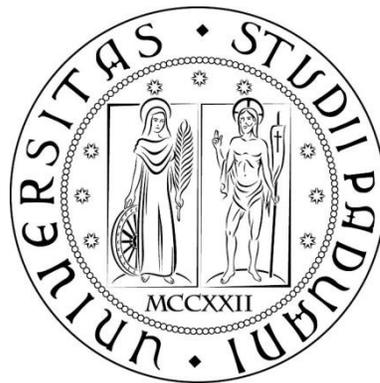


UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI PADOVA

Dipartimento di Ingegneria Civile, Edile e Ambientale



Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Civile

**SEZIONE DI EQUILIBRIO PER CORSI D'ACQUA
CON SPONDE COESIVE ERODIBILI**

**EQUILIBRIUM CROSS-SECTION FOR RIVER
CHANNEL WITH COHESIVE ERODIBLE BANK**

Relatore: Ch.mo Prof. Stefano Lanzoni

Correlatore: Ing. Simona Francalanci

Laureando: Gianni Bruno Della Monica

Anno Accademico: 2012/2013

“Omnia summa consecutus es, virtute duce, comite fortuna”

Hai conseguito tutte le cose più alte,
col valore come guida e la fortuna come compagna

- Marco Tullio Cicerone -

RINGRAZIAMENTI

Il primo ringraziamento è dedicato alla mia famiglia, che mi ha sempre sostenuto e supportato durante i miei studi.

Un ringraziamento va a tutte le persone che mi hanno accompagnato, ognuna a suo modo, nel percorso universitario e nella vita, soprattutto in quest'ultimo periodo.

Ringrazio inoltre il Prof. Stefano Lanzoni e l'Ing. Simona Francalanci per avermi seguito, aiutato e consigliato in questo lavoro di tesi, mostrando sempre massima disponibilità e professionalità.

Indice:

SOMMARIO	1
CAPITOLO 1: Inquadramento teorico del problema affrontato	3
Introduzione.....	3
La sezione d'equilibrio dei corsi d'acqua rettilinei	4
Erosione superficiale e collasso delle sponde in alvei con sponde coesive	7
Il fenomeno dell'erosione superficiale negli ambienti fluviali e la dipendenza dallo sforzo tangenziale.....	8
Modello per una sequenza regolare di elementi topografici (Kean e Smith).....	11
Le tre regioni della corrente in prossimità del bordo	15
Chiusura del modello di Kean e Smith.....	20
Osservazioni conclusive	23
CAPITOLO 2: Il modello di calcolo e la struttura del codice	25
Introduzione.....	25
Il codice di calcolo e la sua struttura	26
Procedura di calcolo	31
Osservazioni conclusive	34

CAPITOLO 3: Dati disponibili per i corsi d’acqua con alvei in sabbia0	35
Introduzione	35
Fonti e dati raccolti	36
Composizione del dataset di input per il modello di calcolo	40
Inquadramento geografico dei fiumi presi in considerazioni	42
Osservazioni conclusive	47
CAPITOLO 4: Calcolo della larghezza di equilibrio nel caso di fiumi con alvei in sabbia (Test 1)	49
Introduzione	49
Procedimento di calcolo.....	50
Il caso dei fiumi con alveo in sabbia.....	51
Considerazioni sui risultati ottenuti	61
Osservazioni conclusive	69
CAPITOLO 5: Calcolo della larghezza di equilibrio nel caso di fiumi con alvei in sabbia con il tirante fissato (Test 2)	71
Introduzione	71
Procedura di calcolo.....	72
Il caso dei fiumi con alveo in sabbia.....	72
Considerazioni sui risultati ottenuti	82
Osservazioni conclusive	86

CAPITOLO 6: Analisi di sensibilità del modello di calcolo	89
Introduzione.....	89
Impostazione dell'analisi di sensibilità	90
Risultati ottenuti dall'analisi di sensibilità	91
Considerazioni sui risultati ottenuti.....	100
Osservazioni conclusive	102
CAPITOLO 7: La tensione tangenziale critica del materiale di sponda	105
Introduzione.....	105
Inquadramento teorico.....	106
Procedura di calcolo	108
Risultati ottenuti per i fiumi con alveo in sabbia.....	110
Considerazioni sui risultati.....	111
Conclusioni.....	112
CAPITOLO 8: Conclusioni	113
APPENDICE A: Il codice di calcolo per valutare la larghezza della sezione di equilibrio (Test 1)	117
Il programma principale del modello di calcolo	117
Le function utilizzate nel modello di calcolo	123
I file di input del modello di calcolo	126
Programma per il calcolo di D_{unif} e di U	127

APPENDICE B: Il codice di calcolo per valutare la tensione tangenziale critica	129
Il programma principale del modello di calcolo	129
Le function utilizzate nel modello di calcolo.....	133
I file di input del modello di calcolo.....	133
BIBLIOGRAFIA	135

SOMMARIO

In questo elaborato di tesi verrà affrontato il problema della valutazione della larghezza di equilibrio della sezione di un corso d'acqua caratterizzato da sponde erodibili composte da materiale coesivo. Tale questione è di non solo rilevanza concettuale, ma presenta importanti implicazioni pratiche: infatti può fornire utili indicazioni per la progettazione di canali di irrigazione 'stabili', cioè tali da non produrre significativa erosione/deposito, e per la previsione della risposta di un alveo naturale all'esecuzione di interventi di sistemazione dell'asta e di rinaturalizzazione.

L'analisi della condizione di equilibrio è basata sulla scomposizione in due componenti dello sforzo tangenziale totale agente nella regione di sponda di un fiume: la prima dovuta all'attrito sulla superficie, responsabile di processi di erosione, la seconda è connessa alla resistenza di forma conseguente alla presenza sulle sponde dei corsi d'acqua naturali di elementi topografici sporgenti che si ripetono longitudinalmente con una certa regolarità.

È quindi necessario stimare questi due contributi, per poter valutare l'effettivo sforzo erosivo agente sulle sponde dei fiumi naturali. L'importanza di tale scomposizione della tensione tangenziale totale in base alle caratteristiche geometriche delle forme morfologiche delle sponde, rappresenta il carattere innovativo di questo elaborato di tesi. Seguendo un recente approccio di calcolo, la componente di attrito della tensione tangenziale è stata determinata in base alle caratteristiche geometriche delle asperità di parete. Tale componente è stata quindi confrontata con la tensione tangenziale critica del materiale proprio delle sponde per calcolare, con un procedimento iterativo, la larghezza di equilibrio.

A tale scopo, è stato sviluppato un codice di calcolo in ambiente Matlab, che fornisce la larghezza della sezione di equilibrio con un onere computazionale relativamente contenuto. Quest'ultimo aspetto comporta inevitabilmente l'introduzione di alcune limitazioni e semplificazioni.

Al fine di valutare la capacità predittiva del modello, si è resa necessaria la costruzione di una banca dati, raccolti con riferimento alle misure effettuate reperibili in letteratura in alcuni corsi d'acqua naturali con alveo in sabbia.

Tale banca dati è stata utilizzata per fornire i dati in ingresso al programma di calcolo, e stimare le larghezze di equilibrio dei fiumi considerati.

Tali valori sono stati confrontati con quelli rilevati in campo e, successivamente, per valutare l'affidabilità e la sensibilità del modello di calcolo.

Il seguente elaborato di tesi è stato così organizzato:

- nel primo capitolo è descritto l'inquadramento teorico del problema del calcolo della sezione di equilibrio di un corso d'acqua, e sono illustrati gli studi riguardanti la natura dello sforzo tangenziale totale che si esercita sulle sponde;
- nel secondo capitolo è stata esposta la struttura e la procedura di calcolo del modello sviluppato per stimare la larghezza di un corso d'acqua in condizioni di equilibrio;
- nel terzo capitolo sono descritti i dati utilizzati nei calcoli e nelle verifiche;
- nel quarto capitolo sono esposti e discussi i risultati ottenuti in una prima serie di test utilizzando in ingresso al modello la portata di piena;
- nel quinto capitolo sono stati discussi i risultati ottenuti utilizzando come dato in ingresso al modello direttamente la profondità della corrente in condizioni di piena;
- nel sesto capitolo è stata descritta l'analisi di sensibilità condotta sul modello di calcolo;
- nel settimo capitolo si è affrontato il tema dell'influenza sui risultati della tensione tangenziale critica;
- nell'ottavo capitolo sono riportate le conclusioni;
- infine, nelle appendici sono inseriti i listati dei modelli di calcolo utilizzati per ottenere i risultati esposti nell'elaborato.

CAPITOLO 1: Inquadramento teorico del problema affrontato

Introduzione

In questo primo capitolo dell'elaborato di tesi, si vuole dare un inquadramento teorico al problema della forma di equilibrio della sezione di un corso d'acqua, che successivamente verrà modellato dal punto di vista computazionale.

Dapprima si affronterà la questione della sezione d'equilibrio relativa a corsi d'acqua rettilinei, monocursali e con sponde erodibili coesive.

Successivamente, verrà esposto nei suoi tratti principali lo studio condotto da *Kean e Smith*, "*Form drag in rivers due to small-scale natural topographic features: Regular sequences*" [2006a].

Questa teoria costituirà la base di una consistente parte del codice di calcolo costruito ed esposto nei prossimi capitoli: infatti essa propone un modello per valutare la parte di sforzo tangenziale agente sulle sponde, che è responsabile dei fenomeni erosivi.

Si inserirà inoltre un breve richiamo del lavoro sempre di *Kean e Smith* dal titolo "*Form drag in rivers due to small-scale natural topographic features: Irregular sequences*" [2006b], dato che al suo interno sono riportate delle relazioni che permettono di generalizzare la varietà di elementi caratteristici che si ritrova in natura ad una serie regolare di maggior facilità per la modellazione numerica e computazionale.

La sezione d'equilibrio dei corsi d'acqua rettilinei

Si vuole introdurre il problema della configurazione di equilibrio della sezione trasversale di canali artificiali a fondo mobile e di alvei naturali.

La questione è di rilevanza concettuale, poiché consente di rispondere alla fondamentale domanda: “per quale motivo un corso d'acqua naturale, in una certa sezione, ha una certa larghezza?”.

Ma vi sono inoltre importanti implicazioni pratiche, dato che fornisce indicazioni per la progettazione di canali di irrigazione ‘stabili’, cioè tali da non produrre significativa erosione né depositi, e per la predizione della risposta di un alveo naturale all'esecuzione di interventi di sistemazione dell'asta e di rinaturalizzazione.

Gli approcci utilizzati tradizionalmente per l'analisi di tale problema fanno riferimento all'uso di osservazioni di campo e alla loro interpretazione in termini di relazioni empiriche (di cui non va sottovalutata la significatività).

Il primo tentativo sistematico di istituire relazioni fra idraulica e morfologia della correnti a fondo mobile fu sviluppato dagli ingegneri britannici verso la fine dell'800, nell'ambito di grandi progetti di irrigazione sviluppati in India e in Egitto. L'obiettivo di tali studi era l'individuazione di relazioni empiriche per la velocità o per la forma della sezione, sulla base di osservazioni effettuate su un gran numero di canali che avevano raggiunto condizioni di sostanziale equilibrio (assenza di significativa erosione o depositi).

Analoghi studi sono stati successivamente sviluppati negli U.S.A. in occasione della progettazione del grande *All American Canal*, progettato dal *U.S. Bureau of Reclamation* per irrigare la Imperial Valley, nel sud degli U.S.A., con portate derivate dal Fiume Colorado [*Lane, 1935*].

Gli studi precedenti furono successivamente estesi al caso dei corsi d'acqua naturali da due eminenti geomorfologi, *Leopold* e *Maddock* [1953], e furono seguiti da un gran numero di contributi negli anni '50 e '60.

Più precisamente, *Leopold* e *Maddock* [1953] hanno analizzato i dati sulle portate giornaliere relativi ad un gran numero di stazioni di misura installate in diversi corsi

d'acqua statunitensi. Hanno così ricavato il valore della portata media annua, e determinato, nei giorni in cui la portata giornaliera assumeva un valore prossimo alla media annua, i valori di larghezza, tirante e velocità dei corsi d'acqua studiati.

I risultati ottenuti sono stati espressi attraverso delle leggi di potenze, e malgrado non manchino fiumi che non seguano le funzioni proposte da *Leopold* e *Maddock*, tuttavia gli esponenti di tali leggi appaiono caratterizzati da un sorprendente grado di universalità.

Appare quindi naturale chiedersi quali meccanismi fisici sottendano l'instaurarsi di tali assetti di equilibrio.

A tale quesito si è tentato di dar risposta in tempi recenti si sviluppando parallelamente due approcci di natura teorica, il primo descrivibile come approccio meccanico (o razionale), il secondo fondato sull'adozione di schemi che fanno uso di ipotesi (teoricamente arbitrarie e, dunque, in qualche misura non razionali) sul carattere di estremo di talune grandezze che caratterizzerebbero il moto della corrente o il trasporto solido.

Furono per primi *Glover* e *Florey* [1951] ad affrontare il problema della sezione di equilibrio in assenza di trasporto solido, i quali proposero una stima della tensione tangenziale esercitata dalla corrente sul fondo, basandosi su alcune approssimazioni semplificative. Recentemente, *Colombini* e *Tubino* [1990] hanno corretto l'analisi di *Glover* e *Florey* [1951] rimuovendo diverse approssimazioni, e arrivando così a una nuova formulazione per la velocità d'attrito. *Tubino* [1992], utilizzando la soluzione proposta da *Colombini* e *Tubino* [1990] per la distribuzione della velocità d'attrito, e, successivamente, *Vigilar* e *Diplas* [1992, 1997] sulla base di un'analisi simile, hanno evidenziato come l'effetto di redistribuzione della quantità di moto conduce ad una forma di equilibrio della sezione più larga, più profonda e in grado di trasportare una portata più che doppia rispetto alla soluzione di *Glover* e *Florey* [1951].

Nel caso invece di presenza di trasporto solido di fondo dominante, ovvero per alvei in granulometria grossolana, *Parker* [1978a] ha mostrato come l'effetto della

ridistribuzione della quantità di moto dia luogo ad una riduzione della tensione al fondo procedendo dall'asse verso la sponda: la regione centrale può dunque trasportare sedimenti con le sponde in equilibrio, purché la tensione si riduca lateralmente procedendo dall'asse della sezione fino a raggiungere il valore critico in corrispondenza del piede delle sponde.

Infine, negli alvei in sabbia, in cui la forma di trasporto solido dominante è la sospensione, il meccanismo fisico che sottende il raggiungimento di condizioni di equilibrio della sezione è naturalmente diverso da quello che *Parker* [1978a] ha proposto per gli alvei in granulometria grossolana. Lo stesso *Parker* [1978b] ha tuttavia analizzato anche questo caso proponendo un modello interpretativo appropriato.

L'analisi di *Parker* [1978b] è stata successivamente corretta da *Ikeda* e *Izumi* [1991] che, riprendendo un'osservazione di *Hasegawa* e *Mochizuki* [1987], hanno individuato un errore di calcolo nell'analisi originaria.

Erosione superficiale e collasso delle sponde in alvei con sponde coesive

Le parti vallive dei corsi d'acqua sono caratterizzate tipicamente da sponde in materiale fine, contenenti cioè una porzione significativa di limo e argilla. In questo caso, esse sono dotate di apprezzabile coesione che dà luogo a una resistenza all'erosione spondale dovuta ai legami elettrochimici fra le particelle.

Il problema è reso più complesso poiché le caratteristiche di coesione del materiale di sponda non costituiscono proprietà stabili, bensì dipendono in qualche misura dai cicli di imbibimento ed essiccamento subiti dal materiale stesso, oltreché da fattori biologici legati in particolare all'evoluzione della vegetazione di sponda.

I meccanismi di erosione spondale in presenza di materiale parzialmente coesivo sono classificabili come segue:

- i. Erosione superficiale: opera in modo pressoché continuo, con le particelle superficiali che sono asportate dalla corrente laddove la tensione tangenziale agente eccede il valore critico caratteristico del materiale spondale (coesivo) in relazione al suo attuale stato di imbibimento.
- ii. Collasso delle sponde: agisce in modo intermittente, tipicamente in occasione degli eventi di piena cui il corso d'acqua è soggetto, e in maniera simile a quello che determina l'instabilità dei pendii.

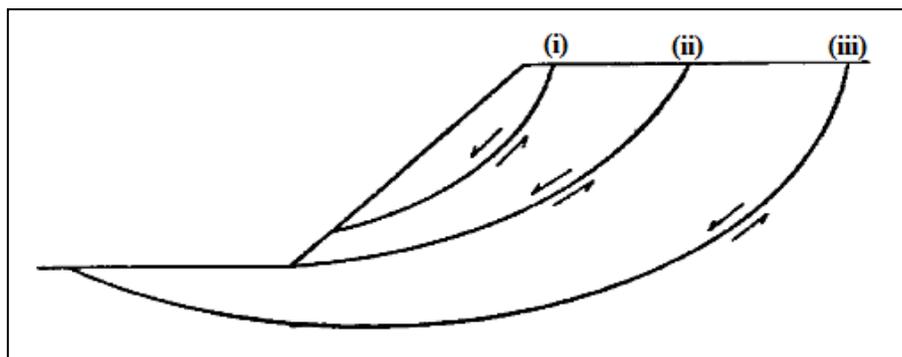


Figura 1.1 Schema di collasso spondale per rotazione lungo superfici di scorrimento (*rotational slip surface*).

Il fenomeno dell'erosione superficiale negli ambienti fluviali e la dipendenza dallo sforzo tangenziale

I letti e le sponde dei corsi d'acqua e dei fiumi naturali, e le superfici delle golene sono spesso ricoperti da una varietà di forme topografiche di piccola scala.

Sulle rive queste consistono in ondulazioni prodotte dall'erosione e dal crollo di materiale, e in ondulazioni associate alla vegetazione, come protrusioni di radici o di zolle erbose.

L'interazione di tali forme con la corrente ha effetti sulla resistenza al moto, così come sulle caratteristiche del trasporto solido dell'intero corso d'acqua.

Risulta quindi di fondamentale importanza un'accurata trattazione quantitativa di queste forme topografiche al fine di determinare, in generale e localmente, le resistenze al moto attraverso modelli idraulici predittivi.

Inoltre, comprendere le complicate dinamiche che riguardano le caratteristiche della corrente in concomitanza di ostacoli di piccole dimensioni sulle rive o nel letto di canali e fiumi è essenziale per calcolare l'erosione di sponda e/o di fondo del corso d'acqua stesso. Per esempio, la scabrezza della sponda e del vicino letto fluviale controlla il campo dello sforzo tangenziale in prossimità del piede della scarpata, ed è proprio questa tensione che in parte è la causa dell'erosione e quindi della possibile migrazione della sponda.

I tassi di erosione delle sponde sono usualmente espressi utilizzando una formula a soglia per l'eccesso di sforzo tangenziale del tipo [Partheniades, 1965; Arulanandan et al., 1980]

$$\varepsilon = k(\tau_{sf} - \tau_c)^a \quad (1.1)$$

dove ε (m/s) è il tasso di erosione della sponda fluviale per unità di tempo e area, τ_{sf} (Pa) è la componente di “skin drag” dello sforzo al bordo totale, k (m² s/kg) è un coefficiente di proporzionalità, τ_c (Pa) è lo sforzo tangenziale critico, e a è un esponente valutato empiricamente.

Gli studi volti a comprendere la distribuzione spaziale della corrente e dello sforzo tangenziale in prossimità di piccoli ostacoli nei fiumi si sono dapprima concentrati sul flusso d'acqua che investe le forme fluviali.

Un approccio a tale questione, tratto da uno studio di *Smith e McLean* [1977] relativo al campo di moto che si realizza sopra un fondo a dune del fiume Columbia, propone di dividere lo sforzo totale tangenziale in due parti: una dovuta alla resistenza di forma (drag) connessa alla caratteristica topografica, e la seconda causata dallo sforzo di grano effettivo, che è detta in inglese *skin friction*. Quest'ultima, che influenza il flusso nelle vicinanze della riva e controlla il trasporto dei sedimenti, può essere determinato sottraendo lo sforzo di drag dalla tensione totale agente.

Nonostante l'importanza della scabrezza delle sponde nel controllo dell'erosione, relativamente poco è stato fatto per caratterizzarla. Una caratteristica comune delle rive naturali, che rende difficile la loro modellazione numerica, è la loro superficie altamente irregolare.

La grandezza e la forma delle forme morfologiche che caratterizzano le sponde sono influenzate da un'ampia varietà di fattori ambientali, quali la vegetazione, la coesione dei terreni e la portata del corso d'acqua.

Come conseguenza, la dimensione e la spaziatura di tali strutture morfologiche (*bump* nella letteratura inglese) possono variare in modo considerabile. Queste forme hanno un'influenza sul valore della resistenza di forma che, in condizioni di piena, può essere anche maggiore di quella esercitata dalle dune, e i fenomeni di scia ad esse connessi possono interessare ampi tratti più a valle.

Un primo passo verso la comprensione di questa complicata interazione è stato fatto da *Hopson* [1999] attraverso una serie di esperimenti in laboratorio; misurando i coefficienti di resistenza di forma (drag) di numerosi e diversi disturbi di forma gaussiana, posti sulle pareti di una canaletta, e lo sforzo agente su un elemento posto al centro di una serie di ostacoli identici distanziati regolarmente, sempre di forma gaussiana.

La scelta di modellare le strutture morfologiche che si formano sulle sponde con profili sagomati secondo una curva gaussiana ha diverse ragioni: questa forma fornisce un ben definito punto di separazione, una transizione graduale verso la sponda del canale, una semplice espressione analitica, una coppia di punti di flesso, e un basso numero di parametri che la caratterizzano, rendendo così facile utilizzarla per descrivere le irregolarità fluviali.

La forma di tipo gaussiano ha infatti tre grandezze fondamentali con cui descrivere le asperità naturali di piccola scala: la sporgenza, l'estensione nella direzione del moto (equivalente alla deviazione standard nella distribuzione di probabilità di Gauss), e la distanza tra le creste.

La curva gaussiana può esprimere un'ampia varietà di forme attraverso la variazione del rapporto tra la lunghezza scala longitudinale e quella trasversale al corso d'acqua.

L'obiettivo di sviluppare dei modelli per calcolare il campo di velocità e la distribuzione degli sforzi tangenziali in prossimità delle sponde dei corsi d'acqua naturali è stato perseguito negli ultimi anni da molti autori, tra cui *Kean* e *Smith* [2006a].

Questi ultimi hanno sviluppato un modello valido per correnti con bassi numeri di Froude ($Fr < 1$) che investono una sequenza regolare di elementi bidimensionali. Tale studio ha approfondito e caratterizzato attentamente il campo di velocità nella regione di scia a valle di elementi di forma gaussiana.

Kean e *Smith* hanno inoltre presentato una generalizzazione riguardante sequenze irregolari di elementi topografici non identici [2006b].

In questo elaborato di tesi, risulta di notevole interesse il primo approccio proposto da *Kean* e *Smith* [2006a], in quanto attraverso alcuni ragionamenti che si vedranno in seguito, è possibile ricondursi a sequenze regolari di ostacoli sagomati come curve gaussiane.

Nel seguito si riporta la trattazione teorica del modello sviluppato da *Kean* e *Smith* [2006a].

Modello per una sequenza regolare di elementi topografici (Kean e Smith)

Seguendo l'approccio di *Smith e McLean* [1977], lo sforzo tangenziale totale sul contorno medio di un canale, τ_T , può essere suddiviso in due componenti: un contributo dovuto allo sforzo di attrito esercitato sulla superficie effettiva τ_{SF} (chiamato "skin friction" da *Smith e McLean* [1977]), e un contributo dovuto alla resistenza di forma indotta dalle irregolarità di sponda, τ_D .

Questa partizione dello sforzo può essere scritta come:

$$\tau_T = \tau_{SF} + \tau_D \quad (1.2)$$

Lo sforzo di attrito è il risultato dell'attrito tra il flusso d'acqua in moto e la superficie del contorno non liscia. Invece lo sforzo di forma è causato dalla non uniforme distribuzione della pressione agente sulla superficie dell'elemento posto sulla sponda. La corrente, quando investe un ostacolo sporgente, crea una differenza di pressione tra la parte a monte e quella a valle dell'asperità stessa, che dipende largamente dalla sua forma. Questa asimmetria della distribuzione di pressione produce una resistenza di forma sull'elemento, la quale divisa per l'area sporgente offre la tensione di "drag". A causa degli alti numeri di Reynolds che caratterizzano i fiumi in generale, e della forma relativamente smussata delle asperità topografiche delle sponde, la resistenza di forma costituisce la parte dominante dello sforzo totale trasmesso dal fluido alla sponda.

La resistenza di forma F_D indotta da un generico elemento è espressa dall'equazione

$$F_D = \frac{1}{2} \rho C_D A_B H u_{ref}^2 \quad (1.3)$$

dove ρ è la densità dell'acqua, A_B è l'altezza dell'elemento di sponda posto trasversalmente alla corrente, H è il tirante, nonché la lunghezza in direzione perpendicolare agli assi longitudinale x e trasversale z , u_{ref} è una velocità di riferimento appropriatamente determinata, e C_D è il coefficiente di resistenza dell'elemento, valutato empiricamente.

Nella *Figura 1.2* e *Figura 1.3* riportate di seguito, sono rappresentate le grandezze fondamentali degli elementi di forma gaussiana, e gli assi di riferimento.

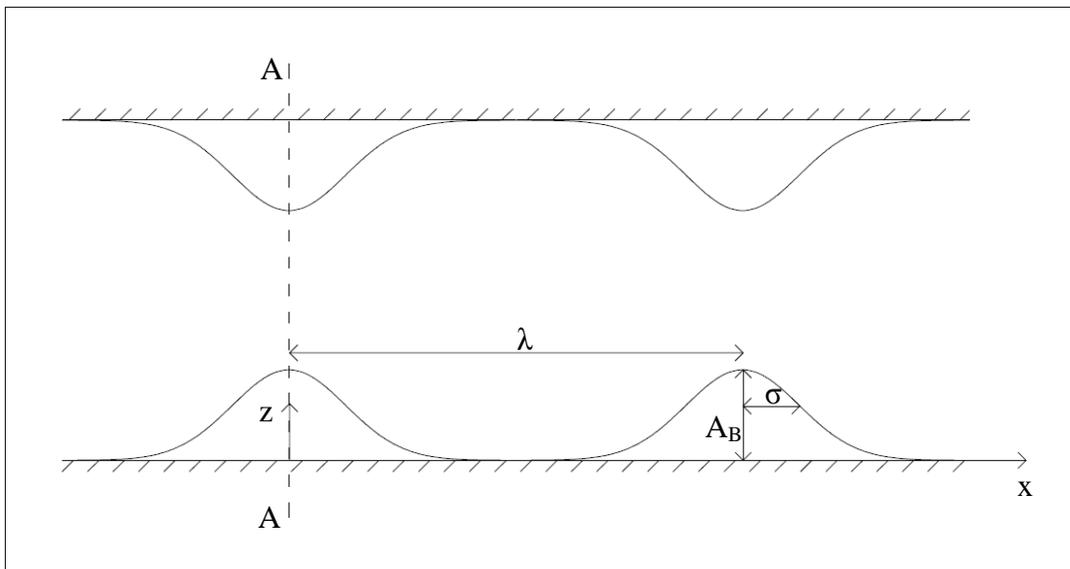


Figura 1.2 Schema degli elementi di forma gaussiana con indicate le grandezze fondamentali: la sporgenza A_B , l'estensione nella direzione del moto σ e la distanza tra le creste λ . Sono riportati inoltre gli assi di riferimento x e z , e la sezione trasversale AA.

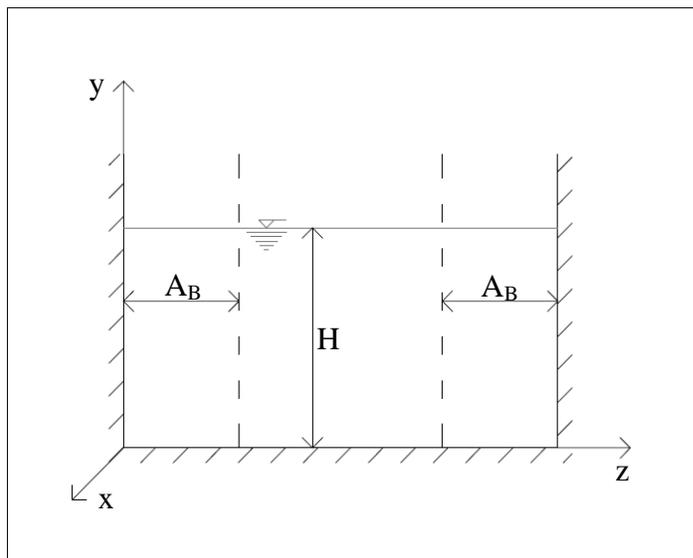


Figura 1.3 Schema della sezione trasversale AA della *Figura 1.2*. La linea tratteggiata rappresenta la sporgenza degli elementi di forma gaussiana dal bordo verso l'asse di simmetria del canale.

Per correnti con alti numeri di Reynolds, come nel caso di fiumi naturali, C_D è una funzione della forma dell'oggetto ed è quasi indipendente dal numero di Reynolds stesso.

Il quadrato della velocità di riferimento è definito come la media del quadrato della velocità che sarebbe presente se l'elemento fosse rimosso dalla sponda.

Nel caso di un singolo elemento posizionato in una corrente rettilinea uniforme, l'operazione di media si compie sulla sezione perpendicolare al moto del fluido; quando invece lo stesso è inserito in una serie regolare di altri ostacoli identici fissati sul bordo, una stima robusta di u_{ref} può essere fatta mediando il quadrato della velocità nel volume occupato dall'oggetto.

Il dominio di integrazione per u_{ref} visto in pianta è evidenziato nella sottostante *Figura 1.4*.

Per ogni elemento di una serie di oggetti uguali regolarmente distanziati, la velocità di riferimento è principalmente controllata dalla scia dell'asperità posto immediatamente a monte. Questa scia è a sua volta influenzata dalla corrente che investe l'ostacolo stesso. In aggiunta a tutto ciò, u_{ref} risente della presenza di un crescente strato limite interno che si genera a partire dal punto di riattacco dell'elemento a monte.

Quindi u_{ref} è regolata da tre regioni interdipendenti, ognuna delle quali è caratterizzata da processi turbolenti che la scalano differentemente.

Le tre zone sono: una regione interna di strato limite a contatto con la parete (*internal boundary layer region*), una regione di scia (*wake region*), e infine una regione esterna di strato limite (*outer boundary layer region*) (*Figura 1.4*).

Per valutare u_{ref} si deve determinare il campo di velocità per ogni area citata.

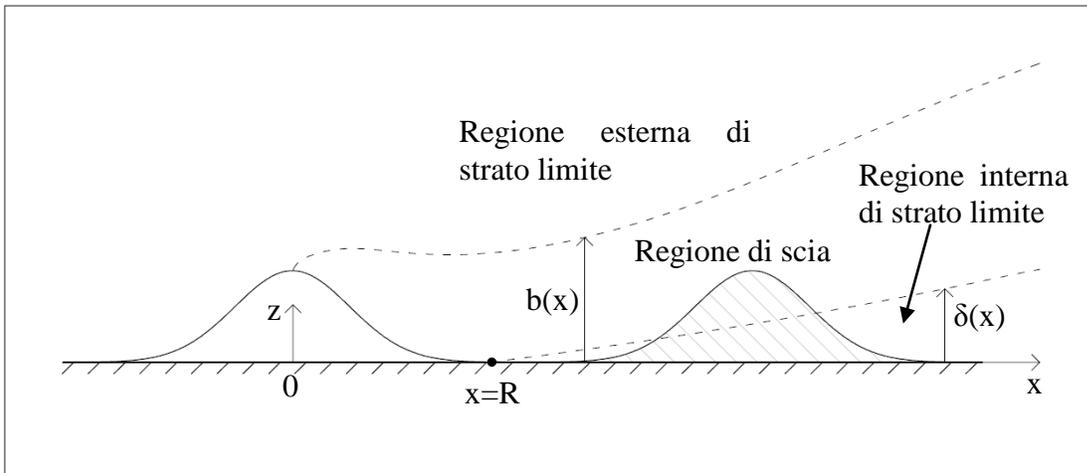


Figura 1.4 Schema in pianta della geometria degli elementi di forma gaussiana e degli strati limite indotti dall'interazione tra la corrente e le asperità di sponda. La linea tratteggiata dell'asperità di valle indica che una volta rimossa, la velocità u_{ref}^2 per quella è la media del quadrato della velocità in quell'area.

Partendo dall'approccio usato da *Smith e McLean* [1977] e *McLean e Smith* [1986], il modello di *Kean e Smith* [2006] descrive il campo di velocità per ogni regione separatamente e le unisce insieme usando appropriate condizioni. Questo metodo si basa sull'assunzione che la turbolenza in ogni regione sia governata da un opportuno bilancio di quantità di moto.

In alternativa a questo tipo di approccio, si può procedere risolvendo le equazioni di Reynolds associate a una legge di chiusura della turbolenza capace di descrivere le caratteristiche delle varie regioni, oppure si può svolgere una simulazione numerica diretta delle equazioni di Navier-Stokes. L'elevato onere computazionale proprio di quest'ultimo procedimento, lo rende non adatto a descrivere quanto avviene negli alvei naturali.

