

UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI PADOVA
DIPARTIMENTO DI INGEGNERIA INDUSTRIALE
CORSO DI LAUREA MAGISTRALE IN INGEGNERIA CHIMICA E DEI PROCESSI
INDUSTRIALI

**Tesi di Laurea Magistrale in
Ingegneria Chimica e dei Processi Industriali**

**INTEGRAZIONE DEL RISCHIO SISMICO
IN UN ALBERO DEI GUASTI DINAMICO**

Relatore: Ph.D. Ing. Chiara Vianello

Correlatore: Ph.D. Ing. Paolo Mocellin

Laureando: CESARE PIACEZZI

ANNO ACCADEMICO 2018 – 2019

Riassunto

Questa Tesi si colloca in un ambito di ricerca molto attivo nel settore dell'analisi del rischio nell'industria di processo: lo studio degli eventi *NaTech*, ovvero incidenti industriali causati da catastrofi naturali. In particolare, con questo lavoro ci si pone l'obiettivo di studiare come e con quale entità l'inclusione della possibilità di un accadimento sismico possa modificare i risultati di una tradizionale analisi di affidabilità di un sistema.

Per fare questo è necessario innanzitutto studiare la teoria probabilistica utilizzata comunemente per stimare il rischio sismico. Sulla base di questa viene sviluppata una metodologia che, a partire da dati in letteratura relativi alla vulnerabilità sismica di alcune fra le più comuni apparecchiature utilizzate negli impianti chimici, permette di quantificare la frequenza di guasto di tali apparecchiature a causa dell'accadimento di un evento sismico.

Questa analisi riguarda dunque una singola unità; lo scopo di questo lavoro è tuttavia quello di integrare il rischio sismico nell'analisi di affidabilità di sistemi; si sviluppa pertanto un modello per includere in un albero dei guasti dinamico il risultato che si ottiene dalla metodologia a cui si è fatto accenno in precedenza.

Si applicano infine le suddette procedure ad alcuni casi studio, al fine di verificare se ed in quale misura l'inclusione dei termini sismici in un albero dei guasti tradizionale abbia un impatto sui principali risultati dell'analisi di affidabilità (frequenza media f di accadimento dell'evento top, MTTF).

Gli esiti ottenuti mostrano che, soprattutto per le zone geografiche italiane ad alto rischio sismico, l'inclusione dei termini sismici esercita una notevole influenza sull'analisi di affidabilità.

Indice

INTRODUZIONE	1
CAPITOLO 1 – LO STATO DELL’ARTE SULL’ANALISI DEL RISCHIO	3
1.1 INTRODUZIONE SULL’ANALISI DEL RISCHIO NELL’INDUSTRIA DI PROCESSO	3
1.2 IDENTIFICAZIONE DEI PERICOLI	5
1.3 VALUTAZIONE DEL RISCHIO.....	6
1.4 EVENTI NATURALI NELLA METODOLOGIA DI ANALISI DEL RISCHIO	7
1.4.1 <i>Eventi NaTech nella Direttiva Seveso</i>	9
1.4.1.1 Applicazione della Direttiva Seveso in Italia	10
1.5 SCOPO DELLA TESI	10
CAPITOLO 2 – ANALISI DI AFFIDABILITÀ DI UN SISTEMA SEMPLICE	13
2.1 BASI DEL CALCOLO DI PROBABILITÀ.....	13
2.2 AFFIDABILITÀ.....	15
2.3 IL TASSO DI GUASTO.....	18
CAPITOLO 3 – IL RISCHIO SISMICO	21
3.1 IL FENOMENO SISMICO	21
3.1.1 <i>Quantificazione dell’entità di un terremoto</i>	21
3.2 MODELLI DI RICORRENZA.....	22
3.2.1 <i>Parametri di ricorrenza sismica nella Regione Mediterranea</i>	23
3.3 PROBABILITÀ DI ACCADIMENTO DI UN FENOMENO SISMICO.....	25
3.4 RELAZIONI DI ATTENUAZIONE.....	26
3.4.1 <i>Equazione di attenuazione di Akkar e Bommer</i>	26
3.5 FUNZIONI DI FRAGILITÀ.....	27
3.6 QUANTIFICAZIONE DEL RISCHIO SISMICO	28
3.7 RISCHIO SISMICO ASSOCIATO A UN SERBATOIO A PRESSIONE ATMOSFERICA.....	30
3.7.1 <i>Serbatoio atmosferico ancorato</i>	30
3.7.2 <i>Serbatoio atmosferico non ancorato</i>	37
3.8 RISCHIO SISMICO ASSOCIATO A UN SERBATOIO IN PRESSIONE.....	42
3.9 RISCHIO SISMICO ASSOCIATO A UN REATTORE PRESSURIZZATO.....	45
3.10 RISCHIO SISMICO ASSOCIATO A UNA POMPA CENTRIFUGA	47
3.11 RISCHIO SISMICO ASSOCIATO A UNA SOTTOSTAZIONE ELETTRICA	50
3.12 RISCHIO SISMICO ASSOCIATO A UN GRUPPO ELETTROGENO.....	53
3.13 RISCHIO SISMICO ASSOCIATO A UN COMPRESSORE	55
CAPITOLO 4 – ANALISI DI AFFIDABILITÀ DI SISTEMI COMPLESSI	59
4.1 INTERAZIONI FRA SISTEMI	59
4.1.1 <i>Sistemi in serie</i>	60
4.1.2 <i>Sistemi in parallelo</i>	62
4.2 INTEGRAZIONE DEL RISCHIO SISMICO NELL’ANALISI DI AFFIDABILITÀ	63
4.3 ALBERO DEI GUASTI	66
4.3.1 <i>Analisi logica di un albero dei guasti</i>	67
4.3.2 <i>Analisi probabilistica dell’albero dei guasti</i>	68
4.3.3 <i>Schematizzazione dei termini sismici nell’albero dei guasti</i>	69

CAPITOLO 5 – CASO STUDIO: SERBATOIO A PRESSIONE ATMOSFERICA.....	73
5.1. ALBERO DEI GUASTI SENZA INCLUSIONE DEL FENOMENO SISMICO	73
5.1.1 <i>Risultati analisi logica</i>	74
5.1.2 <i>Risultati analisi probabilistica</i>	74
5.2 ALBERO DEI GUASTI CON L'INCLUSIONE DEL FENOMENO SISMICO	76
5.2.1 <i>Tenuta strutturale del serbatoio</i>	76
5.2.2 <i>Sistema di controllo del livello</i>	77
5.2.3 <i>Decomposizione dei termini sismici dell'albero</i>	78
5.2.4 <i>Risultati analisi logica</i>	79
5.2.5 <i>Risultati analisi probabilistica</i>	79
CAPITOLO 6 – CASO STUDIO: SERBATOIO PRESSURIZZATO	89
6.1. ALBERO DEI GUASTI SENZA INCLUSIONE DEL FENOMENO SISMICO	89
6.1.1 <i>Risultati analisi logica</i>	90
6.1.2 <i>Risultati analisi probabilistica</i>	90
6.2 ALBERO DEI GUASTI CON L'INCLUSIONE DEL FENOMENO SISMICO.....	93
6.2.1 <i>Tenuta strutturale del serbatoio</i>	93
6.2.2 <i>Sistema di controllo della pressione</i>	94
6.2.3 <i>Sistema di compressione</i>	94
6.2.4 <i>Decomposizione dei termini sismici</i>	95
6.2.5 <i>Risultati analisi logica</i>	95
6.2.6 <i>Risultati analisi probabilistica</i>	96
CAPITOLO 7 – CASO STUDIO: SERBATOIO CON SISTEMA DI RAFFREDDAMENTO.....	101
7.1 ALBERO DEI GUASTI SENZA INCLUSIONE DEL FENOMENO SISMICO	101
7.1.1 <i>Risultati analisi logica</i>	103
7.1.2 <i>Risultati analisi probabilistica</i>	104
7.2 ALBERO DEI GUASTI CON INCLUSIONE DEL FENOMENO SISMICO.....	105
7.2.1 <i>Decomposizione dei termini sismici</i>	106
7.2.2 <i>Risultati analisi logica</i>	106
7.2.3 <i>Risultati analisi probabilistica</i>	107
CAPITOLO 8 – CASO STUDIO: SISTEMA DI POMPAGGIO	113
8.1 ALBERO DEI GUASTI SENZA INCLUSIONE DEL FENOMENO SISMICO	113
8.1.1 <i>Risultati analisi logica</i>	114
8.1.2 <i>Risultati analisi probabilistica</i>	115
8.2 ALBERO DEI GUASTI CON L'INCLUSIONE DEL FENOMENO SISMICO.....	117
8.2.1 <i>Risultati analisi logica</i>	118
8.2.2 <i>Risultati analisi probabilistica</i>	118
CONCLUSIONI.....	123
NOMENCLATURA	125
APPENDICE A – FIGURE ALBERI DEI GUASTI.....	127
A.1 SERBATOIO A PRESSIONE ATMOSFERICA.....	127
A.1.1 <i>Albero dei guasti senza integrazione dell'evento sismico</i>	127
A.1.2 <i>Albero dei guasti con inclusione dei termini sismici</i>	128
A.1.3 <i>Albero dei guasti con inclusione e scomposizione dei termini sismici</i>	129
A.2 SERBATOIO PRESSURIZZATO.....	130

A.2.1 Albero dei guasti senza integrazione dell'evento sismico.....	130
A.2.2 Albero dei guasti con inclusione dei termini sismici.....	131
A.2.3 Albero dei guasti con inclusione e scomposizione dei termini sismici	132
A.3 SERBATOIO CON SISTEMA DI RAFFREDDAMENTO	133
A.3.1 Albero dei guasti senza integrazione del fenomeno sismico.....	133
A.3.2 Albero dei guasti con inclusione dei termini sismici.....	134
A.3.3 Albero dei guasti con inclusione e scomposizione dei termini sismici	135
A.4 SISTEMA DI POMPAGGIO.....	136
A.4.1 Albero dei guasti senza integrazione dell'evento sismico.....	136
A.4.2 Albero dei guasti con inclusione dei termini sismici.....	137
BIBLIOGRAFIA.....	139

Introduzione

A partire dagli anni Settanta dello scorso secolo, alcuni importanti incidenti accaduti ad industrie chimiche (fra i più gravi si ricordano Seveso nel 1976, Bhopal nel 1984, Flixborough nel 1974), hanno sollevato il problema della sicurezza in tali attività; la questione ha infatti importanti ripercussioni sul piano sociale, sul piano ambientale e sul piano economico.

Per gestire il tema della sicurezza è nata la disciplina dell'analisi del rischio, che, tra gli svariati campi in cui trova applicazione, è particolarmente utile nell'ambito dell'industria chimica.

In Europa sono stati fatti grandi passi avanti in questo senso; di notevole importanza è la Direttiva Seveso, giunta ad oggi alla terza versione (Direttiva Seveso III), che riguarda l'individuazione e la gestione dei grandi rischi industriali. Molte delle tecniche usate nell'analisi del rischio sono state formalizzate e standardizzate, sicché essa risulta ora un procedimento efficace e consolidato.

Tuttavia, nel ricercare le varie cause che possono condurre ad un incidente, in tale analisi normalmente ci si focalizza soltanto su fattori *interni* al sistema (tipicamente un impianto); queste cause sono tipicamente guasti di natura tecnica, e/o errori umani.

Si constata invece che, fra le diverse cause che portano a eventi incidentali, alcune di esse sono *esterne* al sistema; tra queste vi sono le catastrofi naturali. È chiaro, infatti, che eventi come alluvioni, uragani, frane, terremoti, possono creare gravi danni qualora dovessero interferire con un impianto industriale.

Eventi di questo tipo, ovvero accadimenti in cui una catastrofe naturale interagisce con un insediamento industriale, sono detti incidenti *NaTech* (dall'inglese *Natural-Technological accidents*).

Un evento *NaTech* piuttosto recente è stato l'incidente nucleare di Fukushima nel 2011, causato da uno tsunami; questo incidente ha avuto un enorme impatto mediatico, sollevando in tutto il mondo l'importanza di tali fenomeni.

Purtroppo, l'integrazione della valutazione dei rischi *NaTech* all'interno della procedura standard di analisi del rischio non è semplice, a causa soprattutto della difficoltà nel prevedere e caratterizzare tali eventi. Ad oggi, nessuno Stato in Europa adotta dei provvedimenti specifici per l'analisi dei rischi *NaTech*; è però ovviamente riconosciuta la loro importanza, e dunque sono in atto molte ricerche al fine di riuscire a sviluppare una metodologia in grado di includere anche i rischi *NaTech* nel quadro dell'analisi del rischio.

La seguente Tesi si pone proprio in quest'ottica: l'obiettivo consiste infatti nel ricercare una metodologia che includa il rischio sismico (evento naturale) nell'analisi di affidabilità di un impianto industriale.

Questa Tesi è suddivisa in 8 Capitoli; nel Capitolo 1 si espongono le basi dell'analisi del rischio, collocando l'argomento della Tesi all'interno di tale contesto. Nel Capitolo 2 è esposta la metodologia per la stima dell'affidabilità di un sistema semplice, basata su calcoli probabilistici. Nel Capitolo 3 vengono brevemente introdotti i concetti cardine della sismologia, con particolare attenzione sulla valutazione della probabilità di accadimento di un sisma; è infine esposta ed applicata una procedura per la quantificazione del rischio sismico. Il Capitolo 4 riguarda lo studio delle interazioni fra i sistemi; viene qui illustrata la metodologia di integrazione del rischio sismico nell'analisi di affidabilità. Nei successivi Capitoli vengono trattati alcuni casi studio per applicare la metodologia di integrazione del rischio sismico nella tradizionale analisi di affidabilità. In particolare, nel Capitolo 5 si tratta il caso di un serbatoio di stoccaggio atmosferico, nel Capitolo 6 di un serbatoio di stoccaggio pressurizzato, nel Capitolo 7 di un serbatoio di stoccaggio incamiciato, ed infine nel Capitolo 8 di un sistema di pompaggio.

Capitolo 1

Lo stato dell'arte sull'analisi del rischio

In questo Capitolo viene svolta un'introduzione sulla disciplina dell'analisi del rischio applicata all'industria di processo. Vengono brevemente presentati i vari passi che compongono la procedura, in modo da avere una visione di insieme sull'analisi del rischio.

Oltre a ciò, si introduce il concetto di interazione fra catastrofi naturali e incidenti tecnologici, che è l'oggetto principale di questa Tesi.

1.1 Introduzione sull'analisi del rischio nell'industria di processo

Nell'ambito dell'industria chimica il tema della sicurezza è di particolare rilevanza. Infatti, è comunemente noto che nella maggior parte degli impianti chimici vengono lavorate sostanze che possono essere tossiche, infiammabili, esplosive. Nel pensiero collettivo, a tali sostanze ed alle industrie in cui sono tratte è spesso associato il concetto di *pericolo*. Questa consapevolezza ha preso piede a partire dalla seconda metà dello scorso secolo, quando, in diverse parti del mondo, si sono verificati dei gravissimi incidenti in impianti chimici che hanno appunto sollevato l'importante questione della sicurezza nell'industria di processo.

L'incidente che ha forse ricevuto più attenzione a livello globale è quello di Bhopal, in India, accaduto il 3 dicembre 1984. Ciò che avvenne fu il rilascio di circa 25 tonnellate di metil isocianato, intermedio tossico impiegato nella produzione di pesticidi, causando oltre 2000 morti e, secondo alcune stime, 20000 feriti. Fra le diverse cause che portarono a questo incidente, è fondamentale ricordare l'inoperatività dei presidi di sicurezza dell'impianto al momento dell'incidente.

D'altra parte, negli stessi anni anche in Europa ci furono gravi incidenti in impianti chimici; tra questi si ricorda innanzitutto il disastro di Seveso, in Italia. Il 10 luglio 1976, un reattore per la produzione di triclorofenolo, un battericida, andò fuori controllo. La temperatura nel reattore incominciò a crescere, creando condizioni favorevoli per la formazione di TCDD, la più potente e tossica diossina di cui si ha conoscenza. Si calcola che circa 2 kg di TCDD vennero rilasciati in atmosfera. Sebbene la quantità sopracitata possa essere considerata modesta, bisogna ricordare che la TCDD risulta fatale in dosi pari a circa 10^{-9} volte il peso corporeo; inoltre è una sostanza per cui il processo di

decontaminazione risulta molto complesso. Per questi motivi, l'incidente di Seveso è annoverato fra i più gravi della storia dell'industria chimica.

Un altro importante incidente avvenuto in Europa è quello di Flixborough, in Inghilterra. L'impianto chimico in questione produceva caprolattame, intermedio chimico per la produzione di plastiche; nel processo era utilizzato cicloesano. Il primo di giugno del 1974 si verificò una rottura delle tubazioni contenenti cicloesano, e circa 30 tonnellate della sostanza vennero rilasciate nell'atmosfera, creando una nube di vapori infiammabili. In seguito ad un innesco, la nube esplose causando il decesso di 28 persone e la totale distruzione dell'impianto con danni anche nelle zone limitrofe.

Per quanto riguarda il continente americano, un incidente molto significativo fu quello che avvenne a Pasadena il 23 ottobre 1989. L'impianto produceva polietilene; anche in questo caso ci fu un rilascio accidentale in atmosfera di una miscela infiammabile in fase gas. La nube di vapori si innescò, risultando in un'esplosione che causò 23 morti, 314 feriti, e dei danni materiali pari a oltre 715 milioni di \$.

In definitiva, questi ed altri incidenti hanno fatto sì che si acquisisse consapevolezza del problema della sicurezza nelle industrie chimiche. È nata quindi una nuova disciplina ingegneristica, l'*analisi del rischio*, al fine di analizzare e gestire tali problematiche. All'inizio del paragrafo è stato nominato il termine *pericolo*, in questo caso riferito alle attività industriali chimiche, che tuttavia è un termine qualitativo. Lo scopo dell'analisi del rischio è di rendere *quantificabile* il vago concetto di pericolo, e per fare ciò si introduce la fondamentale definizione di *rischio*:

$$r = f \times M . \quad (1.1)$$

Il rischio r è quindi definito come il prodotto fra la frequenza f di un determinato accadimento e la magnitudo M dei danni ad esso associata.

L'analisi del rischio si svolge attraverso la procedura generale schematizzata nella seguente Figura 1.1.

