



## **Progetto S5**

# **Definizione dell'input sismico sulla base degli spostamenti attesi**

*Responsabili: Ezio Faccioli (Politecnico di Milano, [faccioli@stru.polimi.it](mailto:faccioli@stru.polimi.it))  
Antonio Rovelli (INGV Roma, [rovelli@ingv.it](mailto:rovelli@ingv.it))*

<http://progettos5.stru.polimi.it>

**Relazione scientifica finale (31 luglio 2007)**





## INDICE

1	Considerazioni generali.....	2
1.1	Obiettivi e struttura del progetto, variazioni di indirizzo in corso d’opera.....	2
1.2	Azione sismica in spostamento nelle verifiche strutturali: linearizzazione equivalente o modifica dello spostamento?.....	3
2	Risultati principali del progetto.....	5
2.1	Considerazioni d’insieme.....	5
2.2	Risultati salienti.....	5
3	Aspetti specifici del progetto.....	15
3.1	Base dati mondiale, trattamento dati, relazioni di attenuazione (Task 1, 4a).....	15
3.2	Perfezionamento e integrazione del modello di riferimento per l’azione sismica in spostamento (Task 1 e 6).....	23
3.3	Effetti del meccanismo di faglia e di campo vicino sullo SRS (Task 3).....	27
3.4	Modifiche agli SRS su grandi bacini sedimentari (Task 5a), e per effetti di bordo in valli e bacini di minori dimensioni (Task 5b). ....	29
3.5	Influenza di diverse forme di dissipazione sullo SRS (Task 2a).....	37
3.6	Spettri di verifica per costruzioni monumentali (Task 2b).....	37
3.7	Mappe di pericolosità in spostamento spettrale ai lunghi periodi.....	40
3.8	Spettri sovra-smorzati.....	44
4	Influenza della descrizione della pericolosità sulla valutazione del rischio sismico del territorio italiano.....	45
5	Fattori di rischio e difficoltà maggiori, interazioni.....	46
5.1	Fattori di rischio/incertezza e difficoltà maggiori.....	46
5.2	Interazione con altri progetti S e con il DPC.....	47
6	Valutazione delle UR del progetto.....	47
7	Deliverables.....	48
8	Riferimenti bibliografici.....	49



# 1 Considerazioni generali

## 1.1 Obiettivi e struttura del progetto, variazioni di indirizzo in corso d'opera

Scopo del progetto era la definizione di un modello dell'azione sismica come spettro di risposta elastico di spostamento (SRS) adatto anche a scopi di normativa sismica, e la creazione di mappe di pericolosità del territorio italiano in termini di spostamento spettrale. Erano stati individuati i sottoprogetti (Tasks) seguenti, con i rispettivi obiettivi:

Table I – Sottoprogetti (tasks) e rispettivi obiettivi.

Task	Denominazione	Obiettivi
1	Perfezionamento ed integrazioni del modello iniziale di riferimento per lo SRS (FPR04, Faccioli et al. 2004)	formulazione di modello finale SRS per campo lontano e vicino
2	(a) Valutazione dell'influenza di diverse forme di dissipazione sullo SRS.  (b) Definizione di spettri di verifica per costruzioni monumentali.	(a) Quantificazione di fattori di riduzione dello SRS, corretti per degrado di resistenza e rigidezza, procedimento per passaggio a strutture a molti GdL (b) Formulazione completa del metodo basato su SRS per verifica di strutture monumentali
3	Introduzione di effetti <i>near-field</i> (e del meccanismo di faglia) nel modello di riferimento	Formulazioni quantitative semplificate, applicabili a relazioni di attenuazione, di modifiche a SRS di riferimento e modellazioni avanzate per SRS in campo vicino
4	Attenuazione dello spostamento (spettrale) su basi osservazionali	Formulazione di relazioni finali di attenuazione dello spostamento max del suolo ( $d_{max}$ ), per Italia e zona etnea, a seguito di confronti con modellazioni numeriche.
5	Attenuazione dello spostamento – modellazioni numeriche di effetti amplificativi di SRS in bacini sedimentari	Formulazione di eventuali modifiche ad attenuazione $d_{max}$ (e a forma di SRS) per effetti di bordo in valli e bacini sedimentari
6	Mappe di pericolosità	Mappe di pericolosità del territorio nazionale in termini di SRS (o di quantità che lo parametrizzi direttamente) per diversi periodi di ritorno.

Sono intervenute in corso di esecuzione alcune variazioni nella messa a fuoco dei Tasks e dei risultati da perseguire, che non solo non hanno alterato in misura significativa alcuno degli obiettivi principali del progetto, ma li hanno perlopiù ampliati, irrobustendone molto – a giudizio dei coordinatori – la portata e le possibilità di applicazione. Tra le variazioni maggiormente degne di nota si appuntano:



Per il Task 1:

- quale strumento fondamentale per la stima degli SRS su base empirica, si sono elaborate relazioni di attenuazione completamente nuove, calibrate su una base di dati mondiale, anziché usare gli spettri medi per diverse classi di magnitudo e distanza, come inizialmente previsto sulla scia di FPR04;
- in luogo dello spostamento di picco del suolo usato in FPR04, si è preferita l'ordinata spettrale in spostamento a 10 s ( $D_{10}$ ) per una parametrizzazione semplice dello SRS a lungo periodo;
- non è apparso realistico, per le considerazioni esposte più oltre in questa relazione, inserire gli effetti di campo vicino nel modello di azione sismica in termini di SRS.

Per il Task 2 a:

- gli effetti di degrado di resistenza e rigidezza delle strutture sono stati verificati accertando l'applicabilità delle equazioni derivate per sistemi ad 1-gdl a strutture reali con più gradi di libertà, così da eliminare le incertezze legate all'utilizzo di sistemi equivalenti ad 1-gdl;
- congiuntamente al Task 6, effettuando un ampliamento di grande portata degli obiettivi originari, *si è condotto uno studio sulla ricaduta delle nuove mappe di pericolosità in spostamento sul rischio sismico (danni attesi alle costruzioni esistenti) in Italia;*
- nello stesso contesto, *sono state valutate le soglie inferiori significative per l'applicazione alla progettazione strutturale dello SRS proposto in questo progetto.*

Per il Task 3:

- sono state ottenute formulazioni quantitative per gli effetti di direttività e del meccanismo di faglia, basate su modellazioni avanzate in campo vicino, applicabili alle relazioni di attenuazione (per  $D_{10}$ ), ma non per configurazioni reali, fondamentalmente per mancanza di dati adeguati d'ingresso.

Per il Task 4:

- i confronti eseguiti tra gli spettri di spostamento predetti dalle relazioni di attenuazione su base mondiale, e gli SRS ricavati dalle registrazioni strumentali (SM e BB) di terremoti italiani hanno dimostrato che non era necessario formulare relazioni di attenuazione distinte per il territorio nazionale.

Per il Task 5:

- i confronti eseguiti tra i risultati di modellazioni numeriche a diverse scale e in diverse dimensioni (2D e 3D), non hanno reso necessario formulare "eventuali modifiche ad attenuazione  $d_{max}$ ".

Per il Task 6:

- oltre alle mappe previste, che ampliano da 2 s a ben 10 s di periodo la rappresentazione della pericolosità fornita dal progetto S1, *sono stati prodotti e messi in rete gli spettri di risposta di spostamento a Pericolosità Uniforme (PU) da 0 a 10s per tutti i comuni italiani.*

## **1.2 Azione sismica in spostamento nelle verifiche strutturali: linearizzazione equivalente o modifica dello spostamento?**

Nell'ambito della progettazione sismica è oggi ampiamente riconosciuta l'inadeguatezza dei metodi per il controllo del danno basati esclusivamente sulle forze, a causa sia della scarsa correlazione tra le accelerazioni di risposta e il danno strutturale, sia del fatto che nella risposta post-snervamento le forze sono essenzialmente costanti e sono le deformazioni a controllare il livello di degrado strutturale e la stabilità. Di conseguenza, a partire dal lavoro di Moehle (1992), negli ultimi anni molti lavori hanno proposto metodi per la progettazione e verifica sismica incentrati sul controllo degli spostamenti e delle deformazioni, che sono importanti almeno quanto la verifica che sia soddisfatta una certa capacità in termini di forze/sforzi. Come proposto da Bommer e Pinho (2006), questi metodi sono qui classificati come del tipo "prestazionale" (*performance-based design*), poiché un gran parte di loro presenta caratteristiche ibride forza-spostamento.



La grande maggioranza dei metodi di tipo prestazionale recentemente sviluppati possono essere suddivisi in: (i) linearizzazione equivalente, oppure (ii) modifica dello spostamento, come descritto nel rapporto FEMA-440 recentemente pubblicato (ATC 2005). In sostanza, le tecniche di linearizzazione equivalente sono basate sull'assunzione che lo spostamento massimo totale (spostamento elastico sommato allo spostamento anelastico) di un oscillatore ad un grado di libertà (1-gdl), che rappresenta la risposta di una data struttura, può essere stimato tramite la risposta elastica di un oscillatore con un periodo effettivo e uno smorzamento equivalente calcolati in funzione della domanda di duttilità. In alternativa, le procedure di modifica dello spostamento stimano lo spostamento anelastico di risposta dell'oscillatore moltiplicando le ordinate spettrali elastiche (ottenute assumendo le proprietà e lo smorzamento iniziale lineare) per uno o più coefficienti, i più recenti dei quali sono stati derivati in modo empirico da una serie di analisi non lineari nel dominio del tempo svolte per oscillatori con vari periodi e intensità (v. ATC 2005).

Anche se molti approcci del tipo prestazionale presentano ancora diverse limitazioni, alcune delle quali possono essere facilmente superabili tramite i miglioramenti proposti in FEMA-440, essi costituiscono ciononostante un chiaro passo in avanti rispetto a quelli basati esclusivamente sulle forze; per questa ragione negli scorsi anni sono stati gradualmente introdotti in diversi documenti di guida per la progettazione sismica. Poiché finora non c'è stato alcun indirizzo generale riguardo a quale dei due possibili metodi di progetto (linearizzazione equivalente o modifica dello spostamento) deve essere preferito, vi è al momento la tendenza a prenderli in considerazione entrambi. Questo porta alla necessità di definire l'azione sismica in maniera da soddisfare le esigenze di entrambi gli approcci, come discusso di seguito. Il punto di partenza per definire l'azione sismica è in ogni caso lo SRS elastico smorzato al 5%, quindi lo sviluppo di versioni accurate e rappresentative di quest'ultimo – perseguito nel progetto S5 - soddisfa le esigenze di entrambi i metodi. Perciò il maggiore sforzo in S5 è stato dedicato allo sviluppo di un modello di SRS il più realistico possibile e rappresentativo quindi della pericolosità sismica in Italia.

I metodi di progetto e verifica basati sulla linearizzazione equivalente, quali il *Direct Displacement-Based Design* (DDBD, Priestley et al. 2007) o il *Capacity Spectrum Method* (Freeman 1998), usano uno spettro di risposta che deve essere definito per un ampio intervallo di periodi (poiché si utilizza il periodo di vibrazione effettivo, anziché quello iniziale) e per un ampio intervallo di livelli di smorzamento (in quanto si utilizza lo smorzamento effettivo per rappresentare la capacità di dissipare energia della struttura per diversi livelli di domanda di duttilità). Quindi, la rappresentazione migliore dell'azione sismica basata sullo spostamento deve in questi casi considerare anche l'uso di relazioni aggiornate tra la duttilità e lo smorzamento equivalente. Inoltre, vi è la necessità di verificare e migliorare le espressioni utilizzate per scalare gli spettri di risposta in funzione dello smorzamento equivalente, prendendo in considerazione anche la possibilità di una dipendenza dalle caratteristiche del moto (Bommer e Mendis, 2005), o quantomeno dal periodo. Entrambi questi aspetti sono stati affrontati all'interno di questo progetto.

Come già menzionato, i metodi basati sulla modifica dello spostamento, come il *Displacement Coefficient Method* (FEMA, 1997) o il metodo *N2* (Fajfar, 1988, 1999), fanno invece uso di uno spettro elastico di risposta in spostamento le cui ordinate sono poi moltiplicate per opportuni coefficienti, in modo che la domanda di spostamento anelastico atteso può essere ricavata dal suo omologo elastico. A questo proposito, nel recente passato sono stati svolti approfonditi studi parametrici (ad es. Ruiz-Garcia e Miranda, 2003) per analizzare come e quanto alcuni fattori (ad es. la risposta anelastica di strutture con breve periodo, certe forme particolari di ciclo isteretico, il degrado di rigidità/resistenza e gli effetti dinamici  $P-\Delta$ ) possono influenzare le ordinate spettrali della risposta anelastica. Si ritiene che le regole di trasformazione spettrale da elastico ad anelastico descritte in FEMA-440 (ATC, 2005) attualmente costituiscano la guida più aggiornata su questo argomento, e quindi si raccomanda di utilizzare tali regole congiuntamente agli spettri di risposta elastici in spostamento con smorzamento 0.05 sviluppati all'interno di questo progetto.



## 2 Risultati principali del progetto

### 2.1 Considerazioni d'insieme

Il progetto ha raggiunto tutti i principali obiettivi fissati, con le (modeste) variazioni già indicate, confermando così anche la bontà dell'impostazione iniziale; in particolare, per gli aspetti di sismologia applicata all'ingegneria (*engineering seismology*), esso è pervenuto a:

- Formulare un modello di SRS semplificato ai lunghi periodi ( $T$ ) di vibrazione, ancorato a due soli parametri ( $D_{10}$  = ordinata a 10 s, e  $T_D$  = periodo d'angolo), in alternativa agli SRS a pericolosità uniforme (PU), che pure sono stati elaborati nel progetto per tutti i comuni italiani;
- Migliorare sostanzialmente il modello iniziale di riferimento (FPR04), mediante: *a.* allargamento e miglior trattamento della base di dati mondiale, come sostegno al modello semplificato di cui sopra, e *b.* introduzione dello spettro verticale, prima mancante;
- Mettere realisticamente a fuoco l'incidenza degli effetti di meccanismo di sorgente e di campo vicino (*near field*), verificando anche la rappresentatività statistica della citata base di dati sotto questo profilo;
- Parametrizzare attraverso i fattori di amplificazione di suolo, funzione di  $T$ , gli effetti di amplificazione su valli e bacini sedimentari legati alla generazione di onde di superficie;
- Produrre tutte le mappe di pericolosità necessarie per il territorio italiano per  $T > 2s$ , a complemento di quelle del progetto S1.

Per gli aspetti maggiormente legati al modello ingegneristico di azione sismica in spostamento, si è:

- Verificata l'applicabilità al caso italiano delle più recenti equazioni di smorzamento equivalente esistenti in letteratura, tramite un esteso studio parametrico con analisi dinamiche non lineari su sistemi ad 1-gdl, e su strutture a molti gradi di libertà a comportamento degradante;
- Condotto uno studio sulla ricaduta delle nuove mappe di pericolosità in SRS derivate in questo progetto sul rischio sismico (danni attesi alle costruzioni esistenti) in Italia;
- Svoltata un'analisi delle soglie inferiori significative (per l'applicazione alla progettazione strutturale) dello SRS proposto in questo progetto;
- Formulato e applicato un procedimento per valutare la risposta sismica di edifici monumentali che usa gli SRS elastici sovrasmorzati per rappresentare la "domanda" del terremoto.

### 2.2 Risultati salienti

#### 2.2.1 Perfezionamento del modello di riferimento per lo SRS (Task 1), relazioni di attenuazione per la risposta spettrale fino ai lunghi periodi (Task 4).

In attuazione delle modifiche di indirizzo nel Task 1 già ricordate nel par. 1.1, è stata costituita e consolidata una base di dati mondiale *strong motion* (SM) di calibrazione per le relazioni di attenuazione, pervenendo a una totale di 1160 accelerogrammi triassiali digitali, registrati in stazioni su suoli tipo A, B, C e D dell'Eurocodice 8 (CEN 2004), per distanze *ipocentrali*  $0 < R \leq 150$  km e magnitudo  $5.0 \leq M_w \leq 7.2$  (v. par. 3.1 e Del. D1 per maggiori dettagli); tali intervalli furono definiti fin dalla prima fase in base ad analisi preliminari di pericolosità per disaggregazione su alcune regioni italiane. Rispetto al punto di partenza (FPR04), si sono aggiunte registrazioni di terremoti significativi recenti ( $M_w \geq 5.0$ ), in gran parte giapponesi, dal 1996 fino al 2005, usando uniformemente la magnitudo  $M_w$ . Dopo che sono state parimenti consolidate e applicate le tecniche di correzione di linea base e filtraggio di tutti i dati, v. par. 3.1, e calcolati gli SRS, si sono calibrate sui dati stessi relazioni di attenuazione per 400 ordinate dello SRS per periodi  $0.05 < T < 20$  s, e i valori 0.05, 0.10, 0.20 e 0.30 del fattore di smorzamento  $\zeta$ . Per ogni periodo è stato preso come valore dell'ordinata spettrale la media geometrica delle due componenti orizzontali  $SRS_x$  e  $SRS_y$ , ovvero



$$SRS(T; \zeta) = [SRS_x(T) \times SRS_y(T)]^{1/2}. \quad (1)$$

Avendo verificato che l'ordinata  $D_{10} = SRS(10s; 0.05)$  approssima bene, negli spettri probabilistici a PU (par. 3.7.3), il valore circa costante dello SRS a lungo periodo, è significativo confrontare la relazione empirica ottenuta senza distinzioni di tipo di suolo

$$\log D_{10} = - 4.68 + 1.08 M_w - 0.95 \log_{10} R \quad \sigma_{\log D_{10}} = 0.26 \quad (2)$$

con quella teorica per lo spostamento di picco del suolo,  $d_{max}$ , secondo il modello di Brune (v. FPR04)

$$\log d_{max} = - 4.46 + 0.33 \log \Delta\sigma + M_w - \log R \quad (3)$$

per caduta di sforzo “media”  $\Delta\sigma = 3$  MPa. Il confronto comprova la qualità e stabilità della stima empirica delle ordinate SRS a lungo periodo, mostrando come, almeno fino a  $M_w$  7.0 circa, esse si attenuano con la distanza con legge molto prossima a quella delle onde di volume e crescano quasi linearmente con la magnitudo.

Per quanto riguarda l'attenuazione delle ordinate spettrali osservata nei terremoti italiani, sono state analizzate 322 registrazioni digitali di componenti orizzontali relative a 21 terremoti con  $4.1 \leq M_w \leq 6.0$ , costituite per l'83% da accelerogrammi della RAN (Dipartimento Protezione Civile) ed il 17% da velocigrammi (registrati da sismometri a banda larga Trillium 40 s) della rete nazionale dello INGV. Considerando le basse magnitudo analizzate, l'influenza delle tecniche di processamento dei segnali diventa più critica rispetto ai dati della base mondiale poiché il rapporto segnale/rumore tende a diminuire. Si è pertanto verificata con particolare attenzione ogni singola registrazione con un criterio oggettivo di selezione basato sul livello del rumore a bassa frequenza presente nel dato, in modo da mantenere l'errore al di sotto del 15% (per i dettagli si veda il par. 3.1.3 più sotto nonché i Deliverable D1 pp. 9-11 e D16 pp. 7-8). Per quantificare poi la variabilità introdotta dal processamento si sono applicati tre diversi metodi di correzione della linea base e successiva integrazione (doppia o semplice) del segnale, che hanno permesso di stimare una variabilità dei valori di  $D_{10}$  calcolati con le diverse metodologie dell'ordine del 14%; questo va confrontato con una dispersione intrinseca di  $D_{10}$  pari al 40% circa derivante soprattutto dalla differenza dei valori nelle due componenti orizzontali di una stessa registrazione. Si sottolinea che anche per i dati mondiali la variabilità dovuta al metodo di correzione rimane al di sotto del 15% poiché è stato adottato lo stesso criterio di selezione basato sulla rumorosità del dato (Deliverable D1).

La dipendenza da distanza focale e  $M_w$  dei valori di SRS, e specie di  $D_{10}$ , desunta dalle registrazioni digitali italiane, per quanto queste siano limitate, risulta ben rappresentata (Fig. 1) dalle relazioni del tipo (2), descritte più in dettaglio nel par. 3.1; queste sono state pertanto scelte come strumento base per i calcoli di pericolosità sul territorio nazionale nel prodotto finale del progetto.

Sono state anche analizzate 80 registrazioni di terremoti dell'Etna con  $3.0 < M_w < 4.9$ , che mostrano forme d'onda molto diverse tra terremoti vulcano-tettonici e terremoti vulcanici LP (ovvero con forte componente a lungo periodo). I primi (70 registrazioni) mostrano relazioni di scala molto simili ai terremoti tettonici delle altre regioni italiane. Per gli eventi vulcanici LP, invece, le ampiezze in bassa frequenza (0.1 – 1 Hz) sono significativamente maggiori e, per magnitudo  $> 4$ , ciò genera incrementi significativi nei valori di spostamento spettrale rispetto alla (2), applicabile per il resto dell'Italia. I dati analizzati, nonostante la limitata disponibilità di forme d'onda di questo tipo di eventi (10 registrazioni), evidenziano la necessità di una correzione del tipo

$$\log D_{10} = - 4.68 + 1.08 (M_w + m) - 0.95 \log R_i \quad (4)$$

dove, se si esegue una regressione sugli eventi con  $M_w > 4$ ,  $m$  risulta pari a 0.7. Gli eventi con  $M_w < 4$  confermano la validità di (4) per piccole distanze ( $R < 10$  km), mentre questa risulta di poco





conservativa a distanze maggiori.

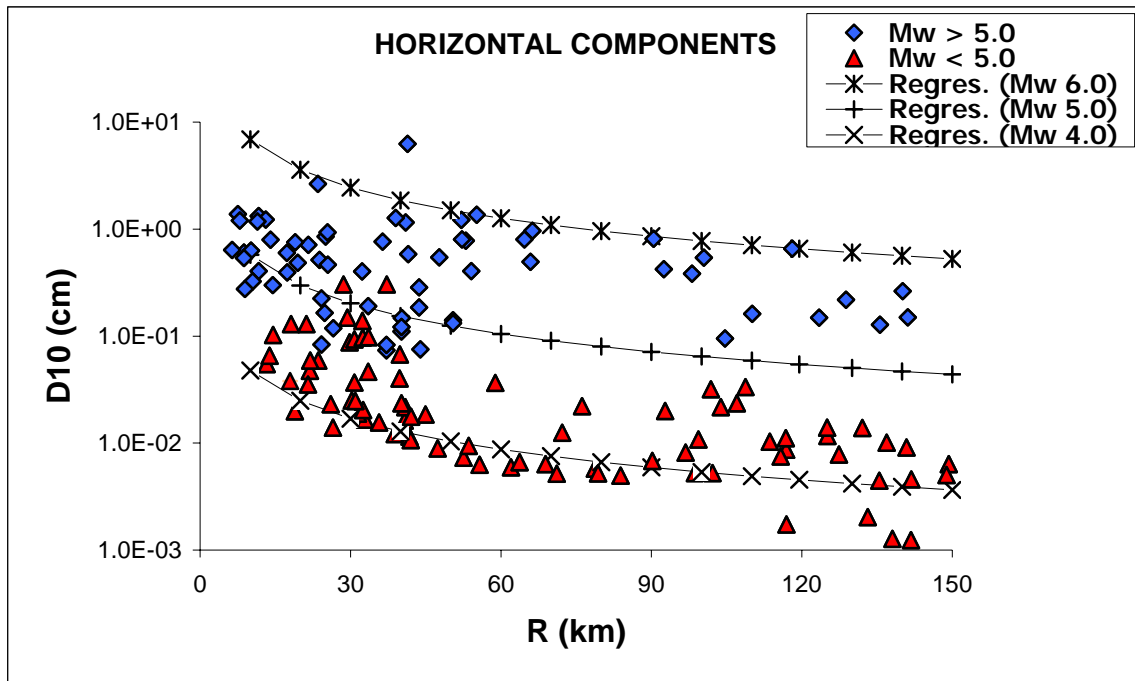


Figure 1 - Attenuation of the  $D_{10}$  horizontal spectral ordinate in Italy: data (coloured diamonds and triangles) are compared with the predictions from (2) for the indicated magnitudes.

### 2.2.2 Effetti di campo vicino (e del meccanismo di faglia) nel modello di riferimento (Task 3)

Già a conclusione della prima fase del progetto si era precisata l'indicazione che, essendo il modello SRS iniziale di riferimento di tipo deterministico, anche le modifiche necessarie per introdurre eventuali effetti di direttività della sorgente e del meccanismo di faglia dovevano essere dello stesso tipo; si era perciò optato di introdurre tali modifiche sulla scorta di simulazioni numeriche, dando loro la forma analitica proposta poco più sotto. Peraltro, anche disponendo di una discreta conoscenza della geometria di singole faglie sismogenetiche e delle loro modalità di rilascio di energia in caso di terremoto (conoscenza per lo più mancante in Italia), appare arduo dal punto di vista analitico e oltremodo oneroso dal punto di vista computazionale introdurre nei calcoli probabilistici di pericolosità regionale gli effetti di direttività delle sorgenti, mentre quelli del meccanismo di faglia possono essere statisticamente considerati attraverso le leggi di attenuazione; i pochissimi esempi con presa in conto esplicita della direttività riguardano calcoli di pericolosità per un solo sito in presenza di una sola faglia sismogenetica.

Sempre a titolo di inquadramento del problema si era osservato che, se i dati di calibrazione delle relazioni di attenuazione comprendono registrazioni rappresentative degli effetti del meccanismo di faglia e di direttività della sorgente, ben distribuite attorno alla stessa, non sarebbe indispensabile introdurre nel calcolo probabilistico modificazioni specifiche per tener conto di tali effetti, essendo essi già statisticamente introdotti attraverso la relazione di attenuazione e la sua dispersione (circostanza segnalata anche dal Prof. M. Ordaz nella riunione di Roma del 2005 con i revisori internazionali). Non sono d'altra parte sembrati applicabili *tout court* agli spettri a PU forniti dai calcoli di pericolosità gli aggravamenti apportati da normative recenti (ad es. negli USA) allo spettro di risposta di progetto a periodi intermedi in siti in campo vicino (con componente del moto normale alla faglia predominante su quella parallela), perché tarati per lo più su dati da eventi con  $M_w > 6.5$ , e riguardanti valori di  $T < 5$  s. Inoltre, registrazioni vicine alla rottura di faglia in importanti terremoti recenti di magnitudo  $> 7$  (Turchia 1999) non evidenziano significativamente gli effetti in questione.

Si è pertanto deciso di quantificare per via numerica e analitica le modificazioni da apportare al



modello di riferimento, in un'ottica di valutazioni di scenario su singole faglie di caratteristiche note, e di verificare la rappresentatività dei dati di calibrazione delle relazioni di attenuazione di cui al par. precedente quanto agli effetti di meccanismo di faglia.

Estese simulazioni numeriche (13000 forme d'onda sintetiche in spostamento) su un modello di semi-spazio omogeneo contenente una faglia giacente in uno dei piani di simmetria, descritto in maggiore dettaglio nel par. 3.3, hanno permesso di studiare la dipendenza di  $d_{max}$ , assimilabile per quanto già visto a  $D_{10}$ , e di un parametro,  $t_0$  di durata significativa del moto, dalla direttività e dal meccanismo focale in funzione di distanza dal centro della faglia ( $r_c$ ) e angolo di vista ( $\theta =$  l'angolo nel piano orizzontale fra l'azimut della faglia e il vettore sorgente-ricevitore). Le simulazioni non hanno mostrato alcuna tendenza per  $t_0$  evidenziando invece per  $D_{10}$  un aumento lineare al diminuire della distanza, in accordo con la (3), e forte variabilità in funzione di  $\theta$  in campo vicino, dovuta a direttività e profilo di radiazione. Si è quindi proposto di modificare la relazione di attenuazione del parametro di moto di lungo periodo nella forma seguente, da confrontare con le (2) e (3):

$$\log(D_{10}) + \log(r_c) = \underbrace{M_w - 4.3}_{\text{Faccioli et al. (2004)}} + a + \underbrace{\log(f_R(\theta))}_{\text{meccanismo focale}} + \underbrace{\log(f_d(\theta, v_n, \xi))}_{\text{direttività}} \quad (5)$$

$$f_d(\theta, v_n, \xi) = v_n \left[ \frac{1}{1 - v_n \cos(\theta)} + \frac{\xi}{1 + v_n \cos(\theta)} \right] \quad (6)$$

$$v_n = \frac{v_r}{\beta}$$

in cui:  $a$  = parametro numerico con valori definiti nel par. 3.3 per diversi meccanismi focali,  $v_r$  = velocità di propagazione della frattura,  $\xi$  = parametro che governa il grado di unilateralità nella propagazione della frattura. Lo scarto  $\sigma_{\log(D_{10rc})}$  della stima fornita dalla (5) è anch'esso precisato nel par. 3.3 in funzione degli stessi meccanismi. A conferma della bontà della legge proposta, i migliori risultati di diverse prove con forme funzionali di tipo polinomiale hanno fornito residui del tutto comparabili a quelli della (5), del resto costruita in modo conforme alla teoria, e quindi alla fisica, del problema.

