

SIMULAZIONE DEGLI EFFETTI MECCANICI INDOTTI DALL'IMPATTO DI COLATE FLUIDE SU STRUTTURE

SIMULATION OF MECHANICAL EFFECTS DUE TO THE IMPACT OF FLUID-LIKE DEBRIS FLOWS ON STRUCTURES

FRANCESCO FEDERICO(*) & ANDREA AMORUSO(*)

(*) Università degli Studi di Roma Tor Vergata - Dipartimento di Ingegneria Civile - Via del Politecnico, 1 - 00133 Roma (Italia)
e-mail: federico@ing.uniroma2.it, fdrfnc@gmail.com

RIASSUNTO

I criteri correntemente utilizzati per la valutazione delle forze che le colate detritiche fluide trasmettono all'impatto contro strutture trascurano le azioni che si generano nella fase iniziale del fenomeno.

Recenti analisi teoriche, sviluppate principalmente nel campo dell'ingegneria marittima, evidenziano tuttavia l'importanza di tale fase; d'altra parte, i risultati di esperimenti riportati in letteratura non forniscono indicazioni utili ai fini del progetto di strutture di salvaguardia, perché le pressioni misurate, all'impatto, presentano una notevole dispersione.

Nel presente lavoro, la fase iniziale, a carattere impulsivo, dell'impatto di corpi fluidi su strutture è analizzata per via numerica (FEA), con simulazioni condotte su differenti modelli di calcolo. I principali risultati consentono di identificare i fattori fisici e meccanici di maggior rilievo e di precisarne il ruolo nella generazione delle forze di impatto e dei corrispondenti effetti meccanici, quali danni a strutture portanti, spostamenti di blocchi.

TERMINI CHIAVE: *impatto, interazione fluido-struttura, soluzioni analitiche, analisi agli elementi finiti*

INTRODUZIONE

Lo studio dell'interazione dinamica tra fluidi e solidi riveste notevole importanza in molti campi dell'ingegneria civile; nell'ingegneria geotecnica e idraulica, l'attenzione è oggi rivolta anche all'impatto di colate detritiche, con comportamento fluido, contro strutture (ARMANINI, 1997; SCOTTON & DEGANUTTI, 1997), dopo un lungo periodo di studi indirizzati fondamentalmente all'analisi dei fenomeni correlati all'innescamento (MUSSO & OLIVARES, 2003; OLIVARES & PICARELLI, 2003; CASCINI & SORBINO, 2003), alla fluidizzazione (MUSSO *et alii*, 2004; HUNGR, 2003) e alla propagazione (runout, runup) di colate detritiche (IVERSON, 1997; PRESTININZI & ROMEO, 2000; BONAVINA *et alii*, 2005).

Gli eventi accaduti a Sarno e Quindici (Campania) nel maggio 1998, in cui consistenti flussi di fango originatisi dalle coltri piroclastiche dell'Appennino Campano hanno raggiunto i centri abitati, dopo aver percorso notevoli lunghezze (fino a 4 km, REVELLINO *et alii*, 2004), sono tristemente significativi: le colate hanno prodotto

ABSTRACT

Design criteria usually applied to estimate the impact force acted by a fluid-like debris flow against a structure generally neglect the actions arising during the initial phase of the impact phenomenon.

Recent theoretical studies, mainly developed in the field of coastal engineering, point out, however, the importance of this phase; unfortunately, impact tests reported in literature do not supply results useful to propose simple, but reliable, rules to design safeguarding measures, since recorded impact pressures are widely scattered.

In the paper, the initial, impulsive phase of the impact of fluid bodies against structures is numerically (FEA) analysed: simulations are carried out by taking into account different models. Proposed results allow to identify the most important physical and mechanical governing factors, to understand their role in the time evolution of the impact force as well as to estimate the corresponding mechanical effects, such as structural damages and displacements of boulders.

KEY WORDS: *impact, fluid-structure interaction, analytical solutions, FEA*

INTRODUCTION

Different areas of civil engineering are involved in the analysis of the dynamic interaction between fluids and solids; referring to debris flows, hydraulic and geotechnical engineering devoted specific attention to the triggering (MUSSO & OLIVARES, 2003; OLIVARES & PICARELLI, 2003; CASCINI & SORBINO, 2003), fluidization (MUSSO *et alii*, 2004; HUNGR, 2003) and runout phenomena (IVERSON, 1997; PRESTININZI & ROMEO, 2000; BONAVINA *et alii*, 2005) rather than to the impact against structures (ARMANINI, 1997; SCOTTON & DEGANUTTI, 1997).

Events like the ones occurred in Sarno and Quindici (Campania, Italy), in May 1998, prove the destructive power of the high-velocity fluid-like debris flows. They originated from the shallow pyroclastic soils of the Appennino Campano, covered a distance up to 4 km and reached the inhabited areas (REVELLINO *et alii*, 2004), causing death and widespread damage to structures.

Modeling of debris flow surges is difficult, due to the diversity of

effetti devastanti, causando centinaia di vittime e considerevoli danni alle strutture.

La modellazione del comportamento delle colate presenta notevoli difficoltà, a causa della loro caratteristica eterogeneità: sono composte di acqua e particelle solide di diversa granulometria (da frazione fine a blocchi); la concentrazione di solidi influenza notevolmente la reologia di questo tipo di miscele (PIERSON & COSTA, 1987; NAEF *et alii*, 2006); la frazione solida costituita da particelle fini (limo e argilla) può essere incorporata nella matrice fluida (IVERSON, 1997); valori tipici della densità (ϕ) ricadono nell'intervallo $10\div 15$ kN/m³; la viscosità può variare tra 0.001 e 0.1 Pa s (ZHANG, 1993; IVERSON, 1997).

L'analisi della fase impulsiva dell'impatto di una colata fluida su strutture dovrebbe considerare la molteplicità delle proprietà fisiche e meccaniche dei materiali costituenti (Fig. 1). La scelta di un'adeguata legge di resistenza che descriva il regime di flusso e che prenda in considerazione le proprietà fisiche della miscela è difficile. La propagazione di una colata fluida è spesso modellata attraverso un modello costitutivo visco-plastico; in tal caso, si assumono validi i comportamenti secondo Bingham o Herschel-Bulkley (COUSSOT, 1997): il materiale è descritto come un mezzo monofase caratterizzato da un comportamento rigido, finché un valore soglia dello sforzo deviatorico è raggiunto (IVERSON, 1997). SEMINARA & TUBINO (1993) propongono una teoria generale per miscele di fluidi e solidi, basata sul bilancio di massa e di quantità di moto per un elemento di volume, considerando compressibili sia la miscela sia le singole matrici solida e fluida.

Una rassegna della letteratura tecnica sul tema dell'impatto mostra che, in genere, nel caso di colate fluide, le azioni all'impatto sono stimate in considerazione di un valore modificato della pressione idrodinamica esercitata da un fluido in moto permanente (FAELLA & NIGRO, 2003; LO *et alii*, 2000; VAN DINE, 1996; HUNGR *et alii*, 1984), oppure assumendo una pressione multipla di quella idrostatica (ARMANINI, 1997; SCOTTON & DEGANUTTI, 1997). Sono ancora rari studi analitici specifici dell'impatto di colate fluide contro strutture.

Sono invece disponibili, nella letteratura tecnica, risultati sperimentali e analisi teoriche riguardanti l'impatto di onde marine su strutture costiere (PEREGRINE, 2003; COOKER, 2002; BULLOCK *et alii*, 2004); tali studi sono da considerare particolarmente significativi, in ragione della carenza di studi sull'impatto di colate fluide contro strutture. I medesimi AA. precisano che la dinamica dell'interazione fluido-struttura non è definitivamente compresa; fattori geometrici (forma dell'onda), cinematici (velocità d'impatto) e fisico-meccanici (presenza di aria disciolta nell'acqua, concentrazione di particelle solide, ...) influenzano notevolmente il fenomeno. Il loro ruolo e la reciproca dipendenza devono essere ben valutati, per definire le azioni che determinano i possibili stati limite delle strutture sottoposte ad impatto, esaminando l'evoluzione temporale del fenomeno e distinguendo, per ciascuna fase, gli effetti prodotti.

Le onde marine e le colate fluide sono caratterizzate da differenti campi di velocità e pressione; l'impatto di questi corpi fluidi, con diffe-

substances composing debris flows: water, mixtures of granular and fine particles in water and large solid particles such as boulders; solid concentration, for example, strongly affects the rheology of these mixtures (PIERSON & COSTA, 1987; NAEF *et alii*, 2006). Solid fraction made of fine particles (silt and clay) can be incorporated into the fluid and the grains act as part of the fluid (IVERSON, 1997). Typical values of density of such flows range from 10 to 15 kN/m³; the viscosity lies in the interval 0.001-0.1 Pa s (ZHANG, 1993; IVERSON, 1997).

A careful analysis of the impulsive phase of the impact force by debris flow should take into account the different physical and mechanical properties of the flow (Fig. 1). The selection of a suitable flow resistance law which describes the flow regime, by taking into account the physical properties, still constitutes a complex problem. The propagation of a fluid-like debris flow is often modeled through a viscoplastic constitutive behaviour, and the Bingham or Herschel-Bulkley approaches are assumed (COUSSOT, 1997); thus, the fluid is described as a single-phase material that remains rigid until the deviatoric stress exceeds a threshold value (IVERSON, 1997). SEMINARA & TUBINO (1993) propose a general theoretical framework for mixtures of fluids and granular matter, based on the mass and momentum balances of a control volume, considering that the mixture and both the solid and fluid components behave like compressible fluids.

A review of technical literature regarding impact shows that a modified value of the hydrodynamic pressure exerted by an incompressible fluid flow (proportional to the square of velocity, FAELLA & NIGRO, 2003; LO *et alii*, 2000; VAN DINE, 1996; HUNGR *et alii*, 1984), as well as a multiple of the hydrostatic force (ARMANINI, 1997; SCOTTON & DEGANUTTI, 1997), are usually considered to approximate the unknown, impulsive action. By this way, the impact force assumes a constant value. Analytical or numerical studies regarding the evolution with time of the impact force acted by fluid-like debris flows against a structure, are not developed, yet.

In coastal engineering, on the other hand, recent works (PEREGRINE, 2003; COOKER, 2002; BULLOCK *et alii*, 2004) report original advanced theoretical and experimental analyses of the impact of sea waves against structures which deserve particular attention due to the lack of theoretical studies of the impact of fluid-like debris flows. The same AA. sustain that the dynamics of fluid-structure interaction is not completely understood, yet; geometrical (wave shape), kinematical (impact velocity) and physical and mechanical (presence of air in the fluid, solid concentration, ...) variables control the phenomenon. Their role must be carefully evaluated to identify the actions which determine ultimate limit states of the structure under impact, their evolution with time and to distinguish the effects related to the impulsive from those ones related to the hydrodynamic phases.

Water waves and debris flows are characterized by different

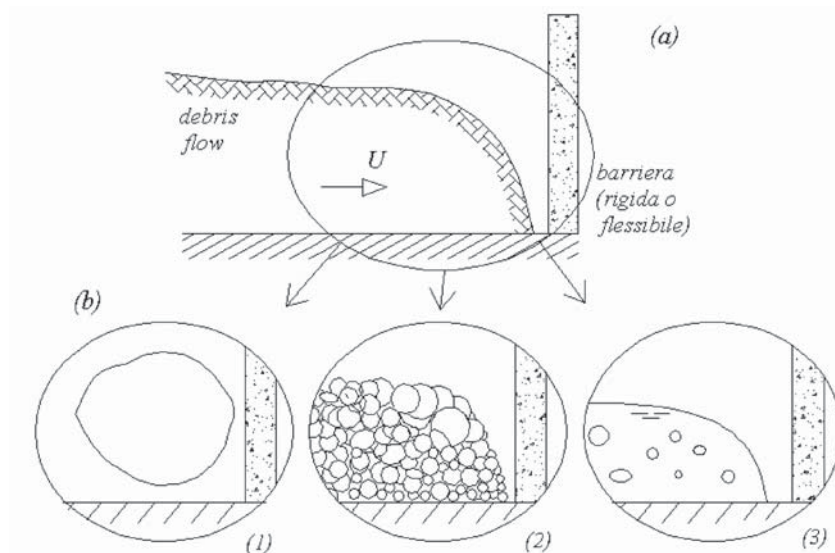


Fig. 1 - Impatto di colate. Legenda: (a) schema dell'impatto fra una colata in moto rapido e un corpo (struttura di sostegno, pilastro o parete di edificio, blocco); (b) modelli semplificati di colate per lo studio del meccanismo di runout e del fenomeno di impatto; (1) blocchi (singoli o in gruppi), eventualmente trasportati da una corrente fluida; (2) massa granulare asciutta o satura; (3) colata fluida (con diversi livelli di concentrazione di solidi)
 - *Impact of debris flows. Legend: (a) general scheme of the impact between a fast moving debris flow and a solid (or deformable) body (a structure or a block); (b) simplified models to study the runout and impact phenomena; (1) blocks (isolated or in groups), eventually transported by fluid flow; (2) dry or saturated granular mass; (3) fluid-like debris flow (a wide range of solid concentration is allowed)*

renti caratteristiche, può tuttavia essere analizzato in modo simile, ammettendo l'ipotesi di flusso progressivo uniforme (HUNGR, 2000), cioè con riferimento a corpi fluidi che procedono con velocità costante.

I risultati ottenuti dagli studi sui temi di ingegneria marittima, differiscono apprezzabilmente da quelli specificamente ottenuti nel campo delle colate detritiche fluide.

Per comprendere e valutare i motivi di questi scostamenti, nel presente lavoro sono inizialmente riportati i principali risultati teorici disponibili in letteratura; gli incrementi di pressione all'impatto sono determinati assumendo valida, come di consueto, l'approssimazione del comportamento del fluido definita nella letteratura tecnica "teoria acustica" (BATCHELOR, 1967).

Successivamente, i risultati di varie analisi numeriche (FEM), per la determinazione della forza di impatto e dell'impulso trasmesso alle strutture resistenti, sono sottoposti a confronto con quelli derivanti dai modelli teorici. Infine, ulteriori simulazioni numeriche sono sviluppate per valutare gli effetti meccanici dell'impatto contro un pilastro di calcestruzzo armato ovvero blocchi isolati.