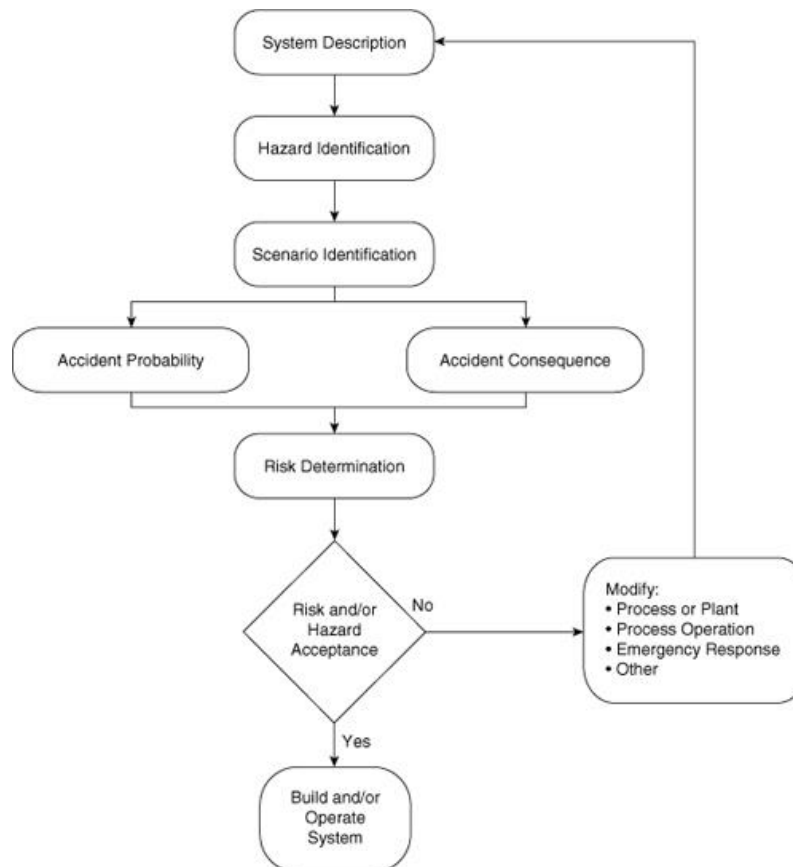


Figura 1.1. Schematizzazione della procedura di analisi del rischio.
(Crowl e Louvar, 2011)

Seguendo i flussi logici riportati nella precedente Figura 1.1, si osserva come la base di tutta la procedura sia l'accurata comprensione e descrizione del sistema in analisi (*System Description*).

1.2 Identificazione dei pericoli

La prima parte fondamentale dell'analisi del rischio consiste nell'*identificazione dei pericoli*. Questa fase corrisponde ai blocchi denominati *Hazard Identification* e *Scenario Identification* nella Figura 1.1. L'obiettivo di questa fase è di capire quali siano i pericoli associati al sistema analizzato. I risultati di questo studio sono prevalentemente qualitativi, ma i risultati ottenuti si rivelano fondamentali per i successivi passi che servono a quantificare il rischio.

Tabella 1.1. *Metodi di Identificazione del pericolo e Identificazione scenari incidentali.*

Metodo	Descrizione	Livello
<i>Liste di controllo</i>	Dalla compilazione delle liste di controllo, esistenti per diversi processi chimici, si riescono a identificare diversi pericoli.	Preliminare
<i>Fire and Explosion Index</i>	Permette di valutare la pericolosità di diverse zone dell'impianto, quantificandola con l'indice <i>F&EI</i> .	Preliminare
<i>What If?</i>	Consiste nel porre la domanda "cosa succede se?" riguardo a diversi possibili fenomeni indesiderati.	Intermedio
<i>HAZOP</i>	Procedura formale e sistematica, consiste nell'applicare diverse <i>parole guida</i> alle varie aree dell'impianto, per identificare tutte le possibili deviazioni dalle condizioni desiderate	Approfondito

I principali metodi per l'identificazione dei pericoli sono sintetizzati nella precedente Tabella 1.1.

1.3 Valutazione del rischio

Una volta che si è compreso qualitativamente *cosa* può accadere al sistema in analisi (identificazione dei pericoli), si procede con la valutazione quantitativa del rischio. In riferimento alla Figura 1.1, si tratta dei blocchi *Accident Probability*, *Accident Consequence*, *Risk determination* e *Risk and/or hazard acceptance*.

A partire dagli scenari incidentali individuati, si procede con il calcolo quantitativo del rischio. Per fare ciò è necessario stimare la frequenza f con cui si presenta il determinato scenario incidentale e l'entità dei danni M associata al verificarsi di tale accadimento (Equazione (1.1)).

In base ad un valore soglia, si valuta quindi se il rischio calcolato per il sistema in analisi sia accettabile o meno. Nel caso in cui il rischio sia troppo elevato, è necessario apportare delle modifiche all'impianto (blocco *Modify* nella Figura 1.1), affinché il rischio risulti minore; per fare ciò, bisogna abbassare f e/o M . Misure atte alla diminuzione della frequenza di un determinato accadimento incidentale sono dette *preventive*, mentre misure finalizzate a ridurre i danni associati all'incidente sono dette *protettive*.

Per il calcolo della magnitudo M si fa riferimento a diversi modelli chimico-fisici; una metodologia molto utilizzata per la valutazione delle diverse possibili conseguenze incidentali consiste nella costruzione dell'*albero degli eventi*.

Le metodologie per il calcolo della frequenza f di un determinato scenario incidentale sono invece trattate in dettaglio nei successivi Capitoli, dato che costituiscono il tema principale di questo lavoro di Tesi.

In definitiva, grazie alla procedura di analisi di rischio illustrata nella Figura 1.1, è possibile affrontare razionalmente ed oggettivamente il problema di valutare la pericolosità (o, inversamente, la sicurezza) di una determinata attività, ovvero quantificandone il rischio.

1.4 Eventi naturali nella metodologia di analisi del rischio

La procedura di analisi del rischio è stata storicamente sviluppata considerando la possibilità di incidenti dovuta ad avarie di tipo tecnologico o ad errori umani. Gli esempi di incidenti riportati precedentemente (§1.1) ne sono un esempio.

Tuttavia, una situazione incidentale può essere dovuta anche a cause di tipo diverso; si osserva infatti che disastri naturali possono avere un importante impatto sull'integrità strutturale di componenti impiantistici, sistemi ausiliari, strumentazioni, supporti strutturali, ovvero tutte le diverse parti che costituiscono un impianto. Catastrofi naturali come terremoti o alluvioni possono quindi causare incidenti di elevata gravità, causando potenzialmente scenari incidentali comprendenti incendi, esplosioni, dispersioni di sostanze tossiche. Incidenti di questo tipo sono comunemente denominati *incidenti NaTech*, ovvero, dall'inglese, *Natural-Technological accidents*.

Un esempio piuttosto recente e molto grave di incidente *NaTech* è il disastro nucleare di Fukushima, avvenuto in Giappone l'11 marzo 2011, considerato l'incidente nucleare più significativo dopo Chernobyl. L'evento fu causato dallo tsunami generato dal terremoto di Tohoku, che danneggiò i generatori di emergenza atti al raffreddamento dei reattori nucleari.



Figura 1.2. Centrale nucleare di Fukushima dopo l'incidente dell'11/03/2011

Altri esempi rilevanti sono una serie di rilasci di sostanze chimiche dovuti all'azione dell'uragano Harvey in Texas nel 2017 e la rottura di un tratto della *Trans-Ecuadorian oil pipeline* nel 2013 a causa di una frana, causando un grave problema di inquinamento (Krausman *et al.* (2019)).

È dunque chiaro che è di fondamentale importanza includere considerazioni riguardanti scenari incidentali *NaTech* nella procedura di analisi del rischio. Tuttavia, questo compito è particolarmente arduo poiché consiste nell'individuazione di ciascun possibile evento esterno ai confini del sistema in analisi (tipicamente un impianto); per fare ciò, sarebbero necessari studi in campo geologico, sismologico, idrologico e meteorologico, che andrebbero a sommarsi alle varie analisi riguardanti l'impianto in sé elencate in precedenza (Identificazione dei pericoli, Valutazione del rischio). Per tale motivo, una esaustiva e completa metodologia per l'integrazione delle tematiche *NaTech* all'interno della procedura di analisi del rischio non è ancora stata sviluppata.

Oltre ad una difficoltà teorica nello sviluppare metodologie predittive dei fenomeni *NaTech*, c'è inoltre da sottolineare una scarsa quantità di dati disponibile sulla tematica. Le ragioni sono diverse: in situazioni di disastri naturali, gli incidenti tecnologici che ne derivano sono spesso considerati come secondari, e la loro importanza è riconosciuta solo in termini medio-lunghi, ovvero quando l'impatto diventa tangibile. Oltre a ciò, la scarsità di dati a riguardo di scenari *NaTech* è anche dovuta a ragioni economiche: altri aspetti della tematica dell'analisi del rischio sono percepiti come più critici, e dunque molte industrie non considerano come prioritario e redditizio un investimento sulla protezione da rischi *NaTech*.

D'altra parte, nel mondo della ricerca c'è stato un netto interesse riguardo alla questione in analisi; infatti, come si osserva nella Figura 1.3, il numero di pubblicazioni riguardanti i rischi *NaTech* sono quasi triplicati dal decennio 2001-2010 agli anni 2011-2018.

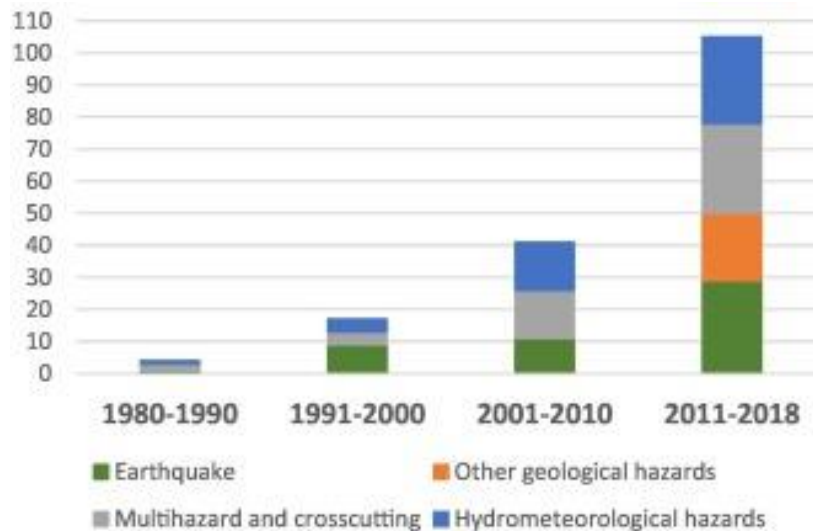


Figura 1.3. *Progresso nel tempo della ricerca su fenomeni NaTech: n° di pubblicazioni per arco temporale.*
(Cruz et al. (2019))

Questo trend è riconducibile, tra gli altri fattori, alla consapevolezza globale del problema dei cambiamenti climatici in continua crescita e relativi eventi *NaTech* collegati (alluvioni, frane).

Osservando la precedente Figura 1.3 si ha inoltre la conferma che i temi *NaTech* sono di natura fortemente interdisciplinare: gli articoli scientifici spaziano infatti dall'ingegneria civile, alla geologia, idro-meteorologia, fino a tematiche riguardanti l'interazione fra i vari rischi (*Multihazard and crosscutting*) (Cruz et al. (2019)).

1.4.1 Eventi *NaTech* nella Direttiva Seveso

Si è visto in precedenza che lo studio dei fenomeni *NaTech* è di notevole complessità e relativamente recente; per tali motivi, nessuno fra i paesi membri dell'Unione Europea ha ad oggi in programma azioni specifiche di gestione del rischio e delle emergenze che contemplino esplicitamente la tematica dell'interazione fra disastri naturali e impianti industriali.

Infatti, nella Direttiva Europea 96/82/EC (detta anche Seveso II), riguardante i grandi rischi industriali, non sono presenti specifici requisiti riguardo alla gestione dei rischi *NaTech*; vi sono soltanto degli accenni indiretti a potenziali effetti domino fra diversi scenari incidentali.

Tuttavia, nel 2011, la Commissione Europea per la prima volta ha esplicitamente affrontato la questione in merito agli effetti domino causati appunto da eventi catastrofici naturali. In particolare, sono state delineate alcune linee guida che ciascun sistema nazionale di valutazione del rischio dovrebbe applicare:

- Identificazione di possibili scenari *Multihazard* (effetti domino fra diversi eventi incidentali)
- Valutazione del rischio per ciascun differente scenario
- Valutazione delle conseguenze associate a ciascun differente scenario

Tuttavia, sono riconosciute le difficoltà di questo tipo di analisi. In particolare, dato che il problema è fortemente multidisciplinare, si pone accento sulla sfida di coordinare le diverse specializzazioni con competenza su ciascuna specifica area (Pilone *et al.* (2017)). Il 4/07/2012 è stata pubblicata la Direttiva 2012/18/EU, detta Direttiva Seveso III, 14 anni dopo l'uscita della Direttiva Seveso II. Per quanto riguarda le tematiche *NaTech* non vi sono però sostanziali punti di differenza fra la Seveso III e la precedente Seveso II; infatti, sono rimasti pressoché invariati gli accenni agli effetti domino e scenari *multihazard*. In definitiva si può concludere che, a partire dagli anni 70 fino ad oggi, sono stati raggiunti molti risultati nel campo della sicurezza nell'industria di processo e gestione del rischio, specialmente in ambito europeo con le Direttive Seveso. Infatti, si è giunti ad una efficiente formalizzazione delle varie procedure, dei vari metodi e standard dell'analisi del rischio. Ma, allo stesso tempo, l'identificazione di tutti i possibili scenari incidentali (tra cui i *NaTech*), e la capacità di prevedere e gestire gli stessi, sono ancora argomenti tutt'altro che assimilati (Perna *et al.* (2017)).

1.4.1.1 Applicazione della Direttiva Seveso in Italia

La direttiva Seveso III è stata rettificata in Italia attraverso il Decreto Legislativo 105/2015. Per quanto riguarda la relazione fra pericoli naturali e industriali, si riscontra che tale relazione è intesa come esclusivamente unidirezionale (impatto dalle industrie agli elementi naturali), attraverso la definizione di diverse *zone di vulnerabilità*. Il tema *NaTech* è invece evidentemente considerato meno strategico.

Tuttavia, alcune singole Provincie e Regioni italiane hanno mosso dei passi successivi rispetto al Decreto nazionale, almeno per quanto riguarda la comprensione dei diversi possibili pericoli.

Ad esempio, in Piemonte dal 2010 vigono delle dettagliate linee-guida contenenti le diverse tipologie di elementi naturali da considerare per valutare la compatibilità di essi con le attività industriali (Pilone *et al.* (2017)).

1.5 Scopo della Tesi

Come spiegato in precedenza, per svolgere una procedura di analisi del rischio esaustiva bisognerebbe considerare un impianto non solo come un sistema a sé stante, bensì come un sistema interagente con l'ambiente esterno. In particolare, sarebbe necessario individuare e valutare tutti i possibili scenari incidentali, siano essi causati da eventi

interni al sistema stesso o esterni. Fare ciò richiede tuttavia un complesso studio multidisciplinare.

Fra i vari fenomeni *NaTech* (terremoti, alluvioni, ecc.), in questa Tesi si pone l'attenzione sul fenomeno naturale sismico. Infatti, fra le diverse catastrofi naturali, i terremoti possono causare enormi danni alle strutture che costituiscono un impianto chimico. Un esempio è dato dal terremoto avvenuto il 12/05/2008 a Wenchuan, in Cina. Nella zona sorgevano diversi impianti chimici, fra cui uno stabilimento per la produzione di fertilizzanti che andò completamente distrutto, come si nota nella seguente fotografia:



Figura 1.4. Resti di apparecchiature chimiche in seguito al terremoto di Wenchuan del 2008 (Krausmann et al. (2010)).

Un altro esempio dell'interazione fra la catastrofe naturale sismica e un impianto chimico è la distruzione di un impianto metallurgico in Giappone in seguito al terremoto di Tohoku del 2011. L'entità dei danni è visibile nella seguente fotografia:



Figura 1.5. Resti del forno dell'acciaieria di Kashima in seguito al terremoto di Tohoku del 2010 (Krausmann et al. (2013)).

L'obiettivo di questa Tesi consiste nello sviluppo di una metodologia per integrare il fenomeno sismico nel calcolo della frequenza di un dato scenario incidentale. Dunque, ricordando la definizione di rischio ($R = f \times M$), non verranno studiati gli effetti di terremoto sulla magnitudo di un dato scenario incidentale (M), bensì si analizzerà se e in quale modo la catastrofe naturale impatta sul termine di frequenza f .

Per fare ciò è necessario studiare innanzitutto il metodo standard per il calcolo della frequenza f di un certo evento incidentale, relativa a cause incidentali *interne* al sistema, e successivamente integrare quest'ultima con il fattore *esterno* in analisi (terremoto).

Capitolo 2

Analisi di affidabilità di un sistema semplice

In accordo con l'obiettivo di Tesi sopraindicato, fra i vari passi che costituiscono l'analisi del rischio l'attenzione è posta sul calcolo della frequenza di accadimento di un dato scenario incidentale.

Tipicamente l'accadimento di uno scenario incidentale non è mai dovuto soltanto ad un singolo guasto; è invece il risultato dell'interazione di diverse situazioni di malfunzionamento. In questo Capitolo vengono illustrate tecniche per l'analisi di affidabilità di un *sistema semplice*, che costituiscono la base dei successivi calcoli di affidabilità che tengono in considerazione l'interazione fra diversi sistemi.

2.1 Basi del calcolo di probabilità.

Si constata che è praticamente impossibile determinare e controllare tutte le caratteristiche di un impianto al fine di eseguire un calcolo diretto e rigoroso delle frequenze di un dato scenario incidentale; pertanto, il problema viene affrontato in termini statistici. In particolare, questo tipo di studio prende il nome di *analisi di affidabilità dei sistemi*, all'interno del quale si utilizzano tecniche di calcolo probabilistiche.

Non esiste una definizione univoca ed esaustiva del concetto di *probabilità*; il significato assunto dalla scuola empirista è espresso dalla seguente definizione, basata sul concetto di frequenza relativa:

$$P(A) = f(A) = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{n(A)}{N}. \quad (2.1)$$

In riferimento alla (2.1), N è il numero di prove effettuate e $n(A)$ il numero di prove in cui si realizza l'avvenimento A . Dunque, secondo questa definizione, la probabilità che si verifichi un evento A coincide con la sua frequenza di accadimento supponendo di poter effettuare un numero infinito di esperimenti.