Da ultimo, i risultati proposti sono stati verificati con dati da casi reali. In particolare si sono verificati gli andamenti spaziali del termine a primo membro della (5) sulle registrazioni della rete accelerometrica giapponese K-net, per il caso di alcuni terremoti con meccanismo focale ben noto: i confronti migliori sono con i dati del terremoto di Tottori del 6.10.2000, di  $M_w$  6.7. I risultati, illustrati nel par. 3.3 confermano l'influenza del meccanismo focale sul termine in questione.

### 2.2.3 Eventuali modifiche ad attenuazione $d_{max}$ (e a forma di SRS) su grandi bacini sedimentari (Task 5a), e per effetti di bordo in valli e bacini sedimentari (Task 5b).

Per studiare gli effetti di estesi e profondi bacini sedimentari e di valli alluvionali sulla forma degli SRS, come previsto dal Task 5 (a e b), sono stati seguiti diversi approcci. In particolare, per i primi si sono considerate la Pianura Padana (PP) e quella Veneto-Friulana (PV) e si è mirato a definire lo scuotimento in termini di SRS in presenza di eccitazione e propagazione di onde di superficie nell'intervallo di distanze 50–200 km, soprattutto nella banda di periodi 5 - 10 s di più rilevante interesse per il progetto, attraverso modellazioni del moto del suolo in configurazioni geologiche 1D e 3D. Dopo una fase iniziale di simulazioni 1D, in cui si sono effettuate anche analisi di validazione dei modelli crostali con dati di terremoti reali (ad es. terremoto di Correggio 1996,  $M=5.4$ ), è stato costruito un modello 3D (non previsto inizialmente) sulla base dei dati derivanti principalmente dalle ricerche per l'esplorazione petrolifera e dai numerosi pozzi presenti in PP e PV. Per gli scopi del progetto si sono caratterizzati con il maggior dettaglio possibile gli spessori dei sedimenti mantenendo costante invece la velocità delle onde S in superficie (600 m/s). Il modello geometrico 3D per i bacini



PP e PV è basato principalmente sulle profondità massime evidenziate nella carta delle isopache dei sedimenti del Progetto Finalizzato Geodinamica. Come sorgenti sismiche sono state scelte le zone sismogenetiche del modello ZS9 che presentano i valori di  $M_{max}$  più alti (6.6) ed in particolare le seguenti: Friuli-Veneto Orientale (905), Garda-Veronese (906) e Garfagnana-Mugello (915). Questo perché, come anche osservato sperimentalmente, solamente terremoti forti e distanti sono in grado di sollecitare per periodi maggiori di 5 s tutto il bacino sedimentario profondo. Per ragioni di calcolo numerico e impostazione del modello (che comprende un'area di 300 x 450 km) le simulazioni 3D sono affidabili per periodi superiori a 5 s.

Come caso particolarmente significativo, gli SRS a PU calcolati in PP sono stati confrontati con gli SRS deterministici calcolati lo scenario di terremoto 3D nella zona Garda-Veronese. Rispetto alle analisi 1D, quelle in 3D portano a un generale ridimensionamento dei valori di SRS nella banda di periodi di interesse e ad un aumento della durata dei sismogrammi nelle zone caratterizzate da maggior profondità dei sedimenti. La Fig. 2 mostra che per 6 città campione gli SRS a pericolosità uniforme (UR6) per periodo di ritorno di 475 anni hanno generalmente ampiezze spettrali superiori, nella banda 5-10s, a quelle degli SRS calcolati per le modellazioni 3D. L'analisi estesa ad un campione di 14 città per distanze comprese tra 53 e 161 km restituisce i medesimi risultati. Inoltre i valori di  $D_{10}$  medi (v. successiva Fig. 24) ottenuti nelle modellazioni 3D seguono mediamente i valori di  $D_{10}$  a PU ( $T=475$  anni) e quindi, gli SRS a pericolosità uniforme prodotti nell'ambito di S5 si dimostrano sufficientemente cautelativi. Risulta in generale evidente un'amplificazione degli SRS a periodi superiori a 10 s per PP.

Si sono poi studiati gli effetti di valli e bacini di piccole (da 1-2 km) e medie dimensioni. Per questi si sono messe a punto e calibrate diverse tecniche di modellazione numerica (differenze finite, elementi finiti, elementi spettrali), tutte in approssimazione 2D. Per valli e bacini chiusi si è svolto uno studio parametrico usando il metodo DRM (Domain Reduction Method). Questo accoppia il calcolo dello spostamento del suolo su roccia, in questo caso effettuato con il metodo asintotico dei numeri d'onda di Hisada (2003), alla risoluzione di un problema di propagazione "locale" (nel dominio contenente le irregolarità geologiche) dove lo spostamento calcolato su roccia, opportunamente manipolato, entra come input sotto forma di forze efficaci al contorno. La propagazione nel dominio locale è risolta mediante un codice (GeoElse) ad elementi spettrali. Per la taratura del metodo e la scelta dei parametri si è simulata inizialmente la risposta di una valle sedimentaria reale (Piana di Gubbio) e si sono confrontati i risultati della simulazione numerica con osservazioni strumentali SM dei terremoti umbro-marchigiani del 1997-98. Gli SRS sono stati calcolati in punti (ricevitori) all'interno della valle e si sono studiate le variazioni rispetto a punti di riferimento su roccia all'esterno. Obiettivo delle analisi è stato l'individuazione di casi (e delle zone della valle) in cui i fattori di amplificazione spettrale eccedono, significativamente, i valori di riferimento forniti dai fattori di suolo C e D, rappresentati dai coefficienti  $a_C$  e  $a_D$  nelle relazioni di attenuazione (7), o meglio dai loro involucri "lisciati" (17)-(21). Sulla base delle simulazioni effettuate si è ravvisata la necessità di allargare l'intervallo di periodi in cui l'amplificazione è massima e costante, compreso tra  $T_1$  e  $T_2$  nella (19), estendendolo fino al periodo fondamentale  $T_{01D}$  di vibrazione della valle, calcolato nella sua parte centrale (in cui, presumibilmente, la profondità dei sedimenti è maggiore, v. il par. 3.4), quando risulti  $T_{01D} > T_2$ . Analogamente, anche per i bacini alluvionali aperti si è eseguita per via numerica un'analisi parametrica (variando pendenza del fianco del bacino e angolo di incidenza dell'input sismico) sulle variazioni di SRS prodotte dalla diffrazione dal bordo in funzione della distanza dallo stesso. Le analisi effettuate per le magnitudo più significative ( $M > 6$ ) suggeriscono in questo caso che l'ampiezza degli spettri sui sedimenti non eccede le fasce predette dalle relazioni di attenuazione per il tipo di suolo applicabile (C), come si illustra in maggiore dettaglio nel par. 3.4.

Per un riconoscimento oggettivo dei bacini e delle valli alluvionali su scala nazionale si è individuato un procedimento in ambiente GIS. I limiti e la geometria delle strutture vengono ricostruiti attraverso



l'uso congiunto di un modello digitale (nella fattispecie l'SRTM della NASA)<sup>1</sup> e la carta geologica a scala 1:500.000 del Servizio Geologico.

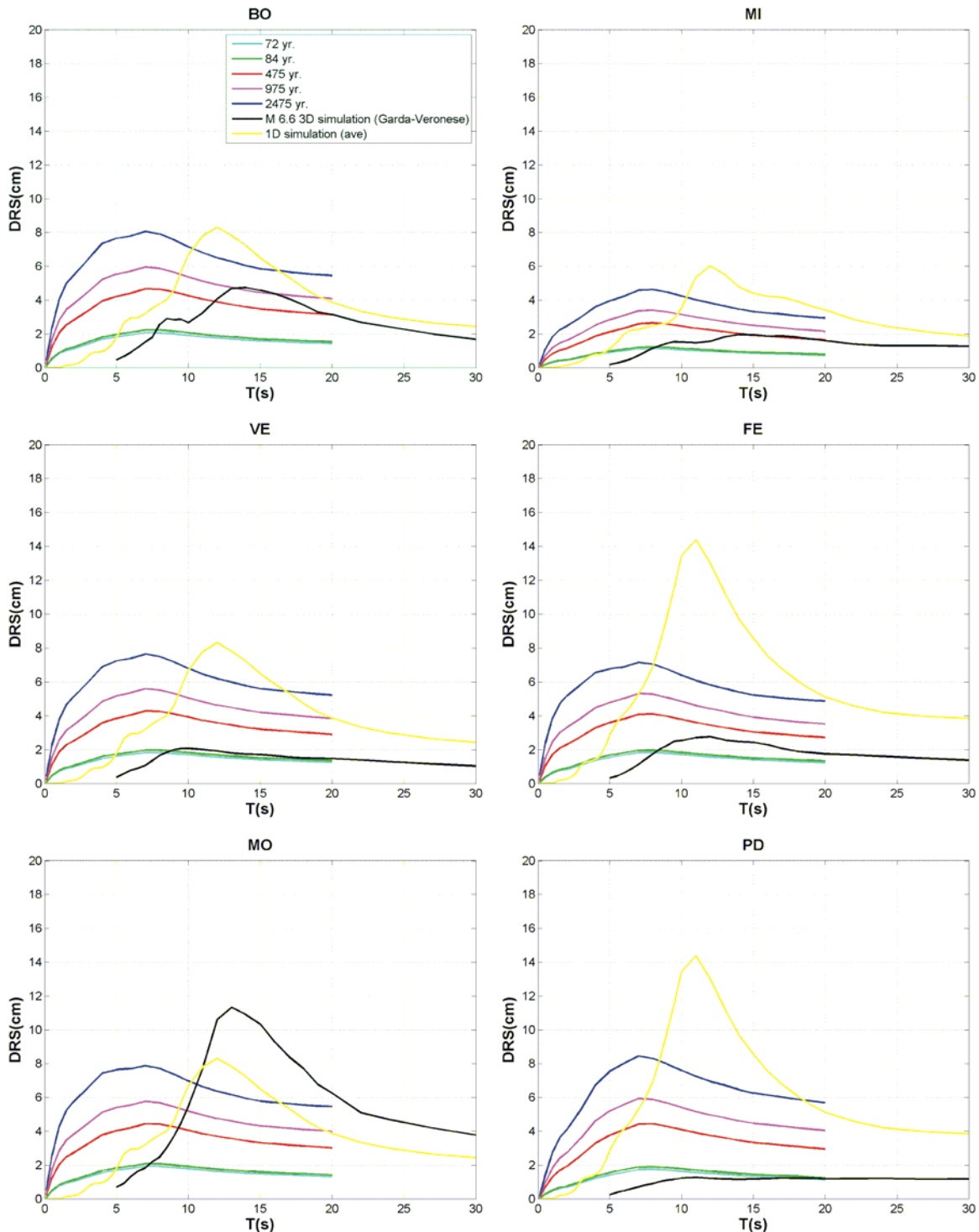


Figure 2 –Uniform hazard *DRS* for the different return periods indicated in legend of panel at top left, for some Italian cities: BO for Bologna ( $R=92$  km), MI for Milano ( $R=158$  km), VE for Venezia ( $R=88$  km), FE for Ferrara ( $R=63$  km), MO for Modena ( $R=78$  km), PD for Padova ( $R=53$  km). The black curves are the *DRS* from a 3D simulation of PP and PV, for a  $M_w$  6.6 event (Veronese – Garda fault), assuming ground type B at surface (minimum used  $V_s$  is 600 m/s). Yellow curves show *DRS* from 1D simulations.

<sup>1</sup> <http://srtm.csi.cgiar.org/SELECTION/inputCoord.asp>



Valli e bacini sono riconosciuti come tali quando attraverso questi strumenti informatici si evince che: (i) esiste un'area sufficientemente estesa a pendenza nulla e (ii) affiorano depositi sedimentari. Tre diversi tipi di bacini/valli sono stati classificati (in base a forma e pendenza delle formazioni adiacenti): bacini alpini, appenninici e bacini di tipo complesso. Una nuova classificazione semplificata delle unità geologiche è stata introdotta, alla scala citata, opportunamente calibrata per la definizione di bacino o valle. Partendo dalle indicazioni proposte da Chávez-García e Faccioli (2000), si sono poi cercate le condizioni (in termini di larghezza minima del bacino e velocità dei sedimenti) che identificano bacini e valli più propensi, sulla base di modelli fisico-matematici, a generare amplificazioni che eccedono i livelli stimabili attraverso le relazioni di attenuazione di cui al par. 3.1.4.

#### 2.2.4 Pericolosità a lungo periodo per il territorio nazionale; modello semplificato di azione sismica in spostamento spettrale (Task 6)

Mediante le nuove equazioni di attenuazione per le ordinate SRS sviluppate nel progetto (par. 3.1) e i calcoli probabilistici di pericolosità sul territorio nazionale, condotti con il modello di zone sismogenetiche ZS9 (per coerenza con il progetto S1) e l'albero logico descritto nel par 3.7, sono stati ottenuti gli SRS a PU (fino a  $T = 10$  s) per tutti i comuni italiani e prodotte mappe di pericolosità per singole ordinate spettrali e per il periodo  $T_D$  su suolo tipo A. Il confronto di Fig. 3 evidenzia come le mappe di pericolosità per SRS a lungo periodo (5-10 s) differiscano fortemente da quelle a corto periodo (0-2s) prodotte da S1: a causa della dipendenza  $SRS \propto M^\alpha$ , con  $\alpha$  prossimo a 1, risulta in particolare dominante l'influenza delle zone sismogenetiche con i più alti valori di  $M_{max}$ . Così, mentre per  $T=0$  il rapporto Calabria/Friuli dell'accelerazione spettrale è circa 1, per  $D_{10}$  esso sale a 2.5!

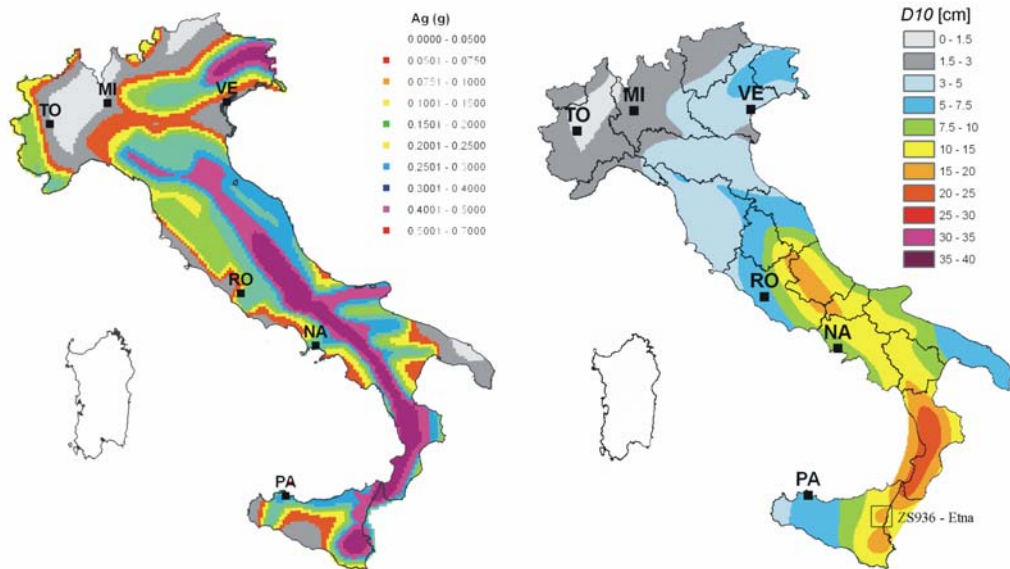


Figure 3 – Comparison between seismic hazard maps: (left) at short period ( $a_g$  map from project S1) and, (right) at long period ( $D_{10}$ ), for 0.10 exceedance probability in 50 years, ground type A.

La forma caratteristica predominante degli SRS a PU ha condotto a proporre un modello di azione sismica aggiornato e semplificato (rispetto a FPR04), adatto all'uso in un contesto normativo, avente andamento crescente (grosso modo linearmente) a corto periodo e a valore costante pari a  $D_{10}$  a lungo periodo. Il periodo "d'angolo" all'incrocio dei due tratti,  $T_D$ , ha il significato datogli nell'Eurocodice 8; tuttavia, anziché essere costante e pari a 2s (per moto orizzontale), esso viene determinato dallo stesso  $D_{10}$  e dal massimo dello spettro di pseudo-velocità  $PSV$ , e varia quindi da sito a sito. La scelta dell'ordinata SRS a 10 s come valore rappresentativo dello spettro a lungo periodo è supportata dalle forme spettrali osservate, che mostrano  $T_D < 10$  s per  $M_w \leq 7+$ , ma ha un significato puramente



pratico. In regioni con magnitudo superiori, che danno luogo a SRS crescenti fino a periodi  $> 10s$ , la scelta di  $D_{10}$  dovrebbe evidentemente essere modificata. Per rappresentare lo SRS ai periodi più corti è possibile usare un ramo linearmente crescente dall'origine fino a  $D_{10}$  per  $T = T_D$ , oppure l'alternativa illustrata nel par. 3.2. Per quanto riguarda gli spettri cosiddetti sovrasmorzati ( $\zeta > 0.05$ ), è stata tarata su un ampio campione degli spettri a PU una nuova espressione del fattore di riduzione che permette di stimarne con buona approssimazione le ordinate a partire da quelle per  $\zeta = 0.05$ .

### 2.2.5 Valutazione dell'influenza di diverse forme di dissipazione sullo SRS (Task 2a)

Le formulazioni disponibili per stimare lo smorzamento equivalente ( $\zeta$ ) in funzione della duttilità ( $\mu$ ) sono tuttora oggetto di verifiche ed aggiornamenti, e in letteratura è presente un ampio numero di correlazioni  $\zeta = \zeta(\mu)$ , che conducono però a valori molto diversi, anche del 100%. Si è pertanto eseguito uno studio parametrico approfondito, svolgendo analisi dinamiche non lineari dapprima su sistemi ad 1 gdl, variando il periodo di vibrazione, le capacità di deformazione e il tipo di risposta, e si sono quindi confrontati gli smorzamenti ottenuti con quelli stimati con le recenti equazioni di Blandon e Priestley (2005) e Priestley et al. (2007) per sistemi ad uno o più gradi di libertà, usando come input 29 accelerogrammi reali, 15 dei quali selezionati in questo progetto come rappresentativi della sismicità italiana. Si sono usati 6 modelli costitutivi per rappresentare il comportamento non lineare di strutture reali soggette ad azione sismica (bilineare, Takeda “tozzo” e “snello”, elasto-plastico, Ramberg – Osgood, e altre) e si è valutata l'attendibilità dell'equazione di volta in volta in esame tramite il parametro DR (*displacement ratio*) = rapporto tra lo spostamento ottenuto dall'analisi dinamica non lineare della struttura (valore “esatto”) e quello previsto con lo SRS ridotto mediante le equazioni proposte (valore approssimato o semplificato). I valori medi di DR sono risultati essere prossimi a 1, tuttavia con una forte dispersione nei risultati, testimoniata da alti valori di covarianza e scarto. Si è cercato quindi di indagare questa variabilità studiando il legame tra DR e le caratteristiche del moto. Lo studio è stato ripetuto utilizzando invece 35 accelerogrammi spettro-compatibili, esplorando ancora una volta la possibilità di ottenere un collegamento fra  $\zeta_{eq}$  e le caratteristiche dell'azione sismica. Come descritto nel Deliverable D5, però, i risultati ottenuti hanno ancora una volta dimostrato una bassa correlazione tra queste grandezze.

Data l'impossibilità di ridurre la dispersione osservata, si è passati all'analisi dinamica non lineare di strutture a molti gdl, considerando in particolare sette modelli di telai in cemento armato (CA), con problemi di degrado di rigidezza e resistenza, ed eseguendo confronti tra lo spostamento ottenuto da analisi dinamiche non-lineari con quello di un oscillatore ad un grado di libertà sovra-smorzato tramite il legame per il modello isteretico Takeda “tozzo”, il più adatto a telai in CA. I valori medi del rapporto fra spostamenti risultanti dallo SRS sovrasmorzato (sistema a 1 gdl) e quelli ottenuti dalle analisi non-lineari dinamiche sulle strutture a molti gdl sono vicini all'unità (leggermente superiore, quindi conservativo), per cui appare lecito assumere che le equazioni derivate e inizialmente verificate per sistemi ad 1-gdl possano essere applicate a strutture m-gdl, anche quelle che presentano problemi di degrado post-picco. Si è anche verificato che l'impiego di una variante semplificata delle equazioni per la stima di  $\zeta_{eq}$  (Priestley et al., 2007), dipendente esclusivamente da  $\mu$ , e non anche dal periodo equivalente/effettivo del sistema, porta a ottimi valori medi. Ciò conferma in pieno l'adeguatezza dell'impiego delle equazioni citate per la stima di  $\zeta_{eq}$  nella progettazione/verifica sismica di strutture sul territorio italiano, utilizzando metodi basati sulla linearizzazione equivalente. Si ricorda invece che per i metodi basati sulla modifica dello spostamento, l'utilizzo delle formulazioni presentate in FEMA-440 (ATC 2004) è raccomandato.

### 2.2.6 Ricaduta dell'adozione delle mappe di pericolosità in spostamento spettrale sul rischio sismico del territorio italiano (nuovo Task)

E' parso di indiscutibile utilità l'introdurre nel progetto un nuovo Task: la valutazione



comparativa degli effetti dell'introduzione della nuova descrizione di pericolosità in spostamento sulla valutazione del rischio sismico in Italia. Si è a tale scopo confrontato il panorama di "rischio" (distribuzione del danno sismico al patrimonio edilizio) derivante dall'uso di quattro descrizioni della pericolosità: nelle prime due si è partiti dagli spettri in accelerazione forniti dal progetto S1 per poi ricavare quelli in spostamento, ma in un caso lo spettro assume la forma spettrale descritta dall'Ordinanza 3274 mentre nell'altro caso utilizza uno spettro a PU, ma definito solo tra 0 e 2s di periodo. Nelle rimanenti due descrizioni, invece, la domanda sismica è fornita direttamente dagli SRS ottenuti nel presente progetto S5: in un caso lo spettro è del tipo bilineare di cui al par. 2.2.4, mentre nel secondo si usa per ogni comune lo spettro a PU come per S1. Le caratteristiche generali del patrimonio edilizio sono state desunte dai dati del 14° Censimento (ISTAT 2001), da cui, per ogni comune, è stato tratto il numero di edifici in muratura portante, in CA e in altro materiale (che include acciaio, legno, ecc.), il numero di edifici totali ad uso abitativo per epoca di costruzione e il numero totale degli edifici con  $n$  piani fuori terra ( $n = 1, 2, 3$ , più di 3). Per gli edifici in muratura, sono state identificate quattro classi in funzione del numero di piani, mentre per il CA le classi sono state definite considerando il numero di piani, l'anno di costruzione e l'anno di classificazione sismica per ciascun comune per distinguere gli edifici non progettati da quelli progettati sismicamente e per considerare i cambiamenti nelle tecniche di progettazione che influiscono sul tipo di acciaio utilizzato e sul livello di confinamento raggiunto (v. il Deliverable D6). Si è quindi calcolato il numero di edifici che appartengono ad ogni classe in ogni comune.

La vulnerabilità sismica è stata elaborata tramite il procedimento probabilistico DBELA (Displacement-Based Earthquake Loss Assessment), basato sugli spostamenti (Crowley et al., 2004) per gli edifici in cemento armato. Per le costruzioni in muratura, il metodo proposto da Calvi (1999) è stato implementato con ulteriori sviluppi. Questi approcci basati sugli spostamenti impiegano un legame tra il periodo di vibrazione, stimato con una relazione semplificata in funzione dell'altezza degli edifici (Crowley and Pinho, 2004; 2006), e la capacità in spostamento per confrontare quest'ultima con la domanda in spostamento. Si è stimata la capacità modellando l'edificio come un sistema ad 1 gdl, con una deformata che dipende dal meccanismo di collasso, ipotizzando che gli edifici in CA ben progettati mostrino un meccanismo di collasso a colonna forte e trave debole, mentre quelli progettati solo per le forze di gravità siano soggetti più probabilmente ad un meccanismo di piano o danno concentrato.

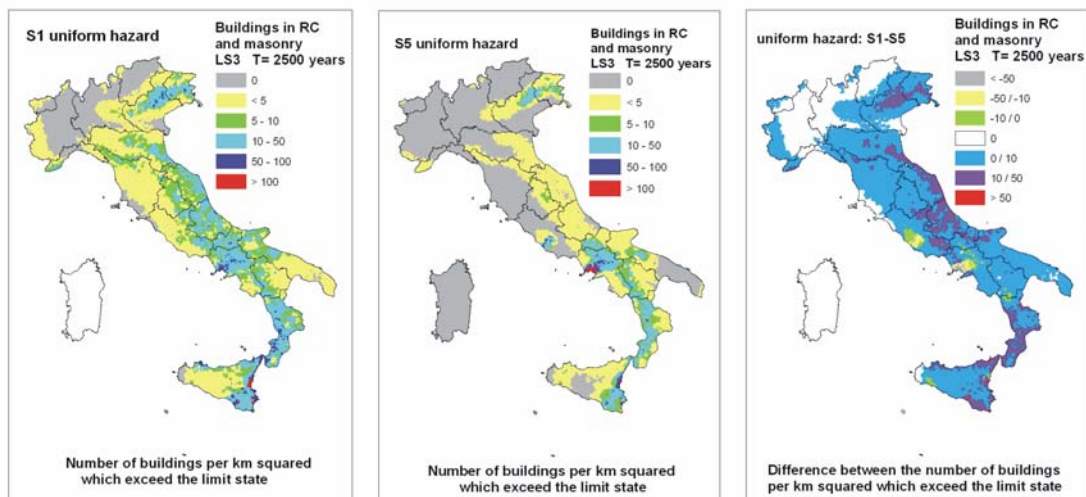


Figure 4 – Number of buildings per square km exceeding the limit state (LS3), computed from acceleration data (left) and displacement data (centre), for ground type A. Difference between the two maps is shown at right.

Un risultato significativo è riportato nella Fig. 4, che paragona il numero di edifici che superano lo stato limite di collasso (terremoto con periodo di ritorno circa 2500 anni) delle costruzioni sia in



muratura che in CA, nel caso di azione sismica descritta dagli spettri a PU del progetto S1 (che giungono solo fino a 2s) e quelli del progetto S5. Si nota come per gran parte del paese, ma segnatamente per il Centro e il Sud, le stime derivanti dai risultati di S1 siano sistematicamente più cautelative, a riprova dell'influenza determinante delle caratteristiche – anche di dettaglio – dell'azione sismica sulla valutazione del danno.

### 2.2.7 Determinazione di soglie inferiori di spostamento spettrale significative per la progettazione

Quale parte dello stesso Task di cui al 2.2.6, sono state stimate possibili soglie inferiori dello SRS significative per la progettazione di edifici in CA e muratura; per questo, sono state calcolate le capacità di spostamento di strutture progettate secondo i requisiti minimi di progettazione indicati nelle moderne normative Italiane, considerando anche l'attesa variabilità delle proprietà geometriche e meccaniche delle strutture, vedasi il Deliverable D7. Nella distribuzione di probabilità della capacità di spostamento, si è applicata una soglia a un percentile 0.05 (per coerenza con la resistenza caratteristica usata nella progettazione di edifici), *ottenendo i valori minimi di spostamento spettrale sotto i quali la progettazione sismica non è necessaria* (poiché il 95% delle strutture, anche se non progettata sismicamente, avrà una capacità uguale o superiore a tale soglia).

Si è così trovato che, per lo stato limite di danno severo (SLU, da verificare con l'azione sismica avente periodo di ritorno 475 anni) la soglia per le costruzioni in CA è 3.5 cm, ovvero il 95% delle costruzioni in questione non subiranno alcun danno strutturale per una domanda di spostamento  $\leq 3.5$  cm. Poiché vi sono circa 3500 comuni italiani in cui le ordinate dello SRS per 475 anni rimangono sotto tale soglia, ne consegue che in essi gli edifici potrebbero non essere progettati esplicitamente per le azioni sismiche, essendo sufficiente l'applicazione dei requisiti minimi attualmente presenti nelle Norme. Per le costruzioni in muratura ordinaria, si è determinata per lo stato limite di danno severo una soglia di 0.75 cm, che si eleva a 1.15 cm per le costruzioni in muratura armata. Ciò implicherebbe che nei 5600 circa comuni in cui i valori spettrali tra periodi di 0 e 0.5 s (limiti tipici per strutture in muratura) si trovano sotto le soglie sopraindicate, non sarebbe necessario progettare esplicitamente le strutture per le azioni sismiche, essendo sufficiente l'applicazione dei requisiti minimi attualmente presenti nelle Norme.

