivamente della ripidità dell'onda e della profondità. Un ulteriore parametro, α , modula il corrispondente tasso di dissipazione. La soluzione numerica si basa sullo schema, incondizionatamente stabile, di Crank-Nicolson (Hirsch, 1991). Allo scopo di attenuare le oscillazioni ad alta frequenza che si producono nel campo delle altezze d'onda in presenza di frangimento, i modelli implementano un filtro numerico controllato da un parametro, ξ . Nel caso del modello di Kirby (1986), un ulteriore parametro è costituito dall'angolo θ di apertura del settore direzionale all'interno del quale viene minimizzato l'errore medio con il metodo "minimax".

Contrariamente al modello PMS, con il modello ONDA è possibile rappresentare anche l'effetto dell'azione di una corrente sull'onda. Le simulazioni della circolazione sono state effettuate, in entrambi i casi, con il modulo HD (HydroDynamic) del MIKE21, il quale risolve equazioni del tipo (10) e (13) mediante uno schema ADI del secondo ordine (Abbot et al., 1973). Nel caso di ONDA, l'uso di due differenti codici per il calcolo del moto ondoso e delle correnti ha consentito la simulazione dell'azione della sola corrente media sul moto ondoso, con conseguente unica rappresentazione del campo di altezze d'onda. Il modulo idrodinamico richiede la specificazione della scabrezza del fondo in termini di parametro di Strickler, k_s , di un parametro per la modulazione della viscosità turbolenta orizzontale secondo la formulazione di Smagorinsky, C_s , e di tolleranze utilizzate per la simulazione dell'allagamento e del prosciugamento delle celle di calcolo (*wetting and drying*).

La batimetria utilizzata nei modelli numerici è stata ottenuta per interpolazione delle quote puntuali del fondo misurate e successiva eliminazione delle irregolarità più evidenti, analogamente a quanto fatto da Haas et al. (2003) in test numerici condotti mediante i modelli di moto ondoso REF/DIF (Kirby e Dalrymple, 1994) e di circolazione SHORECIRC (Svendsen et al., 2000). Non essendo disponibile la batimetria corretta utilizzata da Haas et al. (2003), non è stato possibile valutare puntualmente le differenze con la batimetria utilizzata nei presenti test numerici. La minore regolarità di quest'ultima, cui corrisponde una maggiore approssimazione alla batimetria rilevata, appare tuttavia evidente da un semplice esame visivo delle relative restituzioni grafiche. La batimetria utilizzata con PMS, ONDA e HD ha passo di griglia di 10 cm, in luogo dei 20 cm utilizzati da Haas et al. (2003), onde consentire una adeguata risoluzione della lunghezza dell'onda, pari a $L = 1.56$ m in acque profonde. Mentre le simulazioni con il modello ONDA+HD sono state condotte sulla batimetria originale del modello fisico, la assunzione da parte del modello PMS di una profondità minima imm modificabile pari a 5 cm, al di sotto della quale il nodo è considerato asciutto ed escluso dal calcolo, ha richiesto di effettuare le relative simulazioni, come anche quelle della circolazione, sulla batimetria di un prototipo ideale in scala 10:1 rispetto al dispositivo sperimentale reale, per il quale si è ammessa valida la similitudine di Froude. Da una analisi degli ordini di grandezza, appare tuttavia una relativa importanza degli effetti viscosi al fondo nel caso reale del modello di laboratorio, non rappresentati dal modello di resistenze al fondo utilizzato in entrambi i codici di moto ondoso.

Al fine di eliminare gli effetti transitori all'avviamento, i risultati delle simulazioni numeriche della circolazione sono presentati come valori medi sulla seconda metà della durata degli esperimenti, i quali complessivamente furono protratti per 1638.4 s (27.3 m). Inoltre, come in Haas et al. (2003), una valutazione quantitativa dell'accordo fra valori misurati e calcolati è stata eseguita sulla base dell'indice di Wilmott (1981), I_{W_i}

$$I_{W_i} = 1 - \frac{\sum_{k=1}^N (Xc_k - Xm_k)^2}{\sum_{k=1}^N \left[|Xc_k - \overline{Xm}| + |Xm_k - \overline{Xm}| \right]^2}, \quad (23)$$

in cui Xc ed Xm sono i valori calcolati e misurati rispettivamente, ed il soprassegno denota la media. Un valore unitario dell'indice di Wilmott denota perfetto accordo fra valori osservati e calcolati; un valore nullo totale disaccordo. La menzionata caratteristica di non stazionarietà delle correnti indotte dal moto ondoso è evidenziata in Figura 9, nella quale sono riportati i campi di velocità simulati in due istanti temporali.

La calibrazione dei modelli PMS, ONDA e HD sui dati sperimentali ha consentito di evidenziare, innanzitutto, una certa erraticità dei valori ottimali dei parametri rispetto ai valori tipici reperibili in letteratura e suggeriti nel manuale d'uso del MIKE 21. La stessa condizione di ottimo dei parametri è del resto in certa misura ambigua. Infatti, ai massimi valori dell'indice di Wilmott relativo alle altezze d'onda (I_{WH}) non corrispondono valori massimi relativamente alle grandezze caratteristiche della circolazione (I_{Wb} , I_{WU} , I_{WV} , I_{WR} per livello, velocità cross-shore, velocità long-shore e corrente di *rip* rispettivamente), come pure non vi è concordanza fra i valori relativi alla sola circolazione. Tale situazione è riscontrabile in Tabella 1, ove viene riportata una selezione di parametrizzazioni riferite alle dimensioni del modello fisico, comprendente, per il modello

PMS+HD, i valori: (1-4) ottimali per le singole grandezze; (5) di miglior compromesso per l'insieme delle grandezze - valutati su base ampiamente soggettiva; (6) conformi alle raccomandazioni del manuale d'uso del MIKE 21, tranne che per la scabrezza del fondo; (7) corrispondenti ai valori ottimali determinati da Zanuttigh e Lamberti (2006) per gli esperimenti di Aalborg, di cui anche al paragrafo successivo. I corrispondenti valori ottenuti con il modello ONDA+HD e riportati nella medesima Tabella 1 denotano una accuratezza della soluzione sostanzialmente analoga a quella ottenuta con il modello PMS+HD. A titolo di confronto, Haas et al. (2003) hanno ottenuto i valori $I_{WH} = 0.96$, $I_{W\eta} = 0.96$, $I_{WU} = 0.92$ e $I_{WV} = 0.80$, globalmente migliori di quelli ottenuti con i modelli PMS, ONDA e HD.

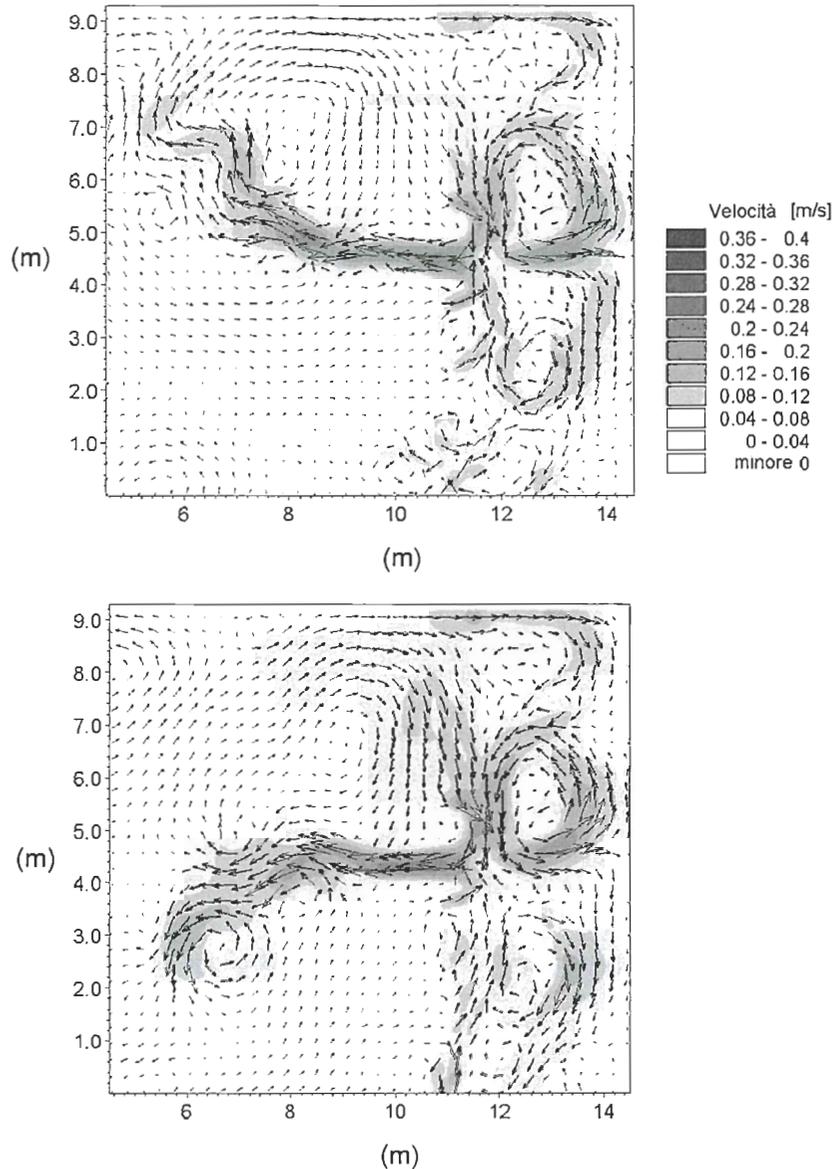


Figura 9 - Test Delaware: campi della velocità media ai tempi $t = 970$ e 1030 s ottenuti dalle simulazioni con MIKE 21-HD sulla batimetria dell'esperimento (scala 1:1) e termini sorgenti dei *radiation stress* calcolati dal modello ONDA.

Tabella 1 - Selezione di parametrizzazioni risultanti dalla calibrazione dei modelli MIKE 21 PMS ed ONDA sui dati sperimentali di Delaware (Haller et al., 2002). Valori a scala di modello fisico.

n°	modello onda	γ_1	γ_2	α	K_s (mm)	ξ	θ (°)	k_s ($m^{1/3}s^{-1}$)	C_s	I_{WH}	$I_{W\eta}$	I_{WU}	I_{WV}	I_{WR}
1	PMS	1.0	0.5	1.0	10.0	0.25	50	88	0.15	0.974	0.936	0.790	0.439	0.664
2	PMS	1.0	0.5	1.0	10.0	0.25	50	103	0.15	0.974	0.975	0.758	0.439	0.556
3	PMS	1.0	0.5	1.0	3.0	0.25	60	88	0.15	0.967	0.944	0.862	0.453	0.810
4	PMS	1.0	0.5	1.0	3.0	0.25	50	81	0.15	0.967	0.957	0.779	0.726	0.603
5	PMS	1.0	0.5	1.0	3.0	0.25	50	88	0.15	0.967	0.961	0.807	0.633	0.730
6	PMS	1.0	0.8	1.0	3.0	0.25	60	88	0.15	0.754	0.894	0.677	0.587	0.407
7	PMS	1.0	1.2	0.4	3.0	0.25	60	88	0.50	0.504	0.449	0.806	0.550	0.763
8	ONDA	1.0	0.5	1.0	5.0	0.25	60	70	0.15	0.969	0.936	0.863	0.572	0.764
9	ONDA	1.0	0.5	1.0	0.5	0.25	60	70	0.15	0.959	0.951	0.747	0.601	0.524
10	ONDA	1.0	0.5	1.0	0.5	0.50	60	60	0.15	0.967	0.951	0.825	0.720	0.674
11	ONDA	1.0	0.5	1.0	5.0	0.25	60	60	0.15	0.969	0.940	0.854	0.622	0.729
12	ONDA	1.0	0.8	1.0	3.0	0.25	60	88	0.15	0.752	0.913	0.865	0.803	0.807
13	ONDA	1.0	1.2	0.4	3.0	0.25	60	88	0.50	0.504	0.470	0.637	0.529	0.684

Nelle Figure 10-14 sono riportati confronti fra valori medi delle altezze d'onda, dei livelli, delle componenti *crossshore* e *longshore* delle velocità e delle correnti di *rip*, misurati e calcolati con i modelli di moto ondoso PMS+HD e ONDA+HD con i parametri delle righe 5 e 11 della Tabella 1 rispettivamente, lungo sezioni in direzione *longshore*. Inoltre, solo per il modello ONDA, in Figura 10 sono riportati anche i profili derivanti da simulazioni in cui il parametro del filtro numerico assume il valore massimo ammissibile, pari a $\xi = 0.5$ (riga 10 in Tabella 1). L'esame delle Figure 10-14 consente intanto di evidenziare, anche per confronto con i risultati numerici di Haas et al. (2003), una certa irregolarità dei profili longitudinali, particolarmente delle altezze d'onda nella zona interessata dai frangenti e delle velocità delle correnti, anche all'esterno delle barre. L'uso del valore $\xi = 0.5$ non consente di ridurre significativamente le oscillazioni nel campo di altezza d'onda, che restano alquanto maggiori rispetto a quelle osservabili nei risultati numerici di Haas et al. (2003). Tale circostanza può tuttavia essere attribuita, almeno in parte, al diverso grado di regolarizzazione delle batimetrie utilizzate, ricordato in precedenza. Le conseguenti oscillazioni indotte sulla distribuzione dei *radiation stress* (e sui gradienti degli stessi), costituenti le forzanti della circolazione, giustificano le irregolarità delle correnti. La riproduzione del campo d'onda appare comunque eccellente sul lato spiaggia dei varchi e delle barre, meno accurato nel trugolo retrostante. I livelli medi appaiono ben riprodotti in tali due sezioni, mentre una certa sovrastima in prossimità della riva può essere attribuita all'uso di condizioni di parete chiusa nel modello d'onda ed alle tolleranze adottate per il *wetting and drying* nel modulo HD.