Le tre regioni della corrente in prossimità del bordo

Come illustrato in *Figura 1.4*, la presenza di una serie di protuberanze sulla superficie della sponda comporta la formazione di tre distinte regioni all'interno del campo di moto: una regione interna dovuta alla formazione dello strato limite a contatto con la parete; una regione intermedia connessa alla formazione della scia a valle di ciascuna protuberanza; infine una regione esterna di strato limite.

La parte inferiore della corrente è associata alla formazione di uno strato interno crescente, che inizia nel punto di riattacco $x = R$ sul bordo posteriore dell'elemento di monte.

Inizialmente, il moto nello strato limite interno è laminare, ma rapidamente passa a turbolento nella maggior parte dei corsi d'acqua. Pertanto, si può esprimere la velocità attraverso il tipico profilo logaritmico proprio della turbolenza di parete, che è descritto dall'equazione

$$u(z) = \frac{u_{*IBL}}{\kappa} \ln \frac{z}{z_{0SF}} \quad (1.4)$$

dove κ è la costante di Von Karman, pari a 0.408, z è la distanza dalla parete, z_{0SF} è la scabrezza locale della parete senza l'elemento topografico, e u_{*IBL} è la velocità d'attrito nello strato interno, che è uguale a $\sqrt{\tau_{IBL}/\rho}$.

In questo caso, τ_{IBL} è lo sforzo tangenziale locale di attrito (skin friction) che ci sarebbe se l'elemento fosse rimosso; questa tensione è simile, ma non equivalente, all'attuale sforzo tangenziale di attrito τ_{SF} agente sulla superficie dell'elemento ruvido. Oltre ad essere influenzato da uno spessore dello strato interno crescente, lo sforzo tangenziale τ_{SF} dipende anche dai gradienti di pressione prodotti dalla corrente esterna che investe l'elemento, caratterizzata da un'accelerazione del fluido sul lato di monte, e una separazione del flusso a valle della cresta. Per asperità lunghe e basse come le dune, la media spaziale di τ_{SF} è molto vicina a quella di τ_{IBL} .

Lo spessore dello strato limite interno viene stimato usando l'approccio suggerito da *Miyake* [1965], che si basa sull'assunzione che il tasso di crescita in direzione

normale alla parete sia proporzionale alla locale velocità d'attrito. La crescita dello spessore, dello strato limite interno per unità di lunghezza, è

$$\frac{d\delta}{dx} = \frac{\gamma \cdot u_{*IBL}}{u(\delta)} \quad (1.5)$$

dove δ è lo spessore dello strato interno, $u(\delta)$ è la velocità in corrispondenza del bordo dello strato, e γ è una costante di ordine 1.

Ricordando che u è descritto da un profilo di tipo logaritmico, (cfr. equazione (1.4)), l'equazione (1.5) può essere integrata ponendo come condizione iniziale che $\delta = z_{0SF}$ per $x' = x - R$. Ne deriva la seguente forma implicita per δ

$$\frac{\delta}{x'} \left[\ln \left(\frac{\delta}{z_{0SF}} \right) - 1 \right] = \gamma \cdot \kappa \quad (1.6)$$

dove x' è la distanza valutata dall'inizio dello strato limite turbolento che si realizza a valle dell'elemento.

Usando il valore di 1.25 per γ , *Walmsley* [1989] ha mostrato che si ottiene un buon accordo con le misure effettuate nello strato limite atmosferico per profili di velocità in presenza di un cambio di scabrezza superficiale.

La regione di scia soprastante lo strato limite interno è modellata usando la soluzione di *Schlichting* [1979], che fu usata da *McLean* e *Smith* [1986] per valutare la scia a valle delle dune. La soluzione ottenuta per la scia da *Schlichting* e *Gersten* [2000] può essere usata altrettanto efficacemente.

Entrambe le soluzioni sono simili a quelle che si ottengono assumendo che il deficit di velocità, cioè la differenza tra la velocità all'interno e all'esterno della scia, sia piccolo. Questa ipotesi solitamente diventa valida per distanze più elevate di quelle di interesse per questa ricerca; tuttavia sembra che la scia evolva esibendo alcune evidenze di auto similarità per distanze inferiori.

La soluzione di *Schlichting* [1979] è data dall'equazione

$$u = u_b \left[1 - g(x) \cdot f\left(\frac{z-\eta}{b}\right) \right] \quad (1.7)$$

all'interno della quale *Kean e Smith* [2006a] pongono

$$g(x) = A_2 \left(\frac{x+x_0}{C_D \cdot H} \right)^{-\frac{1}{2}} \quad (1.8)$$

$$f\left(\frac{z-\eta}{b}\right) = \left[1 - \left(\frac{z-\eta}{b} \right)^{\frac{3}{2}} \right]^2 \quad (1.9)$$

dove A_2 è una costante, x è la distanza longitudinale (verso valle) dal centro dell'oggetto che produce la scia, z è la distanza dal piano di riferimento dell'elemento, $z = \eta$ è la superficie dell'elemento, b è lo spessore della scia, C_D è il coefficiente di drag, H è l'altezza dell'asperità posta a monte, u_b è la velocità al bordo superiore dello strato di scia, e x_0 è l'origine virtuale, che *Kean e Smith* pongono uguale a 0.

In linea di principio, l'asse x dovrebbe adattarsi alla superficie del contorno contenente gli elementi sporgenti; tuttavia, per semplicità, l'asse x è posto sul piano di riferimento degli elementi, come mostrato precedentemente nella *Figura 1.4*.

Seguendo il modello proposto da *Kean e Smith* [2006a], la coordinata del punto di riattacco $x = R$ sul bordo posteriore dell'elemento può essere calcolata valutando l'equazione (1.7) dove la velocità della scia è nulla, cioè per $z = \eta$. Si ottiene così la relazione

$$R = C_D H A_2^2 \quad (1.10)$$

Lo spessore dello strato di scia è dato dall'equazione [*Kean e Smith*, 2006a]

$$b(x) = 2A_1 C_D H \left(\frac{x+x_0}{C_D \cdot H} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (1.11)$$

dove A_1 è una costante.

Le costanti A_1 e A_2 sopra citate sono valutate tramite le seguenti espressioni empiriche

$$A_1 = \sqrt{10}\beta \quad (1.12)$$

$$A_2 = \frac{\sqrt{20}}{18\beta} \quad (1.13)$$

dove β è una costante determinata empiricamente.

Utilizzando le misure ottenute dagli esperimenti di laboratorio condotti da *Hopson* [1999], *Kean e Smith* [2006a] ricavano la relazione

$$\beta = 0.226 \left[1 - \exp\left(-0.353 \frac{\lambda}{H}\right) \right] \quad (1.14)$$

È importante notare che i parametri C_D , H e b che appaiono nelle espressioni (1.8) e (1.11) sono legati all'elemento che produce la scia, e non a quello per il quale si calcola la velocità di riferimento. Per una sequenza regolare questi parametri sono tuttavia identici per ogni elemento.

Lo strato limite interno e la regione di scia sono accoppiati uguagliando la velocità in corrispondenza del bordo superiore della prima regione e la velocità u_δ . La velocità d'attrito media per la "cella" può essere messa in relazione con u_b tramite l'equazione

$$\langle u_{*IBL} \rangle = \alpha_1 u_b \quad (1.15)$$

dove $\langle \rangle$ denota la media spaziale.

Il deficit di quantità di moto dovuta allo sforzo di forma e allo sforzo di attrito, in una situazione di equilibrio, produce un profilo logaritmico della velocità nello strato limite più esterno, espresso dalla relazione

$$u = \frac{u_{*T}}{\kappa} \ln\left(\frac{z}{z_{0T}}\right) \quad (1.16)$$

con $u_{*T} = \sqrt{\tau_T/\rho}$ e z_{0T} che è la dimensione equivalente dell'asperità dovuta alla somma delle resistenze di attrito e di forma.

La condizione di matching tra lo strato di scia e quello esterno è ottenuta imponendo che la velocità e lo sforzo tra le due regioni siano continui. Per semplicità, questa condizione è applicata solo in corrispondenza dell'asse di simmetria dell'elemento, ovvero nella posizione x_c .

La condizione al contorno sulla velocità porta all'espressione di u_b

$$u_b = \frac{u_{*T}}{\kappa} \ln\left(\frac{z_m}{z_{0T}}\right) \left[1 - g(x_c) \cdot f\left(\frac{z_m}{b(x_c)}\right)\right]^{-1} \quad (1.17)$$

dove z_m è la distanza della superficie di separazione tra la regione di scia e lo strato limite esterno dal bordo.

Le equazioni (1.4), (1.7) e (1.16), relative rispettivamente allo strato limite interno, alla regione di scia e allo strato limite esterno, unite con le condizioni al contorno, definiscono completamente il campo di velocità $u(x,y)$ che vi sarebbe se l'elemento di valle fosse rimosso dalla corrente.

Nota la distribuzione spaziale del campo di moto, la velocità di riferimento per l'equazione della forza di drag è determinata mediando il quadrato della velocità sull'area occupata dall'ostacolo: per una corrente bidimensionale questa media vale

$$u_{ref}^2 = \frac{1}{A} \int_A u^2(x,z) dA \quad (1.18)$$

dove A è l'area della proiezione in pianta dell'asperità sul piano di giacitura della sponda.

Per elementi di forma gaussiana, tale area si esprime come

$$A = H\sigma \sqrt{\frac{\pi}{2}} \left[\operatorname{erf}\left(\frac{x_{dn}-x_c}{\sqrt{2}\sigma}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{x_{up}-x_c}{\sqrt{2}\sigma}\right) \right] \quad (1.19)$$

dove σ è la lunghezza dell'elemento nella direzione del moto, x è la coordinata longitudinale, e i pedici up , dn e c denotano, rispettivamente, i limiti di monte, di valle e la posizione della cresta dell'asperità.

Chiusura del modello di Kean e Smith

A seconda dell'applicazione, la chiusura del problema si ha specificando lo sforzo tangenziale totale sulla sponda, oppure la velocità dell'acqua nella regione di strato limite esterno.

Tuttavia, lo sforzo tangenziale non è conosciuto a priori poiché dipende dalla scabrezza relativa delle rive e del letto. È quindi necessario specificare la velocità della corrente: tale grandezza può essere misurata in situ o calcolata usando metodi numerici.

Usando l'equazione (1.3), e assumendo elementi di forma gaussiana, lo sforzo di drag equivale a

$$\tau_D = \frac{F_D}{\lambda H} = \frac{1}{2} \rho C_D \frac{A_B}{\lambda} u_{ref}^2 \quad (1.20)$$

Se lo sforzo tangenziale medio di resistenza di attrito τ_{SF} è espresso nella forma

$$\tau_{SF} = \langle \tau_{IBL} \rangle = \rho \langle u_{*IBL} \rangle^2 \quad (1.21)$$

lo sforzo tangenziale totale agente sulla sponda τ_T può essere scritto come

$$\tau_T = \rho u_*^2 = \rho (\alpha_0 \langle u_{*IBL} \rangle^2) + \frac{1}{2} \rho C_D \frac{A_B}{\lambda} u_{ref}^2 \quad (1.22)$$

dove α_0 è una stima del rapporto $u_{*SF} / \langle u_{*IBL} \rangle$, che nei calcoli successivi è assunta pari a 1. L'errore in cui si incorre con questa approssimazione è minimo, in quanto, per il genere di problema qui affrontato, lo sforzo di attrito è tipicamente di un ordine di grandezza inferiore rispetto allo sforzo di forma.

Un'importante caratteristica della soluzione di *Kean e Smith* [2006a] è che la dimensione equivalente z_{OT} dell'asperità, dovuta alla somma delle resistenze di attrito e di forma, è indipendente dall'ordine di grandezza della velocità negli strati più esterni.

Quanto affermato si può dimostrare come segue. Innanzitutto si esprime la velocità di riferimento u_{ref} come frazione della velocità in corrispondenza del bordo esterno della scia u_b

$$u_{ref} = \alpha_2 u_b \quad (1.23)$$

assumendo che il coefficiente α_2 non dipenda da alcun parametro idraulico.

Sostituendo la (1.23) nella (1.22), ricordando la (1.15), e dividendo per τ_{SF} si ottiene

$$\frac{\tau_T}{\tau_{SF}} = 1 + \frac{1}{2} C_D \frac{A_B}{\lambda} \left(\frac{\alpha_2}{\alpha_0 \alpha_1} \right)^2 \quad (1.24)$$

Facendo la radice quadrata dell'equazione (1.24) si ottiene il rapporto u_{*T}/u_{*SF} tra la velocità d'attrito dello strato limite esterno e la velocità dello strato limite più interno; osservando che, in base alla (1.15) e (1.21), $u_{*SF} = \alpha_0 \alpha_1 u_b$ si ottiene la seguente espressione

$$\frac{u_{*T}}{u_b} = \alpha_0 \alpha_1 \left[1 + \frac{1}{2} C_D \frac{A_B}{\lambda} \left(\frac{\alpha_2}{\alpha_0 \alpha_1} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (1.25)$$

funzione della geometria delle asperità (cioè di A_B e λ) e dei coefficienti α_0 , α_1 e α_2 . Quest'ultima formula può essere introdotta nella relazione (1.17) della velocità in corrispondenza al bordo esterno, ottenendo così una forma polinomiale in funzione di z_m . I coefficienti di questo polinomio non dipendono dalla dimensione equivalente delle asperità z_{0T} . Considerando la radice del polinomio ammissibile dal punto di vista fisico, e richiamando la (1.8) e (1.11), si giunge alla stima

$$z_m = \frac{b(x_c)}{2^{1/3}} \left[1 + \sqrt{1 - 4 \frac{\left(\frac{u_{*T}}{u_b} \right)^2}{(3 \kappa g(x_c))}} \right]^{\frac{2}{3}} \quad (1.26)$$

Dalla (1.17) otteniamo che

$$z_{0T} = z_m \exp \left\{ -\kappa \left(\frac{u_{*T}}{u_b} \right)^{-1} \left[1 - g(x_c) \cdot f \left(\frac{z_m}{b} \right) \right] \right\} \quad (1.27)$$

e, ricordando la (1.25), è immediato osservare che z_{0T} è funzione delle caratteristiche geometriche delle asperità, dei coefficienti α_0 , α_1 e α_2 , e di z_m .

Questa indipendenza dalle grandezze idrauliche della corrente rappresenta un'utile semplificazione al fine di calcolare lo sforzo di attrito che effettivamente si esercita sulla sponda per effetto del campo tridimensionale che si realizza sullo strato limite esterno.

Come già descritto in precedenza, *Kean* e *Smith* [2006a] utilizzarono i dati sperimentali di *Hopson* [1999] per stimare il valore del coefficiente di drag, ottenendo la relazione empirica

$$C_D = 1.79 \exp\left(-0.77 \frac{\sigma}{H}\right) \quad (1.28)$$

Infine, è opportuno sottolineare che *Kean* e *Smith* [2006b] mostrarono come la topografia associata a una sequenza di elementi irregolari può essere trasformata in una serie equivalente di elementi identici, regolarmente distanziati tra loro, usando l'approssimazione

$$\begin{aligned} A_{B,reg} &= A_{B,88} \\ \sigma_{reg} &= \sigma_{88} \\ \lambda_{reg} &= 6 \cdot A_{B,88} \end{aligned} \quad (1.29)$$

dove il pedice 88 indica il percentile delle distribuzioni dei parametri misurati usati per rappresentare la superficie equivalente "regolarizzata".

Risulta così possibile ricondursi al caso di sequenze di elementi identici esposto in precedenza.

Osservazioni conclusive

In questo capitolo di carattere spiccatamente teorico sono stati riportati e riassunti diversi concetti e teorie che si dimostreranno essere centrali nel proseguimento di questa tesi.

Infatti attraverso l'applicazione di queste nella modellazione numerica, si proveranno a raggiungere dei risultati di interesse, come le grandezze che caratterizzano la sezione trasversale di equilibrio di un corso d'acqua.

Nei prossimi capitoli saranno specificate le modalità di calcolo e i vari test condotti su diversi fiumi naturali con alveo in sabbia.

CAPITOLO 2: Il modello di calcolo e la struttura del codice

Introduzione

Il problema della determinazione della sezione di equilibrio di un corso d'acqua è una questione di interesse sia concettuale che pratico.

Infatti la soluzione di tale problema, permette sia di spiegare perché un corso d'acqua naturale in una data sezione possiede una certa larghezza, sia di fornire indicazioni per la progettazione di canali 'stabili', ad esempio per l'irrigazione.

In questo capitolo verrà descritto il modello utilizzato per valutare la possibile configurazione d'equilibrio della sezione trasversale di un corso d'acqua, partendo da opportuni dati in ingresso.

Il modello descritto rappresenta il nucleo centrale, dal quale deriveranno diverse applicazioni con relativi ampliamenti e modifiche del codice, che saranno esposti nei prossimi capitoli di questo elaborato di tesi.

L'obiettivo è quello di ottenere un modello fisicamente basato che fornisca la geometria della sezione di equilibrio con un onere computazionale relativamente contenuto. Quest'ultimo aspetto comporta inevitabilmente delle limitazioni e delle semplificazioni, che verranno esposte in quanto segue.

Dapprima sarà descritta la struttura del codice di calcolo, con opportuni richiami alle teorie sulle quali esso si basa. Successivamente sarà precisato il procedimento di calcolo, anche attraverso un diagramma a blocchi delle principali funzioni implementate, che illustra il flusso delle variabili più significative.

Il codice di calcolo e la sua struttura

In questo paragrafo si illustra la struttura del codice di calcolo sviluppato, specificando le sue diverse componenti e gli aspetti teorici basilari alla base dell'analisi numerica proposta.

L'obiettivo è quello di calcolare la larghezza B_{bf} della sezione di equilibrio di un corso d'acqua a fondo mobile nelle condizioni di piena (*bankfull*), cioè con una portata fluente che determina un livello prossimo all'esonazione Q_{bf} .

Nella *Figura 2.1* è rappresentata una sezione trasversale generica di un corso d'acqua naturale, con indicate le regioni di sponda, dove sono importanti gli effetti di strato limite, e la regione centrale del moto.

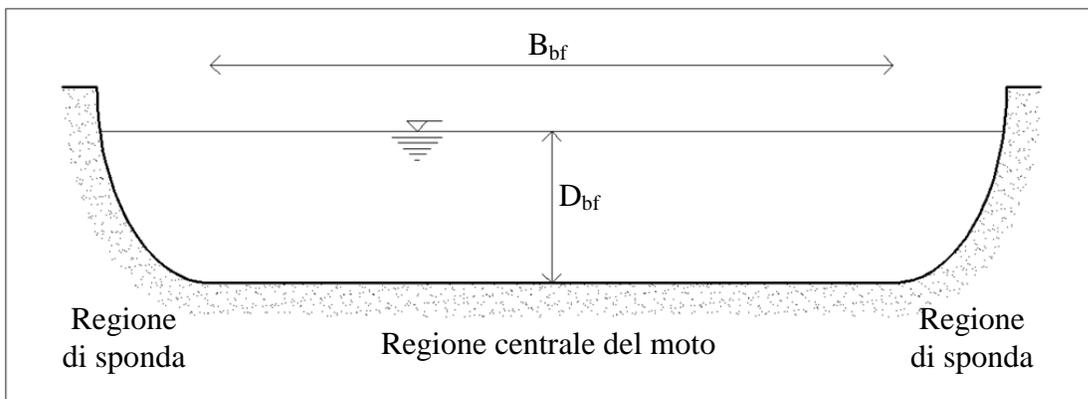


Figura 2.1 Schema della sezione trasversale di un generico corso d'acqua naturale con indicati il tirante D_{bf} e la larghezza della zona centrale B_{bf} in condizioni di piena (*bankfull*).

Il codice in oggetto è stato scritto e compilato in ambiente *Matlab*: questo software assicura una rapida soluzione del problema e, inoltre, una buona rappresentazione grafica dei risultati.

Per quanto riguarda la struttura, il modello di calcolo è essenzialmente costituito da tre parti, che si riferiscono ai diversi aspetti concettuali considerati per la formulazione del modello

- **Calcolo della velocità media nella regione centrale:**

Lo scopo di questo modulo è quello di fornire la velocità della corrente mediata sulla verticale U nella regione centrale della sezione, cioè dove l'influenza dello strato limite che si forma in corrispondenza delle sponde sul campo di moto è trascurabile (Figura 2.1).

Questo calcolo avviene nota la portata di piena Q_{bf} , la larghezza B , la pendenza del corso d'acqua i_f e il diametro caratteristico del materiale del fondo, d_{50} . In particolare si assume che il moto sia uniforme, in modo da ricavare il tirante e , quindi, la velocità iterativamente, dato che il problema assume una forma implicita. Chiaramente, tale ipotesi è di prima approssimazione, in quanto il moto uniforme è una condizione che nella realtà molto difficilmente si viene a instaurare, date le eterogeneità spaziali del corso d'acqua e la variabilità della portata

Conoscendo i limiti di tale assunzione, si ritiene che in prima approssimazione possa comunque tornare utile utilizzare tale schema, e in seguito se ne valuterà l'attendibilità e l'errore commesso.

Secondo la formulazione proposta da Chézy, la velocità media U in condizioni di moto uniforme è data dalla relazione

$$U = C\sqrt{R_H i_f} \quad (2.1)$$

dove R_H indica il raggio idraulico della sezione, i_f è la pendenza del canale, e C rappresenta il coefficiente di scabrezza di Chézy ($m^{1/2}/s$). Tale coefficiente è stato calcolato usando l'espressione

$$C = 8,1 \left(\frac{D}{2d_{50}} \right)^{\frac{1}{6}} \quad (2.2)$$

dove D rappresenta il tirante idrico nella sezione considerata, e d_{50} è il diametro caratteristico del materiale sul fondo.

Il ciclo iterativo impostato per ricavare il tirante D , parte dall'imposizione di un valore iniziale D_0 di primo tentativo, con cui valutare il perimetro bagnato P e il

coefficiente di Chézy C ; il raggio idraulico si ricava esplicitando la relazione della portata secondo Chézy, ottenendo l'espressione

$$R_H = \left(\frac{Q}{\sqrt{i_f} P C} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (2.3)$$

A questo punto si valuta l'area A della sezione come prodotto del raggio idraulico e del perimetro bagnato, e da questa è immediato ritrovare il nuovo valore di tentativo del tirante D_I . Con quest'ultimo, si ripete il calcolo, e il ciclo si arresta quando la differenza, tra il tirante di tentativo e quello calcolato, risulta inferiore di una tolleranza prestabilita.

- **Calcolo dello sforzo tangenziale sulle sponde:**

Il calcolo dello sforzo tangenziale sulle sponde è fatto utilizzando la trattazione teorica esposta nel precedente capitolo sviluppata da *Kean* e *Smith* [2006a e 2006b], e basata su opportuni esperimenti relativi ai fenomeni idraulici che si realizzano in concomitanza delle sponde.

Seguendo l'approccio di *Smith* e *McLean* [1977], lo sforzo tangenziale totale sul contorno medio di un canale, τ_T , può essere suddiviso in due componenti: un contributo dovuto allo sforzo di attrito (skin friction) esercitato sulla superficie effettiva, τ_{SF} , e un contributo dovuto alla resistenza di forma indotta dalle irregolarità di sponda, τ_D .

Questa partizione dello sforzo può essere scritta come:

$$\tau_T = \tau_{SF} + \tau_D \quad (2.4)$$

È importante osservare che dello sforzo tangenziale totale agente sulle sponde dell'alveo, solo la componente di attrito τ_{SF} contribuisce all'erosione della sponda

Kean e *Smith* [2006a] dapprima hanno analizzato il campo di moto in presenza di una serie di disturbi di forma gaussiana collocate sulle sponde, considerando due

configurazioni: una con elementi uguali, l'altra costituita da una serie con elementi diversi.

Successivamente, hanno considerato il caso di sequenze irregolari cercando di ricondurlo al caso di sequenze di elementi gaussiani uguali (*Kean e Smith [2006b]*).

Seguendo questo approccio teorico, i dati necessari per calcolare la tensione di attrito τ_{SF} alle sponde sono:

- $A_{B,reg}$ (altezza dell'elemento di forma gaussiana);
- σ_{reg} (lunghezza scala nella direzione del moto);
- λ_{reg} (distanza tra le creste delle forme);
- z_{OSF} (quota caratterizzante la scabrezza che determina la resistenza d'attrito).

I dati in ingresso richiesti dalla trattazione di *Kean e Smith [2006a e 2006b]* sono le caratteristiche geometriche dell'elemento regolarizzato $A_{B,reg}$, σ_{reg} , λ_{reg} e z_{OSF} , e il valore della velocità mediata sulla verticale U nella regione centrale dell'alveo dove il flusso non è interessato dalle dinamiche dello strato limite generato dalle sponde precedentemente trovato mediante il modulo idraulico.

- **Calcolo della larghezza di equilibrio:**

Il calcolo della larghezza di equilibrio è connesso alla determinazione delle condizioni per cui lo sforzo tangenziale alla parete eguaglia quello critico per l'erosione dei sedimenti. Si noti come il considerare lo sforzo tangenziale totale, anziché quello di attrito, comporterebbe una significativa sovrastima della larghezza.

I dati in ingresso sono dunque la tensione tangenziale τ_{SF} , ricavata come descritto nel precedente paragrafo, e lo sforzo tangenziale critico τ_C .

Queste due quantità sono opportunamente adimensionalizzate utilizzando l'espressione

$$(\tau_{*SF}, \tau_{*C}) = \frac{1}{g (\rho_S - \rho) d_{50}} (\tau_{SF}, \tau_C) \quad (2.5)$$

dove g rappresenta l'accelerazione di gravità, ρ_s e ρ sono la densità dei sedimenti che compongono la sponda e dell'acqua, e d_{50} è il diametro caratteristico del materiale della sponda.

Se per un dato valore di B , τ_{*SF} risulta uguale a τ_{*C} , oppure la loro differenza è minore di una prefissata tolleranza ε , allora la larghezza ipotizzata è di equilibrio.

In presenza di un eccesso/deficit di sforzo tangenziale rispetto a quello critico, occorre ripetere il calcolo dall'inizio, procedendo prima ad aumentare/diminuire il valore di tentativo utilizzato per B .

Procedura di calcolo

Per quanto detto finora, risulta evidente la necessità di procedere iterativamente, specificando ogni volta un valore di tentativo della larghezza di equilibrio e verificando il valore dello sforzo d'attrito risultante sulle sponde, fino al raggiungimento di una condizione stabile ($|\tau_{*SF} - \tau_{*C}| < \varepsilon$).

Unitamente al controllo dell'eventuale raggiungimento della tolleranza ε durante il ciclo iterativo, viene introdotta una limitazione sul numero massimo delle iterazioni, al fine di evidenziare eventuali condizioni di mancata convergenza.

Il listato del codice di calcolo, espresso nel linguaggio di programmazione Matlab, è riportato nell'*Appendice A*.

È qui opportuno evidenziare l'uso di quattro "function" richiamate nel programma, create per calcolare lo spessore δ dello strato limite interno, la velocità u_{*IBL} all'interno della scia generata dai disturbi di sponda, la velocità u_{*T} nello strato limite esterno posto al confine tra la regione di sponda e quella centrale, e infine la velocità di moto uniforme U nella regione centrale della sezione.

Nel seguente diagramma a blocchi (*Figura 2.2*) è rappresentato il funzionamento iterativo del codice, che continua fino a quando non si arriva ad un valore della larghezza che corrisponde ad una condizione di sezione di equilibrio.

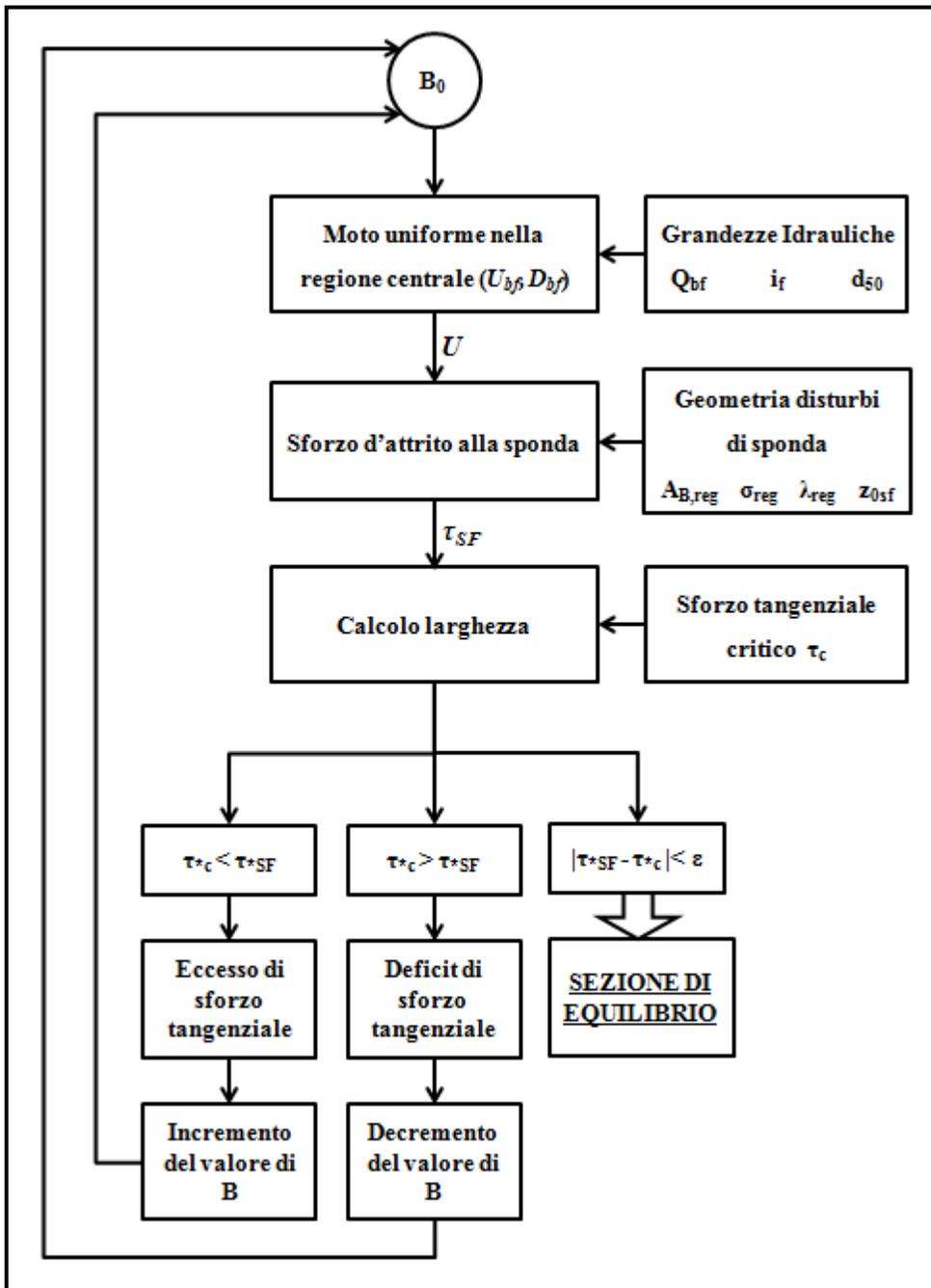


Figura 2.2 Schema a blocchi che rappresenta il procedimento iterativo utilizzato per il calcolo della larghezza di equilibrio. Sono evidenziati i tre passaggi fondamentali (calcolo del moto uniforme, dello sforzo d'attrito alla sponda e della larghezza) che costituiscono l'ossatura centrale del programma di calcolo, con il flusso delle principali variabili.

Inizialmente viene ipotizzata una larghezza di equilibrio di primo tentativo B_0 , e come ulteriori dati di ingresso si inseriscono la portata Q_{bf} , la pendenza i_f e il diametro caratteristico del materiale delle sponde d_{50} .

Si calcola così il valore U della velocità media della corrente nella regione centrale non influenzata dagli strati limite interno ed esterno e dalla regione di scia generati alle sponde per effetto delle asperità su di esse presenti.

Tale velocità, i valori caratteristici dei disturbi di sponda regolarizzati ($A_{B,reg}$, σ_{reg} e λ_{reg}) secondo la formulazione di *Kean & Smith* e il valore di z_{0SF} sono i dati necessari per calcolo lo sforzo tangenziale d'attrito agente sulla sponda τ_{SF} .

Infine, per calcolare iterativamente la larghezza di equilibrio è necessario inserire il valore della tensione tangenziale critica τ_C della sponda, che, come illustrato nel *Capitolo 3*, può essere dedotto da prove su campo o da letteratura.

Il confronto tra τ_{SF} e τ_C comporta due possibilità:

- i. se $|\tau_{*SF} - \tau_{*C}|$ è inferiore alla tolleranza $\epsilon = 0.01$, ha il raggiungimento della configurazione di sezione di equilibrio, cioè si ottiene la larghezza di equilibrio di piena B_{bf} e, quindi, il ciclo di calcolo si interrompe;
- ii. se $|\tau_{*SF} - \tau_{*C}| > \epsilon$, il calcolo iterativo continua, incrementando il valore di B ad ogni passo, fino al raggiungimento della larghezza d'equilibrio di bankfull B_{bf} (punto i.).