MODELLI TEORICI DELL'IMPATTO FLUIDO-STRUTTURA

Ipotesi di fluido incompressibile

Per valutare le forze d'impatto di un fluido contro strutture, un criterio teorico molto utilizzato in letteratura è fondato sul bilancio della quantità di moto di una corrente fluida in moto permanente; la sovrappressione Δp che il fluido trasferisce alla superficie urtata è pari a (HUNGR *et alii*, 1984; VAN DINE, 1996):

pressure and velocity fields; however, if a uniformly progressive flow is considered (HUNGR, 2000), a surge with constant velocity can be considered. Results pertaining to coastal engineering appreciably differ from the ones obtained in the study of debris flows. In order to interpret this difference, in the paper the main theoretical results from technical literature are reported first, and the acoustic approximation of fluid behavior (BATCHELOR, 1967) is shown. Then, FEA are carried out and results are compared to those ones obtained through theoretical models; the proposed procedure finally allowed some mechanical effects, such as the displacement of a free, rigid block resting on a rough surface or the collapse of a reinforced concrete pillar, to be numerically analyzed.

THEORETICAL MODELS OF THE IMPACT OF A FLUID BODY AGAINST A STRUCTURE

Incompressible fluid

A theoretical criterion to evaluate the hydrodynamic impact force applied by a fluid impacting a solid surface is based on the momentum balance corresponding to a steady flow; the pressure increase Δp on the solid surface is equal to (HUNGR *et alii*, 1984; VAN DINE, 1996):

$$\Delta p = \rho U^2 \cos \alpha \quad (1)$$

con α angolo formato dal vettore velocità U del flusso con la normale alla superficie del solido; ρ , densità del fluido.

Anche ARMANINI (1997) valuta teoricamente l'incremento di pressione Δp che si genera all'impatto, sulla base del bilancio della quantità di moto del fluido, riferito tuttavia al modello dam-break; dalla (1), ponendo $\alpha = 0$, e richiamando l'espressione della celerità di avanzamento del fronte dell'onda di dam-break $U_0 [U_0 = 2 (g h_0)^{0.5}]$, ARMANINI, 1997; CHANSON, 2005) in funzione dell'altezza iniziale del dominio fluido (h_0), si ricava:

$$\Delta p = \rho [2 (g h_0)^{0.5}]^2 = 4 \gamma h_0 \quad (2)$$

con γ peso specifico del fluido; Δp risulta quindi pari a 4 volte la pressione del fluido alla base del serbatoio di monte. La soluzione è valida anche nel caso di pendenza del fondo pari alle perdite per unità di lunghezza causate dall'attrito sul fondo del canale. In tal caso, maggiore sarà la pendenza del canale, maggiore sarà la velocità del fronte e la pressione d'impatto; viceversa, nel caso di riduzione della pendenza. La forza compressiva S di impatto, riscritta in termini di pressione idrostatica, risulta:

$$S = \Delta p h_0 + 0.5 \gamma h_0^2 = 4 \gamma h_0^2 + 0.5 \gamma h_0^2 = 9 (0.5 \gamma h_0^2) \quad (3)$$

cioè pari a circa 10 volte la spinta idrostatica. Il coefficiente 9, che figura nella (3), approssima bene i valori raccomandati da alcune autorità europee nella progettazione di strutture di difesa dalle colate di detriti (LICHTENHAHN, 1973).

Nello studio dell'impatto di fluidi contro superfici solide, COOKER (2002) introduce l'impulso di pressione P , definito come l'integrale degli incrementi di pressione Δp nell'intervallo di tempo Δt caratteristico del fenomeno (ordine di grandezza: millisecondi). Si consideri un fluido che impatta una superficie rigida e impermeabile. Sia U_1 la componente della velocità in direzione normale alla superficie. Nel caso in cui il fluido rimanga in contatto con la superficie solida dopo l'impatto, la condizione corrispondente alla definizione di urto anelastico deve essere imposta all'impulso di pressione P al contorno del fronte fluido, in corrispondenza della superficie urtata:

$$\frac{\partial P}{\partial n} = \rho U_1 \quad (4)$$

Se invece si considera che l'urto si attui fra corpi con comportamento *elastico*, le velocità pre (U_1) e post (U_2) impatto sono legate dalla relazione $U_2 = -U_1$ e la condizione da imporre si riscrive nel modo seguente:

$$\frac{\partial P}{\partial n} = 2\rho U_1 \quad (5)$$

La valutazione teorica della differenza tra i due tipi di impatto trova conferma nei risultati delle sperimentazioni condotte da ARMANINI (1997); l'Autore suggerisce che, in generale, possono avvenire due differenti tipi di impatto: nel primo (jet-like), il flusso è fondamentalmente deviato in direzione verticale; nel secondo tipo (onda riflessa), si forma e si propaga verso monte un'onda riflessa.

Nel caso in cui il solido urtato non sia vincolato rigidamente al terreno, le equazioni che esprimono la velocità del fluido prima e dopo l'impatto devono inoltre essere accoppiate con l'equazione del

$$\Delta p = \rho U^2 \cos \alpha \quad (1)$$

α being the angle between the velocity vector of the fluid U and the surface normal; ρ , the fluid density.

The same approach is followed by ARMANINI (1997); Δp is evaluated through the momentum balance, but referred to the dam-break problem; if $\alpha = 0$, taking into account the dam-break's front celerity $U_0 [U_0 = 2 (g h_0)^{0.5}]$, ARMANINI, 1997; CHANSON, 2005).

The relation (1) gets:

$$\Delta p = \rho [2 (g h_0)^{0.5}]^2 = 4 \gamma h_0 \quad (2)$$

γ being the unit weight of the fluid and h_0 the initial flow height. The pressure increment Δp is thus four times the pressure corresponding to the undisturbed flow depth in the upstream reservoir. This solution is considered also valid for an inclined slope, if the weight component along the slope is balanced by the shear resistance along the bottom of the channel. In this case, the bigger the slope, the higher the velocity and, thus, the impact force. The resulting impact force S , in terms of hydrostatic pressure, can be derived:

$$S = \Delta p h_0 + 0.5 \gamma h_0^2 = 4 \gamma h_0^2 + 0.5 \gamma h_0^2 = 9 (0.5 \gamma h_0^2) \quad (3)$$

S is about 10 times the hydrostatic force; the coefficient 9 [eq. (3)], in practice, equals the value recommended by some European control authorities for the design of structures against debris flows (LICHTENHAHN, 1973).

Referring to the impact of a fluid body against a structure, COOKER (2002) introduces the pressure impulse P , defined as the time integral of the pressure Δp over the short duration Δt of the impact (magnitude: few milliseconds).

Let U_1 be the normal component of the velocity of a fluid approaching a solid surface; if, at the impact, the fluid keeps its contact with the surface, the following boundary condition, at the contact surface, holds for P :

$$\frac{\partial P}{\partial n} = \rho U_1 \quad (4)$$

If an *elastic* impact is alternatively considered, the velocities just before (U_1) and after (U_2) impact are related by $U_2 = -U_1$ and the right hand side of eq. (4) becomes:

$$\frac{\partial P}{\partial n} = 2\rho U_1 \quad (5)$$

The theoretical difference between these two kinds of boundary conditions is confirmed by experiments carried out by ARMANINI (1997), revealing that two kinds of impact are possible. In the first one (jet-like), at the impact the flow is deviated along the vertical direction; according to the second type (reflected bore), the fluid is reflected in a direction opposite to the initial one.

This theoretical procedure is applied by WALKDEN *et alii* (2001) to simulate the inelastic 2D impact of a rectangular shaped fluid domain against a solid, fixed structure (Fig. 2a).

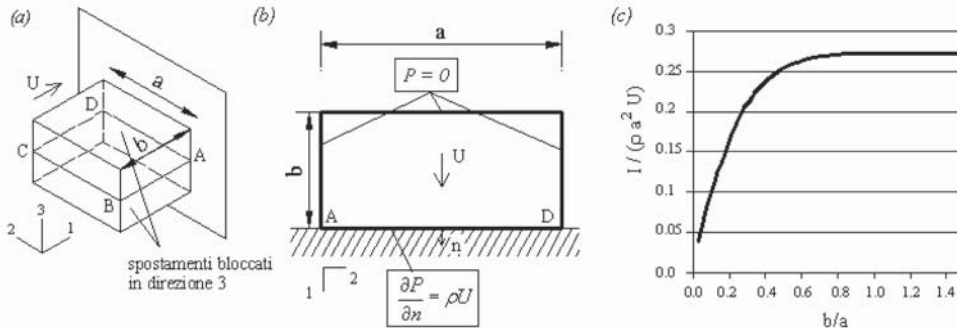


Fig. 2 - Impatto di un corpo fluido rettangolare 2D contro una superficie rigida. Legenda: (a) geometria del problema (vista 3D); (b) geometria del problema (vista 2D); (c) impulso I (espresso con il rapporto dimensionale $I / \phi a^2 U$) in funzione del rapporto adimensionale b/a fra la profondità e la larghezza del blocco fluido (adattate da WALKDEN *et alii*, 2001)
 - Impact of a 2D rectangular fluid domain against a rigid structure. Legend: (a) geometry of the problem (3D view: displacements are not allowed along the direction 3); (b) geometry of the problem (2D view); (c) impulse I (expressed through the ratio $I / \phi a^2 U$) vs the ratio b/a describing the geometry of the fluid mass (adapted from WALKDEN *et alii*, 2001)

moto del solido stesso. Le condizioni prima indicate sono state utilizzate da WALKDEN *et alii* (2001) nello studio teorico dell'urto anelastico contro una superficie solida di un corpo fluido piano (2D) con forma rettangolare (Fig. 2a).

Le analisi teoriche mostrano che l'impulso I , per $b > 1.4 a \div 1.6 a$, diventa praticamente indipendente dalla lunghezza b della massa fluida (Fig. 2c). Il valore massimo dell'impulso (I_{max}), quindi, può essere espresso, più semplicemente, in funzione della larghezza del fronte d'impatto (a), oltre che delle variabili ϕ , U , precedentemente definite. Per questa condizione geometrica, l'Autore propone la seguente relazione:

$$I_{max} = 1.08 \phi a^2 U \quad (6)$$

Ipotesi di fluido comprimibile

Studi recenti nel campo dell'ingegneria costiera e dei flussi turbolenti a superficie libera (CHANSON, 1995) mostrano che la comprimibilità (il cui effetto è reso più evidente dalla presenza di aria nel fluido) riveste un ruolo fondamentale nell'interazione dinamica tra fluidi e solidi.

I risultati sperimentali riportati da BULLOCK *et alii* (2004), ad esempio, mostrano che le pressioni massime trasmesse da onde marine, all'impatto, raggiungono valori compresi tra $p_1 = 1$ MPa (per frazioni di volume d'aria $\epsilon = 10\%$) e $p_2 = 1.8$ MPa ($\epsilon = 1\%$).

Nell'ipotesi di comportamento elastico del fluido, la relazione che lega l'incremento della pressione μp (rispetto al valore iniziale di riferimento) e la deformazione volumetrica θ_v è:

$$\theta_v = \mu p / K \quad (7)$$

con K rigidità volumetrica del fluido.

Per l'acqua, con $\epsilon = 1\%$, si ha (KOROBKIN, 1998) $K = 22.5$ MPa; dall'eq. (7), per $\mu p = p_1 = 1.8$ MPa, si ottiene quindi una deformazione volumetrica θ_v pari a circa 0.08 (8%); per $\epsilon = 10\%$ e $\mu p = p_2 = 1.0$ MPa, pur considerando, per semplicità, il medesimo valore di K , la deformazione volumetrica θ_v è pari a circa 0.15 (15%).

L'approssimazione di fluido incompressibile potrebbe rivelarsi inadeguata per descrivere il fenomeno dell'impatto, specie nel caso di

The theoretical analyses carried out by taking into account the boundary condition (4) show that the impulse I , once $b > 1.4 a \div 1.6 a$, becomes independent from b itself (Fig. 2c). The maximum value of impulse (I_{max}), thus, can be expressed as a function of the width of the fluid front (a), and of the parameters ϕ , U , previously defined. The A. finally proposes the following relation:

$$I_{max} = 1.08 \phi a^2 U \quad (6)$$

Compressible fluid

Studies about coastal engineering and free surface turbulent flows (CHANSON, 1995) show that the compressibility of fluid (mainly due to the entrapped air) plays an important role in the dynamic interaction between fluids and solids.

In the impact of sea waves, experimental results reported by BULLOCK *et alii* (2004), for example, show that the maximum pressure can attain values ranging from $p_1 = 1$ MPa (for volumetric fraction of mixed air $\epsilon = 10\%$) to $p_2 = 1.8$ MPa ($\epsilon = 1\%$).

By assuming the elastic behaviour of the fluid, the relation between the pressure increment μp (increment with respect to the initial reference value) and the volumetric strain θ_v is:

$$\theta_v = \mu p / K \quad (7)$$

K being the bulk modulus of the fluid.

For water characterized by $\epsilon = 1\%$, $K = 22.5$ MPa (KOROBKIN, 1998); recalling the eq. (7), when $\mu p = p_1 = 1.8$ MPa, a volumetric strain θ_v , about 0.08 (8%) is obtained; if $\epsilon = 10\%$ and $\mu p = p_2 = 1.0$ MPa, considering, as an approximation, the same value of K , θ_v results about 0.15 (15%).

The approximation of incompressible fluid behavior doesn't adequately describe the dynamics of the impact, especially if the pres-

non trascurabile presenza di aria disciolta nel fluido. E' necessario quindi introdurre un'equazione di stato che esprima il legame tra densità ρ e pressione p :

$$\frac{\hat{\partial} p}{\partial \rho} = c^2 \quad (8)$$

con c velocità di propagazione delle onde nel fluido comprimibile.

Assumendo che le variazioni della densità ρ rispetto al valore all'equilibrio (di riferimento, ρ_0) siano minime, si assume un valore di c costante, pari a c_0 (valore assunto da c in corrispondenza di ρ_0). L'equazione di continuità ed il bilancio della quantità di moto del fluido possono quindi essere scritte in funzione delle variazioni della pressione (Δp) e della densità ($\Delta \rho$ rispetto ai corrispondenti valori all'equilibrio (p_0 e ρ_0), tali che: $p = p_0 + \Delta p$ e $\rho = \rho_0 + \Delta \rho$ (teoria acustica; BATCHELOR, 1967).