Le correnti *crossshore* sono sottostimate sul lato spiaggia dei varchi, sovrastimate sul lato *offshore*. La sottostima può essere, almeno in parte, conseguenza della inesatta localizzazione del frangimento, che, se spostato verso il largo, induce parte dell'alimentazione delle correnti di *rip* direttamente dalle barriere anziché dalle correnti *longshore* nell'area protetta (Dronen et al., 2002). La sovrastima delle correnti (medie integrate sulla verticale) sul lato *offshore* rispetto alle misure può invece spiegarsi col fatto che queste ultime costituiscono valori puntuali, non fedelmente rappresentative di flussi che, nella zona esterna dei canali di *rip*, risultano prevalentemente di superficie.

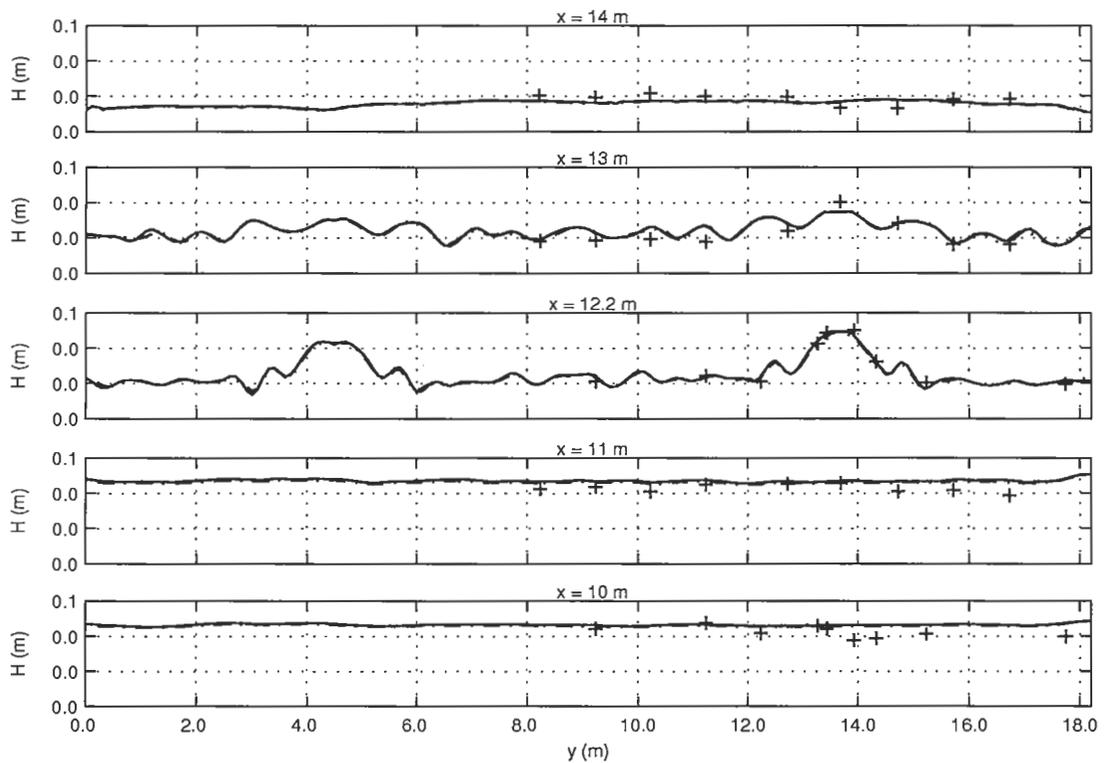


Figura 10 - Test Delaware: sezioni *longshore* delle altezze d'onda medie misurate (+) e calcolate con PMS (—) e ONDA (---) ($\xi = 0.25$; $\xi = 0.5$) alle distanze $x = 10.0, 11.0, 12.2, 13.0$ e 14.0 m dal battionda.

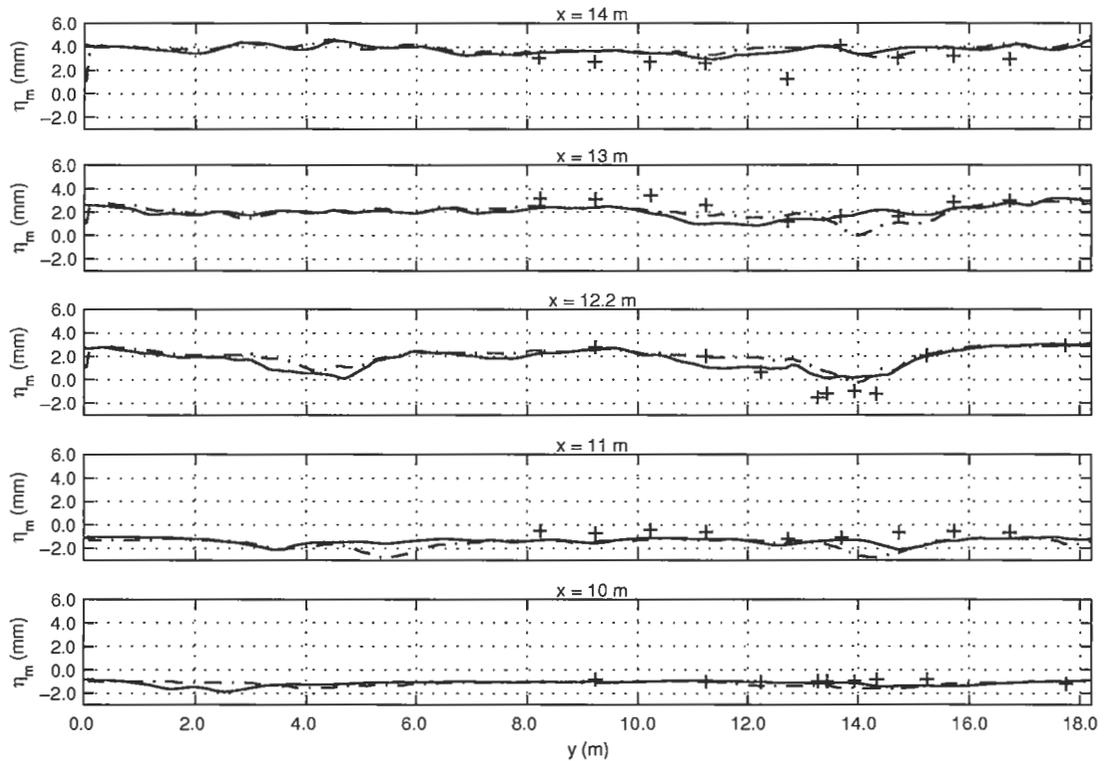


Figura 11 - Test Delaware: sezioni *longshore* dei livelli medi misurati (+) e calcolati con PMS+HD (—) e ONDA+HD (---) alle distanze $x = 10.0, 11.0, 12.2, 13.0$ e 14.0 m dal battionda.

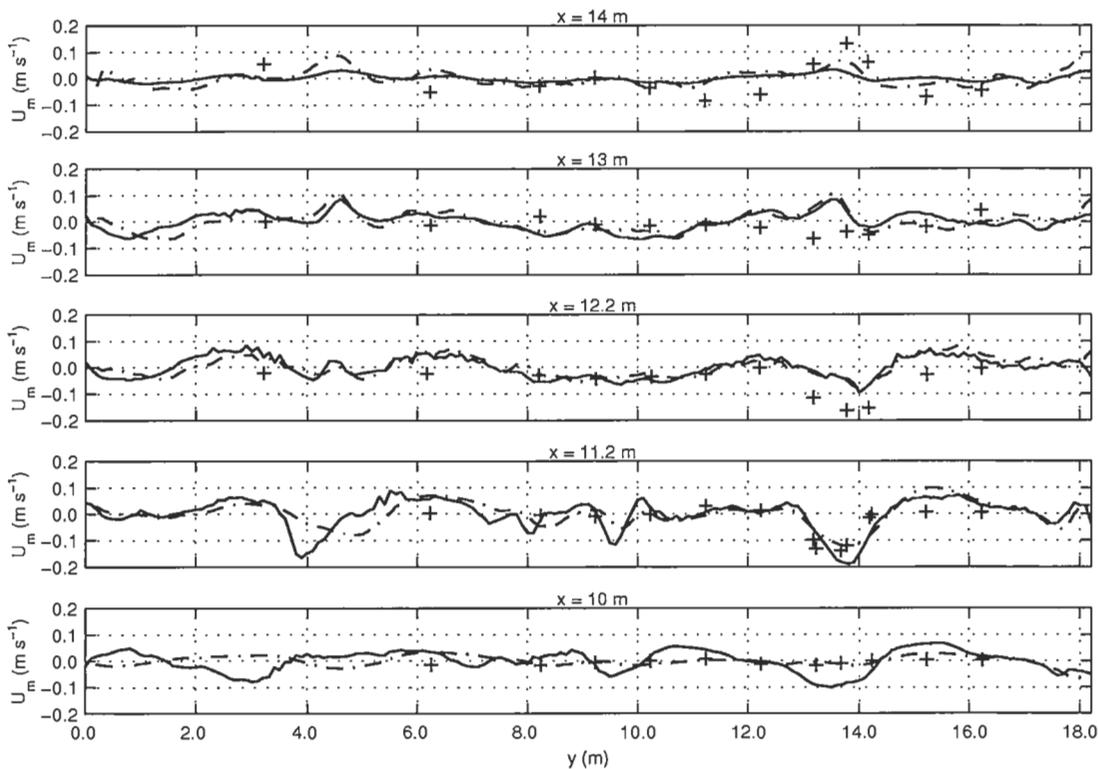


Figura 12 - Test Delaware: sezioni *longshore* della componente *crossshore* delle velocità medie misurate (+) e calcolate con PMS+HD — e ONDA+HD -.- alle distanze $x = 10.0, 11.2, 12.2, 13.0$ e 14.0 m dal battionda.

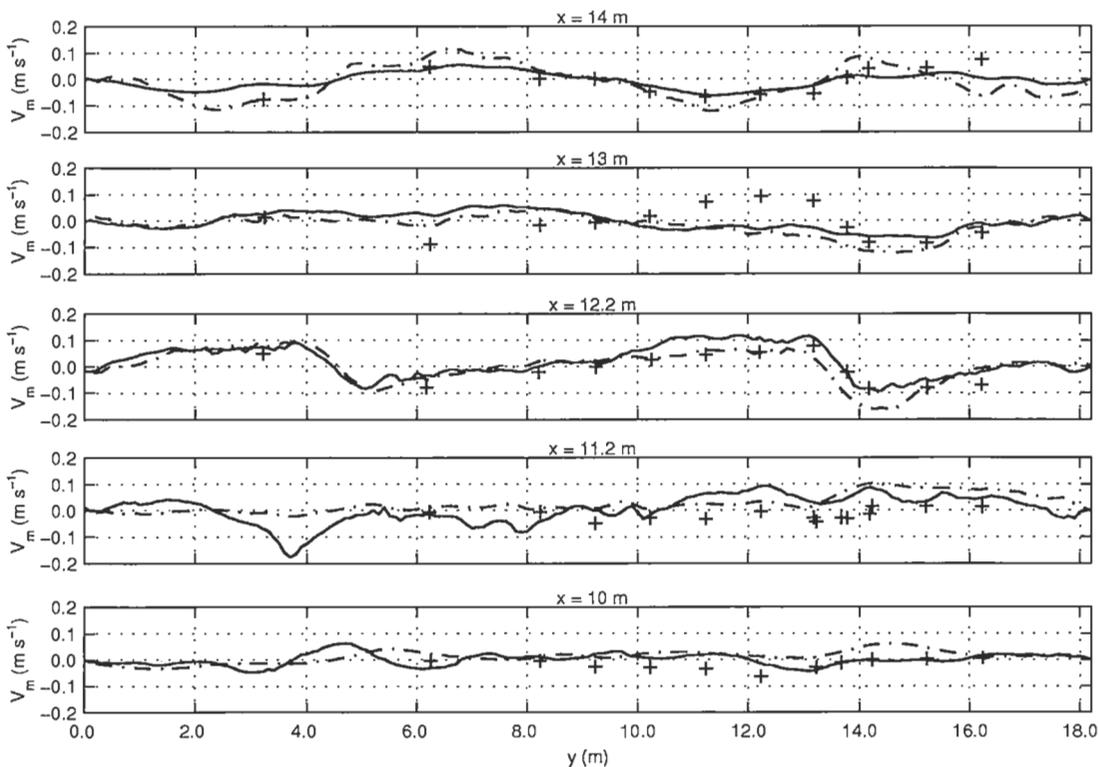


Figura 13 - Test Delaware: sezioni *longshore* della componente *longshore* delle velocità medie misurate (+) e calcolate con PMS+HD — e ONDA+HD -.- alle distanze $x = 10.0, 11.2, 12.2, 13.0$ e 14.0 m dal battionda.