Infine si deve osservare la necessità di considerare un'ulteriore limitazione di tipo fisico: infatti, la profondità della corrente D non può aumentare oltre una certa soglia, imposta dalla stabilità della sponda.

Questo valore limite può essere valutato attraverso numerosi software di tipo geotecnico, come ad esempio *Geoslope 2007*, che si basano sulla teoria del metodo dei conci per valutare la stabilità di un pendio generico.

Disponendo dei rilievi trasversali di una sezione fluviale, è possibile modellare tale profilo e calcolare la relativa altezza della sponda oltre la quale si innescano fenomeni di instabilità.

C'è da notare che tale verifica si deve impostare su due configurazioni possibili: la prima comprende l'alveo in caso di portata di piena, la seconda invece vuole indagare il fenomeno dello svaso rapido (portata di magra e sponde sature).

La condizione più gravosa, e quindi vincolante, si dimostra essere la seconda.

Osservazioni conclusive

Il codice di calcolo presentato in questo capitolo è stato ampiamente utilizzato per effettuare le analisi sulla larghezza di equilibrio esposte nei capitoli che seguono.

Si vuole sottolineare ancora come il modello sviluppato rappresenti uno strumento che consente di ottenere utili informazioni circa la sezione di equilibrio di un corso d'acqua a fondo mobile, sia pure di prima approssimazione. Infatti, per ottenere delle indicazioni sul problema affrontato sono da tenere sempre presenti le semplificazioni effettuate, in modo da poter effettuare eventuali miglioramenti, o discutere l'affidabilità dei risultati ottenuti.

CAPITOLO 3: Dati disponibili per i corsi d'acqua con alvei in sabbia

Introduzione

Nel capitolo precedente è stato esposto il codice di calcolo costruito con l'obiettivo di valutare la larghezza di equilibrio della sezione di un corso d'acqua a fondo mobile, mediante un approccio semplificato e fisicamente basato.

A questo punto, per valutare l'attendibilità dei risultati, è necessario fare riferimento ai dati disponibili in letteratura, da impiegare come input per il modello. A tale scopo saranno presi in considerazione diversi fiumi naturali aventi l'alveo in sabbia.

In questo capitolo si definiranno le fonti consultate, si elencheranno i dati trovati e quelli utili per le successive elaborazioni numeriche. Sarà riportato inoltre un breve inquadramento di tipo geografico dei fiumi scelti per costituire la banca dati, così da dare un'idea della loro collocazione globale e delle pianure alluvionali all'interno delle quali scorrono.

Fonti e dati raccolti

Definire un adeguato insieme di dati da utilizzare come input per il modello di calcolo è un passaggio indispensabile e delicato per poter ottenere dei risultati significativi e verosimili.

Si è pertanto scelto di focalizzare lo studio e i calcoli delle sezioni di equilibrio su fiumi monocursali con alvei in sabbia (*sand-bed rivers*).

Dal punto di vista quantitativo, l'appartenenza alla categoria dei corsi d'acqua con alvei sabbiosi si definisce in base al diametro medio del materiale del letto d_{50} . Seguendo la classificazione adottata da *Wilkerson e Parker* [2011], l'intervallo di valori tipico dei materiali sabbiosi è

$$0.062 \text{ mm} \leq D_{50} \leq 0.50 \text{ mm} \quad (3.1)$$

Nel lavoro di raccolta dati sono stati consultati diversi articoli riguardanti ricerche e misurazioni su fiumi che si collocano nella categoria sopra definita. Di seguito si riportano le principali fonti e i valori propri delle varie grandezze, che saranno successivamente usati per valutare l'affidabilità del modello di calcolo.

Il primo insieme di dati relativi a corsi d'acqua con alvei in sabbia è fornito dall'*e-book* di *Gary Parker* [2004]. In particolare, i dati sono quelli inizialmente forniti da *Parker et al.* [1998].

Per ogni corso d'acqua (*Tabella 3.1*) sono forniti la portata Q_{bf} , il tirante D_{bf} e la larghezza B_{bf} in condizioni di piena, la pendenza del fondo i_f , il diametro caratteristico del letto d_{50} , e il valore della gravità specifica del sedimento $\left(\frac{\rho_s}{\rho} - 1\right)$.

Fiume	Q_{bf} (m^3/s)	D_{bf} (m)	B_{bf} (m)	i_f	d_{50} (mm)	$\left(\frac{\rho_s}{\rho} - 1\right)$
Fiume Peace a Peace Point (CA)	9055	8.22	725	0.00007	0.22	1.65
Fiume Pembina a Paddy Creek (CA)	96	2.01	51	0.00033	0.26	1.65
Fiume Swan a Kinuso (CA)	148	3.77	42	0.00020	0.29	1.65
Fiume Medicine a Eckville (CA)	48	1.73	33	0.00051	0.31	1.65
Fiume Bollin a Mill (GB)	13	1.17	12	0.00300	0.42	1.65
Fiume Mekong a Wat Sop (LAO)	16300	11.34	776	0.00007	0.31	1.65
Fiume Mekong a Nong Khai (T)	16950	13.92	625	0.00009	0.31	1.65

Tabella 3.1 *Dati di alcuni fiumi naturali con alvei in sabbia [Parker 2004].*

Per quanto riguarda le caratteristiche geometriche delle perturbazioni delle sponde (dette *bumps* nella letteratura inglese), si è fatto riferimento alle misure effettuate da *Darby et al.* [2010] in quattro sezioni del fiume Mekong.

Per ogni sezione, sono stati rilevati gli andamenti planimetrici delle sponde e dei relativi disturbi irregolari e eterogeneamente distribuite. Successivamente, seguendo lo schema di regolarizzazione delle ondulazioni proposto da *Kean e Smith* [2006b] (*cfr. Capitolo 1*), è stato possibile ricondursi a una serie di elementi uguali di forma gaussiana, con le seguenti grandezze fondamentali:

- $A_{B,reg}$, altezza dell'elemento di sponda posto trasversalmente alla corrente;
- σ_{reg} , estensione scala nella direzione del moto;
- λ_{reg} , distanza tra le creste di elementi successivi.

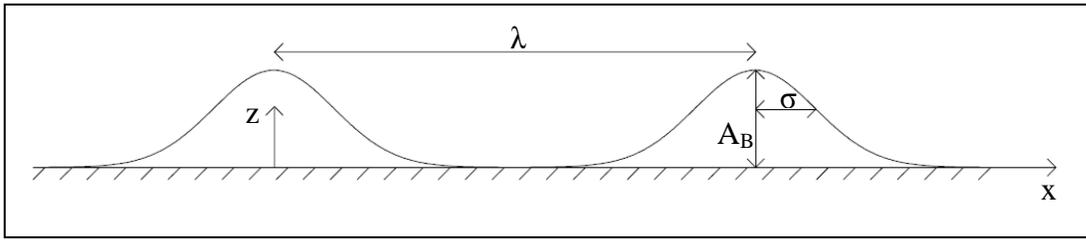


Figura 3.1 Schema degli elementi di forma gaussiana con indicate le grandezze fondamentali: la sporgenza A_B , l'estensione nella direzione del moto σ e la distanza tra le creste λ . Sono riportati inoltre gli assi di riferimento x nella direzione del moto e z in direzione trasversale.

Un altro dato fornito per le quattro sezioni del fiume Mekong è la scabrezza di grano della parete z_{0SF} . Seguendo *Kean e Smith* [2005], z_{0SF} è valutato attraverso il diametro caratteristico d_{84} del materiale di sponda.

Sono state infine rilevate le tensioni tangenziali critiche τ_c delle sponde nelle sezioni del fiume Mekong interessate dagli studi di *Darby et al.* [2010]. Tale misura è stata effettuata tramite una strumentazione che genera in maniera controllata getti d'acqua di intensità crescente diretti sul materiale di sponda; la tensione critica è ottenuta analizzando il tasso di erosione prodotta nel sito considerato.

I valori delle varie grandezze misurate da *Darby et al.* [2010] e utilizzati nel seguito sono riportati nella *Tabella 3.2*.

Sezione	$A_{B,reg}$ (m)	σ_{reg} (m)	λ_{reg} (m)	z_{0SF} (m)	Materiale di sponda	τ_c (Pa)
Ang Nyay	2.37	6.55	14.22	0.00037	limo ($D_{50}=19 \mu\text{m}$)	0.83
Ban Hom	1.82	4.14	10.91	0.01900	limo ($D_{50}=36 \mu\text{m}$)	0.84
Friendship Bridge	1.33	2.62	7.99	0.01400	sabbia fine ($D_{50}=82 \mu\text{m}$)	0.56
Pakse	3.81	5.1	22.86	0.01600	argilla ($D_{50}=9 \mu\text{m}$)	0.88

Tabella 3.2 Dati relativi a quattro sezioni del fiume Mekong riguardanti i valori caratteristici delle forme morfologiche presenti sulle sponde (bumps), il tipo di materiale e la tensione tangenziale critica [*Darby et al.,2010*].

Ulteriori informazioni circa le caratteristiche geometriche degli elementi topografici che caratterizzano le rive naturali dei corsi d'acqua sono stati riportati da *Nardi e Rinaldi* [2010]. I dati sono stati raccolti durante uno studio dell'erosione delle sponde, e del conseguente arretramento, nel fiume Cecina, in Toscana. In particolare, sono state rilevate le dimensioni degli elementi topografici lungo le sponde e la tensione tangenziale critica τ_c del materiale coesivo, misurata tramite il *Cohesive strength meter (CSM)* (cfr. *Darby et al., 2010; Nardi e Rinaldi, 2010*). La tensione tangenziale critica è stata valutata in due sezioni poco distanti tra loro, mentre le caratteristiche dei bumps sono state misurate in una sola sezione, in modo analogo rispetto a quanto fatto da *Darby et al.* [2010].

I valori delle varie grandezze misurate da *Nardi e Rinaldi* [2010], compresi il peso specifico γ_s e il diametro caratteristico del materiale d_{50} che costituisce le sponde del fiume Cecina, sono riportati nella *Tabella 3.3*.

Sezione	$A_{B,reg}$ (m)	σ_{reg} (m)	γ_s (kN/m ³)	d_{50} (mm)	τ_c (Pa)
1	0.1621	0.9915	20.2	0.038	1.25
2	0.1621	0.9915	20.2	0.038	1.58

Tabella 3.3 *Dati relativi a due sezioni del fiume Cecina riguardanti i valori caratteristici delle forme morfologiche presenti sulle sponde (bumps), il peso specifico del materiale e la tensione tangenziale critica [Nardi e Rinaldi,2010].*

Si noti che i dati relativi agli elementi topografici presenti sulle sponde non contengono la misura della distanza tra le creste λ_{reg} , e la stima della scabrezza locale z_{OSF} della parete in assenza di disturbo.

Composizione del dataset di input per il modello di calcolo

La difficoltà di reperimento di dati relativi agli elementi topografici che caratterizzano le sponde dei corsi d'acqua naturali (*bumps*) è dovuta all'elaborata procedura di misura e regolarizzazione (*Kean e Smith [2006b]*). Inoltre è da sottolineare come questo genere di studi sia molto recente, e solo negli ultimi anni sono state condotte ricerche in tale ambito, incentivate anche dagli studi teorici di *Kean e Smith [2006a e2006b]*.

La maggior comprensione delle dinamiche nelle regioni degli alvei prossime alle sponde, hanno suggerito le misure specifiche per valutare le caratteristiche morfologiche delle sponde fluviali condotte da *Darby et al. [2010]* , *Nardi e Rinaldi [2010]*.

Come si è visto nella *Tabella 3.1*, i dati a disposizione per i fiumi con alvei in materiale sabbioso forniti da *Parker [2004]* non comprendono informazioni sulle grandezze caratteristiche dei bumps e sui valori della tensione tangenziale critica τ_c .

Per questo motivo si è scelto di considerare l'insieme dei dati raccolti da *Parker [2004]*, con le misure effettuate da *Darby et al. [2010]* sul fiume Mekong e da *Nardi e Rinaldi [2010]* sul fiume Cecina.

Operando in tal modo si vuole quantificare per alcuni corsi d'acqua l'intervallo di variazione dei vari parametri da inserire nel modello di calcolo.

Fattore imprescindibile di tali intervalli deve essere la coerenza fisica delle varie combinazioni di parametri da utilizzare nel modello.

Pertanto il nucleo del dataset necessario per il proseguo dello studio oggetto di questo elaborato di tesi, si basa sulle informazioni relative ai fiumi con alvei in sabbia riportate nella *Tabella 3.1 [Parker, 2004]*.

Non essendo disponibili per questi sette corsi d'acqua indicazioni riguardo gli elementi topografici delle sponde e le relative tensioni tangenziali critiche, verranno

quindi utilizzati i dati raccolti da *Darby et al.* [2010] e da *Nardi e Rinaldi* [2010], riportati rispettivamente nelle *Tabelle 3.2 e 3.3*.

Nella *Tabella 3.4* sono riportati i dati associati ai sette fiumi con alveo in sabbia.

Per ogni corso d'acqua è indicato il sito che verosimilmente presenta elementi topografici di sponda analoghi e vengono riportate le relative caratteristiche geometriche.

Fiume	Elementi topografici	$A_{B,reg}$ (m)	σ_{reg} (m)	λ_{reg} (m)	Z_{0sf} (m)	τ_{crit} (Pa)
Fiume Bollin	CECINA	0.1621	0.9915	1.00	0.00050	1.25
Fiume Medicine	CECINA	0.1621	0.9915	1.00	0.00050	1.25
Fiume Mekong a Nong Khai	FRIENDSHIP BRIDGE	1.3300	2.6200	7.99	0.01400	0.56
Fiume Mekong a Wat Sop	ANG NYAY	2.3700	6.5500	14.22	0.00037	0.83
Fiume Peace	ANG NYAY	2.3700	6.5500	14.22	0.00037	0.83
Fiume Pembina	CECINA	0.1621	0.9915	1.00	0.00050	1.25
Fiume Swan	CECINA	0.1621	0.9915	1.00	0.00050	1.25

Tabella 3.4 *Dati relativi ai fiumi con alvei sabbiosi tratti dall'e-book di Parker [2004], con indicato per ognuno il sito dal quale sono associati i valori dei bumps, e le grandezze caratteristiche degli elementi topografici di sponda.*

Per quanto riguarda le due sezioni del fiume Mekong riportate da Parker [2004], sono stati considerati i valori dei disturbi topografici delle sezioni geograficamente più vicine tra quelle studiate da *Darby et al.* [2010] (*Tabella 3.2*).

Per il fiume Peace, invece, sono stati considerati i dati dei bumps relativi alla sezione di Ang Nyay sul fiume Mekong. Tale scelta è stata fatta in base alla portata di bankfull, cercando il valore che più si avvicina a quello del fiume Peace.

Infine, agli altri corsi d'acqua riportati in *Tabella 3.1*, caratterizzati da portate di bankfull molto minori rispetto a quelle del fiume Mekong, sono stati associati i dati

relativi al fiume Cecina [Nardi e Rinaldi, 2010], caratterizzato da una portata di piena pari a $Q_{bf} \cong 140 \text{ m}^3/\text{s}$.

In precedenza, è stato sottolineato come nei dati relativi al fiume Cecina (Nardi e Rinaldi [2010]) riportati nella *Tabella 3.3* mancassero informazioni riguardanti la distanza tra le creste degli elementi topografici di sponda λ_{reg} , e la stima della scabrezza di grano z_{0SF} della sponda.

Tali quantità sono state stimate sulla base di quanto riportato da Kean e Smith [2006a e 2006b] assumendo

$$\lambda_{reg} = 6 \cdot A_{B,88} \quad (3.2)$$

$$z_{0SF} = 0.0005 \text{ m} \quad (3.3)$$

Inquadramento geografico dei fiumi presi in considerazioni

I fiumi in sabbia che sono stati come banca dati da utilizzare come input del modello di calcolo, appartengono a zone e ambienti molto differenti tra loro. I fiumi Medicine, Peace, Pembina e Swan sono localizzati nel Nord America, precisamente in Canada, nella regione di Alberta. Questa vasta area è caratterizzata da una grande quantità di corsi d'acqua e laghi, compresi fiumi di notevoli dimensioni come il fiume Peace, che scorre nella parte nord della regione, e ha portate molto maggiori rispetto agli altri tre fiumi citati, situati più a sud. Data la bassa densità di insediamenti in questa regione canadese, i corsi d'acqua hanno subito limitati interventi di stabilizzazione dell'asta fluviale e di rinforzo degli argini. Per questo motivo presentano chiaramente le peculiarità dei fiumi meandriformi: andamento planimetrico sinuoso, e instabile con evidenze tuttora visibili di migrazione dei meandri consistenti, in particolare, in drizzagni (*cutoffs*) e tratti di alveo abbandonati dalla corrente (*oxbow lakes*) ma ancora allagati in [Lanzoni e Seminara, 2006].

Nelle *Figure 3.2 - 3.6*, si riportano alcune immagini tratte da *Google Earth* raffiguranti i fiumi sopra citati: si possono riconoscere facilmente le caratteristiche dei corsi d'acqua meandriiformi, come i *cutoffs* e gli *oxbow lakes*.



Figura 3.2 Immagine aerea di un tratto del corso del fiume Medicine a nord di Eckville (Alberta, Canada). Fonte: Google Earth.
Latitudine: $52^{\circ}27'09''N$; Longitudine: $114^{\circ}24'16''O$.



Figura 3.3 Immagine aerea di un tratto del corso del fiume Peace vicino a Garden Creek (Alberta, Canada). Fonte: Google Earth.
Latitudine: $58^{\circ}46'00''N$; Longitudine: $113^{\circ}24'35''O$.



Figura 3.4 Immagine aerea di un tratto del corso del fiume Pembina vicino a Sangudo (Alberta, Canada). Fonte: Google Earth.
Latitudine: $53^{\circ}50'56''N$; Longitudine: $114^{\circ}57'50''O$.



Figura 3.5 Immagine aerea di un tratto del corso del fiume Swan vicino a Kinuso (Alberta, Canada). Fonte: Google Earth.
Latitudine: $55^{\circ}19'45''N$; Longitudine: $115^{\circ}25'26''O$.

Il fiume Bollin scorre nel nord-ovest dell'Inghilterra, e nel suo corso lambisce la parte meridionale della città di Manchester. Attraversa diversi centri abitati e cittadine, quindi ha subito numerosi interventi per garantire la sicurezza idraulica e, al contempo, rendere stabile il suo tracciato.



Figura 3.6 Immagine aerea di un tratto del corso del fiume Bollin vicino a Mill (Inghilterra). Fonte: Google Earth.
Latitudine: $53^{\circ}20'57''N$; Longitudine: $2^{\circ}18'03''O$.

Infine, il fiume Mekong è il più importante tra i fiumi considerati in questa ricerca: presenta infatti portate molto elevate (dell'ordine dei $60000 \text{ m}^3/\text{s}$ per eventi di piena a Pakse), ha una lunghezza di circa 4880 km e il suo bacino idrologico è di circa 810000 km^2 . Lungo il suo corso, che interessa l'intera Indocina, attraversa diversi paesi come Cina, Birmania, Thailandia, Laos, Cambogia e Vietnam. Rappresenta una risorsa fondamentale per gli abitanti che risiedono lungo le sue sponde, e proprio a causa dell'elevato numero di insediamenti e città che si affacciano su di esso, è uno tra i più inquinati al mondo.



Figura 3.7 Immagine tratta da una foto scattata da una sponda del fiume Mekong nei pressi di Ang Nyay (Laos).



Figura 3.6 Immagine aerea di un tratto del corso del fiume Mekong (Laos). Sono rappresentate le sezioni studiate da Darby et al. [2010] in giallo, mentre in rosso sono segnate le due sezioni tratte da Parker [2004]. Fonte: Google Earth. Latitudine: 17°55'41"N ; Longitudine: 102°36'40"E .

Osservazioni conclusive

In questo capitolo è stato trattato il problema di reperire dati con consistenza fisica, utili per il proseguo della ricerca descritta in questo elaborato di tesi.

Sono state riportate le fonti consultate dalle quali sono stati estratti i dati di interesse; successivamente si è proceduto a completare le serie di dati, in modo da avere una stima ragionevole di tutte le grandezze necessarie per i calcoli successivi.

Il criterio con cui i dati sono stati scelti e completati è quello di ottenere una combinazione di parametri fisicamente basati, con cui valutare l'affidabilità del modello che consente di stimare la larghezza di un corso d'acqua alluvionale, descritto nel *Capitolo 2*.

CAPITOLO 4: Calcolo della larghezza di equilibrio nel caso di fiumi con alvei in sabbia (Test 1)

Introduzione

Nelle sezioni precedenti di questo elaborato di tesi, è stato illustrato il codice di calcolo e il suo funzionamento per ottenere una stima della larghezza della sezione di equilibrio di alvei a fondo mobile. Inoltre è stato affrontato il problema della raccolta di dati relativi ai corsi d'acqua con alvei in sabbia, ed è stata spiegata la metodologia utilizzata per combinare le informazioni a disposizione e costruire così i dati in ingresso caratterizzanti alcuni fiumi naturali.

Si è così costruita un'indispensabile banca dati da utilizzare nel programma di calcolo. In questo capitolo verranno esposti i risultati ottenuti dalle simulazioni numeriche, in relazione alle semplificazioni introdotte in fase di costruzione del codice di calcolo. Si procederà a confrontare il tirante calcolato sfruttando le relazioni tipiche del moto uniforme, con quello rilevato in campo, in modo da valutare il grado di approssimazione introdotto con l'ipotesi di moto uniforme.

Procedimento di calcolo

Lo scopo della ricerca esposta in questo elaborato di tesi è di fornire una stima della larghezza della sezione di equilibrio in condizioni di portata di piena.

Come illustrato nel *Capitolo 2*, la larghezza di equilibrio viene ottenuta tramite un procedimento iterativo che si interrompe quando la tensione tangenziale d'attrito τ_{SF} agente sulla sponda eguaglia, a meno di una tolleranza ε , la tensione tangenziale critica del materiale di sponda, τ_C .

Ipotizzata una larghezza iniziale B_{in} della sezione (pari a 10 m nel caso dei fiumi Bollin, Medicine, Pembina, Swan, e invece uguale a 500 m per il fiume Mekong e il fiume Peace), si procede con il calcolo dello sforzo tangenziale d'attrito alla sponda.

Si incrementa quindi il valore della larghezza di tentativo fino al raggiungimento di una condizione di equilibrio tra la tensione tangenziale d'attrito e quella critica del materiale di sponda.

Il modello di calcolo produce e salva una rappresentazione grafica dell'andamento della tensione tangenziale d'attrito in funzione della larghezza della sezione, nonché un file ASCII contenente la matrice dei vettori colonna delle principali grandezze del problema calcolate a ogni iterazione.

Infine viene salvato un altro file ASCII contenente la larghezza, il tirante e la velocità della corrente caratterizzanti la sezione di equilibrio con portata di piena.

Il caso dei fiumi con alveo in sabbia

In questa prima serie di simulazioni, è stata calcolata la larghezza di equilibrio di alcuni corsi d'acqua con alveo in sabbia, in condizione di portata di piena.

Come descritto nel *Capitolo 2*, i dati di input sono la portata di bankfull Q_{bf} , la pendenza i_f del corso d'acqua, il diametro d_{50} del materiale del letto dell'alveo, le caratteristiche degli elementi topografici sporgenti delle sponde ($A_{B,reg}$, σ_{reg} e λ_{reg}), la stima della scabrezza locale z_{OSF} della parete senza l'elemento topografico, e il valore della tensione tangenziale critica τ_c del materiale di sponda. I valori di tali grandezze sono riportati nella *Tabella 3.1* e nella *Tabella 3.4*.

Nella seguente *Tabella 4.1* sono invece riportati i risultati ottenuti per i vari corsi d'acqua, essendo D_{unif} e u_{unif} il tirante e la velocità di moto uniforme, mentre $B_{eq,bf}$ è la larghezza di equilibrio dell'alveo in sabbia in condizioni di piena.

Nell'ultima colonna sono infine riportati i valori rilevati in situ delle larghezze dell'alveo B_{bf} .

Fiume	H_{unif} (m)	u_{unif} (m/s)	$B_{eq,bf}$ (m)	B_{bf} (m)
Fiume Bollin	0.328	0.6832	58	12
Fiume Medicine	1.171	0.6829	60	33
Fiume Mekong a Nong Khai	2.474	0.4812	14240	625
Fiume Mekong a Wat Sop	7.359	0.8755	2530	776
Fiume Peace	6.777	0.8761	1525	725
Fiume Pembina	1.546	0.6823	91	51
Fiume Swan	2.351	0.6842	92	42

Tabella 4.1 Risultati ottenuti mediante il modello di calcolo numerico. Sono riportati i tiranti H_{unif} e le velocità u_{unif} ottenuti con l'ipotesi di moto uniforme, le larghezze delle sezioni di equilibrio calcolate con le portate di bankfull, e le larghezze rilevate in situ B_{bf} .

È immediato osservare che vi è una generale sovrastima dei valori calcolati $B_{eq,bf}$ delle larghezze delle sezioni d'equilibrio rispetto ai dati rilevati B_{bf} .

Per ogni fiume è stato tracciato un grafico nel piano (B_{eq} , τ_{SF}) per rappresentare come la tensione tangenziale di attrito τ_{SF} tenda verso il valore critico τ_C , all'aumentare della larghezza del corso d'acqua in esame (Figura 4.1-4.7).

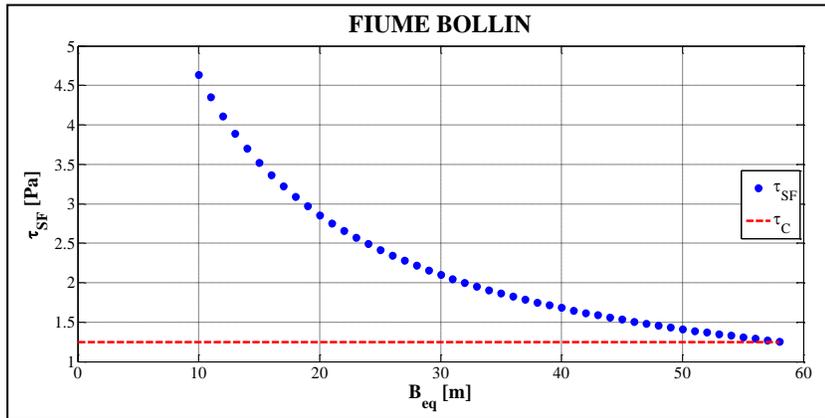


Figura 4.1 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Bollin.

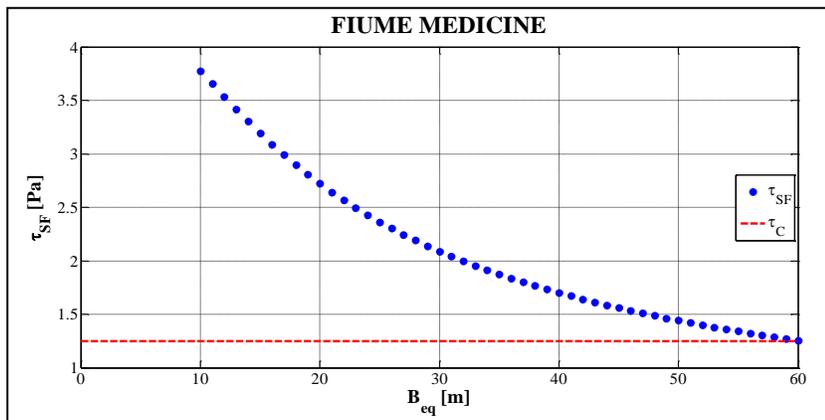


Figura 4.2 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Medicine.

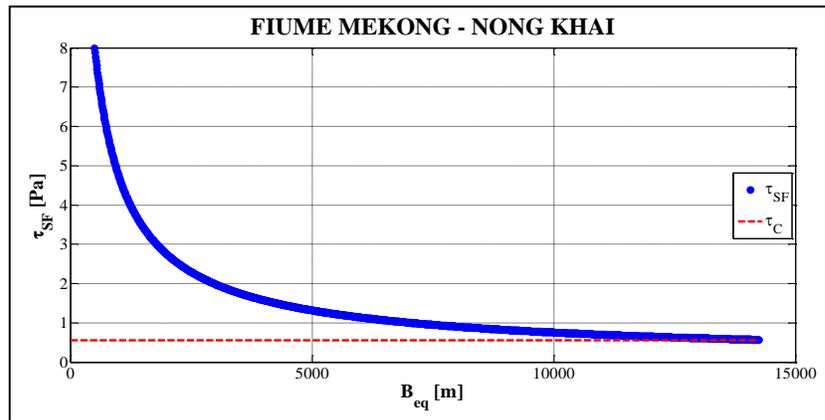


Figura 4.3 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Mekong a Nong Khai.

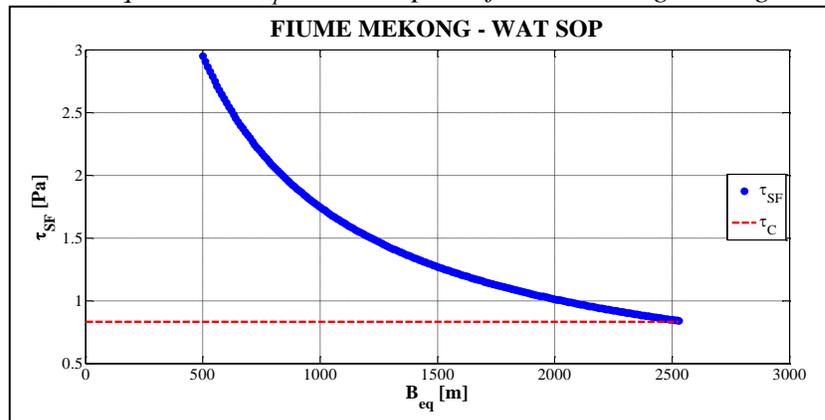


Figura 4.4 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Mekong a Wat Sop.

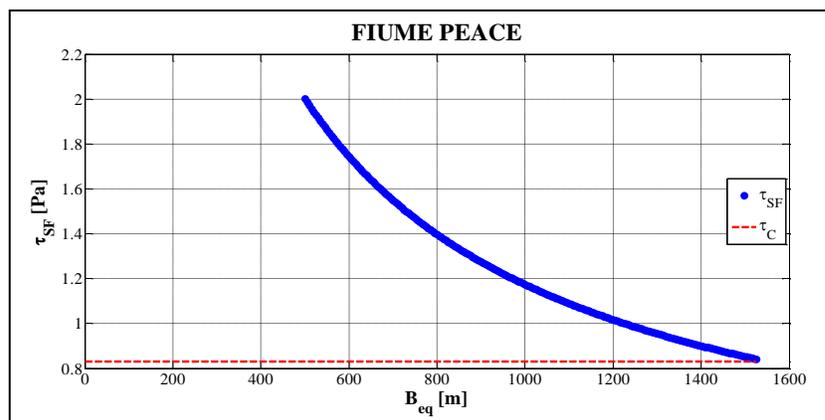


Figura 4.5 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Peace.

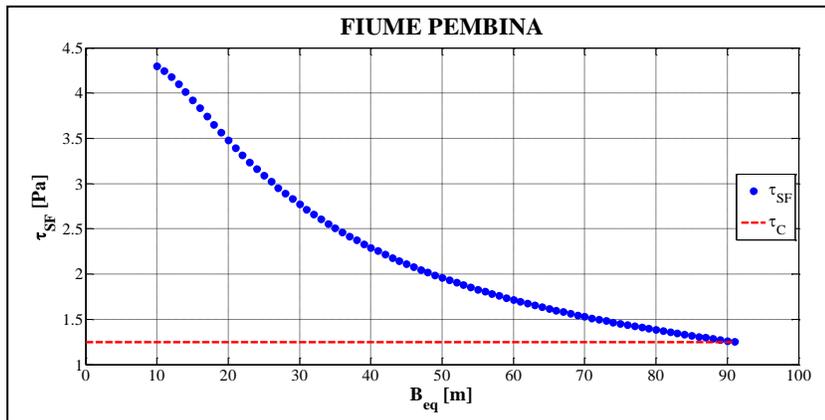


Figura 4.6 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Pembina.

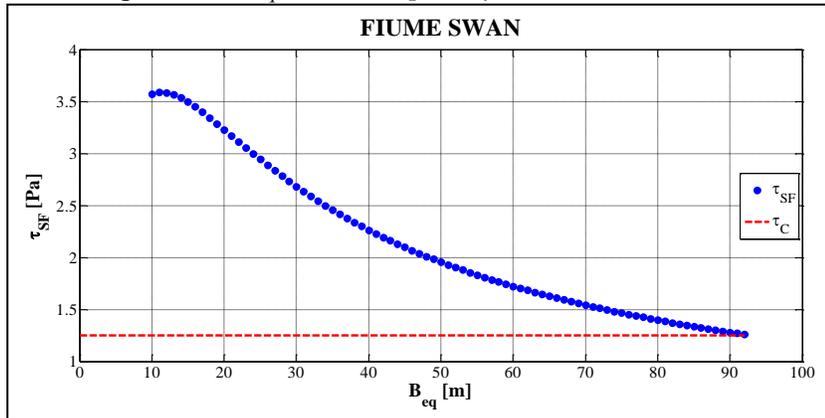


Figura 4.7 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Swan.