Sulla base della definizione (2.1) è possibile derivare alcune proprietà caratteristiche del concetto di probabilità. In particolare, la probabilità che si verifichi un accadimento A ,

ovvero la realizzazione di un esito appartenente al sottoinsieme A dello spazio campionario S , è soggetta ai seguenti assiomi:

$$0 \leq P(A) \leq 1 ; \quad (2.2)$$

$$P(\emptyset) = 0 ; P(S) = 1 . \quad (2.3)$$

Inoltre, se si definisce $C = A + B$, dove C è quindi l'insieme unione contenente tutti gli elementi di A e B , allora vale la seguente relazione, nota anche come *teorema della probabilità totale*:

$$P(C) = P(A) + P(B) - P(A \cdot B) , \quad (2.4)$$

dove $A \cdot B$ è l'insieme intersezione di A e B , ovvero contiene solo gli elementi comuni di A e B . Chiaramente, se A e B sono disgiunti, ovvero non hanno elementi in comune, la (2.4) diventa:

$$P(C) = P(A) + P(B) . \quad (2.5)$$

Se si considera ora un esperimento X che sia il risultato di alcuni sub-esperimenti indipendenti fra loro A_i , risulta che:

$$P(X) = P(\prod_{i=1}^n A_i) = \prod_{i=1}^n P(A_i) . \quad (2.6)$$

$P(X)$ è quindi la probabilità che si verifichi l'accadimento X all'interno dello spazio campionario S , dove X comprende assieme tutte le condizioni indipendenti A_i .

Di particolare interesse per l'analisi di affidabilità è invece il concetto di *probabilità condizionata*, che riguarda eventi dipendenti fra loro: essa è definita come la probabilità che un accadimento X si verifichi se l'evento A avviene in un primo sub-esperimento e l'evento B in un secondo sub-esperimento, dove l'evento A dipende dall'evento B . La probabilità che avvenga l'evento A , sapendo che è già avvenuto l'evento B , è indicata con $P(A/B)$. La suddetta probabilità condizionata può essere calcolata mediante la seguente equazione:

$$P(X) = P(A \cdot B) = P(A/B)P(B) . \quad (2.7)$$

Il termine $P(A/B)$ nella (2.7) è definito come segue:

$$P(A/B) = \frac{P(A+B)}{P(B)} . \quad (2.8)$$

L'insieme delle (2.7) e (2.8) è noto come *Teorema di Bayes*.

2.2 Affidabilità

Si ricorda che l'obiettivo è di sviluppare una metodologia per il calcolo della frequenza di un dato accadimento incidentale; il punto di partenza per tale studio è il calcolo dell'affidabilità di un *sistema semplice*, il che significa che non vengono considerate le interazioni con altri sistemi.

Si definisce *affidabilità* $R(t)$ la probabilità che un sistema semplice che abbia iniziato a operare correttamente al tempo $t=0$ continui ad operare al tempo t :

$$R(t) = P(\tau > t), \quad (2.9)$$

dove τ è il tempo in cui si registra il non-guasto dell'unità semplice. τ è dunque quindi la variabile aleatoria sulla quale è definita la funzione di probabilità; essa rappresenta lo stato del sistema semplice, che può essere di funzionamento (se $\tau > t$) o di guasto (se $\tau < t$).

È possibile definire l'affidabilità anche in un'ottica empirista:

$$R(t) = 1 - \frac{N_f(t)}{N} = \frac{N_s(t)}{N}. \quad (2.10)$$

Il significato della (2.10) è il seguente: se si considerano N esemplari di un sistema semplice che operano senza essere sostituiti, allora, dopo un certo tempo t , $N_f(t)$ è il numero di esemplari che hanno subito guasti. D'altra parte, $N_s(t)$ è il numero degli esemplari dell'unità semplice che, al tempo t , non hanno subito guasti. La somma di $N_s(t)$ e $N_f(t)$ ovviamente deve essere sempre uguale al numero totale N di esemplari considerati. La (2.10) mette inoltre in evidenza il fatto che l'affidabilità è una funzione di probabilità in accordo con la definizione empirista di probabilità (2.1); in particolare, lo spazio campionario S corrisponde a tutti gli esemplari N del dato componente analizzati, mentre il sottoinsieme A corrisponde al numero di esemplari funzionanti N_s , che varia al variare dal tempo t . Anche in questo caso, ciò che la funzione di affidabilità rappresenta è la probabilità che l'unità semplice si trovi al tempo t in stato di *funzionamento* oppure di *guasto*.

Osservando le due definizioni (2.9) e (2.10), si nota che l'affidabilità è una funzione del tempo la cui immagine è un insieme di valori adimensionali compresi fra 1 e 0. In particolare risulta evidente che al tempo iniziale $t=0$ si ha $R(t) = 1$, e la funzione è monotona decrescente fino a tendere a 0 per $t \rightarrow \infty$.

Si può ora definire il complemento all'unità dell'affidabilità, ovvero l'*inaffidabilità*:

$$F(t) = P(\tau \leq t) = 1 - R(t) . \quad (2.11)$$

Se invece si fa riferimento al secondo modo di definire l'affidabilità (2.10), la corrispettiva definizione di inaffidabilità risulta:

$$F(t) = 1 - \frac{N_s(t)}{N} = \frac{N_f(t)}{N} = 1 - R(t) . \quad (2.12)$$

A riprova dell'equivalenza fra i due diversi modi di definire queste funzioni, anche in questo caso chiaramente risulta che l'inaffidabilità è il complemento a 1 dell'affidabilità. È possibile a questo punto definire la funzione densità di probabilità di guasto $f(t)$; questa è una funzione di densità di probabilità basata sulle funzioni di probabilità $R(t)$ e $F(t)$ precedentemente definite. Si ha quindi:

$$f(t) = \frac{dF(t)}{dt} . \quad (2.13)$$

$f(t)$ rappresenta la probabilità che il sistema passi dallo stato di funzionamento allo stato di guasto nell'intervallo di tempo $(t; t+dt)$; questa affermazione si comprende chiaramente riscrivendo la definizione di densità di probabilità di guasto (2.13) nel seguente modo:

$$f(t)dt = P(t \leq \tau \leq t + dt) . \quad (2.14)$$

Unendo la (2.13) con le definizioni di affidabilità e inaffidabilità (2.9) e (2.11), risulta che:

$$f(t) = \frac{dF(t)}{dt} = -\frac{dR(t)}{dt} . \quad (2.15)$$

Se si suppone che un sistema semplice sia funzionante a un tempo t dall'inizio della sua operatività, la probabilità di guasto nel successivo intervallo infinitesimo di tempo dt viene espressa mediante il *tasso di guasto* $\lambda(t)$:

$$\lambda(t)dt = P(t < \tau \leq t + dt / \tau > t) \quad (2.16)$$

Sebbene la definizione di tasso di guasto (2.16) sia simile a quella di densità di probabilità di guasto (2.14), vi è una sostanziale differenza. La (2.14) esprime la probabilità di guasto in un generico intervallo di tempo, successivo al tempo t , non condizionata rispetto al fatto che il sistema semplice abbia già operato in modo corretto fino a quell'istante.

D'altra parte, la (2.16) esprime la probabilità dello stesso accadimento, ma condizionata alla conoscenza che l'unità sia rimasta in corretto funzionamento fino al tempo t . Dunque, per esprimere il tasso di guasto, si può utilizzare al Teorema di Bayes sulla probabilità condizionata. In particolare, applicando l'Equazione (2.8) è possibile ottenere una relazione che lega la densità di probabilità di guasto al tasso di guasto:

$$f(t)dt = R(t) \cdot \lambda(t)dt . \quad (2.17)$$

Inserendo la definizione di densità di probabilità di guasto (2.15) nella (2.17) si giunge alla seguente equazione:

$$dR(t) = -R(t) \cdot \lambda(t)dt ; \quad (2.18)$$

si possono ora separare le variabili:

$$\frac{dR(t)}{R(t)} = -\lambda(t)dt . \quad (2.19)$$

Infine, si integra l'equazione differenziale dal tempo iniziale $t = 0$ fino ad un generico tempo t , ricordando che la condizione iniziale è che l'affidabilità deve essere uguale ad 1: $R(t = 0) = 1$. Si ottiene:

$$R(t) = \exp\left(-\int_0^t \lambda(t^*)dt^*\right) . \quad (2.20)$$

È utile ora definire la vita media di un sistema semplice, ovvero il tempo medio per giungere alla rottura, come il momento primo della funzione densità di probabilità di guasto. Questo valore è spesso indicato con l'acronimo MTTF, dall'inglese *Mean Time To Failure*.

$$MTTF = \int_0^{\infty} tf(t)dt . \quad (2.21)$$

Ricordando l'Equazione (2.15) è possibile riscrivere la (2.21) nel seguente modo, esprimendo dunque l'MTTF direttamente in funzione dell'affidabilità:

$$MTTF = \int_0^{\infty} R(t)dt . \quad (2.22)$$

L'MTTF è una variabile molto importante, poiché il suo reciproco corrisponde alla frequenza media con la quale un sistema viene a trovarsi nello stato di guasto.

2.3 Il tasso di guasto

Si è visto nella precedente sezione che il tasso di guasto $\lambda(t)$ è una funzione chiave, in quanto la sua stima permette di descrivere esaustivamente l'affidabilità di un sistema semplice.

Occorre tuttavia osservare che la definizione di *sistema semplice* è arbitraria: infatti, all'aumentare del livello di dettaglio, è sempre possibile ricondurre lo stato di un sistema (funzionante o guasto) all'interazione fra due o più sub-sistemi che lo compongono. Pertanto, la definizione di *sistema semplice* è legata al grado di dettaglio massimo con cui si intende svolgere l'analisi di affidabilità; in altri termini, si assume che, per un sistema semplice, lo stato di funzionamento sia una caratteristica intrinseca di tale unità, valutabile mediante le (2.9) e (2.10).

Tipicamente un esempio di sistema semplice è dato da un singolo componente impiantistico (valvola, pompa, ecc.), per il quale quindi si può quindi definire il tasso di guasto.

In genere l'andamento del tasso di guasto di un componente rispetto al tempo è rappresentato da una curva detta a "vasca da bagno", come quella presentata nella seguente Figura 2.1.

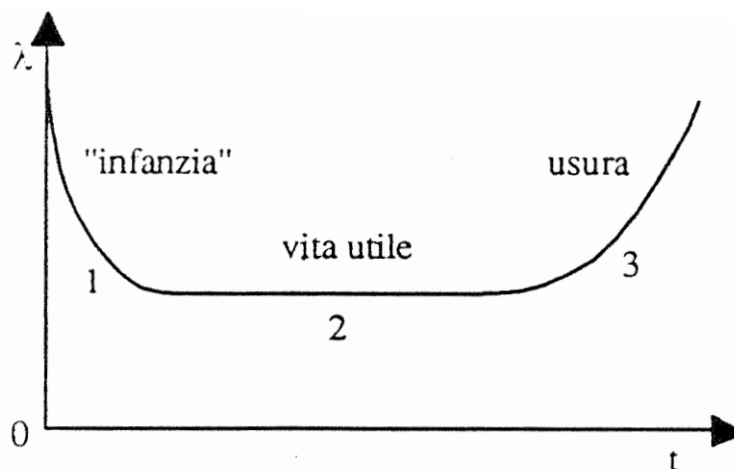


Figura 2.1. Andamento a "vasca da bagno" del tasso di guasto di un dato componente rispetto al tempo.

È evidente come il tasso di guasto di un generico componente abbia un andamento che in un primo momento è decrescente; ciò vuol dire che, una volta superato il periodo di rodaggio, detto anche di mortalità infantile, il componente è più affidabile. Il periodo contrassegnato col numero 2 nella Figura 2.1 è invece caratterizzato da un tasso di guasto pressoché costante col tempo; questo periodo è detto di vita utile. Con il proseguire del tempo si giunge ad un terzo periodo, nel quale, a causa dell'usura, il tasso di guasto aumenta. Generalmente viene applicata la manutenzione preventiva al fine di mantenere

il determinato componente sempre nella regione di vita utile, eventualmente rimpiazzando un componente vecchio con uno già rodato.

Per stimare quantitativamente l'andamento di $\lambda(t)$ sarebbe ideale poter osservare il comportamento di un numero adeguato di componenti N per un lungo tempo, nelle stesse condizioni nelle quali dovrebbero essere adoperati. In supporto a tale considerazione viene in aiuto la seconda definizione di affidabilità, riportata nella (2.10). Ricordando che N_s è il numero di componenti sopravvissuti al tempo t , allora il numero di componenti che in media si guasteranno nell'intervallo di tempo compreso fra t e $t+dt$ è dato da:

$$dN_s(t) = -\lambda(t) \cdot N_s(t) \cdot dt . \quad (2.23)$$

Si integra ora nel tempo la (2.23), imponendo come condizione iniziale il fatto che, a $t=0$, il numero di componenti guasti è pari a 0, ovvero $N_s(t = 0) = N$; Si ottiene:

$$N_s(t) = N \cdot \exp\left(-\int_0^t \lambda(t^*) dt^*\right) . \quad (2.24)$$

Tuttavia, raramente si effettuano direttamente esperimenti di questo tipo al fine di caratterizzare $\lambda(t)$; molte volte si fa invece riferimento a banche dati nelle quali sono riportati tassi di guasto di una serie di componenti standard, per i quali è stato svolto lo studio soprariportato.

Capitolo 3

Il rischio sismico

In questo Capitolo sono trattati i fondamenti della sismologia, con particolare interesse riguardo alla stima della frequenza e della probabilità con cui accadono i terremoti. È poi studiato l'impatto che tali eventi hanno sulle strutture, al fine di quantificare il rischio relativo alla rottura di diverse apparecchiature.

È poi valutato il rischio sismico di alcuni sistemi e componenti di uso comune nell'industria chimica, mediante la procedura esposta nei successivi paragrafi.

3.1 Il fenomeno sismico

La litosfera del nostro pianeta è un sistema in continuo divenire, che presenta diverse disomogeneità in termini di pressione, temperatura, densità e tipo di materiale. Questo disequilibrio interno provoca lo sviluppo di forze negli strati più superficiali, le quali tendono a riequilibrare il sistema spingendo masse rocciose le une contro le altre, causando deformazioni; i terremoti sono un'espressione di questa dinamicità.

All'origine di un terremoto vi sono le forti spinte sviluppatesi in seguito ai movimenti delle placche, che inducono un accumulo di sforzi (e quindi di energia) in profondità. Quando queste sollecitazioni superano il limite di resistenza della roccia, si verificano rapidi scorrimenti di parti di roccia, associati alla liberazione dell'energia precedentemente accumulata. Questo rilascio di energia avviene sotto forma di onde elastiche, dette *onde sismiche*.

3.1.1 Quantificazione dell'entità di un terremoto

Nel 1935 Charles Richter introdusse un modo oggettivo per valutare l'entità, o "grandezza", di un fenomeno sismico. Egli definì infatti la *magnitudo* di un terremoto, un valore calcolabile a partire da dati strumentali (ampiezza A di un sismogramma misurata con un sismografo di Wood-Anderson) e correlabile con l'energia associata all'evento sismico. In particolare, la magnitudo è una grandezza adimensionale la cui originaria definizione è la seguente:

$$M_L = \log(A) - \log(A_0(\delta)) . \quad (3.1)$$

La magnitudo è quindi calcolata calibrando l'ampiezza A con un parametro standard A_0 , che dipende dalla distanza δ fra l'epicentro del terremoto e la stazione di misurazione.

3.2 Modelli di ricorrenza

L'obiettivo è ora quello di stimare la frequenza con la quale si verifica l'accadimento di un fenomeno sismico. Per fare ciò il primo passo è studiare gli eventi sismici avvenuti nel passato in un dato sito. Dall'analisi di questi è possibile ottenere una cosiddetta *relazione di ricorrenza*. Un esempio di tale relazione è dato dall'equazione di Gutenberg-Richter (1944), che ha una struttura molto semplice ma che tuttavia dà buoni risultati.

$$\log_{10}(v_m) = a - bM . \quad (3.2)$$

L'Equazione (3.2) era stata derivata sulla base di un catalogo sismico della California del Sud, raggruppando il numero totale di eventi superanti diversi valori di magnitudo M . Il numero totale di terremoti eccedenti ciascuna magnitudo è quindi normalizzato per l'intervallo temporale totale ricoperto dal catalogo; così facendo, si ottiene la *frequenza di eccedenza* (v_m) con la quale in media si ha un terremoto di magnitudo superiore a M . L'utilità della (3.2) consiste appunto nella capacità di legare la frequenza di eccedenza alla magnitudo. Nell'equazione di Gutenberg-Richter compaiono due parametri (a e b), che dipendono dal sito in esame. Il parametro a è un indice dell'attività sismica della zona; maggiore a , maggiore l'attività sismica. Il parametro b , invece, rappresenta il rapporto fra eventi a bassa e alta magnitudo; un alto valore di b è indice di una maggiore rilevanza di eventi a bassa magnitudo, mentre un basso valore di b sta ad indicare un maggiore contributo degli eventi sismici ad alta magnitudo.

La stima dei parametri della Gutenberg-Richter è un problema piuttosto complesso, dato che la compilazione dei dati di v_m e M non fornisce esattamente una retta su base logaritmica. In letteratura sono presenti diversi metodi statistici per un'ottimale stima di tali parametri, tenendo conto dell'intervallo di magnitudo presente nel catalogo sismico, dei valori massimi e minimi di magnitudo, della modalità di distribuzione dei dati (Kijko *et al.* (2017)).

Bisogna sottolineare inoltre che lo stabilire per quale raggio di distanza tali parametri si possano considerare costanti è un problema arbitrario; per lo scopo di questo lavoro non si scende in dettagliate considerazioni geologiche locali, ma si assumono invece valori di a e b costanti di aree geografiche nell'ordine di grandezza di 100000 km².

3.2.1 Parametri di ricorrenza sismica nella Regione Mediterranea

Lo studio presentato in questa Tesi è applicato essenzialmente all'Italia; è tuttavia opportuno analizzare la situazione sismica nell'intera Europa e nella Regione Mediterranea.

Nella seguente Figura 3.1 è possibile osservare in modo chiaro ed intuitivo il diverso livello di attività sismica a seconda delle varie aree geografiche.