In considerazione di queste condizioni, COOKER (2002) descrive il campo di velocità 2D, non stazionario, $U(x,y,t)$, che si genera all'impatto, introducendo il potenziale $\phi(x,y,t)$ della velocità del fluido, tale che:

$$\nabla \phi = U \quad (9a)$$

$$\Delta p = -\rho_0 \partial \phi / \partial t \quad (9b)$$

e inoltre dimostra che tale potenziale ϕ soddisfa l'equazione differenziale della propagazione delle onde in un mezzo con comportamento elastico:

$$c_0^{-2} \frac{\partial^2 \phi}{\partial t^2} = \frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial y^2} \quad (10)$$

La soluzione dell'equazione (10) consente di determinare l'evoluzione nel tempo delle pressioni in una massa di fluido di dimensioni finite e assegnata sezione trasversale, una volta precisate le corrispondenti condizioni iniziale e al contorno. Si suppone che, all'istante iniziale ($t = 0$), un corpo fluido con sezione trasversale triangolare (Fig. 3a) colpisca una parete fissa, con velocità $U = (U, 0)$ e rimanga poi a contatto con la parete (impatto anelastico). L'incremento di pressione Δp , rispetto al valore iniziale $p_0 = 0$, che si genera all'impatto, può essere espresso dalla seguente funzione, analiticamente rappresentata nella forma di una somma di infiniti termini (COOKER, 2002):

$$\Delta p(x, y, t) = H(t) \rho_0 c_0 U \frac{2}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\sin \frac{n\pi t}{R}}{n} \left(\cos \frac{n\pi x}{R} - (-1)^n \cos \frac{n\pi y}{R} \right) \quad (11)$$

con $H(t)$, funzione gradino di Heaviside. La Figura 3b rappresenta lo schema dell'evoluzione del fenomeno descritto dall'eq. (11).

Con riferimento alla Fig. 3b, al momento dell'impatto, il fronte d'onda di compressione costituisce una superficie la cui traccia (moto piano) coincide con l'asse y . Per $t > 0$, il fronte d'onda (AB) comincia a propagarsi verso sinistra con velocità c_0 ; incontrando la superficie libera ($y = x + R$) si riflette, dando origine ad una nuova onda di compressione di uguale ampiezza (BC) che si sposta verso il basso. I campi

ence in the fluid of entrained air is considered. An equation relating density ρ and pressure p , must be thus defined:

$$\frac{\hat{\partial} p}{\partial \rho} = c^2 \quad (8)$$

c being the celerity of sound waves in the fluid.

If the density ρ slightly varies with respect to its equilibrium value (ρ_0), the constant value $c = c_0$ (c_0 corresponds to ρ_0) can be considered. The mass and momentum balances of the fluid can be expressed as a function of the pressure increment (Δp) and the density variation ($\Delta \rho$ referred to their equilibrium values (p_0 e ρ_0 , respectively); it is obtained: $p = p_0 + \Delta p$ and $\rho = \rho_0 + \Delta \rho$ (acoustic theory; BATCHELOR, 1967).

Starting from these positions, COOKER (2002) introduced the velocity potential $\phi(x,y,t)$, to describe the unsteady field velocity (2D) $U(x,y,t)$ due to impact; ϕ is such that:

$$\nabla \phi = U \quad (9a)$$

$$\Delta p = -\rho_0 \partial \phi / \partial t \quad (9b)$$

Besides, it is shown that the potential ϕ satisfies the linear differential equation which describes the propagation of waves in an elastic medium:

$$c_0^{-2} \frac{\partial^2 \phi}{\partial t^2} = \frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial y^2} \quad (10)$$

The solution of (10) allows to find the time evolution of the pressure in the fluid domain, corresponding to a wave with an assigned 2D cross-section fluid wave, once the initial and boundary conditions are specified. It is supposed that, at $t = 0$ (instant of impact), a triangular wave (Fig. 3a) hits a fixed, rigid wall, with velocity $U = (U, 0)$; it is supposed that the contact is maintained after the impact (inelastic impact).

The pressure increment Δp , generated at the impact, can be analytically expressed through the following function (COOKER, 2002):

$$\Delta p(x, y, t) = H(t) \rho_0 c_0 U \frac{2}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\sin \frac{n\pi t}{R}}{n} \left(\cos \frac{n\pi x}{R} - (-1)^n \cos \frac{n\pi y}{R} \right) \quad (11)$$

$H(t)$ being the Heaviside function. The evolution of the phenomenon, as described by eq. (11), is represented in Figure 3b: at the impact ($t = 0$), a compression wave is generated at $x = 0$. After the impact ($t > 0$), the compression wave front (AB) starts moving leftwards from the wall, with speed equal to c_0 ; when it encounters the free surface ($y = x + R$) it reflects upon it and a new compression wave (BC), with the same amplitude, but moving downwards, is generated. The pressure fields whose fronts are AB and BC superpose; outside the rectangular area ABCO and along the free surface the pressure increment is $\Delta p = 0$.

Inside ABCO, the variation of pressure Δp assumes the constant value $\Delta p_{max} = \rho_0 c_0 U$ and the fluid is still.

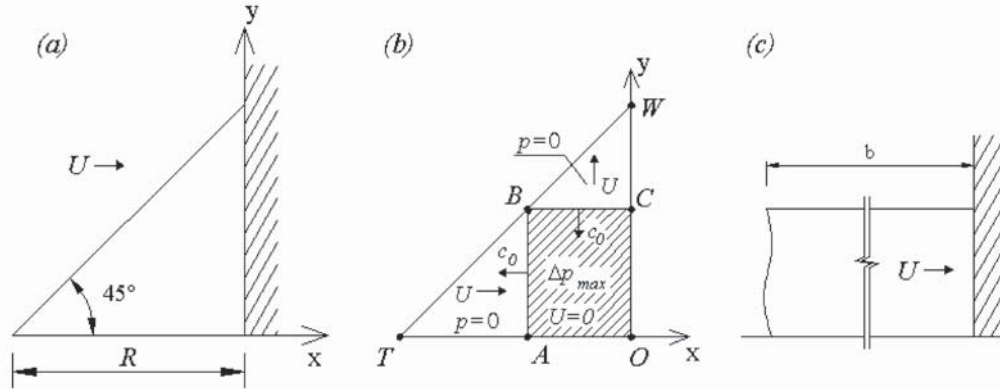


Fig. 3 - Impatto di un'onda con sezione trasversale triangolare (a) - (b) e rettangolare (c) su una parete rigida, fissa. Legenda: (a) geometria; (b) l'onda di compressione si propaga nel dominio fluido con velocità c_0 riflettendosi sulla superficie solida, sulla base e sulla superficie libera inclinata di 45° suddividendo il dominio stesso in tre regioni di dimensione variabile nel tempo; il campo di velocità associato al campo di pressioni è uniforme in ciascuna delle tre regioni; (c) impatto di un corpo fluido con sezione trasversale rettangolare
 - *Impact of right angled triangular (a) - (b) and rectangular (c) waves against a fixed, rigid wall. Legend: (a) geometry; (b) the compression wave propagates in the fluid domain with celerity c_0 ; it is reflected on the solid surface, on the base and on the free surface; the domain is divided into three regions, whose sizes are time dependent; the velocity field associated with the pressure field is uniform in the three regions; (c) impact of a fluid body characterized by a rectangular cross-section*

di pressione i cui fronti sono AB e BC si sovrappongono. All'esterno del rettangolo ABCO e sulla superficie libera la pressione è pari a zero.

All'interno dell'area ABCO, la pressione $p = \mu p$ è costante e pari alla pressione $\mu p_{max} = \phi_0 c_0 U$ e la velocità del fluido è nulla.

La geometria triangolare assegnata al dominio fluido nelle analisi di COOKER (2002) (triangolo con il vertice verso valle) non costituisce una approssimazione ideale della forma del fronte di propagazione di una colata fluida (triangolo con il vertice verso monte); tuttavia, la soluzione in forma chiusa ottenuta dall'autore costituisce un importante risultato, utile per istituire un confronto con il modello numerico agli elementi finiti descritto in seguito.

Si consideri ora l'impatto tra un fronte fluido di forma rettangolare (e superficie piana) e la superficie esterna, piana, di un corpo solido (JOHNSON, 1983; KOROBKIN, 1996); la velocità U del flusso sia ortogonale alla superficie del solido (Fig. 3c). Il problema è stato studiato da KOROBKIN (1996) attraverso il potenziale delle velocità $\iota(x,y,t)$, nell'ipotesi di impatto anelastico.

Per $b \rightarrow \infty$ (Fig. 3c), il valore dell'impulso è pari a:

$$I(b \rightarrow \infty) = \frac{32}{\pi^3} \rho_0 U a^2 \sum_{k=0}^{\infty} \frac{1}{(2k+1)^3} \quad (12)$$

Sommando i primi mille termini della serie numerica (12) si ottiene il valore:

$$I(b \rightarrow \infty) \approx 1.052 \rho_0 a^2 U \quad (13)$$

L'Autore dimostra inoltre che un quarto dell'energia d'impatto è trasferita al fluido nella fase di compressione, qualunque sia la velocità d'impatto; l'ipotesi di fluido comprimibile sembra quindi descrivere più compiutamente il bilancio energetico del processo dell'impatto.

Nel caso in cui si consideri un dominio caratterizzato da dimensione b finita, si ottiene un valore dell'impulso $I(b) < I(b \rightarrow \infty)$; tut-

The fluid geometry considered by COOKER (2002) isn't an ideal approximation of fluid-like debris flows during propagation; however, the closed form solution obtained by the Author is important, since a direct comparison with numerical (FE, described later) analyses can be developed.

The impact between a rectangular shaped fluid domain, with a plane front, against a solid structure (Fig. 3c) is now considered (JOHNSON, 1983; KOROBKIN, 1996); the velocity vector U of the fluid is initially perpendicular to the solid surface. This problem has been studied by KOROBKIN (1996) by applying the velocity potential $\iota(x,y,t)$ and by imposing, again, an inelastic impact boundary condition.

If $b \rightarrow \infty$ (Fig. 3c), the value of the impulse I is:

$$I(b \rightarrow \infty) = \frac{32}{\pi^3} \rho_0 U a^2 \sum_{k=0}^{\infty} \frac{1}{(2k+1)^3} \quad (12)$$

The sum of the first 1000 terms of eq. (12) gets:

$$I(b \rightarrow \infty) \approx 1.052 \rho_0 a^2 U \quad (13)$$

The Author also shows that about a quarter of the impact energy is transferred to the internal energy of the compressed fluid, whatever small the impact velocity may be. The hypothesis of compressible fluid seems thus to describe the impact more properly.

In case of a fluid domain with a finite size b (Fig. 3c), it is obtained: $I(b) < I(b \rightarrow \infty)$; however, if $b/a > 1.7$, $I(b) \approx I(b \rightarrow \infty)$; this result is analogous to the previous one (incompressible fluid).

tavia, se $b/a > 1.7$, in analogia a quanto osservato per il fluido incomprimibile, si può porre: $I(b) \approx I(b \rightarrow \infty)$. Questo risultato è analogo a quello ottenuto nel caso di fluido incomprimibile.

DATI SPERIMENTALI

I modelli esaminati e le corrispondenti formulazioni teoriche evidenziano l'importanza della fase impulsiva del fenomeno, nel corso della quale, negli istanti immediatamente successivi all'impatto, si generano elevati valori della pressione del fluido. È utile esaminare nel seguito alcuni risultati sperimentali, relativi a misure di pressioni di impatto di fluidi contro strutture, per confrontarli con i risultati forniti dalle formulazioni teoriche, non trascurando di ricordare l'estrema difficoltà delle misurazioni per intervalli di tempo molto piccoli (frazioni di millisecondi) e la dipendenza delle stesse dai numerosi parametri che figurano nelle formulazioni teoriche, oltre che da fattori sub-sperimentali.

Al riguardo, si riportano in estrema sintesi i risultati delle campagne sperimentali condotte da BREDMOSE *et alii* (2003), OBHRAI *et alii* (2004), PEREGRINE *et alii* (2004), BULLOCK *et alii* (2004):

- *in laboratorio*, presso il centro di ricerche Forschungszentrum Küste, (Hannover, Germania); le dimensioni del canale, utilizzato nella ricerca, sono: lunghezza 350 m, larghezza 5 m, profondità 7 m; le onde generate per i test avevano altezza variabile tra 0.5 e 1.7 m; non sono citate le velocità raggiunte dalle onde; le pressioni massime misurate hanno raggiunto valori $p_{max} \approx 4 \text{ MPa}$ (BULLOCK *et alii*, 2004); i picchi di pressione erano raggiunti in tempi pari a circa 1 ms;
- *in situ*, per mezzo di strumenti di misura posti sulla barriera frangiflutti Admiralty (realizzata ad Alderney, isola dello stretto dello Manica, con estensione totale, in lunghezza, pari a 870 m), direttamente esposta alle onde dell'Oceano Atlantico; in questo caso, la massima pressione registrata è risultata $p_{max} \approx 0.75 \text{ MPa}$ (BULLOCK *et alii*, 2004; PEREGRINE *et alii*, 2004); la durata dell'impatto è ancora pari a circa 1 ms.

OBHRAI *et alii* (2004) osservano una notevole dispersione delle misure effettuate (valori di pressione massima); tale fenomeno è singolare, soprattutto se si considera che in laboratorio si generano treni di onde tra loro molto simili; l'interpretazione di tali misure risulta quindi difficile.

Una quantità che invece risulta meno dipendente, approssimativamente invariante, rispetto alle piccole variazioni di forma delle onde, è l'impulso (PEREGRINE *et alii*, 2004; OBHRAI *et alii*, 2004). Un parametro che influenza i dati raccolti è inoltre la frazione d'aria presente nel fluido (BREDMOSE *et alii*, 2003).

LO *et alii* (2000) riportano risultati di misure di pressioni in situ, relative a debris flows con comportamento fluido, ripresi da lavori di DO *et alii* (1987) e WU *et alii* (1993) (Fig. 4). La dispersione dei dati è nuovamente marcata; tuttavia, particolare importanza riveste il fatto che alcuni valori sono decisamente maggiori di quelli correlabili alla formula (1), corrispondente ad una condizione di impatto

EXPERIMENTAL DATA

The proposed theoretical models highlight the importance of the impulsive phase and put into evidence that high values of pressure increment develop just after impact. Experimental measures of fluid pressure, reported in the literature, will be shown and compared to the corresponding ones obtained by theoretical formulations. To this purpose, it is important to point out the severe difficulties in measuring the pressure increases raising during extremely small time periods (fractions of milliseconds); another difficulty derives from the dependence of the pressure increases raising during extremely small time periods (milliseconds); moreover, these values depend on physical, mechanical and experimental factors.