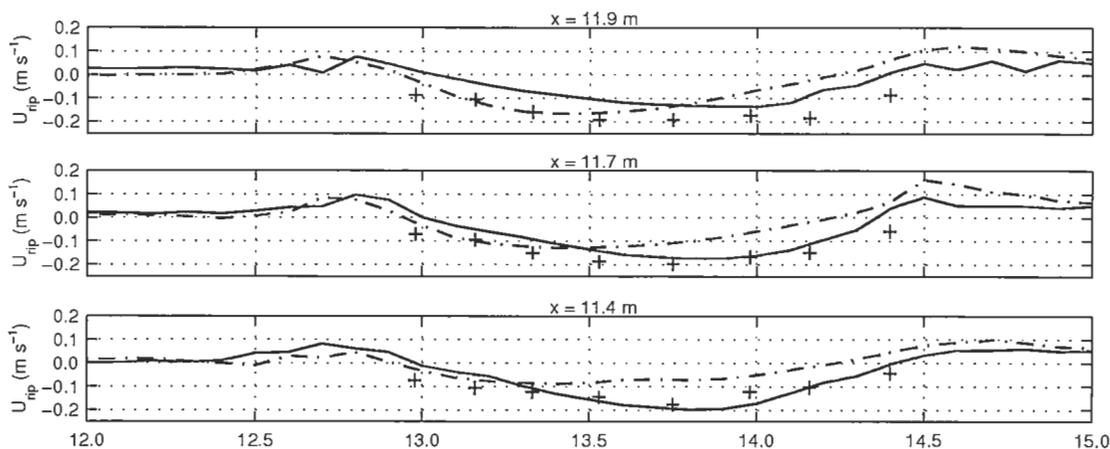


Figura 14 - Test Delaware: sezioni *longshore* delle velocità medie delle correnti di *rip* misurate (+) e calcolate con PMS+HD — e ONDA+HD - - alle distanze $x = 11.4, 11.7$ e 11.9 m dal battionda.

Secondo quanto discusso da Haas et al. (2003), l'asimmetria dei valori medi delle correnti di *rip* è da attribuirsi alle irregolarità della batimetria reale sulla scala dell'intera larghezza della vasca. In accordo con Haas et al. (2003), le correnti *long-shore* sono le quantità meno efficacemente rappresentate dai modelli numerici, con un migliore adattamento sul lato spiaggia dei canali di *rip* e sulla riva, meno buono nel truogolo e nella zona *offshore*.

Il valore del parametro $\gamma_2 = 0.5$ utilizzato per la valutazione dell'altezza limite di frangimento in alcuni dei test migliori, alquanto ridotto rispetto al valore standard $\gamma_2 = 0.8$ per frangimento limitato dalla profondità in acque basse, è in sostanziale accordo con il valore $H_{max} / d = 0.55$ utilizzato da Haas et al. (2003). Valori di tale ordine di grandezza si giustificano con la necessità di compensare la sottostima delle altezze al frangente della teoria lineare al fine di ottenere una più accurata riproduzione del punto di primo frangimento, in luogo dell'avanzamento dello stesso verso riva ottenuto con $\gamma_2 = 1.2$ da Zanuttigh e Lamberti (2005) - valore peraltro in sé congruente con le indicazioni della letteratura, secondo quanto discusso anche al paragrafo successivo. Va comunque osservato che la natura monocromatica delle onde utilizzate negli esperimenti Delaware implica una rappresentazione del processo di frangimento radicalmente differente rispetto al caso di onda irregolare, la quota parte di onde eccedenti l'altezza limite, cui è riferita la dissipazione energetica nel modello di Battjes e Janssen (1978), potendo essere soltanto nulla ($H < H_{max}$) o unitaria ($H \geq H_{max}$).

Va anche osservato che mentre con il modello PMS+HD la qualità dei risultati ottenuti per la circolazione con i valori dei parametri di frangimento di riferimento reperibili in letteratura ($\gamma_1 = 1, \gamma_2 = 0.8, \alpha = 1$, riga 6 in Tabella 1), cui si è spesso costretti a ricorrere nei casi pratici, risulta modesta, gli stessi parametri forniscono la migliore riproduzione delle velocità con il modello ONDA+HD. Tale circostanza non pare facilmente spiegabile in considerazione del fatto che PMS ed ONDA implementano i medesimi modelli di resistenze al fondo e di frangimento, che i campi di onda hanno accuratezza praticamente identica - fra l'altro, piuttosto scarsa - e che il modulo HD è utilizzato in entrambi i casi per la simulazione della circolazione.

Una seconda importante causa delle discrepanze fra risultati sperimentali e numerici può essere individuata nell'assenza dell'azione delle correnti sul moto ondoso, nel caso di PMS+HD, o nella comunque incompleta rappresentazione dell'interazione onda-corrente, nel caso di ONDA+HD, a sua volta influente sulla dinamica del frangimento particolarmente nella zona dei varchi.

Dall'analisi della Tabella 1 si evincono, particolarmente per le altezze d'onda ed al livello medio ottenuti con PMS+HD, valori di scabrezza di Nikuradse piuttosto irrealistici per il caso in studio e incongruenti con i corrispondenti valori di scabrezza di Strickler utilizzati nel modulo idrodinamico. Tale circostanza può essere ascritta in parte alla menzionata carente rappresentazione degli effetti viscosi nei modelli numerici del bacino in scala ridotta in questione e in parte alla valutazione delle resistenze al moto delle correnti mediante la formula di Chezy, che non tiene in conto l'interazione con il moto ondoso. In vista delle applicazioni pratiche, va anche tenuto presente come l'effetto della scabrezza del fondo possa essere difforme da quanto suggerito dalla normale sensibilità tecnica. Haas et al. (2003) hanno infatti mostrato come un aumento

della scabrezza, favorendo la stabilizzazione e la conseguente persistenza del verso delle correnti di *rip*, possa comportarne un inatteso aumento dei valori medi.

Conformemente all'analisi di Johnson e Paulin (2000), sono risultati ottimali valori dell'angolo di apertura, θ , utilizzato nel metodo minimax non superiori a 60° .

Miglioramenti dei risultati numerici possono attendersi da una più accurata modellazione dei termini dell'equazione (13) relativi alla dispersione verticale, $S'_{\alpha\beta}$, alla turbolenza, $T_{\alpha\beta}$, ed agli sforzi medi al fondo, τ_{bc} , pur con metodi di sufficiente semplicità quali quelli utilizzati da Haas et al. (2003).

Ai fini delle pratiche applicazioni, giova tuttavia osservare come i modelli testati siano comunque in grado di rendere conto dei processi fisici rilevanti sotto il profilo dell'analisi tecnico-progettuale, con margini di errore che appaiono del tutto accettabili per tali scopi.

Simulazione di test sperimentali su sistemi di strutture sommerse e affioranti (Aalborg)

Il codice MIKE 21 PMS-HD (Release 2003b) è stato utilizzato per la simulazione degli esperimenti condotti presso l'Università di Aalborg, DK, in un bacino a fondo fisso di dimensioni 9.7 m x 12.5 m. La descrizione di dettaglio dell'equipaggiamento, delle configurazioni sottoposte a prova, degli attacchi ondosi e dei principali risultati è riportata in Zanuttigh e Lamberti (2006). Di seguito si considera unicamente la configurazione composta da due semi-barriere e un varco (configurazione 1, Fig. 15), assunta in scala 1:20 rispetto ad un ipotetico prototipo. La struttura ha sezione trapezia, altezza $h_B = 0.2$ m e due diverse larghezze in cresta $B = 0.2$ m e $B = 0.6$ m, con pendenza del paramento 1:2. La spiaggia, composta della stessa tipologia di sassi della struttura, ha pendenza 1:5 (profilo *crossshore* in Fig. 15).

Dal momento che il MIKE 21 non è in grado di rappresentare in modo automatico la trasmissione ondosa (e dunque la tracimazione) di strutture emergenti, al fine di consentire un adeguato confronto tra risultati sperimentali e numerici, fra le varie prove eseguite è stato scelto un caso di riferimento corrispondente prevalentemente alle condizioni di struttura sommersa. Inoltre, allo scopo di analizzare la risposta del modello, è stato selezionato un attacco ondoso primario, corrispondente ad una mareggiata di media intensità, e, a partire da esso, quattro attacchi ondosi che consentissero di evidenziare gli effetti sulla circolazione indotti da differenti altezza d'onda, tipo di spettro d'onda, ripidità dell'onda, larghezza della berma e sommergenza. Vengono quindi mostrati i risultati relativi ai due casi di cresta alla quota del medio mare e sommersa e di attacchi ondosi perpendicolari alla struttura, di tipo sia regolare che irregolare, 3D (*short crested*), estratti da uno spettro di tipo JONSWAP, con altezze comprese tra $5.0 \div 12.2$ cm e periodi di picco tra $0.93 \div 1.97$ s. I parametri delle prove sono riassunti in Tabella 2.

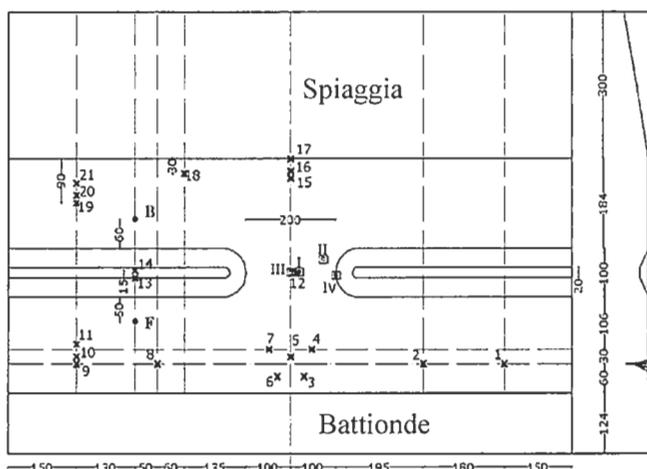


Figura 15 - Test Aalborg: configurazione 1, berma stretta, planimetria della vasca con strumentazione: 'X' indica le sonde di livello (WGs), '*' indica i misuratori Acustici Doppler di Velocità 2D (ADV) dinanzi (F) e dietro (B) alla struttura, 'I', 'II', 'III', 'IV' indica i profilometri di velocità (ADVP, I e II) e gli ADV 3D (III e IV).

Tabella 2 - Attacchi ondosi selezionati per le simulazioni dei test di Aalborg. F è l'altezza della cresta della struttura sul medio mare, b_f è la profondità del fondale alla struttura, Sp è il tipo di spettro d'onda (J3D indica spettro JONSWAP 3D, onde irregolari; R indica onde regolari), sop è la ripidità di picco dell'onda, H_s è l'altezza d'onda significativa di target al battione, T_p è il periodo di picco di target. I_{WH} , $I_{W\eta}$, I_{WU} , I_{WV} , I_{WR} sono gli indici di Wilmott per altezza d'onda, *set-up*, velocità cross-shore, velocità long-shore e corrente di rip rispettivamente.

Test	B (m)	F (m)	b_f (m)	Sp	sop	H_s (m)	T_p (s)	I_{WH}	$I_{W\eta}$	I_{WU}	I_{WV}	I_{WR}
1	0.20	-0.07	0.27	J 3D	0.04	0.12	1.40	0.90	0.70	0.55	0.07	0.98
2	0.20	-0.07	0.27	J 3D	0.02	0.12	1.97	0.84	0.77	0.69	0.14	0.80
3	0.20	-0.07	0.27	R	0.04	0.10	1.28	0.67	0.80	0.56	0.16	0.86
4	0.20	-0.07	0.27	J 3D	0.04	0.05	0.93	0.74	0.19	0.70	0.08	0.58
5	0.60	-0.07	0.27	J 3D	0.04	0.12	1.40	0.97	0.68	0.61	0.78	0.91
6	0.20	0.00	0.20	J 3D	0.02	0.09	1.70	--	--	--	--	--

Si sono imposte delle scabrezze al fondo di Nikuradse (e corrispondenti coefficienti di Strickler) variabili: 0.003 m per il fondo in calcestruzzo, 0.02 m per la spiaggia in sassi e 0.05 m, pari al diametro medio degli elementi componenti la struttura, per la struttura stessa (valori in scala di modello). Nel modulo PMS, i contorni laterali si sono assunti di tipo riflettente, al fine di riprodurre l'ambiente chiuso del laboratorio, a meno delle perdite discusse in Zanuttigh e Lamberti (2006). Nel modulo HD, si sono imposte le condizioni di flusso nullo sia lungo i contorni laterali sia sul contorno al largo; per il calcolo della viscosità turbolenta si è assunta la formulazione di Smagorinsky, con coefficiente pari a $C_s = 0.5$. Entrambi i modelli, come suggerito da DHI Water & Environment, sono stati utilizzati a scala di prototipo, per evitare possibili errori indotti dall'uso a piccola scala di codici contenenti relazioni calibrate a larga scala.