E' evidente la grande portata pratica di queste valutazioni, chiaramente preliminari, che mettono in evidenza come la progettazione strutturale possa essere notevolmente semplificata laddove la domanda spettrale in spostamento è ridotta.

### 2.2.8 Spettri di verifica per le costruzioni monumentali (Task 2b)

A causa di geometria, grandi dimensioni, fasi costruttive, trasformazioni ecc., e della limitata resistenza a trazione della muratura, il danno ed il collasso negli edifici monumentali si sviluppano nella forma di meccanismi locali; in particolare, l'azione del sisma evidenzia in essi la formazione di "macroelementi" (Doglioni et al., 1994), o blocchi, caratterizzati da un comportamento strutturale autonomo, e assimilabili a corpi rigidi. Le strutture monumentali sono caratterizzate da grandi capacità di spostamento, periodi iniziali relativamente elevati e periodi in condizioni non lineari che incrementano notevolmente a causa della limitata resistenza a trazione della muratura (non linearità legata alla fessurazione), ciò che richiede un'accurata definizione degli SRS nel campo dei lunghi periodi ( $T > 2$  s).

L'estensione al caso degli edifici monumentali dei criteri di verifica allo stato limite di danno e allo stato limite ultimo, applicabili agli edifici ordinari, ha richiesto approfondimenti sulla definizione di un sistema ad 1 grado di libertà (GdL) non lineare equivalente e di curve di capacità per le configurazioni cinematiche tipiche dei macroelementi. Le caratteristiche dinamiche in fase non lineare nel campo dei lunghi periodi rendono inapplicabile il metodo degli spettri anelastici (v. par. 1.2) per la riduzione della domanda; le duttilità risultano, infatti, molto elevate e di conseguenza l'approccio degli spettri anelastici non può essere considerato attendibile, essendo basato sul periodo elastico della





struttura.

E' stato formulato, e applicato a diversi casi reali, un procedimento semplificato per la valutazione della risposta sismica di meccanismi in edifici monumentali, che usa l'approccio cinematico non lineare per la descrizione delle curve di capacità e gli spettri elastici sovrasmorzati per la rappresentazione della domanda del terremoto.

I principali passi del procedimento sono articolati come segue:

- 1: identificazione del meccanismo cinematico di collasso.
- 2: valutazione del moltiplicatore sismico  $\alpha_0$  che induce l'attivazione del meccanismo, attraverso la analisi limite dell'equilibrio (Principio dei Lavori Virtuali),
- 3: valutazione dell'evoluzione del moltiplicatore orizzontale dei carichi  $\alpha$  al crescere dello spostamento di un punto di controllo della catena cinematica, fino all'annullamento della forza sismica orizzontale.
- 4: trasformazione della curva così ottenuta in curva di capacità (oscillatore equivalente), ovvero in accelerazione  $a^*$  e spostamento  $d^*$  spettrali e valutazione dello spostamento ultimo a collasso  $d_u^*$
- 5: valutazione del *performance point* (e corrispondente spostamento  $\Delta(T_u^*)$  che rappresenta la domanda sismica) su uno spettro opportunamente sovrasmorzato, in cui lo smorzamento equivalente è valutato in corrispondenza del periodo secante  $T_u^*$ , per lo spostamento ultimo stimato  $d_u^*$ . Lo spettro di riferimento è quello bilineare (smorzamento  $\xi=5\%$ ) illustrato nel seguente par. 3.2 (v. anche Deliverable D2), ridotto tramite il fattore  $\eta$  della (13) per ottenere la forma sovrasmorzata.
- 6: verifiche di sicurezza, mediante confronto tra la domanda di spostamento  $\Delta(T_u^*)$  e la capacità  $d_u^*$ .

Dalle applicazioni a diverse chiese, in particolare a Catania e nel Molise, si è desunto in conclusione che le configurazioni tipiche per ribaltamento globale di facciate, o meccanismi per archi trionfali, mostrano capacità di spostamento ultimo  $0.1m < d_u^* < 0.6m$  (periodo secante  $2.0 s < T < 4.5 s$ ). Questi valori non considerano, però, la limitata resistenza a compressione del materiale, per cui l'effettiva capacità può risultare ridotta anche del 40-50%, restando tuttavia elevata rispetto ai valori di pericolosità degli SRS.

### 3 Aspetti specifici del progetto

#### 3.1 Base dati mondiale, trattamento dati, relazioni di attenuazione (Task 1, 4a)

##### 3.1.1 Caratteristiche della base di dati accelerometrici SM

Nella base mondiale di dati di circa 1160 registrazioni accelerometriche triassiali digitali sono state inserite, come unica eccezione, una decina di registrazioni analogiche del terremoto dell'Irpinia del 1980, dopo un'attenta valutazione delle caratteristiche di lungo periodo delle forme d'onda (filtrate passa-alto con  $f_c = 0.1$  Hz). La rete accelerometrica giapponese K-Net, contribuisce per l'**82%** alla numerosità totale del campione totale, mentre altri dati giapponesi provenienti dalla rete Kik-Net e dalle registrazioni del terremoto di Kobe del 1995 costituiscono il **2%**. La base di dati contiene inoltre accelerogrammi californiani (**5%**), iraniani (**6%**), europei e turchi (**5%**), comprese alcune registrazioni italiane della Rete Accelerometrica Nazionale, RAN. Gli accelerogrammi provengono da 60 terremoti crostali (con esclusione rigorosa di eventi di subduzione), aventi profondità focale media e massima rispettivamente pari a 11 km e 22 km. La distribuzione dei meccanismi focali è piuttosto uniforme, con una leggera prevalenza di terremoti da faglie trascorrenti. La distribuzione delle registrazioni in funzione della magnitudo momento  $M_w$  e della distanza focale  $R$  è riportata in Fig. 5 insieme alla provenienza geografica. Gli intervalli prescelti  $5 \leq M_w \leq 7.2$  e  $R \leq 150$  km derivano, come già detto, dai risultati di analisi preliminari di disaggregazione della pericolosità sismica per diverse



località italiane. Il limite superiore  $M_w$  7.2 è compatibile con il massimo valore ( $7.41 \pm 0.12$ , stima macrosismica) riportato in CPTI (Gruppo di Lavoro CPTI, 2004). Si è usato  $M_w$ , perché teoricamente indipendente da fattori regionali, e la distanza focale  $R$ , principalmente per coerenza con l'attuale modello di zone sismogenetiche per l'Italia. Le principali categorie di suoli di fondazione contemplate nell'Eurocodice 8 (CEN, 2004) e nelle Norme Tecniche per le Costruzioni (Ministero delle Infrastrutture e dei Trasporti, 2005) sono ben rappresentate nella base di dati: i siti A rappresentano il 6% del totale, i siti B il 43%, i siti C il 38% e i siti D il 9%. Il rimanente 4% è costituito da stazioni iraniane e californiane con suolo locale non classificato. Grazie ad indagini geofisiche nei siti di registrazione, sono noti (o estrapolabili in modo affidabile) i valori di  $V_{S30}$  per oltre l'85% dei dati.

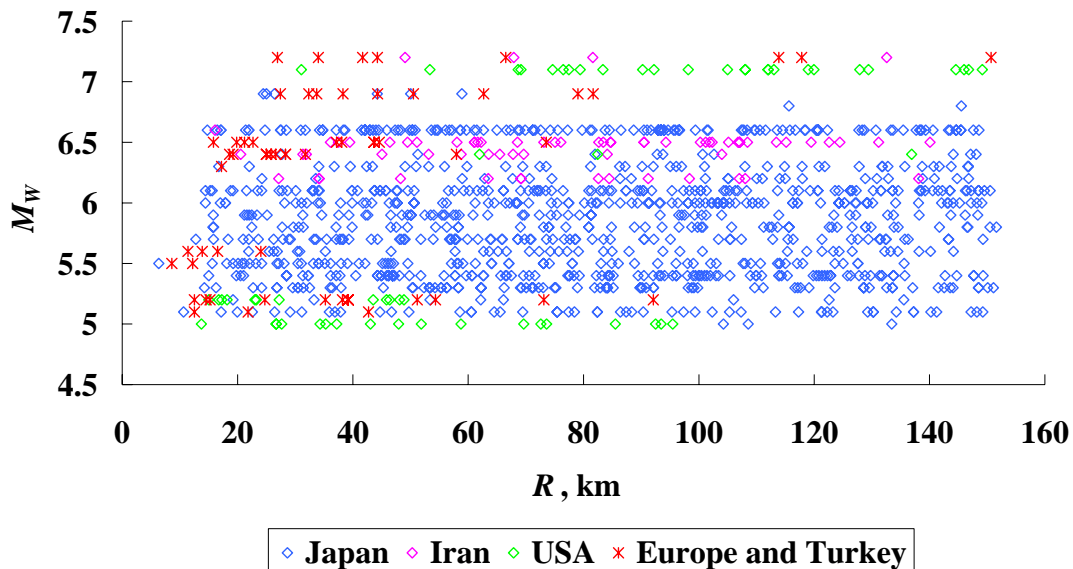


Figure 5 - Distribution of magnitude, distance and geographical origin for the acceleration records in database.

### 3.1.2 Tattamento dei dati (rimozione del rumore a lungo periodo)

La base di dati mondiali è stata costituita applicando i criteri di trattamento dati qui di seguito definiti. E' stata dapprima condotta una valutazione di dettaglio dell'affidabilità delle ordinate SRS sino ad almeno 10 s, calcolate dagli accelerogrammi della base di dati, illustrata nel Del. D1 (Capp.2 e 3); decisivo per tale valutazione è stato il confronto tra SRS calcolati da registrazioni accelerometriche (SM) e velocimetriche *broad band* (BB) ottenute in una stessa stazione, come illustrato in Fig. 6.

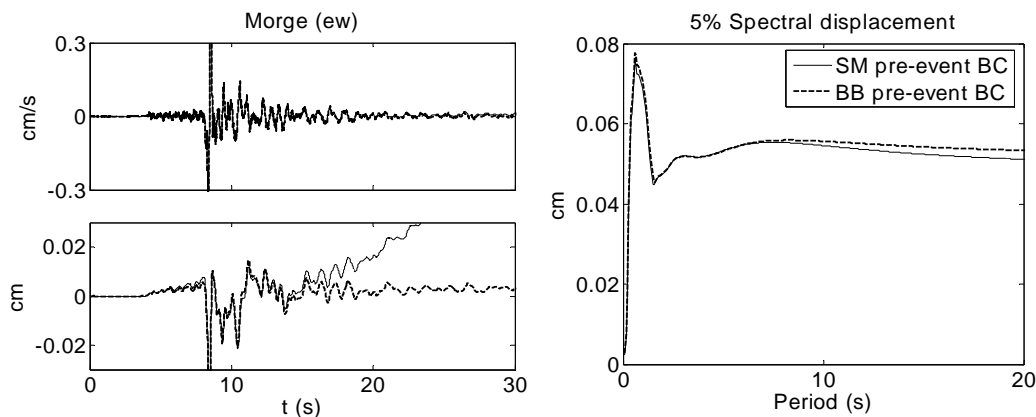


Figure 6 - Velocity and displacement time histories obtained from co-located SM and BB instruments at Morge, during the Sep 8 2005 Pennine Alps earthquake ( $M_w=4.4$ ,  $d_c=17$  km), and the corresponding 5% damped displacement response spectra. Both SM and BB records have been subjected to the pre-event BC procedure, applied to acceleration for the SM instrument and to velocity for the BB.



E' stato inoltre formulato un metodo numerico, consistente nell'analisi delle ordinate SRS di accelerogrammi sintetici "contaminati" da errore a lungo periodo (Paolucci et al. 2007). Tale "errore" ha forma temporale di una rampa con ampiezza e durata definite da parametri casuali. Ad ogni accelerogramma considerato si sono associati: (1) un indice di rumore ( $I_v$ ), e (2) un indice di errore ( $\varepsilon_{7-11}$ ). Sulla base dei risultati numerici ottenuti, è stato fissato un livello di soglia per delimitare gli accelerogrammi sicuramente accettabili all'interno della base di dati digitali, a meno della sola correzione pre-evento, tale per cui l'accelerogramma caratterizzato da  $I_v$  inferiore alla soglia ha il 90% di probabilità di fornire un indice di errore compreso tra 0.85 e 1.15. Si è verificato che il 52% degli accelerogrammi disponibili soddisfano il criterio (1). Per decidere se inserire o meno nella base di dati gli accelerogrammi con  $I_v$  superiore alla soglia, si sono poi esaminati visivamente gli SRS. Nel caso questi presentassero una evidente deriva per  $T < 10$  s, la registrazione è stata scartata. Altrimenti essa è stata filtrata passa-alto con periodo d'angolo pari a 20 s, e mantenuta nella base dati.

### 3.1.3 Relazioni di attenuazione fino a lunghi periodi per le ordinate di SRS

Come già anticipato in 2.2.1, una volta processati gli accelerogrammi, la base dei dati accelerometrici è stata impiegata per determinare i coefficienti di relazioni predittive empiriche per le ordinate dello SRS, definite dalla (1), per  $0.05 \text{ s} < T < 20 \text{ s}$  e diversi valori del fattore di smorzamento  $\zeta$ . La forma funzionale per le equazioni predittive inizialmente adottata è

$$\log SRS(T) = a_1 + a_2 M_w + a_3 \log R + a_B S_B + a_C S_C + a_D S_D + \varepsilon \quad (7)$$

dove:

$S_B, S_C, S_D$  = variabili logiche relative alla categoria di suolo dell'Eurocodice 8 (= 1 quella che corrisponde al tipo di suolo desiderato, = 0 le due rimanenti), per suolo A si pone  $S_B = S_C = S_D = 0$ ;

$a_i$  ( $i = 1, 2, 3, B, C, D$ ) = coefficienti stimati mediante regressione, o massimizzazione della funzione di verosimiglianza.

$\varepsilon$  = errore casuale della stima, assunto a distribuzione normale a media nulla e scarto  $\sigma_{\log SRS}$ .

L'impiego di tre variabili logiche di sito è apparso strettamente necessario per una corretta rappresentazione delle quattro categorie di suolo (A, B, C, D) contemplate nell'Eurocodice 8 (Faccioli et al., 2007). Sono state valutate anche forme diverse dalla (7), contenenti in particolare termini di: i) attenuazione anelastica con la distanza; ii) dipendenza quadratica dalla magnitudo; iii) saturazione di SRS al diminuire della distanza; iv) dipendenza lineare e non lineare dalla magnitudo del coefficiente  $a_3$  di attenuazione geometrica; v) dipendenza dei coefficienti di sito dalla magnitudo. Queste ipotesi alternative, non hanno in generale esibito significatività statistica, se non per intervalli ristretti entro il campo di periodi di interesse. D'altra parte la forma scelta ha il vantaggio di permettere un confronto immediato con la relazione teorica (3) derivata dal modello di Brune, commentata in precedenza, di importanza critica anche perché solo recentemente, e in via ancora preliminare, si sono rese disponibili negli Stati Uniti relazioni di attenuazione per  $SRS(T)$  fino a 10 s (PEER, 2007), peraltro ancora largamente basate su registrazioni analogiche e caratterizzate da distribuzioni non uniformi delle basi di dati di calibrazione. Per quanto riguarda le tecniche di regressione applicabili per stimare i coefficienti in (7), mentre i metodi ai minimi quadrati in due passi sono stati inizialmente preferiti per la loro semplicità, quelli basati sulla massimizzazione della funzione di verosimiglianza, applicati alla base dati descritta, conducono ad un minore scarto della predizione, con ricadute positive sulla valutazione probabilistica della pericolosità sismica. Per le elaborazioni conclusive, si sono pertanto effettuate le regressioni con il metodo di massima verosimiglianza in due passi, che fornisce tra tutti i metodi testati il minore scarto. I valori mediani dei coefficienti della (7) ottenuti con i diversi metodi non mostrano in generale differenze significative.

La Fig. 7 mostra gli  $SRS(T)$  predetti per  $\zeta = 5\%, 10\%, 20\%$  e  $30\%$ , nonché per diverse magnitudo e distanze. Gli spettri aumentano di un fattore circa 10 al crescere di un'unità di  $M_w$ , in accordo con le



leggi di scala. Gli spettri smorzati al 5% mostrano un primo tratto fortemente crescente, la cui pendenza tende a diminuire fino al raggiungimento di un periodo d'angolo compreso tra 3 s e 8 s. Oltre questo, le ordinate spettrali decrescono lentamente, tendendo in modo asintotico allo spostamento massimo del suolo, indipendentemente dal valore di  $\zeta$ . Gli  $SRS(T)$  in Fig. 7 si estendono fino a  $T = 20$  s, sebbene il filtraggio passa alto con  $T_c = 20$  s di circa il 40% dei dati potrebbe aver influenzato l'affidabilità delle ordinate spettrali per  $T > 15$  s (Akkar e Bommer, 2006).

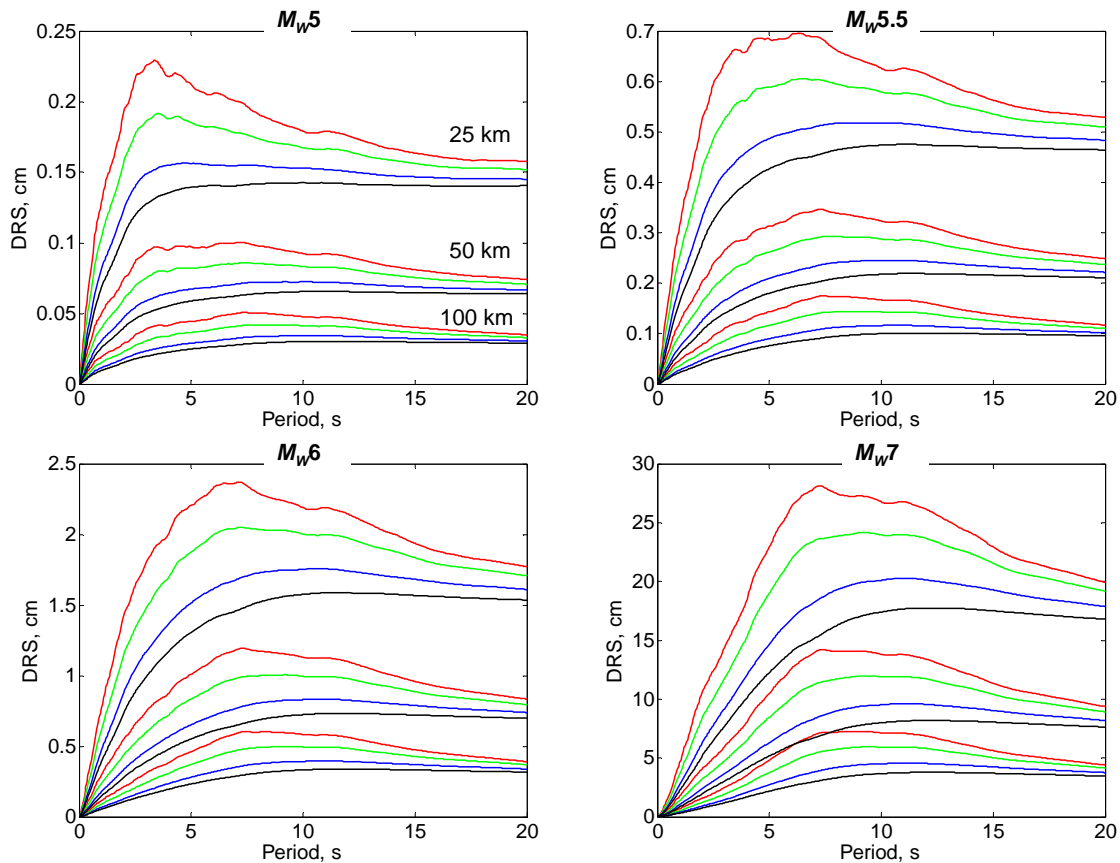


Figure 7 – Median  $DRS(T)$  on rock predicted by (7) for different damping ratios: 5% (red lines), 10% (green), 20% (blue), 30% (black). The spectra are depicted for  $M_w = 5, 5.5, 6, 7$  and focal distances  $R = 25, 50, 100$  km. The high-pass filter with  $f_c = 0.05$  Hz applied to about 40 % of the records may make  $DRS(T)$  ordinates less reliable beyond 15 s.

La relazione (2), e le (7) per le altre ordinate spettrali dedotte dalla base dei dati mondiali, risultano descrivere in modo soddisfacente l'andamento dei dati italiani, considerati nel loro insieme. La Fig. 1, già commentata, mostra la bontà dell'aggiustamento per i valori di  $D10$  nell'intervallo  $4 < M_w < 6$ , relativi a 161 registrazioni digitali di buona qualità selezionate tra accelerogrammi (83%) e velocigrammi (17%). È interessante osservare che per i terremoti italiani la (2) sembra garantire la sua validità anche per  $M_w < 5$ , limite inferiore della base dati mondiale (v. Fig. 8). Ciò non sorprende, se si considera che la dipendenza da magnitudo e distanza è molto vicina a quella prevista dal modello fisico di riferimento della (3). L'aggiustamento delle (7) al ridotto numero di SRS tratti da registrazioni digitali di terremoti italiani con  $M_w > 4.1$  è illustrato in Fig. 9, in cui è assunto suolo tipo B: si nota da parte delle relazioni di attenuazione la tendenza a una moderata sovrastima, pur rimanendo la differenza entro l'intervallo di uno scarto della predizione (ma anche qui si stanno applicando le (7) fuori dal campo di calibrazione).

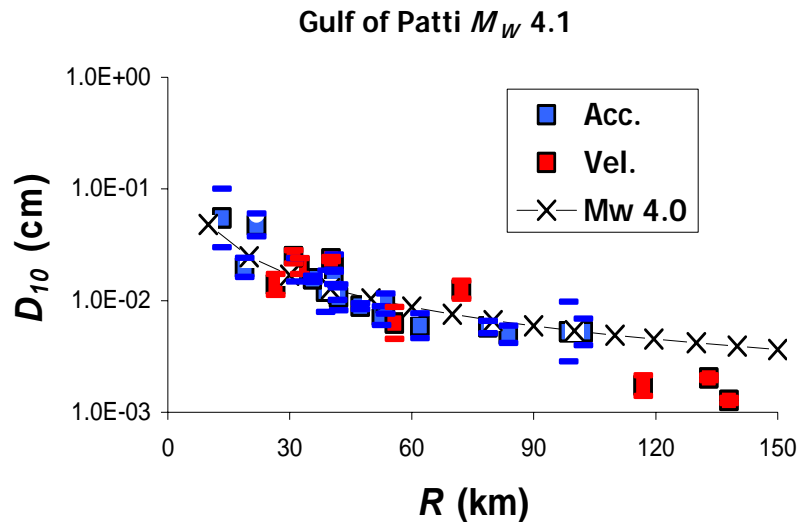


Figure 8 – Attenuation of  $D_{10}$  for an individual, well recorded Italian earthquake of low magnitude; “Acc.” values are from SM records, “Vel.” from BB records. Note the applicability of (2) below the range of calibration ( $5 < M_W < 7$ ).

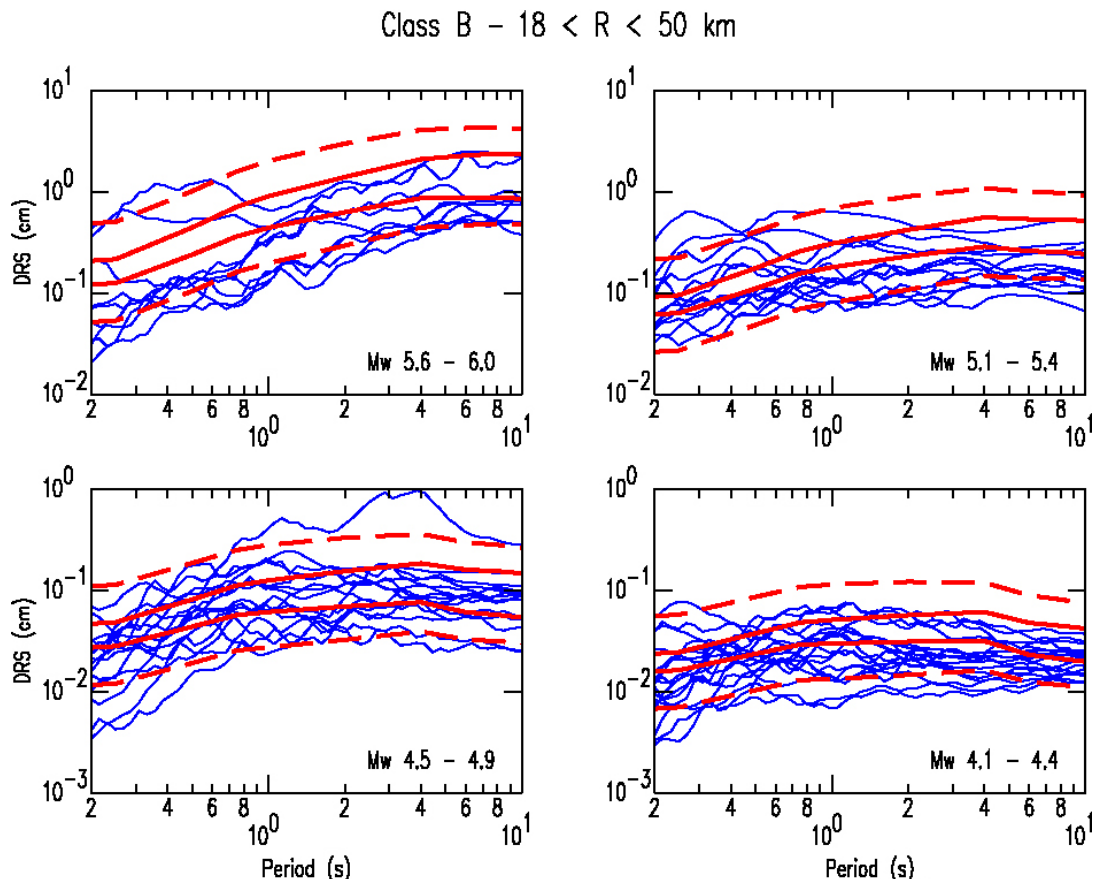


Figure 9 – DRS from digitally recorded Italian earthquakes (ground type B) in a well documented distance interval, shown by blue curves. DRS are scaled to a reference distance of 30 km and compared to the attenuation relations (7), see also Deliverable D2 (continuous red curves). The upper and lower dashed red curves represent + 1 and - 1 s.d. levels of the smaller and higher magnitude, respectively, of each interval. Observed DRS are mostly inside the expected dispersion band.

Per i terremoti dell’Etna, si è trovata – come anticipato nel Cap. 2 - una notevole differenza tra il comportamento di eventi vulcano-tettonici, per i quali rimangono valide le leggi di scala dello spettro di Brune, ed il comportamento di eventi a lungo-periodo che a parità di  $M_W$  e  $R$  superano le ampiezze del modello di Brune nell’intervallo 0.1-1 Hz. Si è constatato che per questa seconda categoria di



eventi la relazione (2) sottostima in modo significativo i valori di  $D_{10}$  per  $M_w > 4$ . Occorre ricordare che nell'ottobre 2002 terremoti con magnitudo  $4 < M_w < 5$  causarono danni fino al grado VIII EMS, inaspettato per queste magnitudo ma che risulta coerente con i valori relativamente elevati delle ordinate spettrali calcolate dagli accelerogrammi disponibili (Fig. 10). La correzione dianzi proposta nell'eq. (4), che sostituisce nella (2)  $M_w$  con  $M_w + m$ , garantisce una buona descrizione dell'andamento di  $D_{10}$  per questi eventi (Fig. 11).