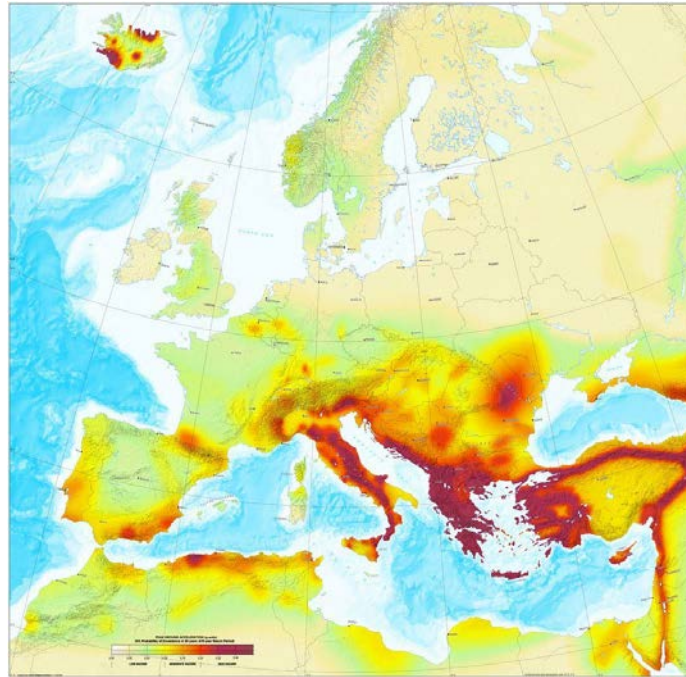


Figura 3.1. Livello di sismicità nella Regione Mediterranea valutato in funzione della probabilità di eccedenza di PGA del 10% in 10 anni.
(da www.preventionweb.net)

La scala cromatica utilizzata nella Figura 3.1 per valutare il grado di sismicità si basa sulla probabilità di eccedenza in ciascuna area di un certo valore di PGA, un parametro sismico che verrà descritto in seguito. Più la tonalità cromatica è tendente al rosso e maggiore è il valore di PGA. Pertanto, l'informazione qualitativa che si può ottenere è che tra le aree geografiche caratterizzate da una maggiore attività sismica vi sono: l'Italia, la Grecia, la Turchia, l'Israele e la Zona dell'ex Jugoslavia.

Come spiegato in precedenza, se si assume che i parametri della Gutenberg-Richter siano costanti per aree di medie dimensioni ($\sim 100000 \text{ km}^2$), è possibile ottenere relazioni di ricorrenza caratteristiche di queste regioni. In altri termini, a ciascuna area si associano i corrispondenti parametri a e b , ricercati nella letteratura del settore e riportati nella seguente Tabella 3.1:

Tabella 3.1. Parametri *a* e *b* della relazione di Gutenberg-Richter di diverse aree geografiche.

Area geografica	a	b
ITALIA		
Alpi nord-orientali	1.91	1.28
Alpi nord-occidentali	1.70	1.66
Appennino del nord	2.16	1.64
Appennino centrale	2.17	1.32
Appennino del sud	1.92	0.96
Arco calabro	1.83	0.97
Sicilia	1.88	1.18
TURCHIA		
Zona 1	5.55	0.71
Zona 2	5.39	0.68
Zona 3	6.13	0.8
Zona 4	6.56	0.95
Zona 5	6.78	0.99
Zona 6	6.93	0.90
Zona 7	7.38	1.01
Zona 8	5.91	0.86
ISRAELE	3.6	0.83
Ex JUGOSLAVIA	3.5	0.95
GRECIA	8.52	1.57

In riferimento alla precedente Tabella 3.1, le Zone numerate della Turchia corrispondono alle aree geografiche riportate nella seguente Figura 3.2:

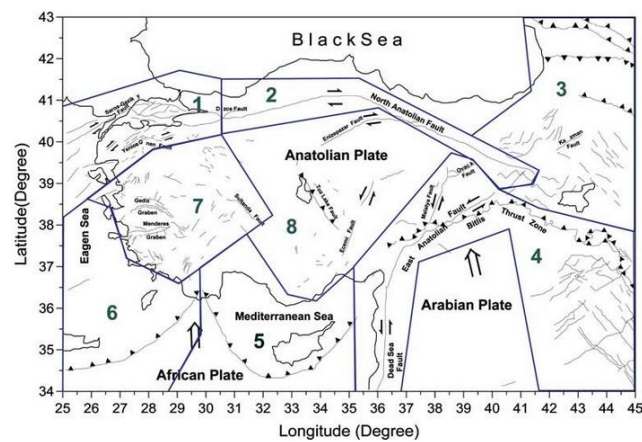


Figura 3.2. Suddivisione della Turchia in diverse zone geologiche. (Bayrak et al. (2005))

In questo lavoro di Tesi si pone particolare attenzione sulla situazione italiana; utilizzando i parametri nella Tabella 3.1, si può applicare la Gutenberg-Richter per diversi valori di magnitudo, e osservare i risultati graficamente:

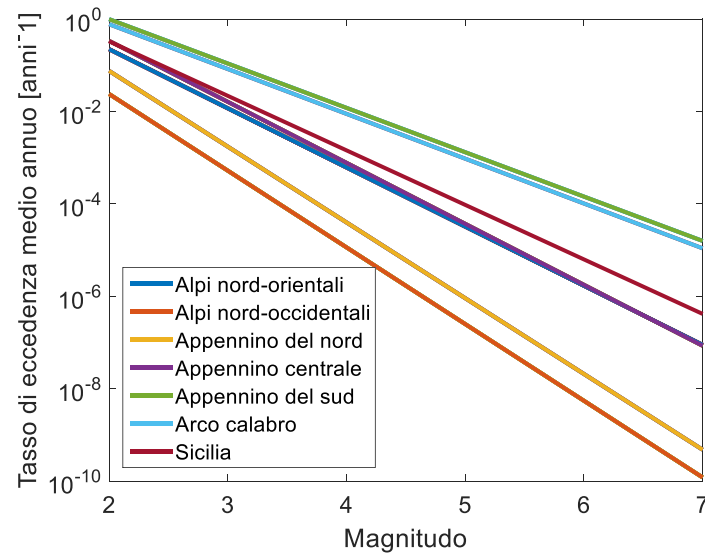


Figura 3.3. Curve di ricorrenza sismica per diverse aree geologiche italiane.

L'identificazione dei parametri della Gutenberg-Richter, e dunque la valutazione della ricorrenza dei terremoti, rappresenta il punto di partenza dell'analisi del rischio sismico.

3.3 Probabilità di accadimento di un fenomeno sismico

Al fine di valutare il rischio sismico si deve innanzitutto affrontare il problema della stima di accadimento di un terremoto non solo in termini di frequenza, ma anche in termini di probabilità. Dunque, è necessario definire una distribuzione temporale della ricorrenza di un fenomeno sismico.

Si osserva che, se non si considerano le scosse premonitrici (*foreshocks*) e le scosse di assestamento (*aftershocks*), allora gli eventi sismici possono essere assunti come casuali ed indipendenti nel tempo. Per tale motivo, la ricorrenza di un terremoto può essere considerata un processo di Poisson. Infatti, se un processo genera eventi ad un certo tasso medio ν , e l'accadimento di un evento è indipendente dal tempo, allora tale si definisce processo di Poisson. In altri termini, si assume che l'accadimento di due eventi sismici successivi sia equiprobabile, e che tali eventi siano indipendenti l'uno rispetto all'altro.

Se si considera quindi un terremoto come un processo di Poisson, considerando una frequenza media $\nu_m(M > M^*)$ di eventi eccedenti M^* , allora la probabilità di osservare n eventi aventi magnitudo maggiore di M^* nell'intervallo Δt è data da:

$$P(M > M^*) = \frac{\exp(-\Delta t \cdot v_m(M > M^*)) (\Delta t \cdot v_m(M > M^*))^n}{n!}. \quad (3.3)$$

Grazie alla (3.3) è possibile calcolare la probabilità che nell'intervallo Δt avvenga *almeno* un evento sismico avente magnitudo $M > M^*$; tale probabilità è detta *probabilità di eccedenza*, ed è quantificata con la formula riportata di seguito:

$$P(M > M^*) = 1 - \exp(-\Delta t \cdot v_m(M > M^*)). \quad (3.4)$$

La (3.4) si ottiene sottraendo dall'unità la probabilità di non osservare alcun terremoto ($n=0$ nell'Equazione (3.3)) nell'intervallo Δt .

3.4 Relazioni di attenuazione

Nel Paragrafo §3.1.1 è stata definita la magnitudo di un terremoto, che è una misura molto utilizzata per valutare l'entità di un sisma.

In ambito ingegneristico, tuttavia, rivestono maggiore interesse altri parametri relativi al sisma, detti parametri di intensità del movimento del suolo. Fra questi è di particolare importanza la PGA (*Peak Ground Acceleration*), ovvero il picco di accelerazione al suolo dovuto all'evento sismico. La PGA rappresenta dunque il grado di scuotimento del suolo, ed ha l'unità di misura di un'accelerazione; tipicamente è espressa come frazione dell'accelerazione di gravità g . Un'accurata stima della PGA è fondamentale per valutare l'impatto di un sisma su elementi strutturali.

In generale, la PGA dipende da diversi fattori:

$$PGA = f(M, R, SC, SoF). \quad (3.5)$$

La PGA dipende innanzitutto dalla magnitudo del terremoto (M); inoltre, dipende dalla distanza del luogo di interesse dall'epicentro (R), ed infine dipende dalla classe di sito (SC) e dal tipo di faglia (SoF).

Equazioni del tipo della (3.5), ovvero atte a stimare il valore di un parametro sismico (in questo caso la PGA) in funzione di altri parametri sismici (di norma la magnitudo) e della distanza epicentrale, sono note come *relazioni di attenuazione*. Tali equazioni sono di tipo empirico, e vengono elaborate su basi statistiche.

3.4.1 Equazione di attenuazione di Akkar e Bommer

Ci sono essenzialmente due tendenze nello sviluppo di relazioni di attenuazione su base empirica; un primo approccio consiste nel considerare un vasto catalogo sismico comprendente dati di diversi Paesi, generalmente con sismicità medio-alta. Il secondo

approccio, invece, si basa sull'analisi di un dataset locale, e nella derivazione di una relazione di attenuazione applicabile entro i confini nazionali. Se tali equazioni di attenuazione sono applicate nell'ambito dell'analisi del rischio sismico, dal nostro punto di vista è preferibile optare per il primo approccio.

In quest'ottica, Akkar e Bommer (Akkar *et al.*, 2010) hanno sviluppato un'equazione di attenuazione basandosi su statistiche applicate ad un vasto catalogo sismico, comprendente dati relativi alla regione Europea, Mediterranea e del Medio Oriente. La relazione di Akkar-Bommer assume la seguente forma:

$$\log(PGA) = b_1 + b_2M + b_3M^2 + (b_4 + b_5M) \log \sqrt{R_{jb}^2 + b_6^2} + b_7S_S + b_8S_A + b_9F_N + b_{10}F_R. \quad (3.6)$$

L'unità di misura della PGA nella (3.6) è di cm/s^2 . La diversa tipologia di classe di sito è tenuta in considerazione grazie ai parametri S_S e S_A , che sono uguali ad 1 rispettivamente se il terreno è morbido ($V_{s30} < 360$ m/s) o rigido ($V_{s30} > 750$ m/s), altrimenti 0; V_{s30} è la velocità media di propagazione delle onde di taglio nei primi 30 metri di profondità, ed è un parametro molto utilizzato per valutare la rigidità sismica.

I parametri F_N e F_R sono pari a 1 se la faglia è normale o inversa rispettivamente, altrimenti 0. R_{jb} è la distanza epicentrale (km), ed M è la magnitudo del terremoto. I valori numerici dei vari parametri b_i che appaiono nell'equazione di Akkar-Bommer sono riportati nella seguente Tabella 3.2:

Tabella 3.2. Parametri b_i da inserire nell'Equazione (3.6) per il calcolo della PGA

b_1	b_2	b_3	b_4	b_5	b_6	b_7	b_8	b_9	b_{10}
1.04	0.913	-2.08	-2.93	0.281	7.87	0.0875	0.0153	-0.0419	0.0802

3.5 Funzioni di fragilità

Si studia ora l'interazione fra un evento sismico e le strutture; a seguito dello scuotimento del suolo causato dal sisma, è ragionevole aspettarsi che gli elementi strutturali subiscano dei danni. Per quantificare tali danni, in ambito sismologico vengono condotte delle prove al fine di valutare il grado di danno che un certo componente in analisi subisce a causa del terremoto. In particolare, sono effettuati degli esperimenti per osservare come varia il grado di danneggiamento di un elemento al variare del grado di scuotimento del suolo su cui è basato tale elemento. Si è visto in precedenza che un parametro molto utilizzato in ambito sismico per caratterizzare il grado di scuotimento del suolo è la PGA.

Pertanto, i risultati di tali prove permettono di stimare la cosiddetta *funzione di fragilità* Φ , definita come la probabilità che un'apparecchiatura subisca un danneggiamento superiore ad un certo stato limite di danneggiamento, per un dato valore di PGA di un terremoto. Chiaramente tale probabilità dipende dallo specifico valore di PGA, dunque la fragilità è una funzione di PGA. $\Phi(PGA)$ è dunque una funzione di distribuzione cumulativa, definita nel seguente modo:

$$\Phi(PGA) = P(D \geq d) . \quad (3.7)$$

In riferimento alla precedente Equazione (3.7), D è la variabile aleatoria che rappresenta lo stato di danneggiamento del componente, mentre d è un particolare valore di tale stato di danneggiamento. Le funzioni di fragilità sono spesso riportate in grafici, nei quali in ascissa si trova la PGA ed in ordinata la probabilità $P(D \geq d)$. Tali grafici sono detti *curve di fragilità*.

3.6 Quantificazione del rischio sismico

Si considera ora una curva di fragilità relativa all'interazione di un dato componente con il fenomeno sismico. Come precedentemente spiegato, Φ è una funzione continua di PGA. Tuttavia, ai fini pratici, risulta conveniente identificare un valore di soglia di intensità di movimento al suolo (PGA^*) tale per cui se $PGA < PGA^*$ il componente resta funzionante, mentre se $PGA \geq PGA^*$ il componente si guasta.

Chiaramente questo approccio è approssimativo, in quanto la fragilità è una funzione di probabilità, ed è inoltre continua rispetto alla PGA. Tuttavia, la definizione di PGA^* permette, come si vedrà in seguito, la possibilità di integrare il rischio sismico nell'analisi di affidabilità.

Data una certa funzione di fragilità, oppure la relativa curva di fragilità, risulta ragionevole assumere PGA^* pari al valore di PGA tale per cui:

$$\Phi(PGA^*) \approx 1 \cdot (D \geq d^*) . \quad (3.8)$$

In altri termini, PGA^* è il valore per cui si ha praticamente la certezza che il danno subito dal componente sia superiore a d^* , dove d^* è il grado di danneggiamento che corrisponde al malfunzionamento dell'apparecchiatura.

Una volta noto il valore di soglia PGA^* , è possibile applicare una relazione di attenuazione, come ad esempio la Akkar-Bommer (3.6); così facendo, si risale al valore di magnitudo M^* dell'evento sismico a cui corrisponde tale valore di PGA^* , una volta fissati il tipo di faglia e la classe del sito.

Si osserva tuttavia che, per svolgere questo calcolo, è anche necessario specificare la distanza epicentrale R . Risulta però impossibile fissare a priori una distanza epicentrale da utilizzare nella relazione di attenuazione. È interessante dunque applicare la relazione di attenuazione a vari valori di R , a partire da $R = 0$ km (PGA* all'epicentro del sisma) fino ad una distanza limite R_{MAX} . Una stima del valore di R_{MAX} deriva dalla seguente considerazione: all'aumentare di R il valore di magnitudo corrispondente al dato valore di PGA* deve necessariamente aumentare, a causa appunto dell'attenuazione. Si definisce quindi R_{MAX} la distanza epicentrale a cui corrisponde un valore massimo di magnitudo M_{MAX} , caratteristico della zona considerata. Per l'Italia si assume $M_{MAX} \approx 7$. Per valori di magnitudo maggiori di M_{MAX} si uscirebbe oltretutto dal campo di validità della Gutenberg-Richter con i parametri riportati in Tabella 3.1.

In definitiva, eseguendo il calcolo per vari valori di R (da 0 a R_{MAX}), si ottengono diversi valori di magnitudo, che variano dunque da M_{MIN} (per $R = 0$ km) a M_{MAX} (per $R = R_{MAX}$). L'obiettivo della procedura è ora di correlare a PGA* un singolo valore di magnitudo: M^* . In altri termini, si cerca un valore soglia di magnitudo M^* tale per cui se $M < M^*$ il dato componente resta funzionante, mentre se $M \geq M^*$ si ha il guasto.

Si osserva che l'evento sismico può avvenire con egual probabilità in ciascun punto della regione considerata; pertanto, in questo lavoro si definisce conservativamente M^* la magnitudo corrispondente ad un evento sismico che causa un picco di accelerazione al suolo PGA* nel punto esatto dell'epicentro:

$$M^* = f(PGA^*) \cdot f(SC) \cdot f(SoF)|_{R=0} . \quad (3.9)$$

Così facendo ci si pone nel caso più conservativo, ovvero dalla (3.9) si ottiene il valore minimo di magnitudo corrispondente alla data PGA*.

Una volta calcolato il valore soglia di magnitudo M^* , si può risalire alla frequenza di accadimento ν_{m^*} di eventi sismici aventi magnitudo maggiore di M^* tramite la relazione di ricorrenza di Gutenberg-Richter (3.2).

Si osserva che la frequenza di eccedenza ν_{m^*} corrisponde esattamente alla frequenza con cui il dato componente si guasta a causa dell'accadimento di un fenomeno sismico; infatti, per come è definita PGA*, si nota che il componente si guasta non solo per $PGA = PGA^*$, bensì per $PGA \geq PGA^*$. A seguito dell'applicazione della (3.6) si ottiene come risultato che l'apparecchiatura subisce guasto per $M \geq M^*$; pertanto, il fatto che la relazione di Gutenberg-Richter fornisca una frequenza di eccedenza di una data magnitudo rende tale equazione consistente con il nostro scopo.

A partire dalla frequenza ν_{m^*} , ottenuta mediante la precedente procedura, è possibile passare alla probabilità grazie alla formula di Poisson. In particolare, se si applica l'Equazione (3.4), si ottiene la probabilità P_s con la quale avviene almeno un sisma avente

magnitudo maggiore di M^* . Si osserva che tale probabilità è funzione del tempo t , ed in particolare è monotonamente crescente con t .

In un'altra ottica, $P_s(t)$ è la probabilità con la quale un determinato componente passa dallo stato di funzionamento allo stato di guasto a causa della possibilità che, nell'intervallo di tempo $[0, t]$, possa avvenire almeno un terremoto con magnitudo tale da guastare l'apparecchiatura.

3.7 Rischio sismico associato a un serbatoio a pressione atmosferica

Si procede ora con l'applicazione della suddetta metodologia ad apparecchiature tipiche dell'industria chimica.