Appare evidente come al crescere della larghezza, la tensione d'attrito sulla sponda decresca progressivamente fino a raggiungere il valore critico per la tensione del materiale di sponda (rappresentato da una retta tratteggiata orizzontale nelle varie figure).

Nella seguente *Tabella 4.2*, per ogni fiume considerato, si riportano i valori delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} , di forma τ_D , e quella totale τ_T pari alla somma delle due precedenti, agenti sulle sponde dell'alveo. Tali valori sono ottenuti per la sezione di equilibrio calcolata in condizioni di portata di bankfull Q_{bf} .

Fiume	τ_{SF} (Pa)	τ_D (Pa)	τ_T (Pa)
Fiume Bollin	1.257	0.085	1.342
Fiume Medicine	1.256	0.085	1.340
Fiume Mekong a Nong Khai	0.573	1.114	1.687
Fiume Mekong a Wat Sop	0.841	3.508	4.349
Fiume Peace	0.842	3.513	4.355
Fiume Pembina	1.253	0.084	1.337
Fiume Swan	1.260	0.085	1.345

Tabella 4.2 Risultati ottenuti mediante il modello di calcolo numerico. Sono riportati i valori delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} , di forma τ_D , e quella totale τ_T pari alla somma delle due precedenti, agente sulle sponde dell'alveo, in condizioni di sezione di equilibrio.

Come si vede dalla *Tabella 4.2*, i valori delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} sono molto vicini a quelli introdotti delle tensioni tangenziali critiche τ_C per i materiali di sponda (*cf.* *Tabella 3.4*). Questo assicura il corretto funzionamento del modello che arriva a convergere, seguendo il procedimento impostato.

Si può inoltre notare come nel caso del fiume Mekong e del fiume Peace, caratterizzati da portate e larghezze dell'alveo importanti, e elementi sporgenti dalle sponde di dimensioni relativamente elevate, sia maggiore il contributo della tensione tangenziale di forma τ_D rispetto a quello della tensione tangenziale di attrito τ_{SF} .

Per gli altri corsi d'acqua considerati invece si ha una prevalenza della componente di sforzo tangenziale d'attrito, date le grandezze limitate degli elementi che caratterizzano le sponde.

Come detto nel *Capitolo 1*, in questa ricerca viene seguito l'approccio di *Smith e McLean* [1977], nel quale lo sforzo tangenziale totale sul contorno medio di un canale, τ_T , può essere suddiviso in due componenti: un contributo dovuto alla resistenza di forma indotta dalle irregolarità di sponda, τ_D , e un contributo dovuto allo sforzo di attrito esercitato sulla superficie effettiva τ_{SF} (*cf.* *Equazione (1.2)*).

È quest'ultima tensione, che influenza il flusso nelle vicinanze della riva e controlla il trasporto dei sedimenti, ad essere considerata in tale schema la tensione scatenante

l'erosione sulle sponde fluviali. Assumono così nella trattazione un ruolo rilevante i disturbi delle sponde, i quali influenzano, invece, la componente di forma della tensione.

A questo punto, può essere interessante valutare la sezione di equilibrio di un corso d'acqua rispetto allo sforzo tangenziale totale, anziché rispetto alla sola sua componente di attrito.

Utilizzando il modello di calcolo sviluppato, e modificandone il criterio di convergenza nella parte relativa al calcolo della larghezza di equilibrio, è possibile valutare la sezione di equilibrio di un corso d'acqua riferendosi alla tensione tangenziale totale τ_T .

Quindi, se per un dato valore di B di tentativo, τ_{*T} risulta uguale a τ_{*C} , oppure la loro differenza è minore di una prefissata tolleranza ε , allora la larghezza ipotizzata è di equilibrio. Altrimenti, in presenza di un eccesso/deficit di sforzo tangenziale totale rispetto a quello critico, occorre ripetere il calcolo dall'inizio, procedendo prima ad aumentare/diminuire il valore di tentativo utilizzato per B .

Per ogni fiume è stato tracciato il grafico nel piano (B, τ_T) per evidenziare come la tensione tangenziale totale τ_T tenda verso il valore della tensione tangenziale critica fissata τ_C , all'aumentare della larghezza del corso d'acqua.

Per confronto, nelle *Figure 4.8 - 4.14* è stato riportato anche l'andamento delle tensioni tangenziali d'attrito τ_{SF} .

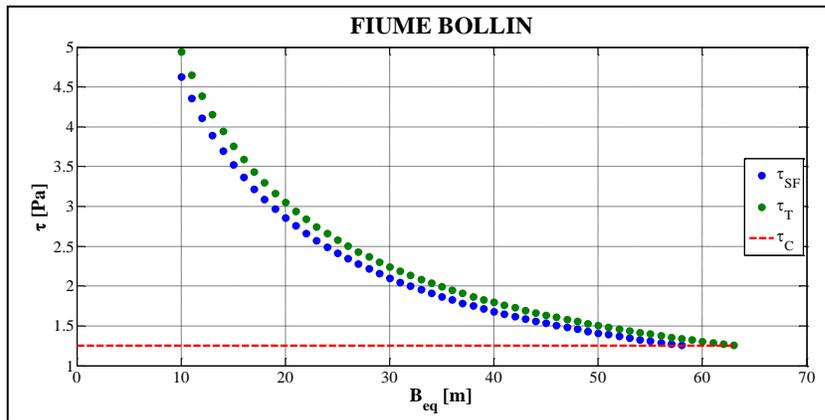


Figura 4.8 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} , totale τ_T e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Bollin.

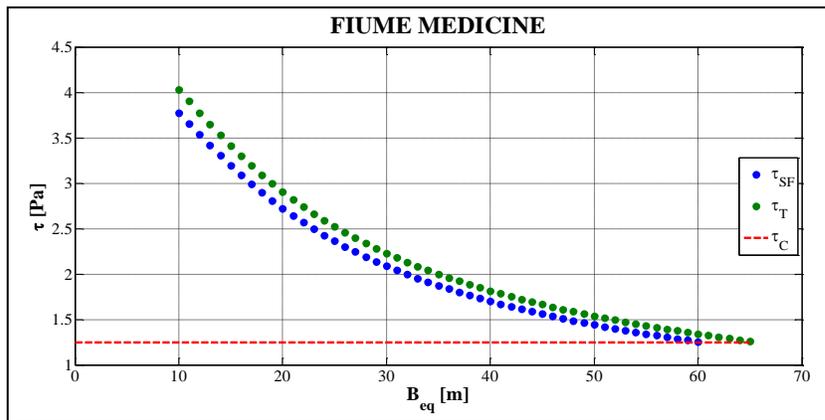


Figura 4.9 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} , totale τ_T e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Medicine.

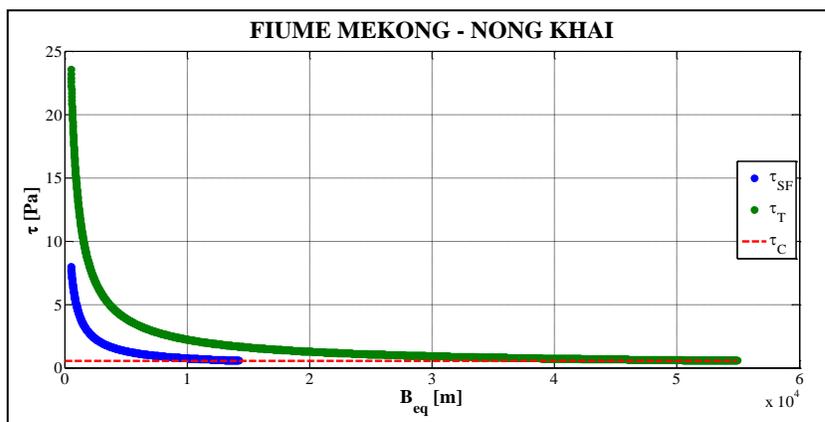


Figura 4.10 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} , totale τ_T e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Mekong a Nong Khai.

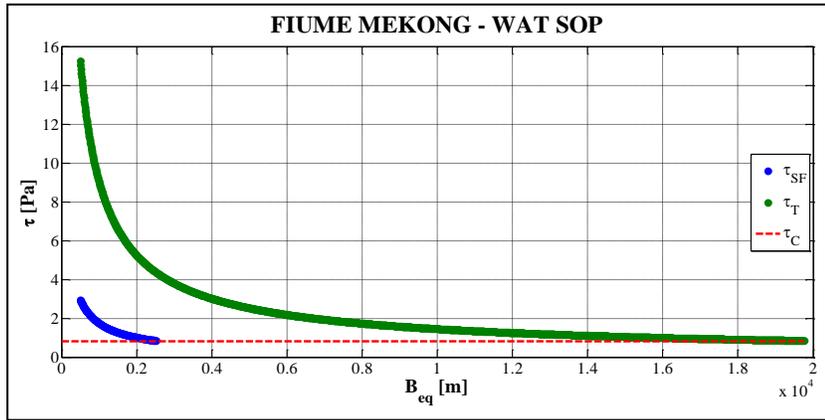


Figura 4.11 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} , totale τ_T e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Mekong a Wat Sop.

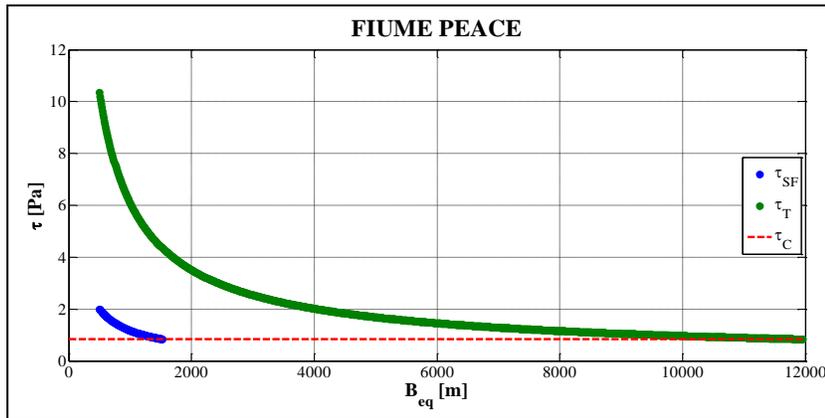


Figura 4.12 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} , totale τ_T e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Peace.

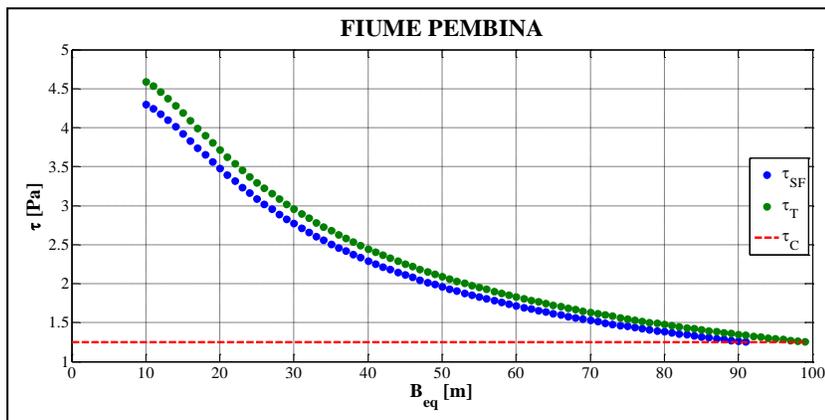


Figura 4.13 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} , totale τ_T e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Pembina.

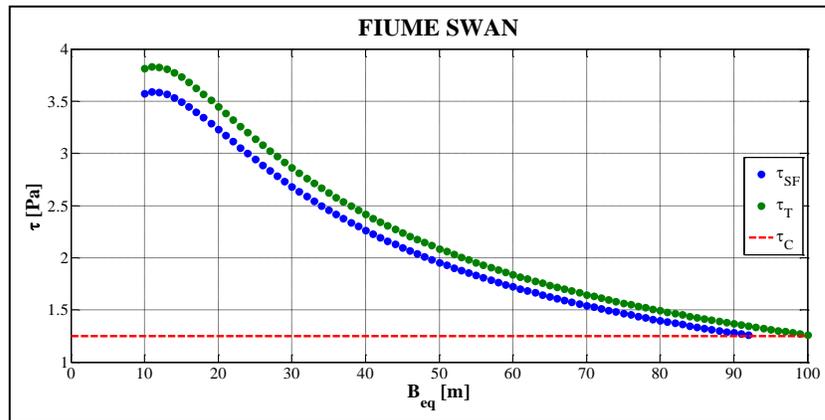


Figura 4.14 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} , totale τ_T e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Swan.

Appare chiaramente come lo sforzo tangenziale totale τ_T comporti una condizione di equilibrio per valori di larghezza B_{eq} del corso d'acqua maggiori di quelli che si ottengono considerando la sola componente di attrito τ_{SF} .

È evidente che, all'aumentare delle larghezze di tentativo del corso d'acqua, la differenza tra lo sforzo tangenziale d'attrito τ_{SF} e quello totale τ_T tende a diminuire e, quindi, il contributo dello sforzo di forma τ_D risulta via via decrescente all'allargarsi della sezione. Questo comportamento si può spiegare in quanto si ha una diminuzione della velocità media U della corrente, dovuta agli incrementi della larghezza essendo fissato il valore del tirante, e ciò può comportare una riduzione dell'effetto di resistenza al moto delle forme morfologiche caratteristiche delle sponde fluviali in materiale coerente. Nei grafici relativi al fiume Mekong e al fiume Peace (*Figure 4.10 – 4.12*), le differenze evidenziate tra gli andamenti della tensione d'attrito τ_{SF} e di quella totale τ_T sono più accentuate rispetto agli altri corsi d'acqua, a causa delle maggiori dimensioni delle sporgenze topografiche delle sponde.

Nella *Tabella 4.3* si riportano i valori delle larghezze B_{eq} delle sezioni di equilibrio valutate in funzione, rispettivamente, dello sforzo tangenziale di attrito τ_{SF} e di quello totale τ_T . È inoltre inserito nell'ultima colonna il valore della larghezza B_{bf} rilevata in condizioni di piena.

Fiume	$B_{eq}(\tau_{SF})$ (m)	$B_{eq}(\tau_T)$ (m)	B_{bf} (m)
Fiume Bollin	58	63	12
Fiume Medicine	60	65	33
Fiume Mekong a Nong Khai	14240	54930	625
Fiume Mekong a Wat Sop	2530	19760	776
Fiume Peace	1525	11960	725
Fiume Pembina	91	99	51
Fiume Swan	92	100	42

Tabella 4.3 Risultati ottenuti mediante il modello di calcolo numerico. Sono riportate le larghezze della sezione di equilibrio valutate in funzione dello sforzo tangenziale d'attrito $B_{eq}(\tau_{SF})$ e dello sforzo tangenziale totale $B_{eq}(\tau_T)$. nell'ultima colonna sono inserite le larghezze rilevate B_{bf} per portate di piena.

Per quanto riguarda i fiumi Bollin, Medicine, Pembina e Swan, la differenza tra le larghezze della sezione d'equilibrio, valutate utilizzando le due differenti tensioni, sono di qualche metro, quindi poco rilevanti. Nel caso, invece, del fiume Mekong e del fiume Peace, si nota un forte incremento della larghezza di equilibrio, dovuta alla forte influenza della componente di sforzo tangenziale di forma τ_D che si riscontra in questi corsi d'acqua, data la presenza sulle sponde di disturbi di dimensioni rilevanti.

Considerazioni sui risultati ottenuti

Dalla *Tabella 4.1* e dai grafici riportati nelle *Figure 4.1-4.7*, si vede chiaramente come la differenza tra la larghezza della sezione di equilibrio B_{eq} calcolata numericamente e la larghezza rilevata in campo B_{bf} con portata di bankfull sia in generale non trascurabile. Tale risultato può avere diverse giustificazioni

Innanzitutto, da un punto di vista strettamente fisico, non è inverosimile che la sponda sia instabile a causa dei fenomeni erosivi per una portata di bankfull, cioè nel caso in cui l'alveo sia completamente occupato dalla corrente, che può manifestarsi più o meno a lungo a seconda dei casi.

Supponendo che i dati in ingresso siano fisicamente plausibili, è necessario tener conto delle semplificazioni introdotte nel corso del calcolo, quali, ad esempio, l'assunzione di una sezione di forma rettangolare e l'ipotesi di moto uniforme (*cfr. Capitolo 2*).

L'ipotesi di sezione rettangolare è introdotta in assenza di informazioni più accurate circa la geometria della sezione, ed è plausibile, in presenza di rive in materiale coesivo, che il fiume scavi l'alveo di magra formando pareti quasi verticali per qualche metro. Una più forte semplificazione è probabilmente quella di moto uniforme, che sarà quindi discussa e valutata approfonditamente in quanto segue.

Come già esposto nel *Capitolo 2*, il moto uniforme di una corrente è pressoché irrealizzabile in natura, poiché necessiterebbe di un corso d'acqua rettilineo e sufficientemente lungo perché possa instaurarsi tale condizione. Inoltre, per definizione, le caratteristiche del moto non variano né nel tempo né nello spazio: quindi sarebbe necessario che la pendenza del fondo e la larghezza del canale fossero costanti. Nei corsi d'acqua naturali, condizioni come quelle appena menzionate sono praticamente impossibili da riscontrare, e in quest'ottica un moto di tipo vario potrebbe meglio descrivere lo stato assunto dalla corrente.

Per provare a quantificare gli effetti dell'ipotesi di moto uniforme sui risultati è stato fatto un confronto tra il tirante rilevato in situ D_{bf} e la profondità della corrente a moto uniforme D_{unif} calcolata. A tale scopo si è calcolato D_{unif} imponendo la larghezza della sezione pari a quella rilevata in condizioni di bankfull, B_{bf} . In tal caso, i dati in ingresso sono la portata di bankfull Q_{bf} , la pendenza del corso d'acqua i_f , il diametro caratteristico d_{50} del materiale del letto dell'alveo e la larghezza misurata con portata di bankfull B_{bf} . Anche in tal caso è necessario un procedimento iterativo fino al raggiungimento del valore di tirante d'acqua di moto uniforme come descritto nel listato riportato in *Appendice A*, correlato da una breve spiegazione del funzionamento del programma implementato poi dal calcolo.

Nella *Tabella 4.3* sono riportati, per ogni corso d'acqua analizzato, i valori della portata Q_{bf} , la larghezza misurata B_{bf} , la profondità rilevata D_{bf} e quella calcolata a moto uniforme D_{unif} , e il valore ϵ_D , che indica l'errore percentuale, espresso dal rapporto

$$\epsilon_D = \frac{H_{unif} - H_{bf}}{H_{bf}} \quad (4.1)$$

Fiume	Q_{bf} (m^3/s)	B_{bf} (m)	D_{bf} (m)	D_{unif} (m)	ϵ_D
Fiume Bollin	13	12	1.17	0.88	-24.8%
Fiume Medicine	48	33	1.73	1.71	-1.2%
Fiume Mekong a Nong Khai	16950	625	13.92	16.39	+17.7%
Fiume Mekong a Wat Sop	16300	776	11.34	15.10	+33.2%
Fiume Peace	9055	725	8.22	10.65	+29.6%
Fiume Pembina	96	51	2.01	2.22	+10.4%
Fiume Swan	148	42	3.77	3.90	+3.4%

Tabella 4.3 Confronto tra i risultati ottenuti mediante il modello di calcolo e i dati a disposizione dalle rilevazioni in situ. Sono riportati, per ogni corso d'acqua, la portata Q_{bf} , la larghezza misurata B_{bf} , la profondità rilevata H_{bf} e quella calcolata a moto uniforme H_{unif} , e il valore H^* , pari al rapporto espresso nella relazione (4.1).

Risulta evidente che assumere condizioni di moto uniforme produce in genere errori relativamente elevati.

Ad esempio, l'errore percentuale tra le profondità rilevate D_{bf} e quelle calcolate D_{unif} arriva a valori anche del 30% nel caso del fiume Mekong. Tendenzialmente inoltre si riscontra una sovrastima dei valori dei tiranti calcolati, a parte per il fiume Bollin che invece subisce una sottostima rispetto al valore rilevato in campo.

Infine, si osserva come l'errore sia contenuto nei casi del fiume Medicine e del fiume Swan.

Si procede ora alla valutazione delle velocità della corrente, così da avere un quadro completo degli effetti associati all'ipotesi di moto uniforme.

Anche in questo caso, si assume che la sezione del corso d'acqua sia schematizzabile come rettangolare.

Dapprima è stata calcolata la velocità media sulla sezione U_{bf} in condizioni di bankfull; assumendo la larghezza B_{bf} e il tirante D_{bf} rilevati in campo, tale velocità risulta

$$U_{bf} = \frac{Q_{bf}}{D_{bf} \cdot B_{bf}} \quad (4.2)$$

È stata poi valutata la velocità risultante dall'utilizzo delle relazioni di moto uniforme illustrate nel *Capitolo 2*: una volta ottenuto il tirante D_{unif} ponendo la larghezza del canale pari a quella rilevata B_{bf} , si ricava la velocità U_{unif} dall'espressione

$$U_{unif} = \frac{Q_{bf}}{D_{unif} \cdot B_{bf}} \quad (4.3)$$

che è formalmente uguale alla (4.2).

Nella *Tabella 4.4* sono riportati per ogni corso d'acqua analizzato i valori della portata Q_{bf} , la larghezza misurata B_{bf} , la velocità U_{bf} calcolata tramite la (4.2), e quella calcolata a moto uniforme U_{unif} , valutata con la relazione (4.3), e il valore ε_U , che indica l'errore percentuale, espresso dal rapporto

$$\varepsilon_U = \frac{U_{unif} - U_{bf}}{U_{bf}} \quad (4.4)$$

Fiume	Q_{bf} (m ³ /s)	B_{bf} (m)	U_{bf} (m/s)	U_{unif} (m/s)	ε_U
Fiume Bollin	13	12	0.93	1.24	+33.9%
Fiume Medicine	48	33	0.84	0.85	+1.1%
Fiume Mekong a Nong Khai	16950	625	1.95	1.65	-15.3%
Fiume Mekong a Wat Sop	16300	776	1.85	1.39	-25.0%
Fiume Peace	9055	725	1.52	1.17	-23.0%
Fiume Pembina	96	51	0.94	0.85	-9.2%
Fiume Swan	148	42	0.93	0.90	-3.7%

Tabella 4.4 Confronto tra la velocità U_{bf} calcolata partendo dai valori rilevati di larghezza e tirante, e la velocità ottenuta dall'ipotesi di moto uniforme U_{unif} . Sono riportati inoltre, per ogni corso d'acqua, la portata Q_{bf} , la larghezza misurata B_{bf} , e il valore U^* , pari al rapporto espresso nella relazione (4.4).

Anche per la velocità è immediato osservare che l'errore percentuale risulta significativo in diversi casi. Il fiume Bollin, il fiume Mekong e il fiume Peace sono quelli che presentano un errore maggiore tra quelli presi in considerazione. Come in precedenza, il fiume Medicine e il fiume Swan hanno invece il minor errore percentuale ε_U . Tendenzialmente si riscontra una sottostima dei valori delle velocità calcolate con l'ipotesi di moto uniforme, a parte per il fiume Bollin che invece presenta un valore positivo ε_U .

È evidente il legame che intercorre tra la valutazione del tirante e della velocità a moto uniforme: infatti le due grandezze sono inversamente proporzionali per definizione (cfr. (4.3)). Perciò, era prevedibile che, dove il tirante H_{unif} fosse sovrastimato, la relativa velocità U_{unif} risultasse sottostimata, come nel caso del fiume Peace.

Quanto detto finora può portare a diverse considerazioni. L'utilizzo del moto uniforme all'interno del modello di calcolo costruito introduca delle semplificazioni.

L'errore percentuale che si commette raggiunge anche il 30% per quanto riguarda le profondità della corrente. Ne risente anche il campo delle velocità che è ovviamente influenzato dal tirante calcolato.

Nella realtà accade che, anche per una sezione rettangolare, la distribuzione delle velocità presenti dei gradienti: infatti la massima velocità si ha solitamente in corrispondenza dell'asse di simmetria verticale e leggermente al di sotto del pelo libero.

Nell'ambito della ricerca esposta in questo elaborato di tesi, la volontà di ottenere un modello di calcolo di facile uso e di veloce risposta ha portato alla scelta del moto uniforme come schema idraulico per valutare la velocità della corrente nell'area centrale del corso d'acqua, pur essendo consapevoli delle limitazioni che tale trattazione comporta. Ci si accontenta così di avere un valore medio della velocità sulla sezione, e questo viene utilizzato dal modello di calcolo per valutare le quote di sforzo tangenziale alla sponda dovuto all'attrito e dovuto alla forma degli elementi sporgenti.

Un'ulteriore considerazione riguarda il confronto tra i dati sulle larghezze di equilibrio B_{bf} tratti dalle osservazioni di campo, i risultati ottenuti B_{eq} utilizzando il modello di calcolo sviluppato, e i valori calcolati mediante le "Relazioni quasi-universali" proposte da *Wilkerson e Parker* [2011]. Tali relazioni sono state ricavate sulla base dei dati osservati in numerosi fiumi di vari continenti, e legano la portata di piena con le altre caratteristiche idrauliche, quali il tirante, la larghezza, la pendenza del fondo. L'ampia base di dati sperimentali e la consistenza formale di queste equazioni giustificano il loro valore quasi-universale. Il campo di applicazione, indicato da *Wilkerson e Parker* [2011] è quello dei corsi d'acqua monocursali con alveo in sabbia, cioè con il diametro caratteristico d_{50} del materiale del letto compreso tra 0.062 mm e 0.50 mm. In particolare, le equazioni proposte da *Wilkerson e Parker* [2011], esprimono la larghezza $B_{bf,qu}$ e la profondità $D_{bf,qu}$ del corso d'acqua in condizioni di piena, e la pendenza del fondo $i_{f,qu}$, come segue

$$B_{bf,qu} = 0.00398 \left(\frac{\sqrt{R}}{v}\right)^{0.494} g^{-0.0875} Q_{bf}^{0.669} d_{50}^{0.0685} \quad (4.1)$$

$$D_{bf,qu} = 22.9 \left(\frac{\sqrt{R}}{v}\right)^{-0.310} g^{-0.293} Q_{bf}^{0.276} d_{50}^{-0.155} \quad (4.2)$$

$$i_{f,qu} = 19.1 \left(\frac{\sqrt{R}}{v}\right)^{-0.196} g^{0.0990} Q_{bf}^{-0.394} d_{50}^{0.691} \quad (4.3)$$

dove g è l'accelerazione di gravità, v è la viscosità cinematica, Q_{bf} è la portata di piena, d_{50} è il diametro caratteristico del materiale del fondo del letto, e R è espresso dal rapporto

$$R = \frac{\rho_s}{\rho} - 1 \quad (4.4)$$

essendo ρ_s la densità del materiale che costituisce il letto del fiume, e ρ la densità dell'acqua. Nella presente ricerca siamo ovviamente interessati alla relazione (4.1) riguardante la larghezza in condizioni di piena. Nella *Tabella 4.5* sono riportate, per ogni corso d'acqua, le larghezze B_{eq} calcolate utilizzando il modello di calcolo (Test 1), le larghezze B_{bf} rilevate, e infine le larghezze $B_{bf,qu}$ valutate a partire dalla (4.1).

Fiume	B_{eq} (m)	B_{bf} (m)	$B_{bf,qu}$ (m)
Fiume Bollin	58	12	11
Fiume Medicine	60	33	26
Fiume Mekong a Nong Khai	14240	625	1318
Fiume Mekong a Wat Sop	2530	776	1284
Fiume Peace	1525	725	846
Fiume Pembina	91	51	41
Fiume Swan	92	42	55

Tabella 4.5 Sono riportate le larghezze B_{eq} calcolate utilizzando il modello di calcolo (Test 1), le larghezze B_{bf} rilevate, ed infine le larghezze $B_{bf,qu}$ valutate a partire dalla (5.1).

Come si vede, i valori di larghezza $B_{bf,qu}$ ricavati dall'equazione (4.1) sono in genere prossimi a quelli rilevati attraverso le misurazioni di campo B_{bf} , eccetto che nel caso

del fiume Mekong, per cui l'equazione di Wilkerson e Parker [2011] sovrastima decisamente la larghezza. In ogni caso, i valori calcolati con il modello numerico sovrastimano anche i valori valutati mediante l'equazione quasi-universale.

A questo punto, si vuole dare una rappresentazione grafica di quanto espresso dalla *Tabella 4.5*, costruendo un diagramma dove le larghezze $B_{bf,qu}$, B_{eq} , B_{bf} di ogni corso d'acqua analizzato siano espresse in funzione della portata di piena Q_{bf} .

Per farlo, è prima necessario adimensionalizzare i valori delle larghezze e delle portate per rendere confrontabili le serie di dati dei vari fiumi. Si utilizzano, per tale operazione, le espressioni proposte da *Wilkerson e Smith* [2011] per esprimere la larghezza \hat{B} e la portata \hat{Q} adimensionali, che sono

$$\hat{B} = \frac{g^{1/5} B}{Q_{bf}^{2/5}} \quad (5.5)$$

$$\hat{Q} = \frac{Q_{bf}}{\sqrt{g} d_{50} d_{50}^2} \quad (5.6)$$

dove g è l'accelerazione di gravità, B è la larghezza considerata, Q_{bf} è la portata di piena, e d_{50} è il diametro caratteristico del materiale del fondo del letto.

Nella *Tabella 4.6* si riportano i valori adimensionali delle portate di piena \hat{Q}_{bf} , e delle larghezze \hat{B}_{eq} calcolate utilizzando il modello di calcolo (Test 1), \hat{B}_{bf} rilevate, e $\hat{B}_{bf,qu}$ valutate a partire dalla (4.1).

Fiume	\widehat{Q}_{bf} (m ³ /s)	\widehat{B}_{eq} (m)	\widehat{B}_{bf} (m)	$\widehat{B}_{bf,qu}$ (m)
Fiume Bollin	1.15E+09	33	7	6
Fiume Medicine	9.06E+09	20	11	9
Fiume Mekong a Nong Khai	3.20E+12	457	20	42
Fiume Mekong a Wat Sop	3.08E+12	83	25	42
Fiume Peace	4.03E+12	63	30	35
Fiume Pembina	2.81E+10	23	13	10
Fiume Swan	3.30E+10	20	9	12

Tabella 4.6 Sono riportati i valori adimensionali delle portate di piena \widehat{Q}_{bf} , e delle larghezze \widehat{B}_{eq} calcolate utilizzando il modello di calcolo (Test 1), \widehat{B}_{bf} rilevate, e $\widehat{B}_{bf,qu}$ valutate a partire dalla (4.1).

Nella Figura 4.15 sono rappresentati in un grafico in scala logaritmica i valori di Tabella 4.6.

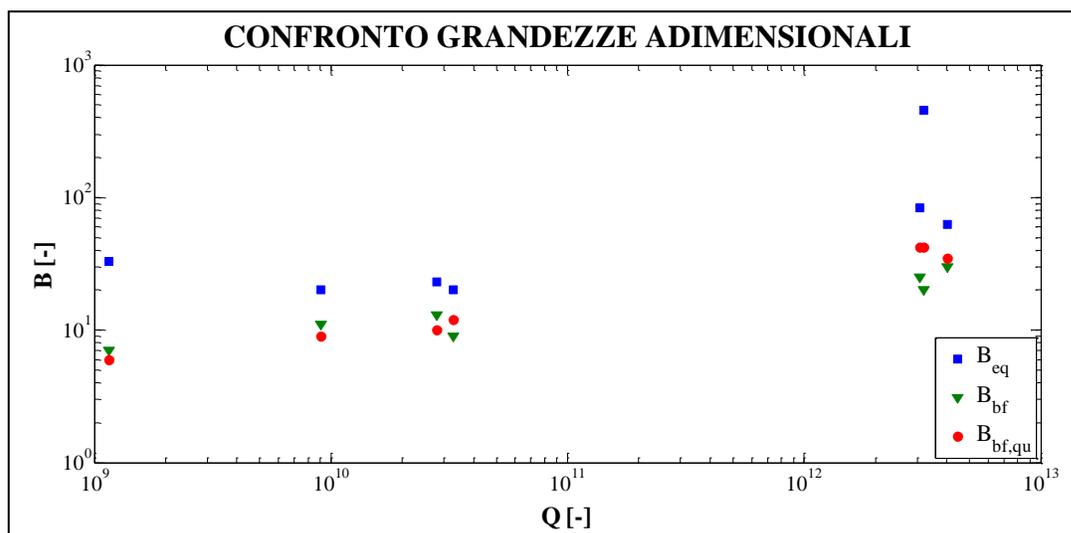


Figura 4.15 Grafico adimensionale in scala logaritmica delle larghezze in funzione delle portate di piena.

Si può vedere una certa differenza tra le serie di larghezze rappresentate. Infatti i punti relativi alle larghezze adimensionali di equilibrio \widehat{B}_{eq} calcolate con il modello sviluppato si presentano abbastanza distanti rispetto agli altri.

Si riscontra inoltre la validità dell'equazione quasi universale (4.1) nel fornire valori di larghezze prossimi a quelli rilevati in situ.