The papers of BREDMOSE *et alii* (2003), OBHRAI *et alii* (2004), PEREGRINE *et alii* (2004), BULLOCK *et alii* (2004), in particular, show experimental data:

- *laboratory*: the model tests were carried out in the Forschungszentrum Küste, (Hannover, Germania) Research Center; waves whose height ranged from 0.5 to 1.7 m were generated in a flow channel 350 m long, 5 m wide, 7 m deep; the velocities of the waves are not specified; the maximum measured pressure values were up to $p_{max} \approx 4 \text{ MPa}$ (BULLOCK *et alii*, 2004); the pressure raises and falls in about 1 ms (peak values);
- *field*: after the installation of pressure transducers on the Admiralty Breakwater (in Alderney, a French Channel Island, characterized by a total length equal to 870 m), directly exposed to Atlantic Ocean's waves; in this case, the pressure peak attained a peak value $p_{max} \approx 0.75 \text{ MPa}$ (BULLOCK *et alii*, 2004; PEREGRINE *et alii*, 2004); again, the impulsive phase lasted about 1 ms.

OBHRAI *et alii* (2004), furthermore, observe a wide scatter of the measured pressure peaks; this phenomenon is not clearly understood, because these recorded values are associated with nominally identical waves; the interpretation of the results is thus difficult. However, PEREGRINE *et alii* (2004) and OBHRAI *et alii* (2004), observe also that the total impulse of a wave impact less depends on the geometry of the waves. A parameter which influences the impact pressure is the fraction of air entrained in the fluid (BREDMOSE *et alii*, 2003).

LO *et alii* (2000) collected several pressure measurements generated at the impact of fluid-like debris flows reported in technical literature (DO *et alii*, 1987; WU *et alii*, 1993, Fig. 4); again, a wide scatter can be noticed; it is important, besides, to put into evidence that some measured values are much bigger than the ones obtained by applying formula (1), corresponding to the pressure developed by a steady flow impinging on a solid, flat surface. Most of the results reported in DO *et alii* (1987) identify values of measured pressure up

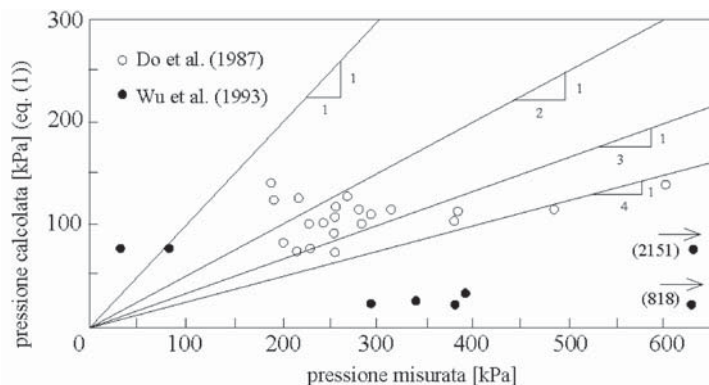


Fig. 4 - Impatto di colate fluide; pressione misurata vs valori della pressione ricavati attraverso l'eq. (1), per $\rho = 1500 \text{ kg/m}^3$ e $\alpha = 0$ (adattato da Lo et alii, 2000)
 - Impact of fluid-like debris flows; measured pressure vs computed pressure (eq. (1)); values of $\rho = 1500 \text{ kg/m}^3$ and $\alpha = 0$ are assumed (adapted from Lo et alii, 2000)

di una corrente fluida in regime stazionario. Numerosi risultati riportati in Do *et alii* (1987) identificano valori di pressione misurata pari a 2÷4 volte quella valutata attraverso l'eq. (1); alcuni dei valori riportati in Wu *et alii* (1993) sono ancora maggiori (0.8÷2 MPa). Le differenze fra i risultati delle sperimentazioni evidenziano, inoltre, il ruolo di fattori apparentemente secondari (profilo del fluido all'impatto, presenza di aria nel fluido, ...).

ANALISI NUMERICHE

Premessa

Lo studio dell'interazione fra fluidi e solidi è spesso fondamentale per la valutazione delle condizioni di sicurezza in molti campi dell'ingegneria. Il flusso è descritto da equazioni differenziali non lineari alle derivate parziali; a causa di tale complessità, nel campo della meccanica dei fluidi sono stati sviluppati differenti metodi di soluzione numerica; il dominio di integrazione è in genere suddiviso in componenti discrete. Differenti metodi numerici impiegano differenti tecniche di discretizzazione; particolare importanza rivestono le tecniche basate sulla presenza di una griglia (FEM, FDM) e le tecniche meshless (ad es., Smoothed Particle Hydrodynamics-SPH; Distinct Element Method-DEM).

Il metodo SPH permette la soluzione delle equazioni della dinamica del continuo in forma Lagrangiana. Sebbene sviluppato inizialmente per simulare fenomeni in astrofisica (GINGOLD & MONAGHAN, 1977), il metodo ha fornito interessanti risultati nella simulazione dei problemi di meccanica dei fluidi non facilmente analizzabili con tradizionali schemi Euleriani: ad esempio, correnti non-stazionarie a superficie libera (MONAGHAN, 1992; GALLATI & BRASCHI, 2002), getti non stazionari interagenti con la superficie libera (ESPA *et alii*, 2002) onde (GALLATI *et alii*, 2005), interazioni tra corrente e strutture deformabili (ANTOCI *et alii*, 2005).

Il metodo si basa essenzialmente sulla discretizzazione del campo di moto attraverso un sufficiente numero di punti mobili, ciascuno rappresentativo di una particella fluida: il campo di moto è poi ottenuto interpolando in ogni punto del continuo i valori relativi ai singoli punti mobili, attraverso l'uso di opportune funzioni di interpolazione. L'accelerazione delle singole particelle fluide è calcolata risolvendo le opportune equazioni del moto (Eulero, Navier- Stokes,

to 2÷4 times the one expressed by (1); some of the results reported in in Wu *et alii* (1993) are even greater (0.8÷2 MPa).

These differences among the experimental data highlight the role of apparently minor details, such as the profile of the impacting surface as well as the presence of dissolved air in the fluid.

NUMERICAL ANALYSES

Overview

The dynamic interaction between flow and structures often plays a key role in the efficiency and safety of engineering applications. Fluid flow is governed by non-linear partial differential equations; in many situations, the flow spans a huge range of length scales, the non-linearity of the governing equations resulting in the transfer of energy from a length scale to another one. Due to this complexity, to solve the governing equations of fluid mechanics problems, many innovative numerical methods have been proposed; generally, the computational domain needs to be divided into discrete components; different numerical methods are based on different discretization techniques, which can be roughly grouped into two main groups: grid-based methods (FEM, FDM) and meshless methods (SPH, DEM).

Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH) method allows the solution of the equations of dynamics, expressed in Lagrangian form, to be obtained. Although initially developed in astrophysics (GINGOLD & MONAGHAN, 1977), the method has been readily applied to solve non trivial problem of fluid dynamics, otherwise treated through Eulerian schemes: free surface flows (MONAGHAN, 1992; GALLATI & BRASCHI, 2002), unsteady jets interacting with a free surface (ESPA *et alii*, 2002), waves (GALLATI *et alii*, 2005), fluid-structure interaction (ANTOCI *et alii*, 2005).

The method is based on the discretization of the computational domain into a finite number of movable points which represent fluid particles; the field of motion is then obtained by interpolating, through suitable functions, the values of the state quantities (density, velocity, ...) of each particle. As stated before, the acceleration of the particles is calculated by solving the equations of motion (Euler equations, Navier-Stokes equations, Shallow water equations) in

Shallow Water) in forma Lagrangiana (MONAGHAN, 1992).

Il contenimento del numero complessivo di punti mobili consente di ridurre i tempi di elaborazione numerica; tuttavia, l'insufficiente numero di particelle disposte in prossimità dei bordi (LIU & LIU, 2005; MONAGHAN, 2005) non consente di rappresentare in modo adeguato le condizioni espresse lungo i bordi del dominio di calcolo (CAMPBELL *et alii*, 2000; KULASEGARAM *et alii*, 2004; OGER *et alii*, 2006).

Una peculiarità del metodo SPH consiste nell'introduzione di un'equazione di stato (EOS) che, attraverso la velocità di propagazione delle onde (c_0), descrive la compressibilità del fluido. Questa proprietà del fluido è quindi adottabile nelle corrispondenti analisi numeriche. Tuttavia, l'utilizzo dei valori reali del parametro che descrive tale proprietà, nel caso di modeste compressibilità, comporta in genere intervalli di integrazione molto piccoli e tempi di calcolo eccessivamente elevati.

Per descrivere in pratica la risposta meccanica di un fluido poco comprimibile e risolvere i conseguenti problemi di calcolo, nota o ipotizzata a priori la massima velocità v_{max} del flusso nel corso della simulazione, si impone semplicemente che il numero di Mach " M_a ", definito come

$$M_a = v_{max}/c_0 \quad (14)$$

sia minore dell'unità. Come conseguenza, nel caso di fluidi poco comprimibili, i valori della velocità di propagazione delle onde (c_0) utilizzati non hanno, in genere, reale significato fisico (LIU & LIU, 2005; LAIGLE *et alii*, 2007).

Descrizione del codice di calcolo agli elementi finiti

Le analisi numeriche dell'impatto tra fluidi e solidi, presentate nell'articolo, sono riferite soltanto ai primi istanti successivi all'impatto, quando la distorsione del fluido è ancora limitata.

Le analisi sono state condotte con il codice FEM Abaqus\Explicit; la procedura di integrazione, definita esplicita, si basa sull'implementazione della central difference rule (BATHE, 1995). Le griglie che modellano i domini fluido e solido sono entrambe costituite da elementi parallelepipedi lineari a 8 nodi, con integrazione ridotta.

Trattamento del contatto. L'algoritmo implementato è basato sul concetto di superfici *master* e *slave*: se, nel corso della deformazione, la superficie *master* tenta di penetrare attraverso la superficie *slave*, sono generate opportune forze per evitare tale penetrazione; l'algoritmo *kinematic contact*, utilizzato nelle analisi, impone la conservazione della quantità di moto. All'inizio di ogni incremento temporale, la configurazione cinematica dei corpi è aggiornata senza considerare la possibilità di un contatto tra superfici; se, successivamente, si determina una penetrazione di alcuni nodi posti sulla superficie *slave* all'interno della superficie *master*, l'algoritmo, servendosi della massa associata ad ogni nodo, calcola la forza necessaria per resistere a tale penetrazione. La forza resistente è pari a zero quando le due superfici non risultano più a contatto.

Lagrangian form (MONAGHAN, 1992).

The reduction of the whole number of movable points allows to reduce time computation; however, by this way, the problem of particle deficiency near or on the boundaries arises (LIU & LIU, 2005; MONAGHAN, 2005).

Different procedures have been developed to properly treat problems concerning contact and impact between bodies (CAMPBELL *et alii*, 2000; KULASEGARAM *et alii*, 2004; OGER *et alii*, 2006), but this aspect has not been definitively nor univocally cleared.

One of the main features of the SPH method lies in the introduction of an equation of state (EOS) describing the behavior of a compressible fluid, through the celerity c_0 of sound waves in the fluid. However, the actual values assumed by this parameter would lead to extremely small (thus, prohibitive) computational time steps. Being the maximum velocity (v_{max}) of the flow in the numerical simulations a priori known (or estimated), to simulate the behaviour of an almost incompressible fluid (negligible density variations), a small value of the Mach number

$$M_a = v_{max}/c_0 \quad (14)$$

is imposed ($M_a \ll 1$); c_0 is thus easily obtained, but its value, generally, have no physical meaning (LIU & LIU, 2005; LAIGLE *et alii*, 2007).

Description of the FE code

Numerical analyses of the impact between a fluid and a solid body have been carried out by means of FE Abaqus\Explicit code; the explicit time integration procedure is based on the implementation of a central difference rule (BATHE, 1995). The meshes of both the fluid and the solid domains are made of C3D8R elements (8-node linear bricks, reduced integration with hourglass control).

Treatment of contact. The implemented contact algorithm models two interacting surfaces: the *master* and the *slave* surfaces. The *master* surface pushes into the *slave* surface; as a reaction, contact forces are generated to prevent that the nodes of the *slave* surface penetrate the *master* surface. Contact is established with contact pairs which use a kinematic contact algorithm that enforces contact constraints and conserves momentum. At the beginning of each time increment, the kinematic state of a model is modified according to a predicted configuration, without considering the contact conditions. The *slave* nodes that penetrate the *master* surface are then determined; the depth of each node's penetration, the corresponding associated mass and the time increment are used to calculate the force necessary to resist the penetration. If this force had been applied during the increment, it would have caused the *slave* node to exactly contact the surface.

The resisting force at each *slave* node is defined through a com-

Adaptive meshing. Nei calcoli numerici, al dominio fluido è stato assegnata la proprietà *Adaptive meshing* che consente di mantenere una mesh di alta qualità nel corso dell'intera analisi, anche se si sviluppano deformazioni non piccole. Questo risultato è raggiunto permettendo alla mesh di muoversi in maniera indipendente dal materiale che essa rappresenta. La formulazione *Adaptive meshing* implementata nel codice prende spunto dal lavoro di VAN LEER (1977) e combina le caratteristiche di analisi Lagrangiane ed Euleriane; per questo motivo, è spesso denominata tecnica ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian). All'interno del dominio, ad intervalli regolari, la mesh è aggiornata, tenendo conto della posizione precedentemente assunta e della posizione dei nodi circostanti.

Advection (processo di advezione). Il metodo ALE introduce termini di advezione nella equazioni di conservazione della massa e della quantità di moto. Questi termini prendono in considerazione il fatto che la mesh ed il materiale possono muoversi in maniera indipendente. È stato provato che questa tecnica consente un'elevata efficienza computazionale. Nel dominio in cui è definito l'Adaptive meshing, in un incremento temporale, la formulazione del tipo di elemento, le condizioni al contorno, i carichi esterni, le condizioni di contatto, etc., sono innanzitutto trattate in maniera coerente con un'analisi di tipo puramente Lagrangiano. Una volta completata la "fase lagrangiana" di calcolo, la mesh è aggiornata (attraverso il processo di Adaptive meshing); quindi, le variabili di campo come la quantità di moto subiscono un processo di advezione. Nel codice, tale processo si basa sul lavoro di BENSON (1991), ed il metodo è definito Half-Shift Index: nel processo di ridefinizione della mesh, le variabili legate alla quantità di moto sono innanzitutto trasferite dai nodi al centro dell'elemento (dalla vecchia alla nuova mesh). Infine, le stesse variabili sono spostate sui nodi della nuova mesh.