Il primo caso analizzato riguarda l'interazione meccanica fra un terremoto ed un serbatoio di stoccaggio a pressione atmosferica.

Il comportamento meccanico di serbatoi a pressione atmosferica soggetti ad un evento sismico è legato ad una complessa interazione fra il fluido contenuto e la struttura. Una rigorosa ed efficace modellazione meccanica di tale fenomeno risulta tuttavia molto complessa.

Nel lavoro di Salzano *et al.* (2009) è invece presente uno studio sulla fragilità sismica di tali serbatoi fondato su basi empiriche e statistiche. In particolare, sono considerate due diverse tipologie di serbatoi atmosferici: serbatoi ancorati e serbatoi non ancorati.

3.7.1 Serbatoio atmosferico ancorato

In un serbatoio ancorato la base della struttura è fissata al suolo sottostante tramite le fondamenta.

Per questa configurazione strutturale sono analizzati due casi; nel primo si considera il serbatoio completamente riempito (grado di riempimento vicino al massimo), mentre nel secondo si esamina il serbatoio con un grado di riempimento pari a circa il 50%.

Per ciascuna di queste combinazioni, infatti, il comportamento della struttura di fronte ad un fenomeno sismico risulta differente.

Come è spiegato nel paragrafo §3.5, le funzioni di fragilità si riferiscono a delle determinate categorie di danno. In questo caso si definiscono 3 stati, indicati con l'acronimo RS (dall'inglese *Risk State*); nessun rilascio – $RS = 1$, rilascio moderato – $RS = 2$, rilascio esteso – $RS = 3$. In accordo con la metodologia esposta nel paragrafo §3.6, a ciascuna categoria di danno è associato il corrispettivo valore soglia di picco di accelerazione al suolo (PGA^*).

Nella seguente Tabella 3.3 sono riportati i valori di PGA* per un serbatoio atmosferico ancorato, nelle varie situazioni precedentemente elencate:

Tabella 3.3. Risultati dello studio di fragilità per un serbatoio atmosferico ancorato.

RS	Grado di riempimento	PGA* (g)
≥ 2	Max	0.074
3	Max	0.275
≥ 2	$\approx 50\%$	0.110
3	$\approx 50\%$	0.577

È interessante ora applicare la metodologia di quantificazione del rischio sismico per le 4 configurazioni sintetizzate nella precedente Tabella 3.3, a cui corrispondono quindi 4 diversi valori di PGA*.

Si analizza innanzitutto la situazione in cui il grado di riempimento del serbatoio ancorato è vicino al massimo e la categoria di danno considerata è $RS \geq 2$; la PGA* in questo caso è pari a 0.074 g. Applicando la relazione di attenuazione di Akkar-Bommer, per diverse distanze epicentrali, si ottiene il seguente grafico:

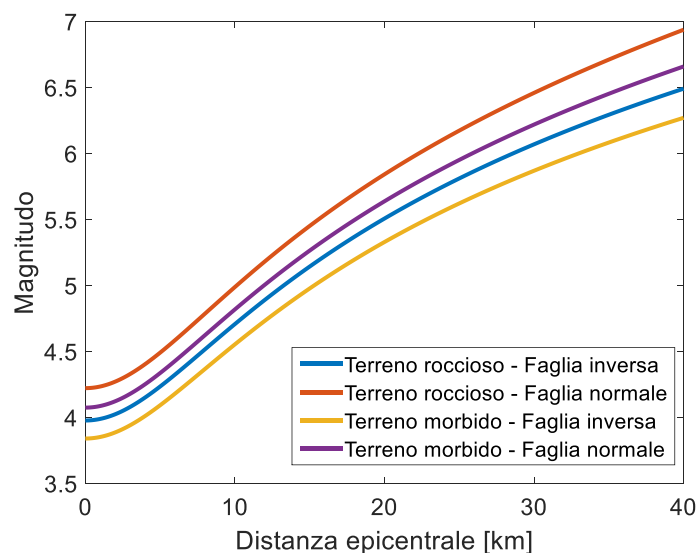


Figura 3.4. Magnitudo corrispondente alla PGA* di un serbatoio atmosferico ancorato (grado di riempimento $\approx 100\%$ e $RS \geq 2$) al variare della distanza epicentrale.

Come si può osservare dalla Figura 3.4, a parità di distanza epicentrale la maggiore magnitudo si ha nella combinazione: classe di sito – terreno roccioso e tipo di faglia – faglia normale. D’altra parte, se il terreno è morbido e la faglia è di tipo inverso si ha il valore minimo di magnitudo per la data PGA*.

Si osserva inoltre che la distanza epicentrale massima per la quale un terremoto causa una categoria di danno $RS \geq 2$ è pari a circa 40 km nel caso di terreno roccioso e faglia normale. Oltre a questa distanza, infatti, sarebbe necessaria una magnitudo irrealistica in relazione alla sismicità italiana per causare tale valore di PGA*.

Si procede ora, in accordo con quanto esposto nel paragrafo §3.6, con la quantificazione della frequenza ν_{M^*} . Per fare ciò si considerano i valori di magnitudo M^* corrispondenti all'effetto della PGA* all'epicentro ($R = 0$ km). Si applica dunque la Gutenberg-Richter con i parametri riportati in Tabella 3.1, ponendo l'attenzione sull'Italia. I risultati sono riportati in veste grafica nella Figura 3.5:

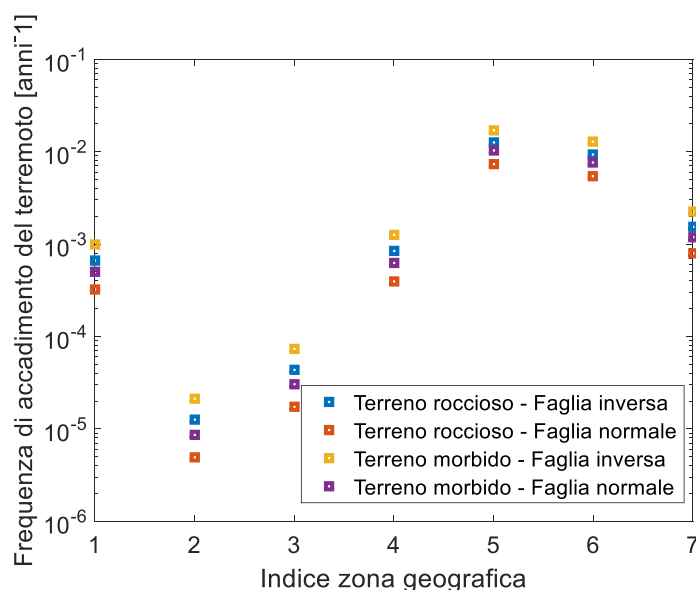


Figura 3.5. Frequenze di superamento della categoria di danno $RS = 2$ per un serbatoio atmosferico ancorato (grado di riempimento $\approx 100\%$).

In riferimento alla Figura 3.5, gli indici in ascissa rappresentano le seguenti zone italiane:

1. Alpi nordorientali
2. Alpi nordoccidentali
3. Appennino del nord
4. Appennino centrale
5. Appennino del sud
6. Arco calabro
7. Sicilia

È interessante osservare che, a parità di Zona geografica considerata, la frequenza di accadimento maggiore si ha nel caso di terreno morbido e faglia inversa; d'altra parte, la frequenza minore si presenta nel caso di terreno roccioso e faglia normale.

Se si analizza invece come varia ν_{M^*} in funzione della Zona geografica, si nota che le regioni più critiche sono la 5 la 6 e la 7, ovvero l'Appennino del sud, l'Arco calabro e la

Sicilia. D'altra parte, le regioni in cui si ha frequenza minore sono la 2 e la 3, ovvero le Alpi occidentali e l'Appennino del nord.

Al fine di rendere questa analisi più conservativa, per ciascuna Zona geografica si assume come rappresentativo il valore massimo di v_{M^*} , ovvero quello corrispondente al caso di terreno morbido e faglia inversa; tali valori sono riportati nella seguente Tabella 3.4:

Tabella 3.4. Frequenze massime di superamento della categoria di danno $RS = 2$ per un serbatoio atmosferico ancorato (grado di riempimento $\approx 100\%$).

Indice Zona geografica	$v_{M^*}(\text{anni}^{-1})$
1	9.90×10^{-4}
2	2.12×10^{-5}
3	7.30×10^{-5}
4	1.26×10^{-3}
5	1.71×10^{-2}
6	1.28×10^{-2}
7	2.24×10^{-3}

Si analizza ora il caso del serbatoio ancorato considerando come categoria di danno $RS = 3$. Il procedimento è perfettamente analogo al precedente; nella seguente Figura 3.6 è riportato l'andamento della magnitudo rispetto alla distanza epicentrale, per la data $PGA^* = 0.275 \text{ g}$.

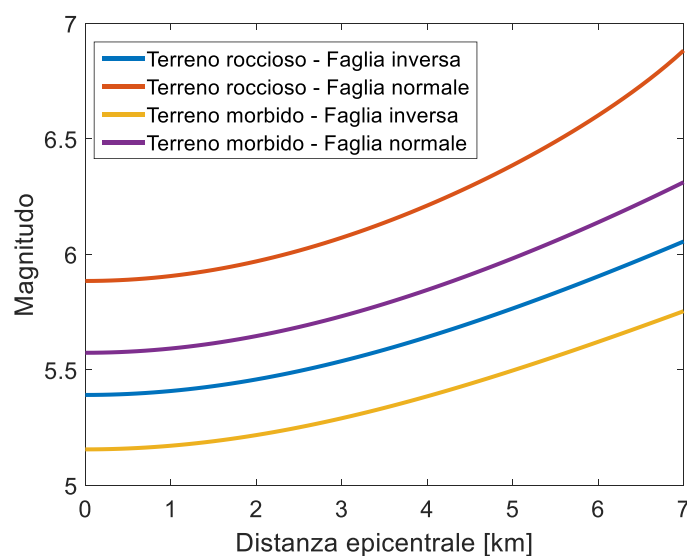


Figura 3.6. Magnitudo corrispondente alla PGA^* di un serbatoio atmosferico ancorato (grado di riempimento $\approx 100\%$ e $RS = 3$) al variare della distanza epicentrale.

Si osserva che, a differenza del precedente caso ($RS \geq 2$), la distanza epicentrale massima è drasticamente minore ($R < 10$ km). Ciò è dovuto al fatto che ora si considera la categoria di danno $RS = 3$, corrispondente ad un rilascio esteso; chiaramente, affinché si verifichi tale danno è necessaria una PGA^* maggiore, e quindi, a parità di R , una magnitudo maggiore.

Si procede dunque con la quantificazione della frequenza ν_{M^*} a partire dalla magnitudo M^* corrispondente a $R = 0$. I risultati sono riportati nella seguente Figura 3.7.

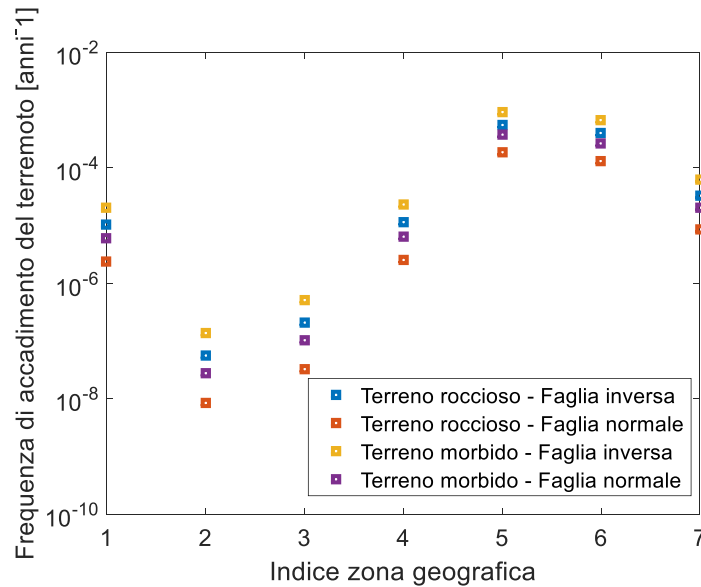


Figura 3.7. Frequenze con cui si verifica un evento sismico causante un danno di categoria $RS = 3$ per un serbatoio atmosferico ancorato (grado di riempimento $\approx 100\%$).

Si ha anche qui la conferma che un rilascio elevato ($RS = 3$) è un evento più raro di un rilascio almeno moderato ($RS \geq 2$); infatti, per ogni Zona geografica le frequenze sono minori rispetto a quelle evidenziate in Figura 3.5.

Anche in questo caso le frequenze ν_{M^*} più significative per ciascuna Zona geografica italiana sono riportate nella seguente Tabella 3.5:

Tabella 3.5. Frequenze massime con cui si verifica un evento sismico causante un danno di categoria $RS = 3$ per un serbatoio atmosferico ancorato (grado di riempimento $\approx 100\%$).

Indice Zona geografica	ν_{M^*} (anni ⁻¹)
1	2.04×10^{-5}
2	1.39×10^{-7}
3	5.06×10^{-7}
4	2.31×10^{-5}
5	9.34×10^{-4}
6	6.74×10^{-4}
7	6.25×10^{-5}

Dopo aver analizzato i casi riguardanti un grado di riempimento del serbatoio vicino al 100%, si affrontano ora i casi con grado di riempimento pari a circa il 50%.

Si comincia considerando la categoria di danno $RS \geq 2$, alla quale corrisponde il picco di accelerazione al suolo $PGA^* = 0.110$ g. L'effetto di attenuazione della distanza R sulla PGA è rappresentato nella seguente Figura 3.8:

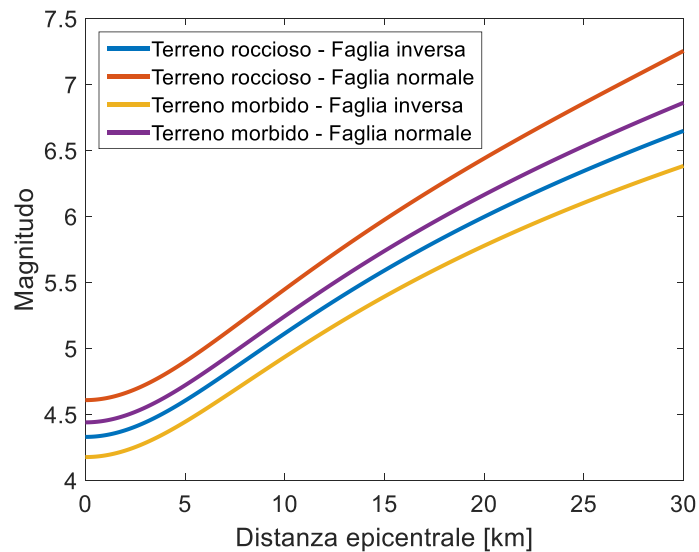


Figura 3.8. Magnitudo corrispondente alla PGA^* di un serbatoio atmosferico ancorato (grado di riempimento $\approx 50\%$ e $RS \geq 2$) al variare della distanza epicentrale.

Rispetto alla stessa categoria di danno per il serbatoio con grado di riempimento di circa il 100%, si nota che ora la distanza epicentrale massima è sensibilmente minore (≈ 30 km invece che ≈ 40 km). Questo è un indice del fatto che un serbatoio riempito circa a metà è sismicamente meno vulnerabile rispetto ad uno quasi completamente riempito.

Si procede ora con il calcolo delle frequenze di eccedenza della magnitudo M^* (corrispondente a $R = 0$ km), in funzione delle diverse aree geografiche; i risultati sono osservabili nella seguente Figura 3.9:

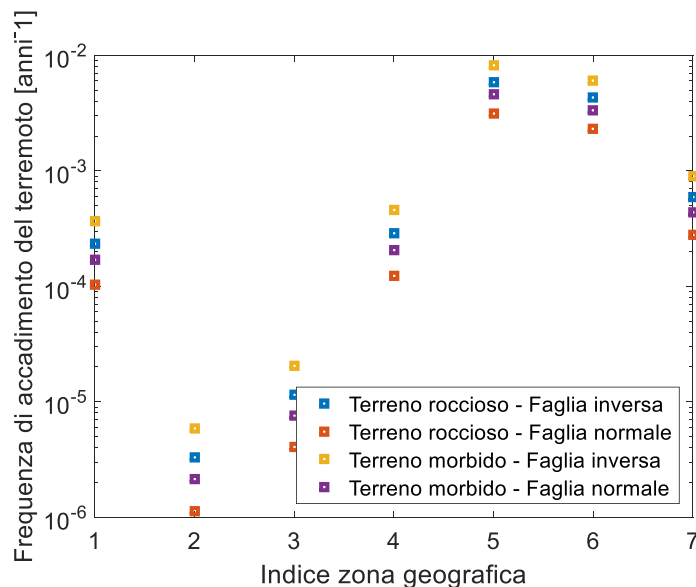


Figura 3.9. Frequenze di superamento della categoria di danno $RS = 2$ per un serbatoio atmosferico ancorato (grado di riempimento $\approx 50\%$).

I valori di u_{M^*} più alti associati a ciascuna Zona geografica sono riportati in Tabella 3.6:

Tabella 3.6. Frequenze massime di superamento della categoria di danno $RS = 2$ per un serbatoio atmosferico ancorato (grado di riempimento $\approx 50\%$).

Indice Zona geografica	$u_{M^*}(\text{anni}^{-1})$
1	3.68×10^{-4}
2	5.88×10^{-6}
3	2.06×10^{-5}
4	4.56×10^{-4}
5	8.16×10^{-3}
6	6.03×10^{-3}
7	8.98×10^{-4}

Dal confronto delle Tabelle 3.4 e 3.6 si osserva che, per ciascuna Zona geografica, la frequenza di accadimento sismico è sempre minore nel caso del serbatoio riempito per metà.

Si conclude dunque analizzando l'ultima combinazione per i serbatoi di stoccaggio ancorati: grado di riempimento pari a circa il 50% e massima categoria di danno ($RS = 3$). In questo caso la PGA di soglia è: $PGA^* = 0.577$ g. Dall'applicazione della relazione di attenuazione di Akkar-Bommer risulta che la magnitudo minima che può determinare tale PGA^* è comunque maggiore alla magnitudo massima attribuita alla sismicità italiana ($M_{MAX} = 7$). Tale valore è stato calcolato per $R = 0$ km e considerando terreno morbido e faglia inversa, ovvero la combinazione che permette di ottenere il valore minimo di

magnitudo. Chiaramente, se addirittura in queste condizioni si ha $M = 7$, non ha senso svolgere l'indagine su maggiori distanze epicentrali, dato che risulterebbero magnitudo del tutto irrealistiche per la regione sismica considerata. Pertanto, si può definire irrilevante il rischio sismico di rilascio esteso ($RS = 3$) da un serbatoio atmosferico ancorato con grado di riempimento del 50%.