Per contro, nel caso del fiume Mekong si osserva la maggior differenza tra i valori di larghezza delle tre serie.

Osservazioni conclusive

In questo capitolo sono stati esposti i primi risultati ottenuti utilizzando il modello di calcolo presentato nel *Capitolo 2*.

Partendo da valori rilevati in alcuni fiumi naturali caratterizzati da alvei in sabbia, si è valutata la larghezza della sezione d'equilibrio per la portata di bankfull: sono stati graficati gli andamenti delle tensioni tangenziali di attrito alla sponda in funzione delle larghezze dell'alveo.

Il procedimento è iterativo e convergente verso il valore di tensione tangenziale critica. Tuttavia, le larghezze calcolate, corrispondenti alle sezioni d'equilibrio, sono risultate maggiori di quelle misurate in tutti i corsi d'acqua analizzati.

Questo può essere dovuto all'introduzione di alcune ipotesi semplificative utili per rendere più agevole il calcolo.

La principale sembra essere quella dell'assunzione del moto uniforme.

Infatti, si sono riscontrate differenze non trascurabili per alcuni corsi d'acqua per quanto riguarda i tiranti calcolati a moto uniforme considerando la larghezza osservata, rispetto a quelli rilevati.

Tenendo presente anche l'assunzione che la sezione del corso d'acqua sia rettangolare, si può concludere che, sebbene il modello proposto introduca delle semplificazioni rispetto alla realtà fisica, esso sia in grado di fornire almeno l'ordine di grandezza della larghezza di equilibrio.

Infine si sono confrontate le larghezze B_{eq} calcolate sulla base del modello, con quelle rilevate B_{bf} , e con quelle calcolate utilizzando l'equazione quasi universale introdotta da *Wilkerson e Parker* [2011] $B_{bf,qu}$. I valori delle larghezze $B_{bf,qu}$ sono risultati simili a quelli misurati in campo. Si è data una rappresentazione adimensionale di tutte

queste grandezze, e da essa è possibile vedere che i risultati del modello non si avvicinano in maniera soddisfacente a quelli che sono i dati rilevati e i dati ottenuti dall'*Equazione quasi universale*.

Nel proseguo della ricerca, al fine di ottenere una stima più accurata della larghezza della sezione, anziché calcolare il tirante della corrente tramite le usuali formule di moto uniforme, si userà direttamente la profondità osservata come dato in ingresso per il calcolo della larghezza di equilibrio della sezione.

In tal modo si vuole valutare la capacità predittiva del metodo proposto in assenza dell'errore che, come sopra discusso, caratterizza il calcolo del tirante e della velocità della corrente in condizioni di moto uniforme.

CAPITOLO 5: Calcolo della larghezza di equilibrio nel caso di fiumi con alvei in sabbia con il tirante fissato (Test 2)

Introduzione

Nel *Capitolo 4* sono stati esposti i primi risultati della soluzione del problema della determinazione della sezione di equilibrio di un corso d'acqua, utilizzando come parametro di ingresso la portata di piena nel caso di diversi fiumi naturali con alveo in sabbia, dei quali si dispone di sufficienti dati idraulici e morfologici.

E tuttavia, tale modo di procedere comporta degli errori percentuali abbastanza rilevanti della sezione di equilibrio. Tali errori non sono legati soltanto alle incertezze connesse alla geometria dei disturbi di sponda ma, soprattutto, alla scarsa capacità delle formule di moto uniforme utilizzate di fornire una stima affidabile della profondità della corrente. In altre parole, la profondità di moto uniforme calcolata può differire significativamente da quella osservata.

Per valutare con maggiore affidabilità le potenzialità del metodo proposto, e migliorare la qualità dei risultati, sono stati condotti ulteriori test, nei quali si è fissato il valore del tirante D_{bf} , utilizzando per ogni corso d'acqua la profondità rilevata in condizioni di portata di piena.

Successivamente, si procederà con un confronto tra le due serie di test proposti, valutando se e come sia cambiata la stima delle sezioni in condizione di equilibrio rispetto ai fenomeni di erosione localizzati nelle sponde, e quindi delle larghezze dell'alveo.

Procedura di calcolo

Il questo capitolo si procederà con la valutazione della sezione di equilibrio di un corso d'acqua utilizzando, a differenza di quanto fatto nel Capitolo 4, la profondità D_{bf} osservata in condizioni di piena, come parametro in ingresso del modello. In particolare il tirante D_{bf} sarà utilizzato per valutare la velocità media U nella regione centrale del corso d'acqua. Operando in questo modo, si vuole migliorare la stima della larghezza di equilibrio, eliminando le incertezze legate alla stima della profondità della corrente secondo lo schema di moto uniforme.

Le modifiche sul codice del modello sviluppato sono quindi concentrate nel calcolo della velocità media U nella parte centrale del corso d'acqua. A parte la variazione appena descritta, il modello di calcolo segue la stessa procedura esposta nei capitoli precedenti (*cfr. Capitolo 2 e 4*).

I valori dei tiranti relativi ai fiumi analizzati in questa ricerca sono stati espressi nella *Tabella 3.1*.

Anche in tal caso, i risultati sono riportati graficamente in modo da evidenziare la convergenza e il corretto funzionamento della procedura iterativa impostata.

Il caso dei fiumi con alveo in sabbia

In questa seconda serie di tests, è stata calcolata la larghezza di equilibrio di alcuni corsi d'acqua caratterizzati da alveo in sabbia, utilizzando il modello di calcolo modificato, considerando come dati in ingresso la portata Q_{bf} e il tirante D_{bf} rilevati in condizioni di piena, la pendenza i_f del corso d'acqua, il diametro caratteristico d_{50} del materiale del letto dell'alveo, le caratteristiche geometriche degli elementi topografici sporgenti delle sponde ($A_{B,reg}$, σ_{reg} e λ_{reg}), la scabrezza di grano z_{OSF} della sponda in assenza dell'elemento topografico, e il valore della tensione tangenziale critica τ_c del materiale di sponda.

I valori utilizzati in ingresso al modello di calcolo numerico delle grandezze caratteristiche del corso d'acqua e delle grandezze geometriche relative ai disturbi (assunti di forma gaussiana) delle sponde, sono riportati rispettivamente nelle *Tabelle 3.1 e 3.4*.

Nella *Tabella 5.1* sono riportati i risultati ottenuti per i vari corsi d'acqua e, in particolare, la velocità media U_{unif} di moto uniforme, la larghezza di equilibrio dell'alveo in sabbia nelle condizioni di portata di piena $B_{eq,bf}$. Inoltre, nell'ultima colonna sono riproposti i valori osservati delle larghezze B_{bf} .

Fiume	U_{unif} (m/s)	$B_{eq,bf}$ (m)	B_{bf} (m)
Fiume Bollin	0.69	16	12
Fiume Medicine	0.69	40	33
Fiume Mekong a Nong Khai	0.48	2530	625
Fiume Mekong a Wat Sop	0.88	1635	776
Fiume Peace	0.88	1255	725
Fiume Pembina	0.69	69	51
Fiume Swan	0.69	57	42

Tabella 5.1 Risultati ottenuti mediante il modello di calcolo numerico. Sono riportate le velocità medie U_{unif} ottenute con l'ipotesi di moto uniforme, le larghezze $B_{eq,bf}$ delle sezioni di equilibrio calcolate con le portate di piena, e le larghezze rilevate in situ B_{bf} .

I valori delle larghezze delle sezioni d'equilibrio calcolati in generale risultano maggiori di quelli rilevati [Parker, 2004]. Tuttavia, alcuni casi, (fiume Bollin, fiume Medicine e fiume Swan) le differenze sono inferiori al 25%.

Per ogni fiume è stato tracciato un grafico nel piano (B_{eq}, τ_{SF}) per evidenziare la convergenza della tensione tangenziale di attrito τ_{SF} verso il valore della tensione tangenziale critica fissata τ_C , all'aumentare della larghezza del corso d'acqua in esame.

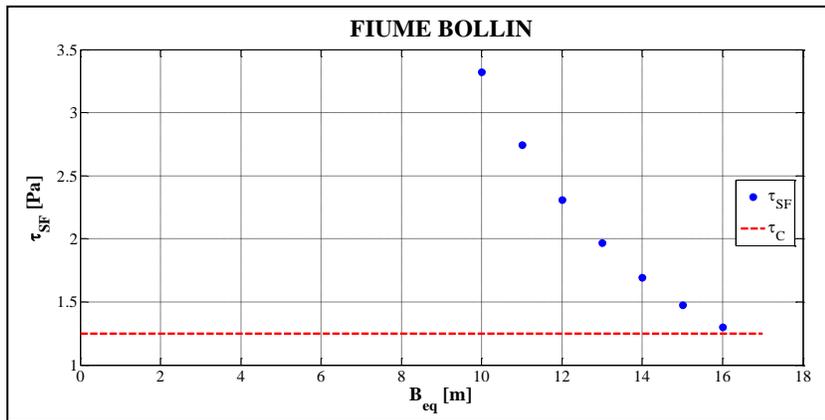


Figura 5.1 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Bollin.

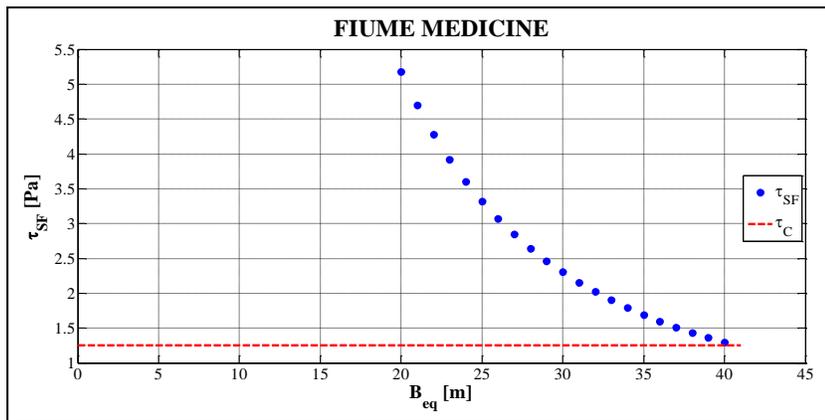


Figura 5.2 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Medicine.

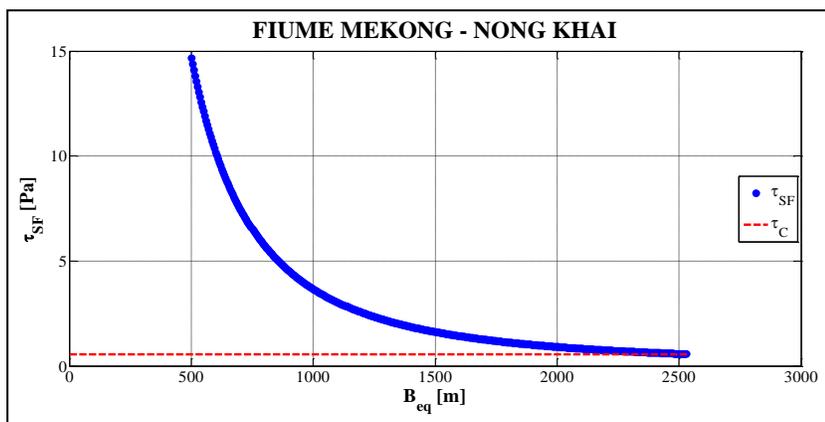


Figura 5.3 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Mekong a Nong Khai.

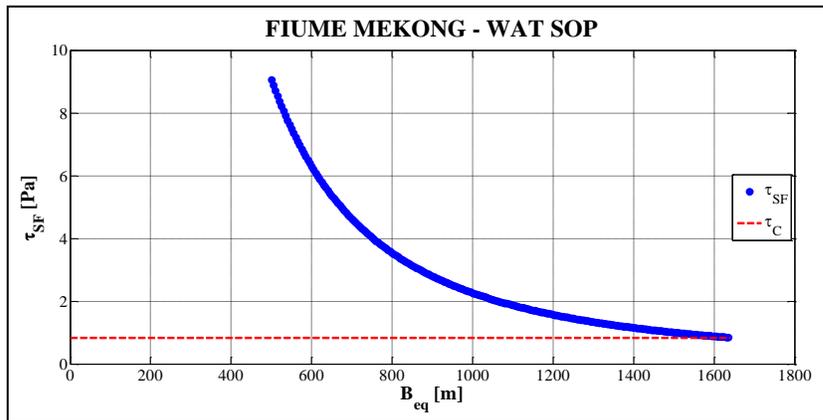


Figura 5.4 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Mekong a Wat Sop.

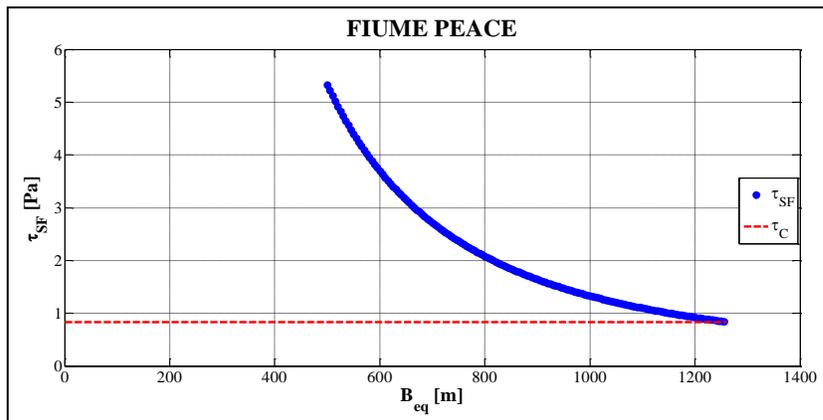


Figura 5.5 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Peace.

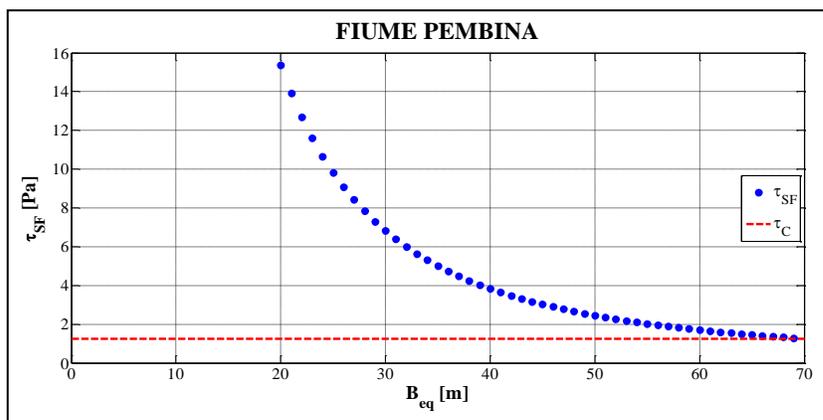


Figura 5.6 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Pembina.

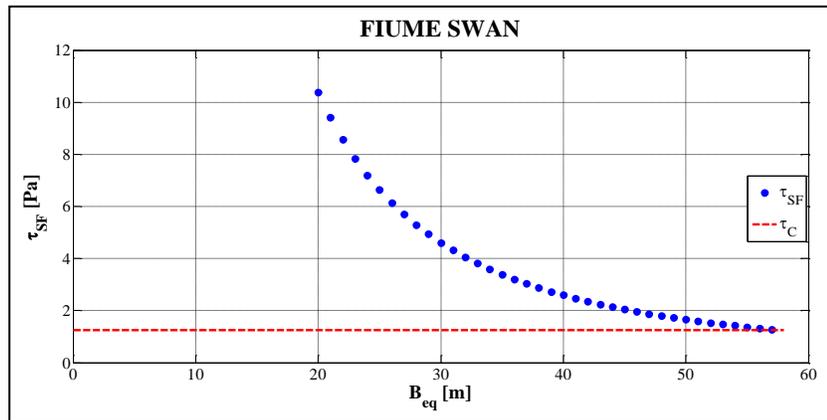


Figura 5.7 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Swan.

Nei grafici proposti nelle *Figure 5.1 - 5.7*, il valore della tensione critica τ_C è rappresentato da una retta orizzontale, che segna il limite inferiore per i valori della tensione tangenziale d'attrito τ_{SF} , raggiunto in condizioni di equilibrio.

La convergenza di τ_{SF} verso τ_C all'aumentare di B avviene in maniera monotona decrescente, senza evidenze di oscillazioni.

Nella *Tabella 5.2*, per ogni fiume considerato, si riportano i valori delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} , di forma τ_D , e quella totale τ_T pari alla somma delle due precedenti, agente sulle sponde dell'alveo. Tali valori sono ottenuti per la sezione di equilibrio calcolata in condizioni di portata di piena Q_{bf} .

Fiume	τ_{SF} (Pa)	τ_D (Pa)	τ_T (Pa)
Fiume Bollin	1.298	0.088	1.386
Fiume Medicine	1.295	0.088	1.383
Fiume Mekong a Nong Khai	0.573	1.114	1.687
Fiume Mekong a Wat Sop	0.848	3.537	4.385
Fiume Peace	0.845	3.526	4.371
Fiume Pembina	1.290	0.087	1.377
Fiume Swan	1.277	0.086	1.363

Tabella 5.2 Risultati ottenuti mediante il modello di calcolo numerico. Sono riportati i valori delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} , di forma τ_D , e quella totale τ_T pari alla somma delle due precedenti, agenti sulle sponde dell'alveo, in condizioni di sezione di equilibrio.

Come si vede, i valori delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} sono molto vicini a quelli introdotti delle tensioni tangenziali critiche τ_C per i materiali di sponda (cfr. Tabella 3.4). Questo assicura il corretto funzionamento del modello che arriva a convergere, seguendo il procedimento impostato.

Si può inoltre notare come nel caso del fiume Mekong e del fiume Peace, caratterizzati da portate e larghezze dell'alveo importanti, e elementi topografici di sponda di dimensioni notevoli, il contributo della tensione tangenziale di forma τ_D è decisamente maggiore rispetto a quello della tensione tangenziale di attrito τ_{SF} . Questo fatto è giustificato dalla maggiore grandezza dei disturbi di sponda, e quindi dalla maggiore superficie che tende ad opporsi al moto della corrente. Per gli altri corsi d'acqua considerati invece si ha una prevalenza della componente di sforzo tangenziale d'attrito, date le grandezze limitate degli elementi che caratterizzano le sponde.

Come fatto nel *Capitolo 4*, è interessante, a questo punto, valutare quale sia la larghezza di equilibrio della sezione che risulterebbe considerando lo sforzo tangenziale totale, anziché la sola componente di attrito. La modifica del programma in tal senso è immediata.

Per ogni fiume è stato tracciato il grafico nel piano (B, τ_T) per evidenziare come la tensione tangenziale totale τ_T tenda verso il valore della tensione tangenziale critica fissata τ_C , all'aumentare della larghezza del corso d'acqua.

Per confronto, Nelle *Figure 5.8 - 5.14* è stato riportato anche l'andamento delle tensioni tangenziali d'attrito τ_{SF} .

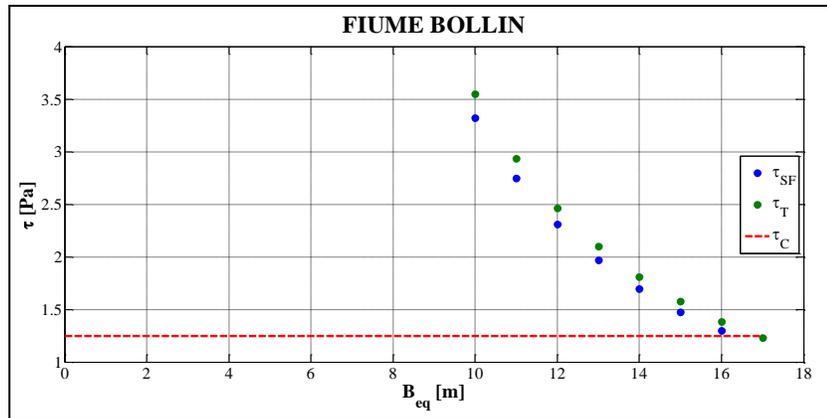


Figura 5.8 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} , totale τ_T e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Bollin.

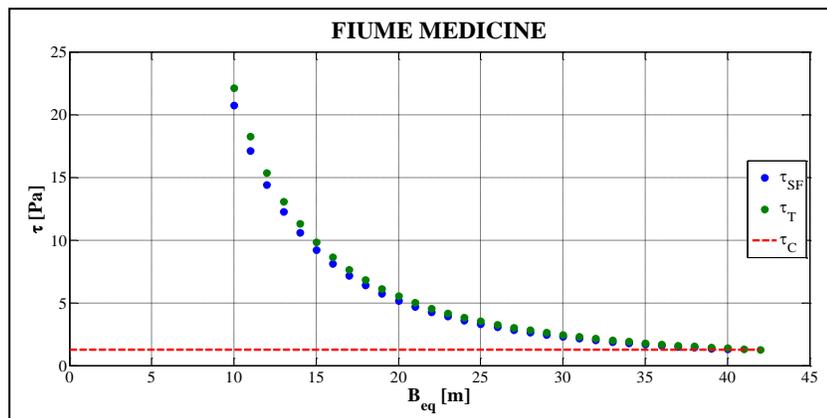


Figura 5.9 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} , totale τ_T e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Medicine.

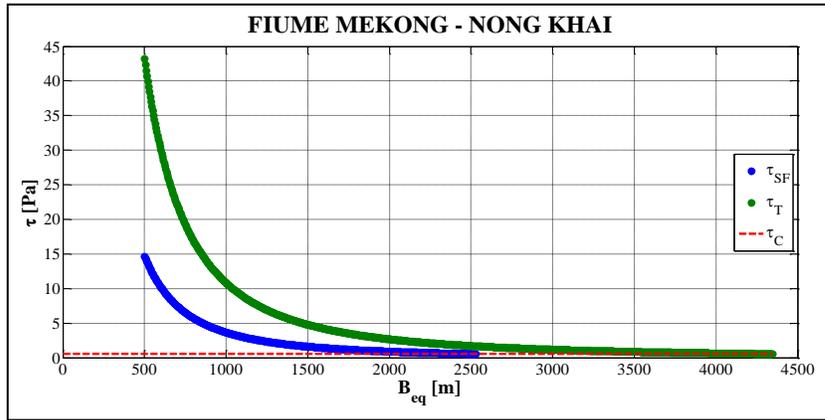


Figura 5.10 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} , totale τ_T e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Mekong a Nong Khai.

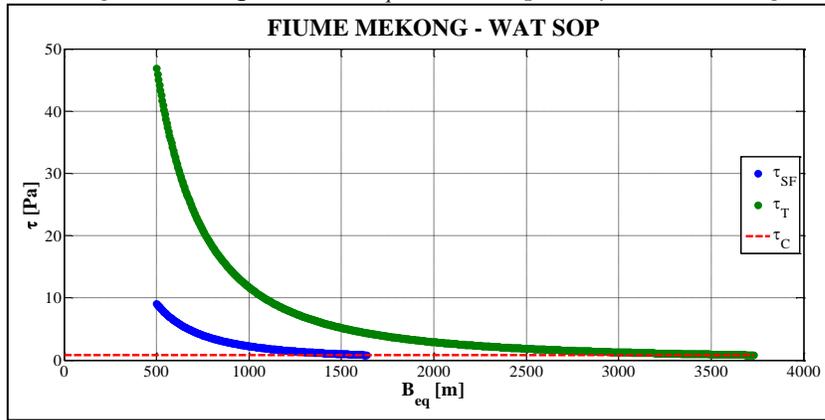


Figura 5.11 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} , totale τ_T e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Mekong a Wat Sop.

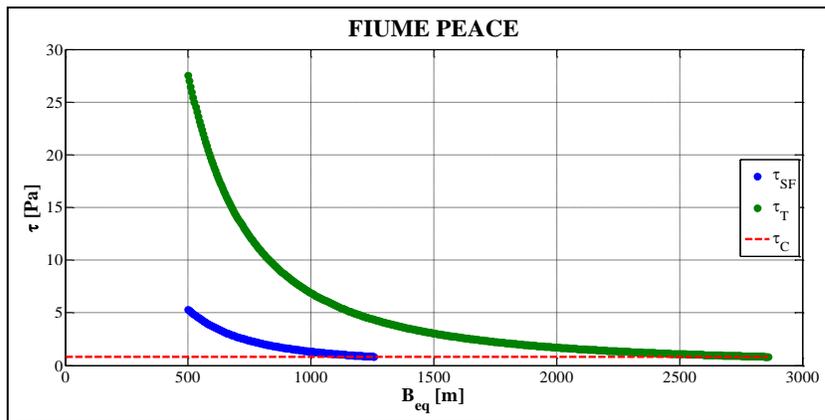


Figura 5.12 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} , totale τ_T e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Peace.

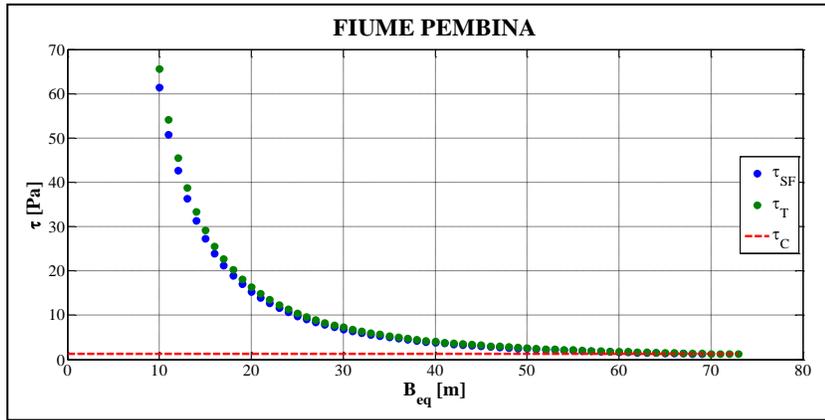


Figura 5.13 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} , totale τ_T e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Pembina.

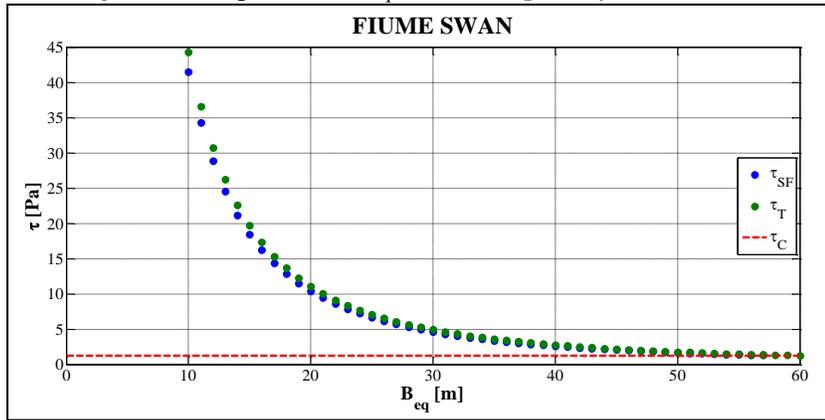


Figura 5.14 Grafico delle tensioni tangenziali di attrito τ_{SF} , totale τ_T e critica τ_C in funzione della larghezza d'equilibrio B_{eq} calcolata per il fiume Swan.

Appare chiaramente come lo sforzo tangenziale totale τ_T comporti una condizione di equilibrio per valori di larghezza B_{eq} del corso d'acqua maggiori di quelli che si ottengono considerando la sola componente di attrito τ_{SF} .

È evidente che, all'aumentare delle larghezze di tentativo del corso d'acqua, la differenza tra lo sforzo tangenziale d'attrito τ_{SF} e quello totale τ_T tende a diminuire e, quindi, il contributo dello sforzo di forma τ_D risulta via via decrescente all'allargarsi della sezione. Questo comportamento si può spiegare in quanto si ha una diminuzione della velocità media U della corrente, dovuta agli incrementi della larghezza essendo fissato il valore del tirante, e ciò può comportare una riduzione dell'effetto di resistenza al moto delle forme morfologiche caratteristiche delle sponde fluviali in

materiale coerente. Nei grafici relativi al fiume Mekong e al fiume Peace (*Figure 5.10 – 5.12*), le differenze evidenziate tra gli andamenti della tensione d'attrito τ_{SF} e di quella totale τ_T sono più accentuate rispetto agli altri corsi d'acqua, a causa delle maggiori dimensioni delle sporgenze topografiche delle sponde.

Nella *Tabella 5.3* si riportano i valori delle larghezze B_{eq} delle sezioni di equilibrio valutate in funzione, rispettivamente, dello sforzo tangenziale di attrito τ_{SF} e di quello totale τ_T . È inoltre inserito nell'ultima colonna il valore della larghezza B_{bf} rilevata in condizioni di piena.

Fiume	$B_{eq}(\tau_{SF})$ (m)	$B_{eq}(\tau_T)$ (m)	B_{bf} (m)
Fiume Bollin	16	17	12
Fiume Medicine	40	42	33
Fiume Mekong a Nong Khai	2530	4345	625
Fiume Mekong a Wat Sop	1635	3730	776
Fiume Peace	1255	2860	725
Fiume Pembina	69	73	51
Fiume Swan	57	60	42

Tabella 5.3 Risultati ottenuti mediante il modello di calcolo numerico. Sono riportate le larghezze della sezione di equilibrio valutate in funzione dello sforzo tangenziale d'attrito $B_{eq}(\tau_{SF})$ e dello sforzo tangenziale totale $B_{eq}(\tau_T)$. nell'ultima colonna sono inserite le larghezze rilevate B_{bf} per portate di piena.

Per quanto riguarda i fiumi Bollin, Medicine, Pembina e Swan, la differenza tra le larghezze della sezione d'equilibrio, valutate utilizzando le due differenti tensioni, sono di qualche metro, quindi poco rilevanti. Nel caso, invece, del fiume Mekong e del fiume Peace, si nota un forte incremento della larghezza di equilibrio, dovuta alla forte influenza della componente di sforzo tangenziale di forma τ_D che si riscontra in questi corsi d'acqua, data la presenza sulle sponde di disturbi di dimensioni rilevanti.

Considerazioni sui risultati ottenuti

Nel *Capitolo 4*, i valori calcolati delle larghezze di equilibrio per tutti i corsi d'acqua analizzati risultavano maggiori dei rispettivi valori misurati in condizioni di piena.

Si è inoltre evidenziato come l'utilizzo delle formule di moto uniforme per il calcolo della profondità della corrente possa comportare errori non trascurabili.

Con la volontà di apportare un miglioramento in questa parte del codice di calcolo, si è operato introducendo tra i parametri in ingresso del modello il valore della profondità D_{bf} rilevata per la portata di piena del corso d'acqua.

Dai risultati ottenuti da questa nuova serie di simulazioni, esposti nel precedente paragrafo, si nota che i valori calcolati delle larghezze B_{eq} delle sezioni di equilibrio risultano ancora maggiori rispetto ai valori rilevati B_{bf} .

Questa differenza può essere in parte dovuta alle semplificazioni introdotte in fase di sviluppo del modello di calcolo. Per contro, non è da escludere il fatto che le condizioni delle sponde dei corsi d'acqua, durante le campagne di misurazione, non fossero stabili rispetto alla portata di piena.

A questo punto è di interesse procedere con il confronto tra le larghezze di equilibrio valutate nella prima serie di simulazioni (*Test 1*) e quelle ottenute nella seconda serie di calcoli (*Test 2*), condotte considerando come dato in ingresso la portata di piena oppure il tirante di piena.

Nella *Tabella 5.4* sono riportate le larghezze di equilibrio valutate nel Test 1 (*cfr. Capitolo 4*), nel Test 2, e le larghezze B_{bf} osservate in condizioni di piena.

Fiume	$B_{eq,1}$ (m)	$B_{eq,2}$ (m)	B_{bf} (m)
Fiume Bollin	58	16	12
Fiume Medicine	60	40	33
Fiume Mekong a Nong Khai	14240	2530	625
Fiume Mekong a Wat Sop	2530	1635	776
Fiume Peace	1525	1255	725
Fiume Pembina	91	69	51
Fiume Swan	92	57	42

Tabella 5.4 Risultati ottenuti mediante il modello di calcolo numerico. Sono riportate le larghezze di equilibrio $B_{eq,1}$ ottenute nel Test 1, le larghezze di equilibrio $B_{eq,2}$ ottenute nel Test 2, e i valori rilevati B_{bf} in condizioni di portata di piena.

Rispetto queste ultime, entrambi i test forniscono valori di larghezza maggiori.

Si noti inoltre come le stime della larghezza forniti dal Test 2 siano migliori di quelle risultanti dal Test 1. Questo è imputabile all'aver eliminato l'errore nella stima del tirante di piena connesso all'utilizzo della formula di moto uniforme, nota la portata di piena.

L'utilizzo del tirante osservato consente di valutare soddisfacentemente l'ordine di grandezza della larghezza della sezione di equilibrio per un corso d'acqua.

Con riferimento a quanto descritto nel Capitolo 4, un'ulteriore considerazione riguarda il confronto tra i dati sulle larghezze di equilibrio B_{bf} tratti dalle osservazioni di campo, i risultati ottenuti B_{eq} utilizzando il modello di calcolo sviluppato, e i valori calcolati mediante le "Relazioni quasi-universali" proposte da *Wilkerson e Parker* [2011] (cfr. (4.1)).