Il modulo PMS è stato calibrato esaminando le altezze d'onda in corrispondenza dei punti di misura disponibili e, in particolare, cercando di ottimizzare la rappresentazione della trasmissione sulla struttura. Il campo d'onda risultante per il Test 1 in Tabella 2 è riportato in Figura 16a.

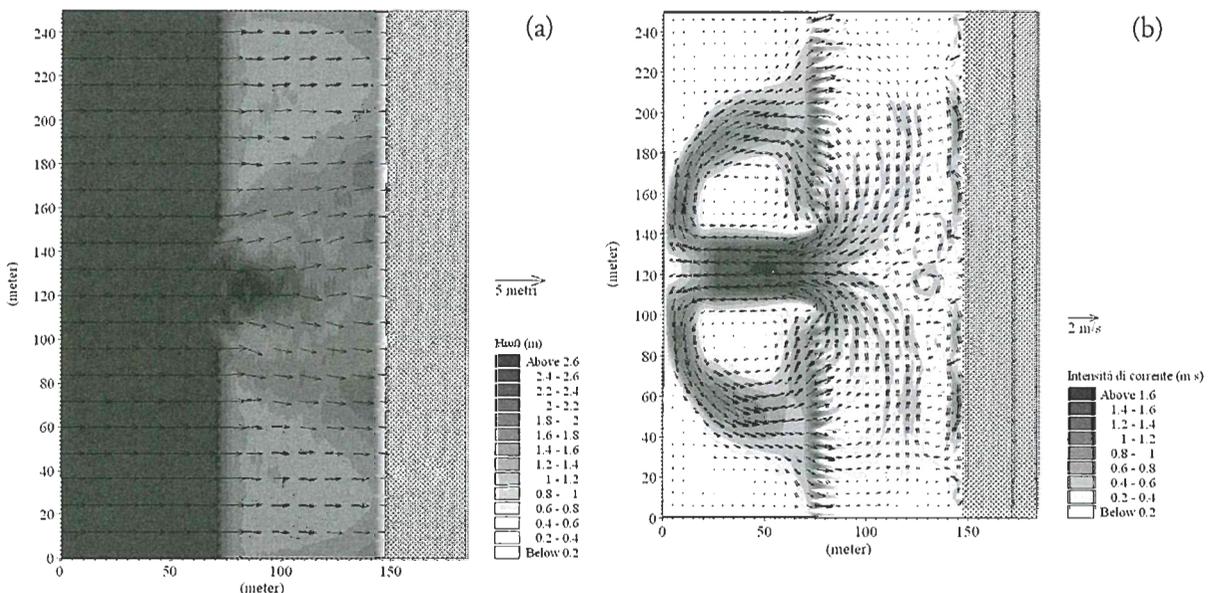


Figura 16 - Test Aalborg: simulazioni con MIKE 21, Test 1 in Tab. 2, battionde alla sinistra e spiaggia alla destra; campi a) delle altezze d'onda e b) delle correnti. Altezze e intensità e direzioni indicati da scale di grigio e vettori (da Zanuttigh e Lamberti, 2006).

Le discrepanze tra risultati sperimentali e numerici possono essere essenzialmente ascritte al modello di frangimento adottato (Battjes e Janssen, 1978), il quale, secondo quanto discusso precedentemente, tende a sovrastimare la dissipazione d'energia in presenza di brusche diminuzioni di profondità. Le onde frangono sulla struttura, mentre

l'altezza d'onda massima è raggiunta in corrispondenza del varco, sottostimata e spostata verso riva, come anche il frangimento, rispetto a quanto osservato in laboratorio. L'intensità del *set-up* dietro la struttura ed alla spiaggia è sovrastimato per effetto sia della concentrazione della dissipazione di energia sulla cresta della barriera che della mancata rappresentazione dell'effetto di accumulazione dell'acqua da parte della spiaggia, legato sia allo swash ondoso che alla permeabilità della superficie in ciottoli. Il codice tratta infatti il fondo della spiaggia e la linea di riva come impermeabili.

Per la maggior parte dei test, i parametri di frangimento ottimali da imporre nel modulo PMS sono risultati essere (equazione 22): $\gamma_1 = 1.0$, $\gamma_2 = 1.2$ e $\alpha = 0.4$. Per il solo Test 4, caratterizzato da una minore altezza d'onda e praticamente da assenza di frangimento, i parametri ottimali sono invece quelli suggeriti: $\gamma_1 = 1.0$, $\gamma_2 = 0.8$ e $\alpha = 1.0$. L'uso di un valore per γ_2 maggiore di quello suggerito può giustificarsi considerando la struttura come una brusca variazione del fondale e l'inerzia dell'onda a frangere. Inoltre, valori tra 1.0 e 1.3 sono comuni per numeri di Iribarren, ξ_b , maggiori di 0.5 nel campo dei frangenti di tipo plunging (Batjes, 1974) $\xi_1 = \tan \vartheta \sqrt{L_0/H_p}$, in cui $\tan \vartheta$ è la pendenza del paramento della struttura, L_0 è la lunghezza d'onda in acque profonde e H_p l'altezza dell'onda al piede della struttura). L'utilizzo di un valore del parametro α minore di quello suggerito rappresenta il fatto che il frangente non sia pienamente sviluppato. Sulla base dello schema di Svendsen et al. (1978), per struttura sufficientemente corta, la barriera e il grado di sviluppo del frangente si collocano nella *outer region*, mentre l'equazione di frangimento nel modello riproduce quanto accade nella *inner region*.

Particolarmente ai fini delle pratiche applicazioni, nelle quali non è infrequente la carenza di dati per la calibrazione dei modelli, deve essere evidenziata la non univocità dei valori dei parametri di frangimento a parità di configurazione e condizioni al contorno, rilevata anche nei test sulle prove Delaware di cui al paragrafo precedente. Un miglioramento significativo del modulo di frangimento PMS è stato peraltro ottenuto recentemente da Johnson et al. (2005), sulla base dei presenti risultati sperimentali.

Le correnti simulate (Fig. 16b) sono in buon accordo qualitativo con le osservazioni in laboratorio (Zanutigh e Lamberti, 2006), anche se la corrente di *rip* appare più prossima alle testate, causa la citata non perfetta rappresentazione della rifrazione, e più localizzata come estensione. Si ottiene un buon accordo nelle velocità alla testata e dietro la struttura; la velocità della corrente aumenta rapidamente verso il varco, raggiungendo valori massimi sovrastimati del 30% rispetto a quelli misurati, mentre di fronte alla struttura essa risulta un ordine di grandezza superiore rispetto agli esperimenti, cadendo nelle simulazioni il punto di misura ADVF esattamente all'interno della *rip current* verso la struttura.

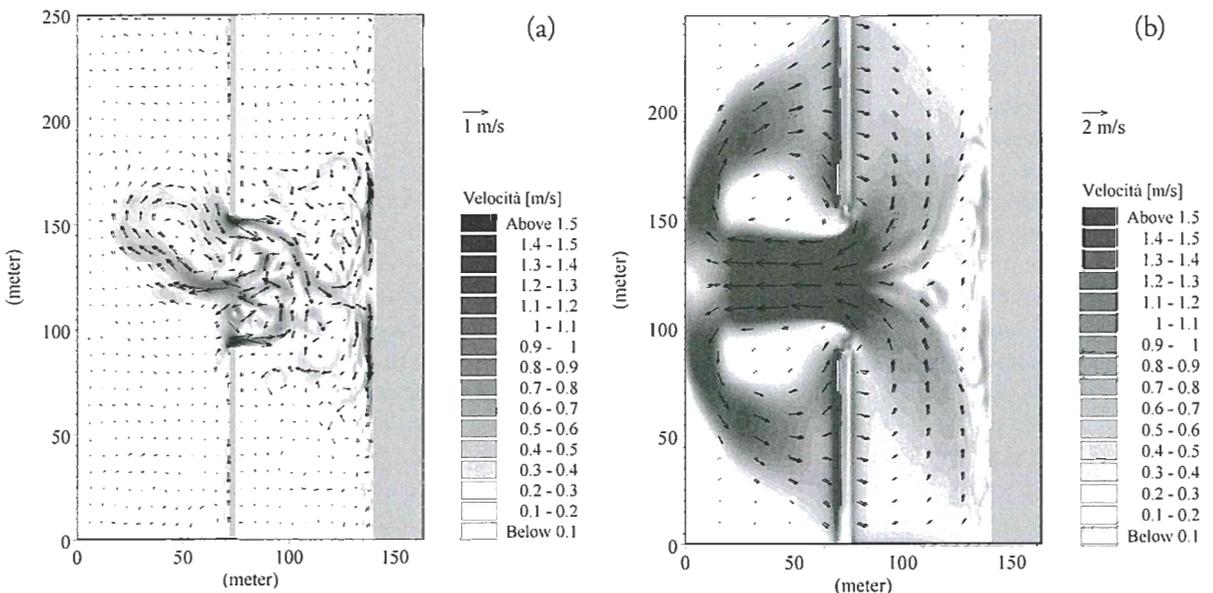


Figura 17 - Test Aalborg: simulazioni con MIKE 21, Test 6 in Tabella 1 (barriera emergente), battonde alla sinistra e spiaggia alla destra. Campo delle correnti a) senza rappresentazione della tracimazione e b) con rappresentazione della tracimazione (Ruol, 2004), con intensità e direzioni indicate dalla scala di colore e dai vettori.

Sulla base dello schema di circolazione illustrato al paragrafo 2, la maggiore intensità delle correnti è legato in buona parte alla sovrastima del *set-up* nella parte protetta. Una ulteriore causa delle discrepanze fra valori misurati e calcolati può essere attribuita alla mancata rappresentazione dell'azione della corrente sull'onda nel modello numerico, di particolare importanza nelle zone interessate dalle correnti di *rip*, ove essa influenza in misura rilevante lo stesso processo di frangimento.

Nell'unica simulazione effettuata su struttura emergente (Test 6 in Tab. 2), dal momento che il livello della cresta della barriera corrisponde al medio mare, il modulo PMS interpreta la cresta come 'emersa' e non simula alcuna trasmissione ondosa a riva di questa. Il campo delle correnti che si ottiene, senza alcun intervento diretto, dal modulo HD, sulla base dei *radiation stress* derivati dal modulo PMS è totalmente irrealistico (Zanuttigh e Lamberti, 2006; Fig. 17a).

Secondo il metodo suggerito da Ruol (2004), una rappresentazione ad hoc dell'effetto della tracimazione della struttura può realizzarsi includendo una serie di coppie pozzo-sorgente, distribuite lungo la barriera. Si è assunto a tale scopo che l'intensità di tali coppie sia pari alla portata di tracimazione che si desume dalla formula di Van der Meer (1992) per frangenti di tipo surging, diminuita della filtrazione attraverso la struttura, che si stima dell'ordine del 20% della portata di tracimazione. Questo metodo consente un buon accordo qualitativo tra i pattern delle correnti osservati e modellati (Fig. 17b), ma, a causa della impossibilità di imporre una correzione simile al campo ondoso, il *set-up* risulta maggiore rispetto agli esperimenti e la corrente al varco è dunque sovrastimata.

Un confronto quantitativo tra risultati numerici e sperimentali è riportato in Tabella 2 mediante gli indici di Wilmott per i Test 1-5, che costituiscono il campo di applicazione tipico del modello (struttura sommersa). Dettagli del confronto tra le singole grandezze misurate e calcolate sono riportati in Zanuttigh e Lamberti (2006). Nel confronto fra i valori degli indici di Wilmott ottenuti nel presente caso e per i test Delaware presentati nella precedente sezione, occorre tenere presente innanzitutto che le presenti simulazioni sono state condotte con l'obiettivo di ottimizzare la rappresentazione del processo di trasmissione, e dunque il rapporto tra le altezze d'onda incidenti la struttura e a tergo di essa, piuttosto che riprodurre i singoli valori da queste assunti. Inoltre, errori delle misure sono legati all'uso di onde irregolari, anziché regolari come nei test Delaware; ai contorni laterali del bacino non perfettamente a tenuta (battionde, cassoni riempiti di pietra-*me arrotondato a tergo delle barriere*); alle misure puntuali di velocità, non pienamente rappresentative dei valori medi integrati sulla verticale calcolati dal modello, particolarmente per le correnti di *rip*, e dipendenti dalla profondità della misura; alla mancata rappresentazione della permeabilità della struttura, in quanto per i test sommersi non è stata inclusa la portata di filtrazione attraverso la struttura col metodo analogo a quello proposto in Figura 17b per il caso emerso.