3.7.2 Serbatoio atmosferico non ancorato

Si studia ora l'altro tipo di serbatoi atmosferici, ovvero quelli non ancorati; essi sono caratterizzati dal fatto che la loro base è semplicemente appoggiata al suolo tramite supporti flessibili.

In analogia ai precedenti casi, anche qui si considerano due diversi gradi di riempimento ($\approx 50\%$ e $\approx 100\%$).

I valori di PGA^* caratteristici di questa configurazione strutturale sono riportati nella seguente Tabella 3.7 (le categorie di danno sono identiche a quelle definite per i serbatoi ancorati):

Tabella 3.7. Risultati dello studio di fragilità per un serbatoio atmosferico non ancorato.

RS	Grado di riempimento	PGA* (g)
≥ 2	Max	0.029
3	Max	0.118
3	$\approx 50\%$	0.164

Per il serbatoio non ancorato purtroppo non è disponibile il dato corrispondente al caso di $RS \geq 2$ e grado di riempimento $\approx 50\%$.

Si procede ad ogni modo con la quantificazione del rischio sismico per le varie combinazioni. La prima analisi riguarda il caso con grado massimo di riempimento del serbatoio e $RS \geq 2$; il corrispettivo valore di picco di accelerazione al suolo è $PGA^* = 0.029$ g. Per tale valore di PGA^* l'andamento della magnitudo rispetto alla distanza epicentrale R è riportato nella seguente Figura 3.10.

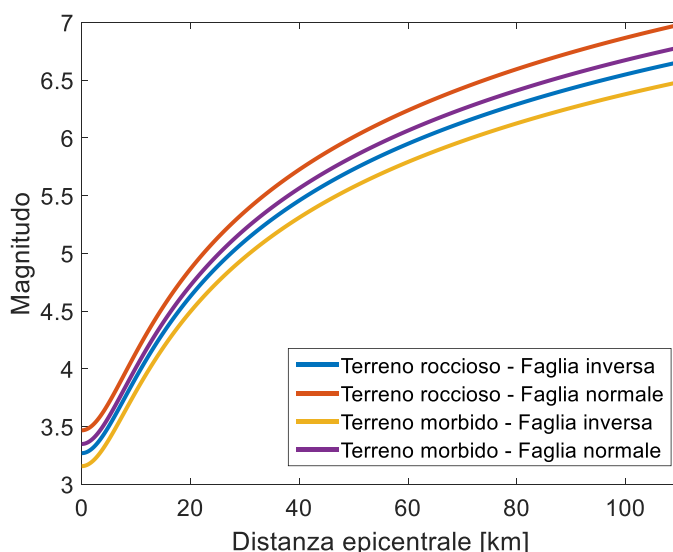


Figura 3.10. Magnitudo corrispondente alla PGA^* di un serbatoio atmosferico non ancorato (grado di riempimento $\approx 100\%$ e $RS \geq 2$) al variare della distanza epicentrale.

Si nota dalla precedente Figura 3.10 che, nel caso di accadimento di un terremoto avente la magnitudo massima per l'area sismica considerata (Italia), l'apparecchiatura subisce un danno di categoria $RS \geq 2$ anche a distanze superiori ai 100 km.

Nel successivo grafico sono invece riportati i risultati relativi alla quantificazione delle frequenze di eccedenza della magnitudo di soglia:

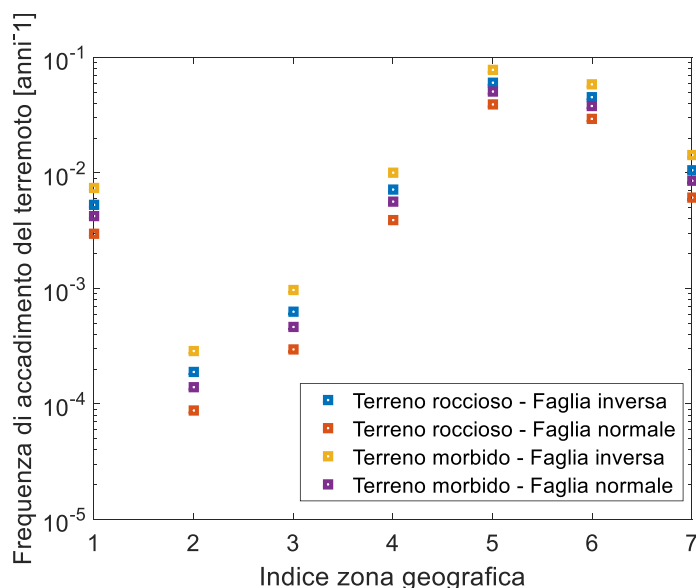


Figura 3.11. Frequenze di superamento della categoria di danno $RS = 2$ per un serbatoio atmosferico non ancorato (grado di riempimento $\approx 100\%$).

Anche in questo caso si ha la conferma che le zone italiane a maggiore rischio sono l'Appennino del sud e l'Arco calabro (indici 5 e 6). I valori massimi per ciascuna Zona sono riportati nella seguente Tabella 3.8:

Tabella 3.8. Frequenze massime di superamento della categoria di danno $RS = 2$ per un serbatoio atmosferico non ancorato (grado di riempimento $\approx 100\%$).

Indice Zona geografica	$\nu_{M^*}(\text{anni}^{-1})$
1	7.41×10^{-3}
2	2.89×10^{-4}
3	9.62×10^{-4}
4	1.08×10^{-2}
5	7.76×10^{-2}
6	5.86×10^{-2}
7	1.43×10^{-2}

Si continua lo studio considerando, per lo stesso grado di riempimento, la massima categoria di danno ($RS = 3$). In questo caso si ha $PGA^* = 0.118 \text{ g}$; l'attenuazione corrispondente a tale PGA^* è visibile nella seguente Figura 3.12:

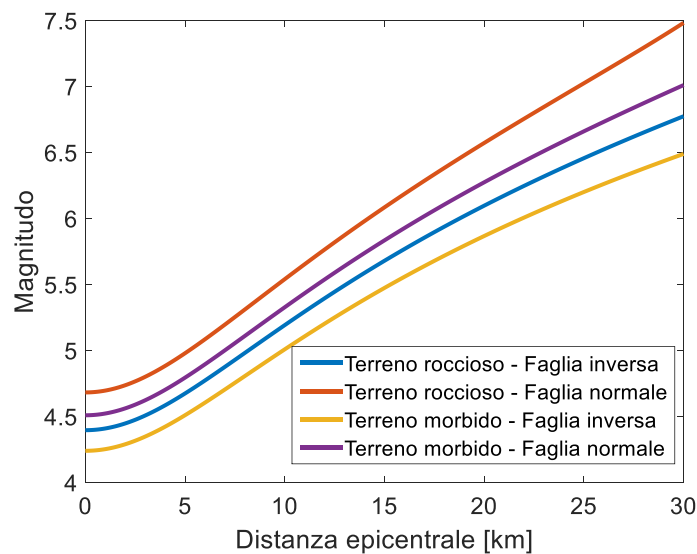


Figura 3.12. Magnitudo corrispondente alla PGA^* di un serbatoio atmosferico non ancorato (grado di riempimento $\approx 100\%$ e $RS = 3$) al variare della distanza epicentrale.

Si valutano ora le frequenze relative alla magnitudo M^* a $R = 0 \text{ km}$; i risultati sono visibili in Figura 3.13:

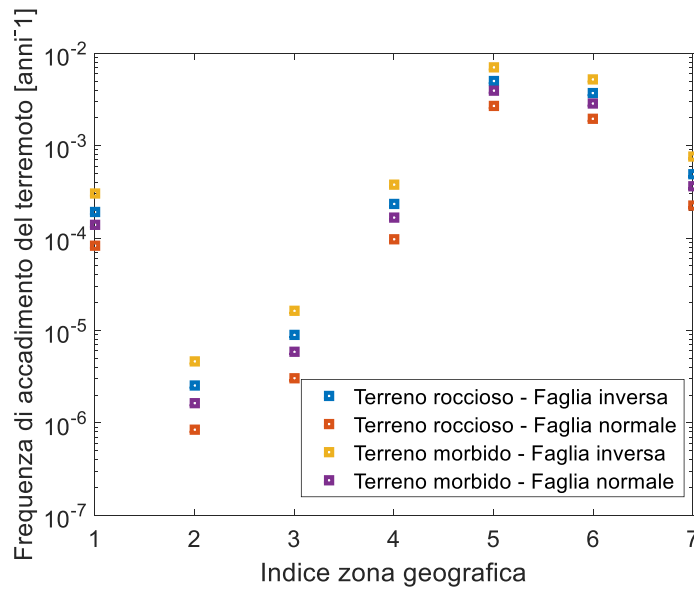


Figura 3.13. Frequenze con cui si verifica un evento sismico causante un danno di categoria $RS = 3$ per un serbatoio atmosferico non ancorato (grado di riempimento $\approx 100\%$).

Nella seguente Tabella 3.9 sono sintetizzati i valori massimi di frequenza di eccedenza:

Tabella 3.9. Frequenze massime con cui si verifica un evento sismico causante un danno di categoria $RS = 3$ per un serbatoio atmosferico non ancorato (grado di riempimento $\approx 100\%$).

Indice Zona geografica	ν_M^* (anni ⁻¹)
1	3.05×10^{-4}
2	4.61×10^{-6}
3	1.62×10^{-5}
4	3.76×10^{-4}
5	7.10×10^{-3}
6	5.23×10^{-3}
7	7.56×10^{-4}

Si conclude con l'ultima combinazione riguardante i serbatoi non ancorati, ovvero il caso con grado di riempimento del 50% e categoria di danno $RS = 3$, a cui corrisponde $PGA^* = 0.164 g$.

Il grafico $M - R$ per questa situazione è riportato di seguito:

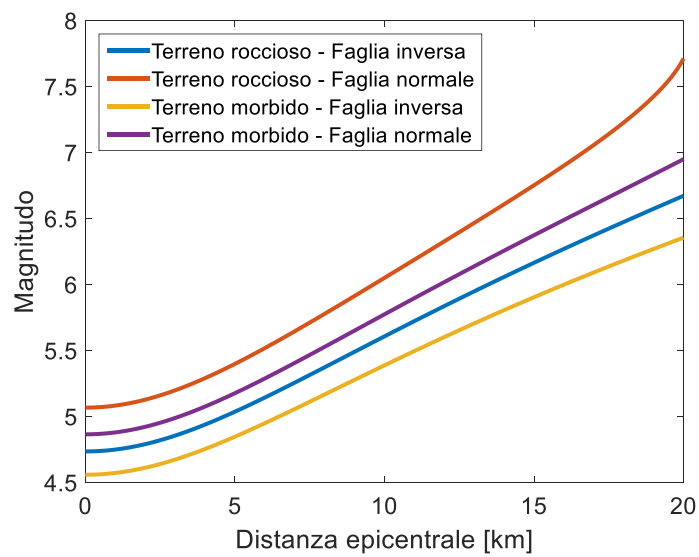


Figura 3.14. Magnitudo corrispondente alla PGA* di un serbatoio atmosferico non ancorato (grado di riempimento $\approx 50\%$ e $RS = 3$) al variare della distanza epicentrale.

Per quanto riguarda invece le frequenze, i risultati di questo caso sono rappresentati nella seguente Figura 3.15.

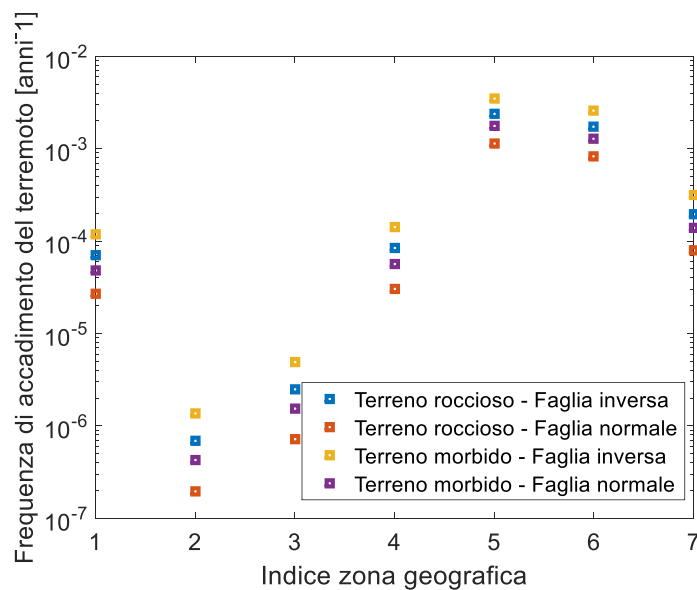


Figura 3.15. Frequenze con cui si verifica un evento sismico causante un danno di categoria $RS = 3$ per un serbatoio atmosferico non ancorato (grado di riempimento $\approx 50\%$).

I valori massimi delle frequenze sono sintetizzati nella seguente Tabella 3.10:

Tabella 3.10. *Frequenze massime con cui si verifica un evento sismico causante un danno di categoria RS = 3 per un serbatoio atmosferico non ancorato (grado di riempimento $\approx 50\%$).*

Indice Zona geografica	ν_M^* (anni ⁻¹)
1	1.20×10^{-4}
2	1.37×10^{-6}
3	4.86×10^{-6}
4	1.43×10^{-4}
5	3.51×10^{-3}
6	2.57×10^{-3}
7	3.18×10^{-4}

Dal confronto delle Figure e Tabelle relative a serbatoi ancorati e non ancorati, riferite agli stessi gradi di riempimento e alle stesse categorie di danno, risulta evidente che i serbatoi non ancorati sono più vulnerabili dal punto di vista sismico. Infatti, a questi corrispondono delle magnitudo di soglia minori, e, di conseguenza, distanze massime epicentrali maggiori rispetto a quelle dei serbatoi ancorati. Tutto ciò fa sì che, in definitiva, le frequenze di accadimento del guasto per cause sismiche siano maggiori nel caso dei serbatoi non ancorati.

Ciò è ragionevole, dato che ci si aspetta che, in seguito allo scuotimento del terreno, una struttura fissata al suolo (serbatoio ancorato) sia più resistente rispetto a una struttura non fissata (serbatoio non ancorato).

3.8 Rischio sismico associato a un serbatoio in pressione

In letteratura sono presenti molti dati sulla vulnerabilità sismica di serbatoi di stoccaggio atmosferici; d'altra parte non sono invece disponibili molte informazioni su serbatoi pressurizzati. Ad ogni modo, nel lavoro di Salzano *et al.* (2009) sono presenti dei dati al riguardo, sintetizzati nella seguente Tabella 3.11:

Tabella 3.11. *Risultati dello studio di fragilità per serbatoi pressurizzati orizzontali in acciaio.*

RS	PGA* (g)
≥ 1	0.069
≥ 2	0.196
3	0.526

Le categorie di danno hanno in questo caso il seguente significato: RS = 1 – leggero movimento della struttura; RS = 2 – guasto alla struttura di supporto del serbatoio, con

alta probabilità di rilascio del contenuto; RS = 3 – rottura totale (catastrofica) del serbatoio.

Si osserva che la categoria di danno RS = 1 non è di grande interesse nel nostro contesto, dato che difficilmente da tale accadimento può scaturire uno scenario incidentale. L'attenzione è invece posta sulle altre due categorie.

Si analizza innanzitutto il rischio associato al superamento della categoria di danno 2 ($RS \geq 2$), a cui corrisponde $PGA^* = 0.196$ g. Si applica quindi la relazione di Akkar-Bommer per valutare l'effetto della distanza epicentrale R su M^* :

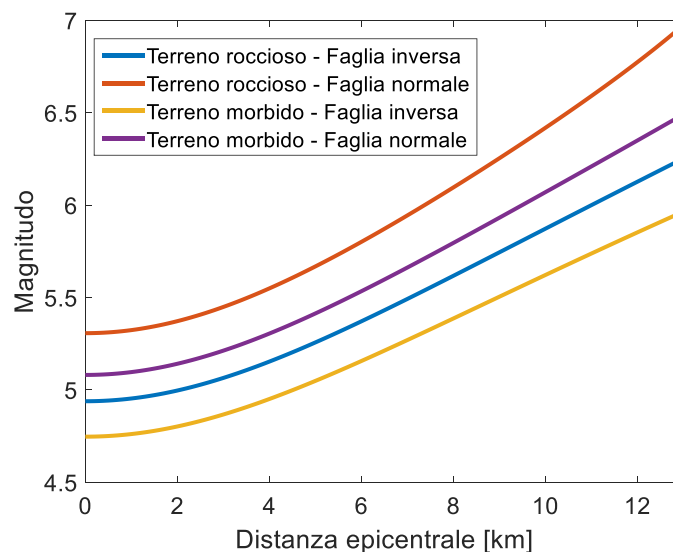


Figura 3.16. Magnitudo corrispondente alla PGA^* di un serbatoio pressurizzato, con $RS \geq 2$, al variare della distanza epicentrale.

Se si confronta questo risultato con quelli riferiti ai serbatoi atmosferici, si osserva che la distanza massima epicentrale è minore nel caso di apparecchiatura pressurizzata; d'altra parte, la magnitudo di soglia M^* risulta maggiore. Questo significa che i serbatoi pressurizzati, a parità di categoria di danno, sono sismicamente meno vulnerabili di quelli atmosferici, sia ancorati che non ancorati. Ciò è dovuto al fatto che la struttura dei serbatoi pressurizzati è intrinsecamente più resistente di quella dei serbatoi atmosferici, proprio perché i primi sono progettati per operare ad alta pressione.

Si procede quindi con il calcolo delle frequenze di eccedenza della magnitudo di soglia M^* , applicando la Gutenberg-Richter. I risultati sono riportati nella Figura 3.17:

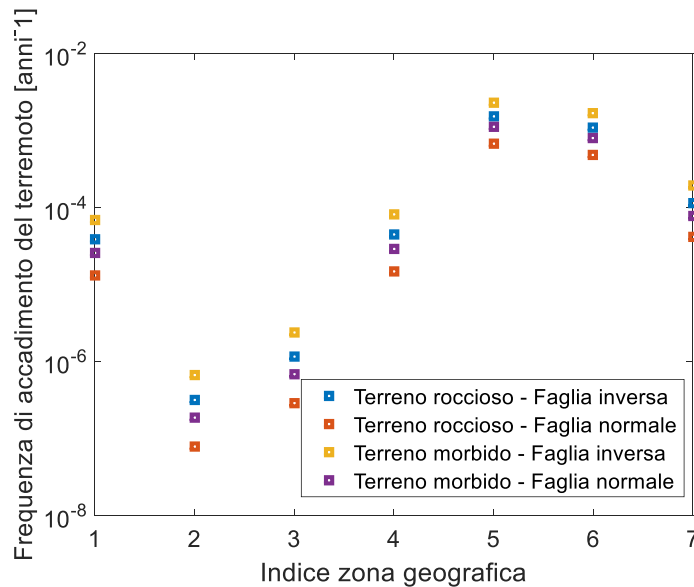


Figura 3.17. Frequenze di superamento della categoria di danno $RS = 2$ per un serbatoio pressurizzato.