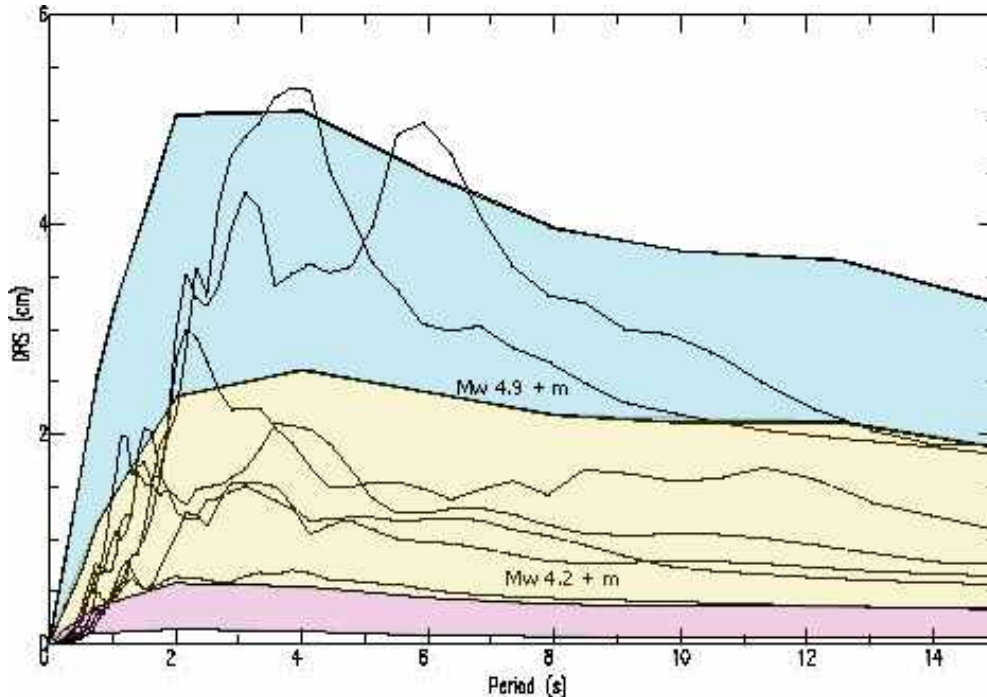


Figure 10 - Spectral displacements of Mt. Etna “Long Period” events of the October 2002 swarm, (see Deliverable D16). Observations largely exceed the expected range of empirical predictions, represented by the pink shaded band which corresponds to the  $4.2 < M_w < 4.9$  interval. If the expected range is computed by increasing  $M_w$  by  $m=0.7$  (yellow shaded band), the agreement becomes satisfactory. Note that the two largest curves, although exceeding the empirical estimate (attenuation relation), are inside the  $+1$  s. e. interval of the  $M_w = 4.9+m$  curve (blue shaded band).

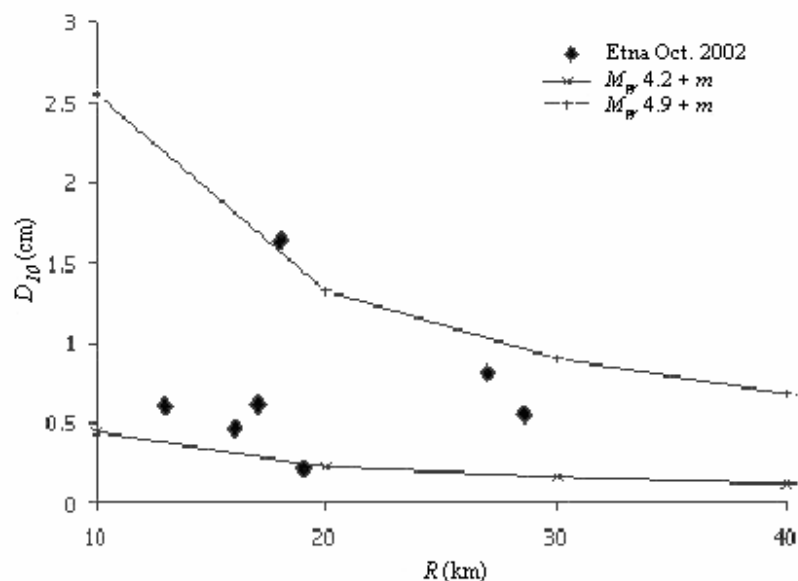


Figure 11 – Values of  $D_{10}$  of long-period events of Mt. Etna ( $4.2 < M_w < 4.9$ ). To fit observations, the theoretical curves were drawn by increasing  $M_w$  by the amount  $m = 0.7$  in (2).



Il valore ottimale  $m = 0.7$  risulta dalla condizione di miglior aggiustamento su 7 accelerogrammi (tutti quelli disponibili per  $M_W > 4$ ). Per gli eventi LP con  $M_W < 4$ , l'uso combinato del termine correttivo  $m$  e dell'attenuazione  $R^{-0.95}$  appare troppo severo, ma sono gli eventi con  $M_W > 4$  quelli di maggiore interesse per la pericolosità nell'area etnea. Per tenere conto di questi ultimi, alla sola ZS 936 (Etna) si è associata – nei calcoli di pericolosità – la correzione alla magnitudo testé discussa, v. la Fig. 3.

Relazionato con il modello di riferimento è anche il tema delle correlazioni a base semiempirica (incluso nel Task 4) volto a stimare, sulla base di osservazioni macrosismiche, l'attenuazione di parametri di spostamento del suolo con la distanza dalla sorgente, mediante il metodo della “funzione cinematica” KF (Pettenati e Sirovich 2003); si è qui mirato ad individuare relazioni di attenuazione dei valori “massimi” di  $D_{10}$ , che tenessero conto al meglio di tutte le possibili cinematiche di rottura nelle diverse zone sismogenetiche dell'Appennino meridionale e della Sicilia orientale, a partire dalle intensità osservate. Per sei terremoti storici di scenario è stata così ritrovata la sorgente mediante inversione delle mappe di intensità macrosismica. Avendo previamente stabilito, con taratura su dati californiani, una correlazione tra l'intensità (MM) e il parametro di spostamento a lungo periodo ( $d_{max}$ , assunto uguale a  $D_{10}$ ), sono state poi generate in termini di tale parametro, per i sei terremoti considerati, le rispettive mappe di scuotimento con tecnica Montecarlo-KF, poggiandosi su griglie regolari di punti. Dalle mappe in questione sono stati tratti i valori rappresentativi (84.1-percentili dalle simulazioni Montecarlo) di  $D_{10}$  illustrati in Fig. 12; le curve di attenuazione tarate su tali valori hanno l'espressione

$$\log D_{10} = -2.034 + 0.694 M - 0.929 \log R \quad (8)$$

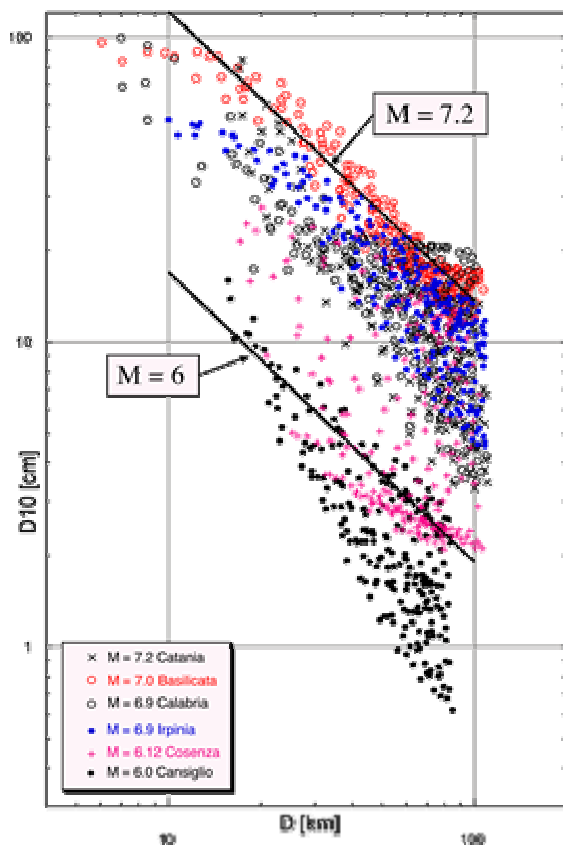


Figure 12 – Attenuation of  $D_{10}$  values (at 84.1-percentile level) from scenarios of the 6 indicated historical events, generated with the KF method. Solid curves show predictions provided by (8)

applicabile per distanze non superiori a circa 80 km e nell'intervallo di magnitudo tra 6.0 e 7.2. E' buona la corrispondenza con la (2) e (3) per quanto riguarda il decadimento con la distanza, mentre appare più debole, seppur ancora accettabile (tenendo conto del limitato intervallo di taratura), il confronto sulla dipendenza dalla magnitudo. Si può quindi considerare che le distribuzioni spaziali dell'intensità dai terremoti storici, interpretate attraverso l'inversione con la funzione KF, forniscano un ragionevole supporto alle relazioni di attenuazione ricavate dalla base di dati SM mondiale e italiana.

Una limitazione delle relazioni del tipo (7), che contengono variabili logiche per quantificare l'amplificazione locale, risiede nel fatto che quest'ultima non viene a dipendere in forma continua dalle proprietà del suolo, con conseguente brusca variazione dei fattori amplificativi (rispetto al moto su roccia) nel passaggio a diverse categorie di suolo. Essendo la deformabilità dinamica dei suoli rappresentata nelle principali normative mediante il parametro  $V_{S30}$ , in alternativa alla (7), si è pertanto esplicitata la dipendenza dell'amplificazione locale direttamente da tale parametro. Seguendo Boore *et al.* (1997), per rappresentare



l'amplificazione dell'ordinata spettrale rispetto a siti rigidi si è così adottata la forma alternativa alla (7):

$$\log SRS(T) = a_1 + a_2 M + a_3 \log R + b_V \log \frac{V_{S30}}{V_a} + \varepsilon \quad (9)$$

dove i parametri  $b_V$  (negativo dalle regressioni) e  $V_a$  vengono stimati a partire dai residui della (7) rispetto al moto predetto su roccia.  $V_a$  ha il significato di una velocità di propagazione delle onde S su suolo rigido di riferimento, ed è funzione di  $T$ .  $b_V$ , parimenti funzione di  $T$ , secondo la teoria dovrebbe tendere in valore assoluto a 0.5 a lungo periodo in quanto  $(V_a/V_{S30})^{0.5}$  è l'amplificazione di sito prevista in caso di variazione graduale di  $V_S$  con la profondità), mentre dovrebbe valere circa 1 per risposta in risonanza dei depositi superficiali (trascurando il contrasto di densità). Le proprietà asintotiche di  $b_V$  sono confermate nei risultati ottenuti e il coefficiente  $V_a$ , se non vincolato, vale in media circa 550 m/s a lungo periodo. In Fig. 13 si illustrano gli andamenti dei fattori amplificativi di suolo ottenuti per vie diverse: in particolare sono confrontati in figura gli intervalli di confidenza ( $\alpha = 5\%$ ) dei coefficienti di sito della (7) con i limiti di  $f(V_{S30})$  per le classi B, C, e D della (9). I fattori di amplificazione valutati con i due approcci descritti (variabili logiche e funzione di  $V_{S30}$ ) sono sovrapposti ai rapporti  $H/V$  degli spettri elastici di risposta smorzati al 5%, introdotti come stima dei periodi dominanti ( Zhao *et al.*, 2005). Si noti la coerenza complessiva tra i diversi approcci illustrati.

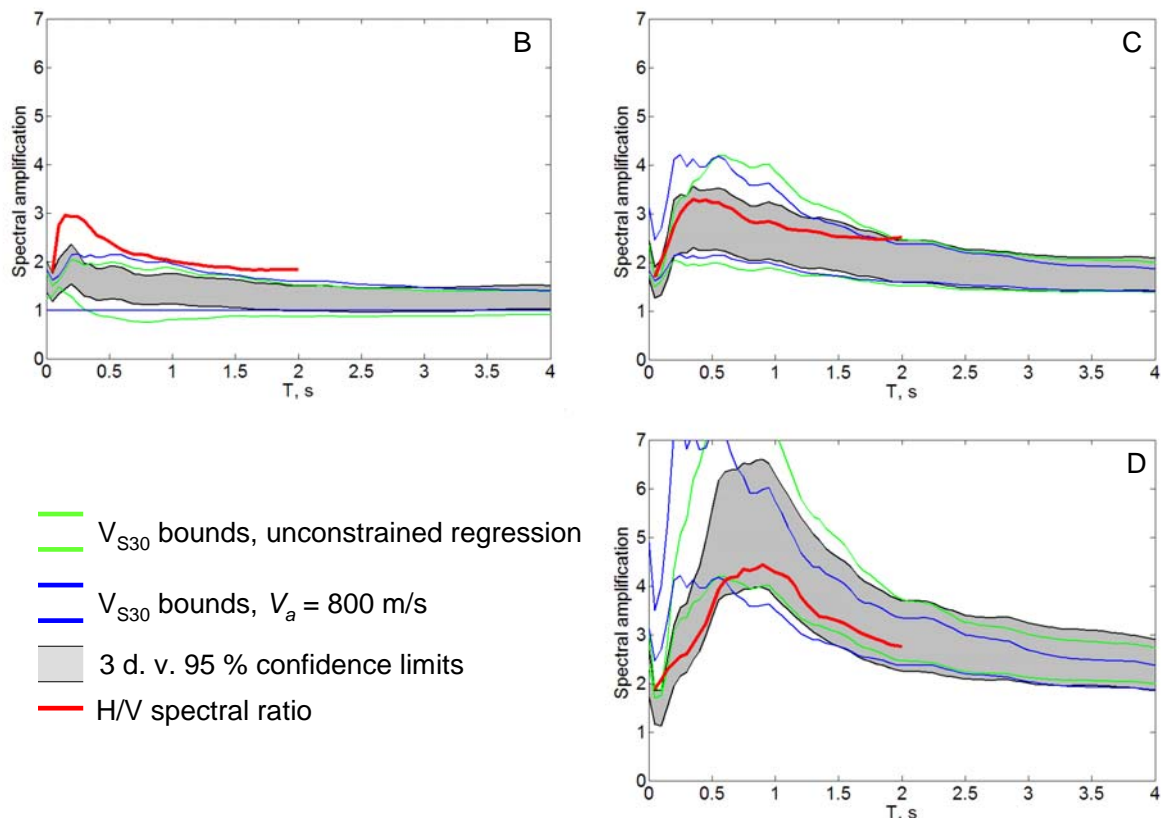


Figure 13 - Spectral amplification for ground types B, C and D, depicted in three different ways: i) as a continuous function of  $V_{S30}$  (green and blue bounds), as predicted through (9); ii) through 3 site dummy variables [shaded bands, 95% confidence limits of median values of  $a_B$ ,  $a_C$  and  $a_D$  in (7)]; iii) through the average  $H/V$  response spectral ratio of observed data.





### 3.2 Perfezionamento e integrazione del modello di riferimento per l'azione sismica in spostamento (Task 1 e 6)

#### 3.2.1 Spettri di progetto di spostamento parametrizzati a fini di normativa sismica

Tra i principali risultati, il progetto è pervenuto a formulare, oltre alle mappe della pericolosità del territorio nazionale in termini di spostamento spettrale (v. Fig. 3), gli SRS a PU su suolo rigido per tutti i comuni italiani, come descritto più oltre nel par. 3.7. Inoltre, conformemente al mandato ricevuto, il progetto propone un modello spettrale di azione sismica in spostamento adatto all'inserimento in una normativa tecnica. L'analisi statistica delle forme degli spettri probabilistici a probabilità uniforme (PU, v. par. 3.7), ha indicato chiaramente che la forma più semplice con cui approssimare uno spettro di progetto in spostamento è quella bilineare (Fig. 14), definita dalle espressioni:

$$0 < T \leq T_D \quad SRS(T) = \frac{D_{10} \cdot F(T; V_{S30}) \eta}{T_D} T \quad (10)$$

$$T > T_D \quad SRS(T) = D_{10} \cdot F(T; V_{S30}) \eta \quad (11)$$

Entrano in tale definizione l'ordinata spettrale,  $D_{10}$ , rappresentativa del ramo costante a lungo periodo dello SRS, già introdotta sopra, e il *periodo d'angolo*  $T_D$ , calcolato – su suolo tipo A – come

$$T_D = \frac{2\pi D_{10}}{\max_T PSV} \quad (12)$$

dove il denominatore denota il massimo dello spettro di pseudo-velocità, ricavato dallo SRS a PU al sito tramite la relazione pseudospettrale  $PSV = (2\pi/T)SRS$ . Il termine  $F(T; V_{S30})$  che compare nelle (10)-(11) è il fattore di amplificazione spettrale definito nel seguente par. 3.2.2, che per siti rigidi (classe A) è pari a 1. La mappa con la distribuzione di  $D_{10}$  è già stata presentata in Fig. 3, mentre quella per  $T_D$ , sempre su suolo A per il periodo di ritorno 475 anni, è riportata nella Fig. 15.

I valori di  $D_{10}$  e  $T_D$  su suolo tipo A per ciascun comune sono forniti nel Deliverable D23.

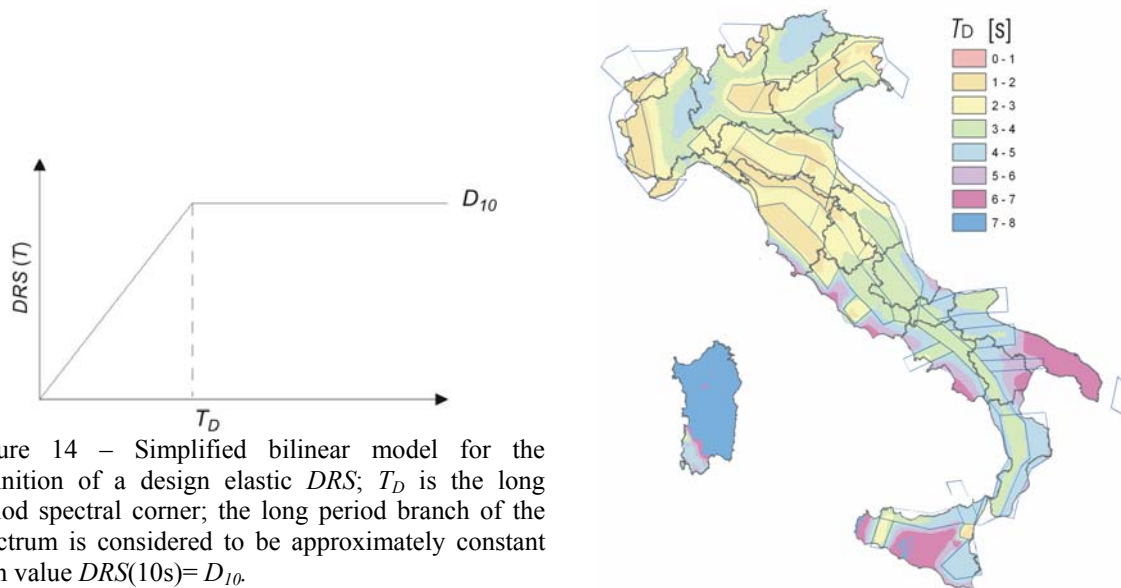


Figure 14 – Simplified bilinear model for the definition of a design elastic  $DRS$ ;  $T_D$  is the long period spectral corner; the long period branch of the spectrum is considered to be approximately constant with value  $DRS(10s) = D_{10}$ .

Figure 15 – Map of  $T_D$  for 475 yr return period on ground A.



Nel modello spettrale (10)-(11) il fattore  $\eta$  di riduzione dello smorzamento è definito dall'espressione:

$$\begin{cases} \eta_0 = \frac{SRS(\zeta)}{SRS(5\%)} = \sqrt{\frac{10}{5+\zeta}} & T_B \leq T \leq 7s \\ \eta = \frac{1}{18} [(1-\eta_0)T + 25\eta_0 - 7] & 7s \leq T \leq 25s \end{cases} \quad (13)$$

la cui derivazione è spiegata nel par. 3.8.

Lo spettro bilineare (10) e (11) con la (12) definisce, a meno del fattore  $\eta$ , l'azione sismica per l'approccio di progetto agli spostamenti: in quanto tale, la (10) non va adottata a ritroso per calcolare l'azione sismica in termini di accelerazione, ed in generale non fornisce ordinate spettrali in accordo con quelle definite nelle Norme Tecniche per le Costruzioni (Ministero delle Infrastrutture e dei Trasporti, 2005).

L'apparente discrepanza è spiegabile se si considera che gli spettri ottenuti in S5 sono stati calibrati su una base di dati molto diversa, enormemente più ricca ed aggiornata, rispetto a quella usata per gli spettri elastici in accelerazione delle Norme Tecniche.

Una rappresentazione alternativa (sempre per suolo di classe A), scritta in termini di spettro di accelerazione  $S_e$ , che ha il pregio di raccordare i valori dell'azione sismica a corto periodo prescritti dalle Norme Tecniche con quelli ottenuti a lungo periodo in questo progetto è la seguente:

$$\begin{aligned} T < T_C & \quad \text{come da Norme tecniche} \\ T_C < T < T_D & \quad S_e(T) = a_g \cdot \eta \cdot 2.5 \left( \frac{T_c}{T} \right)^\alpha \end{aligned} \quad (14)$$

$$\text{dove: } \alpha = \frac{\log \frac{4\pi^2 D_{10}}{a_g 2.5 \cdot T_D^2}}{\log(T_c / T_D)} \quad (15)$$

$$T > T_D \quad S_e(T) = D_{10} \cdot \eta \cdot \frac{4\pi}{T^2} \quad (16)$$

Dalle (14)-(16) i valori delle ordinate dello SRS si ottengono moltiplicando per  $(T^2/4\pi^2)$ . I valori del coefficiente  $\alpha$  riscontrati sul territorio italiano applicando la (14) variano tipicamente tra 1.0 e 1.3, a testimonianza del fatto che gli spettri delle norme vigenti, per i quali  $\alpha=1$ , tendono a sottostimare il decadimento delle ordinate spettrali per periodi superiori a  $T_C$ , ovvero a fornire una rappresentazione cautelativa di quelle osservate.

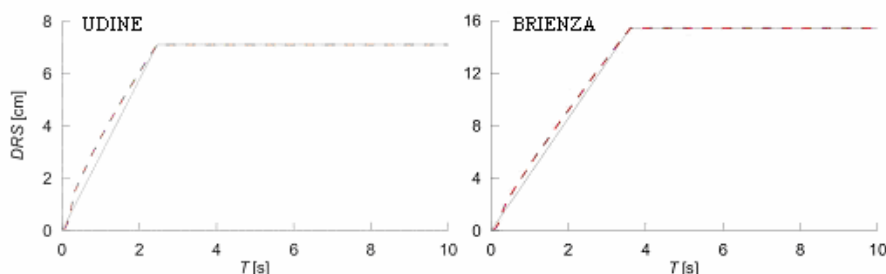


Figure 16 - Comparison of alternative design DRS representations, obtained using (10)-(11) (continuous curves) and (14)-(16) (red dashed curves) for two locations, Udine and Brienza.

Il confronto tra lo spettro di spostamento definito dalle (10) e (11) con quello definito dalle (14)-(16) è riportato in Fig. 16, a titolo di esempio, per due località rappresentative. Come si vede, le due



rappresentazioni forniscono spettri molto simili, circostanza che si verifica ovunque.

### 3.2.2 Fattori di amplificazione per classi di suolo B, C e D

Per ricondurre le caratteristiche dell'amplificazione spettrale osservata sui diversi suoli (Fig. 13) a una forma che ne agevoli l'applicazione, si è parametrizzata nella forma seguente la rappresentazione del fattore moltiplicativo  $F(T; V_{S30})$  delle (10)-(11) che permette di passare dallo spettro di riferimento su suolo A a quello su suoli B, C, D ed E, e che nella (9) compare come  $b_V \log(V_{S30}/V_a)$ :

$$T = 0: \quad F(T; V_{S30}) = F_0 = \begin{cases} 1.75 - 0.75 \frac{V_{S30} - 360}{800 - 360}, & \text{suolo B} \\ 1.75 - 0.5 \frac{V_{S30} - 180}{360 - 180}, & \text{suolo C, E} \\ 1.75 - 0.5 \frac{V_{S30} - 100}{180 - 100}, & \text{suolo D} \end{cases} \quad (17)$$

$$0 < T \leq T_1: \quad F(T; V_{S30}) = \left( \frac{F_p - F_0}{T_1} \right) T + F_0 \quad (18)$$

$$T_1 < T \leq T_2 \quad F(T; V_{S30}) = F_p = \left( \frac{800}{V_{S30}} \right)^{0.8} \quad (19)$$

$$T_2 < T \leq T_3: \quad F(T; V_{S30}) = F_p - \left( \frac{F_p - F_{LP}}{T_3 - T_2} \right) (T - T_2) \quad (20)$$

$$T_3 < T: \quad F(T; V_{S30}) = F_{LP} = \left( \frac{800}{V_{S30}} \right)^{0.375} \quad (21)$$

dove  $V_{S30}$  è in m/s.

Le fasce di variazione di  $F(T; V_{S30})$  dettate dai valori limite di  $V_{S30}$  per i diversi suoli appaiono in Fig. 17, insieme ai periodi di "controllo"  $T_1, T_2, T_3$  degli involucri, riportati in Tab. II.

L'uso delle due rappresentazioni (10)-(11) e (14)-(16) dello SRS, moltiplicate per i fattori di sito dati rispettivamente dalle (17)-(21) e dalle Norme Tecniche (i fattori  $S$  indipendenti da  $T$ ) conduce ai risultati esemplificati in dettaglio nel Deliverable D2 (Fig. 5.7, a cui si rimanda), che mostra i confronti per tre località a diverso livello di sismicità ( $D_{10}$ ) e valore di  $T_D$ . Mentre il fattore di suolo  $S$  delle norme appare compatibile con la base di dati mondiale per suoli di tipo B, esso sottostima la risposta di sito per i suoli D, per i quali occorrerebbe  $S=1.9$  circa. La classe C si colloca in una situazione intermedia, vicina al limite inferiore con  $V_{S30} = 360$  m/s; un incremento di  $S$  fino al valore 1.5 circa porterebbe così a una stima più congruente l'amplificazione per questa classe di suoli.

Table II -Parameters of soil amplification factors of eqs. (17)-(21).

Ground type	$T_1$ (s)	$T_2$ (s)	$T_3$ (s)
B	0.3	0.7	3
C, E	0.3	0.7	3
D	0.3	$1.2 - 0.5 (V_{S30}-100)/(180-100)$	3

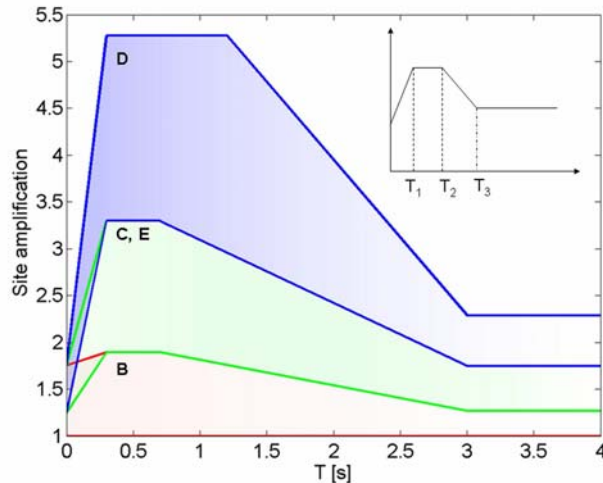


Figure 17 - Envelopes of spectral amplification factor  $F(T; V_{S30})$  for ground type B (red shaded band), C-E (green shaded band), and D (light blue band).

### 3.2.3 Spettri di risposta per l'azione verticale

Al fine di includere nel modello spettrale di riferimento anche la componente verticale, si mostrano in Fig. 18 i rapporti tra gli spettri mediani delle componenti verticali rispetto a quelli orizzontali, per ciascuna delle classi di magnitudo e per distanza ipocentrale sino a 100 km. Sullo stesso grafico sono inoltre riportati: il corrispondente rapporto tra gli spettri di normativa relativi alle componenti verticale ( $S_{ve}$ ) ed orizzontale ( $S_e$ ), avendo considerato sia suolo tipo A, che suoli di tipo B-C (preponderanti nella base dati mondiale) e la proposta di stima semplificata del rapporto  $V/H$  che consente di ottenere un migliore adattamento con i rapporti  $V/H$  osservati, almeno nell'ambito di ipotesi semplici, compatibili con gli spettri elastici di normativa.

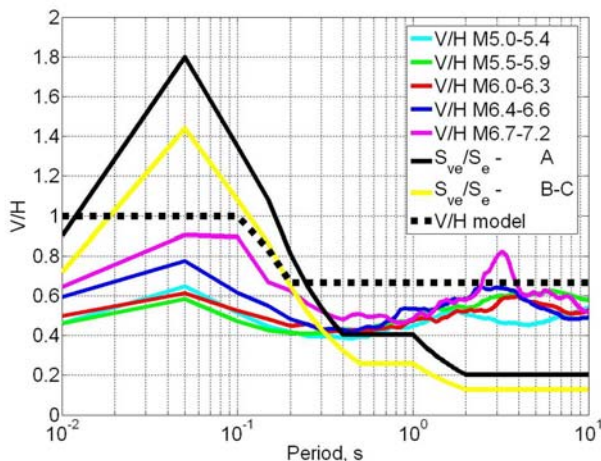


Figure 18 - Vertical/horizontal ( $V/H$ ) ratios of median response spectra for each of the indicated  $M_w$  magnitude ranges between 5.0 and 7.2. The dotted line shows the ratio for the proposed model.

anche in spostamento):

$$\begin{aligned}
 0 \leq T \leq 0.10 \text{ s} & \quad S_{ve} = S_e \\
 0.10 \text{ s} < T \leq 0.2 \text{ s} & \quad S_{ve} = \left( \frac{4}{3} - \frac{10}{3} T \right) S_e \\
 T > 0.2 \text{ s} & \quad S_{ve} = \frac{2}{3} S_e.
 \end{aligned} \tag{22}$$

Poiché i rapporti  $V/H$  indicano un'influenza moderata dal tipo di suolo, per non complicare il modello di riferimento, si è mantenuta la (22) indipendente dalle condizioni di sito, risultando in genere cautelativa per qualunque tipo di suolo.