Nella *Tabella 5.5* sono riportate, per ogni corso d'acqua, le larghezze B_{eq} calcolate utilizzando il modello di calcolo assumendo come dato in ingresso la profondità osservata in condizioni di piena (Test 2), le larghezze B_{bf} rilevate, e infine le larghezze $B_{bf,qu}$ valutate a partire dalla (4.1).

Fiume	B_{eq} (m)	B_{bf} (m)	$B_{bf,qu}$ (m)
Fiume Bollin	16	12	11
Fiume Medicine	40	33	26
Fiume Mekong a Nong Khai	2530	625	1318
Fiume Mekong a Wat Sop	1635	776	1284
Fiume Peace	1255	725	846
Fiume Pembina	69	51	41
Fiume Swan	57	42	55

Tabella 5.5 Sono riportate le larghezze B_{eq} calcolate utilizzando il modello di calcolo (Test 2), le larghezze B_{bf} rilevate, ed infine le larghezze $B_{bf,qu}$ valutate a partire dalla (4.1).

Come si vede, i valori di larghezza $B_{bf,qu}$ ricavati dall'equazione (4.1) sono in genere prossimi a quelli rilevati attraverso le misurazioni di campo B_{bf} , eccetto che nel caso del fiume Mekong, per cui l'equazione di Wilkerson e Parker [2011] sovrastima decisamente la larghezza. In ogni caso, i valori sono simili a quelli calcolati con il modello numerico nel Test 2.

A questo punto, si vuole dare una rappresentazione grafica di quanto espresso dalla Tabella 5.5, costruendo un diagramma dove le larghezze $B_{bf,qu}$, B_{eq} , B_{bf} di ogni corso d'acqua analizzato siano espresse in funzione della portata di piena Q_{bf} .

Per farlo, è prima necessario adimensionalizzare i valori delle larghezze e delle portate per rendere confrontabili le serie di dati dei vari fiumi. Si utilizzano, per tale operazione, le espressioni (4.5) e (4.6).

Nella Tabella 5.6 si riportano i valori adimensionali delle portate di piena \hat{Q}_{bf} , e delle larghezze \hat{B}_{eq} calcolate utilizzando il modello di calcolo (Test 2), \hat{B}_{bf} rilevate, e $\hat{B}_{bf,qu}$ valutate a partire dalla (4.1).

Fiume	\hat{Q}_{bf} (m ³ /s)	\hat{B}_{eq} (m)	\hat{B}_{bf} (m)	$\hat{B}_{bf,qu}$ (m)
Fiume Bollin	1.15E+09	9	7	6
Fiume Medicine	9.06E+09	13	11	9
Fiume Mekong a Nong Khai	3.20E+12	81	20	42
Fiume Mekong a Wat Sop	3.08E+12	53	25	42
Fiume Peace	4.03E+12	52	30	35
Fiume Pembina	2.81E+10	18	13	10
Fiume Swan	3.30E+10	12	9	12

Tabella 5.6 Sono riportati i valori adimensionali delle portate di piena \hat{Q}_{bf} , e delle larghezze \hat{B}_{eq} calcolate utilizzando il modello di calcolo (Test 2), \hat{B}_{bf} rilevate, e $\hat{B}_{bf,qu}$ valutate a partire dalla (4.1).

Nella Figura 5.15 sono rappresentati in un grafico in scala logaritmica i valori di Tabella 5.6.

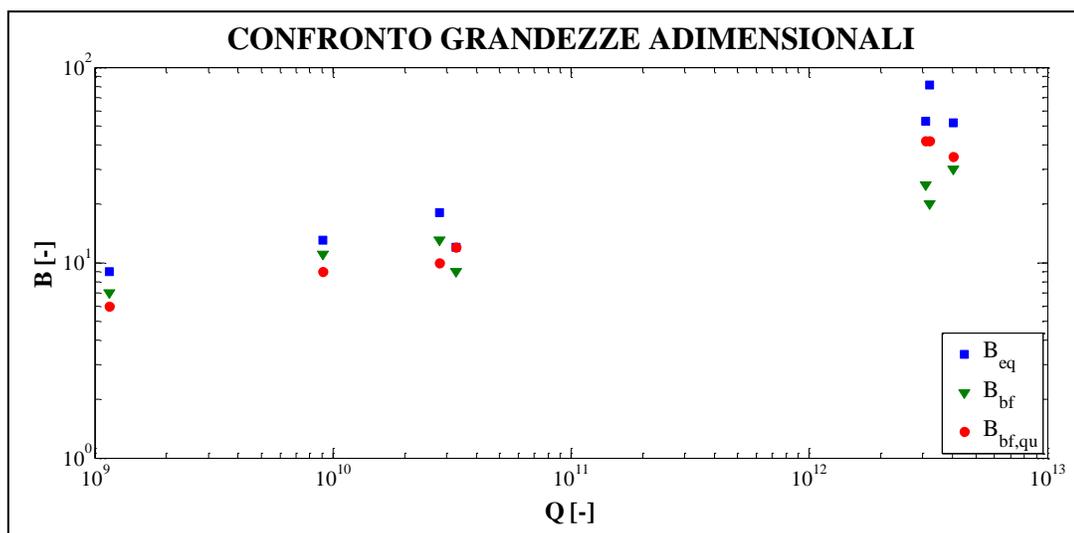


Figura 5.15 Grafico adimensionale in scala logaritmica delle larghezze in funzione delle portate di piena.

Si può vedere una sostanziale somiglianza tra le serie di larghezze rappresentate. Infatti i punti relativi alle larghezze adimensionali di equilibrio \hat{B}_{eq} calcolate con il modello sviluppato non si presentano dispersi rispetto agli altri.

Si riscontra inoltre la validità dell'equazione quasi universale (4.1) nel fornire valori di larghezze prossimi a quelli rilevati in situ.

Per contro, nel caso del fiume Mekong si osserva la maggior differenza tra i valori di larghezza delle tre serie.

Osservazioni conclusive

In questo capitolo sono stati esposti i risultati della seconda serie di test, ottenuti utilizzando il modello di calcolo modificato rispetto alle simulazioni precedenti (*cfr. Capitolo 4*), utilizzando direttamente come dato in ingresso al programma, il tirante D_{bf} di piena, anziché calcolarlo utilizzando le formule di moto uniforme.

È stata così valutata la sezione d'equilibrio per la portata di piena di vari corsi d'acqua con alveo in sabbia, e sono stati graficati gli andamenti delle tensioni tangenziali di attrito alla sponda in funzione delle larghezze di tentativo dell'alveo.

Il procedimento risulta iterativo e convergente verso il valore di tensione tangenziale critica, e questo conferma quanto ci si aspettava in fase di costruzione del modello.

Le larghezze calcolate, corrispondenti alle sezioni d'equilibrio con portata di piena, sono risultate maggiori di quelle misurate in tutti i corsi d'acqua analizzati.

Tuttavia, i valori delle larghezze di equilibrio ottenuti con i test esposti in questo capitolo, sono decisamente inferiori rispetto a quelli ottenuti nel *Capitolo 4* e, quindi, si avvicinano maggiormente a quelli osservati.

Si è mostrato, inoltre, che se la condizione di equilibrio degli sforzi tangenziali alle sponde venisse riferita allo sforzo tangenziale totale τ_T anziché alla sola componente di attrito τ_{SF} , sarebbero necessarie sezioni più larghe perché lo sforzo agente uguagli quello critico. Il corso d'acqua in cui è più evidente questo fatto è il fiume Mekong, dove la differenza $(\tau_T - \tau_{SF})$ risulta maggiore rispetto agli altri fiumi analizzati.

Infine si sono confrontate le larghezze B_{eq} calcolate sulla base del modello, con quelle rilevate B_{bf} , e con quelle calcolate utilizzando l'equazione quasi universale introdotta da *Wilkerson e Parker [2011]* $B_{bf,qu}$. I valori delle larghezze $B_{bf,qu}$ sono risultati simili

a quelli misurati in campo, e nel caso del fiume Mekong, le larghezze calcolate tramite la relazione di *Wilkerson e Parker* [2011] si sono avvicinate ai valori calcolati per le rispettive sezione di equilibrio.

Si è data una rappresentazione adimensionale di tutte queste grandezze, e da essa è possibile vedere che i risultati del modello si avvicinano in maniera soddisfacente a quelli che sono i dati rilevati e i dati ottenuti dall'*Equazione quasi universale*.

CAPITOLO 6: Analisi di sensibilità del modello di calcolo

Introduzione

Nei capitoli precedenti di questo elaborato, è stato descritto lo sviluppo del modello di calcolo per stimare la sezione di equilibrio di un corso d'acqua.

Sono stati riportati i risultati di alcune simulazioni e ne è stata discussa l'affidabilità, attraverso la valutazione delle semplificazioni introdotte nel codice di calcolo, e tramite confronti tra le larghezze di equilibrio risultanti dai test effettuati e le larghezze valutate con le *equazioni quasi universali* derivate empiricamente da *Wilkerson e Parker* [2011].

A questo punto si rende necessaria un'analisi di sensibilità del modello di calcolo sviluppato, per valutarne il comportamento e quali siano le grandezze in ingresso che maggiormente influenzano i risultati. In questo capitolo sarà esposta la procedura seguita per svolgere tale analisi, partendo dalla scelta dei parametri considerati.

Saranno valutati gli effetti che hanno le variazioni delle grandezze geometriche caratteristiche dei disturbi di sponda sulle larghezze di equilibrio calcolate.

I risultati di queste analisi saranno presentati in forma grafica.

Sarà condotta un'analisi di sensibilità su entrambe le versioni utilizzate del modello di calcolo (*cfr. Capitolo 4 e 5*), al fine di valutare le eventuali differenze.

Impostazione dell'analisi di sensibilità

Nelle precedenti sezioni di questo elaborato di tesi è stato descritto il procedimento seguito per sviluppare e utilizzare un modello di calcolo per la stima della sezione di equilibrio di un corso d'acqua. Sono stati successivamente esposti i risultati ottenuti applicando il programma di calcolo, approfondendo alcune tematiche legate alle ipotesi semplificative introdotte nelle fasi di calcolo. Inoltre, sono state valutate le possibili influenze che tali semplificazioni inducono sui valori calcolati della larghezza B_{eq} di equilibrio.

A questo punto, per completare l'analisi riguardante l'affidabilità del modello sviluppato, è fondamentale procedere con la valutazione della sensibilità del programma. L'analisi di sensibilità è una procedura numerica volta a testare il comportamento di un modello, attraverso la variazione di alcuni parametri "critici" (cioè di maggiore interesse ai fini della ricerca) in ingresso, e la successiva comparazione dei risultati ottenuti per diversi scenari. Operando in questo modo, è possibile evidenziare la robustezza del programma ed eventuali funzionamenti non corretti.

Per procedere con un'analisi di sensibilità, occorre individuare le variabili sulle quali improntare lo studio. Queste vanno scelte tra i parametri in ingresso che più possono interessare dal punto di vista sia teorico che numerico i risultati del modello.

Nello specifico della ricerca oggetto di questo elaborato, la scelta delle variabili da analizzare è ricaduta sulle dimensioni geometriche caratteristiche dei disturbi di sponda dei corsi d'acqua con alveo in sabbia. Si è optato per questi valori poiché essi sono i più difficili da ricavare e, conseguentemente, da reperire nella letteratura scientifica: questi, infatti, sono i parametri con la maggiore variabilità, dovuta alla natura dinamica dei disturbi presenti sulle sponde dei corsi d'acqua naturali.

Con riferimento alla *Figura 1.2*, le grandezze dell'elemento, che si assume avere una forma gaussiana, che saranno interessate dall'analisi di sensibilità sono la sporgenza A_B , l'estensione del disturbo nella direzione del moto, σ , e la distanza tra le creste, λ .

Questi tre parametri verranno fatti variare, uno per volta, in un intorno dei valori dei disturbi topografici di sponda rilevati in campo, e riportati nella *Tabella 3.4*.

Le variazioni avranno un passo pari circa al 10% del valore misurato della grandezza caratteristica in esame. Sarà condotta l'analisi di sensibilità per le tre variabili scelte per ogni corso d'acqua considerato in questo elaborato (*cfr. Capitolo 3*).

Inoltre, sarà valutato il grado di sensitività del modello di calcolo nelle due varianti utilizzate nei calcoli esposti nei precedenti capitoli (Test 1 e Test 2) (*cfr. Capitolo 4 e 5*).

Risultati ottenuti dall'analisi di sensibilità

L'analisi di sensibilità del modello di calcolo sviluppato condotta, variando una per volta, le tre grandezze geometriche caratteristiche dei disturbi presenti sulle sponde del corso d'acqua, è stata seguita per ogni fiume considerato in questa ricerca, considerando entrambe le modalità di calcolo della sezione d'equilibrio illustrate nei *Capitoli 4 e 5*.

Nel seguito, con lo scopo di fornire una rappresentazione sintetica dei risultati ottenuti dall'analisi di sensibilità, saranno riportati i grafici con raffigurati gli andamenti delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate, al variare dei parametri in ingresso al modello.

Sono stati costruiti due tipi di grafici: nel primo si rappresentano le variazioni della larghezza di equilibrio nel piano $\left(\frac{A_B}{\sigma}; B_{eq}\right)$; nel secondo invece si riportano i risultati nel piano $\left(\frac{\lambda}{A_B}; B_{eq}\right)$. Si è scelto di rapportare tra loro le caratteristiche geometriche dei disturbi topografici di sponda A_B e σ , in quanto, il rapporto $\frac{A_B}{\sigma}$ è direttamente proporzionale al coefficiente di drag C_D nell'espressione proposta da *Kean e Smith* [2006a] (*cfr. relazione (1.28)*).

I grafici riportano due serie di punti, ottenute variando dapprima A_B (con σ costante), e poi σ (mantenendo A_B costante).

La distanza λ tra le creste degli elementi morfologici, è stata invece adimensionalizzata con la sporgenza A_B dell'elemento topografico.

Per ogni corso d'acqua sono stati così prodotti due grafici, e ciò per le due varianti del modello utilizzato per stimare la larghezza di equilibrio.

- **Fiume Bollin:**

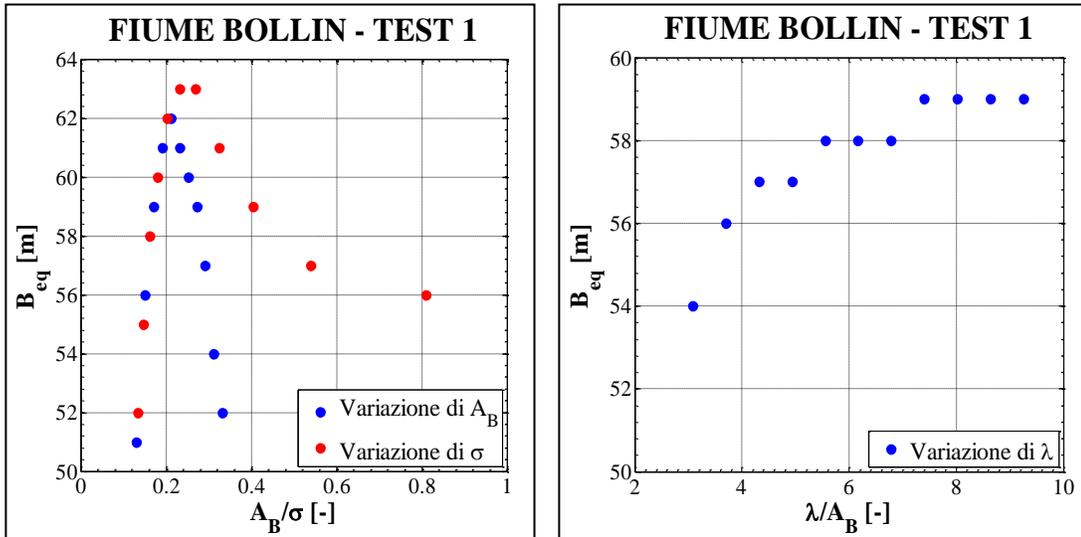


Figura 6.1 (a) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando i parametri A_B e σ . (b) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando il parametro λ .

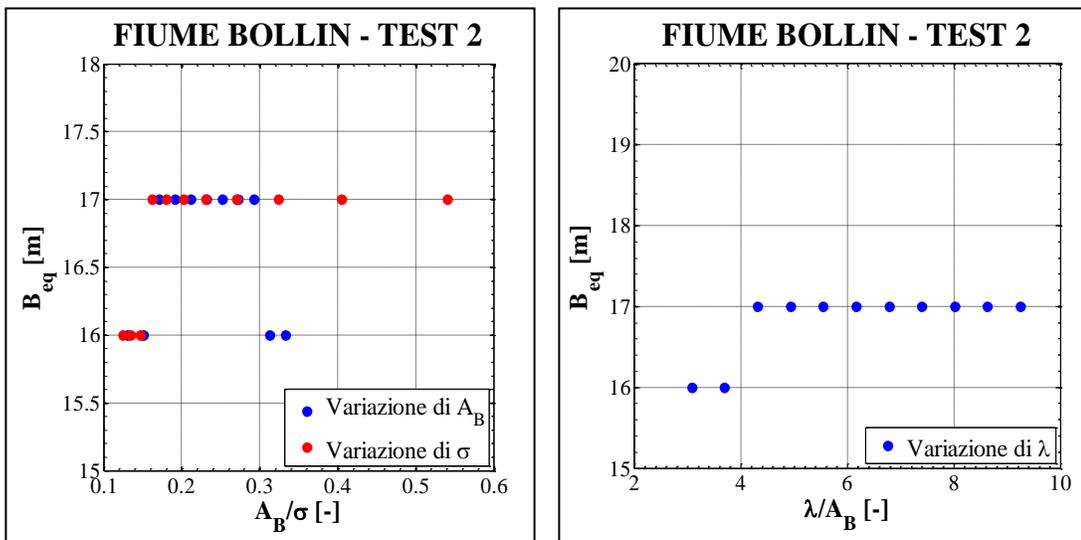


Figura 6.2 (a) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando i parametri A_B e σ . (b) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando il parametro λ .

- **Fiume Medicine:**

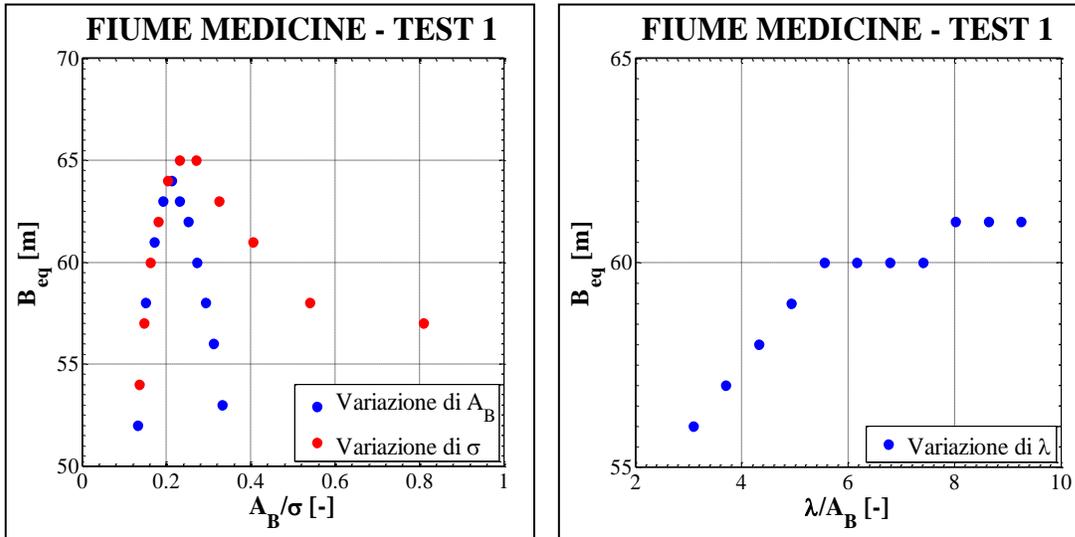


Figura 6.3 (a) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando i parametri A_B e σ . (b) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando il parametro λ .

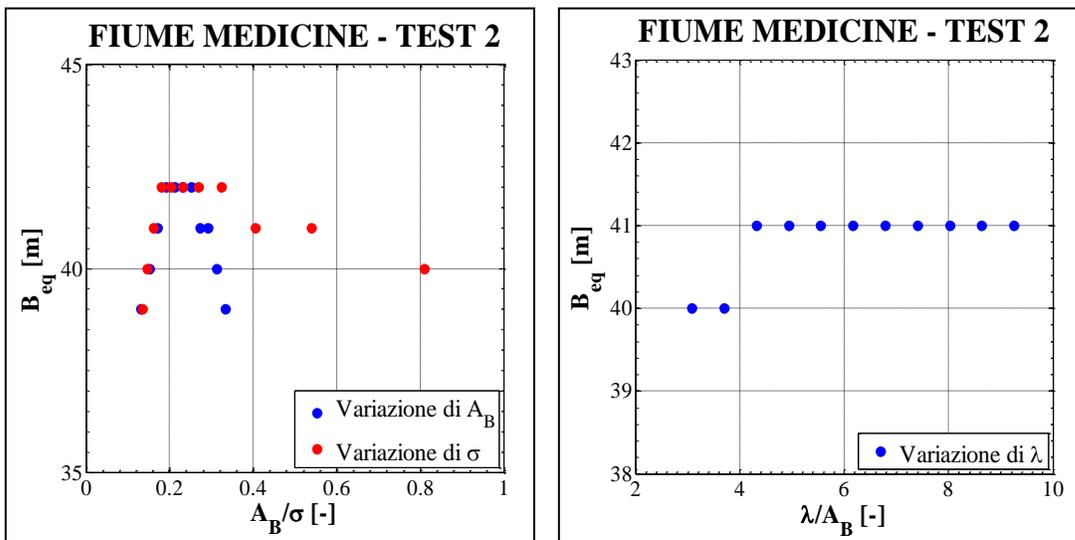


Figura 6.4 (a) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando i parametri A_B e σ . (b) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando il parametro λ .

- **Fiume Mekong a Nong Khai:**

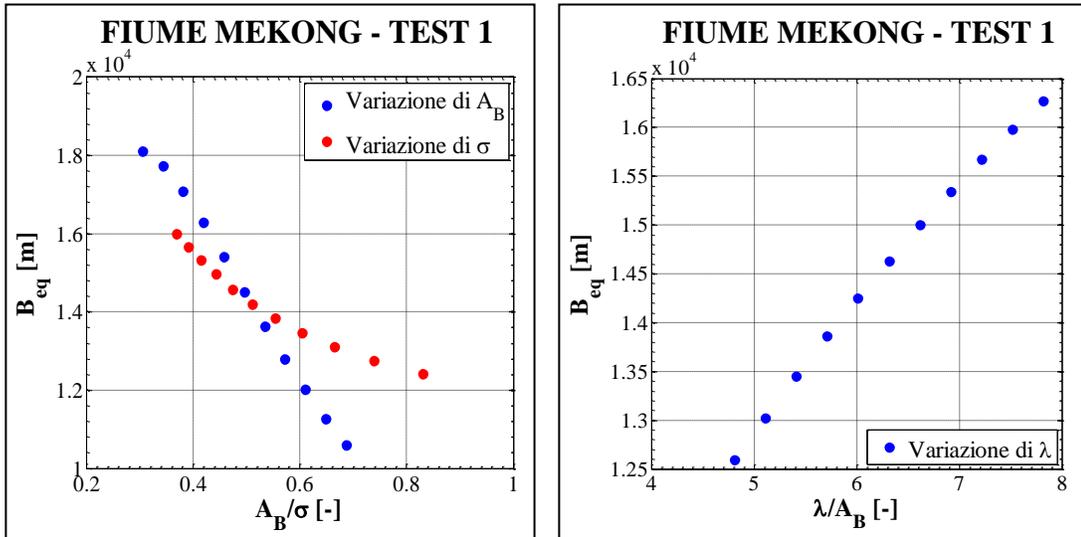


Figura 6.5 (a) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando i parametri A_B e σ . (b) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando il parametro λ .

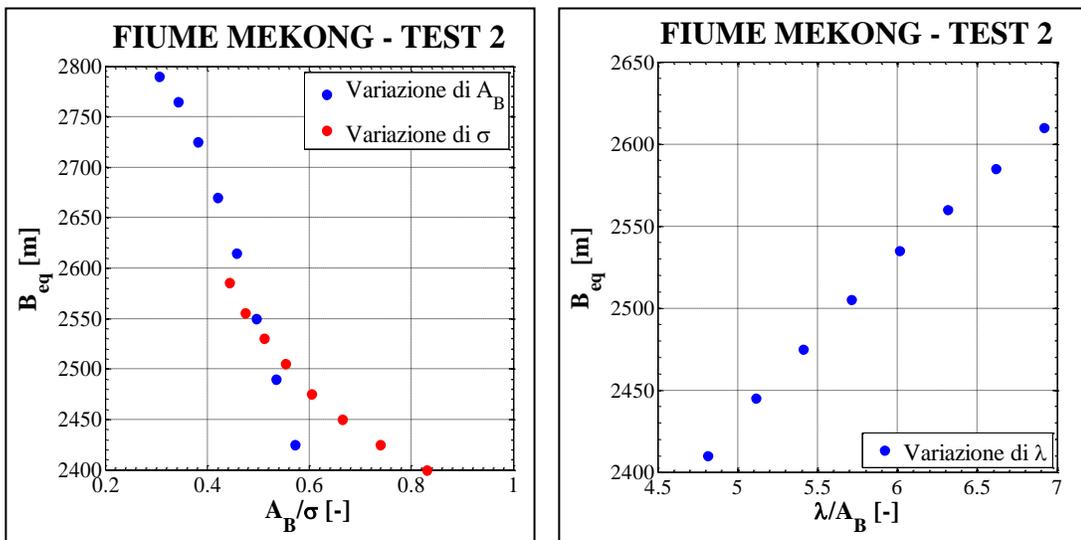


Figura 6.6 (a) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando i parametri A_B e σ . (b) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando il parametro λ .

- **Fiume Mekong a Wat Sop:**

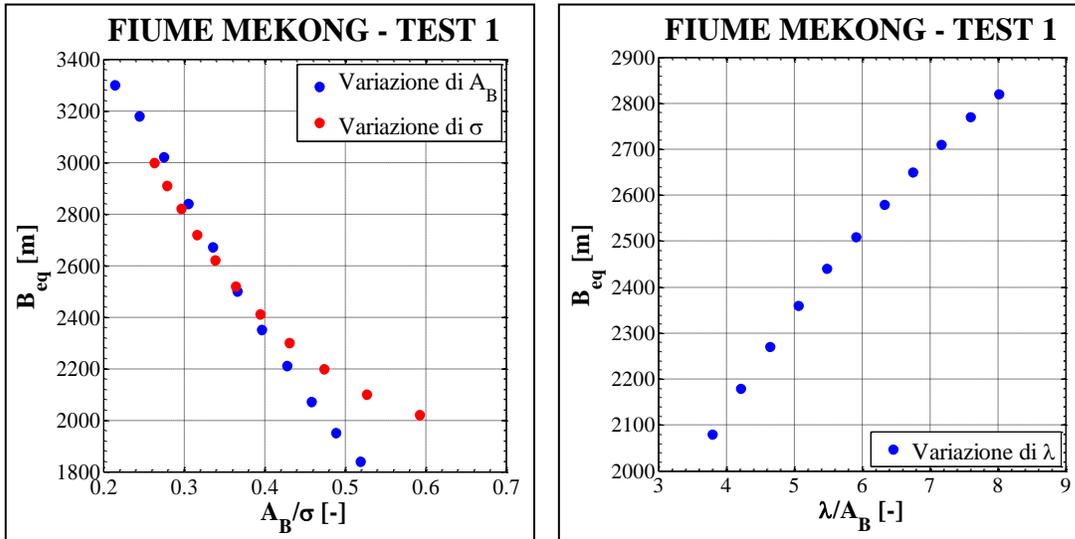


Figura 6.7 (a) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando i parametri A_B e σ . (b) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando il parametro λ .

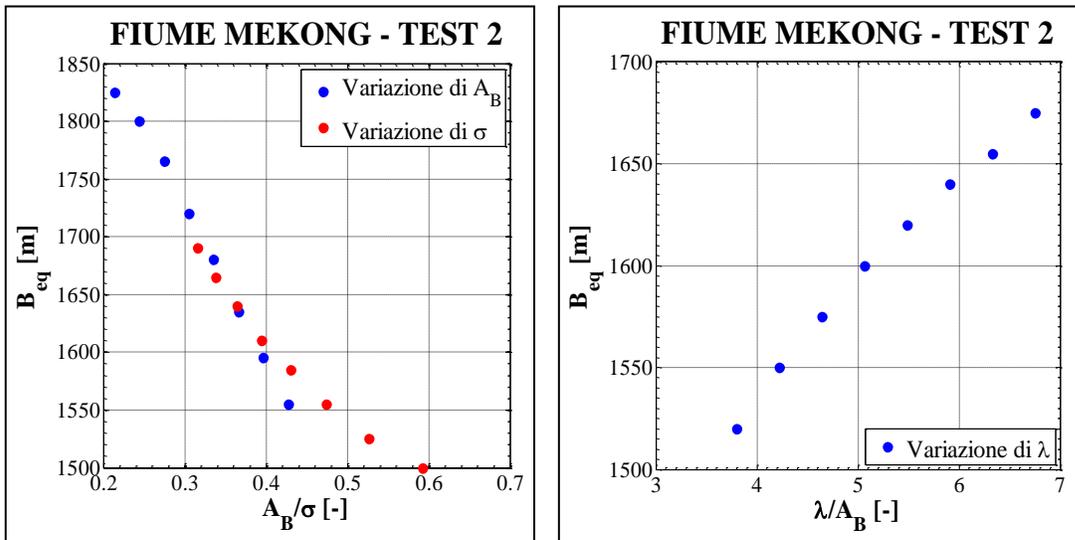


Figura 6.8 (a) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando i parametri A_B e σ . (b) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando il parametro λ .

- **Fiume Peace:**

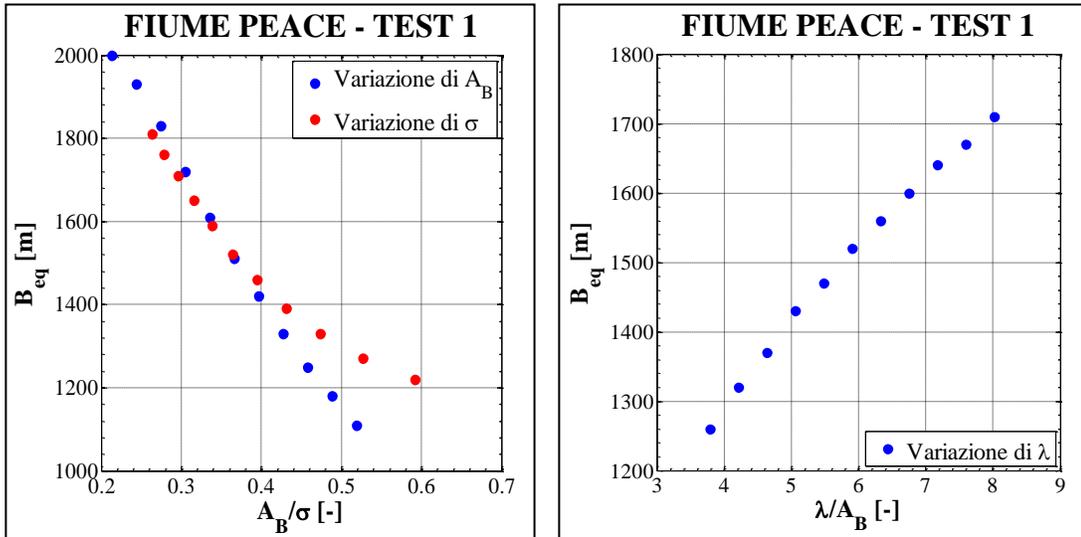


Figura 6.9 (a) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando i parametri A_B e σ . (b) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando il parametro λ .

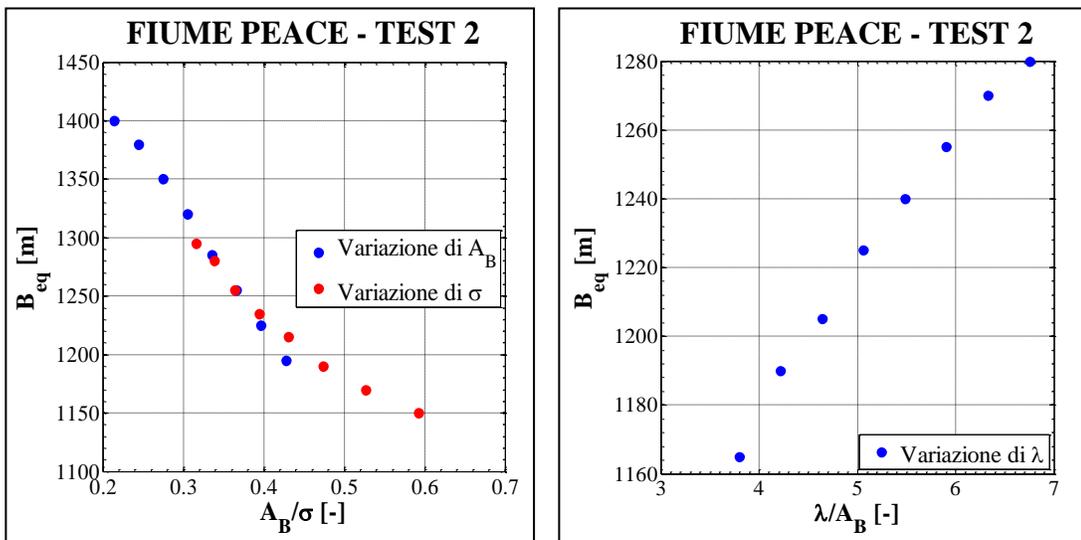


Figura 6.10 (a) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando i parametri A_B e σ . (b) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando il parametro λ .