Verifica di modelli numerici tipo su casi di campo

Litorale di Pellestrina

La descrizione del sito di Pellestrina, oggetto di un intervento composito nel 1997, è riportata in Mancinelli et al. (2005), mentre gli effetti morfologici sono esaminati in Aminti et al. (2005). Si intende perciò limitare questo paragrafo strettamente alla descrizione del comportamento idrodinamico delle opere, che si è ricostruito mediante simulazione numerica con il MIKE 21 (Release 2003b).

Precisamente, sono stati utilizzati il modulo NSW (*Near-shore Spectral Waves*) per la simulazione della trasformazione del moto ondoso dal largo verso riva ed i già descritti moduli parabolico PMS ed idrodinamico HD per simulare rispettivamente le onde e le correnti in prossimità delle opere.

Il modulo NSW descrive la crescita, il decadimento e la trasformazione di onde generate dal vento e onde di swell nelle aree prossime alla costa. Il modello è di tipo parametrico, stazionario, disaccoppiato direzionalmente e considera gli effetti della rifrazione e dello *shoaling*, la locale generazione per effetto del vento, la dissipazione di energia dovuta all'attrito al fondo e al frangimento, l'interazione tra onde e correnti. Le equazioni di base sono derivate dalla equazione di conservazione della densità ondosa spettrale e sono risolte mediante una tecnica euleriana alle differenze finite.

Per ridurre i tempi di calcolo senza perdere gli effetti del moto ondoso sul regime globale del litorale, le simulazioni idrodinamiche sono state effettuate adottando un clima rappresentativo identificato sulla base delle registrazioni alla torre CNR 10 miglia al largo di Venezia (Cavaleri, 2000), trascurando l'effetto del vento e della marea. Dalle simulazioni effettuate con il modulo NSW si sono ottenute le altezze d'onda e

le direzioni di propagazione, nonché i *radiation stress*, per tutta l'area considerata e si sono estratte, di fronte a Pellestrina (batimetrica 6 m), le otto condizioni ondose riportate in Tabella 3.

Condizione n°	Direzione (°N)	H_{os} (m)	T_m (s)	Frequenza (%)
1	112	2.04	5.7	0.40
2	91	2.17	6.1	1.50
3	124	1.11	4.9	3.50
4	81	1.18	4.8	4.50
5	101	1.12	4.9	2.80
6	131	0.65	3.5	22.38
7	76	0.98	3.8	8.17
8	101	0.77	3.6	8.75

Tabella 3 - Clima rappresentativo annuale a Pellestrina alla batimetrica 6m; ciascuna condizione è identificata da altezza d'onda significativa H_{os} , direzione principale, periodo medio T_m , e frequenza di osservazione. Calme 48%.

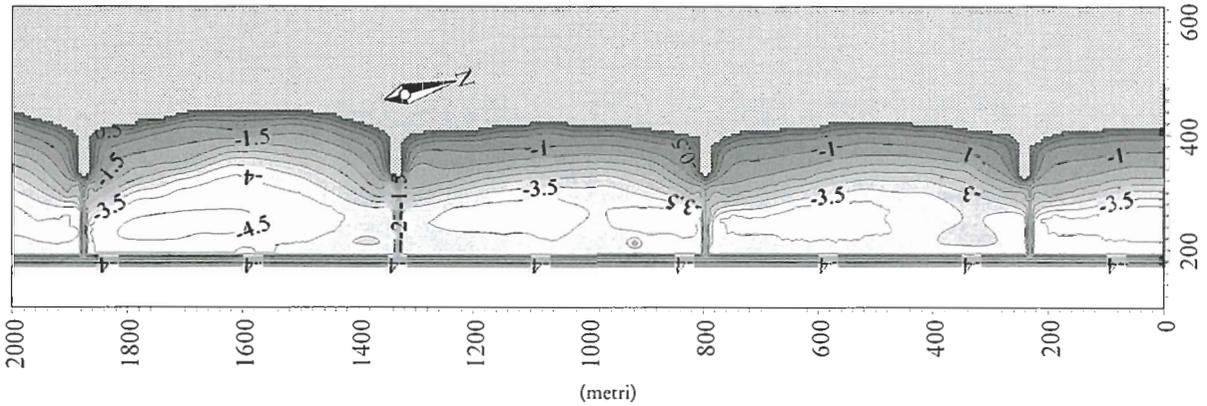


Figura 18 - Batimetria del sito di Pellestrina utilizzata per le simulazioni con i modelli PMS e HD.

Le onde di input sono state impostate nel modulo PMS come onde irregolari e direzionali di uno spettro JON-SWAP. Questa impostazione consente di determinare in maniera realistica il campo di *radiation stress*, il *set-up* ondoso e le condizioni al contorno da impostare nel modello di circolazione idraulica.

Tali simulazioni sono state effettuate su due diverse batimetrie. La batimetria utilizzata per il modulo NSW è stata predisposta sulla base di una carta nautica del Nord Adriatico, include la collocazione della torre CNR da cui si sono desunti i dati meteoromarini ed è costituita da 204 celle in direzione E-W e 102 celle in direzione N-S, con maglia di dimensioni 100 x 400 m. La batimetria utilizzata per le simulazioni con i moduli PMS e HD, riportata in Figura 18, è costituita da 166 celle in direzione E-W e 426 celle in direzione N-S, con maglia di dimensioni 5 x 5 m. Essa è stata costruita sulla base del rilievo *multi-beam* effettuato dall'Università di Bologna nell'Ottobre 2002 nella cella 9 (Aminti et al., 2005), la cella 'centrale' nell'intervento - ogni singola cella essendo costituita dall'area protetta compresa tra la barriera, posta in prossimità della coordinata cross-shore $x = 200$ m, e due pennelli consecutivi. La batimetria dell'intera area in studio è stata ottenuta riproducendo il rilievo della cella 9 ai lati della cella stessa, tenendo conto dei rilievi del Consorzio Venezia Nuova, così da consentire il realizzarsi di condizioni simili a quelle di campo nella detta cella 9.

Per ogni batimetria ed ogni modulo del codice, si sono predisposte delle mappe dei sedimenti del fondale e delle corrispondenti mappe di scabrezza al fondo, essenziali per la valutazione del trasporto solido e la corretta stima della dissipazione dell'energia ondosa. Per semplicità, si è ritenuto opportuno considerare solo tre valori del diametro mediano, D_{n50} rappresentativi dell'intera area in esame: 0.1 mm per le sabbie al largo della barriera, 0.2 mm per le sabbie a tergo della barriera e 800 mm per i massi. La scabrezza di Nikuradse è stata assunta pari a due volte il D_{n50} e i corrispondenti coefficienti di Strickler sono stati ottenuti come 26 volte l'inverso della scabrezza di Nikuradse alla potenza 1/6.

Le condizioni al contorno per i moduli NSW e PMS sono di tipo simmetrico, al fine di riprodurre condizioni speculari nelle zone laterali adiacenti il dominio di calcolo; per il modulo HD, si impone al contorno verso il largo la

condizione di flusso nullo, mentre sui contorni laterali si utilizzano livelli e flussi generati dai *radiation stress* derivati dai risultati del PMS.

I parametri di frangimento assunti nel modulo PMS (equazione 22), sulla base dei pochi dati per la calibrazione desunti in una campagna di misura nel Novembre 2003 (Zanuttigh et al., 2004), sono i valori suggeriti: $\gamma_1 = 1.0$, $\gamma_2 = 1.0$ e $a = 0.8$. La viscosità turbolenta è stata simulata nel modulo HD mediante la formula di Smagorinsky con coefficiente $C_S = 0.5$.

In Figura 19 si mostrano alcuni risultati esemplificativi per un attacco ondoso di Scirocco (Condizione 1 in Tab. 3, lato sinistro) e di Bora (Condizione 2 in Tab. 3, lato destro) di similare intensità, entrambi in condizioni di marea nulla. In presenza di mareggiata sia da Bora sia da Scirocco la barriera sommersa riduce adeguatamente l'energia ondosa: le onde frangono sulla barriera protetta inducendo la formazione di ampie zone di moderata erosione in corrispondenza dell'opera, come si osserva nel rilievo di dettaglio del fondale della cella 9 (riprodotto in Fig. 18 e discusso in Aminti et al. 2005). Considerando le correnti indotte dagli stessi attacchi ondosi (in basso in Fig. 19), la corrente in corrispondenza della barriera risulta ben definita e parallela alla barriera stessa, mentre all'interno della cella protetta si sviluppa una zona di calma con marcate correnti *long-shore* in prossimità della riva e dei pennelli.

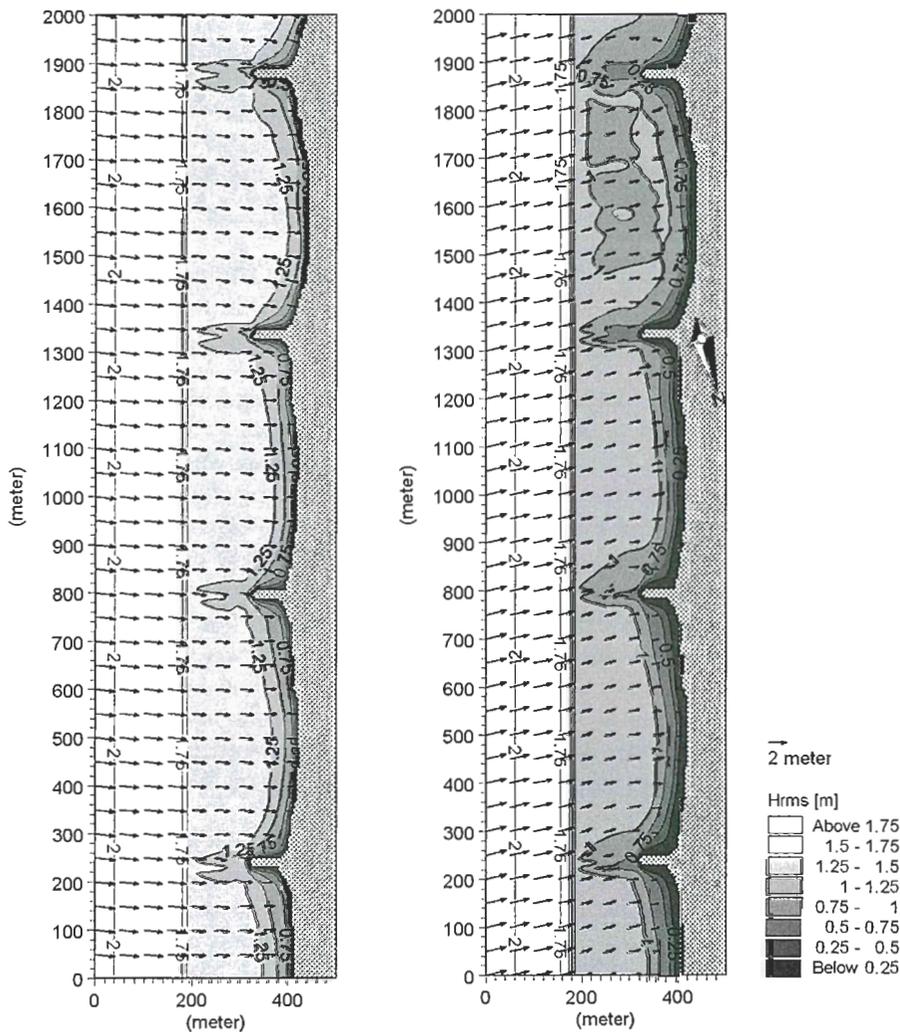


Figura 19 a

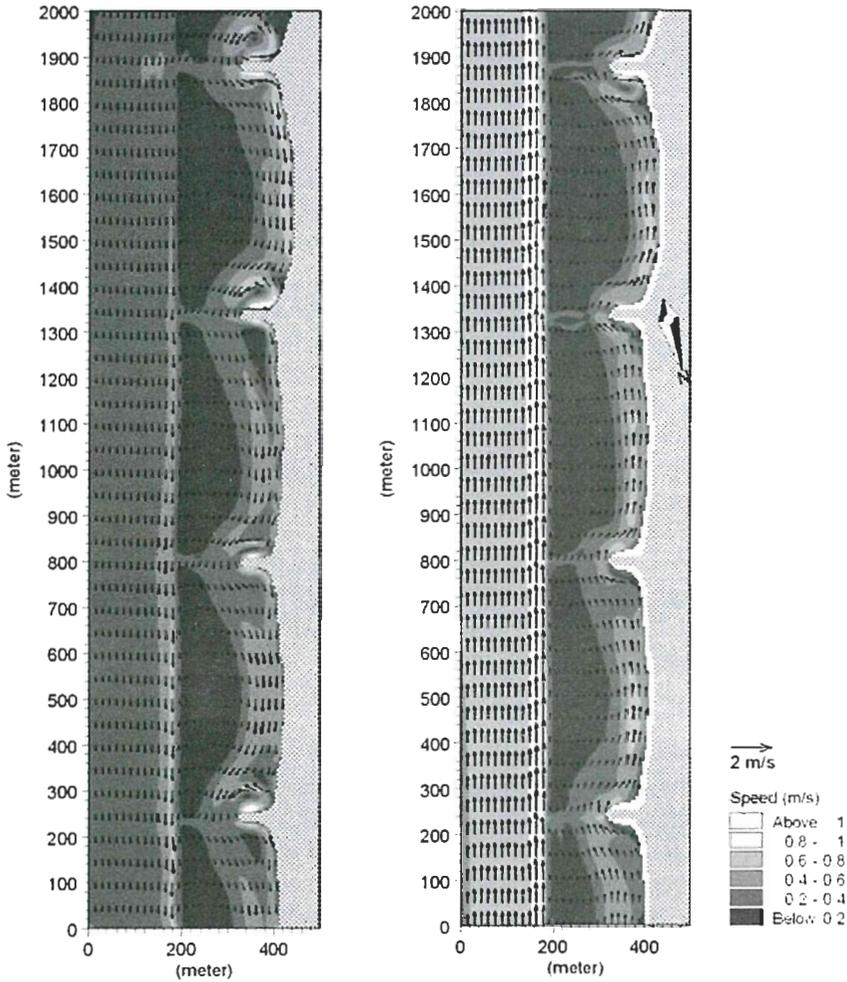


Figura 19 b

Figura 19 - Risultati delle simulazioni con MIKE 21 per la cella 9, a sinistra Scirocco (Condizione ondosa 1 in Tab. 3) e a destra Bora (Condizione ondosa 2 in Tab. 3). Fig. 19a: campi d'onda derivati dal modulo PMS, con altezza e direzione dell'onda in scala di grigi e vettori. Fig. 19b: campi di corrente ottenuti dal modulo HD, con livello della superficie libera in scala di grigi e velocità della corrente indicata da vettori (da Zyserman et al., 2005).