A fini di validazione, si sono confrontati i rapporti  $V/H$  ottenuti dalla base di dati del progetto con le



stime fornite da diverse relazioni di attenuazione (Fig. 19), nell'ipotesi  $M$  6.15 e  $R$  15 km. Il rapporto  $V/H$  osservato dai nostri dati per  $M$  6.0-6.3 e distanza 10-30 km, è in buon accordo sia con la relazione di Ambraseys e Douglas (2003) che con quella di Sabetta e Pugliese (1996). La stima di Ambraseys e Simpson (1996) eccede la fascia nell'intervallo di periodi 0.03-0.2 s. Le cause di queste differenze sono riconducibili alla composizione delle basi dati di taratura delle relazioni, e dalla differenza di numerosità del campione (notevolmente inferiore rispetto al nostro caso).

La Fig. 20, a ulteriore validazione dei valori ottenuti, mostra che le curve mediane  $V/H$  ricavate dalle registrazioni del terremoto di Parkfield del 28/09/2004 ( $M$ 6.0), non incluse nella presente base di dati, sono in ottimo accordo con le curve mediane ricavate dall'intera base in questione.

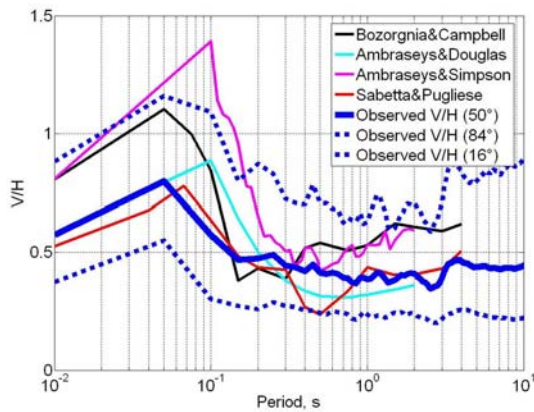


Figure 19 - Observed median  $V/H$  ratios from present data for  $M$  6.0-6.3 and  $R$  10-30 km vs. those yielded by published attenuation relations.

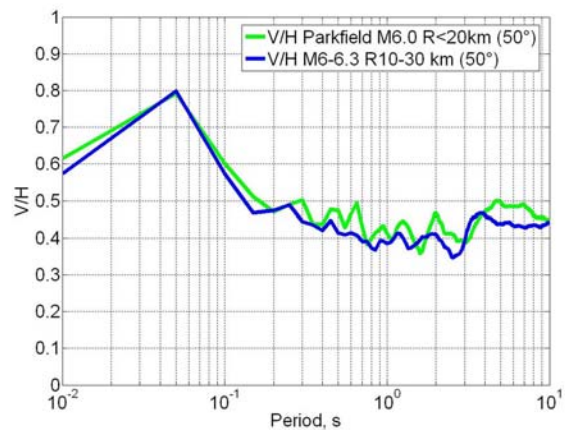


Figure 20 - Median  $V/H$  ratios from present data set compared with those from the Parkfield earthquake of 28/09/2004, not included in calibration dataset.

### 3.3 Effetti del meccanismo di faglia e di campo vicino sullo SRS (Task 3)

Soggiacente al modello di *SRS* di riferimento iniziale (FPR04) è l'assunzione di una forma d'onda dello spostamento semplice, simile ad un impulso; nel Task 3 si è perciò studiata la stabilità e la variazione di questa assunzione a distanza piccola dalla faglia (qualche lunghezza di faglia), dove diversi fenomeni di sorgente, come la direttività, il campo vicino (spostamento statico) o il meccanismo focale, sono molto influenti. Allo scopo, è stato realizzato uno studio parametrico sintetico utilizzando un codice di calcolo (COMPSYN) in campo completo e sorgente estesa (Spudich e Xu 2002), che usa un mezzo di propagazione tabulare ed una descrizione cinematica della sorgente sismica, fornendo in uscita le tre componenti di spostamento su un insieme di ricevitori.

In FPR04, lo *SRS* di riferimento è adimensionale, ovvero il periodo è normalizzato rispetto alla durata dell'impulso ( $t_0$ ) e lo spostamento rispetto allo spostamento massimo ( $d_{max}$ ), per cui questi due parametri sono stati misurati su ciascun segnale di spostamento simulato. Come anticipato nel par. 2.2.2, per studiare la dipendenza di  $d_{max}$  e  $t_0$  in funzione della direttività e del meccanismo focale, si è scelta come variabile l'angolo di vista  $\theta$ , inteso come l'angolo nel piano orizzontale fra l'azimut della faglia ed il vettore sorgente-ricevitore. La definizione di  $\theta$  implica la determinazione di un punto di riferimento rappresentativo della faglia, necessario anche per la misura della distanza  $r_c$  (che entra nell'equazione predittiva dello spostamento massimo). Il punto di riferimento scelto corrisponde al centro della faglia, associato ad una minor dispersione di  $d_{max}$ .

Definita la quantità  $LDN = \log(D_{10}) + \log(r_c)$ , se ne è studiata la dipendenza da  $\theta$ , in funzione dei principali parametri di faglia. È emersa una chiara dipendenza di  $LDN$  dall'angolo di vista, pur con dispersione importante, che deriva sia dalla direttività della sorgente sismica che dal meccanismo di faglia.



Nella Fig. 21 si mostrano le variazioni di  $LDN$  sulla componente verticale per un meccanismo di faglia trascorrente: ogni grafico corrisponde ad una combinazione particolare di velocità di rottura ( $v_r$ ) e posizione della nucleazione ( $\xi$ ): per  $\xi=0$ , la nucleazione è unilaterale verso N (prima colonna nella figura), mentre per  $\xi=1$ , la rottura è puramente bilaterale. La colonna centrale corrisponde a  $\xi=0.5$ . Le  $v_r$  simulate sono pari a 0.6, 0.7, 0.8 e 0.9 volte il valore di velocità  $\beta$  di propagazione delle onde S nel semispazio. L'ultima riga della figura corrisponde alla velocità più bassa e la riga in alto alla velocità più alta. Ogni piccolo cerchio rappresenta un segnale temporale. Il caso più simmetrico corrisponde ad una rottura bilaterale con una velocità lenta (grafico in basso a destra). Il comportamento di  $LDN$  sembra controllato solo dal logaritmo della funzione  $\sin(2\theta)$ . L'ampiezza massima dei quattro lobi è identica. Al contrario, l'effetto della direttività si osserva nel caso di una rapida velocità di rottura unilaterale (grafico in alto a sinistra). Un'altra osservazione è la variazione del valore medio per ciascun grafico.

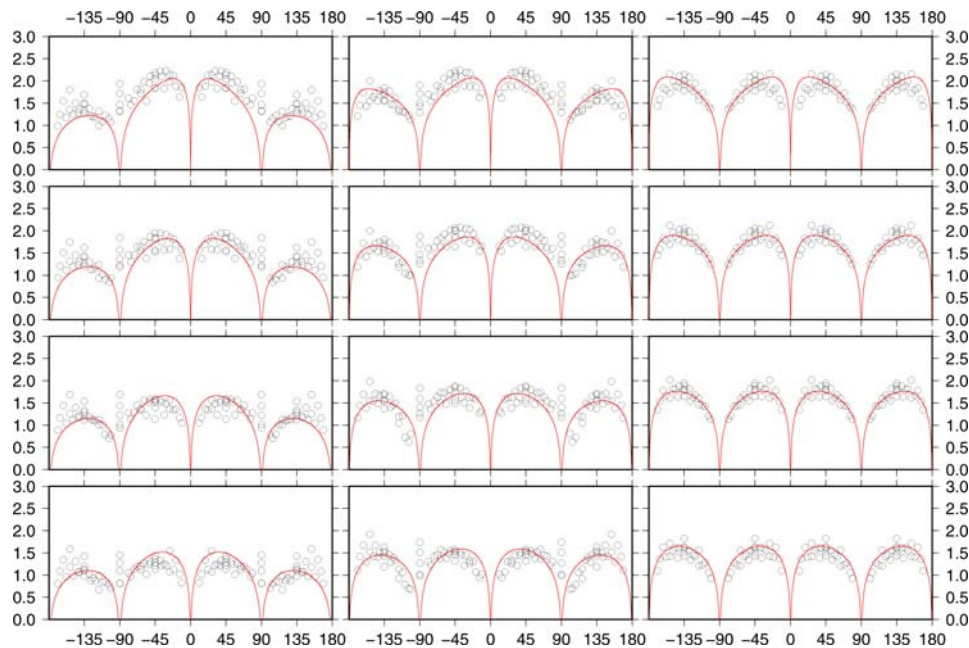


Figure 21 - Variation of  $LDN$  (log of normalised  $D_{10}$ ) vs. the angle of view  $\theta$ , for strike slip fault mechanism, vertical displacement component. Each panel corresponds to a specific type of fault rupture. The red curves correspond to eq. (5) with radiation pattern =  $\sin 2\theta$

La curva rossa nella Fig.21 corrisponde alle relazioni predittive (5) e (6): in queste, il parametro  $a$  e la funzione  $f_r$  sono rappresentati nella Tabella III in funzione del meccanismo di faglia e della componente. La seconda colonna mostra lo scarto quadratico,  $\sigma_{LDN}$ , rispetto al caso in cui si considera solo il primo termine (di FPR04). La formulazione proposta mostra un netto miglioramento soprattutto per le componenti verticali.

Come illustrazione delle verifiche dei risultati proposti con dati da casi reali, si sono controllati gli andamenti spaziali del termine  $LDN$  sulle registrazioni della rete sismica accelerometrica giapponese K-net, per il caso del terremoto di Tottori del 6.10.2000,  $M_w$  6.7, con meccanismo focale noto di tipo trascorrente. La rottura è stata prevalentemente bilaterale ( $\xi = 1$ ) con una velocità media lungo l'azimut di faglia di  $2.6 \text{ km.s}^{-1}$ . Il risultato è mostrato nella Fig. 22, dove ciascun simbolo colorato rappresenta una stazione. Nessun trattamento è stato eseguito, tranne la rimozione della media sull'accelerogramma registrato. La distanza alle stazioni è stata calcolata a partire dalla posizione del terremoto fornita dal CMT (posizione del meccanismo focale sulle figure). La scala di colore è relativa, cioè il blu corrisponde al valore minimo di  $LDN$  e il rosso al valore massimo. Il bianco è scelto arbitrariamente in maniera tale che il 20% delle stazioni sia compreso fra il blu e il bianco. Il



risultato è conforme a quello predetto, dove ci si aspetta un'influenza del meccanismo focale in  $\cos(2\theta)$ . Maggiori dettagli, e ulteriori confronti con registrazioni reali (incluse nella base di dati) sono forniti nel Deliverable D13.

Table III - Values of numerical coefficient  $a$  and of s.d. of prediction,  $\sigma_{\log d_{max}}$  of (3) and  $\sigma_{\log(D_{10rc})}$  of (5)

Fault mechanism, displacement component	Only 1 <sup>st</sup> term at rhs of (5) [as in (3), Faccioli et al. 2004]		Eq. (5) in full, including focal mechanism and directivity terms		
	$a$	$\sigma$	$a$	$f_r$	$\sigma$
Strike slip, Z	-0.6769	0.33	-0.7271	$\sin(2\theta)$	0.20
Strike slip, H	-0.0505	0.25	0.0527	$\cos(2\theta)$	0.20
Dip slip, Z	-0.2640	0.33	-0.1734	$\sin(\theta)$	0.20
Dip slip H	-0.1908	0.27	-0.1003	$\sin(\theta)$	0.20

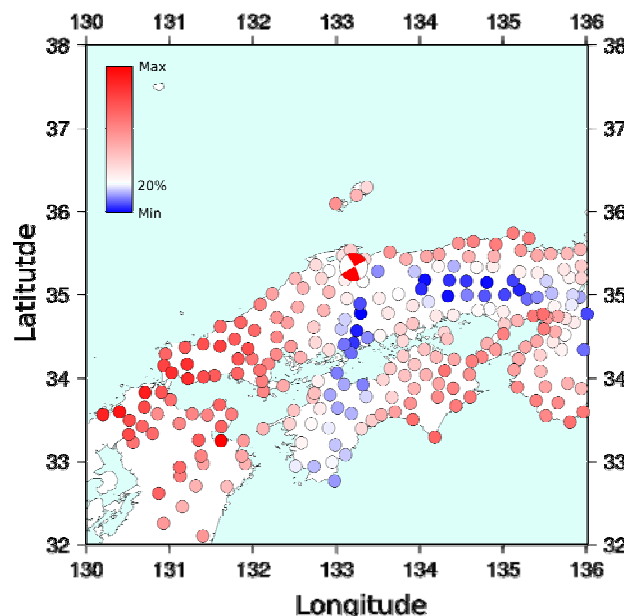


Figure 22 - Strike-slip,  $M_w$  6.7, Tottori (Japan) earthquake of June 2000: distribution of  $\log(D_{10}R)$  values from records of K-net accelerometer network, many of which are included in the calibration database of the new attenuation relations developed in this project. Note correspondence with  $\cos(2\theta)$  radiation pattern.

### 3.4 Modifiche agli SRS su grandi bacini sedimentari (Task 5a), e per effetti di bordo in valli e bacini di minori dimensioni (Task 5b).

#### 3.4.1 Grandi bacini sedimentari (Deliverable D18)

Considerata la mancanza di dati osservati per terremoti medio-forti, la Pianura Padana (PP) e quella Veneto-Friulana (PV) rappresentano le zone prescelte per lo studio. Questo, come anticipato nel par. 2.2.3, si è posto come obiettivi principali: a) definire lo scuotimento in termini di spostamento spettrale atteso in presenza di propagazione di onde di superficie entro un bacino sedimentario profondo per distanze  $50 < R < 200$  km attraverso modellazioni del moto del suolo in strutture geologiche 1D e 3D, b) evidenziare possibili anomalie nelle forme dello SRS soprattutto per periodi da 1 a 10 s e suggerire eventuali correzioni da apportare nelle forme spettrali stimate attraverso le relazioni di attenuazione.

La prima fase del progetto ha mirato soprattutto alla messa a punto delle proprietà fisiche dei modelli cristallini (velocità sismiche, attenuazione, stratificazione) e delle sorgenti sismiche da adottare nelle



simulazioni, confrontandosi anche con realtà diverse da quella italiana. La Fig. 23 illustra i profili di velocità delle onde S usati nelle modellazioni 1D per PP, PV ed un modello di riferimento ROCK; essa mostra, a destra, anche il confronto tra il profilo 1D di PP e i profili ricavati da letteratura per altri bacini sedimentari profondi, che evidenziano notevoli somiglianze specialmente se si trascurano i dettagli nella parte più superficiale.

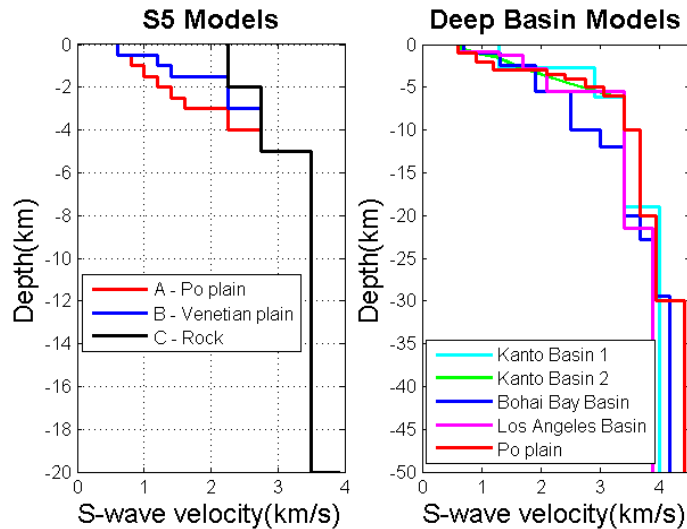


Figure 23 – *Left*:  $V_s$  profile for 1D simulations. Model A has been used for the Garda-Veronese and Garfagnana events, models B and C for “Veneto” and “ROCK” respectively. *Right*: observed  $V_s$  profiles for some deep sedimentary basins.

Poiché le modellazioni riguardano distanze ipocentrali da 50 a 200 km, e propagazione in bacino sedimentario, uno dei parametri di ingresso più importanti è rappresentato dal fattore di qualità  $Q$ , per il quale i valori (di  $Q_s$ ) assunti variano da 20 in superficie a 100 alla base dei sedimenti. Alcune altre caratteristiche essenziali del modello 3D sono già state anticipate nel par. 2.2.3.

I risultati dei calcoli sono stati validati usando le stazioni della rete giapponese Kik-NET situate in bacini profondi (Kanto e Osaka). I sismogrammi sintetici sono stati calcolati con il metodo di integrazione dei numeri d’onda, per le simulazioni 1D, e il metodo di Fourier a griglie sfalsate, per le simulazioni 3D (Klin et al. 2004). Per le simulazioni 1D sono stati creati 4 diversi scenari per terremoti di magnitudo momento  $M_w$  6.6, più uno scenario supplementare per il modello di riferimento ROCK, con  $V_s$  minima in superficie pari a 2.25 km/s, da utilizzarsi come raffronto con gli altri modelli caratterizzati da coperture sedimentarie di un certo spessore e  $V_s$  minima = 0.6 km/s. Per tutte le simulazioni, 1D e 3D, è stata considerata una sorgente estesa con una caduta di sforzo media  $\Delta\sigma = 30$  bar.

I risultati 1D hanno fornito utili indicazioni sui periodi propri dei bacini sedimentari profondi e sull’influenza delle strutture sedimentarie sulla forma degli SRS: in particolare, sono state rilevate amplificazioni di circa 2 in SRS rispetto al corrispettivo su roccia per  $T > 7-8$  s in PV, che diventano più marcate soprattutto a distanze minori di 75 km (fattore 4). È importante sottolineare che, per gli scenari con sorgenti ubicate in PP che hanno interessato modelli con spessore della coltre sedimentaria maggiore, i periodi di amplificazione di SRS rispetto al corrispettivo su roccia ricadono in una banda  $T > 10$  s. L’approssimazione 1D utilizzata può comunque portare ad una sovrastima di questi effetti.

Come già detto, la simulazione 3D è costituita da uno scenario di terremoto con  $M_w$  6.6 nella zona Garda-Veronese (evento del 1117); non sono state considerate distanze ipocentrali inferiori a 50 km, stimandosi necessaria una distanza minima di 10 lunghezze d’onda per osservare il fenomeno di amplificazione dovuto alle onde di superficie. Maggiori dettagli sulle simulazioni 1D e 3D sono contenuti nel Deliverable D18. I risultati salienti della simulazione 3D (e 1D) sono già stati presentati nella Fig. 2 e commentati nel cap. precedente, sottolineando il confortevole risultato che gli SRS a





pericolosità uniforme si mostrano in generale cautelativi fino a valori di 5- 10s.

In Figura 24 si riproduce l'attenuazione dell'ordinata spettrale  $D_{10}$ , calcolata dalle analisi 3D e da spettri a probabilità uniforme. Si osserva in generale una buona correlazione tra i diversi valori di  $D_{10}$ . Queste analisi confermano quindi l'importante conclusione che gli SRS a PU sui sedimenti profondi della PP e PV (per suolo B in questo caso) non sembrano rendere necessario introdurre fattori correttivi per gli effetti di propagazione di onde di superficie a periodi < 10 s.

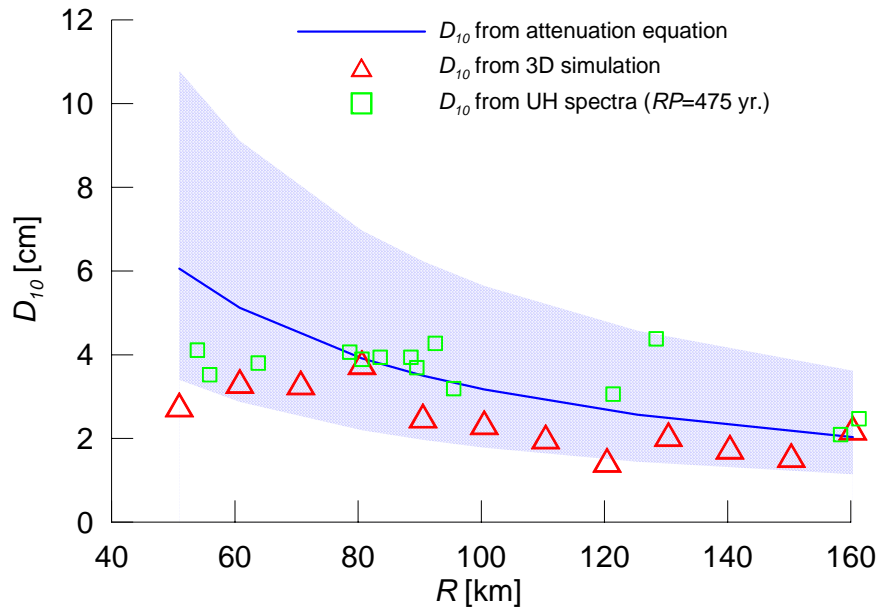


Figure 24 –  $D_{10}$  attenuation vs. distance from 3D simulation (red triangles), for a Veronese – Garda  $M_w$  6.6 event, compared with  $D_{10}$  attenuation from UH spectra (green squares), for PP and PV, with B soil conditions. Median  $\pm$  s. e. values from proposed attenuation relationship are also displayed for  $M_w$  6.6 and B soil conditions.

### 3.4.2 Analisi numeriche parametriche su valli e bacini con sezioni chiuse (Deliverable D19)

Per identificare come la presenza di valli e bacini alteri forma e ampiezza degli SRS, in particolare ai lunghi periodi, si è adottato il cosiddetto *Domain Reduction Method*, o DRM (Bielak et al. 2003, Faccioli et al., 2005), che combina la simulazione della sorgente, svolta con metodi analitici (Hisada, 2003), e quella della propagazione nella valle, realizzata con analisi numeriche 2D ad elementi spettrali (Faccioli et al, 1997, Stupazzini, 2004). I dettagli dell'applicazione del metodo sono illustrati in D19.

Nel mettere a fuoco gli aspetti più importanti da studiare, ai fini di una analisi parametrica ben finalizzata, si era constatato nella 1° fase come nel caso reale della piana sedimentaria di Gubbio, modellando la scossa principale della sequenza di Umbria-Marche del 1997 (26.9.97, ore 9.40,  $M_w$  6), le ordinate spettrali SRS sui sedimenti, superavano di quasi il 50% quelle dello spettro delle norme, per  $2 < T < 4$  s. Le analisi vennero condotte con due modelli numerici 2D della piana ed uno 3D, semplificato, del bacino sedimentario.

Nella fase successiva, sono state condotte simulazioni numeriche parametriche su un modello di valle ben rappresentativo delle valli “chiuse” italiane, in particolare della regione alpina. Il modello in questione è stato individuato all'interno del progetto europeo “Sismoalp”<sup>2</sup>, ed è rappresentativo di valli fluvio-glaciali; esso assomma le caratteristiche di cinque valli alpine situate in Francia, Italia, Svizzera e Slovenia. In Fig. 25 si mostra lo schema della valle, con cinque strati orizzontali di

<sup>2</sup> Sito <http://www-lgit.obs.ujf-grenoble.fr/sismoalp/>



sedimenti, la posizione dei ricevitori di superficie e le “zone” individuate per differenziare la risposta sismica della valle. Le tabelle in Fig. 25 riportano i profili di  $V_s$  e di  $Q$  per i sedimenti e la roccia circostante.

Per la sorgente sono state scelte configurazioni (semplificate) ritenute significative per i terremoti italiani, simulando meccanismi di faglia normali (con immersione di  $60^\circ$ ), inversi (immersione  $20^\circ$ ) e trascorrenti (immersione  $85^\circ$ ). La distribuzione dello scorrimento sismico (*slip*) sulla faglia è stata considerata uniforme per le magnitudo più basse, mentre per quelle più alte è stata fatta variare suddividendo opportunamente la faglia e saggiando più configurazioni (ad una o due asperità). Si sono considerate  $M_w$  pari a 5.2, 6.0 e 6.5 e, valendosi di note correlazioni, e si sono calcolati i parametri di faglia necessari (dimensioni, valori di scorrimento, tempo di rampa). La frattura usata è a propagazione bilaterale, provando però anche qualche caso unilaterale per valutare possibili effetti di direzionalità.

La posizione della valle rispetto alla faglia sorgente è stata fatta variare in modo che l’asse della valle fosse di volta in volta parallelo, perpendicolare, a  $45^\circ$  o  $135^\circ$  rispetto alla traccia in superficie della faglia (con la valle situata a N o a E della sorgente stessa), in modo tale da mantenere sempre una distanza ipocentrale di circa 20 km. La valle è stata considerata ogni volta in due modi: “diritta”, come illustrato in Fig. 25, o “girata”, ovvero con il fianco più ripido a destra. Gli SRS ottenuti per ciascun ricevitore di superficie della valle sono stati divisi per il valore di SRS su roccia calcolato a sinistra o a destra della valle stessa. I due rapporti sono stati quindi mediati tra loro e all’interno delle zone considerate.

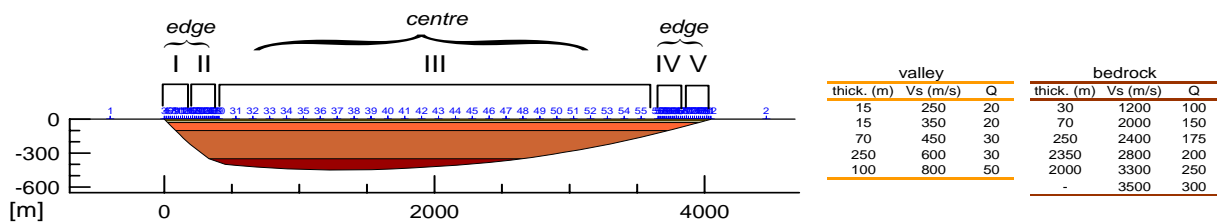


Figure 25 - Valley model used in the analyses with zone subdivision and surface receivers, including the adopted sediment and crustal Q and velocity structures, taken from Sismoalp project.

In Fig. 26 si illustrano i rapporti di amplificazione (sedimenti/roccia) ottenuti per la zona centrale della valle (zona III), verificata essere sempre la più critica, sia in termini di ampiezza che di intervallo di periodi a cui tale ampiezza si mantiene elevata. I rapporti simulati sono raffrontati con le curve di amplificazione empiriche definite dai fattori “di sito” delle (17)-(21) per suoli di classe C (verde) e D (rosso). L’andamento dei rapporti spettrali dalle simulazioni è in accordo con le fasce di amplificazione osservata per suoli C e D, compresa la caduta di amplificazione a periodi più alti. In particolare questa appare controllata dalla “soglia” rappresentata dal valore  $T_{01D}$  del periodo fondamentale 1D al centro della valle, limite superiore teorico degli effetti di amplificazione 2D che possono insorgere in una valle, in accordo con Chávez-García e Faccioli (2000); la determinazione di  $T_{01D}$  risulta quindi cruciale nello studio della risposta sismica di valli alluvionali.

Ricordando che i sedimenti della valle analizzata sono di classe C, si osservi tuttavia (Fig. 27) come per  $M_w \geq 5.5$  a 6.0 le fasce di amplificazione predette dalle relazioni di attenuazione non arrivino a coprire l’intera fascia di amplificazione simulata per via numerica per le valli.

L’insieme della analisi parametriche svolte sui modelli di valle chiusa ha pertanto condotto a formulare le seguenti raccomandazioni di carattere pratico (v. deliverable D19):

- Va anzitutto definita una distanza che delimiti le zone di “bordo” della valle rispetto a quella “centrale”. Sulla scorta di numerose prove, e appoggiandosi alla forma del primo modo di vibrare 2D della valle, calcolato con il metodo di Rayleigh (Paolucci, 1999) o definito da semplici relazioni analitiche, la risposta sulle zone di bordo risulta significativamente diversa da quella al “centro”, se le prime si considerano comprese entro una distanza  $0.37 L$  dai fianchi della valle,



- avente larghezza totale  $L$ .
- Entro le zone di bordo così definite si possono usare i fattori di amplificazione per i tipi di suolo C e D.
  - Per la zona di “centro valle”, se  $T_{01D} > T_2$  (tipicamente compreso tra 0.7 e 1.2 s, v. Tab. II), bisogna estendere il tratto ad amplificazione costante del fattore  $F(T; V_{S30})$  fino a  $T_{01D}$  e prolungarne la discesa fino a  $2T_{01D}$  (Fig. 27).
  - Se  $M_w \geq 6$ , per siti di classe C si farà riferimento alle curve di amplificazione dei suoli di classe D.