- **Fiume Pembina:**

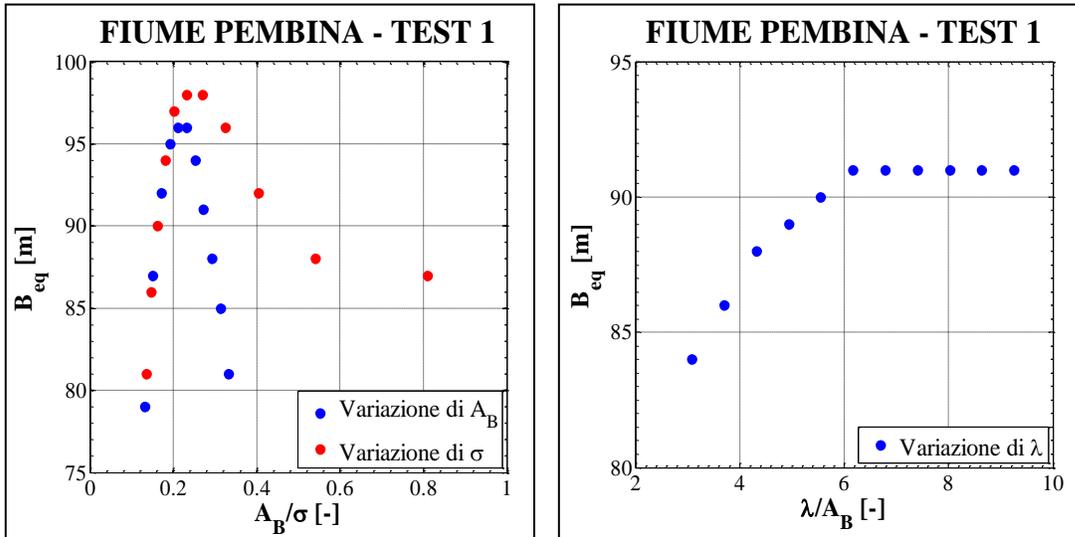


Figura 6.11 (a) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando i parametri A_B e σ . (b) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando il parametro λ .

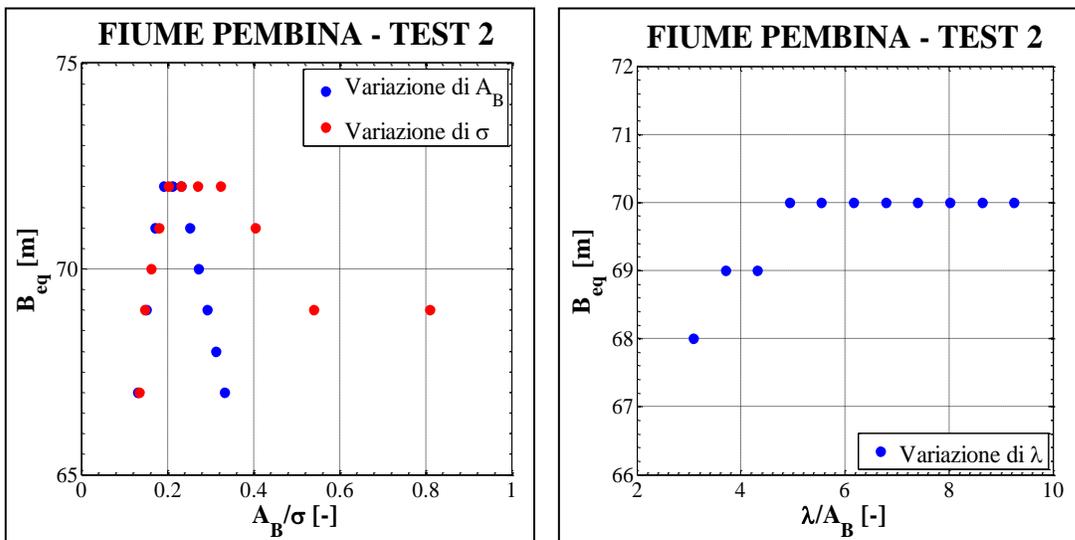


Figura 6.12 (a) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando i parametri A_B e σ . (b) Grafico delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate variando il parametro λ .

Considerazioni sui risultati ottenuti

Seguendo l'approccio teorico di *Kean e Smith* [2006a e b] (*cfr. Capitolo 1*), si ha che la quota di tensione di drag τ_D dello sforzo tangenziale totale τ_T aumenta con le dimensioni geometriche A_B e σ dei disturbi di sponda. Ne consegue, quindi, una riduzione della componente dello sforzo tangenziale τ_{SF} di attrito. Ricordando che il modello valuta il raggiungimento della condizione di equilibrio della sezione di un corso d'acqua confrontando la tensione critica τ_C con la tensione τ_{SF} , un incremento delle dimensioni geometriche A_B e σ degli elementi di sponda comporta una diminuzione della larghezza di equilibrio B_{eq} . La distanza tra le creste di due disturbi successivi, λ , influenza, invece, la distribuzione spaziale del campo di moto che si crea a valle dell'elemento di sponda, e, quindi, anche la valutazione della velocità di riferimento u_{ref} , che si ricorda essere calcolata mediando il quadrato della velocità sull'area occupata dall'ostacolo successivo a quello che produce gli strati limite interno e esterno, e la regione di scia (*cfr. equazione (1.18)*).

D'altra parte, la relazione (1.28) che fornisce il coefficiente di drag C_D proposta da *Kean e Smith* [2006a], indica che all'aumentare del rapporto $\frac{A_B}{\sigma}$ si ha un incremento di C_D e, per quanto detto sopra, una diminuzione del valore della larghezza di equilibrio B_{eq} . Viceversa, ad un aumento del rapporto $\frac{\lambda}{A_B}$, dovrebbe corrispondere un allargamento della sezione di equilibrio del corso d'acqua in esame.

Per quanto riguarda i fiumi Bollin, Medicine, Pembina e Swan, si nota un andamento non monotono dei punti riportati nel piano $\left(\frac{A_B}{\sigma}; B_{eq}\right)$. Dalle *Figure 6.1a, 6.2a, 6.3a, 6.4a, 6.11a, 6.12a, 6.13a e 6.14a*, si può osservare che, per valori bassi del rapporto $\frac{A_B}{\sigma}$, le larghezze di equilibrio calcolate risultino in controtendenza con quanto affermato in precedenza. Questo comportamento si ha sia nel caso che a variare sia la sporgenza A_B , che nel caso in cui si faccia variare l'estensione in direzione del moto σ . Questo risultato può essere dovuto al modello di calcolo che, per elementi

topografici poco sporgenti o molto estesi longitudinalmente, non valuta correttamente il loro contributo tensionale di forma. Tuttavia, per $\frac{A_B}{\sigma} > 0.2$ si riscontra un andamento che rispecchia quanto previsto dal punto di vista teorico, ovvero le larghezze di equilibrio B_{eq} tendono a diminuire all'aumentare del rapporto $\frac{A_B}{\sigma}$.

Si nota, inoltre, che l'intervallo di variazione delle larghezze di equilibrio, rapportato con il valore di larghezza calcolato precedentemente nelle serie di Tests 1 e 2, sia pari mediamente al 20% per i primi test, e al 10% nella seconda serie di test. È quindi evidente il miglioramento della precisione nella stima della sezione di equilibrio, fissando la profondità D_{bf} come input del modello di calcolo (Test 2) (cfr. *Capitolo 5*). Sempre con riferimento ai fiumi Bollin, Medicine, Pembina e Swan, le *Figure 6.1b, 6.2b, 6.3b, 6.4b, 6.11b, 6.12b, 6.13b e 6.14b* mostrano che l'andamento dei punti nel piano $\left(\frac{\lambda}{A_B}; B_{eq}\right)$ rispecchia quanto previsto teoricamente. Inoltre, la variabilità dei valori delle larghezze di equilibrio B_{eq} calcolate è notevolmente inferiore in entrambe le serie di tests, rispetto a quanto riscontrato nel caso dei parametri A_B e σ .

L'analisi di sensibilità svolta per i fiumi Mekong e Peace conferma gli andamenti previsti dalle considerazioni teoriche precedentemente riportate.

Infatti, dalle *Figure 6.5a, 6.6a, 6.7a, 6.8a, 6.9a, e 6.10a*, si può riscontrare un andamento decrescente delle larghezze di equilibrio per valori crescenti del rapporto $\frac{A_B}{\sigma}$, al variare sia di A_B , sia di σ . Si nota, inoltre, che i valori delle larghezze calcolate presentano una variabilità percentuale maggiore rispetto a quanto visto per i fiumi Bollin, Medicine, Pembina e Swan.

Un tratto comune a tutti i corsi d'acqua considerati è la diminuzione di variabilità della larghezza di equilibrio stimata passando dai Test 1 ai Test 2. È evidente che l'affidabilità del modello di calcolo migliora significativamente utilizzando il tirante D_{bf} come dato in ingresso. In altre parole, qualora si intenda utilizzare la portata come dato in ingresso, è centrale stimare in modo affidabile la resistenza al moto e,

conseguentemente, la profondità della corrente al fine di minimizzare l'errore nella stima finale della larghezza di equilibrio.

Sempre con riferimento al fiume Mekong e al fiume Peace, le *Figure 6.5b, 6.6b, 6.7b, 6.8b, 6.9b, e 6.10b* mostrano non solo che la sezione tende ad allargarsi all'aumentare di λ , ma anche che le variazioni di λ producono minori effetti sulla variabilità delle larghezze B_{eq} calcolate, rispetto a quanto accade variando A_B e σ (*Figure 6.5a, 6.6a, 6.7a, 6.8a, 6.9a, e 6.10a*).

Osservazioni conclusive

Nel corso di questo capitolo è stata descritta l'analisi di sensibilità del modello di calcolo della larghezza di equilibrio discusso nel *Capitolo 2*. Tale analisi è incentrata sulla variazione delle grandezze geometriche caratterizzanti i disturbi morfologici presenti sulle sponde di corsi d'acqua con alveo in sabbia. Facendo variare queste grandezze singolarmente, si è studiata l'influenza che ognuna ha sul risultato del modello di calcolo, cioè sulla valutazione della larghezza di equilibrio, B_{eq} .

I grafici riguardanti le variazioni di A_B e σ per i fiumi Bollin, Medicine, Pembina e Swan (*Figure 6.1a, 6.2a, 6.3a, 6.4a, 6.11a, 6.12a, 6.13a e 6.14a*) mostrano un comportamento contrario a quello descrivibile teoricamente.

Tuttavia, ciò accade per valori del rapporto $\frac{A_B}{\sigma}$ inferiori a 0.2, ovvero per elementi morfologici di sponda di piccole dimensioni. Probabilmente, in tal caso, la metodologia introdotta da *Kean e Smith (2006)* per suddividere lo sforzo tangenziale che complessivamente agisce sulle sponde in una componente di attrito, va rivista. Oppure, la metodologia può essere applicata solo per elementi aventi una certa ampiezza. D'altra parte, per il fiume Mekong e il fiume Peace, l'andamento di B_{eq} riportato nelle *Figure 6.5a, 6.6a, 6.7a, 6.8a, 6.9a, e 6.10a* risulta decrescente, come previsto teoricamente.

Per quanto riguarda l'analisi di sensibilità della grandezza λ , in tutti i corsi d'acqua considerati si è ottenuto la medesima tendenza all'allargamento della sezione di equilibrio con l'aumentare del valore della distanza delle creste λ .

Si vuole sottolineare come la grandezza geometrica che risulta influenzare maggiormente la lunghezza di equilibrio sia la sporgenza A_B dei disturbi di sponda, come evidenziato dai grafici delle *Figure 6.1a, 6.14a*. Infatti, la variazione del parametro A_B produce un intervallo di variabilità maggiore delle larghezze di equilibrio calcolate, rispetto ai valori ottenuti modificando le quantità σ .

In generale, inoltre, si nota che le analisi di sensibilità effettuate sulla seconda versione del codice di calcolo sviluppato (*cfr. Capitolo 5*) hanno evidenziato una minore variabilità rispetto alla prima versione del modello (*cfr. Capitolo 4*).

Se ne deduce che l'introduzione della profondità rilevata D_{bf} tra le variabili in ingresso al modello, comporta un miglioramento della stima della larghezza di equilibrio B_{eq} , e un incremento di affidabilità dei risultati.

CAPITOLO 7: La tensione tangenziale critica del materiale di sponda

Introduzione

Nelle sezioni precedenti, è stato descritto il modello di calcolo sviluppato per stimare la larghezza di equilibrio di un corso d'acqua con alveo in sabbia. Sono stati riportati successivamente i risultati ottenuti per diversi fiumi dei quali si era in possesso dei dati necessari per il calcolo e, infine, si è condotta un'analisi di sensibilità sulle grandezze geometriche che caratterizzano gli elementi topografici che si generano sulle sponde.

In questo capitolo, si vuole approfondire la tematica della stima della tensione tangenziale critica τ_C . Nel *Capitolo 3*, erano stati presentati i valori di τ_C reperiti nella letteratura scientifica, ottenuti mediante misure di campo condotte su corsi d'acqua con caratteristiche paragonabili a quelle dei fiumi considerati in questo studio.

Al pari delle dimensioni geometriche degli elementi topografici delle sponde, la tensione critica è di difficile misura, ed è soggetta a una grande eterogeneità spaziale.

In quanto segue, sarà valutata numericamente la tensione critica τ_C necessaria affinché i corsi d'acqua analizzati siano in condizioni di equilibrio in base ai dati rilevati in condizioni di piena, nello specifico la portata Q_{bf} , il tirante D_{bf} e la larghezza B_{bf} . Questa stima sarà svolta utilizzando un codice di calcolo opportunamente modificato rispetto al programma sviluppato e descritto in precedenza (*cfr. Capitolo 2*). I risultati numerici saranno poi confrontati con quelli rilevati nelle misurazioni di campo (*cfr. Tabella 3.4*). Infine, facendo riferimento ai dati di τ_C reperibili in letteratura, si darà una valutazione generale dei risultati ottenuti.

Inquadramento teorico

Le dinamiche che causano l'erosione e la modifica delle sponde di un corso d'acqua sono tipicamente dovute a una combinazione di tre fenomeni: un processo di erosione locale, l'erosione fluviale, e l'instabilità del pendio (*Lawler, 1995*).

Il primo processo è correlato a eventi climatici che si susseguono sulla sponda oggetto di studio, quali la presenza di ghiaccio o di siccità prolungate. In particolare, rapide variazioni di temperatura possono contribuire a ridurre la resistenza del materiale di sponda, rendendolo instabile e più facilmente erodibile dalla corrente.

L'erosione fluviale invece è la rimozione da parte della corrente di particelle o aggregati, e avviene nel letto del fiume e/o sulle sponde.

Infine, l'instabilità del pendio arginale riguarda il collasso di vasti volumi di materiale a causa di scorrimenti subsuperficiali.

Molte ricerche si sono concentrate sullo studio delle proprietà dei terreni che costituiscono le sponde fluviali, con lo scopo di approfondire le dinamiche sopra esposte. Le misure di campo condotte su molti corsi d'acqua in diversi ambienti e fasce climatiche hanno evidenziato una notevole variabilità spaziale, anche a scala locale, di grandezze come la tensione tangenziale critica τ_C e il tasso di erosione ε delle sponde (*cfr. equazione (1.1)*).

Le cause morfologiche e non solo della variabilità osservata sono state oggetto di numerosi studi.

Una ricerca interessante in tal senso è quella di *Wynn e Mostaghimi [2006]*, che hanno valutato sperimentalmente il tasso di erosione e la tensione critica delle sponde in materiale coesivo di diversi corsi d'acqua posti nella parte sud-occidentale dello stato della Virginia (USA).

I rilievi sono stati effettuati utilizzando uno strumento composto da una pompa collegata a una cella posta sulla sponda del fiume. All'interno di questa unità, l'acqua in pressione viene indirizzata contro il terreno, e in seguito se ne valuta l'erosione avvenuta. Tramite successive analisi si risale quindi valore locale della tensione

tangenziale critica. I valori di τ_C misurati con tale dispositivo sono nella *Tabella 7.1*, che, in particolare, riporta la media, la mediana, il minimo e il massimo τ_C .

	τ_C (Pa)
Media	3.5
Mediana	1.7
Minimo	0.0
Massimo	21.9

Tabella 7.1 Risultati ottenuti da Wynn e Mostaghimi [2006]. Sono riportati i valori di media, mediana, minimo e massimo per la tensione tangenziale critica τ_C .

Wynn e Mostaghimi [2006] studiarono, inoltre, tramite successivi esperimenti, i fattori che possono avere maggiore influenza sulle variazioni locali della tensione critica all'interno di una sponda. I risultati di tale studio indicano che sotto talune condizioni (altezza delle sponde comparabile con la profondità delle radici) la presenza di radici può rinforzare le sponde fluviali naturali. I dati raccolti mostrano come l'aumento della densità degli apparati radicali arborei comporti una diminuzione del tasso di erosione e, conseguentemente, un'incremento della tensione critica. Questo implica che la vegetazione delle sponde, quando costituita da alberi e arbusti, produce un maggior effetto di rinforzo per il materiale coesivo presente, rispetto alla vegetazione di tipo erbaceo [Wynn et al., 2004]. Lo studio di Wynn e Mostaghimi [2006] mostra inoltre, seppure in misura minore, che la variabilità della tensione critica τ_C tra diversi corsi d'acqua è influenzata anche dalla composizione chimica dell'acqua e del materiale coesivo che costituisce le sponde fluviali.

Procedura di calcolo

L'obiettivo di questo capitolo è, note le caratteristiche geometriche della sezione e le caratteristiche della corrente idraulica che le sollecita, fornire una stima della tensione tangenziale critica τ_c per i corsi d'acqua considerati nel *Capitolo 3*.

Per effettuare questo calcolo, si è opportunamente modificato il codice di calcolo sviluppato nel *Capitolo 2*.

Nella *Figura 7.1* si riporta il diagramma a blocchi che rappresenta il funzionamento del codice modificato e il flusso delle variabili principali.

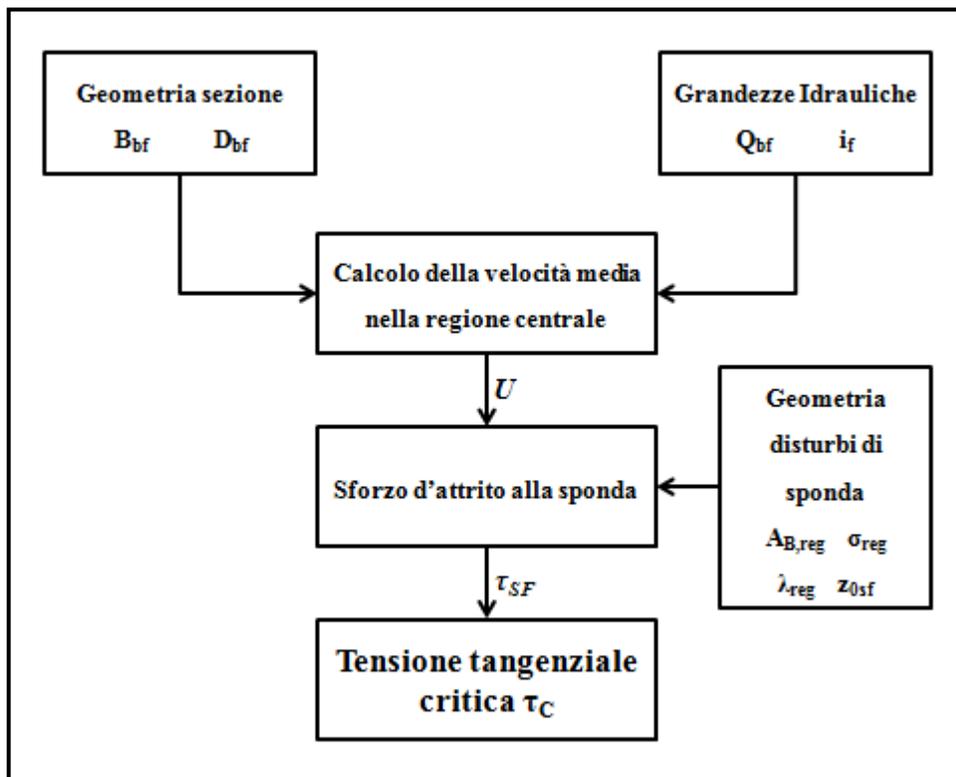


Figura 7.1 Schema a blocchi che rappresenta il procedimento utilizzato per il calcolo della tensione tangenziale critica τ_c . È inoltre rappresentato il flusso delle variabili principali all'interno del programma di calcolo.

I dati in ingresso al programma sono la portata di piena Q_{bf} , la pendenza del corso d'acqua i_f , la larghezza B_{bf} e il tirante D_{bf} rilevati in condizioni di piena.

La geometria dei disturbi di sponda, assunti di forma gaussiana, è descritta tramite l'altezza dell'elemento $A_{B,reg}$, la lunghezza scala nella direzione del moto σ_{reg} , la distanza tra le creste delle forme λ_{reg} , e la scabrezza di grano z_{OSF} .

Inizialmente, il modello valuta la velocità media U della corrente nella regione centrale non influenzata dagli strati limite (interno ed esterno) e dalla regione di scia generati alle sponde per effetto delle asperità su di esse presenti.

Tale velocità, i valori caratteristici dei disturbi di sponda regolarizzati ($A_{B,reg}$, σ_{reg} e λ_{reg}) secondo la formulazione di *Kean & Smith* e il valore di z_{OSF} sono i dati necessari per calcolo lo sforzo tangenziale d'attrito agente sulla sponda τ_{SF} .

È evidente come, in condizioni di equilibrio, la tensione critica τ_C debba essere uguale alla tensione di attrito τ_{SF} calcolata.

In *Appendice B* è riportato il listato del codice di calcolo utilizzato per stimare la tensione tangenziale critica τ_C .

Risultati ottenuti per i fiumi con alveo in sabbia

Utilizzando il programma descritto nel paragrafo precedente, è stata stimata la tensione tangenziale critica τ_C per i corsi d'acqua considerati, affinché sia raggiunta la condizione di equilibrio sulle sponde. Questa condizione si ha quando $\tau_C = \tau_{SF}$.

Nella *Tabella 7.2* sono riportate, per ogni fiume, la tensione critica calcolata, $\tau_{C,calc}$, e quella rilevata attraverso misurazioni in campo, $\tau_{C,ril}$ (cfr. *Tabella 3.4*).

Fiume	$\tau_{C,calc}$ (Pa)	$\tau_{C,ril}$ (Pa)
Fiume Bollin	2.31	1.25
Fiume Medicine	1.90	1.25
Fiume Mekong a Nong Khai	9.39	0.56
Fiume Mekong a Wat Sop	3.76	0.83
Fiume Peace	2.53	0.83
Fiume Pembina	2.36	1.25
Fiume Swan	2.35	1.25

Tabella 7.2 Risultati ottenuti mediante il modello di calcolo numerico. Sono riportati i valori della tensione critica calcolata, $\tau_{C,calc}$, e della tensione rilevata attraverso misurazioni in campo, $\tau_{C,ril}$.

È immediato osservare che i valori calcolati $\tau_{C,calc}$ sovrastimano decisamente le tensioni tangenziali critiche rilevate $\tau_{C,ril}$. Nello specifico, per il fiume Mekong alla sezione di Nong Khai è stato ottenuto un valore molto maggiore rispetto a quanto riscontrato dalle misurazioni di campo. Negli altri casi considerati, invece, le tensioni critiche calcolate sono relativamente più basse e prossime ai valori rilevati sperimentalmente.

Considerazioni sui risultati

Come si vede nella *Tabella 7.2*, a parte il caso del fiume Mekong a Nong Khai, i valori calcolati della tensione critica sono compresi nell'intervallo 2 - 4 Pa.

Questi valori di calcolo sono in generale maggiori di quelli rilevati in campo da *Darby* [2010] e *Nardi e Rinaldi* [2010] (*cfr. Capitolo 3*).

D'altra parte, i valori calcolati delle tensioni critiche $\tau_{C,calc}$ sono confrontabili con il valore medio delle rilevazioni effettuate da *Wynn e Mostaghimi* [2006] (*cfr. Tabella 7.1*).

Quindi, nel caso di corsi d'acqua con sponde coesive, il modello di calcolo opportunamente modificato fornisce una stima della tensione tangenziale critica noti i dati idraulici del fiume e le grandezze geometriche che specificano i disturbi di sponda.

In precedenza è stato evidenziato come il valore della tensione tangenziale critica, nel caso di sponde di diversi corsi d'acqua naturali, possa variare notevolmente. Questo risultato è dovuto ai numerosi fattori che la influenzano, come la composizione e le caratteristiche meccaniche degli strati di materiale che costituiscono le sponde, la presenza e il genere di vegetazione, e il tipo di clima. Tale variabilità può interessare lo sforzo critico anche considerando scale spaziali ridotte: infatti, lungo lo stesso fiume, si possono alternare diversi ambienti naturali, come foreste o radure, con relativi microclimi che possono intervenire sulle proprietà erosive delle sponde.

Appare quindi evidente la difficoltà di dare una valutazione precisa della tensione tangenziale critica, soprattutto nel caso di corsi d'acqua naturali. Questo spiega l'ampiezza dell'intervallo di valori per τ_C rilevato e riportato da *Wynn e Mostaghimi* [2006] (*cfr. Tabella 7.1*).

Chiaramente le incertezze legate alla determinazione del valore della tensione critica alla sponda influenzano la stima della sezione di equilibrio effettuata nei *Capitoli 4 e 5*.

È evidente che, una sovrastima della tensione critica del materiale che costituisce le sponde comporta una sottostima della larghezza di equilibrio del corso d'acqua. Infatti, con riferimento alle *Figure 4.1,4.7 e 5.1,5.7*, è immediato osservare come un incremento della soglia (innalzamento della retta tratteggiata rossa) comporti valori minori della larghezza B_{eq} .

Conclusioni

In questo capitolo è stata descritta la procedura di calcolo utilizzata per stimare la tensione tangenziale critica τ_C che, note le caratteristiche idrauliche della corrente in condizioni di piena e la geometria dei disturbi topografici presenti sulle sponde, consente di assumere che la sezione rilevata (*cf. Capitolo 3*) sia in una condizione di equilibrio.

Il confronto tra i risultati ottenuti e i valori misurati in campo indica una generale sovrastima da parte delle larghezze. Tuttavia, per la maggior parte dei corsi d'acqua considerati in questo elaborato, le tensioni critiche calcolate si sono dimostrate prossime al valore medio di tensione critica τ_C misurato da *Wynn e Mostaghimi [2006]*.

Nel *Capitolo 6* è stata analizzata l'influenza sulla stima della sezione di equilibrio da parte delle grandezze geometriche caratterizzanti i disturbi di sponda. Tali grandezze, a causa della difficile e laboriosa procedura per la loro valutazione e della loro natura dinamica all'interno delle regioni di sponda, sono state variate entro definiti intervalli in modo da valutare la loro influenza sui risultati del modello.

In questo capitolo, tuttavia, si è evidenziato come anche la tensione critica rappresenti una quantità di difficile rilevazione e valutazione in campo. Quindi, anche questa grandezza deve essere oggetto di una analisi di sensibilità al fine di valutare il suo effetto sulla stima della larghezza di equilibrio.

In definitiva, una stima affidabile della larghezza di equilibrio richiede una buona conoscenza del tipo di materiale che compone le sponde del corso d'acqua in esame e, quindi della tensione tangenziale critica τ_C che lo caratterizza.

CAPITOLO 8: Conclusioni

In questo elaborato di tesi è stato trattato il tema della valutazione della larghezza della sezione di equilibrio di un corso d'acqua caratterizzato da sponde erodibili composte da materiale coesivo.

La soluzione di tale problema permette sia di spiegare perché la generica sezione di un corso d'acqua naturale possieda una certa larghezza, sia di fornire indicazioni per la progettazione di canali 'stabili' (i.e., per uso irriguo).

L'obiettivo di questa tesi era di sviluppare un modello di calcolo fisicamente basato che potesse fornire la geometria della sezione di equilibrio di un assegnato fiume, con un onere computazionale relativamente contenuto.

Il principale riferimento teorico è stato il lavoro di *Kean e Smith [2006a, 2006b]*, che consente di valutare la componente di attrito dello sforzo tangenziale agente sulle sponde, responsabile dei fenomeni erosivi. Tale studio pone l'attenzione sull'influenza delle asperità topografiche presenti sulle rive fluviali: tali disturbi possono essere descritti utilizzando serie regolari di elementi di forma gaussiana, la derivazione delle cui caratteristiche geometriche è stata ottenuta tramite opportune analisi statistiche.

In particolare, seguendo *Smith e McLean [1977]*, lo sforzo tangenziale totale è stato scomposto in una componente dovuta all'attrito, e in una componente di forma dovuta agli elementi topografici presenti sulle sponde (drag).

Risulta quindi evidente l'importanza di stimare il contributo di drag alla tensione totale agente, al fine di quantificare correttamente lo sforzo di attrito, responsabile dell'erosione fluviale.

La modellazione dell'effetto che le forme morfologiche presenti sulle sponde hanno nella trattazione della sezione di equilibrio rappresenta la peculiarità della tesi descritta in questo elaborato.

È stato necessario impostare un procedimento di calcolo iterativo all'interno che, al variare della larghezza della sezione, determina la condizione di equilibrio, ovvero

quella condizione per cui la componente di attrito della tensione tangenziale tende alla tensione tangenziale critica nella regione di sponda.

È stata costruita una banca dati relativi a vari corsi d'acqua con alveo in sabbia, cercando di sopperire alla scarsità di misurazioni relative agli elementi topografici che caratterizzano la geometria delle sponde. I dati raccolti sono stati utilizzati come dati in ingresso al modello di calcolo sviluppato.

È stato possibile così condurre una prima serie di test (Test 1) in cui le larghezze di equilibrio sono state calcolate in base alla portata di piena, alla pendenza del canale e alle grandezze caratteristiche degli elementi morfologici delle sponde del corso d'acqua. Le larghezze calcolate in questi test, sono risultate in genere maggiori di quelle misurate nei vari corsi d'acqua analizzati.

Questa sovrastima è essenzialmente legata alla grossolana valutazione della profondità della corrente in condizioni di piena fornita dalle formule di moto uniforme utilizzate.

Tenendo presente che un'ulteriore approssimazione è quella di assumere che la sezione del corso d'acqua sia rettangolare, si è concluso che, nonostante le semplificazioni introdotte, il modello proposto è in grado di fornire almeno l'ordine di grandezza della larghezza di equilibrio.

Al fine di ottenere una stima più accurata della larghezza di equilibrio della sezione, anziché calcolare il tirante della corrente tramite le usuali formule di moto uniforme, è stata usata direttamente la profondità rilevata in campo come dato in ingresso del modello di calcolo. In tal modo si è voluta valutare la capacità predittiva del metodo proposto in assenza dell'errore anche rilevante che, come discusso, può caratterizzare il calcolo del tirante e della velocità della corrente in condizioni di moto uniforme.

Dai risultati ottenuti in questa seconda serie di simulazioni (Test 2), si è notato che i valori stimati delle larghezze di equilibrio risultano minori di quelli calcolati nella prima serie di test, ma sono ancora maggiori rispetto ai valori rilevati.

Questa differenza può essere dovuta alle semplificazioni introdotte nel modello di calcolo nonché, come specificato nel seguito, alle incertezze connesse alla valutazione della tensione tangenziale critica alle sponde. D'altra parte, da un punto

di vista strettamente fisico, non è inverosimile che i dati di campo osservati si riferiscano a sponde che, in realtà, non sono in equilibrio in condizioni di piena, ma tendono ad essere instabili a causa dei fenomeni erosivi.

Le larghezze di equilibrio ottenute nelle due serie di tests sono state confrontate con i corrispondenti valori forniti dalle equazioni quasi-universali sviluppate da *Wilkerson e Parker* [2011] sulla base di un'ampia serie di dati sperimentali. Attraverso la rappresentazione in un grafico adimensionale, è stato possibile apprezzare la sostanziale somiglianza tra le diverse serie di larghezze riportate.

In altre parole, il modello fornisce valori delle larghezze di equilibrio paragonabili a quelli ottenuti dall'equazione quasi universale di *Wilkerson e Parker* [2011].

Si è condotta quindi un'analisi di sensibilità del modello di calcolo, facendo variare le grandezze geometriche degli elementi caratteristici delle sponde, assunti di forma gaussiana. Tale analisi indica che il parametro geometrico che maggiormente influenza il calcolo della larghezza di equilibrio è l'ampiezza dei disturbi di sponda.