I valori massimi di v_{M^*} associati a ciascuna Zona sono riportati nella seguente Tabella 3.12:

Tabella 3.12. Frequenze massime di superamento della categoria di danno $RS = 2$ per un serbatoio pressurizzato

Indice Zona geografica	$v_{M^*}(\text{anni}^{-1})$
1	6.83×10^{-5}
2	6.62×10^{-7}
3	2.38×10^{-6}
4	8.03×10^{-5}
5	2.31×10^{-3}
6	1.68×10^{-3}
7	1.91×10^{-4}

Si considera ora l'accadimento di un guasto il cui effetto è caratterizzato dalla massima categoria di danno, ovvero $RS = 3$, a cui corrisponde $PGA^* = 0.526$ g. Il valore minimo di magnitudo che determina tale PGA è praticamente uguale a $M_{MAX} = 7$ (Italia); tale evento è perciò talmente improbabile che si può assumere che la probabilità di rottura catastrofica totale di un serbatoio pressurizzato dovuta ad un evento sismico sia praticamente nulla.

3.9 Rischio sismico associato a un reattore pressurizzato

Anche per quanto riguarda il caso di reattori pressurizzati si constata che non sono presenti in letteratura molti dati sulla loro vulnerabilità sismica. Nel lavoro di Salzano *et al.* (2009) sono tuttavia proposti i seguenti valori di soglia di picco di accelerazione al suolo:

Tabella 3.13. Risultati dello studio di fragilità per reattori pressurizzati.

RS	PGA* (g)
≥ 1	0.080
≥ 2	0.249
3	0.526

Le categorie di danno hanno lo stesso significato del caso dei serbatoi pressurizzati. Dunque, analogamente a quanto detto nel precedente caso, anche qui si tralascia la categoria RS = 1 per soffermarsi sulle altre due.

Si considera innanzitutto il superamento della categoria di danno 2 ($RS \geq 2$). Applicando la relazione di attenuazione, fissando il valore di $PGA^* = 0.249$ g, si ottiene il seguente grafico:

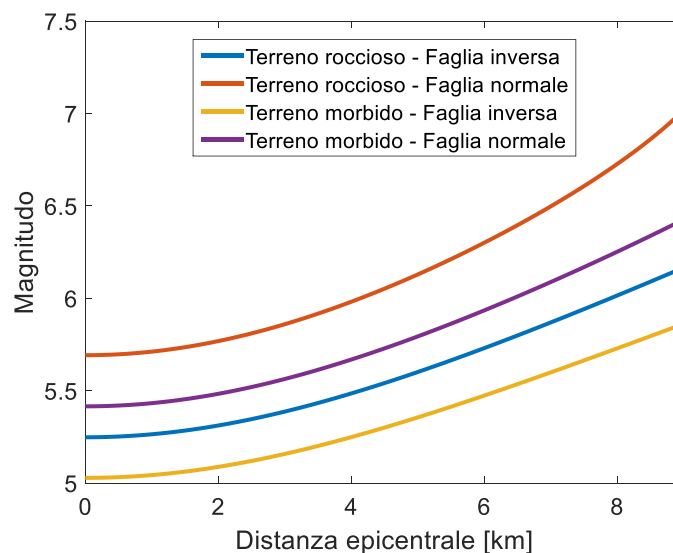


Figura 3.18. Magnitudo corrispondente alla PGA^* di un reattore pressurizzato, con $RS \geq 2$, al variare della distanza epicentrale.

Si procede quindi con il calcolo delle frequenze di eccedenza della magnitudo di soglia M^* , applicando la Gutenberg-Richter. I risultati sono riportati nella Figura 3.19:

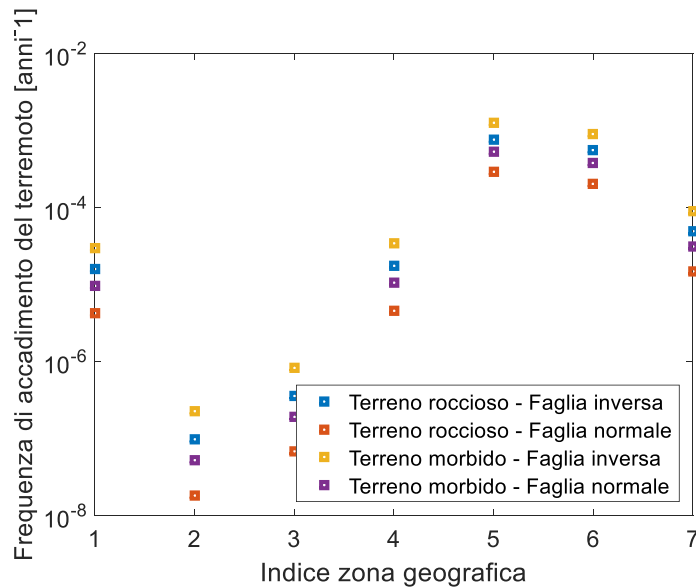


Figura 3.19. Frequenze di superamento della categoria di danno $RS = 2$ per un reattore pressurizzato.

I valori massimi di v_{M^*} associati a ciascuna Zona sono riportati nella seguente Tabella 3.14:

Tabella 3.14. Frequenze massime di superamento della categoria di danno $RS = 2$ per un reattore pressurizzato

Indice Zona geografica	$v_{M^*}(\text{anni}^{-1})$
1	2.98×10^{-5}
2	2.26×10^{-7}
3	8.21×10^{-7}
4	3.42×10^{-5}
5	1.24×10^{-3}
6	8.98×10^{-4}
7	8.86×10^{-5}

Si pone ora l'attenzione sulla massima categoria di danno, ovvero $RS = 3$, a cui corrisponde $PGA^* = 0.526$ g. Analogamente a quanto detto nel caso del serbatoio in pressione, si osserva che anche ora il valore minimo di magnitudo che determina tale PGA è praticamente uguale a $M_{MAX} = 7$ (Italia); perciò, tale evento è talmente improbabile che si può assumere che la probabilità di rottura catastrofica totale di un reattore pressurizzato dovuta ad un evento sismico sia nulla.

3.10 Rischio sismico associato a una pompa centrifuga

Le pompe centrifughe sono apparecchiature largamente diffuse nell'industria chimica; una caratterizzazione del rischio sismico per tali apparecchiature è dunque di fondamentale importanza.

Nel lavoro di Salzano *et al.* (2009) sono presentati dei valori di PGA* di soglia per diverse categorie di danno; tali valori sono qui riportati nella seguente Tabella 3.15:

Tabella 3.15. Risultati dello studio di fragilità per le pompe.

RS	PGA* (g)
≥ 2	0.032
3	0.195

In questo contesto le categorie di danno considerate (2 e 3) hanno il seguente significato: RS = 2 – danno leggero e RS = 3 – danno moderato. Per RS = 2 non si ha dunque una rottura vera e propria della pompa, bensì un malfunzionamento che può causare una prestazione, in termini di portata e prevalenza, diversa da quella desiderata. Invece, nel caso di RS = 3, si ha una vera e propria rottura strutturale dell'apparecchiatura.

Si procede quindi con la valutazione del rischio sismico nei due casi, applicando la consueta metodologia. Si inizia dal caso di $RS \geq 2$, applicando innanzitutto l'equazione di attenuazione. Il risultato è riportato graficamente nella Figura 3.20:

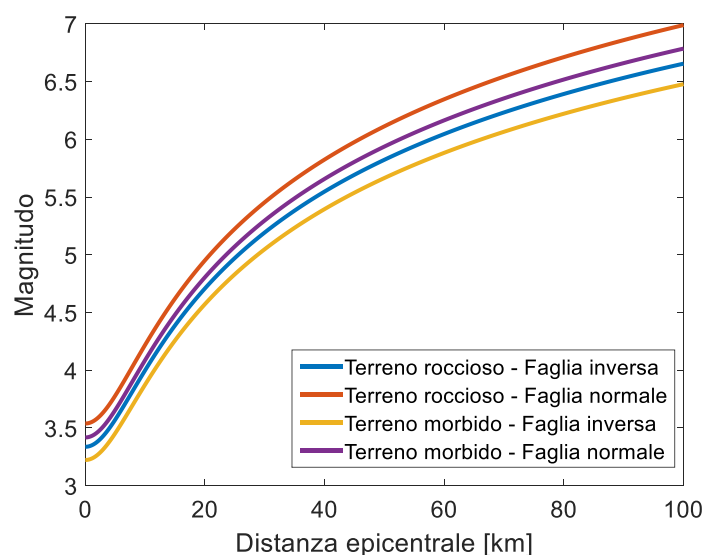


Figura 3.20. Magnitudo corrispondente alla PGA* di una pompa centrifuga, con $RS \geq 2$, al variare della distanza epicentrale.

Individuata la magnitudo minima M^* per ciascun tipo di terreno e di faglia, si procede con il calcolo delle frequenze; il risultato è osservabile nella seguente Figura 3.21:

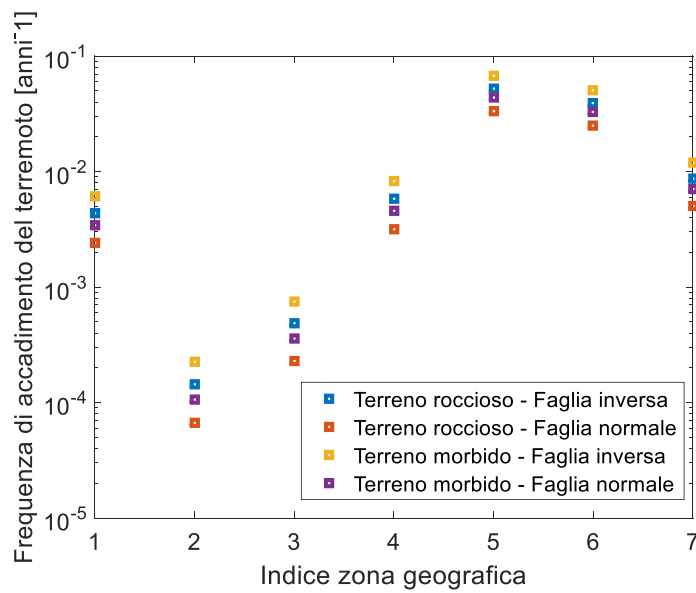


Figura 3.21. Frequenze di superamento della categoria di danno $RS = 2$ per una pompa centrifuga.

Anche in questo caso si trascrivono i valori massimi di v_M^* nella successiva Tabella 3.16:

Tabella 3.16. Frequenze massime di superamento della categoria di danno $RS = 2$ per una pompa centrifuga

Indice Zona geografica	$v_M^*(\text{anni}^{-1})$
1	6.10×10^{-3}
2	2.24×10^{-4}
3	7.50×10^{-4}
4	8.24×10^{-3}
5	6.70×10^{-2}
6	5.06×10^{-2}
7	1.19×10^{-2}

Si passa ora al considerare l'accadimento di un guasto avente categoria di danno $RS = 3$; il valore di PGA^* è ora pari a 0.195 g. A questo valore di PGA^* corrispondono le seguenti curve di attenuazione:

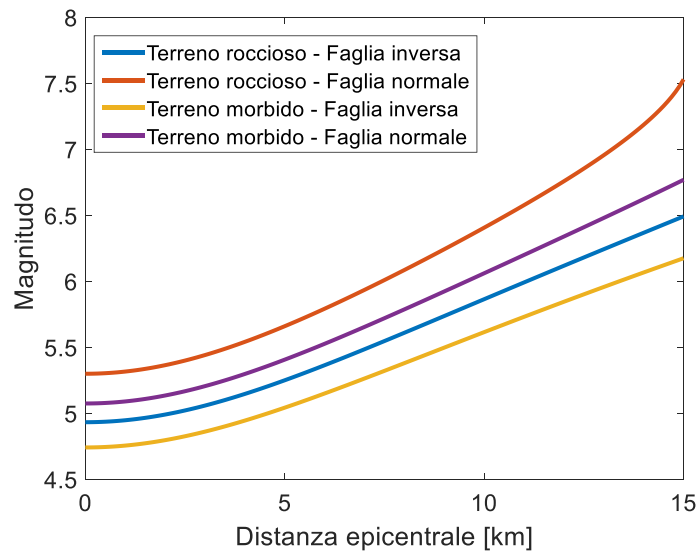


Figura 3.22. Magnitudo corrispondente alla PGA^* di una pompa centrifuga, con $RS = 3$, al variare della distanza epicentrale.

Il calcolo delle frequenze di eccedenza delle magnitudo di soglia M^* porta ai seguenti risultati:

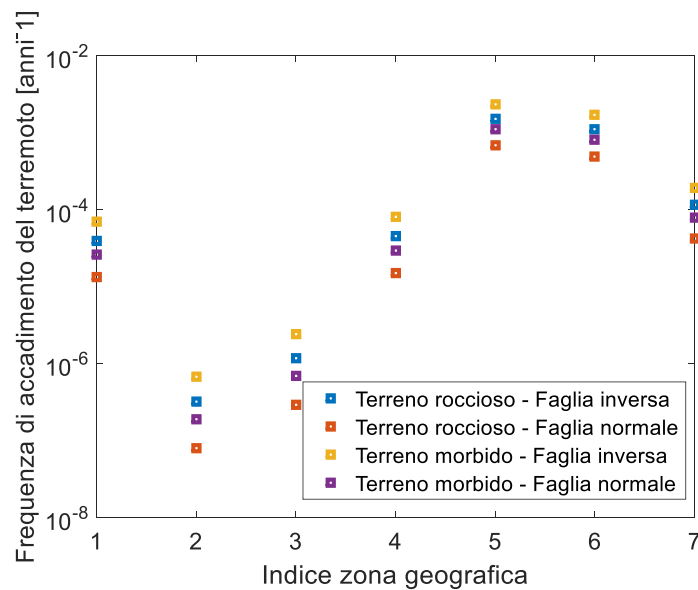


Figura 3.23. Frequenze con cui si verifica un evento sismico causante un danno di categoria $RS = 3$ per una pompa centrifuga.

Anche in questo caso i valori più significativi di frequenze ν_{M^*} vengono riportati nella seguente Tabella 3.17:

Tabella 3.17. *Frequenze massime con cui si verifica un evento sismico causante un danno di categoria RS = 3 per una pompa.*

Indice Zona geografica	ν_M^* (anni ⁻¹)
1	6.95×10^{-5}
2	6.76×10^{-7}
3	2.43×10^{-6}
4	8.17×10^{-5}
5	2.34×10^{-3}
6	1.70×10^{-3}
7	1.93×10^{-4}

Come è ragionevole aspettarsi, se si riferisce la quantificazione del rischio sismico di una pompa alla categoria di danno RS = 3 piuttosto che RS ≥ 2, le distanze massime epicentrali diminuiscono, le magnitudo di soglia aumentano e, di conseguenza, le frequenze massime di superamento di tale magnitudo diminuiscono.

3.11 Rischio sismico associato a una sottostazione elettrica

L'energia elettrica ha un ruolo importante nel funzionamento degli impianti industriali; si osserva che, nel caso dell'industria chimica, alcune fondamentali operazioni avvengono grazie al consumo di potenza in forma elettrica. Ad esempio, per la movimentazione dei fluidi si utilizzano pompe e compressori che, al giorno d'oggi, sono alimentati da energia elettrica nella maggior parte dei casi.

Oltre a ciò anche il sistema di controllo di un impianto, in cui giocano un ruolo fondamentale apparecchiature elettriche ed elettroniche, funziona appunto grazie all'energia elettrica. Spesso si trascura il tema dell'alimentazione del sistema di controllo, dato che, dal punto di vista del consumo energetico, risulta irrilevante in confronto agli altri servizi di fabbrica. Tuttavia, nell'ottica della sicurezza di processo, anche questo tema è di fondamentale importanza; infatti, un guasto ai sistemi di controllo può portare a gravi scenari incidentali.

Tipicamente l'energia elettrica viene fornita agli impianti industriali attraverso le sottostazioni elettriche (SSE), grazie alle quali si trasforma l'energia elettrica di rete al fine di ottenere i parametri desiderati dall'utente. Le SSE sono costituite da diverse apparecchiature elettriche, tra cui trasformatori, generatori, condensatori. Un evento sismico può danneggiare i vari componenti che costituiscono la SSE, causando di conseguenza dei problemi riguardanti la fornitura elettrica all'impianto.

È dunque di grande rilevanza lo studio della fragilità sismica delle SSE. Salman e Li (2018) hanno raccolto dei dati a riguardo, che possono essere sintetizzati nella seguente Tabella 3.18:

Tabella 3.18. Risultati dello studio di fragilità per sottostazioni elettriche.

Classificazione SSE	Categoria di danno	PGA* (g)
Basso voltaggio	lieve	0.13
	moderato	0.26
	esteso	0.34
	completo	0.74
Medio voltaggio	lieve	0.10
	moderato	0.20
	esteso	0.30
	completo	0.50
Alto voltaggio	lieve	0.09
	moderato	0.13
	esteso	0.17
	completo	0.38

Nel nostro caso l'interesse è posto sulle SSE di basso voltaggio, che sono quelle destinate a diffondere l'energia elettrica all'utenza, anche industriale.