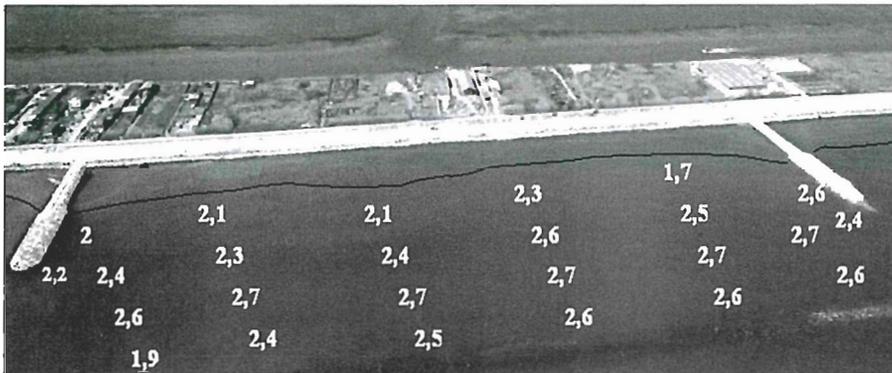


Figura 20 - Distribuzione dei sedimenti nella cella 9, D_{n50} riportato in scala di φ , campioni raccolti nel Novembre 2001 (da Zyserman et al., 2005).

La massima intensità delle correnti si ha lungo la barriera ed alle testate dei pennelli emersi, ove le correnti *long-shore*, interagendo pressoché perpendicolarmente con gli ostacoli, generano *rip current* e vortici, particolarmente visibili con la Bora. In queste zone, ai pattern delle correnti fanno riscontro le erosioni localizzate visibili sempre nel medesimo rilievo *multi-beam*. Inoltre, i pattern vorticosi delle correnti nel caso di Bora possono spiegare la distribuzione, del tutto analoga, dei sedimenti nella zona protetta, desunta da campioni raccolti in una campagna svoltasi nel Novembre 2001 (Zanutigh et al., 2004) nei punti riportati in Figura 20 sullo sfondo della cella stessa. Da tali campionamenti si desume altresì che la granulometria dei sedimenti nella zona protetta non è sostanzialmente mutata: la barriera dunque, come visto nelle simulazioni ondose, svolge un'azione efficace nella riduzione dell'energia.

È opportuno evidenziare come, anche sulla base di una calibrazione condotta con un set di dati relativamente limitato, la modellazione numerica sia stata comunque in grado di fornire riscontri puntuali a specifiche caratteristiche dei processi osservati sul campo, rilevanti ai fini della progettazione.

Lido di Ponente di Senigallia (AN –Italia)

In questo paragrafo viene illustrata un'applicazione del codice *wave resolving NLSWE2D*, descritto in precedenza, ad una batimetria reale, in grado di evidenziare le caratteristiche idrodinamiche principali della circolazione non stazionaria associata ad un moto ondoso che si propaga in un'area protetta da scogliere sommerse. In particolare, l'area studiata si trova a Nord del porto turistico di Senigallia, nelle Marche, lungo le coste dell'Adriatico centrale. Si tratta di una tipica spiaggia sabbiosa con pendenza media non uniforme del 2%, soggetta ad importanti fenomeni erosivi in seguito alla costruzione del porto canale della città di Senigallia. Già alla fine degli anni '40 la spiaggia era difesa con scogliere di tipo emerso, le quali, in seguito all'ampliamento del porto per la realizzazione della darsena turistica, vennero sostituite con opere sommerse (vedi Fig. 21a), successivamente riportate alla forma emersa.

Le scogliere, posizionate ad una distanza media da riva di circa 190 m, avevano una lunghezza tipica di 80 m in direzione parallela alla riva ed erano separate da varchi di 20 m circa. La berma aveva una larghezza di 10 m in direzione ortogonale alla spiaggia, mentre la sommersenza era di circa 80 cm. Come mostrato nella Figura 21a, le opere di difesa del porto proteggono la zona dalle onde provenienti da Sud-Est, mentre a Nord la spiaggia è protetta da una lunga serie di scogliere emerse.

Le condizioni meteomarine più gravose per l'area sono quelle caratterizzate dalle mareggiate provenienti dai due settori prevalenti di Bora (NE) e Scirocco (SE), le quali espongono la spiaggia a fenomeni considerevoli di *run-up* con conseguente fenomeni di erosione e scalzamento alla base delle strutture turistiche, posizionate

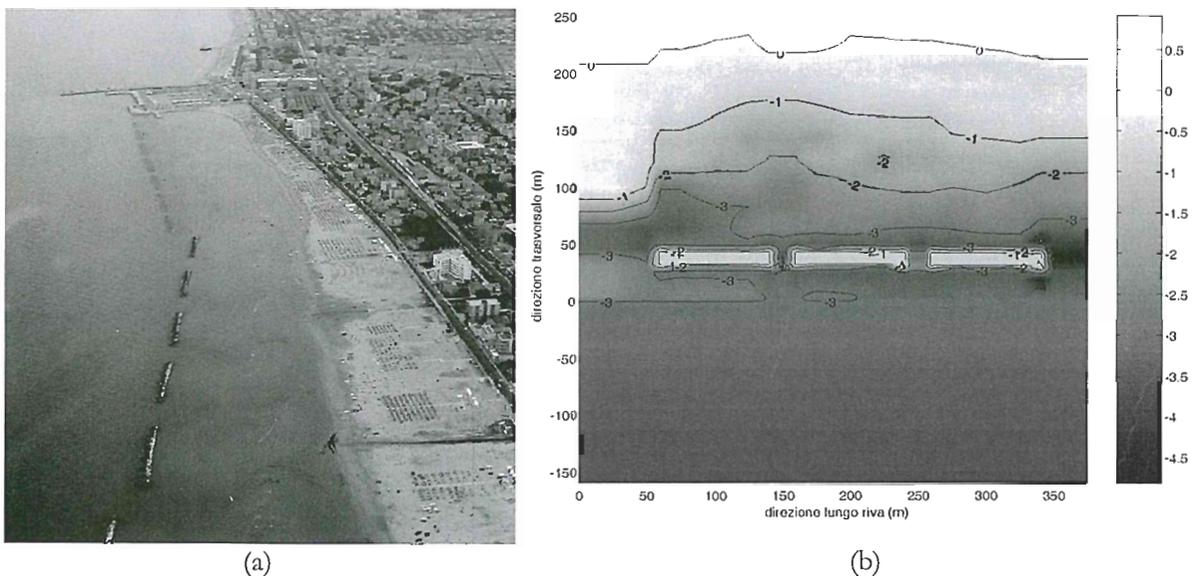


Figura 21 - (a): Vista aerea dell'area studiata. (b): Ricostruzione batimetrica dell'area studiata.

ad una distanza di 30+40 m dalla linea di riva. La spiaggia è soggetta ad una escursione massima di marea di circa 60 cm, la quale, pur alterando significativamente la sommergenza delle scogliere, non è stata considerata nella presente analisi.

La batimetria dell'area da studiare è stata ricostruita e rappresentata su un reticolo regolare di calcolo con celle di dimensioni pari a 5 m in direzione lungo riva e 1 m in direzione trasversale, a partire da una serie di sezioni batimetriche misurate ortogonalmente alla riva (Fig. 21b). La batimetria così ottenuta è stata estesa sia al largo delle scogliere sommerse che lungo i bordi laterali del dominio di calcolo. Nel primo caso il fondale è stato prolungato per 150 m verso il largo con una pendenza di 1:200. In direzione perpendicolare alla spiaggia la topografia è stata riprodotta per 50 m e 25 m, rispettivamente sul lato sinistro (Sud) e su quello destro (Nord) del dominio di calcolo. Questi ampliamenti dell'area studiata sono stati necessari, il primo per permettere lo sviluppo dell'onde entranti ed il secondo per regolarizzare la complessa batimetria.

Sono state riprodotte due condizioni idrodinamiche rappresentative la prima di una situazione di clima medio (periodo di ritorno 1 anno) e la seconda di una mareggiata con periodo di ritorno di 10 anni (vedi Tab. 4). Come per il caso della barriera schematica, al contorno aperto verso il largo sono stati imposti i livelli della sola componente incidente del moto ondoso, mentre a riva è stato simulato direttamente lo *swash*. I contorni laterali sono invece stati considerati riflettenti.

Tabella 4 - Condizioni meteomarine provate per il Lido di Ponente di Senigallia.

Prova	T_R (anni)	H_s (m)	T_s (s)
clima medio	1	0.66	4.7
mareggiata	10	2.40	8.0

L'analisi del moto ondoso in termini di proprietà medie mostra la presenza di sopraelevazioni e depressioni del livello medio della superficie del mare in corrispondenza delle barriere sommerse. Ciò è dovuto a due diversi fenomeni associati al frangimento delle onde. I valori positivi del livello medio indicano la presenza del *set-up*, mentre le depressioni della superficie libera evidenziano l'esistenza di macrovortici ad asse verticale. In condizioni di clima medio, il massimo *set-up* indotto è di circa 0.10 m, con un conseguente debole incremento della sommergenza delle scogliere. Le condizioni cambiano notevolmente in presenza di onde di mareggiata in quanto l'innalzamento del livello medio in corrispondenza delle barriere può essere valutato dell'ordine di 0.50 m, con un incremento della sommergenza di più del 60%. Questo sembrerebbe confermare l'ipotesi che il *set-up* del livello medio in corrispondenza delle barriere è una delle principali cause della trasmissione del moto ondoso nella zona protetta dalle barriere e, conseguentemente, della ridotta capacità di protezione del litorale da parte delle scogliere sommerse.

Come mostrato in un precedente lavoro (Soldini et al., 2002), l'analisi dei risultati evidenzia, soprattutto per le condizioni di mareggiata, la presenza di un'ampia *swash-zone*, indicativa di una modesta riduzione dell'energia del moto ondoso trasmessa dalle barriere. Ciò può essere spiegato con l'ipotesi che il frangimento avvenuto in corrispondenza della berma delle scogliere sommerse sia insufficiente.

È stato detto che le depressioni del livello medio mare possono essere interpretate come la manifestazione di grandi strutture vorticose presenti in corrispondenza delle scogliere e nella zona da esse protetta, cioè dove è massimo il gradiente di profondità o di superficie libera in direzione trasversale al flusso. L'analisi del campo di moto a differenti istanti temporali può mostrare un esempio reale della generazione ed evoluzione di questi macrovortici in condizioni di mareggiata (vedi Figg. 22 e 23).