Modello costitutivo del fluido. Nel caso di inondazioni (concentrazione volumetrica di solidi pari al 5÷10%) ma anche nel caso di flussi iperconcentrati (fino al 40% di concentrazione), il comportamento del flusso della miscela è fondamentalmente controllato da quello del liquido (USGS, 2005).

Il modello costitutivo di riferimento adottato nei calcoli è definito attraverso l'equazione di stato [$\Delta p = f(\rho)$], nella forma esplicita di Hugoniot:

$$\Delta p = \frac{\rho_0 c_0^2 \varepsilon_v}{(1 - s \varepsilon_v)^2} \left(1 - \frac{G_0 \varepsilon_v}{2} \right) \quad (15)$$

con i simboli ε_v , ρ_0 , c_0 precedentemente definiti.

mon hard contact condition (as opposed to a penalty contact condition); no pressure is transmitted between the considered surfaces if their nodes are not in contact. Any contact pressure can be transmitted between the surfaces in contact.

Adaptive meshing. In the numerical computations, the fluid domain has been defined as an Adaptive meshing domain. Adaptive meshing technique makes it possible to maintain a high quality mesh throughout the analysis, even if large deformations occur. This is achieved by allowing the mesh to move independently of the underlying material. The adaptive meshing technique in the code follows the work of VAN LEER (1977) and combines the features of a pure Lagrangian analysis and an Eulerian analysis. Therefore, it is often referred to as an ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian formulation). A smoother mesh is created by sweeping iteratively over the adaptive domain. During each mesh sweep, nodes in the domain are relocated based on the positions of neighboring nodes and element centres. A volume smoothing technique is used to improve the quality of the mesh and one mesh sweep is performed after each increment.

Advecting solution variables to the new mesh. The ALE method of adaptive meshing introduces advective terms into the momentum balance and mass conservation equations. These account for the independent mesh and material motion. The code solves these modified equations by decoupling the material motion from the mesh motion. It has been proven that this technique has a high computational efficiency.

In an adaptive meshing increment, the element formulations, boundary conditions, external loads, contact conditions, etc. are all handled first in a manner consistent with a pure Lagrangian analysis. Once the Lagrangian motion has been updated and the mesh sweeps have been performed to find the new mesh, the solution variables are remapped by performing an advection sweep. Both momentum and field variables are advected during an advection sweep. This procedure is performed following the work of BENSON (1991), ensuring that the advecting momentum is properly conserved during remapping. The applied method, known as the Half-Shift Index method, first shifts each of the nodal momentum variables to the element centre; the shifted momentum is then advected from the old to the new mesh. Finally, the momentum variables at the element centres of the new mesh are shifted back to the nodes.

Constitutive model of the fluid. In case of floods (5÷10 % concentration of sediment by volume) as well as of hyperconcentrated flows (up to 40% of sediment concentration), the flow behavior is controlled by water (USGS, 2005).

The constitutive model describing the fluid behaviour is defined through the state equation [$\Delta p = f(\rho)$], written according the general, linear Hugoniot explicit form:

$$\Delta p = \frac{\rho_0 c_0^2 \varepsilon_v}{(1 - s \varepsilon_v)^2} \left(1 - \frac{G_0 \varepsilon_v}{2} \right) \quad (15)$$

being the variable ε_v , and the parameters ρ_0 , c_0 previously defined.

By setting the material and kinematic parameters $s = 0$ and $G_0 =$

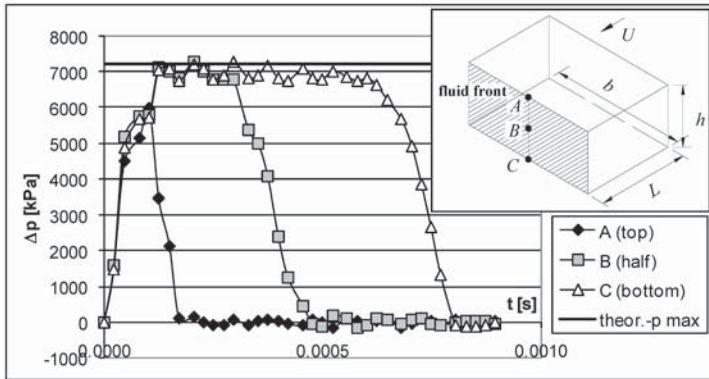


Fig. 5 - Pressioni d'impatto Δp sul fronte fluido in funzione del tempo. Il punto A è posto 5 cm sotto la superficie libera. La geometria della massa fluida è caratterizzata da $h = 1$ m, $b = 1$ m, $L = 2$ m; le proprietà assegnate al fluido assumono i valori $c_0 = 1450$ m/s, $\rho_0 = 1000$ kg/m³; la velocità d'impatto è $U = 5$ m/s; $\Delta p_{max} = 7.25$ MPa

- Impact pressure Δp computed for three points on the fluid front, vs the elapsed time t after the impact. Point A is located 5 cm below the free surface. The geometry of the impacting fluid mass is $h = 1$ m, $b = 1$ m, $L = 2$ m; the fluid properties are $c_0 = 1450$ m/s, $\rho_0 = 1000$ kg/m³. The impact velocity is $U = 5$ m/s; $\Delta p_{max} = 7.25$ MPa

Ponendo i parametri meccanico e cinematico $G_0 = 0$ e $s = 0$, si ottiene, in definitiva, per la deformazione volumetrica ε_v :

$$\Delta p = K \varepsilon_v \quad (16)$$

dove

$$K = \rho_0 c_0^2 \quad (17)$$

La risposta deviatorica è invece descritta dall'espressione:

$$S = 2\nu \dot{\varepsilon} \quad (18)$$

con S componente deviatorica del tensore delle tensioni, ν viscosità del fluido ed $\dot{\varepsilon}$ componente deviatorica del tensore della velocità di deformazione.

Confronto tra analisi teoriche e numeriche

Una tipica evoluzione degli incrementi di pressione, negli istanti immediatamente successivi all'impatto, ottenuta con le analisi numeriche (FEA), è riportata in Fig. 5. Il valore massimo (teorico) della pressione (P_{max}) è raggiunto solo nei punti in cui si è realizzata una adeguata azione di confinamento del fluido (punti B e C, Fig. 5); l'analisi numerica approssima la distribuzione continua, reale, della pressione del fluido; l'integrazione numerica delle equazioni governanti procede con passi discreti; non riesce quindi a cogliere perfettamente il repentino aumento e la successiva diminuzione a valori nulli della pressione nei punti contemporaneamente appartenenti alla superficie libera ed alla superficie d'impatto. In minore misura, l'errore si rileva, ad esempio, nel punto A (Fig. 5), posto sulla superficie d'impatto, 5 cm sotto la superficie libera.

Sono state effettuate due serie di simulazioni, per due valori della celerità di propagazione delle onde c : $c_{0,1} = 1450$ m/s (acqua pura) e $c_{0,2} = 150$ m/s (acqua con presenza di aria in percentuale volumetrica inferiore all'1%). La velocità all'impatto, per entrambe le simulazioni, è pari a 4 m/s. In entrambi i casi, al fluido è stato assegnato il valore di viscosità $\nu = 0$; FEDERICO *et alii* (2004) hanno mostrato infatti che questo parametro svolge un'influenza trascurabile sull'evoluzione temporale delle pressioni d'impatto.

Risultati ottenuti per $c_{0,1} = 1450$ m/s. La distribuzione dei valori di pressione del fluido nel piano orizzontale (punti ABCD, Fig. 2a), per definiti istanti, è riportata in Fig. 6; al momento dell'impatto, si sviluppano pressioni su tutto il fronte (anche in corrispondenza dei bordi, Fig. 6a, $t = 0.154$ ms dopo l'impatto); tuttavia, dopo appena

0 , it is obtained the bulk response:

$$\Delta p = K \varepsilon_v \quad (16)$$

where:

$$K = \rho_0 c_0^2 \quad (17)$$

The code allows the user to define the deviatoric behaviour, through the Newtonian viscous fluid model:

$$S = 2\nu \dot{\varepsilon} \quad (18)$$

S being the deviatoric stress, ν the fluid viscosity and $\dot{\varepsilon}$ the deviatoric component of the strain rate. The deviatoric and volumetric responses are thus uncoupled. In all computations, a rigid behavior for the fluid-bottom interface has been considered.

Theoretical vs numerical analyses

A typical numerical response is represented in Fig. 5 as impact pressure increments (p) vs time (t). The maximum theoretical value of pressure (P_{max}) is attained only in the lowest portions of the fluid domain, adequately confined (points B and C, Fig. 5). The numerical analysis approximates the actual, continuous fluid pressure evolution through discretized time steps; thus, it doesn't allow to model the almost instantaneous growth and subsequent decrease to nil values of the fluid pressure in those points belonging to both the free and the impact surfaces. A minor error can be observed in the numerical results obtained for the fluid pressure excess in the point A (Fig. 5), located 5 cm below the free surface.

Different simulations have been carried out taking into account two different values of the celerity of sound waves, c : $c_{0,1} = 1450$ m/s (pure water) and $c_{0,2} = 150$ m/s (water with a small volumetric fraction of entrained air). The impact velocity, for both simulations, was equal to 4 m/s. In both cases, the value of viscosity $\nu = 0$ has been assigned to the fluid; this parameter doesn't play a remarkable role on the time evolution of impact pressure increments (FEDERICO *et alii*, 2004).

Results obtained for $c_{0,1} = 1450$ m/s. The distribution of the pressure in the fluid domain (ABCD plane, Fig. 2a) for some prefixed instants, is reported in Fig. 6; at the impact, an increment of pressure involves the whole fluid front, including the free surface (Fig. 6a, $t = 0.154$ ms after the impact); however, after just the new

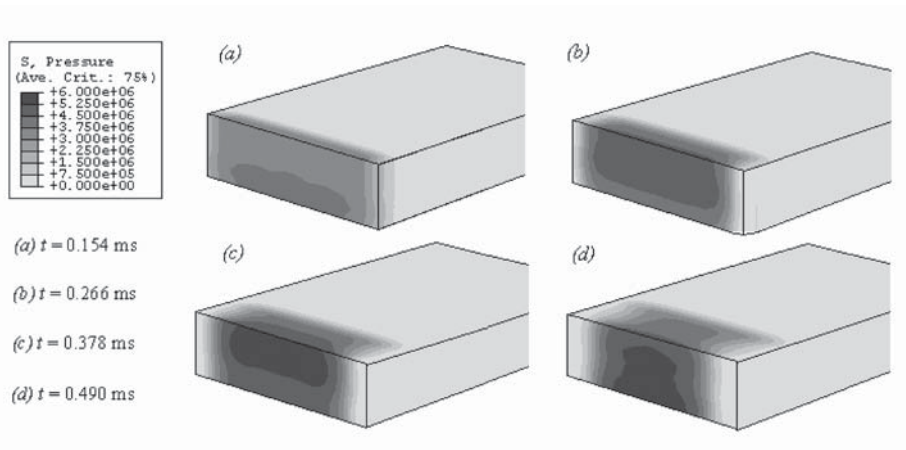


Fig. 6 - Impatto di un fronte fluido di forma rettangolare; $c_0 = 1450$ m/s; pressioni in corrispondenza del dominio fluido - Impact of a rectangular fluid front; $c_0 = 1450$ m/s; pressure development over the fluid domain

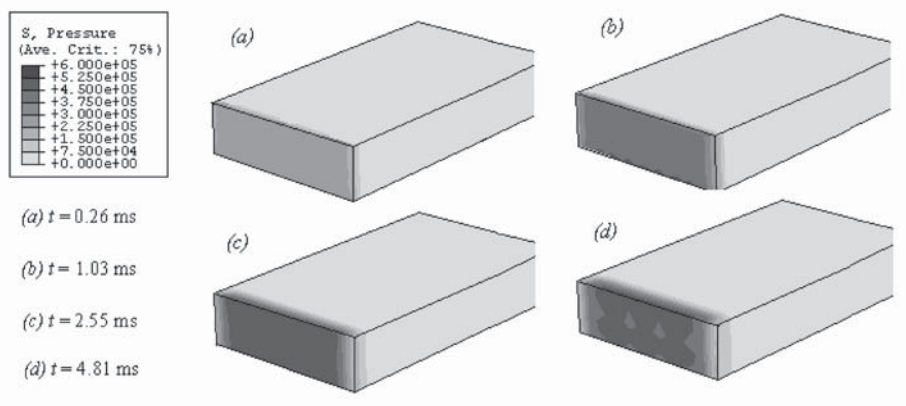


Fig. 7 - Impatto di un fronte fluido di forma rettangolare; $c_0 = 150$ m/s; pressioni in corrispondenza del dominio fluido - Impact of a rectangular fluid front; $c_0 = 150$ m/s; pressure development over the fluid domain

0.112 ms ($t = 0.266$ ms dopo l'impatto, Fig. 6b) sullo spigolo in contatto col muro, e su tutta la superficie laterale, le pressioni si annullano; dalle Figg. 6c-d (rispettivamente per tempi 0.378 ms e 0.490 ms) si può osservare che la pressione massima di impatto (all'incirca pari a $\Delta p_{max} = 5.80$ MPa) è raggiunta solo in una porzione centrale del fronte; spostandosi dal centro del fronte verso i bordi laterali, la pressione tende progressivamente a ridursi; all'aumentare del tempo, l'estensione della zona con pressione massima si riduce.

Risultati ottenuti per $c_{0,2} = 150$ m/s. La distribuzione delle pressioni è riportata in Fig. 7. La dinamica è del tutto simile a quella corrispondente al caso $c_{0,1} = 1450$ m/s; il tempo caratteristico del fenomeno è tuttavia maggiore. Si osserva infatti (Fig. 7 a-b) che sono necessari tempi maggiori affinché sia nettamente visibile la formazione delle regioni sui bordi in cui la sovrappressione si annulla. Ovviamente, in questo caso la pressione massima è minore ($\Delta p_{max} = 0.60$ MPa), poiché la rigidità volumetrica del fluido è minore.

Per lo stesso schema geometrico (Fig. 2a), sono stati effettuati cicli di calcoli per valutare l'impulso I , in maniera analoga alle analisi effettuate da WALKDEN *et alii* (2001), nell'ipotesi di fluido incom-

time increment ($t = 0.266$ ms after the impact, Fig. 6b) at the borders and on the whole lateral surface, the pressure vanishes; in Figures 6c-d (respectively 0.378 ms and 0.490 ms after the impact) it is shown that the maximum impact pressure ($\Delta p_{max} = 5.80$ MPa) is reached only in the central portion of the fluid domain; moving from the center towards the border, the pressure progressively reduces and the area characterized by maximum pressure decreases with time.