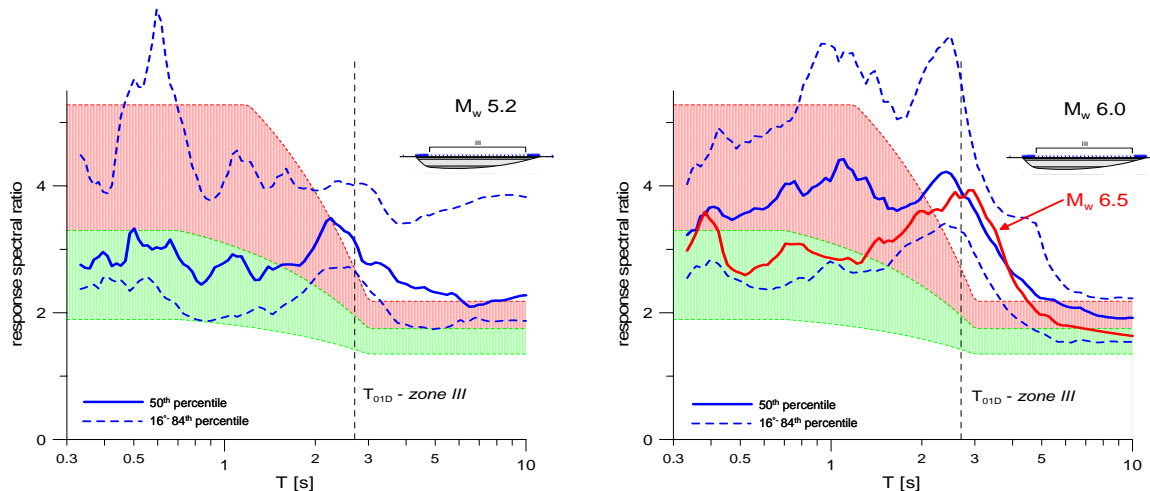


Figure 26 - Median spectral ratios computed for  $M_w$  5.2 and  $M_w$  6.0, for valley centre (zone III), together with observed amplification bands [eq. (17)-(21)] for type C (green shade) and D (red shade) ground. The  $M_w$  6.5 median curve (in red) is also displayed for comparison.  $T_{01D}$  for valley centre is also shown.

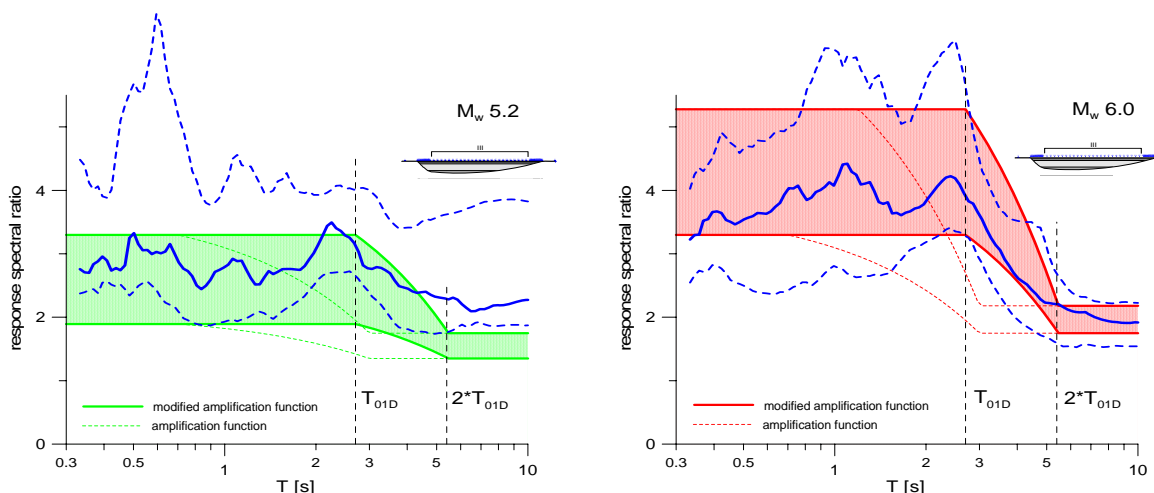


Figure 27 - Median spectral ratios computed for  $M_w$  5.2 and  $M_w$  6.0, together with recommended spectral amplification bands [dashed, eqs. (17)-(21)] and modified ones (solid), suggested in the presence of basin amplification effects.

### 3.4.3 Analisi numeriche parametriche su valli e bacini con sezioni aperte (Deliverable D19)

Analogamente a quanto illustrato nel par. precedente per i bacini “chiusi”, anche per quelli con sezioni “aperte” sono stati studiati gli effetti dei fenomeni di diffrazione dai bordi sulle ordinate degli SRS, simulando a questo scopo eventi di  $M_w$  5.2 e 6.5, e mantenendo la schematizzazione 2D. I bacini, talmente estesi da poter considerare come nulla l’energia riflessa indietro verso il bordo, hanno la stessa struttura a strati orizzontali paralleli adottata nelle analisi precedenti (modello di Sismovalp). Il bordo del bacino è un semplice cuneo la cui pendenza viene fatta variare, così come l’angolo di



incidenza del moto di eccitazione. Mediante metodi numerici alle differenze finite e agli elementi finiti, si è calcolato separatamente il moto SH e P-SV e studiato il comportamento delle ordinate SRS a diverse distanze dal bordo, in funzione dei parametri considerati.

Gli andamenti dei rapporti tra spettri di Fourier sui sedimenti rispetto al substrato rigido affiorante in adiacenza al bacino mostrano forte variabilità nel contenuto spettrale con la posizione della sorgente e con la geometria del bordo (diverso angolo di immersione). Gli effetti di amplificazione più importanti si hanno per le onde di tipo P-SV. In generale, le amplificazioni osservate sono maggiori a bassi angoli di immersione del fianco del bacino e a grandi angoli di incidenza del moto di eccitazione. In termini di *SRS*, si osserva una forte dipendenza dalla magnitudo, soprattutto ai corti ( $< 1$  s) e lunghi periodi ( $> 5$  s). La risposta ai corti periodi evidenzia amplificazione ad alta frequenza vicino ai bordi (più importanti, chiaramente, alle magnitudo inferiori), mentre ai lunghi periodi (e quindi per lo spostamento di picco del suolo) i sedimenti del bacino influiscono di più alle magnitudo più basse.

In Fig. 28 si riassumono i risultati ottenuti con le simulazioni P-SV, per il caso di un evento di  $M_w$  6.5 e distanza 50 km, a diversi intervalli di distanza dal bacino: 2-5 km e 8-20 km, confrontati con le curve della relazione di attenuazione proposta, per le classi di sito A e C. Come si può osservare, vicino al bordo del bacino gli effetti di amplificazione sono minori che a grandi distanze, mentre la dispersione tende ad essere maggiore. In ogni caso, tutte le amplificazioni osservate, con le loro curve di dispersione, sono sempre ben comprese nelle fasce di dispersione della relazione di attenuazione di classe C.

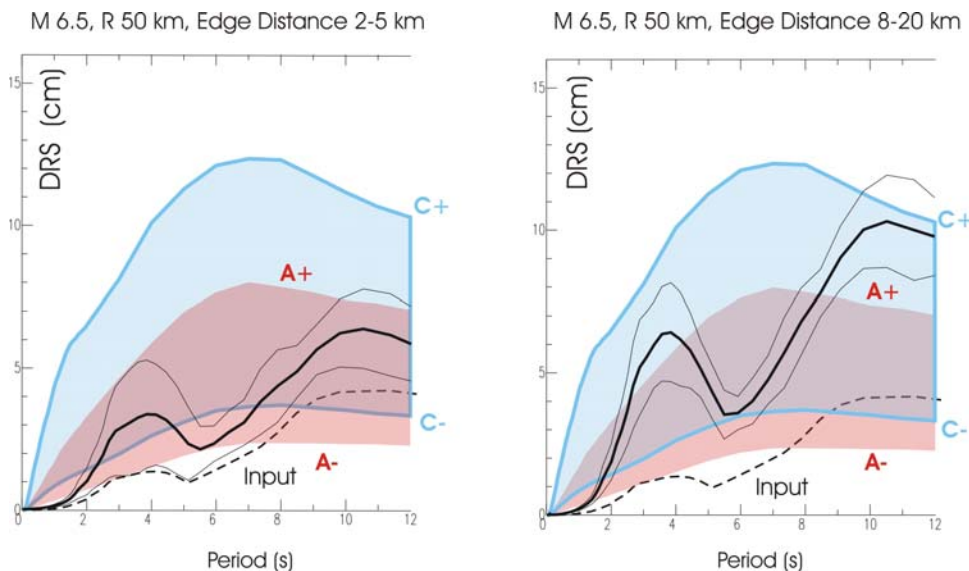


Figure 28 - Numerically simulated effects of sediment amplification on DRS at the surface of a 2D open basin for a  $M_w$  6.5 event at  $R = 50$  km, see Deliverable D19, at close distances (2-5 km) from the basin edge (*left panel*), and at larger (8-20 km) distances (*right panel*). Dashed curves are the DRS of input earthquake; superimposed in pink shade are the  $\pm 1\sigma$  bands derived from attenuation relations (7) for type A ground. Thick solid black curves are average DRS over the simulated waveform ensemble for the two distance ranges, while thin curves indicate the associated  $\pm 1\sigma$  intervals; in both cases the latter are mostly enclosed in the  $\pm 1\sigma$  prediction intervals, in light blue shade, predicted by attenuation relations for type C ground.

#### 3.4.4 Criteri di individuazione di bacini e valli sedimentarie sul territorio italiano (Deliverable D19)

I criteri in questione sono naturalmente diretti all'identificazione di configurazioni suscettibili di generare amplificazione anomala ai lunghi periodi per effetto di onde di superficie. Le analisi sono state effettuate in ambiente GIS: usando un modello digitale del terreno a risoluzione di 7.4" (circa 220 m) e la versione digitalizzata della carta geologica 1:500.000 (Servizio Geologico Nazionale, 1978) è risultato possibile identificare bacini sedimentari a scala nazionale con una dimensione minima di circa 500 m. La classificazione semplificata in categorie di suolo (A, B, C-D) proposta nella



prima fase per la carta 1:500.000 è stata localmente validata in siti dotati di profili misurati di  $V_S$  disponibili da indagini recenti raccolte o realizzate all'interno del Progetto DPC-INGV S3 (Molise e Gubbio), pubblicati in rete<sup>3</sup>, 29 siti indicati in Fig. 29.

Una prima classificazione operativa dei bacini è stata proposta in funzione della *forma* e delle *pendenze* dei versanti che li delimitano. Si sono così definiti: (a) i bacini di tipo *alpino*, di forma molto allungata e relativamente stretti, con un rapporto tra la dimensione longitudinale e trasversale tipicamente  $\gg 3$  e pendenze medie tra  $15^\circ$  e  $20^\circ$  nei 500 m adiacenti (in pianta); (b) bacini di tipo *appenninico*, di forma piuttosto regolare, con rapporto di forma compreso tra 1 e 3, spesso ben delimitati, e con pendenze medie in adiacenza comprese tra  $5^\circ$  e  $10^\circ$ ; (c) infine i bacini di tipo *misto*, ovvero complessi, spesso risultati dall'aggregazione di bacini confinanti, in forma di strutture miste chiuse, o bacini costieri, aperti da un lato.

In accordo con Chávez-García e Faccioli (2000), si è assunto che i bacini di maggiore interesse sono quelli aventi un contrasto di velocità roccia/sedimenti realistico ( $< 5$ ) e un rapporto tra profondità massima,  $h$ , e semi-larghezza  $a$  (Fig. 30)

$$h/a \leq 0.25 - 0.3 \tag{23}$$

Si può poi stimare il periodo fondamentale di vibrazione 1D,  $T_{01D}$ , di un bacino come:

$$T_{01D} = T_0 = 4h/V_S \tag{24}$$

dove  $V_S$  rappresenta in questo caso la velocità media dei sedimenti. Pertanto, una stima della dimensione minima della larghezza  $L=2a$  di interesse in questa analisi si ottiene sostituendo la (23) nella (24), ovvero

$$L \geq 2 \cdot T_{01D} V_S \tag{25}$$

Per  $V_S$  compresa tra 400 e 700 m/s, la dimensione minima di interesse varia solo in funzione di  $T_{01D}$ .

Tale valore  $T_{01D}$ , tipico di ogni bacino, può tuttavia superare il valore "critico" di periodo ( $T_2$ ) definito nelle (17)-(21), che delimita superiormente l'intervallo di massima amplificazione spettrale; in tal caso, il livello di amplificazione a lungo periodo generato dal bacino potrebbe eccedere significativamente il fattore  $F(V_{S30})$  applicabile secondo le raccomandazioni del par. 3.2. In queste ultime, si indicano per le classi di suolo C e D i valori  $T_{2_C} = 0.7$  s e  $T_{2_D} = 0.7 - 1.2$  s (per  $V_{S30} > 100$  m/s). Nella seguente tabella si riportano le larghezze minime tipiche dei bacini, calcolate in funzione di  $V_S$  e  $T_2$ : valli o

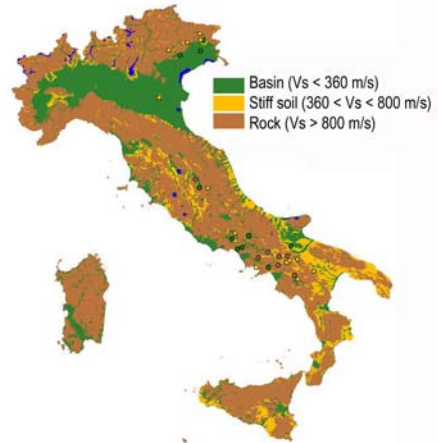


Figure 29 - New classification of the geological 1:500.000 map compatible with the EC8 ground categories. Dots are the locations of the sites with measured  $V_{S30}$  values.

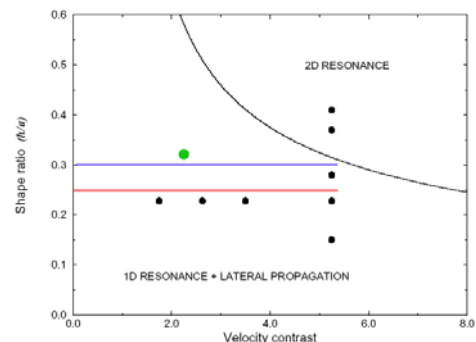


Figure 30 - From Chávez-García & Faccioli (2000): the red and blue lines are the limits of the adopted shape ratio. The green dot is the case of the Gubbio plain (from Project S3, personal communication).

<sup>3</sup> Sito <http://peer.berkeley.edu/nga>



bacini di larghezza maggiore a quelle indicate in tabella possono generare amplificazioni che eccedono significativamente i livelli stimati dalle relazioni di attenuazione e tradotti nel fattore  $F(V_{S30})$  del par. 3.2 (come dimostrato nel paragrafo precedente). Si conferma comunque il valore minimo di 500 m compatibile con la scala dei dati adottati nell'analisi.

Table IV - Estimated minimum width ( $L_{min}$ , in m) of a valley, as a function of the average  $V_S$  value of sediments and the control period  $T_2$  (defined in par. 3.2), beyond which large amplification effects generated by surface waves could arise.

$V_S$ [m/s]	$L_{min}$ for $T_{2C} = 0.7$ s	$L_{min}$ for $T_{2D} = 0.7-1.2$ s
400	560	560 – 960
500	700	700 – 1200
700	980	980 – 1680

Nella tabella seguente sono invece riassunti dati utili raccolti per alcune valli alpine, per verificare le assunzioni adottate: risulta spesso difficile caratterizzare la valle con valori univoci di larghezza, mentre è praticamente impossibile definirne la profondità. E' pertanto affetto da forte incertezza il valore del rapporto di forma stimato e ancora più incerto quello di  $T_{01D}$ . Si nota anche che l'ipotesi (23) non risulta sempre verificata nel caso di valli alpine, perché strette e profonde.

Table V - Alpine valleys: examples of estimation of  $h/a$  and  $T_{01D}$ .

	$a$ [m]	$h$ [m]	$h/a$	$V_S$ [m/s]	$T_{01D} = 4h/V_S$ [s]
Val di Sole	550-1250	160	0.13-0.29	930	0.689
Bovec	1.000	566	0.566	1200	1.88
Pellice B	250-500	100	0.2 -0.4	940	0.42
Pellice A	500	190	0.38	1100	0.69
Sismoalp M0	2050	450	0.218	600	3
Val Argentina	725	300	0.414		

La mappatura di tutti bacini alluvionali è stata effettuata per tutto il territorio italiano, ed è documentata nel Deliverable D19. A titolo di esempio si riporta in Fig. 31 una rappresentazione dell'Italia Centrale: la mappa è da intendersi come indicazione a livello regionale di aree su cui eventualmente intensificare le indagini geologiche per pervenire ad una migliore caratterizzazione della risposta sismica.

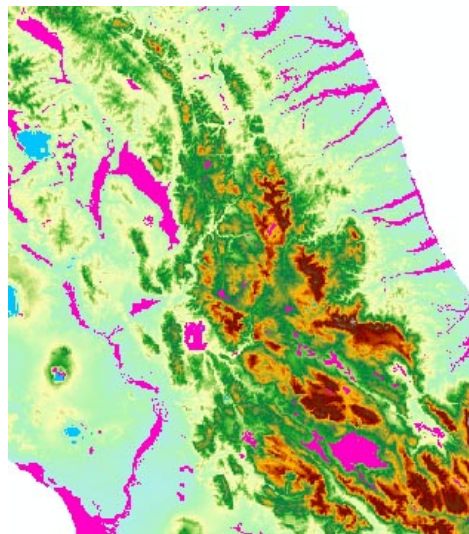


Figure 31 - Alluvium filled valleys and basins identified in Central Italy.



### 3.5 Influenza di diverse forme di dissipazione sullo SRS (Task 2a)

Si è già menzionata nel par. 2.2.5 la dispersione dell'indice DR usato per misurare la bontà della stima di spostamento strutturale ricavata dagli spettri sovrasmorzati (con smorzamento espresso in funzione della duttilità), rispetto al valore ottenuto dal calcolo nonlineare della risposta dinamica dell'oscillatore a 1 gdl. Tale variabilità è stata indagata studiando il legame tra DR e le caratteristiche del moto, calcolando i coefficienti di correlazione tra lo stesso DR e diversi parametri del moto, quali l'accelerazione, la velocità e lo spostamento di picco del suolo, le ordinate spettrali  $S_a$  e SRS, le aree spettrali per  $S_a$  e SRS, l'intensità di Arias, la magnitudo, per ogni modello isteretico di comportamento del sistema. Nella maggioranza dei casi i coefficienti di correlazione sono minori di 0.5. Passando al caso di modelli non lineari di strutture in CA a più gdl, già ricordati nel par. 2.2.5, si noti dalla Fig. 32 come il valor medio dell'indice DR calcolato su 29 accelrogrammi reali per 7 tipi di strutture sia di poco superiore all'unità, confermando l'applicabilità dei valori di smorzamento equivalente  $\zeta = \zeta(\mu)$  stimati con le espressioni di Blandon e Priestley (2005) e Priestley (2007).

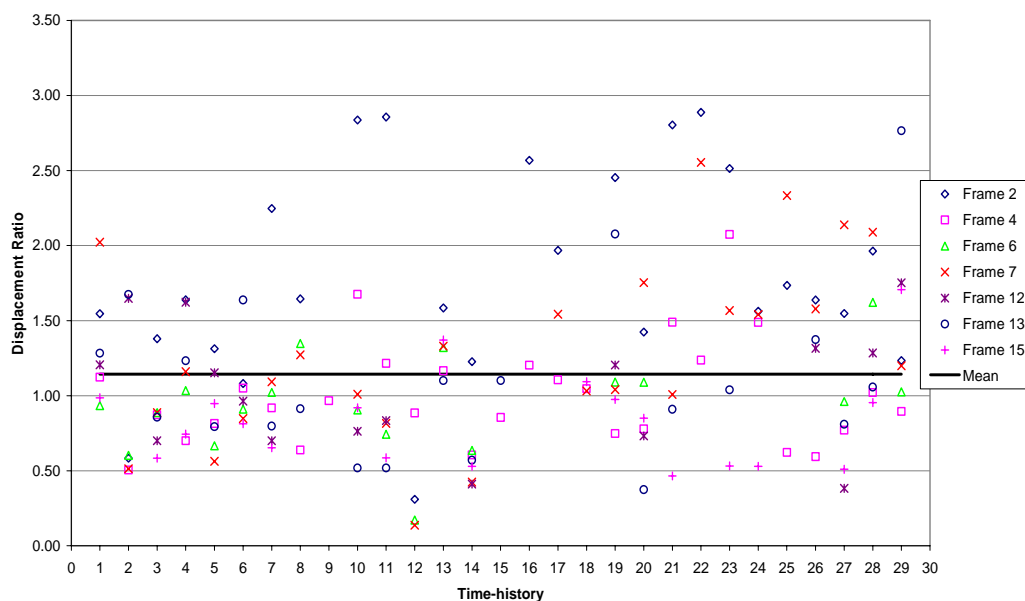


Figure 32 – Ratio (DR) between structural displacements predicted by the overdamped DRS and those obtained from rigorous non linear dynamic analyses on 7 MDOF models of concrete frames (Frame 2, 4, etc.) with hysteretic behaviour described by the “fat” Takeda model, with post-peak softening behaviour. Numbered on the horizontal axis are the 29 recorded horizontal acceleration components used as excitation, 15 of which are from Italian earthquakes.

### 3.6 Spettri di verifica per costruzioni monumentali (Task 2b)

In relazione al concetto di “macroelemento” già introdotto nel par. 2.2.8 per le costruzioni monumentali, l'analisi del danno in molti manufatti (630 chiese ed analisi parziale di 1145 chiese umbro-marchigiane) ha messo in risalto le configurazioni più caratteristiche per alcuni macroelementi, come gli archi trionfali, le facciate (meccanismi di ribaltamento e di ribaltamento sommitale), i campanili, e le celle campanarie. Tali configurazioni possono essere rappresentative anche di comportamenti a collasso di altre tipologie, in particolare: archi di saloni nei palazzi, facciate di palazzi monumentali, torri. Mentre l'attivazione del danno (legata all'accelerazione di picco) è frequente in queste strutture anche per terremoti di moderata intensità, danni elevati si riscontrano molto più di rado, a dimostrazione che le strutture monumentali mostrano risorse più elevate per questa condizione (governata dalla risposta in spostamento). Le modalità di danneggiamento rilevate possono essere tradotte in cinematici di corpi rigidi, analizzabili con modelli meccanici basati sull'analisi limite dell'equilibrio (principio dei lavori virtuali). In Figura 33 sono riportati due esempi



di meccanismi ricollegabili ai danni osservati, e così pure la curva di capacità adottata, di tipo elastico non lineare, derivante dal modello di Housner (1963), caratterizzato da: 1) comportamento elastico non lineare, con ramo *softening*, 2) dissipazione dell'energia tenuta in conto, nella forza di richiamo, attraverso il coefficiente di smorzamento viscoso equivalente. E' stato anche introdotto un ramo elastico iniziale, onde rappresentare una prima deformabilità globale del sistema macroelemento-struttura.

Anche qui, come nel precedente Task 2a, si è formulato un metodo semplificato (di valenza "normativa"), che calcola lo spostamento della struttura mediante gli SRS "sovrasmorzati" (per curve di capacità derivanti dall'approccio cinematico non lineare): tale metodo viene validato confrontando lo spostamento massimo e la corrispondente accelerazione che esso fornisce con quelli ottenuti da analisi dinamiche non lineari passo-passo sul sistema a 1GDL, in cui si integra l'equazione di moto applicabile (nell'incognita rotazione). Non essendovi dissipazione di tipo isteretico nel sistema, lo smorzamento equivalente  $\zeta_{eq}$  è stato definito in funzione del periodo come segue: 1)  $\zeta_{eq}=5\%$  costante per  $T \leq T_I$  con  $T_I=0.4$  s (valore convenzionale), 2)  $\zeta_{eq}=20\%$  per  $T \geq T_F$ , 3) variazione lineare per  $T_I \leq T \leq T_F$ . Il valore costante per  $T \leq T_I$  è stato imposto con la finalità di rendere la fase non lineare il più possibile indipendente dal periodo iniziale  $T_0$ , affetto da notevole incertezza. Il limite superiore per  $T \geq T_F$  è stato introdotto sulla base di evidenze sperimentali (Doherty et al., 2002).

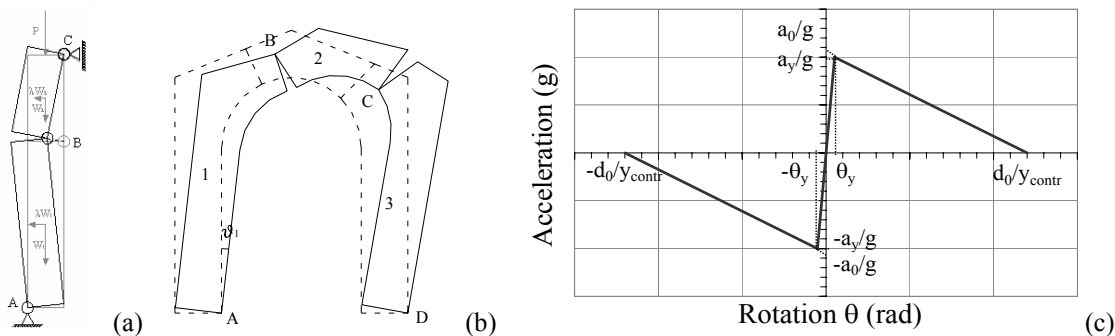


Figure 33 – Rigid body kinematics of “ macroelements”: a) façade (including tie rods); b) triumphal arch. Panel c) shows the capacity curve (from Housner’s model) with initial elastic branch, expressed in terms of acceleration (in g) and rotations  $\theta$ . Ranges of plausible values for parameters  $a_0$  (threshold acceleration),  $d_0$  (ultimate displacements), and  $T_0$  (initial period) were determined from a vast number of parametric analyses on dynamic response of equivalent 1 DOF linear system.

Nelle analisi dinamiche sono stati usati come eccitazione sia accelerogrammi registrati, forniti nell'ambito del progetto, sia una base accelerometrica artificiale spettro-compatibile, con riferimento agli spettri EC8 (CEN 2004), per una accelerazione di  $a_g=0.35$  g, classi di suolo A, B e D e durata  $t=15$  s e  $t=20$  s. Per ciascun sistema considerato è stato valutato il periodo secante  $T_{max}=T(\theta_{max})$  e calcolato  $\zeta_{eq}=\zeta_{eq}(T_{max})$  secondo la correlazione già descritta. Lo spettro elastico è stato quindi ridotto tramite il fattore proposto dall'Eurocodice 8 (eq. 3.6 in §3.2.2.2), in funzione di  $\zeta_{eq}$  e sono stati valutati lo spostamento  $S_d(T_{max})$  e la corrispondente accelerazione  $S_a(T_{max})$  sullo spettro sovrasmorzato, secondo il metodo semplificato. Per la validazione, questi valori sono stati confrontati con lo spostamento massimo  $d_{max}$  (corrispondente a  $\theta_{max}$ ) e la corrispondente accelerazione  $a(T_{max})$  ottenuti dalle analisi dinamiche non lineari.

Nella Fig. 34, per sinteticità, sono stati raffigurati, nel caso di eccitazione costituita da accelerogrammi reali: 1) con i simboli (triangoli e cerchi) i valori di spostamento,  $d_{max}$  (e periodo  $T_{max}$ ), e accelerazione di picco corrispondente a  $d_{max}$  e  $T$ , ottenuti dalle analisi dinamiche non lineari; 2) lo SRS ( $=S_d$ ), “overdamped”, ottenuto dal calcolo della risposta di sistemi a 1 gdl con il fattore di smorzamento  $\zeta_{eq}$  sopra descritto, e quello ridotto con il fattore di riduzione dell'EC8 ( $S_d$  PP), entrambi da leggere nella scala di ordinate di destra; 3) lo spettro di accelerazione  $S_a$ , anch'esso ridotto con le medesime modalità, da leggere nella scala di ordinate di sinistra. Il metodo semplificato fornisce valori corretti,





se il punto  $d_{max}$  sta sullo spettro ridotto in  $S_d$  e, contemporaneamente,  $a(T_{max})$  giace sullo spettro sovrasmorzato in  $S_a$ .