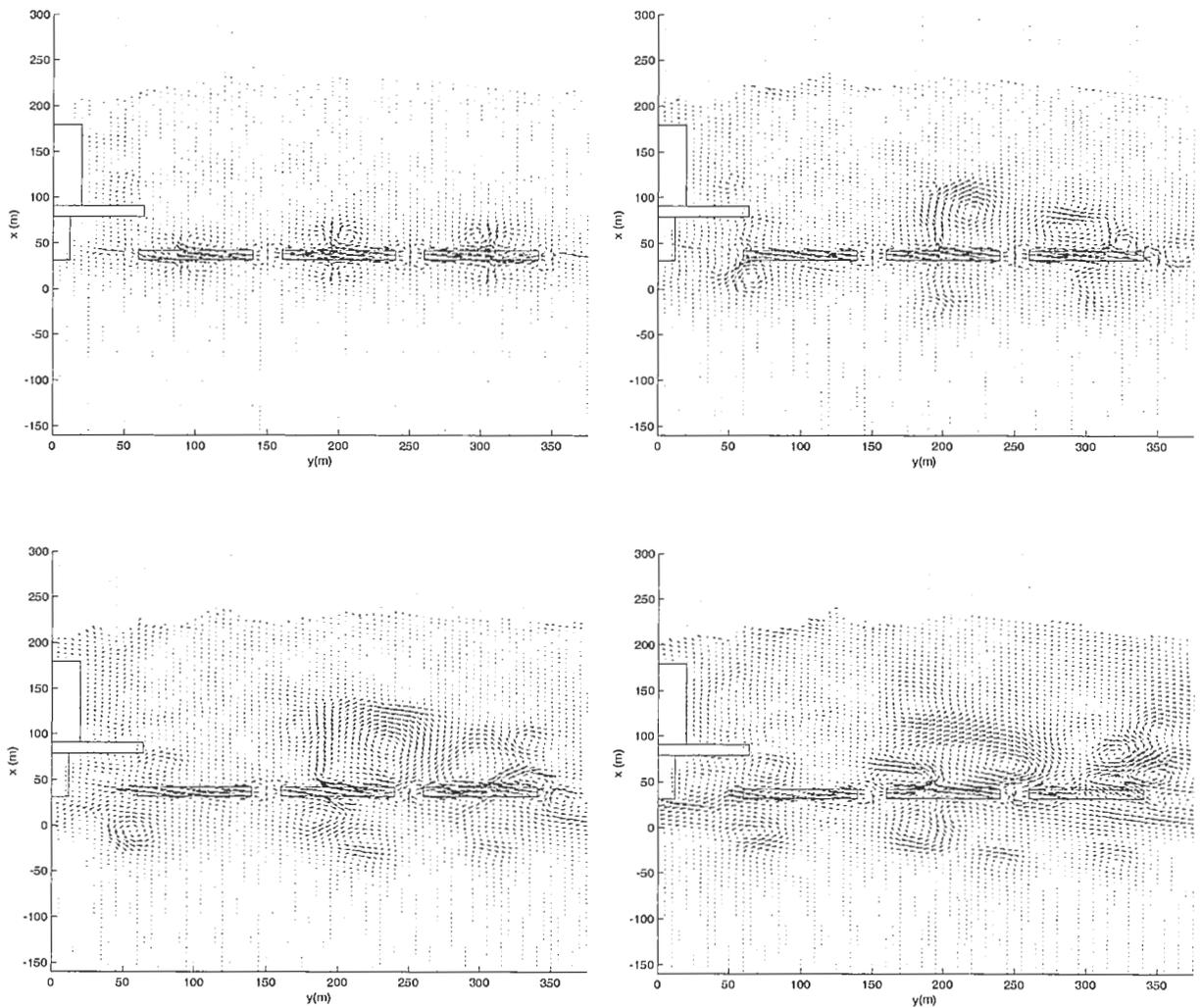


Figura 22 - Lido di Ponente di Senigallia: ricostruzione del campo di moto in condizioni di mareggiata agli istanti $t = 50$, 100, 150 e 200 secondi (da sinistra a destra e dall'alto in basso) (da Soldini et al., 2002).

È chiaro che, in conformità a quanto è stato detto finora, i macrovortici si generano in corrispondenza delle scogliere sommerse ($t = 50$ s); successivamente coppie di vortici, caratterizzati da una circolazione di verso opposto, sembrano accoppiarsi in corrispondenza della mezzera della barriera ($t = 100$ s) e quindi muoversi lungo traiettorie asimmetriche per effetto della mutua induzione e del flusso generale ($t = 150$, 200 e 250 s).

È anche interessante notare che la coppia di vortici generata in corrispondenza della barriera centrale si muove verso la spiaggia ($t = 300$ s) e successivamente induce un'intensa corrente longitudinale in prossimità della linea di riva ($t = 400-500$ s).

Questo flusso potrebbe essere responsabile di importanti fenomeni di trasporto di materiale solido nell'area protetta dalle scogliere. In accordo con le caratteristiche generali della dinamica dei vortici in relazione alla dimensione dei varchi descritte in precedenza, la presente configurazione sarebbe ascrivibile alla tipologia di varchi relativamente larghi.

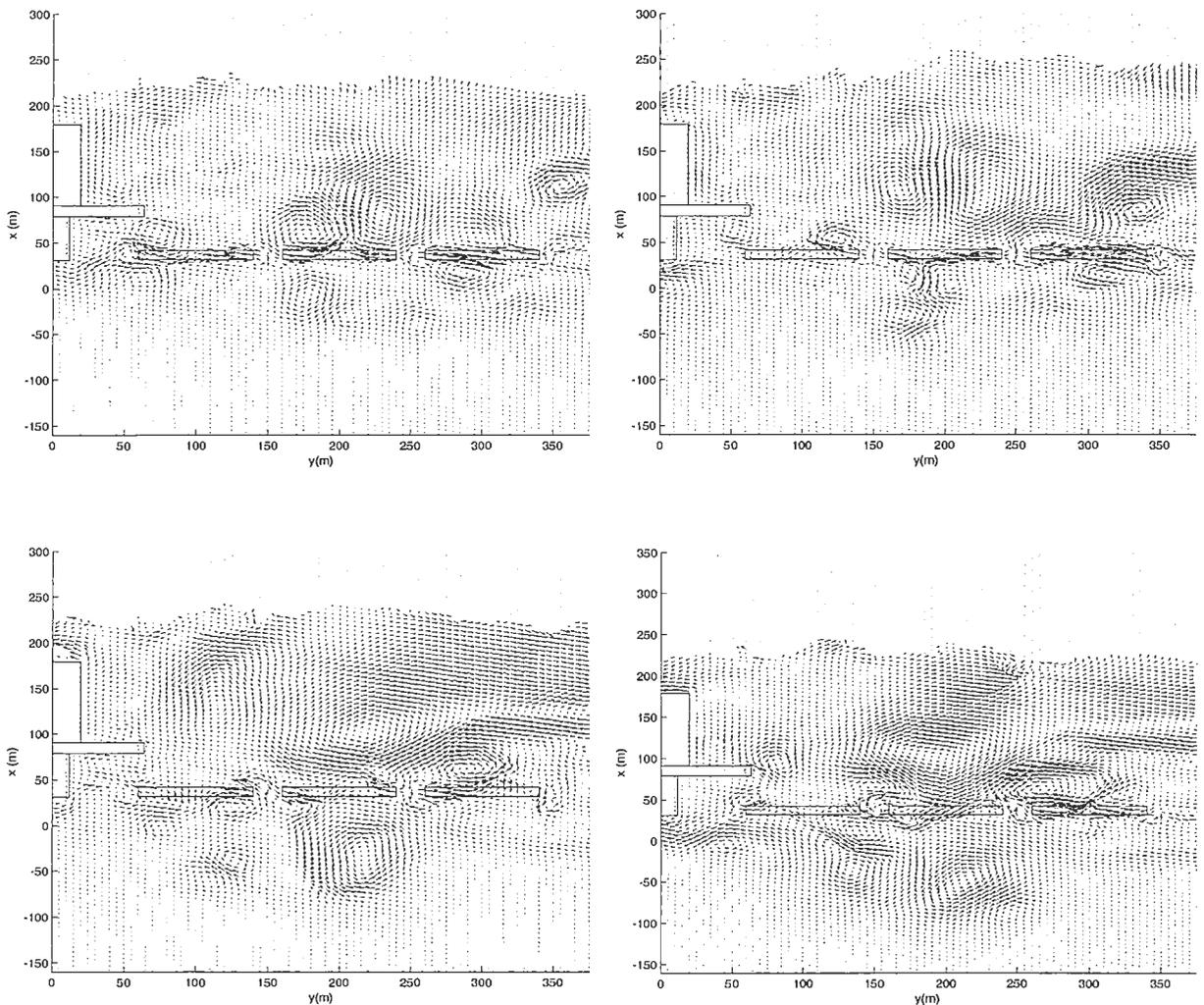


Figura 23 - Lido di Ponente di Senigallia: ricostruzione del campo di moto in condizioni di mareggiata agli istanti $t = 250$, 300 , 400 e 500 secondi (da sinistra a destra e dall'alto in basso) (da Soldini et al., 2002).

Conclusioni

Sono state illustrate le caratteristiche salienti della circolazione che si instaura in presenza di barriere longitudinali discontinue, tracimabili o sommerse, nonché di diversi approcci possibili all'analisi di tale fenomeno mediante modelli numerici. Particolarmente mediante uso di modelli parabolici per la simulazione del moto ondoso, le formulazioni di tipo *wave-averaged* consentono una rappresentazione dei processi rilevanti ai fini progettuali a costi computazionali contenuti. La verifica dettagliata delle prestazioni di modelli *wave averaged* basati su modulo parabolico di moto ondoso, per confronto con misure di laboratorio eseguite in condizioni ben controllate, ha mostrato la possibilità di ottenere distribuzioni delle correnti e del livello medio calcolati in accordo generale con le misure e rappresentative di aspetti peculiari quali, ad esempio, l'instabilità delle correnti di *rip*. Discrepanze osservabili fra soluzioni numeriche e misure sono ascrivibili principalmente alla rappresentazione del frangimento, della turbolenza, della tracimazione, dell'interazione onda-corrente e degli effetti tridimensionali. Migliori riscontri quantitativi possono essere ottenuti ove sia possibile adottare rigorose procedure di calibrazione e validazione dei model-

li. Tale constatazione rimanda all'importanza di poter disporre di dati di campo affidabili e in quantità sufficiente nelle applicazioni pratiche. Ciò non di meno, è stato illustrato come anche una calibrazione eseguita su un set di misure di campo limitato possa consentire la simulazione di caratteristiche della circolazione di particolare rilievo tecnico-progettuale.

Le applicazioni di un modello di tipo *wave resolving* hanno consentito di evidenziare le potenzialità di tale classe di modelli nella descrizione delle caratteristiche non stazionarie della circolazione alle scale temporali caratteristiche del moto ondoso, che anche l'analisi teorica mostra essere di importanza essenziale nella generazione delle celle di circolazione primaria e secondaria. In particolare, i modelli di tipo *wave resolving* appaiono più promettenti ai fini della rappresentazione della trascinazione delle strutture, che appare un limite peculiare dei modelli di moto ondoso dei modelli *wave averaged*.

In conclusione, la capacità dei modelli numerici esistenti di riprodurre le caratteristiche salienti dei campi idrodinamici all'intorno di strutture trascinabili li rende uno strumento di analisi ed interpretazione dei processi fisici di interesse particolarmente prezioso a scopi progettuali anche in assenza di misure dirette, sebbene in tali casi non debba essere incoraggiata l'applicazione acritica di tali strumenti. Allo stato attuale, non appare infatti eludibile la necessità di adeguata conoscenza della natura e delle caratteristiche dei processi fisici in studio da parte degli utenti dei modelli, ai fini di un uso appropriato degli stessi.

Ulteriori sviluppi delle potenzialità dei modelli numerici sono legati, da un lato, all'avanzamento delle conoscenze dei fenomeni fisici in gioco, che consentano di formularne modelli concettuali sempre più avanzati ed efficaci, desiderati in particolare per la turbolenza ed il frangimento; dall'altro, all'incremento delle prestazioni degli elaboratori, cui è legata la possibilità sia di maggiore risoluzione spaziale e temporale che di implementazione di descrizioni sempre più sofisticate dei processi, anche in ambito compiutamente tridimensionale.

Ringraziamenti

Il presente lavoro è stato finanziato dal MIUR nell'ambito del progetto PRIN 2001 "Idrodinamica e morfodinamica di spiagge protette da opere trascinabili" Prot. 2001082247. Si ringrazia il personale del Center for Applied Ocean Research - Ocean Engineering Laboratory dell'Università del Delaware, per la resa di pubblico dominio del database relativo alle prove sperimentali su un modello di spiaggia protetta da barriere discontinue, utilizzato nel presente lavoro.