Results obtained for $c_{0,2} = 150$ m/s. The pressure evolution after the impact is reported in Fig. 7. The dynamics of the impact is similar to the one obtained for $c_{0,1} = 1450$ m/s; however, as expected, the characteristic time is bigger. Larger times in fact are needed (Fig. 7 a-b) to ensure an appreciable dissipation of the pressure on the borders; in this case, furthermore, the maximum pressure is less than the previous case. The maximum theoretical value equals $\Delta p_{max} = 0.60$ MPa.

Another set of computations have been carried out for the geometrical scheme reported in Fig. 2a, in order to evaluate and to compare the impulse I to the values obtained by WALKDEN *et alii* (2001),

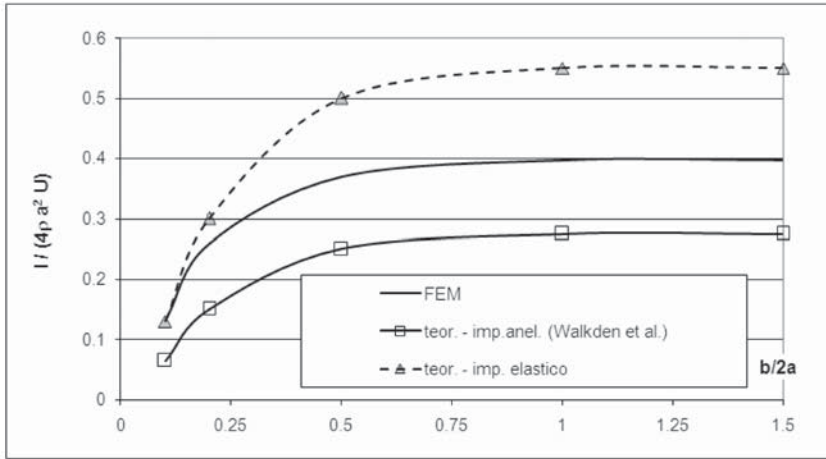


Fig. 8 - FEA; impatto di un fronte fluido di forma rettangolare: rapporto adimensionale $I / \phi a^2 U$ in funzione del rapporto adimensionale $b/2a$ che descrive la geometria del dominio fluido
 - FEA; impact of a rectangular fluid front: ratio $I / \phi a^2 U$ vs the dimensionless ratio $b/2a$ describing the geometry of the fluid domain

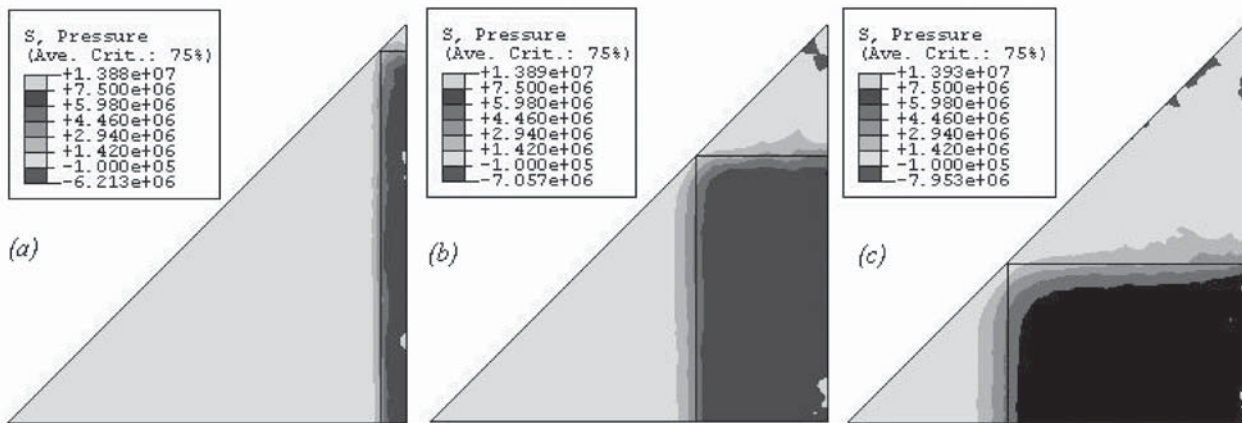


Fig. 9 - Schema dell'impatto di un'onda a sezione trasversale triangolare isoscele (altezza dell'onda: 1 m) contro una superficie solida (velocità d'impatto: $U = 5$ m/s). Legenda: (a) - (c) evoluzione, nel dominio fluido, della pressione μp ; (a) $t = 0.5$ ms dopo l'impatto; (b) $t = 2.5$ ms dopo l'impatto; (c) $t = 4.5$ ms dopo l'impatto. La linea retta nera mostra la posizione teorica (COOKER, 2002) del bordo che delimita la zona caratterizzata dalla $\mu p = \mu p_{max}$ al tempo t
 - Scheme of a triangular isosceles water-wave (height equal to 1 m) impacting a vertical wall (impact velocity $U = 5$ m/s). Legend: (a) - (c) pressure μp within the ABC cross section of the wave after the impact with a rigid, fixed, impermeable wall; (a) $t = 0.5$ ms after the impact; (b) $t = 2.5$ ms after the impact; (c) $t = 4.5$ ms after the impact. The black straight lines mark the theoretical (COOKER, 2002) boundary of the maximum pressure domain ($\mu p = \mu p_{max}$) at the considered time t

pressibile e urto anelastico. I risultati sono riportati in Fig. 8. Si nota che le analisi numeriche forniscono valori dell'impulso che si collocano tra i due casi, estremi, relativi alle condizioni di impatto elastico ed anelastico, previsti da WALKDEN (2001).

L'analisi 2D dell'impatto di onde a sezione trasversale triangolare è stata condotta da COOKER (2002), per fluido sia incompressibile, sia compressibile. Nelle analisi FEM si è considerato un dominio tridimensionale; tuttavia, gli spostamenti laterali dell'onda (direzione perpendicolare alla velocità U) sono stati vincolati, per ottenere condizioni simili a quelle bidimensionali, adottate nei modelli teorici.

Il dominio fluido è stato discretizzato con 22800 elementi di forma tetraedrica; il passo di integrazione temporale, adottato nelle analisi numeriche, è approssimativamente pari a 10^{-6} s. L'evoluzione

under the hypothesis of incompressible fluid behavior. The results are reported in Fig. 8. FEA results fall between the two extreme theoretical responses (elastic and inelastic impact).

The analysis of the impact of 2D waves characterized by a triangular cross section has been theoretically carried out by COOKER (2002), referring to both incompressible and compressible behaviours. In the numerical scheme, a 3D domain has been set up; the lateral displacements (horizontal direction perpendicular to velocity vector U) of the waves have been constrained, in order to force a 2D-like behaviour. The domain has been subdivided into about 22800 elements (tetrahedrons); the time integration step is approximately equal to 10^{-6} s. The time evolution of the fluid pressure, for some instants after the impact, is reported in Fig. 9a-c.

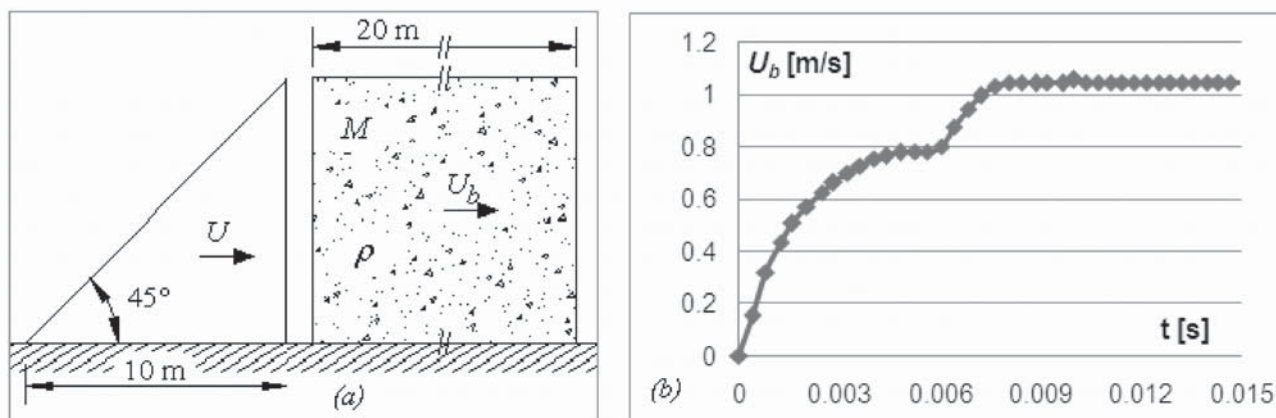


Fig. 10 - Impatto di un'onda 3D a sezione trasversale triangolare contro un blocco libero di traslare su un piano orizzontale. LEGENDA: (a) schema geometrico; (b) analisi FEM: velocità del blocco a seguito dell'impatto
 - Impact of a 3D wave, characterized by a triangular cross section, against a movable block at rest. LEGEND: (a) geometry; (b) FEA: velocity gained by the block due to the impact

temporale della pressione nel fluido, per alcuni istanti successivi all'impatto, è riportata in Fig. 9a-c.

La zona caratterizzata dalla pressione massima μp_{max} ($\mu p_{max} = 7.25$ MPa) varia nel tempo; c'è buon accordo tra la teoria di COOKER (2002) ed i risultati dell'analisi numerica, nella quale il passaggio da μp_{max} a $p = 0$ è ovviamente graduale, e non netto come descritto nell'analisi teorica di riferimento.

Le analisi numeriche presentate sono riferite alla presenza di un fronte del fluido piano e parallelo alla superficie solida colpita. Questa particolare condizione geometrica, come dimostrato precedentemente, è causa di uno sviluppo simultaneo delle sovrappressioni massime sull'intero fronte. Si dimostra che (FEDERICO *et alii*, 2004), se si impone invece una curvatura al fronte, aumenta la durata della fase impulsiva mentre la forza di impatto diminuisce, a causa della diversa evoluzione nel tempo della distribuzione della sovrappressione massima sul fronte di impatto. L'impulso I ed il massimo incremento di pressione μp_{max} , invece, non variano apprezzabilmente.

SIMULAZIONE DI EFFETTI MECCANICI

Spostamento di blocchi

Per la progettazione delle barriere frangiflutti è molto importante valutare le azioni esercitate dall'impatto di onde. COOKER (2002) riporta misure di spostamenti di cassoni di calcestruzzo di notevoli dimensioni (altezza 18 m, larghezza 24 m), che sotto l'azione delle onde hanno subito spostamenti variabili tra pochi cm e 5 m.

Per lo schema 2D, riportato in Fig. 10a, COOKER (2002) calcola lo spostamento del blocco a seguito dell'impatto con l'onda, nell'ipotesi di (a) impatto elastico e (b) anelastico; il coefficiente di attrito alla base del blocco è $\mu = 0.6$. Per densità del blocco $\phi = 2500$ kg/m³ e velocità dell'onda $U = 10$ m/s, ottiene, nel caso (a), uno spostamento del blocco $s = 0.133$ m; nel caso (b), $s = 0.033$ m.

L'analisi FEM dell'impatto dell'onda sul blocco (AMORUSO,

The zone characterized by the maximum pressure μp_{max} ($\mu p_{max} = 7.25$ MPa) changes with the time; theoretical (COOKER, 2002) and numerical results agree although, as expected, a sharp transition between the μp_{max} domain and the $p = 0$ zone is not obtained.

These results are referred to a fluid domain characterized by a planar, vertical front; this peculiar geometry induces, at the impact, a simultaneous increment of fluid's pressure over the whole fluid face. It can be shown (FEDERICO *et alii*, 2004) that, if the curvature of the fluid front increases, the impact lasts longer and the impact force decreases, due to the different time evolution of pressure over the zones progressively impacting the solid. Pressure increment μp_{max} and impulse I , instead, don't vary appreciably.

SIMULATION OF MECHANICAL EFFECTS

Displacements of rigid blocks

To design coastal structures, such as breakwaters, it is necessary to recognize the actions exerted by waves. COOKER (2002) reports the displacements of massive concrete caissons (18 m high, 24 m wide), subjected to sea wave impacts; the recorded, cumulated values range from few cm to 5 m. The simplified 2D geometrical scheme reported in Fig. 10a has been applied by COOKER (2002) to compute the displacement of the block caused by a wave impact, under both the hypotheses of (a) elastic and (b) inelastic impact; the friction coefficient at the base of the caisson was $\mu = 0.6$. By assuming the concrete density $\phi = 2500$ kg/m³ and wave impact velocity equal to $U = 10$ m/s, the displacement s is equal to: (a) $s = 0.133$ m; (b) $s = 0.033$ m.