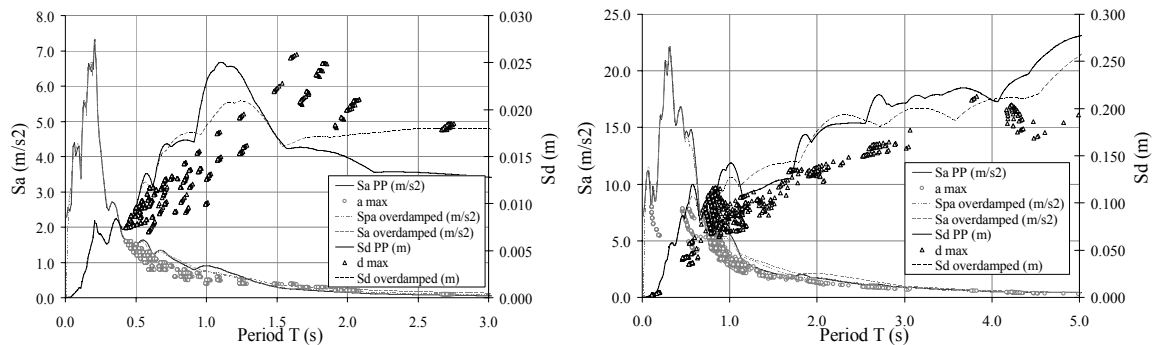


Figure 34 – Comparison of non linear dynamic analyses and simplified method using overdamped spectrum, and excitation given by: (a) The Colfiorito Casermette accelerogram of the moderate 1997 Umbria-Marche earthquake; (b) The Duzce accelerogram of the August 1999 Izmit, Turkey, earthquake.

Si nota come, per uno SRS caratterizzato da alti contenuti energetici in un intervallo di periodi vicino a  $T_{max}$ , la risposta col metodo semplificato sovrastima il valore dell'analisi dinamica, perché nel metodo semplificato la risposta dipende solo da  $\zeta_{eq}(T_{max})$ , mentre dinamicamente il comportamento non-lineare investe un intervallo più ampio di frequenze. Si rileva peraltro anche la tendenza opposta, nei casi in cui lo spettro in concomitanza di  $T_{max}$  sia più basso rispetto ai valori immediatamente inferiori del periodo. Analogamente a quanto rilevato nel Task 2a, non è stato possibile correlare questo comportamento con grandezze significative dell'input (intensità di Arias, magnitudo, ecc.). Se lo spettro non mostra picchi o gole significative, come per l'accelerogramma Duzce1, il metodo semplificato fornisce buoni risultati. Ciò risulta di conforto, poiché lo studio in esame prevede lo sviluppo di spettri in spostamento di tipo pre-normativo, con andamento regolare (in particolare, bilineare). In conclusione, i risultati dell'analisi dinamica sono affetti da dispersione solo nell'intervallo dei bassi periodi, mentre sono invece in buon accordo con quelli del metodo semplificato con spettri sovrasmorzati per periodi medio-lunghi.

Per quanto riguarda l'applicazione del procedimento semplificato di cui al par. 2.2.8, nel caso di meccanismi di danno situati ad una certa altezza all'interno della struttura (per es., vele in facciata, celle campanarie), è stata sviluppata un'integrazione per valutare la domanda sismica amplificata alle varie quote: essa risulta influenzata sia dalle caratteristiche dinamiche del meccanismo, sia dall'interazione con la struttura (v. il rendiconto scientifico della UR8).

Da ultimo, per illustrare l'applicazione del procedimento semplificato testé ricordato, si illustra nella Fig. 35, il caso del macroelemento attivato per ribaltamento della facciata nella chiesa di San Nicola di Bari a Macchia Valforte (CB) danneggiata a seguito del terremoto molisano del 30 ottobre 2002. La domanda in accelerazione spettrale è rappresentata da un'accelerazione orizzontale massima  $a_g=0.225$  g, e in spostamento da un valore  $D_{10} = 0.16$  m, per categoria di suolo B. Il valore del moltiplicatore di attivazione del meccanismo è pari a  $\alpha_0=0.05$ . In Fig. 35-b si mostra la verifica a stato limite ultimo mediante lo spettro in spostamento sovrasmorzato:  $d^*_u$  è lo spostamento ultimo a collasso,  $T^*_u$  il periodo secante per lo spostamento ultimo ; come si può osservare la verifica non risulta soddisfatta.

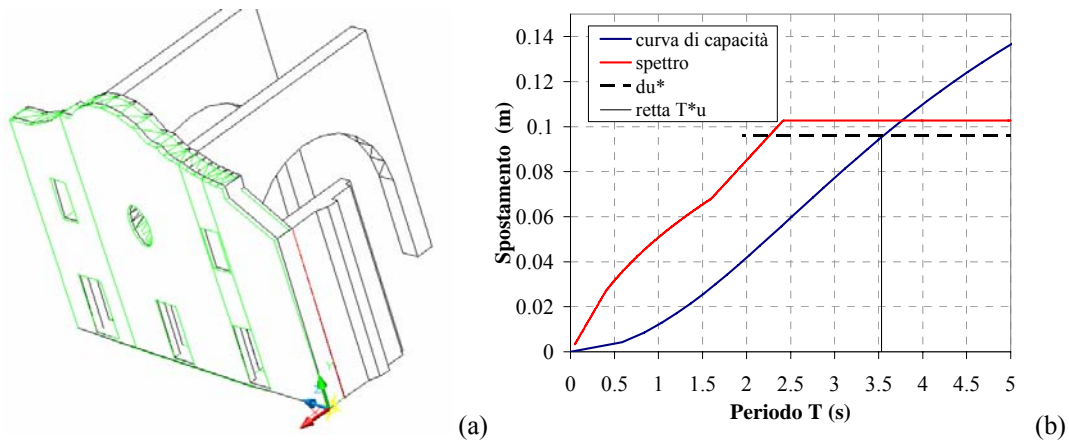


Figure 35 - Façade of San Nicola di Bari church at Macchia Valforte (near Campobasso, Southern Italy), suffering damage of level 2 (EMS 98 scale) in the 2002 Molise earthquake: (a) configuration of collapse mechanism due to overturning at the base, (b) verification with capacity spectrum (blue curve), not satisfied.

### 3.7 Mappe di pericolosità in spostamento spettrale ai lunghi periodi

#### 3.7.1 Metodo di base e zonazione sismogenetica

Il riferimento di base per il metodo di calcolo della pericolosità sismica è il lavoro classico di Cornell (1968); per descrivere le zone sorgente dei terremoti il progetto ha adottato la zonazione sismogenetica evolutasi fino alla formulazione del Gruppo di Lavoro (2004, a cui si rimanda per maggiori dettagli), su cui poggiano anche la mappa di pericolosità più recente per il territorio nazionale della OPCM 3519 (2006) e le ulteriori elaborazioni svolte nel Progetto S1. Il modello di Zone Sismogenetiche (ZS) in questione, noto come ZS9, è corredato da informazioni riguardanti i tassi di occorrenza dei terremoti in ciascuna ZS, i parametri della relazione di Gutenberg – Richter (comunicatici, come i precedenti tassi, dal responsabile del Progetto S1), il meccanismo focale prevalente e la profondità media efficace (v. Gruppo di Lavoro 2004, App. 2). Una delle semplificazioni più rilevanti della zonazione ZS9 è costituita dal fatto che i terremoti a magnitudo elevate abbiano la stessa probabilità di accadimento in ogni punto di una ZS, conformemente alle assunzioni del metodo di Cornell.

Un modello più avanzato di ZS distinguerebbe presumibilmente le principali strutture geologiche attive identificate entro una ZS (o regione più estesa) come faglie ben definite, generatrici di eventi forti riguardabili come terremoti caratteristici, da zone più estese entro cui sono presenti una o più strutture geologiche geometricamente non ben definite ma che generano una sismicità medio – bassa trattabile come poissoniana (v. Montaldo 2006). Per la descrizione delle strutture sismogenetiche principali, e della loro geometria e caratterizzazione geofisica il riferimento primario è la base di dati DISS3 (DISS Working Group, 2006, <http://www.ingv.it/DISS/>). Il Deliverable D22 illustra a titolo di esempio l'applicazione probabilistica delle sorgenti DISS3 nel caso della Calabria meridionale, e confronta le mappe di pericolosità e gli spettri a PU risultanti con quelli forniti dall'analisi poissoniana; poiché i periodi di ritorno dei terremoti significativi (trattati come caratteristici) sulle faglie principali variano da uno a qualche migliaio di anni, i risultati basati sul modello ZS9 tendono perlopiù ad essere cautelativi. Data l'incertezza sulla geometria delle faglie e soprattutto sulla loro attività sismica anche in zone relativamente ben documentate, e dato anche che tra i prodotti del progetto S2 non è incluso un modello aggiornato di zonazione sismogenetica del territorio italiano, non si è ritenuto di poter usare questo tipo più avanzato di descrizione delle zone sorgente per valutazioni di pericolosità che abbraccino l'intera penisola.



### 3.7.2 Trattamento delle incertezze; scelta di albero logico

In uno dei primi approcci per quantificare in forma probabilistica le incertezze parametriche nelle analisi di pericolosità i parametri principali che governano lo scuotimento furono trattati come variabili aleatorie le cui densità di probabilità vengono attualizzate con il teorema di Bayes, attraverso l'informazione statistica dai dati (Mortgat e Shah, 1979). Anche lo strumento di calcolo della pericolosità usato in S5 (CRISIS03, descritto nel paragrafo 3.7.3) fa uso del teorema di Bayes, trattando i parametri che caratterizzano l'attività delle ZS come variabili aleatorie. Questo approccio si è successivamente evoluto nella metodologia dell'*albero logico*, introdotta da Kulkarni *et al.* (1984) e divenuta successivamente un procedimento standard per i calcoli di pericolosità (v. Bommer *et al.* 2005). Nell'*albero logico* ogni ramo rappresenta le differenti valutazioni dell'analista circa la scelta di un singolo parametro, il cui contributo è poi valutato separatamente e convenientemente combinato mediante l'uso di pesi.

Mentre le incertezze statistiche, legate alla variabilità delle osservazioni, vengono prevalentemente trattate attraverso la relazione di attenuazione, l'uso dell'*albero logico* è finalizzato ad esplorare incertezze di tipo *epistemico* (che derivano cioè dalla nostra imperfetta conoscenza del fenomeno), riferibili principalmente alla zonazione sismogenetica adottata, ai tassi di attività sismica e al valore del parametro  $b$  di Gutenberg – Richter (G-R), alla magnitudo massima e al modello di attenuazione.

Nel progetto S5 la scelta di *albero logico*, anche per coerenza con il progetto S1, si è mantenuta per quanto possibile vicina a quella del Gruppo di Lavoro (2004). In particolare, per i diversi rami dell'albero, sono state fatte le scelte seguenti:

- *Zonazione sismogenetica*: per le ragioni già discusse, si è adottato il modello ZS9.
- *Completezza dei cataloghi*: come in S1 si sono usati due criteri, ovvero gli intervalli di tipo “storico – statistico” (denominati Co 4.2), basati sui dati storici del sito, e gli intervalli di tipo “statistico” (Co 4.4), applicati al catalogo CPTI04.
- *Tassi di attività*: ci si è attenuti alla formulazione originaria del metodo di Cornell, che impiega direttamente la G-R quale base per la distribuzione della magnitudo. Come in S1, si sono usati i valori di  $a$  e  $b$  del Gruppo di Lavoro (2004), calcolati attraverso l'interpolazione dei tassi intervallari derivati dal CPTI (Meletti 2007, comunicazione personale). In S5, a differenza di S1, non si sono impiegati i tassi intervallari (denominati AR in S1) perché ciò non è compatibile con lo strumento di calcolo usato.
- *Magnitudo massima ( $M_{max}$ )*. Anche se i parametri della G-R sono stati tarati sulle osservazioni, il Gruppo di Lavoro (2004) aveva introdotto una magnitudo massima “cautelativa”, denominata  $M_{max2}$ , che attribuisce alle ZS a più bassa sismicità, dell'Italia nord-occidentale, una  $M_{max}$  superiore a quella “osservata”  $M_{max1}$ . In pratica ciò equivale a prolungare la G-R ricavata dalle osservazioni fino a  $M_{max2}$ , assumendo pertanto che possano verificarsi anche terremoti che non compaiono nel CPTI. Come esempio, nel Deliverable D23, si mostra la differenza, assoluta e in percentuale tra le mappe di  $D_{10}$ , calcolate rispettivamente con  $M_{max2}$  e  $M_{max1}$ . La differenza in questione, per la parte d'Italia interessata, perlopiù non supera 15% . Per la regione dell'Etna (ZS 936) è stata invece adottata la maggiorazione incorporata nel fattore  $m$  della (4).
- *Relazioni di attenuazione*. Oltre alle relazioni di attenuazione per le ordinate spettrali del par. 3.1.4, sviluppate autonomamente in S5, si sono cercate nella letteratura più recente relazioni analoghe estese fino ai lunghi periodi. Tra queste solo quella da poco proposta da Boore e Atkinson (2007) soddisfa almeno in parte i requisiti stipulati nel progetto. Tale relazione impiega la distanza di Joyner e Boore, e permette di adottare il meccanismo focale specifico della zona sorgente, ciò che sarebbe congruente con il modello ZS9, che associa ad ogni ZS un meccanismo focale prevalente. Tuttavia, nella base dati di taratura della relazione di Boore e Atkinson mancano terremoti da faglia normale ai lunghi periodi e, pertanto, non si è potuta usare la formulazione con il meccanismo specifico. La stessa relazione patisce inoltre, sempre



ai lunghi periodi, della limitazione che la base di dati di taratura è pressoché priva di eventi alle magnitudo più basse, ciò che conduce a SRS probabilistici non attendibili soprattutto per le ZS con  $M_{max} < 6.5$  e per i siti più lontani (v deliverable D23). Si è pertanto deciso di dedicare un ramo di *albero logico* alla relazione di Boore e Atkinson solo per le mappe di pericolosità fino a periodi di 5s, mentre per  $T > 5s$  si è inserita nell'albero logico la sola relazione di attenuazione del tipo (3.1) sviluppata nel progetto. Tale scelta è giustificata anche dal fatto che per la relazione di Boore e Atkinson, oltre i 5 s si hanno soltanto i coefficienti per  $T = 7.5$  s e 10 s, generalmente insufficienti per una descrizione accurata dello SRS a PU.

È stata saggiata anche la recentissima relazione di attenuazione di Akkar e Bommer (2007), v. il Deliverable D2, la quale fornisce la stima (1) dello SRS del moto orizzontale per  $T \leq 4$  s. Nonostante questa risulti in ottimo accordo, per gli spettri mediani deterministici, con quella ottenuta dalla (7), la relazione in questione non è risultata applicabile nei calcoli di pericolosità del progetto. Infatti, da un lato lo scarto associato alla relazione di Akkar e Bommer per un fissato periodo di vibrazione è funzione della magnitudo (decescente all'aumentare di  $M_W$ ) e quindi non è compatibile con lo strumento di calcolo qui usato, e dall'altro esso assume valori molto elevati per  $M_W$  basse (v. Fig. 2.7 del deliverable D2). I confronti tra gli spettri a PU da (7) e quelli con la relazione di Akkar e Bommer sono illustrati nel Deliverable D23.

L'*albero logico* risultante dalle scelte precedenti, con i pesi relativi assegnati ad ogni ramo, compare in Fig. 36. A causa delle differenze importanti nei singoli rami, gli spettri a PU nell'intervallo  $0 < T < 2s$  differiranno significativamente rispetto a quelli forniti da S1.

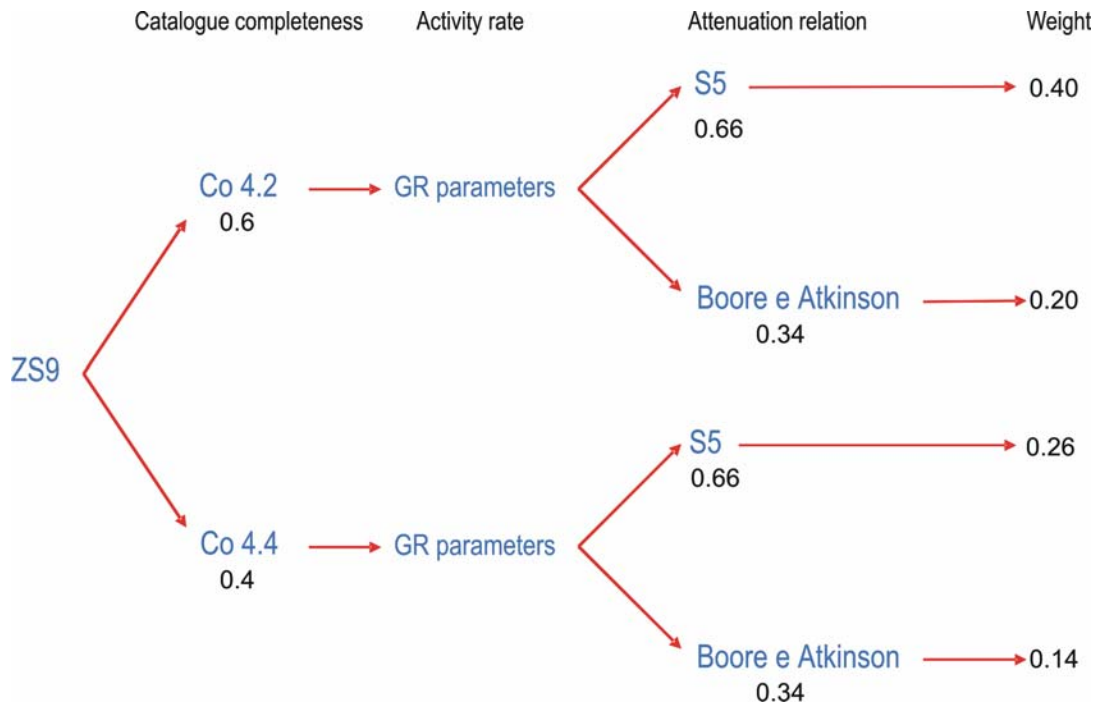


Figure 36 - Logic tree used in the PSHA to produce maps of *DRS* ordinates up to 5 s. For  $T > 5$  s the Boore and Atkinson branches are suppressed. The weights attributed to each branch are also shown.



### 3.7.3 Strumento di calcolo

I calcoli di pericolosità sono stati eseguiti con il programma CRISIS2003<sup>4</sup>, (v. Ordaz *et al.*, 1991 per le basi teoriche) particolarmente adatto ad essere applicato a regioni estese, e che incorpora il metodo di Cornell con diverse importanti integrazioni; in particolare il parametro  $b$  della  $G-R$ , il tasso globale  $\lambda_0$  di occorrenza ed  $M_{max}$  della zona sismogenetica sono trattati con la tecnica bayesiana e considerati quindi come variabili aleatorie con specifiche densità di probabilità. Si possono così includere nell'analisi sia la  $M_{max}$  osservata nella ZS, sia una  $M_{max}$  attesa uguale o superiore a quella osservata. Si è verificato che ciò comporta da un lato differenze trascurabili negli spettri a PU e dall'altro tempi di calcolo notevolmente più elevati (circa doppi). Per questa ragione, solo la  $M_{max2}$  (cautelativa) è stata usata nei calcoli.

CRISIS2003 suddivide le ZS in celle triangolari, considerando ogni cella come puntiforme quando la misura della distanza nella relazione di attenuazione sia ipocentrale, e come una sorgente estesa, con area circolare stimata in funzione della magnitudo (p. es. con la relazione di Wells e Coppersmith 1994), ove si usi un altro tipo di distanza (per esempio la distanza dalla faglia, come nella relazione di Boore e Atkinson).

### 3.7.4 Risultati

I risultati sono presentati come mappe di ordinate SRS a smorzamento 0.05 per  $T = 2, 5$  e  $10$  s, per probabilità di eccedenza 0.05, 0.10 e 0.50 in 50 anni (corrispondenti a periodi di ritorno rispettivamente di 975, 475 e 72 anni), v. Deliverable D23, nonché come spettri a PU per tutti i comuni italiani (le cui coordinate sono disponibili sul sito dell'ISTAT <http://www.istat.it>). L'esempio della mappa per  $T = 10$  s era già stato anticipato in Fig.3, in cui è stata indicata la ZS 936 (Etna) per richiamare l'attenzione sul fatto che in essa si è tenuto conto della maggiorazione nella magnitudo per i terremoti LP di cui alla eq. (4). In merito, si osserva che l'incremento derivante nei valori di  $D_{10}$  dal tener conto di tale fattore è del 50%, 25% e 15% per i periodi di ritorno di 72, 475 e 975 anni. Come già spiegato, per le mappe di pericolosità a periodo 10 s e 7.5 s, ma anche per il calcolo degli spettri a PU nei comuni, si è fatto uso della sola relazione di attenuazione sviluppata in S5, mentre è stato usato l'intero *albero logico* di Fig. 36 solo per la produzione di mappe a ordinate spettrali non superiori a 5 s (in particolare per 2 s e 5 s).

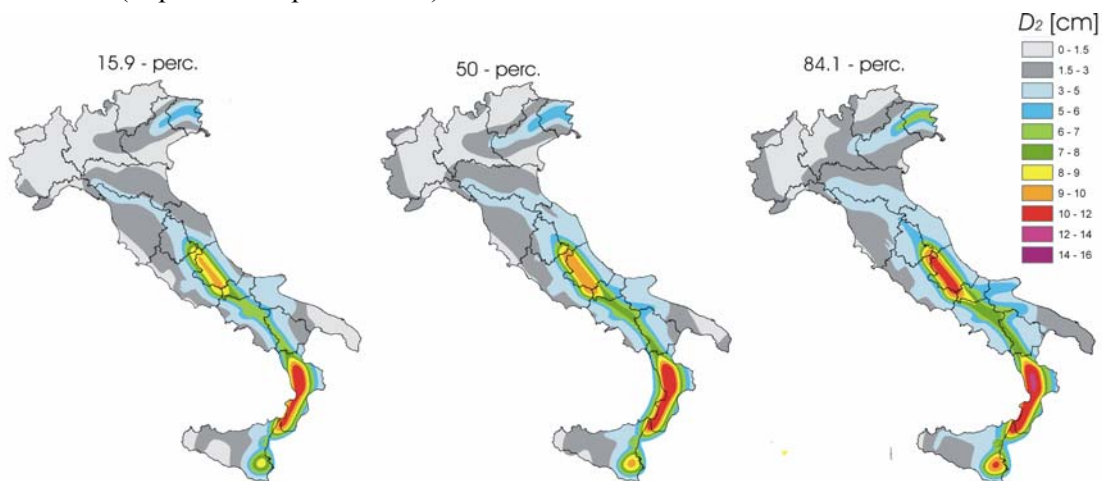


Figure 37 - Maps of displacement spectral response at 2 s, for 475 yr. return period and ground type A: median values at centre, 15.9 percentile and 84.1 percentiles at left and right, respectively. The underlying logic tree is as shown in Fig. 36.

<sup>4</sup> CRISIS2003 Ver. 3.0.1, Program for Computing Seismic Hazard, M. Ordaz et al., UNAM, Città del Messico 2003.



In Fig. 37 sono riportate le mappe di SRS (2s; 0.05) per i frattili 16.1, 50, e 84.1, atte a fornire un quadro dell'influenza delle incertezze di cui si è potuto tener conto nell'albero logico completo di Fig. 36. In Fig. 38 si mostrano esempi significativi di spettri a PU per suolo di tipo A e, a titolo di esempio, di tipo C, con  $180 < V_{S30} < 360$  m/s, valori che corrispondono ai limiti superiore e inferiore delle fasce retinate.

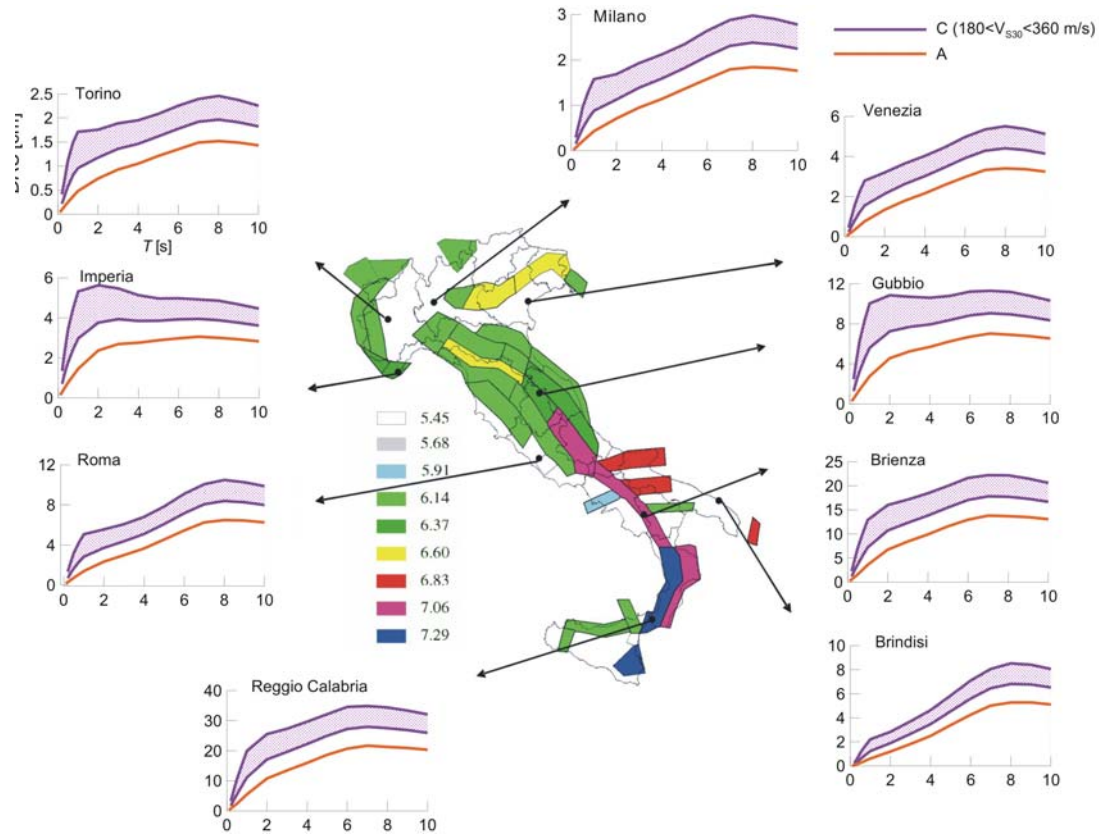


Figure 38 - Map of the maximum magnitudes in the ZS9 model of Seismic Source Zones, with Uniform Hazard (UH) spectra for ground types A (red curves) and C ( $180 \leq V_{S30} \leq 360$  m/s, blue shaded bands) shown at selected locations.

### 3.8 Spettri sovra-smorzati

Gli spettri di risposta per fattore di smorzamento  $\zeta \neq 0.05$  vengono generalmente ottenuti moltiplicando lo SRS con  $\zeta = 0.05$  per un fattore correttivo  $\eta$ , v. le (13), per il quale sono reperibili in letteratura definizioni diverse (v. Bommer *et al.*, 2000). Se si fa riferimento all'Eurocodice 8 (e alle norme italiane) e ai periodi di controllo dello spettro  $T_B$ ,  $T_C$  ecc. ivi definiti,  $\eta$  è assunto costante per  $T_B < T < T_E$ , linearmente crescente per  $T < T_B$  e  $T > T_E$  raggiungendo il valore 1 per  $T = 0$  e  $T = T_F$ . Poiché le relazioni di attenuazione sono state derivate anche per le ordinate SRS con  $\zeta = 0.10$ ,  $0.20$  e  $0.30$ , nelle analisi di pericolosità si sono potuti calcolare anche gli spettri a PU per tali fattori di smorzamento in un numero apprezzabile (circa 50) di siti rappresentativi. Poi, onde definire il fattore correttivo che meglio approssima gli SRS con  $\zeta > 0.05$ , sono stati calcolati i rapporti tra gli spettri a PU nei siti suddetti per  $\zeta > 0.05$  e quelli con  $\zeta = 0.05$ , e i risultati confrontati con i fattori  $\eta$  disponibili in letteratura. Dal confronto emerge che per  $T < 7$  s l'espressione di  $\eta$  dello EC8 fornisce il miglior accordo con i rapporti medi derivanti dagli spettri a PU (Fig. 39). Per  $T > 7$  s i valori di  $\eta$  non si mantengono più costanti ma crescono linearmente fino a raggiungere il valore 1 a circa  $T = 25$  s. Pur tenendo conto che a un periodo così elevato le ordinate SRS subiscono maggiormente gli effetti del rumore a lungo periodo, quanto sopra indica per  $T$  pari a circa 25 s lo spostamento relativo della struttura, in valore assoluto, può ritenersi approssimativamente uguale allo spostamento di picco del suolo. L'espressione ottenuta è la (13).