Inoltre, le analisi di sensibilità effettuate con riferimento alla seconda versione del codice di calcolo mostrano una minore variabilità rispetto alla prima versione del modello. In altre parole, l'utilizzo della profondità rilevata come variabile in ingresso, comporta un miglioramento della stima della larghezza di equilibrio, e un incremento dell'affidabilità dei risultati.

Un ulteriore parametro che può influenzare significativamente i risultati è la tensione critica; quest'ultima, inoltre, rappresenta una quantità di difficile rilevazione e valutazione in campo e, quindi, può condizionare decisamente la stima della larghezza di equilibrio.

Nella parte finale dell'elaborato, si è determinato qual è il valore della tensione critica che si deve introdurre nel modello affinché la sezione rilevata sia in equilibrio rispetto alla portata di piena. I risultati ottenuti indicano come, effettivamente, la tensione critica introduca un ulteriore elemento di incertezza nella valutazione della larghezza di equilibrio.

Per quanto trattato ed esposto in questo elaborato di tesi, il modello di calcolo sviluppato rappresenta un valido strumento per ottenere utili informazioni, sia pure di

prima approssimazione, circa la larghezza di equilibrio di un corso d'acqua con alveo in sabbia.

È infatti necessario considerare tali risultati alla luce delle numerose semplificazioni introdotte nel codice di calcolo.

I risultati ottenuti si sono dimostrati essere consistenti da un punto di vista fisico, sebbene per i corsi d'acqua analizzati mancassero alcuni dati e, quindi, si sia dovuto completare le serie di dati in ingresso al modello utilizzando i dati reperibili in letteratura.

In definitiva, si è mostrato che il programma di calcolo sviluppato fornisce una buona stima della larghezza di equilibrio di un corso d'acqua con alveo in sabbia e sponde in materiale coesivo, qualora vengano minimizzate, per quanto possibile, le incertezze relative ai dati in ingresso.

La possibilità di avere a disposizione un dataset più ampio di corsi d'acqua, può permettere ulteriori miglioramenti e calibrazioni del modello sviluppato.

APPENDICE A: Il codice di calcolo per valutare la larghezza della sezione di equilibrio (Test 1)

Il programma principale del modello di calcolo

Si riporta di seguito il listato del codice di calcolo utilizzato per valutare la larghezza di equilibrio di un corso d'acqua nel caso di alveo sabbioso.

```
1  clear all
2  close all
3  clc
4
5  global h Qver chi
6
7  %% Caricato il file con i dati di input
8  input_unif=load ('input_unif.dat');
9  Q=input_unif(1);
10 slope=input_unif(2);
11 Dbed=input_unif(3);
12 D50bank=input_unif(4);
13
14  %%%
15  %%% Inizio ciclo iterativo per cercare la larghezza d'equilibrio
16
17  Bin=10;    % Si ipotizza B iniziale
18  cont=1;   % contatore
19  diff=1;
20
21  while ((diff>0.01)&&(cont<2000))
22
23  %%%%%%%%% Calcolo velocità media nella regione centrale %%%%%%%%%
24
25  % Si calcola la velocità della corrente uUnif nel canale
26  % Si richiama la function uniforme
27  uUnif=uniforme(Bin,Q,slope,Dbed);
28
29  %%%%%%%%%%%%% Calcolo sforzo tangenziale sulla sponda %%%%%%%%%%%%%
30
31  % Il codice non procede se R>L/2
32  % dove R = punto di riattacco e L = distanza creste(lambda)
33
34  global kappa xRmin z0sf
```

```

35
36 % Caricato il file con i dati di input per modulo di Kean & Smith
37 input_kean=load ('input_kean.dat');
38 H=input_kean(1); % altezza elemento topografico (A_B)
39 S=input_kean(2); % lunghezza direz della corrente (sigma)
40 L=input_kean(3); % distanza creste (lambda)
41
42 % Costanti introdotte
43 kappa=0.408; % costante di Von Karman
44 rho=999.7; % densità acqua
45
46 % Calcolo del coefficiente Cd e area del bump A_Bump
47 Cd=1.79*exp(-0.77*(S/H)); % equazione (1.28)
48
49 A_Bump=H*S*sqrt(2*pi)*erf(3/sqrt(2)); % equazione (1.19)
50
51 % Calcolo del termine beta
52 beta_far=input_kean(4);
53 c=input_kean(5);
54 beta=ones(length(L))*(1-exp(-c*(L/H))); %equazione (1.14)
55
56 % Calcolo del valore R
57 A1=sqrt(10)*beta; %equazione (1.12)
58 A2=sqrt(20)/(18*beta); %equazione (1.13)
59 R=Cd*H*(A2^2); %equazione (1.10)
60
61 % Coordinata x
62 nx=100;
63 if R>L/2
64     xsf1=R;
65 else
66     xsf1=L/2;
67 end
68 xsf2=xsf1+L;
69
70 % costruzione vettore x che comprende un bump intero
71 dx=(xsf2-xsf1)/nx;
72 x=(0:nx+1)*dx+xsf1;
73 xc=xsf1+L/2;
74 x0=0;
75
76 % Valori imposti
77 z0sf=input_kean(6); % scabrezza locale della parete senza bump
78 xRmin=7*z0sf;
79
80 % Si richiama function IBLheight (spessore strato limite interno)
81 delta = IBLheight(x,R,z0sf);
82 for i=1:length(delta)

```

```

83     if delta(i)<1.1*z0sf;
84         delta(i)=1.1*z0sf;
85     end
86 end
87
88 % calcolo spessore strato limite interno in x = x_c
89 deltacen=IBLheight(xc,R,z0sf);
90 if deltacen<1.1*z0sf;
91     deltacen=1.1*z0sf;
92 end
93
94 % Valutazione velocità tra regione di scia e strato limite esterno
95 ub=1; % è una variabile dummy assunta pari a 1
96
97 % Funzione spessore strato di scia
98 b=A1*Cd*H*sqrt((x+x0)/(Cd*H)); %equazione (1.11)
99 bc=A1*Cd*H*sqrt((xc+x0)/(Cd*H)); % %equazione (1.11) per x=xc
100
101 % Ghorz function g calcolata in xc
102 gxc=A2*sqrt((Cd*H)/(xc+x0)); %equazione (1.8)
103
104 % Calcolo della funzione del profilo di scia - equazione(1.7)
105 fdelta=(1-(delta/b)^1.5).^2;
106 for i=1:102;
107     gx(i)=A2*((Cd*H)/(x(i)+x0))^0.5;
108 end
109 uwake=ub*(1-gx.*fdelta); %equazione (1.7)
110
111 % Calcolo ustarsf posta l'uguaglianza della velocità tra regione di
112 % scia e strato limite interno, ricavando il valore da equazione(1.4)
113 ustarsf=uwake*kappa./log(delta/z0sf);
114
115 % Media di ustarsf lungo L su un bump
116 ustarsfave=sum(ustarsf*dx)/L;
117
118 % Stimato che lo sforzo d'attrito sull'elemento uguagli lo sforzo
119 % d'attrito quando lo stesso è rimosso
120 alpha0=input_kean(7);
121 alpha1=ustarsfave/ub;
122
123 % Velocità di riferimento risolta analiticamente da Kean e Smith
124 if R>xc-3*S
125     xw1=R;
126 else
127     xw1=xc-3*S;
128 end
129 xw2=xc+3*S;
130 i1=min(find(x>=xw1));

```

```

131 i2=max(find(x<+xw2));
132 uref2=0;
133 if xw2>xw1
134     for k=i1:i2
135         z1=delta(k);
136         z2=H*exp(-(x(k)-xc)^2/(2*S^2));
137         % H> delta
138         if z2>z1
139 % velocità regione di scia
140             uW = WakeIntSqr(A2,ub,x(k),x0,Cd,H,b(k),z1,z2);
141 % velocità strato limite interno
142             uLin = LogIntSqr(ustarsf(k),z0sf,z0sf,z1);
143 % velocità strato limite esterno
144             uLOut=0;
145         end
146         % zm>del>H and zm>delcen
147         if z1>z2
148             uW =0;
149             uLin = LogIntSqr(ustarsf(k),z0sf,z0sf,z2);
150             uLOut = 0;
151         end
152 % integrale della velocità di riferimento al quadrato
153         uref2=uref2+dx*(uW+uLin+uLOut); % (cfr. equazione (1.18))
154     end
155     uref2=uref2/A_Bump; %equazione (1.18)
156 end
157
158 % Calcolo di alpha2
159 alpha2=sqrt(uref2)/ub; %equazione (1.23)
160
161 % ubratio è ustarT/ub -> usata equazione (1.25)
162 ubratio=alpha0*alpha1*sqrt(1+(0.5*Cd*H/L*(alpha2/(alpha0*alpha1))^2));
163
164 % Si trova zm analiticamente e si prende solo la parte reale
165 t1=1-((4/3)*(ubratio/(kappa*gxc)));
166 zm=real(bc*((1+sqrt(t1))/2)^(2/3)); %equazione (1.26)
167
168 % Calcolata f(zm/b) da equazione (1.9)
169 fzm=(1-(zm/bc)^(3/2))^2;
170
171 z0T=zm.*exp(-kappa*(1-gxc*fzm)/ubratio); %equazione (1.27)
172 ustarT=ubratio*ub; % basata su assunzione di ub
173 ustarratio=ustarT/ustarsfave;
174
175 %%% Calcolo di TauT e TauSF
176 %%% Assegnati i valori da modulo idraulico
177 uout=uUnif;
178 zout=input_kean(8);

```

```

179 ustarTFIN=uout*kappa/log(zout/z0T); % da equazione (1.16)
180 ustarsfFIN=ustarTFIN/ustarratio;
181 TauT=rho*ustarTFIN^2;
182 TauSF=rho*ustarsfFIN^2;
183 TauD=TauT-TauSF;
184
185 % Forza di Drag e velocità di riferimento
186 Fd=L*TauD;
187 urefFIN=sqrt((2*Fd)/(rho*H*Cd)); %equazione (1.20)
188
189 %%%%%%%%%% Calcolo della larghezza di equilibrio %%%%%%%%%%
190
191 % Gravità specifica
192 Rg=input_unif(5);
193
194 % Tensione tangenziale critica
195 TauC=input_kean(9);
196
197 % Adimensionalizzazione d TauC
198 TaustarC=TauC/(9.81*Rg*rho*D50bank);
199
200 % Adimensionalizzazione di TauSF
201 TaustarSF=TauSF/(9.81*Rg*rho*D50bank);
202
203 %% Costruzione dei vettori per output dei risultati
204 vettoreTauSF(cont,1)=TauSF;
205 vettoreB(cont,1)=Bin;
206 vettoreukean(cont,1)=urefFIN;
207 vettoreuOUT(cont,1)=uout;
208 vettoreTauT(cont,1)=TauT;
209
210 %% Condizioni per blocco del modello, una volta raggiunto equilibrio
211 if TaustarSF>TaustarC
212     diff=abs(TaustarC-TaustarSF);
213 else
214     diff=0;
215     break
216 end
217
218 if diff<0.01
219     break
220 end
221 cont=cont+1;
222 Bin=Bin+1;
223
224 end
225
226 %% Matrice risultati

```

```

227 risultati=[vettoreB,vettoreTauSF,vettoreukean];
228
229 %%% Vettore risultati condizione di equilibrio
230 equil=[h;uUnif;Bin];
231
232 % Salvataggio dei risultati
233 save('risultati_H_VARIABILE.dat','risultati','-ASCII')
234 save('equil.dat','equil','-ASCII')
235
236 %%% Grafico B vs TauSF
237
238 xa=[0 Bin];
239 ya=[TauC TauC];
240
241 figure1 = figure('NumberTitle','off',...
242     'Name','LARGHEZZA DI EQUILIBRIO DI BANKFULL',...
243     'Color',[1 1 1]);
244 axes1 = axes('Parent',figure1,'YGrid','on','XGrid','on',...
245     'Position',[0.13 0.11 0.755654885654886 0.805789473684211],...
246     'FontName','Cambria');
247 box(axes1,'on');
248 hold(axes1,'all');
249 plot(vettoreB,vettoreTauSF,'Parent',axes1,'MarkerFaceColor',[0 0 1],...
250     'MarkerEdgeColor',[0 0 1],...
251     'MarkerSize',5,...
252     'Marker','.',...
253     'LineStyle','none',...
254     'DisplayName','Tsf');
255 plot(xa,ya,'Parent',axes1,'MarkerSize',5,'LineWidth',3,'LineStyle',...
256     '--','Color',[1 0 0],...
257     'DisplayName','Tcrit');
258 xlabel('B [m'],'FontWeight','bold','FontSize',12,'FontName','Cambria');
259 ylabel('Tsf [Pa'],'FontWeight','bold','FontSize',12,'FontName','Cambria');
260 title('LARGHEZZA DI EQUILIBRIO DI BANKFULL','FontWeight','bold',...
261     'FontSize',14,...
262     'FontName','Cambria');
263 legend(axes1,'show');
264 set(legend1,'Location','SouthEast');
265
266 % Salvataggio grafico
267 print(figure1,'-dpng','-r300','B_vs_Tsf');

```

Le function utilizzate nel modello di calcolo

Come già accennato, sono state utilizzate quattro *functions* all'interno del modello, che sono richiamate nel listato del programma principale.

Di seguito si riportano i listati delle quattro *functions* utilizzate.

- **Function uniforme:**

```
1 function [uUnif]=uniforme(B,Q,slope,D50)
2
3 global h Qver chi
4
5 % Sezione rettangolare
6 % Usata la relazione a moto uniforme di Chezy
7 err=1;
8 toll=0.0001;
9 h0=1;
10
11 % Ciclo iterativo di calcolo
12 while err>toll
13     P=B+2*h0;
14     chi=8.1*(h0/(2*D50))^(1/6);
15     Rh=(Q/(sqrt(slope)*P*chi))^(2/3);
16     A=Rh*P;
17     h=A/B;
18     err=abs(h0-h);
19     h0=h;
20 end
21
22 Qver=chi*sqrt(slope*Rh)*A;
23
24 % Velocità di moto uniforme
25 uUnif=Q/(B*h);
26 end
```

- **Function IBLheight:**

```

1 function [delta]=IBLheight(x,R,z01)
2
3 global xRmin kappa z0sf
4
5 % Posizioni
6 gamma=1.25;
7 xR=(x-R); % xR ha origine in R
8
9 if length(x)>1
10     id=find(xR>xRmin);
11     gdx=gamma*kappa*xR(id);
12 else
13     id=find(gamma*kappa*xR>gamma*kappa*xRmin);
14     gdx=gamma*kappa*xR(id);
15 end
16
17 % Calcolo iterativo per trovare delta da equazione (1.6)
18 delold=gdx;
19 err=1;
20 toll=1*10^(-6);
21 count=1;
22 wd=0.75;
23 while err>toll
24     if min(delold)<=z01*3
25         break
26     end
27     delta=gdx./(log(delold/z0sf)-1);
28     err=max(abs(delta-delold));
29     delold=wd*delta+(1-wd)*delold;
30     count=count+1;
31     if count>1000
32         break
33     end
34 end
35
36 % Spessore dello strato limite interno
37 if (length(x)>1)
38     if (xR(1)~=1)
39         delnear=delta(1)/xR(id(1))*xR(1:id(1)-1);
40         delta=[delnear,delta];
41     end
42 end

```

- **Function WakeIntSqr:**

```

1 function [uW]=WakeIntSqr(A2,ub,x,x0,Cd,H,b,z1,z2)
2
3 zboth=[z1,z2];
4 term=[0,0];
5 b6=b^6;
6 b3=b^3;
7 den=770*b6*(x+x0);
8 t1=den;
9 f1=77*A2*b3*Cd*H*sqrt((x+x0)/(Cd*H));
10 A2CdH=A2^2*Cd*H;
11 for m =1:2
12     z=zboth(m);
13     z3=z^3;
14     zb32 =(z/b)^(3/2);
15     t2=f1*(16*b3*zb32-5*(4*b3+z3));
16     t3=-A2CdH*112*b3*zb32*(11*b3+5*z3);
17     t4=A2CdH*55*(14*b6+21*b3*z3+2*z3*z3);
18     term(m)=z*(t1+t2+t3+t4);
19 end
20
21 % Velocità della regione di scia
22 uW=ub^2*(term(2)-term(1))/den;

```

- **Function WakeIntSqr:**

```

1 function [uLin]=LogIntSqr(ustar,z0,z1,z2);
2
3 global kappa
4
5 if z2~=z0
6     t2=z2*(2-2*log(z2/z0)+(log(z2/z0))^2);
7 else
8     t2=0;
9 end
10
11 if z1~=z0
12     t1=z1*(2-2*log(z1/z0sf)+(log(z1/z0sf))^2);
13 else
14     t1=0;
15 end
16
17 % Velocità dello strato limite interno
18 uLin = (ustar/kappa)^2*(t2-t1);

```

I file di input del modello di calcolo

Il modello di calcolo è stato impostato in modo che apra e carichi due file dati (estensione “.dat”) contenenti i valori di input necessari per il funzionamento del programma.

Il primo file dati contiene le grandezze di tipo idraulico e morfologico del fiume in oggetto. Per questo motivo è stato chiamato “input_unif.dat”.

Di seguito si riporta l’ordine in cui sono inserite le grandezze del corso d’acqua.

- 1 Portata di piena Q_{bf}
- 2 Pendenza del fondo i_f del corso d’acqua
- 3 Diametro caratteristico d_{50} del materiale del letto
- 4 Diametro caratteristico d_{50} del materiale di sponda
- 5 Densità relativa R_d del materiale dell’alveo

Il secondo file contiene i dati di input necessari a far procedere il modulo di Kean e Smith. Per questo motivo è stato chiamato “input_kean.dat”.

Di seguito si riporta l’ordine in cui sono inserite le grandezze del corso d’acqua.

- 1 Sporgenza dell’elemento di sponda $A_{B,reg}$
- 2 Estensione nella direzione del moto σ_{reg}
- 3 Distanza tra le creste λ_{reg}
- 4 Coefficiente dell’equazione (1.14)
- 5 Coefficiente dell’equazione (1.14)
- 6 Scabrezza di grano della parete senza l’elemento di sponda z_{0T}
- 7 Parametro α_0
- 8 Dimensione equivalente dell’asperità z_{0T} dovuta alla somma delle resistenze di attrito e di forma
- 9 Tensione tangenziale critica del materiale di sponda τ_C

Programma per il calcolo di D_{unif} e di U

Nel *Capitolo 4* è stato necessario calcolare la profondità della corrente a moto uniforme D_{unif} e la velocità media U nella sezione.

Per fare questo, è stato creato un breve programma in ambiente *Matlab*.

Conoscendo la portata di bankfull Q_{bf} , la pendenza del corso d'acqua i_f , il diametro caratteristico d_{50} del materiale del letto dell'alveo e la larghezza misurata con portata di bankfull B_{bf} , attraverso un procedimento iterativo è possibile calcolare la profondità D_{unif} e la velocità U .

Di seguito si riporta il listato del programma in oggetto.

```
1 clear all
2 close all
3 clc
4
5 % Supposta la sezione rettangolare
6 % Dati
7 B=625;
8 Q=16950;
9 slope=0.00009;
10 D50=0.00031;
11
12 % Usata la relazione a moto uniforme di Chezy
13 err=1;
14 toll=0.0001;
15 h0=1;
16 while err>toll % Procedimento iterativo
17 P=B+2*h0;
18 chi=8.1*(h0/(2*D50))^(1/6);
19 Rh=(Q/(sqrt(slope)*P*chi))^(2/3);
20 A=Rh*P;
21 h=A/B;
22 err=abs(h0-h);
23 h0=h;
24 end
25
26 Qver=chi*sqrt(slope*Rh)*A;
27 U=Q/(B*h);
```

Il procedimento iterativo impostato permette il calcolo del tirante d'acqua. Il ciclo si arresta quando la differenza tra il valore trovato e quello dell'iterazione precedente risulti minore di una fissata tolleranza.

Questo procedimento è necessario poiché l'espressione della profondità è implicita, ed è quindi utile ipotizzare un tirante di tentativo. A ogni iterazione, tale valore di prova è pari al risultato ottenuto al passo precedente.

Questo assicura una rapida convergenza.

APPENDICE B: Il codice di calcolo per valutare la tensione tangenziale critica

Il programma principale del modello di calcolo

Si riporta di seguito il listato del codice di calcolo utilizzato per valutare la tensione tangenziale critica τ_C della sponda.

```
1  clear all
2  close all
3  clc
4
5  global h chi
6
7  %% Caricato il file con i dati di input
8  input_unif=load ('input_unif.dat');
9  Q=input_unif(1);
10 slope=input_unif(2);
11 Dbed=input_unif(3);
12 D50bank=input_unif(4);
13 hbf=input_unif(5)
14 Bbf=input_unif(6)
15
16 %%%%%%%%% Calcolo velocità media nella regione centrale %%%%%%%%%
17 % Si calcola la velocità della corrente media nel canale
18 U=Q/(Bbf*hbf);
19
20 %%%%%%%%%%%%% Calcolo sforzo tangenziale sulla sponda %%%%%%%%%%%%%
21
22 % Il codice non procede se R>L/2
23 % dove R = punto di riattacco e L = distanza creste(lambda)
24
25 global kappa xRmin z0sf
26
27 % Caricato il file con i dati di input per modulo di Kean & Smith
28 input_kean=load ('input_kean.dat');
29 H=input_kean(1); % altezza elemento topografico (A_B)
30 S=input_kean(2); % lunghezza direz della corrente (sigma)
31 L=input_kean(3); % distanza creste (lambda)
32
33 % Costanti introdotte
34 kappa=0.408; % costante di Von Karman
```

```

35 rho=999.7; % densità acqua
36
37 % Calcolo del coefficiente Cd e area del bump A_Bump
38 Cd=1.79*exp(-0.77*(S/H)); % equazione (1.28)
39
40 A_Bump=H*S*sqrt(2*pi)*erf(3/sqrt(2)); % equazione (1.19)
41
42 % Calcolo del termine beta
43 beta_far=input_kean(4);
44 c=input_kean(5);
45 beta=ones(length(L))*(1-exp(-c*(L/H))); %equazione (1.14)
46
47 % Calcolo del valore R
48 A1=sqrt(10)*beta; %equazione (1.12)
49 A2=sqrt(20)/(18*beta); %equazione (1.13)
50 R=Cd*H*(A2^2); %equazione (1.10)
51
52 % Coordinata x
53 nx=100;
54 if R>L/2
55     xsf1=R;
56 else
57     xsf1=L/2;
58 end
59 xsf2=xsf1+L;
60
61 % costruzione vettore x che comprende un bump intero
62 dx=(xsf2-xsf1)/nx;
63 x=(0:nx+1)*dx+xsf1;
64 xc=xsf1+L/2;
65 x0=0;
66
67 % Valori imposti
68 z0sf=input_kean(6); % scabrezza locale della parete senza bump
69 xRmin=7*z0sf;
70
71 % Si richiama function IBLheight (spessore strato limite interno)
72 delta = IBLheight(x,R,z0sf);
73 for i=1:length(delta)
74     if delta(i)<1.1*z0sf;
75         delta(i)=1.1*z0sf;
76     end
77 end
78
79 % calcolo spessore strato limite interno in x = x_c
80 deltacen=IBLheight(xc,R,z0sf);
81 if deltacen<1.1*z0sf;
82     deltacen=1.1*z0sf;

```

```

83 end
84
85 % Valutazione velocità tra regione di scia e strato limite esterno
86 ub=1; % è una variabile dummy assunta pari a 1
87
88 % Funzione spessore strato di scia
89 b=A1*Cd*H*sqrt((x+x0)/(Cd*H)); %equazione (1.11)
90 bc=A1*Cd*H*sqrt((xc+x0)/(Cd*H)); % %equazione (1.11) per x=xc
91
92 % Ghorz function g calcolata in xc
93 gxc=A2*sqrt((Cd*H)/(xc+x0)); %equazione (1.8)
94
95 % Calcolo della funzione del profilo di scia - equazione(1.7)
96 fdelta=(1-(delta/b)^1.5).^2;
97 for i=1:102;
98     gx(i)=A2*((Cd*H)/(x(i)+x0))^0.5;
99 end
100 uwake=ub*(1-gx.*fdelta); %equazione (1.7)
101
102 % Calcolo ustarsf posta l'uguaglianza della velocità tra regione di
103 % scia e strato limite interno, ricavando il valore da equazione(1.4)
104 ustarsf=uwake*kappa./log(delta/z0sf);
105
106 % Media di ustarsf lungo L su un bump
107 ustarsfave=sum(ustarsf*dx)/L;
108
109 % Stimato che lo sforzo d'attrito sull'elemento uguagli lo sforzo
110 % d'attrito quando lo stesso è rimosso
111 alpha0=input_kean(7);
112 alpha1=ustarsfave/ub;
113
114 % Velocità di riferimento risolta analiticamente da Kean e Smith
115 if R>xc-3*S
116     xw1=R;
117 else
118     xw1=xc-3*S;
119 end
120 xw2=xc+3*S;
121 i1=min(find(x>=xw1));
122 i2=max(find(x<+xw2));
123 uref2=0;
124 if xw2>xw1
125     for k=i1:i2
126         z1=delta(k);
127         z2=H*exp(-(x(k)-xc)^2/(2*S^2));
128         % H> delta
129         if z2>z1
130 % velocità regione di scia

```

```

131         uW = WakeIntSqr(A2,ub,x(k),x0,Cd,H,b(k),z1,z2);
132 % velocità strato limite interno
133         uLin = LogIntSqr(ustarsf(k),z0sf,z0sf,z1);
134 % velocità strato limite esterno
135         uLOut=0;
136     end
137     % zm>del>H and zm>delcen
138     if z1>z2
139         uW =0;
140         uLin = LogIntSqr(ustarsf(k),z0sf,z0sf,z2);
141         uLOut = 0;
142     end
143 % integrale della velocità di riferimento al quadrato
144     uref2=uref2+dx*(uW+uLin+uLOut); % (cfr. equazione (1.18))
145 end
146     uref2=uref2/A_Bump; %equazione (1.18)
147 end
148
149 % Calcolo di alpha2
150 alpha2=sqrt(uref2)/ub; %equazione (1.23)
151
152 % ubratio è ustarT/ub -> usata equazione (1.25)
153 ubratio=alpha0*alpha1*sqrt(1+(0.5*Cd*H/L*(alpha2/(alpha0*alpha1))^2));
154
155 % Si trova zm analiticamente e si prende solo la parte reale
156 t1=1-((4/3)*(ubratio/(kappa*gxc)));
157 zm=real(bc*((1+sqrt(t1))/2)^(2/3)); %equazione (1.26)
158
159 % Calcolata f(zm/b) da equazione (1.9)
160 fzm=(1-(zm/bc)^(3/2))^2;
161
162 z0T=zm.*exp(-kappa*(1-gxc*fzm)/ubratio); %equazione (1.27)
163 ustarT=ubratio*ub; % basata su assunzione di ub
164 ustarratio=ustarT/ustarsfave;
165
166 %%% Calcolo di TauT e TauSF
167 %%% Assegnati i valori da modulo idraulico
168 uout=U;
169 zout=input_kean(8);
170 ustarTFIN=uout*kappa/log(zout/z0T); % da equazione (1.16)
171 ustarsfFIN=ustarTFIN/ustarratio;
172 TauT=rho*ustarTFIN^2;
173 TauSF=rho*ustarsfFIN^2;
174 TauD=TauT-TauSF;
175
176 % Forza di Drag e velocità di riferimento
177 Fd=L*TauD;
178 urefFIN=sqrt((2*Fd)/(rho*H*Cd)); %equazione (1.20)

```

```
179
180 % Salvataggio file risultati
181 risultati=[Bbf,hbf,H,S,L,Cd,TauT,TauSF];
182 save('risultati.dat','risultati','-ASCII')
```

Le function utilizzate nel modello di calcolo

Sono state utilizzate tre *functions* all'interno del modello, che sono richiamate nel listato del programma principale.

Le tre functions sono le stesse riportate nell'*Appendice A*, ad eccezione di quella contenente il moto uniforme.

Quindi, per brevità, si rimanda al corrispondente paragrafo in *Appendice A* per i listati di codice.

I file di input del modello di calcolo

Il modello di calcolo è stato impostato in modo che apra e carichi due file dati (estensione “.dat”) contenenti i valori di input necessari per il funzionamento del programma.

Il primo file dati contiene le grandezze di tipo idraulico e morfologico del fiume in oggetto. Per questo motivo è stato chiamato “*input_unif.dat*”.

Di seguito si riporta l'ordine in cui sono inserite le grandezze del corso d'acqua.

- 1 Portata di piena Q_{bf}
- 2 Pendenza del fondo i_f del corso d'acqua
- 3 Diametro caratteristico d_{50} del materiale del letto
- 4 Diametro caratteristico d_{50} del materiale di sponda
- 5 Tirante idrico D_{bf} rilevato in condizioni di piena
- 6 Larghezza B_{bf} rilevata in condizioni di piena

Il secondo file contiene i dati di input necessari a far procedere il modulo di Kean e Smith. Per questo motivo è stato chiamato “*input_kean.dat*”.

Di seguito si riporta l'ordine in cui sono inserite le grandezze del corso d'acqua.

- 1 Sporgenza dell'elemento di sponda $A_{B,reg}$
- 2 Estensione nella direzione del moto σ_{reg}
- 3 Distanza tra le creste λ_{reg}
- 4 Coefficiente dell'equazione (1.14)
- 5 Coefficiente dell'equazione (1.14)
- 6 Scabrezza di grano della parete senza l'elemento di sponda z_{0T}
- 7 Parametro α_0
- 8 Dimensione equivalente dell'asperità z_{0T} dovuta alla somma delle resistenze di attrito e di forma
- 9 Tensione tangenziale critica del materiale di sponda τ_C

BIBLIOGRAFIA

- Darby, S. E., H. Q. Trieu, P. A. Carling, J. Sarkkula, J. Koponen, M. Kummu, I. Conlan, and J. Leyland (2010), A physically based model to predict hydraulic erosion of fine-grained riverbanks: The role of form roughness in limiting erosion, *J. Geophys. Res.*, *115*, F04003, doi:10.1029/2010JF001708.
- Frascati, A., and S. Lanzoni (2010), Long-term river meandering as a part of chaotic dynamics? A contribution from mathematical modelling, *Earth Surface Processes and Landforms (ESPL)*, *35*, 791-802, doi:10.1002/esp.1974.
- Ghetti, A. (1980), *Idraulica*, Edizioni Libreria Cortina.
- Julian, J. P., and R. Torres (2006), Hydraulic erosion of cohesive riverbanks, *Geomorphology*, *76*, 193–206, doi:10.1016/j.geomorph.2005.11.003.
- Kean, J. W. (2003), Computation of flow and boundary shear stress near the banks of streams and rivers, Ph.D. thesis, Univ of Colo., Boulder.
- Kean, J. W., and J. D. Smith (2006a), Form drag in rivers due to smallscale natural topographic features: 1. Regular sequences, *J. Geophys. Res.*, *111*, F04009, doi:10.1029/2006JF000467.
- Kean, J. W., and J. D. Smith (2006b), Form drag in rivers due to smallscale natural topographic features: 2. Irregular sequences, *J. Geophys. Res.*, *111*, F04010, doi:10.1029/2006JF000490.
- Lanzoni, S., and G. Seminara (2006), On the nature of meander instability, *J. Geophys. Res.*, *111*, F04006, doi:10.1029/2005JF00416.
- Nardi, L., and M. Rinaldi (2010), Modelling riverbank retreat by combining reach-scale hydraulic models with bank-scale erosion and stability analyses, Dittrich A., Koll K., Aberle J. & Geisenhainer P. (Eds), *Proceedings River Flow 2010*, Bundesanstalt für Wasserbau, Braunschweig, September 2010, 1285-1291.
- Parker, G., Y. Shimizu, G. V. Wilkerson, E. C. Eke, J. D. Abad, J. W. Lauer, C. Paola, W. E. Dietrich and V. R. Voller (2011), A new framework for modeling the

- migration of meandering rivers, *Earth Surface Processes and Landforms (ESPL)*, 36, 70-86, doi:10.1002/esp.2113.
- Parker, G. (2005), 1D Sediment Transport Morphodynamics with Applications to Rivers and Turbidity Currents, *e-book*, Univ. of Minnesota.
- Partheniades, E. (1965), Erosion and deposition of cohesive soils, *J. Hydraul. Div. Am. Soc. Civ. Eng.*, 91, 105–138.
- Seminara, G., Dispense di morfodinamica fluviale.
- Smith, J. D., and S. R. McLean (1977), Spatially averaged flow over a wavy surface, *J. Geophys. Res.*, 82, 1735–1746, doi:10.1029/JC082i012p01735.
- Wilkerson, G. V., and G. Parker (2011), Physical basis for quasi-universal relationships describing bankfull hydraulic geometry of sand-bed rivers, *J. Hydraulic Eng.*, 137, 0733-9429, doi:10.1061/(ASCE)HY.1943-7900.0000352.
- Wynn, T., and S. Mostaghimi (2006), The effects of vegetation and soil type on streambank erosion, southwestern Virginia, USA, *J. of the American Water Resources association (JAWRA)*, 42(1):69-82.