FEA results of the impact of the wave against the block (AMORUSO,

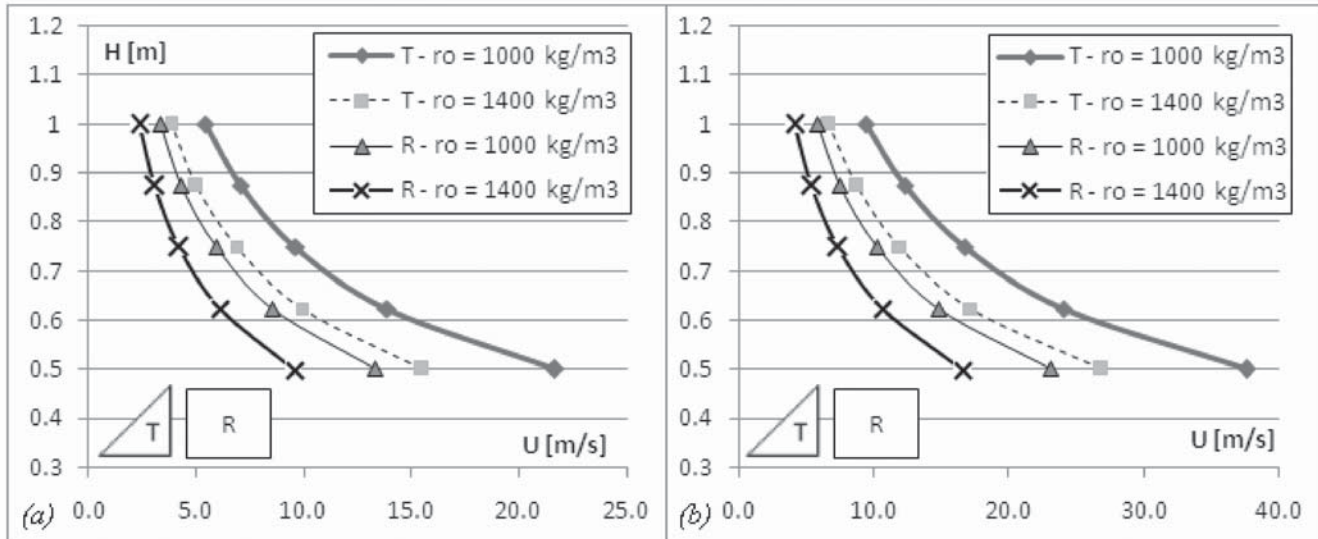


Fig. 11 - Impatto di un'onda con sezione trasversale triangolare (T) o rettangolare (R) contro un blocco libero di scorrere su un piano orizzontale, in presenza di attrito; combinazioni dell'altezza del flusso (H) e della velocità (U) necessaria per provocare uno spostamento "s" fissato del blocco. LEGENDA: (a) s = 0.1 m; (b) s = 0.3 m
 - Impact of a wave with a triangular (T) and rectangular (R) cross section against a block, able to slide along a rough surface; combinations of flow's height (H) and velocity (U) to obtain an assigned displacement "s" of the block; LEGEND: (a) s = 0.1 m; (b) s = 0.3 m

2004) fornisce il valore della velocità iniziale del blocco (Fig. 10b), $U_b = 1.04$ m/s; il tempo di arresto del blocco è pari a $t^* = U_b / (\mu \cdot g) = 1.04 / (0.6 \cdot 9.81) = 0.18$ s; il valore dello spostamento è quindi $s = U_b \cdot t^* - 0.5 (\mu \cdot g) t^{*2} = 0.090$ m; tale valore è compreso tra i due valori relativi al comportamento ideale (impatto elastico ovvero anelastico).

E' stato svolto uno studio parametrico per ottenere combinazioni di altezza (H) e velocità (U) della colata capaci di spostare, a seguito dell'impatto, un blocco di dimensioni 1 m x 1 m x 1 m e densità $\rho = 2500$ kg/m³, posto su una superficie caratterizzata da un coefficiente di attrito $\mu = 0.6$. Per la corrente, sono state considerate due forme della sezione trasversale (rettangolare, R, e triangolare, T) e due valori della densità ($\rho = 1000 \div 1400$ kg/m³). I risultati sono riportati nelle Figure 11a-b; si nota che all'aumentare della densità e dell'altezza del flusso, la velocità necessaria per ottenere un prefissato valore dello spostamento ($s = 0.1$, Fig. 11a; ovvero $s = 0.3$ m, Fig. 11b) diminuisce sensibilmente.

Collasso di un pilastro

Per valutare la forza distruttiva dell'impatto di fluidi contro strutture, si è analizzato il collasso di un pilastro colpito da una colata fluida, avvenuto a Sarno (Campania, Italia), nel maggio 1998 (FAELLA & NIGRO, 2003). Le caratteristiche geometriche e meccaniche dell'elemento strutturale sono: sezione trasversale pari a 30 cm x 30 cm, altezza $l = 2.7$ m; l'armatura longitudinale è composta da quattro barre di acciaio di diametro 1.4 cm; per il calcestruzzo, la resistenza di calcolo considerata è $f_{cd} = 13.83$ MPa (Fig. 12a); per l'acciaio, la tensione di snervamento è $f_{sd} = 320$ MPa (Fig. 12b).

2004) give an initial velocity gained by the block equal to (Fig. 10b), $U_b = 1.04$ m/s; according to the law of motion, the time needed to stop the block is $t^* = U_b / (\mu \cdot g) = 1.04 / (0.6 \cdot 9.81) = 0.18$ s; thus, the obtained displacement is equal to $s = U_b \cdot t^* - 0.5 (\mu \cdot g) t^{*2} = 0.090$ m; this value falls in the range of values obtained in the two extreme hypotheses of ideal behavior (elastic and inelastic impact).

A parametrical study allows to evaluate the coupled values of the flow height (H) and velocity (U) able to move a block (size: 1 m x 1 m x 1 m and density $\rho = 2500$ kg/m³) resting on a rough surface (friction coefficient at the base of the block: $\mu = 0.6$), for both the hypotheses of triangular (wave) and rectangular (fluid like debris) cross section of the impacting flow mass and considering two distinct values of flow density ($\rho = 1000 \div 1400$ kg/m³). Results are reported in Figures 11a-b. As expected, if the flow height and density increase, the velocity of the flow necessary to produce the assigned displacement ($s = 0.1$ m, Fig. 11a; $s = 0.3$ m, Fig. 11b) of the block decreases.

Failure of a pillar

To evaluate the ruinous effects of the impact of fluids against structures, the collapse of a pillar hit by a fluid-like debris flow in Sarno (Campania, Italy, May 1998) is back-analyzed. The geometrical and mechanical properties of the pillar are (FAELLA & NIGRO, 2003): cross section equal to 30 cm x 30 cm; height $l = 2.7$ m; the longitudinal reinforcement consists of 4 steel bars (diameter: 1.4 cm); the considered concrete design resistance value is $f_{cd} = 13.83$ MPa; for the reinforcement steel, the assumed yield value is $f_{sd} = 320$ MPa (Fig. 12b). In the analyses by FAELLA & NIGRO (2003), the action

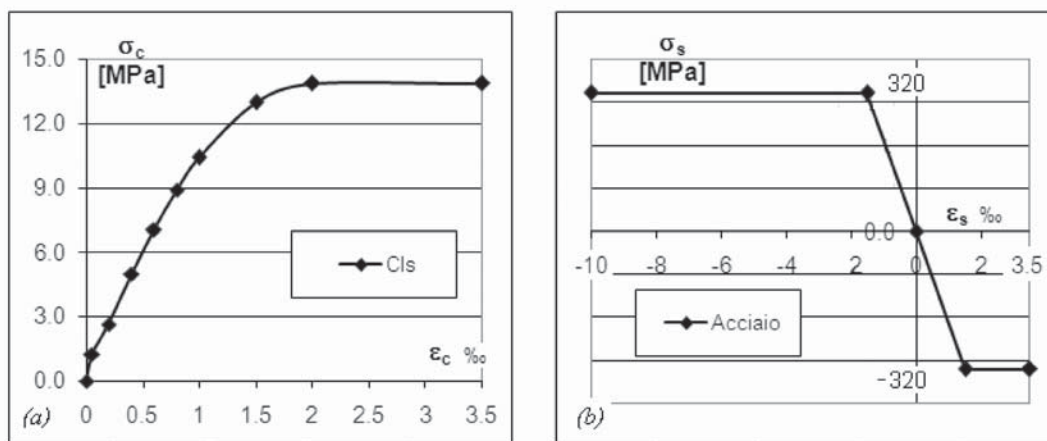


Fig. 12 - Impatto di una colata fluida contro una struttura; back-analysis del collasso del pilastro. Legenda: modello costitutivo (a) del calcestruzzo e (b) dell'acciaio d'armatura
 - Impact of a fluid-like debris flow against a structure; back-analysis of the failure of a pillar; Legend: constitutive model of (a) concrete and (b) steel considered in numerical analyses

Nell'analisi di FAELLA & NIGRO (2003), l'azione esercitata dalla colata è stata modellata come una pressione idrodinamica uniforme (q) agente su tutta l'altezza (l) del pilastro (nell'ipotesi di flusso di un fluido incomprimibile in condizioni stazionarie).

Attraverso un procedimento di analisi limite, considerando un meccanismo di rottura a tre cerniere, gli Autori hanno poi ricavato il valore della velocità critica del flusso (U_{cr}), tale da causare il collasso della struttura (Fig. 13a):

$$q_u = 16 M_u / l^2 = \rho U_{cr}^2 \quad (19)$$

con M_u momento ultimo della sezione del pilastro (per $N = N_u = 300$ kN, $M_u = 57.81$ kNm), ρ densità del flusso (considerata pari a 1400 kg/m³); dalla (19) si ottiene $U_{cr} = 14.5$ m/s. Si osserva tuttavia che l'ipotesi di altezza del flusso pari a 2.7 m appare poco realistica; inoltre, analisi della propagazione della colata riportate in REVELLINO *et alii* (2004) indicano un valore della velocità del flusso, in prossimità dell'edificio colpito della colata, pari a 5.8 m/s, cioè quasi un terzo del valore determinato da FAELLA & NIGRO (2003).

Per tenere conto di queste differenze, è stato quindi elaborato un modello FEM di un pilastro in calcestruzzo armato colpito da una colata avente altezza pari a 1.5 m (Fig. 13b), densità $\rho = 1400$ kg/m³, celebrità $c = 1450$ m/s; il valore risultante della rigidità volumetrica del fluido potrebbe costituire una stima, per difetto, del valore corrispondente al comportamento non drenato della massa granulare fluidizzata, che potrebbe manifestarsi nella fase impulsiva dell'impatto. Il comportamento costitutivo assegnato ai materiali costituenti il pilastro (calcestruzzo e acciaio) è riportato in Fig. 12 (FEDERICO & AMORUSO, 2005).

I risultati delle analisi mostrano che per una velocità della colata pari a 7.5 m/s, lo spostamento massimo del pilastro (nella direzione parallela al movimento della colata), all'impatto, è pari a 0.96 cm; il calcestruzzo, inoltre, in prossimità delle estremità del pilastro, raggiunge il valore massimo della tensione ($\sigma_c = f_{cd}$, Fig. 13c) e attinge la condi-

applied to the pillar was a uniform hydrodynamic pressure (q , equation (1)) acting over the whole height (l) of the pillar.

The Authors find the critical value of flow velocity (U_{cr}), which determines the failure of the pillar, by applying limit analysis (in particular, a three hinges mechanism, Fig. 13a):

$$q_u = 16 M_u / l^2 = \rho U_{cr}^2 \quad (17)$$

M_u being the limit value of cross section's bending moment (for $N = N_u = 300$ kN, $M_u = 57.81$ kNm), ρ is the debris flow density (1400 kg/m³); by the relationship (19), the flow velocity $U_{cr} = 14.5$ m/s is obtained. However, it has been observed that a flow height equal to 2.7 m doesn't seem reliable; besides, analyses of the flow rate distribution reported in REVELLINO *et alii* (2004) show an average value of flow velocity equal to 5.8 m/s, about one third of the value obtained FAELLA & NIGRO (2003).

To take into account these differences, a FEM model representing a reinforced concrete pillar hit by a fluid-like debris flow whose height is equal to 1.5 m has been set up (Fig. 13b).

The constitutive behaviors assigned to the concrete and the reinforcement steel is represented in Fig. 12 (FEDERICO & AMORUSO, 2005). The bulk modulus of the fluidized debris flow has been assumed equal to $K = 2950$ MPa ($c_0 = 1450$ m/s); this value might underestimate the true value corresponding to the undrained response (possibly, taking place during the impulsive phase of the impact) of the saturated granular mass.

The obtained results show that if the velocity U equals 7.5 m/s, the maximum displacement of the pillar (parallel to the initial flow direction) equals 0.96 cm; furthermore, at the fixed ends of the pillar, the stress in the concrete attains the maximum value of compressive strength ($\sigma_c = f_{cd}$, Fig. 13c). Thus, if the impulsive phase of the phenomenon is taken into account, the collapse of the pillar is obtained by considering characteristic values of the flow (height, impact

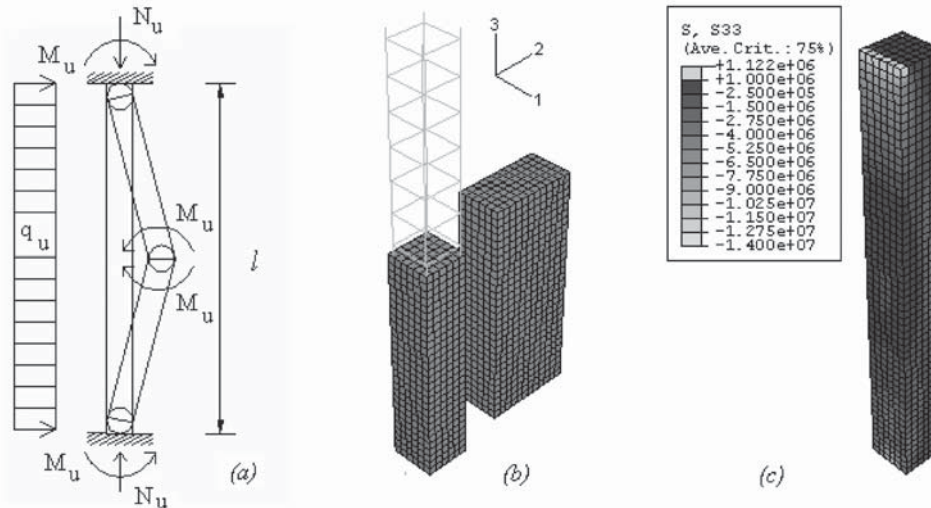


Fig. 13 - Impatto di una colata a comportamento fluido contro una struttura; back-analysis del collasso del pilastro. Legenda: (a) schema dell'analisi riportata in FAELLA & NIGRO (2003); (b) schema del dominio di calcolo impostato per le analisi numeriche (FEM); (c) distribuzione delle tensioni verticali nel pilastro a seguito dell'impatto

- *Impact of a fluid-like debris flow against a structure; back-analysis of the failure of a pillar. Legend: (a) scheme of the analysis performed by FAELLA & NIGRO (2003); (b) scheme of the FE model; (c) vertical stress in the pillar due to the impact*

zione di plasticizzazione. Quindi, se si tiene conto della fase impulsiva del fenomeno, le condizioni di collasso del medesimo pilastro si raggiungono per altezze della colata e per valori della velocità più aderenti alle valutazioni degli studiosi del settore (REVELLINO *et alii*, 2004).

CONSIDERAZIONI CONCLUSIVE

La conoscenza delle azioni che nascono in corrispondenza dell'impatto di una colata detritica fluida su una struttura consente una razionale progettazione di opere di difesa e mitigazione del rischio.

Nella letteratura sono riportate numerose e approfondite analisi, nonché descritte avanzate sperimentazioni, relative fondamentalmente alle fasi di innesco e di propagazione delle colate; un numero ridotto di contributi riguarda invece l'analisi dell'impatto di colate su strutture.