Per validazione si sono calcolati gli spettri a PU sovrasmorzati per 3 città italiane e confrontati con quelli ottenuti dall'applicazione della (13) allo spettro a PU con  $\zeta = 0.05$ . La Fig. 40 indica che, anche se a lungo periodo si ha qualche differenza per siti a più bassa sismicità, questa appare trascurabile ai fini pratici.

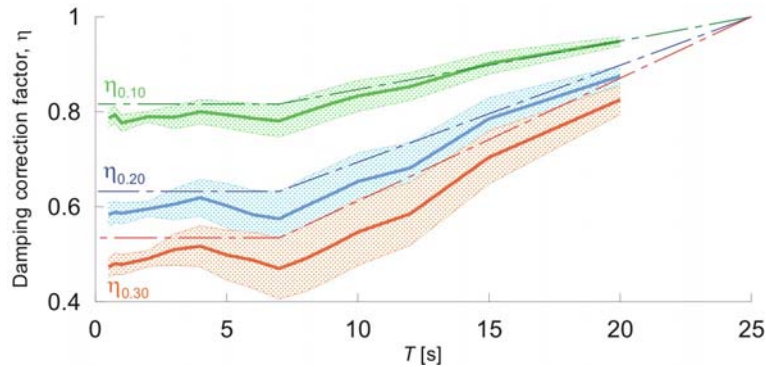


Figure 39 - Performance of expression (13) for the damping reduction factor (dashed curves) vs. the actual ratios of UH spectra (mean  $\pm 1\sigma$  bands) obtained on a representative sample of 50 sites.

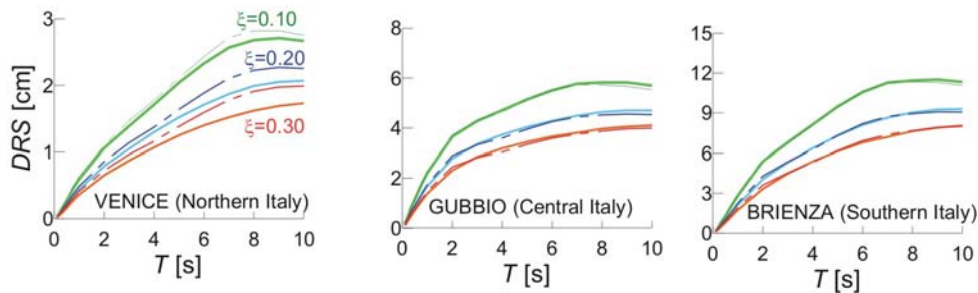


Figure 40 - UH DRS for three selected locations: solid curves denote spectra computed with attenuation relation for overdamped spectral ordinates, while dashed curves show the approximate spectra yielded by application of (13) to the 0.05 damped UH spectrum.

#### 4 Influenza della descrizione della pericolosità sulla valutazione del rischio sismico del territorio italiano

A completamento dei risultati di interesse su questo tema anticipati nel par. 2.2.6, nel caso di adozione della forma spettrale semplificata si osserva che l'andamento dello spettro in spostamento derivato dalle norme (attraverso la relazione pseudo-spettrale), tarato sui valori di  $a_g$  del progetto S1 nel tratto da 0 a 0.4s – in cui ricade il periodo effettivo della grande maggioranza di costruzioni in muratura (2 piani, con periodo di snervamento intorno a 0.3 s) - è diverso da quello lineare che si ottiene dall'approssimazione bilineare (10) proposta in S5. Risulta in particolare che in questo caso il numero di edifici, per unità di superficie, che supera uno stato limite [di danno (LS1), severo (LS2), o a collasso (LS3)] è maggiore con la pericolosità S5 (vedi Fig. 41), mentre quando si utilizza uno spettro di probabilità uniforme i risultati si capovolgono (vedi Fig. 42). Inoltre, lo SRS di S1+norme ha un periodo d'angolo  $T_D$  fisso a 2 s, mentre per lo SRS di S5 questo valore cambia per ogni comune: la mappa di  $T_D$  in Fig. 16 mostra che in molte zone dell'Italia settentrionale esso è inferiore a 3s e che nella maggior parte del centro-sud supera 3 s. L'influenza di  $T_D$  è più evidente sui risultati per gli edifici in CA che hanno periodi più alti, situati nel tratto da 0.4 s a  $T_D$ , come confermato dai risultati ottenuti: al Nord, dove  $T_D$  è generalmente minore, il numero di edifici in CA che superano lo stato limite è maggiore con l'input sismico fornito da S1, mentre nel sud, dove i valori di  $T_D$  sono maggiori, avviene il contrario.

Queste analisi, anche se caratterizzate da notevoli semplificazioni sul comportamento strutturale,



mettono bene in evidenza la forte influenza dei dettagli dello spettro di input nei diversi intervalli di periodi dello stesso.

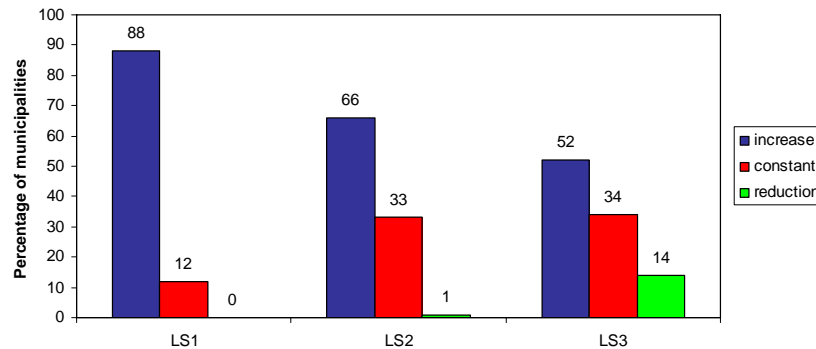


Figure 41 - Percentage of municipalities in which, passing from S1 to S5 using the *spectral shapes*, the number of RC and masonry buildings which exceed the limit state increases, remains constant or increases

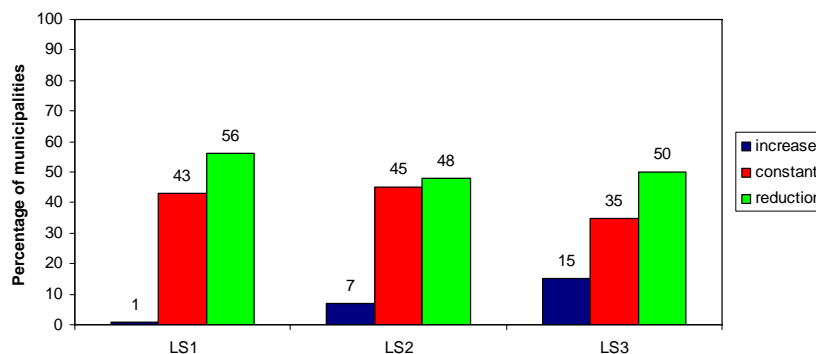


Figure 42 - Percentage of municipalities in which, passing from S1 to S5 using the *uniform hazard spectra*, the number of RC and masonry buildings which exceed the limit state increases, remains constant or increases

## 5 Fattori di rischio e difficoltà maggiori, interazioni

### 5.1 Fattori di rischio/incertezza e difficoltà maggiori

Non sono emersi nel corso del progetto particolari fattori di rischio o difficoltà maggiori, atti a metter in forse il raggiungimento degli obiettivi; sembra tuttavia di interesse segnalare che:

- Il documento programmatico di S5 individuava (Cap. 4) eventuali fattori di rischio legati alla acquisizione di risultati dagli altri progetti S, come la possibile introduzione nel modello di ZS usato nel Task 6 di singole strutture di faglie attive individuate in S2; tale aspettativa fu abbandonata dietro indicazione dai responsabili di S2, i quali chiarirono per tempo che non era realistico attendersi indicazioni di questa natura da quel progetto, per lo meno in forma utile alla valutazione probabilistica della pericolosità, e che la base dati DISS (v. il cap. 3 e l'applicazione fattane nel Deliverable D22) rimaneva in tal senso il punto di riferimento principale per eventuali modellazioni di tipo non poissoniano;
- Come già ricordato nel par. 1.1, per le ragioni spiegate nei par. 2.2.2 e 3.3 si sono rifocalizzati alcuni degli obiettivi iniziali sugli aspetti dei Task 1 e 3 attinenti gli effetti di campo vicino sul modello di azione sismica in spostamento; oltre agli ostacoli computazionali ad una implementazione in sede di pericolosità regionale, anche in sede deterministica pesa soprattutto il fatto che le incertezze su geometria e attività sismica delle faglie sismogenetiche presenti nel territorio nazionale non sono compatibili con i requisiti richiesti dall' applicazione





delle modifiche all'azione sismica di progetto in campo vicino, quale l'indicazione su mappe a scala opportuna delle distanze entro cui si dovrebbe tener conto degli effetti in questione.

- Anche per validazione reciproca, sarebbe stato utile riprodurre indipendentemente, con gli strumenti di calcolo della pericolosità usati da S1 (il codice SEISRISKIII), almeno la mappa relativa ad una ordinata spettrale prodotta da S5; il tentativo, intrapreso con vero spirito di collaborazione dal responsabile della 2a fase di S1, non è purtroppo riuscito per limitazioni del codice citato (rapporto tra valori max. e min, del parametro di pericolosità da rappresentare).

## 5.2 Interazione con altri progetti sismologici e con il DPC

In sintesi, vanno segnalati i seguenti aspetti riguardo all'interazione con gli altri progetti sismologici, complessivamente positiva:

*Progetto S1:* per temi e complementarità di obiettivi è il più prossimo ad S5, il quale, come ampiamente documentato sopra, ha orientato molte scelte fondamentali, a cominciare da quelle del modello di zonazione sismogenetica e dei criteri di completezza, in coerenza con quelle di S1. Soprattutto per quanto riguarda i dati di ingresso si è avuto un grado di interazione soddisfacente: S5 ha potuto beneficiare di risultati ottenuti da S1 (o dal Gruppo di Lavoro 2004) non precedentemente pubblicati, come i tassi di attività e i parametri di Gutenberg e Richter delle singole zone sismogenetiche, v. anche il Deliverable D23 di S1. Meno completo è stato invece il confronto per quanto riguarda i risultati in termini di pericolosità: è per esempio di non trascurabile rilevanza il fatto che per periodi tra 0 e 2 s, gli spettri a probabilità uniforme prodotti dai due progetti differiscono (essendo tendenzialmente più cautelativi quelli di S1), anche se va tenuto presente che alcune scelte fondamentali di albero logico risalgono al Gruppo di Lavoro 2004, e dunque precedettero lo stesso S1.

*Progetto S2:* l'interazione più rilevante è quella già ricordata nel precedente par. 4.1. Va però segnalato che da parte dei responsabili di S2 non è stata sollecitata un'interazione più stretta, mirante ad es. a una ricaduta dei risultati del loro progetto nell'ambito di S5.

*Progetto S3:* si è registrato un interessante scambio di dati ed elaborazioni riguardanti la caratterizzazione geofisica della piana di Gubbio in cui, in particolare, S3 ha fornito ad S5 i dati di 2 piccoli terremoti registrati dalla micrete locale e, viceversa, S5 ha fornito ad S3 una relazione che documenta gli estesi studi di modellazione 2D di risposta sismica dei sedimenti della piana durante i terremoti del 1997-98.

*Progetto S4:* non vi è stata alcuna interazione.

Infine, S5 ha goduto di un'interazione continua, e invero assai proficua con i rappresentanti del DPC (responsabile F. Sabetta), che hanno partecipato a quasi tutte le riunioni plenarie del progetto nei due anni, e hanno partecipato in profondità, anche con suggerimenti importanti, al dibattito scientifico che ivi si è tenuto. Si può dire che per diversi aspetti la partecipazione dei rappresentanti del DPC al progetto è stata paragonabile a quella di un'altra UR.

## 6 Valutazione delle UR del progetto

Si è realizzato nel progetto un grado molto avanzato di interazione nell'attività delle diverse UR,



anche tra quelle operanti in campo sismologico e ingegneristico, e si considera questo – sotto il profilo formativo – un risultato importante, raggiunto anche grazie alla decisione iniziale di mantenere limitato il numero delle UR stesse. Mentre tutte queste hanno dunque contribuito fattivamente al raggiungimento degli obiettivi prefissati, appare rilevante la seguente valutazione più dettagliata del loro apporto:

- E' stato di particolare ampiezza (ben oltre le previsioni) e qualità l'impegno delle UR 6 (Politecnico di Milano) in entrambe le fasi del progetto e UR 3 (INGV Milano) soprattutto nella 1a fase; esse hanno infatti affrontato la raccolta e organizzazione della base dati accelerometrica mondiale, le elaborazioni statistiche degli spettri e della relazione di attenuazione per le ordinate spettrali da 0 a 20 s, l'aggiornamento e perfezionamento del modello di SRS, l'analisi sistematica di valli e bacini chiusi, e la loro identificazione e classificazione sul territorio nazionale. Soprattutto, la UR6 ha condotto nella 2a fase tutti gli studi e calcoli di pericolosità, producendo le mappe per le diverse ordinate spettrali in spostamento, gli spettri a PU per tutti i comuni italiani, e ha curato anche la diffusione su Internet di tutto il materiale.
- Di ottimo livello, e del tutto in linea con le previsioni e i Del. attesi l'operato delle UR2 (INGV Roma), UR4 (INOGS Trieste, che ha prodotto spettacolari simulazioni 3D per la pianura padana), e UR8 (Università di Genova). Particolare apprezzamento merita il lavoro svolto dalla UR7 (Università di Pavia/Eucentre), che ha rappresentato uno degli snodi cruciali tra gli aspetti di pericolosità e quelli di ingegneria sismica del progetto, estendendo il proprio compito fino a valutare la ricaduta dei risultati del progetto in termini di rischio sul territorio nazionale.
- La UR5 (OGS Trieste) ha trovato soprattutto nella 2a fase il giusto aggancio con le esigenze del progetto, e ha prodotto risultati – in termini di scenari e relazioni di attenuazione– sicuramente utili per valutazioni indipendenti sulle mappe di pericolosità ai periodi di ritorno più lunghi.
- La UR1 (INGV Catania), grazie soprattutto all'interazione molto positiva con UR2, ha fatto registrare sensibili progressi nella 2a fase, che hanno portato in particolare alla proposta assai utile della eq. (4).
- Per difficoltà di rapporti sistematici è risultata meno positiva del previsto, ed è stata abbandonata nel corso della 2° fase, la contribuzione della UR9 (Provincia di Trento), non finanziata dal progetto; tale UR ha sofferto di notevoli difficoltà logistiche e lentezza nell'installazione delle stazioni della rete accelerometrica, nonché per il funzionamento inferiore al previsto di alcuni strumenti.

## 7 Deliverables

Sono elencati a continuazione i Deliverables che costituiscono parte integrante del prodotto finale del progetto, e come tali compaiono sul sito Internet dello stesso; essi costituiscono, in diversi casi, versioni finali aumentate e perfezionate di Deliverables intermedi che, per tale ragione, non compaiono nella lista e non vengono messi sul sito.

### Task 1

D1-Completamento base dati mondiale di registrazioni strong motion digitali, acquisizione della componente verticale per tutta la base dati, correzione, e processamento degli spettri.

D2 - Conferma/modifica modello di rif. iniziale FPR04; fortemente aumentato, con elaborazione di relazioni di attenuazione per tutte le ordinate SRS, e formulazione finale di modello aggiornato di azione sismica.



### Task 2

Tema (a):

D5 - Verifica dell'applicabilità al caso italiano delle equazioni di smorzamento equivalente esistenti in letteratura.

D6 (Nuovo)- Studio preliminare sull'influenza dell'uso di mappe di pericolosità sismica in termini di spostamento spettrale sui livelli di rischio sismico in Italia.

D7 (Nuovo) - Studio preliminare per identificare le soglie inferiori significative dello spettro di spostamento

Tema (b):

D10 – Formulazione completa metodo SRS per verifica strutture monumentali. Esempi applicativi (sono contenuti nella relazione scientifica finale della UR8).

### Task 3

D13 - Effetti di campo vicino e del meccanismo di faglia negli spettri di risposta in spostamento.

### Task 4

D16 – Parte 1: Attenuazione delle ordinate spettrali in spostamento in Italia

Parte 2: Attenuazione delle delle ordinate spettrali in spostamento nella zona dell'Etna.

### Task 5

D19 – Bacini sedimentari ed effetti di bordo: influenza negli spettri di risposta in spostamento

### Task 6

D22 (*originariamente indicato come D23*)- Mappe di pericolosità del territorio nazionale in spostamento spettrale per diversi periodi di vibrazione e probabilità di eccedenza, spettri di spostamento a Probabilità Uniforme per tutti i comuni italiani.

D23 (Nuovo) – Saggio comparativo di rappresentazioni della pericolosità in spostamento per la Calabria meridionale derivanti da modello poissoniano e da modello non stazionario (terremoto caratteristico).

## **8 Riferimenti bibliografici**

- Akkar S., Bommer J.J. (2006), Influence of long-period filter cut-off on elastic spectral displacements. *Earthquake Engineering and structural dynamics*, 35: 1145-1165.
- Akkar S., Bommer J.J. (2007), Prediction of elastic displacement response spectra in Europe and the Middle East. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 36(10): 1275-1301.
- Ambraseys N.N., Douglas J. (2003), Near-field horizontal and vertical earthquake ground motions. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 23: 1–18.
- Ambraseys N.N., Douglas J., Sarma S.K., Smit P.M. (2005), Equations for the Estimation of Strong Ground Motions from Shallow Crustal Earthquakes Using Data from Europe and the Middle East: Horizontal Peak Ground Acceleration and Spectral Acceleration. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 3: 1-53.
- Ambraseys N.N., Simpson K. (1996), A Prediction of vertical response spectra in Europe. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 25(4): 401-412.
- ATC (2005), *Improvement of nonlinear static seismic analysis procedures*, FEMA-440, Applied Technology Council, California, USA.
- Bielak J., Loukakis K., Hisada Y., Yoshimura C. (2003), Domain reduction method for three-dimensional earthquake modeling in localized regions. Part I: Theory. *Bulletin of the Seismological Society of America*, 93: 817-824.



- Blandon C.A., Priestley M. N., (2005), Equivalent viscous damping equations for direct displacement based design, *Journal of Earthquake Engineering*, 9 (Special Issue 2): 257-278.
- Bommer J.J., Pinho R. (2006), Adapting earthquake actions in Eurocode 8 for performance-based design. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 35(1): 39-55.
- Bommer J.J., Scherbaum F., Bungum H., Cotton F., Sabetta F., Abrahamson N.A. (2005). On the Use of Logic Trees for Ground Motion Prediction Equations in seismic-Hazard Analysis. *Bulletin of the Seismological Society of America*, 95 (2): 377-389.
- Bommer J.J., Mendis R. (2005), Scaling of spectral displacement ordinates with damping ratios. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 33(2): 145 –165.
- Boore D. M. (2001), Effect of baseline corrections on displacements and response spectra for several recordings of the 1999 Chi-Chi, Taiwan. *Bulletin of the Seismological Society of America*, 91(5): 1199-1211.
- Boore D.M., Joyner W.B., Fumal T.E. (1997), Equations for estimating horizontal response spectra and peak acceleration from Western North American earthquakes: a summary of recent work. *Seismological Research Letters*, 68(1): 128 – 153.
- Boore D. M., Atkinson G. M. (2007), Boore-Atkinson NGA Ground Motion Relations for the Geometric Mean Horizontal Component of Peak and Spectral Ground Motion Parameters, *PEER 2007/01, Pacific Earthquake Engineering Research Center, Berkeley, California* [added 02 July 2007] [http://quake.wr.usgs.gov/~boore/pubs\\_online.php/](http://quake.wr.usgs.gov/~boore/pubs_online.php/)
- Calvi G.M. (1999), A displacement-based approach for vulnerability evaluation of classes of buildings. *Journal of Earthquake Engineering*, 3(3): 411-438.
- Campbell K.W., Bozorgnia Y. (2003), Updated near-source ground-motion (attenuation) relations for the horizontal and vertical components of peak ground acceleration and acceleration response spectra. *Bulletin of the Seismological Society of America*, 93(1): 314-331.
- CEN (Comité Européen de Normalisation) (2004), Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance - Part 1: General rules, seismic actions and rules for buildings, Brussels, May.
- Chávez García F., Faccioli E. (2000), Complex site effects and building codes: Making the leap, *Journal of Seismology*, 4 (1): 23-40.
- Cornell C.A. (1968), Engineering seismic risk analysis, *Bulletin of the Seismological Society of America*, 58: 1583–1606.
- Crowley H., Pinho R. (2006), Simplified equations for estimation of period of vibration of existing buildings. *Proceedings of the First European Conference on Earthquake Engineering and Seismology*, Geneva, Switzerland, Paper no. 1122.
- Crowley H., Pinho R. (2004), Period-height relationship for existing European reinforced concrete buildings. *Journal of Earthquake Engineering*, 8(Special Issue 1): 93-120.
- Crowley H., Pinho R., Bommer J.J. (2004), A probabilistic displacement-based vulnerability assessment procedure for earthquake loss estimation. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 2(2): 173-219.
- Dogliani F., Moretti A., Petrini V. (1994), *Le chiese e il terremoto*. Trieste: Edizioni LINT.
- Doherty K.T., Griffith M.C., Lam N., Wilson J. (2002), Displacement-based seismic analysis for out-of-plane bending of unreinforced masonry walls. *Earth. Engng. and Struct. Dyn.*, 31: 833–50.
- Faccioli E., Cauzzi C., Paolucci R., Vanini M., Villani M., Finazzi D. (2007), Long period strong ground motion and its use as input to displacement based design. In Pitilakis K (Editor). *Earthquake Geotechnical Engineering: 4<sup>th</sup> International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering – Invited Lectures*
- Faccioli E., Maggio F., Paolucci R., Quarteroni, A. (1997), 2D and 3D elastic wave propagation by a pseudo-spectral domain decomposition method. *Journal of Seismology*, 1: 237-251.
- Faccioli E., Paolucci R., Rey J. (2004). Displacement spectra for long periods. *Earthquake Spectra*, 20: 347-376.
- Faccioli E., Vanini M., Paolucci R., Stupazzini M. (2005), Comment on “Domain reduction method for three-dimensional earthquake modelling in localized regions, Part I: Theory” by J. Bielak, K. Loukakis, Y. Hisada, C. Yoshimura, and “Part II: Verification and applications”, by C. Yoshimura, J. Bielak, Y. Hisada, A. Fernández. *Bulletin of the Seismological Society of America*, 95: 763-769.



- Fajfar P., Fischinger M. (1988), N2 – A method for non-linear seismic analysis of regular buildings. *Proceedings of the Ninth World Conference in Earthquake Engineering*, Tokyo-Kyoto, Japan, 5: 111-116.
- Fajfar P. (1999), Capacity spectrum method based on inelastic demand spectra. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 28: 979–993.
- Federal Emergency Management Agency (1997), NEHRP Guidelines for the Seismic Rehabilitation of Buildings. FEMA-273, Washington, DC, USA.
- Freeman SA (1998), Development and use of capacity spectrum method. *Proceedings of the Sixth U.S. National Conf. Earthquake Engineering*, Seattle, Oakland, USA.
- Gruppo di Lavoro per la redazione della mappa di pericolosità sismica (2004), INGV, Rapporto Conclusivo, <http://zonesismiche.mi.ingv.it/>.
- Hisada Y., Bielak J. (2003), A theoretical method for computing near-fault ground motions in layered half-spaces considering static offset due to surface faulting, with a physical interpretation of fling step and rupture directivity. *Bulletin of the Seismological Society of America*, 93 (3): 1154-1168.
- Housner G.W. (1963), The behaviour of inverted pendulum structures during earthquakes. *Bull. Seismol. Soc. Am.*, 17: 40-417.
- Joyner W.B., Boore D.M. (1981), Peak horizontal acceleration and velocity from strong-motion records including records from the 1979 Imperial Valley, California, earthquake. *Bulletin of the Seismological Society of America*, 71(6): 2011-2038
- Joyner W.B., Boore D.M. (1993), Methods for regression analysis of strong-motion data. *Bulletin of the Seismological Society of America*, 83(2): 469-487
- Klin P., Priolo E., Vuan A. (2004), Numerical modelling of strong ground motion using 3D geomodels. *Proceedings of the 13<sup>th</sup> World Conference on Earthquake Engineering*, Vancouver, B.C., Canada, August 1-6, 2004, Paper No. 920.
- Kulkarni R.B., Youngs R.R., Coppersmith K.J. (1984), Assessment of Confidence Intervals for Results of Seismic Hazard Analysis. *Proceedings of the 8<sup>th</sup> World Conference on Earthquake Engineering*, San Francisco, CA, July 21-28, 1984, I: 263-270.
- Ministero delle Infrastrutture e dei Trasporti (2005), Norme tecniche per le costruzioni - Parte I. Roma (G.U. 23-09-2005).
- Moehle J.P. (1992), Displacement-based design of RC structures subjected to earthquakes. *Earthquake Spectra*, 8(3): 403–428.
- Montaldo V. (2006), Seismic hazard and uncertainty assessment in North-Eastern Italy: comparing approaches with varied geological and seismological background. Tesi di Dottorato in Scienze Geologiche e Geotecnologie per l’Ambiente e il Territorio – XVIII Ciclo, Università degli Studi di Milano-Bicocca
- Mortgat C.P., Shah H.C. (1979), A Bayesian model for seismic hazard mapping, *Bulletin of the Seismological Society of America*, 69: 1237-1251.
- Ordaz M., Jara J.M., Singh S.K. (1991), Riesgo sísmico y espectros de diseño en el estado de Guerrero. Technical Report, Instituto de Ingeniería, UNAM, Mexico City.
- Ordinanza PCM 3274 (2003), Primi elementi in materia di criteri generali per la classificazione sismica del territorio nazionale e di normative tecniche per le costruzioni in zona sismica (pubblicato nel Supplemento Ordinario n. 72 della G.U. n. 105 del 8.05.2003)
- Ordinanza PCM 3519 (2006), Criteri generali per l’individuazione delle zone sismiche e per la formazione e l’aggiornamento degli elenchi delle medesime zone, Presidenza del Consiglio dei Ministri, 28 aprile 2006.
- Pacific Earthquake Engineering Research Center (PEER). Next Generation Attenuation of Ground Motions (NGA) Project. [revised July 27 2007]. [http://peer.berkeley.edu/products/nga\\_project.html](http://peer.berkeley.edu/products/nga_project.html)
- Paolucci R. (1999), Shear resonance frequencies of alluvial valleys by Rayleigh’s method. *Earthquake Spectra*, 15(3): 503-521.
- Paolucci R., Rovelli A., Faccioli E., Cauzzi C., Finazzi D., Vanini M., Di Alessandro C. (2007), On the reliability of long period response spectral ordinates from digital accelerograms, Submitted for publication to *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*.



- Pettenati F., Sirovich L. (2003), Tests of source-parameter inversion of the U.S. Geological Survey intensities of the Whittier Narrows, 1987 Earthquake. *Bulletin of the Seismological Society of America*, 93 (1): 47-60.
- Priestley M.J.N., Calvi G.M., Kowalsky M.J. (2007), Displacement-based Seismic Design of Structures. IUSS Press, Pavia, Italy
- Ruiz-Garcia J., Miranda E. (2003), Inelastic displacement ratios for evaluation of existing structures. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 32(8): 1237–1250.
- Sabetta F., Pugliese A. (1996), Estimation of response spectra and simulation of nonstationary earthquake ground. *Bulletin of the Seismological Society of America*, 86(2): 337-352
- Servizio Geologico Nazionale (edz.) (1978), Carta Geologica d'Italia al 500.000.
- SISMOVALP (2004), Priolo E.: Sismovalp Project, WP6 – Simulation benchmark, Report 1.6 - Definition of the 2D simulations (final document), Project Report, June 21, OGS Trieste. (<http://www-igut.obs.ujf-grenoble.fr/sismovalp/>),
- Spudich, P. e Xu L. (2003), Software for calculating earthquake ground motions from finite faults in vertically varying media. In *International Handbook of Earthquake and Engineering Seismology*, Academic Press.
- Stupazzini, M. (2004), A spectral element approach for 3D dynamic soil-structure interaction problems, *PhD. Thesis*, Politecnico di Milano, Italy.
- Wells D.L., Coppersmith K.J. (1994), New empirical relationships among magnitude, rupture length, rupture width, rupture area, and surface displacement. *Bulletin of the seismological Society of America*, 84:974-1002.
- Zhao J.X., Irikura K., Zhang J., Fukushima Y., Somerville P.G., Asano A., Ohno Y., Oouchi T., Takahashi T., Ogawa H. (2006), An Empirical Site-Classification Method for Strong-Motion Stations in Japan Using H/V Response Spectral Ratio. *Bulletin of the Seismological Society of America*, 96: 914-925.