Bibliografia

- Abbott M.B., Damgaard A. e Rodenhuis G.S. (1973) - *System 21, Jupiter. A design system for two-dimensional nearly-horizontal flows*. IAHR, J. Hydraul. Res., 1: 1-21.
- Aminti P., Martinelli L., Lorenzoni C. e Clementi E. (2005) - *Esperimenti ed osservazioni di campo sulla erosione del fondale indotta da opere trascinabili*. Studi Costieri, presente volume.
- Battjes J. A. (1974) - *Modelling of turbulence in the surf zone*. Proc. 2 Symp. Modelling Techn., ASCE ed., San Francisco, 2: 1050-1061.
- Battjes J. A. e Janssen J.P.F.M. (1978) - *Energy loss and set-up due to breaking of random waves*. Proc. 16th Int. Conf. Coastal Eng., Hamburg, ASCE ed., 1: 569-587.
- Bellotti G., Beltrami G.M. e De Girolamo P. (2003) - *Internal generation of waves in 2D fully elliptic mild-slope equation FEM models*. Coastal. Eng., 49: 71-81.
- Berkhoff J.W.C. (1972) - *Computation of combined refraction-diffraction*. Proc. 13th Int. Conf. Coastal Eng., Vancouver, ASCE ed.: 471-490.
- Booij N. (1981) - *Gravity waves on water with non-uniform depth and current*. Report No. 81-1, Dept. of Civil Eng. Delft Univ. of Tech.
- Booij N. (1983) - *A note on the accuracy of the mild-slope equation*. Coastal. Eng., 7: 191-203.
- Booij N., Ris R.C. e Holthuijsen L.h (1999) - *A third-generation wave model for coastal regions. Part I. Model description and validation*. Journ. Geophys. Res., 104 (C4): 7649-7666.
- Brocchini M., Bernetti R., Mancinelli A. e Albertini G. (2001) - *An efficient solver for nearshore flows based on the WAF method*. Coastal. Eng., 43: 105-129.
- Brocchini M., Kennedy A., Soldini L. e Mancinelli A. (2004) - *Topographically controlled, breaking-wave induced macrovortices. Part 1. Widely separated breakwaters*. J. Fluid Mech., 507: 289-307.

- Bühler O. e Jacobson T.E. (2001) - *Wave-driven currents and vortex dynamics on barred beaches*. J. Fluid Mech., 449: 313-339.
- Cappiotti L. (2003) - *Interazione onda-corrente*. PhD thesis, Dipartimento di Ingegneria Civile, Università degli Studi di Firenze, pp. 140.
- Cavaleri L. (2000) - *The oceanographic tower Acqua Alta-activity and prediction of sea states at Venice*. Coastal Eng., 39: 29-70.
- Copeland G.J.M. (1985a) - *A practical alternative to the mild-slope wave equation*. Coastal Eng., 9: 125-194.
- Copeland G.J.M. (1985b) - *Practical radiation stress calculations connected with equations of wave propagation*. Coastal Eng., 9: 195-219.
- Dally W. R., Dean R. G. e Dalrymple R. A. (1985) - *Waves height variation across beaches of arbitrary profile*. J. Geophys. Res., 90: 11917-11927.
- Damiani L., Martinelli L., Lorenzoni C. e Cappiotti L. (2005) - *Esperimenti di laboratorio sulla circolazione indotta da strutture trascinabili e confronto con i modelli*. Studi Costieri, presente volume.
- Dean R.G. e Dalrymple R.A. (1991) - *Water Wave Mechanics for Engineers and Scientists*. World Scientific, Singapore.
- DHI Water and Environment (2001) - *MIKE 21 Parabolic Mild-slope Module, Version 2001*, Scientific documentation.
- Dronen N., Karunaratna A., Fredsoe J., Misumer B. e Deigaard R. (2002) - *An experimental study of rip channel flow*. Coastal. Eng., 45: 223-238.
- Fredsoe J. e Deigaard R. (1992) - *Mechanics of Coastal Sediment Transport*. World Scientific, Singapore.
- Haas K.A. e Svendsen I.A. (2002) - *Laboratory measurements of the vertical structure of rip currents*. J. Geophys. Res., 107 (C5), 3047, doi:10.1029/2001JC00911.
- Haas K.A., Svendsen I.A., Haller M.C. e Zhao Q. (2003) - *Quasi three-dimensional modeling of rip current systems*. J. Geophys. Res., 108 (C7): 10-1 - 10-21, doi: 10.1029/2002JC001355.
- Haller M.C. e Dalrymple R.A. (2001) - *Rip current instabilities*. J. Fluid Mech., 433: 161-192.
- Haller M.C., Dalrymple R.A. e Svendsen I.A. (1997) - *Rip channels and nearshore circulation*, Coastal Dynamics: 594-603.
- Haller M.C., Dalrymple R.A. e Svendsen I.A. (2002) - *Experimental study of nearshore dynamics on barred beach with rip channels*. J. Geophys. Res., 107 (C6): 14-1-14-21, doi:10.1029/2001JC000955.
- Hirsch C. (1991) - *Numerical Computation of Internal and External Flows*. John Wiley and Sons, New York.
- Horikawa K. e Kuo C.T. (1966) - *A study on wave transformation inside surf zone*. Proc. 10th Int. Conf. Coastal Eng., Tokyo, ASCE ed.: 217-233.
- Ito T. e Tanimoto K. (1972) - *A method of numerical analysis of wave propagation - application to wave diffraction and refraction*. Proc. 13th Int. Conf. Coastal Eng., Vancouver, ASCE ed., 1: 502-522.
- Johnson H.K., Karambas Th., Avgeris J., Zanuttigh B. e Caceres I. (2005) - *Modelling of wave and currents around submerged breakwaters*, Coastal Eng., DELOS, 52: 10-11.
- Johnson H.K. e Poulin S. (1998) - *On the accuracy of parabolic wave models*. Proc. 26th Int. Conf. Coastal Eng., Copenhagen, ASCE ed., vol. 1: 352-365.
- Kennedy A., Brocchini M., Soldini L. e Gutierrez E. (2005) - *Topographically-controlled, breaking wave-induced macrovortices. Part 2. Changing geometries*. J. Fluid Mech. (in revisione).
- Kirby J.T. (1986) - *Rational approximations in the parabolic equation method for water waves*. Coastal Eng., 10: 355-378.
- Kirby J.T. e Dalrymple R.A. (1986) - *A parabolic equation for for the combined refraction-diffraction of Stokes waves by mildly varying topography*. J. Fluid Mech., 136: 453-466.
- Kirby J.T. e Dalrymple R.A. (1994) - *Combined refraction/diffraction model REF/DIF 1, version 2.5*, Tech. Rep. CACR-94-22, Cent. For Appl. Coastal Res., Univ. of Del., Newark, Del.
- Kobayashi N. e Wurjanto A. (1992) - *Irregular wave setup and run-up on beaches*. ASCE J. of Waterways, Port, Coastal and Ocean Engineering, 118: 368-386.
- Leendertse J.J. (1970) - *A water-quality simulation model for well-mixed estuaries and coastal seas: Vol. 1, Principles of Computation*. The Rand Corporation, Santa Monica, February, RM-6230-RC.
- Longuet-Higgins M.S. e Stewart R.W. (1960) - *Changes in the form of short gravity waves on long waves and tidal currents*. J. Fluid Mech., 8: 565-583.
- Lorenzoni C., Soldini L., Mancinelli A., Piattella A. e Brocchini M. (2004) - *La circolazione idrodinamica in pre-*

- senza di barriere sommerse: un'analisi sperimentale.* Atti del 29° Convegno di Idraulica e Costruzioni Idrauliche, Trento, 3: 573-580.
- Madsen P.A. e Larsen J. (1987) - *An efficient finite difference approach to the mild-slope equation.* Coastal Eng., 11: 329-351.
- Madsen P.A. Murray R. e Sorensen O.R. (1991) - *A new form of the Boussinesq equations with improved linear dispersion characteristics (Part 1).* Coastal Eng., 15: 371-388.
- Mancinelli A., Di Risio M., Archetti R., Franco L., Aminti P., Atzeni A. e Barbanti, C. (2005) - *Casi di studio selezionati.* Studi Costieri, presente volume.
- Mei C.C. (1992) - *The Applied Dynamics of Ocean Surface Waves.* World Scientific, Singapore.
- Peregrine D.H. (1967) - *Long waves on a beach.* J. Fluid Mech., 27: 815-827.
- Peregrine D.H. (1998) - *Surf zone currents,* Theor. Comp. Fluid Dyn., 10: 295-309.
- Peregrine D.H. (1999) - *Large-scale vorticity generation by breakers in shallow and deep water.* Eur. J. Mech. B/Fluids, 18: 403-408.
- Phillips O.M. (1977) - *The Dynamics of Upper Ocean.* Cambridge University Press, Cambridge.
- Pratt L.J. (1983) - *On inertial flow over topography. Part 1. Semigeostrophic adjustment to an obstacle.* J. Fluid Mech., 131: 195-218.
- Putnam J.A. e Johnson J.W. (1949) - *The dissipation of wave energy by bottom friction.* Trans. Am. Geoph. Union, 30: 67-74.
- Putrevu U. e Svendsen I.A. (1991) - *Wave induced nearshore currents: a study on the forcing, mixing and stability characteristics,* Res. Rep CACR-91-11, Cent. For Appl. Coastal Res., Univ. of Del., Newark, Del.
- Radder A.C. (1979) - *On the parabolic equation method for water wave propagation.* J. Fluid Mech., 95: 159-176.
- Ruol P. (2004) - Comunicazione riservata.
- Ruol P., Cappiotti L., Martinelli L., Vicinanza D., Faedo A. e Zanuttigh B. (2005) - *Trascinamento e permeazione nelle opere a gettata trascinabili: set-up indotto e caratteristica di pompaggio.* Studi Costieri, presente volume.
- Soldini L., Mancinelli A., Bernetti R., Brocchini M. e Scalas P. (2002) - *Are structure-generated macrovortices important for nearshore dynamics?* Atti del 28° Convegno di Idraulica e Costruzioni Idrauliche, Potenza, 4: 43-50.
- Soldini L., Piattella A., Brocchini M. e Mancinelli A. (2004a) - *Macro-vortices-induced mixing in coastal and riverine environments,* ERCOFTAC Bulletin n. 60: 37-51.
- Soldini L., Lorenzoni C., Piattella A., Mancinelli A. e Brocchini M. (2004b) - *Nearshore macrovortices generated at a submerged breakwater: experimental investigation and statistical modeling.* Proc. 29th Int. Conf. Coastal Eng., Lisbona, vol. 2: 1380-1392.
- Stelling G.S. (1984) - *On the Construction of Computational Methods for Shallow Water Equations.* Rijkswaterstaat communication No. 35/1984.
- Stelling G.S., Wiersma A.K. e Willemse J.B.T.M. (1986) - *Practical aspects of accurate tidal computations.* J. of Hydraulic Engineering, 112, No. 9: 802-817.
- Svendsen I.A. (1984) - *Wave heights and set-up in a surf zone,* Coastal Eng., 8: 303-330.
- Svendsen I.A. (1992) - *Hydrodynamics of the surf zone.* In: Proc. of the short course on design and reliability of coastal structures. Venice, 1-3 October 1992, Tecnoprint, Bologna.
- Svendsen I.A. e Lorenz R.S. (1989) - *Velocities in combined undertow and longshore currents.* Coastal Eng., 13, 1: 55-80.
- Svendsen I.A., Madsen P. e Hansen J. B. (1978) - *Wave characteristics in the surf zone.* Proc. 16th Int. Conf. Coastal Eng., ASCE ed., NY: 520-539.
- Svendsen I.A. e Putrevu U. (1990) - *Nearshore circulation with 3D profiles,* Proc. 22th Int. Conf. Coastal Eng., Delft, ASCE ed., Chap. 18: 241-254.
- Svendsen I.A. e Putrevu U. (1994) - *Nearshore mixing and dispersion.* Proc. R. Soc. London Ser. A, 445: 1-16.
- Svendsen I.A., Haas K. e Zhao Q. (2000) - *Quasi-3D nearshore circulation model, SHORECIRC, Version 1.3.6.* Report, Center for Applied Coastal Research. University of Delaware, Newark, Del.
- Swart D.H. (1974) - *Offshore sediment transport and equilibrium beach profiles.* Delft Hydraulics Laboratory, Publication 131.
- Toro E.F. (1997) - *Riemann solvers and numerical methods for fluid dynamics,* Springer.
- Van der Meer J. W. (1992) - *Conceptual design of rubble mound breakwaters.* In: Proc. of the short course on design and reliability of coastal structures. Venice, 1-3 October 1992: 447-510, Tecnoprint, Bologna.
- Yanenko N. N. (1968) - *Méthode à pas fractionnaires.* Lib. Armand Colin, Paris.

Wilmott C.J. (1981) - *On the validation of models*. Phys. Geogr., 2: 184-194.

Zanuttigh B., Archetti R. e Barbanti C. (2004) - *Hydrodynamics and morphodynamics at a protected beach: the study site of Pellestrina, Italy*, Proc. 29th Int. Conf. Coastal Eng. (Lisbona, 19-24 Settembre 2004), ed. J.M. Smith, World Scientific Publishing Co., USA, vol. 3: 2784-2796.

Zanuttigh B. e Lamberti A. (2006) - *Experimental analysis and numerical simulations of waves and current flows around low-crested coastal defence structures*, in stampa, ASCE, J. of Waterways, Port, Coastal and Ocean Engineering.

Zienkiewicz O.C. e Taylor R.L. (2000) - *The Finite Element Method*. Butterworth Heinemann, Oxford.

Zyserman J., Johnson H.K., Zanuttigh B. e Martinelli L. (2005) - *Far field erosion and morphological effects*. Coastal Eng., 52 (10-11): 977-994.

Manoscritto ricevuto il 12/07/2005, accettato il 20/10/2005.