Per valutare le azioni esercitate dalle colate fluide, in genere, si considera un valore modificato della pressione idrodinamica esercitata da un fluido in moto permanente oppure una pressione multipla di quella idrostatica.

Recenti analisi degli effetti prodotti dal moto e dall'impatto delle onde su strutture mostrano che tali semplificazioni non risultano necessariamente a favore di sicurezza e quindi non sono a priori accettabili; le pressioni che si destano all'impatto possono essere estremamente elevate, sebbene la durata delle azioni di massima intensità sia molto breve: la natura impulsiva del fenomeno è evidente.

Analisi numeriche dell'impatto di una corrente fluida su strutture, condotte con il metodo degli elementi finiti, mostrano innanzitutto un buon accordo tra le analisi teoriche e quelle teorico-numeriche riportate in letteratura; l'applicazione del modello numerico al calcolo degli spostamenti indotti su blocchi rigidi, ovvero alla back-analy-

velocity) better corresponding to the values suggested in the literature (REVELLINO *et alii*, 2004).

CONCLUDING REMARKS

The rational design of appropriate countermeasures to avoid damages after the impact of fluid-like debris flows against structures can be safely carried out once the impulsive actions exerted by these fast running fluidized masses are known.

In technical literature, many exhaustive analyses and experiments, mainly referred to the triggering and runoff phenomena, are reported; limited attention has received the analysis of the impact of debris flows against a structure: to evaluate the thrust acted at the impact by fluid-like debris flows, a modified value of the pressure exerted by a steady flow, as well as a modified value of the hydrostatic pressure, is usually taken into account.

Recent studies of the impact of sea waves against coastal structures have shown that these simplified rules don't take into account several physical and mechanical factors; thus, they could underestimate the impact force acted on the structure. The same theoretical and experimental studies highlight that, at the impact, strong increments of pressure grow up and act for a very short time interval; the impulsive character of the phenomenon seems evident and cannot be neglected.

Numerical (FE) analyses, whose results are shown in the paper, agree with selected theoretical and experimental results reported in technical literature. The numerical model and computation procedures have been then applied to analyze the induced displacements of a rigid

sis del collasso di un pilastro, conferma infine il ruolo significativo delle azioni impulsive nella generazione di effetti meccanici di considerevole importanza.

I risultati presentati possono costituire una preliminare approssimazione delle azioni di impatto trasmesse a strutture da colate di detriti granulari sature e fluidizzate, tenendo conto delle differenti proprietà fisiche e risposta meccanica del corpo detritico.

RINGRAZIAMENTI

Gli AA. ringraziano il prof. A. Musso per i suggerimenti espressi nel corso della ricerca.

OPERE CITATE / REFERENCES

- ANTOCI C., GALLATI M. & SIBILLA S. (2005) - *Simulazione numerica dell'interazione fluido-struttura con la tecnica lagrangiana SPH*. Atti XVII Congresso AIME-TA, Firenze: 240-245.
- AMORUSO A. (2004) - *Simulazione dell'impatto di colate detritiche ad alta velocità su strutture. Modelli di calcolo analitici e numerici*. Tesi di laurea specialistica in Ing. per l'Ambiente e il Territorio, Università di Roma Tor Vergata.
- ARMANINI A. (1997) - *On the dynamic impact of debris flows*. ARMANINI A. & MICHIEU M. (Eds.) - Recent Developments on Debris Flow, Springer: 208-226.
- BACHELOR G.K. (1967) - *An Introduction to Fluid Dynamics*. Cambridge University Press.
- BATHE K.J. (1995) - *Finite Element Procedures*. Prentice-Hall, Englewood Cliffs.
- BENSON D.J. (1992) - *Momentum advection on a staggered mesh*. J. of Comput. Phys., **100**:143-162.
- BONAVINA M., BOZZANO F., MARTINO S., PELLEGRINO A., PRESTININZI A. & SCANDURRA R. (2005) - *Le colate di fango e detrito lungo il versante costiero tra Bagnara Calabra e Scilla (Reggio Calabria): valutazioni di suscettibilità*. Giornale di Geologia Applicata, **2**: 65-74.
- BREDMOSE H., PEREGRINE D.H., PORTER A. & G.N. (2003) - *Wave impact and aerated water*. Proc. of 18th Int. Workshop on water waves and floating bodies, Ecole central de Nantes.
- BULLOCK G., OBHRAI C., MÜLLER G., WOLTERS G. & PEREGRINE D. (2004) - *Characteristics and design implications of breaking wave impacts*. Proc. of 29th Int. Conf. Coastal Eng., ASCE, Lisbon.
- CAMPBELL J., VIGNJEVIC R. & LIBERSKY L. (2000) - *A contact algorithm for smoothed particle hydrodynamics*. Comput. Methods Appl. Mech. Engrg., **184**: 49-65.
- CASCINI L. & SORBINO G. (2003) - *The contribution of soil suction measurements to the analysis of flowslide triggering*. Invited paper. PICARELLI L. (Ed.) - Proc. Int. Workshop on Occurrence and mechanisms of flow-like landslides in natural slopes and earthfills. Sorrento, May 2003: 77-86.
- CHANSON H. (1995) - *Air bubble entrainment in free-surface turbulent flows*. Report CH46-95, University of Queensland.
- CHANSON H. (2005) - *Analytical solution of dam break wave with flow resistance. Application to tsunami surges*. In: Proc. of the 21st IAHR Congress, Seoul, Korea.
- COOKER M.J. (2002) - *Liquid impact, kinetic energy loss and compressibility: Lagrangian, Eulerian and acoustic viewpoints*. J. of Engrg. Mathematics, **44**: 259-276.
- COUSSOT P. (1997) - *Mudflow rheology and dynamics*. Balkema, Rotterdam.
- DO R., KANG Z., CHEN X. & ZHU P. (1987) - *A comprehensive investigation and control planning for debris flow in the Xiaojiang river basin of Yunnan Province*. Science Press, Chongqing, China. (in Chinese, citato in Lo et alii, 2000).
- ESPA P., GALLATI M. & SIBILLA S. (2002) - *Free surface perturbation introduced by a vertical 2D liquid jet introduced from the bottom of a rectangular tank: numerical study by SPH method*. Proc. XXX IAHR Congress, Thessaloniki, 2002, D 567-574.
- FAELLA C. & NIGRO E. (2003) - *Dynamic impact of the debris flows on the constructions during the hydrogeological disaster in Campania-1998: failure mechanical models and evaluation of the impact velocity*. In: Picarelli L. (Ed.) - Fast slope movements prediction and prevention for risk mitigation, 1, Pàtron, Bologna.
- FEDERICO F. & AMORUSO A. (2005) - *Numerical analysis of the dynamic impact of debris flows on structures*. Proc. of ISEC - 03 - 3rd International - "Structural Engineering and Construction Conference", Shunan, Japan.
- FEDERICO F., MUSSO A. & AMORUSO A. (2004) - *Analisi dell'impatto di colate detritiche ad alta velocità su strutture di contenimento*. Atti del Workshop "Modelli matematici per la simulazione di catastrofi idrogeologiche", Rende (CS): 301-314.
- GALLATI M. & BRASCHI G. (2002) - *Numerical description of rapidly varied flows via SPH method*. Proc. IASTED International Conference, Iraklion: 530-535.
- GALLATI M., BRASCHI G. & FALAPPI S. (2005) - *SPH simulations of the waves produced by a falling mass into a reservoir*. Il Nuovo Cimento, **28**: 129-136.
- GINGOLD R.A. & MONAGHAN J.J. (1977) - *Smoothed particle hydrodynamics: theory and application to nonspherical stars*. Monthly Notices of the Royal Astronomical Society, **181**: 375-389.
- HUNGR O. (2000) - *Analysis of debris flows surges using the theory of uniformly progressive flow*. Earth Surf. Process. Landforms, **25**: 483-495.
- HUNGR O. (2003) - *Flow slides and flows in granular soils*. In: Picarelli L. (Ed.) - Proc. Int. Workshop on Occurrence and mechanisms of flow-like landslides in

block resting on a rough surface and to back-analyze the failure of a reinforced concrete pillar, by accounting for the impulsive actions.

The proposed results may be applied to estimate the pressure impact evolution of fast moving, fluidized, granular masses impacting structures, once the corresponding physical (saturated unit weight) and mechanical (bulk compressibility) properties be properly taken into account.

ACKNOWLEDGMENTS

The Authors wish to thank prof. A. Musso for his valuable suggestions during the research work.

- natural slopes and earthfills. Sorrento, May 2003: 37-44.
- HUNGR O., MORGAN G.C. & KELLERHALS R. (1984) - *Quantitative analysis of debris torrent hazards for design of remedial measures*. Canadian Geotech. J., **21**: 663-667.
- IVERSON R.M. (1997) - *The Physics of debris flows*. Review of Geophysics, **35**, 3: 245-296.
- JOHNSON W. (1983) - *Impact strength of materials*. Edward Arnold, London.
- KOROBKIN A. (1996) - *Global characteristics of jet impact*. J. Fluid Mech., **307**: 63-84.
- KOROBKIN A. (1998) - *Elastic response of catamaran wetdeck to liquid impact*. Ocean Engineering, **25**: 687-714.
- KULASEGARAM S., BONET J., LEWIS R.W. & PROFIT M. (2004) - *A variational formulation based contact algorithm for rigid boundaries in two-dimensional SPH applications*. Computational Mechanics, **33**: 316-325.
- LAIGLE D., LACHAMP P. & NAAIM M. (2007) - *SPH-based numerical investigation of mudflow and other complex fluid flow interactions with structures*. Comp Geosc., **11**: 297-306.
- LICHTENHAHN I. C. (1973) - *Die Berechnung von Sperren in Beton und Eisenbeton, Kolloquium on Torrent Dams ODC 384.3*. Mitteilungen der Forstlichen Bundes-Versuchsanstalt, Wien, Heft: 91-127.
- LIU G.R. & LIU M.B. (2003) - *Smoothed Particle Hydrodynamics - A meshfree particle method*. World Scientific.
- LO D.O.K., HO K.K.S., PUN W.K. & PANG R.P.L. (2000) - *Design of barriers for natural terrain landslides*. GeoEng 2000, Melbourne, Australia, Conference proceedings.
- MONAGHAN J.J. (1992) - *Smoothed particle hydrodynamics*. Annual Review of Astronomy and Astrophysics, **30**: 543-574.
- MONAGHAN J.J. (2005) - *Smoothed particle hydrodynamics*. Rep. Prog. Phys., **68**: 1703-1759.
- MUSSO A., FEDERICO F. & TROIANO G. (2004) - *A mechanism of pore pressure accumulation in rapidly sliding submerged porous blocks*. Computers and Geotechnics, **31**, 3: 209-226.
- MUSSO A. & OLIVARES L. (2003) - *Flowslides in pyroclastic soils: transition from "static liquefaction" to "fluidization"*. Invited paper. Picarelli L. (Ed.) - Proc. Int. Workshop on Occurrence and mechanisms of flow-like landslides in natural slopes and earthfills. Sorrento, May 2003: 117-128.
- NAEF D., RICKENMANN D., RUTSCHMANN P. & MCARDELL B.W. (2006) - *Comparison of flow resistance relations for debris flows using a one-dimensional finite element simulation model*. Nat. Hazards Earth Syst. Sci., **6**: 155-165.
- OBHRAI C., BULLOCK G., WOLTERS G., MÜLLER G., PEREGRINE D.H. & BREDMOSE H. (2004) - *Violent wave impacts on vertical and inclined walls: large scale model tests*. Proc. of 29th Int. Conf. Coastal Eng., ASCE, Lisbon.
- OGER G., DORING M., ALESSANDRINI B. & FERRANT P. (2006) - *Two-dimensional SPH simulations of wedge water entries*. Journal of Computational Physics, **213**: 803-822.
- OLIVARES L. & PICARELLI L. (2003) - *Shallow flowslides triggered by intense rainfalls on natural slopes covered by loose unsaturated pyroclastic soils*. Géotechnique, **53**, 2: 283-288.
- PEREGRINE D.H. (2003) - *Water-wave impact on walls*. Annu. Rev. Fluid Mech., **35**: 23-43.
- PEREGRINE D.H., V H., BULLOCK G., OBHRAI C., MÜLLER G. & WOLTERS G. (2004) - *Violent water wave impact on a wall*. Proc. of 29th Int. Conf. Coastal Eng., ASCE, Lisbon.
- PIERSON T. C. & COSTA J. E. (1987) - *A rheologic classification of subaerial sediment-water flow*. Geol. Soc. Am., Rev. Eng. Geol., **7**: 112.
- PRESTININZI A. & ROMEO R. (2000) - *Earthquake-induced ground failures in Italy*. Engineering Geology, **58**: 387-397.
- REVELLINO P., HUNGR O., GUADAGNO F.M. & EVANS S.G. (2004) - *Velocity and runout simulation of destructive debris flows and debris avalanches in pyroclastic deposits, Campania region, Italy*. Environmental Geology, **45**: 295-311.
- SEMINARA G. & TUBINO M. (1993) - *Debris Flow: Meccanica, Controllo e Previsione*. CNR.
- SCOTTON P. & DEGANUTTI A.M. (1997) - *Phreatic line and dynamic impact in laboratory debris flow experiments*. Debris-Flow Hazards Mitigation, ASCE, New York.
- USGS (2005) - *Distinguishing between Debris Flows and Floods from Field Evidence in Small Watersheds*. USGS Fact Sheet: 2004-3142.
- VAN DINE D.F. (1996) - *Debris Flow Control Structures for Forest Engineering*. British Columbia Ministry of Forests Research Program, Working Paper 22/1996.
- VAN LEER B. (1977) - *Towards the ultimate conservative difference scheme III. Upstream-centred finite-difference schemes for ideal compressible flow*. J. of Comput. Phys. **23**: 263-275.
- WALKDEN M.J., WOOD D.J., BRUCE T. & PEREGRINE D.H. (2001) - *Impulsive seaward loads induced by wave overtopping on caisson breakwaters*. Coastal Engineering, **42**: 257-276.
- WU J., TIAN L., KANG Z., ZHANG Y. & LIU J. (1993) - *Debris flow and its comprehensive control*. Science Press, Beijing, China (in Chinese, citato in Lo et alii, 2000).
- ZHANG S. (1993) - *A comprehensive approach to the observation and prevention of debris flows in China*. Natural Hazards, **7**: 1-23.

Received July 2007 - Accepted November 2007