Al fine di garantire conservatività al nostro studio, si assume che un danno di tipo *moderato* alla sottostazione sia sufficiente a causare guasti ai sistemi elettrici dell'impianto. Pertanto, la procedura di quantificazione del rischio sismico viene riferita al valore di soglia di picco di accelerazione al suolo: $PGA^* = 0.26$ g. Applicando la relazione di attenuazione di Akkar-Bommer si ottiene il seguente grafico:

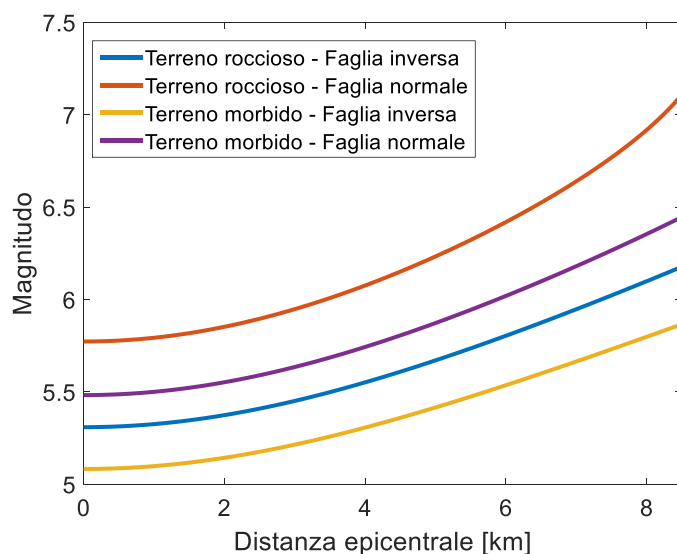


Figura 3.24. Magnitudo corrispondente alla PGA^* di una sottostazione elettrica, con grado di danno \geq “moderato”, al variare della distanza epicentrale.

Si procede quindi con il calcolo delle frequenze di eccedenza della magnitudo di soglia M^* , applicando la Gutenberg-Richter. I risultati sono riportati nella Figura 3.25:

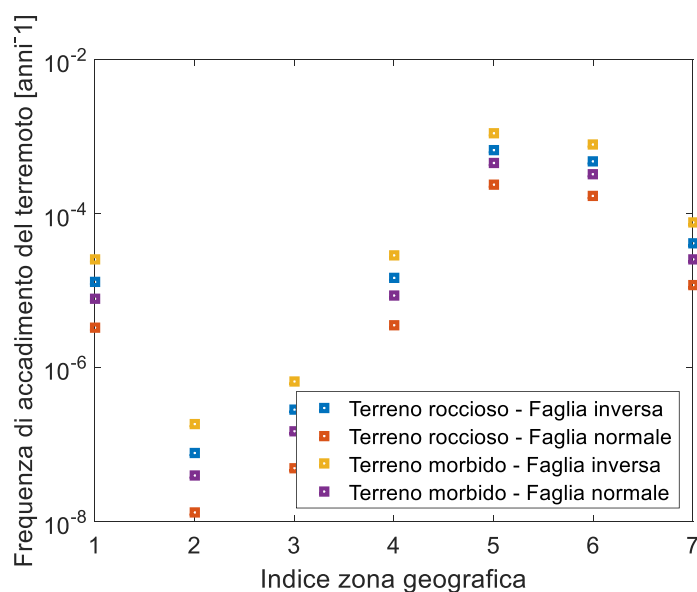


Figura 3.25. Frequenze di superamento della categoria di danno “moderato” per una sottostazione elettrica.

A parità di Zona geografica, i valori più alti delle frequenze ν_{M^*} sono riportati nella seguente Tabella 3.19:

Tabella 3.19. *Frequenze massime di superamento della categoria di danno “moderato” per una sottostazione elettrica.*

Indice Zona geografica	$\nu_{M^*}(\text{anni}^{-1})$
1	2.54×10^{-5}
2	1.83×10^{-7}
3	6.68×10^{-7}
4	2.89×10^{-5}
5	1.10×10^{-3}
6	7.94×10^{-4}
7	7.63×10^{-5}

In definitiva, i vari valori di ν_{M^*} rappresentano in questo caso le frequenze con cui si stima che non giunga energia elettrica all’impianto a causa dell’impatto del sisma sulle SSE.

3.12 Rischio sismico associato a un gruppo elettrogeno

Per affrontare situazioni di emergenza, come può essere un malfunzionamento alle SSE (il caso trattato precedentemente), negli impianti sono presenti i gruppi elettrogeni di emergenza. Questi sono apparecchiature in grado appunto di fornire temporaneamente energia elettrica all’impianto mediante l’accoppiamento di un motore termico (tipicamente a gasolio) e di un generatore elettrico.

La loro presenza è dunque finalizzata a coprire dei guasti al sistema di distribuzione di energia elettrica. Tuttavia, nell’eventualità di un evento sismico, anche questi possono subire danni; è quindi di grande importanza lo studio della vulnerabilità sismica anche di tali apparecchiature.

Liu *et al.* (2007) hanno svolto tale studio per un EPSDG, acronimo dall’inglese: *Emergency Power Supply Diesel Generator*. Il risultato che hanno ottenuto è che la soglia di PGA oltre la quale si ha il malfunzionamento del EPSDG è stimata pari a $PGA^* = 0.41$ g.

Si può quindi applicare la metodologia di quantificazione del rischio sismico, iniziando con il calcolo dell’attenuazione:

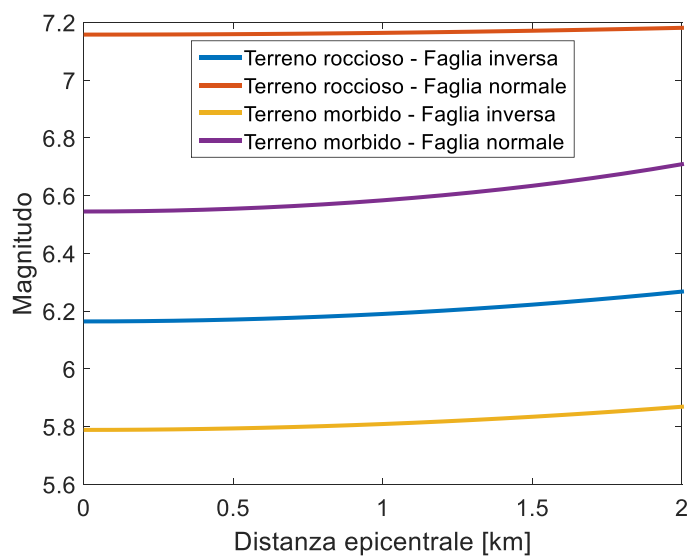


Figura 3.26. Magnitudo corrispondente alla PGA^* di un gruppo elettrogeno al variare della distanza epicentrale.

Successivamente si svolge la quantificazione delle frequenze corrispondenti alla magnitudo di soglia M^* , che conduce alla seguente Figura 3.27:

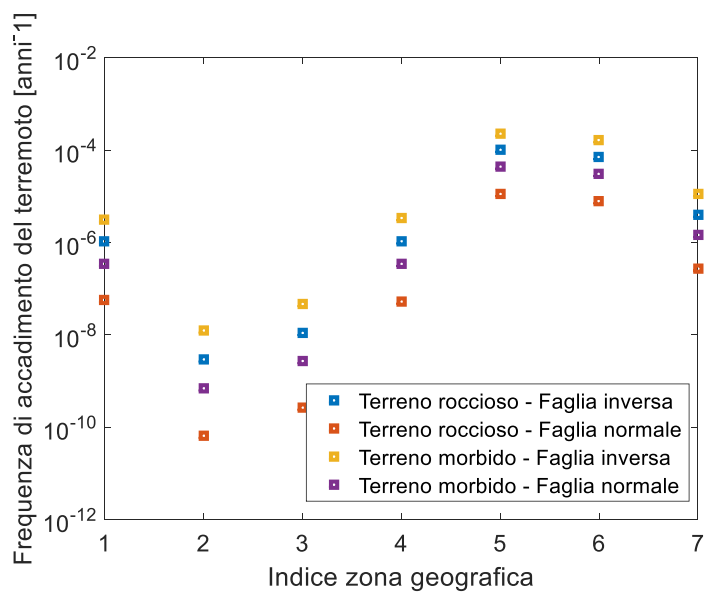


Figura 3.27. Frequenze con cui un gruppo elettrogeno si guasta a causa dell'evento sismico.

Anche per questo caso si trascrivono i valori massimi di v_{M^*} nella successiva Tabella 3.20:

Tabella 3.20. Frequenze massime di guasto a un gruppo elettrogeno a causa di un evento sismico

Indice Zona geografica	$v_{M^*}(\text{anni}^{-1})$
1	3.17×10^{-6}
2	1.23×10^{-8}
3	4.65×10^{-8}
4	3.39×10^{-6}
5	2.31×10^{-4}
6	1.64×10^{-4}
7	1.12×10^{-5}

Si osserva che, a causa della elevata magnitudo di soglia M^* , le frequenze v_{M^*} sono piuttosto modeste. Si può quindi concludere che, sotto il punto di vista della vulnerabilità sismica, i gruppi elettrogeni di emergenza sono unità a basso rischio; questo è un risultato particolarmente positivo, dato che la loro utilità emerge appunto nelle situazioni di emergenza.

3.13 Rischio sismico associato a un compressore

I compressori sono apparecchiature largamente utilizzate nell'industria chimica, in quanto servono a movimentare e a pressurizzare sostanze in fase gassosa.

La quantificazione del rischio sismico per tali unità è dunque di fondamentale importanza. Nel lavoro di Kaynia (2013) sono proposti diversi valori di PGA^* relativi ai compressori, in funzione della categoria di danno. Si pone qui l'attenzione sulla categoria di *danno moderato*, per la quale non si ha necessariamente la totale distruzione del compressore, ma per cui, ad ogni modo, si registra un funzionamento non corretto dell'apparecchiatura. Il valore soglia di PGA per il quale si ha un danno almeno moderato è pari a: $PGA^* = 0.24 g$.

Applicando la Akkar-Bommer si ottengono le seguenti curve di attenuazione:

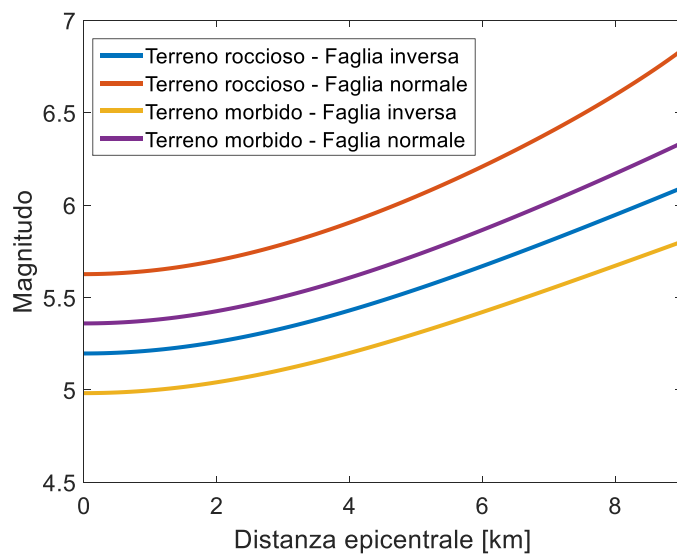


Figura 3.28. Magnitudo corrispondente alla PGA^* di un compressore al variare della distanza epicentrale.

Si procede quindi con il calcolo delle frequenze di superamento della magnitudo di soglia M^* , applicando la Gutenberg-Richter; i risultati sono rappresentati nella seguente Figura 3.29:

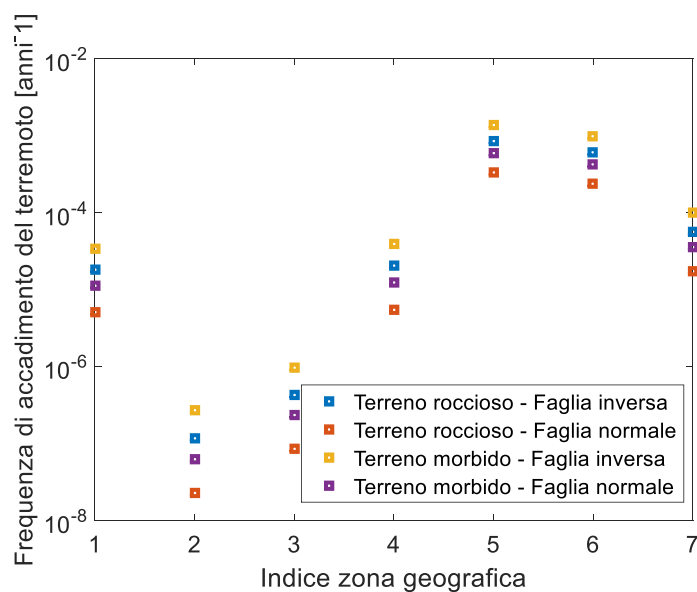


Figura 3.29. Frequenze con cui un compressore si guasta a causa dell'evento sismico.

Anche per questo caso si trascrivono i valori massimi di v_{M^*} , per ciascuna area geografica, nella successiva Tabella 3.21:

Tabella 3.21. *Frequenze massime di guasto a un compressore a causa di un evento sismico.*

Indice Zona geografica	ν_M*(anni⁻¹)
1	3.41×10^{-5}
2	2.69×10^{-7}
3	9.76×10^{-7}
4	3.92×10^{-5}
5	1.37×10^{-3}
6	9.94×10^{-4}
7	1.00×10^{-4}

Come per gli altri sistemi analizzati, anche in questo caso si osserva che la Zona caratterizzata dalla frequenza di accadimento sismico minore è la 2 (Alpi occidentali), mentre la Zona in cui si presenta la frequenza più alta è la 5 (Appennino del sud).

Capitolo 4

Analisi di affidabilità di sistemi complessi

Nel Capitolo 2 è stato analizzato il calcolo dell'affidabilità di un *sistema semplice*. Basandosi su quei risultati, si procede qui con lo studio delle interazioni fra i sistemi. Viene inoltre sviluppata una metodologia per integrare l'analisi del rischio sismico all'interno dell'analisi di affidabilità dei sistemi. Infine, si uniscono tutte le metodologie studiate sinora nello studio dell'albero dei guasti, grazie al quale si riesce in definitiva a quantificare la frequenza di accadimento di uno scenario incidentale tenendo conto del rischio sismico.

4.1 Interazioni fra sistemi

Si consideri un insieme di sistemi semplici, a formare un *sistema complesso*. L'obiettivo è di capire come gli stati (funzionante o guasto) di ciascun sistema semplice interagiscono tra loro nel definire lo stato del sistema complessivo.

Come è stato spiegato nella trattazione dei sistemi semplici, l'affidabilità rappresenta la probabilità che, ad un certo istante t , il sistema si trovi nello stato di funzionamento piuttosto che di guasto. Lo studio delle interazioni fra sistemi è importante perché, a seconda del tipo di interazione, è possibile esprimere l'affidabilità del sistema complesso in funzione delle affidabilità dei sub-sistemi che lo compongono.

Per eseguire tale studio si fa uso dell'*algebra booleana*, un ramo della matematica logica basato sulla definizione di variabili logiche binarie che possono assumere soltanto i valori *vero* e *falso*, oppure, equivalentemente, 0 e 1.

Nel nostro caso, tali variabili vengono associate a ciascun sistema analizzato, ed i valori binari che esse possono assumere rappresentano i 2 stati in cui il sistema si può trovare, ovvero *funzionante* e *guasto*. In particolare, allo stato "*guasto*" è associato il valore 1, mentre allo stato "*funzionante*" è associato il valore 0.

Per applicare l'algebra booleana è necessario che le variabili logiche binarie siano mutuamente esclusive; si osserva che tale infatti è il nostro caso, in quanto un sistema non può essere contemporaneamente funzionante e guasto.

Nell'ambito di questo lavoro sono considerati due tipi di interazioni fra sistemi: l'interazione caratteristica di sistemi in serie, detti anche *sistemi privi di ridondanza*, e quella di sistemi in parallelo, detti anche *sistemi con ridondanza*.

4.1.1 Sistemi in serie

Si supponga di avere un sistema complesso, composto da n unità semplici. Il suddetto sistema si definisce *sistema privo di ridondanza* o *sistema in serie* se è necessario il funzionamento di tutte le n singole unità affinché il sistema complessivo funzioni.

È possibile visualizzare le interazioni fra i sub-sistemi nel definire lo stato del sistema complesso attraverso la costruzione della *tavola verità*. La tavola verità è una tabella in cui sono riportate tutte le possibili combinazioni degli stati delle unità che compongono il sistema complesso, utilizzando le variabili logiche binarie precedentemente definite.

Se si pone $n = 2$, la tavola verità di un sistema in serie è la seguente:

Tabella 4.1. *Tavola verità per un sistema (C) privo di ridondanza composto da 2 unità (A e B).*

A	B	C
0	0	0
0	1	1
1	0	1
1	1	1

Come si nota nella Tabella 4.1, l'unione di due sistemi dà luogo in totale a 4 combinazioni di guasto-funzionamento di tali unità. Se l'interazione fra le singole unità è tale da formare un sistema in serie, o privo di ridondanza, soltanto in una combinazione si ha il funzionamento del sistema complessivo, ovvero quando entrambe le singole unità sono funzionanti.

Se si osserva invece lo stesso sistema dal punto di vista del guasto, si constata che è sufficiente il guasto di un singolo sub-sistema per determinare il guasto dell'intero sistema.

Nella notazione booleana tale tipo di interazione logica (collegamento in serie di sistemi) viene espresso nel seguente modo:

$$C = B + A . \quad (4.1)$$

Il risultato della tavola verità non è altro che l'applicazione della precedente Equazione (4.1), ricordando che per le variabili logiche A , B , C vale la *legge dell'idempotenza*, secondo cui $0 + 0 = 0$ e $1 + 1 = 1$.

Dal punto di vista del guasto il collegamento logico fra gli stati delle unità semplici si definisce di tipo *OR*, ed è convenzionalmente rappresentato nel seguente modo:

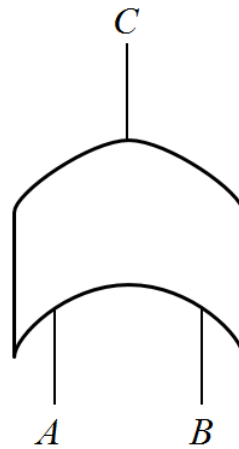


Figura 4.1. Simbolo convenzionale di porta logica “OR” fra 2 sub-sistemi (A e B).

L’operatore logico *OR*, detto anche *porta logica OR*, esprime dunque il fatto che è sufficiente che un solo sub-sistema si trovi nello stato di guasto per far sì che anche il sistema nel suo complesso risulti guasto.

Una volta compreso in che modo l’interazione fra gli stati delle unità determini lo stato del sistema complessivo, è possibile quantificare la probabilità con la quale il sistema complessivo si trovi in tale stato; ciò significa quindi definire l’affidabilità per il sistema complessivo, che è funzione delle affidabilità delle singole unità.

Nel caso di un sistema privo di ridondanza, ovvero per il quale gli stati di guasto delle varie unità sono collegati logicamente mediante la porta *OR*, vale la seguente formula, derivata direttamente dalla (2.6):

$$R_{sistema}(t) = \prod_{i=1}^n R_i(t) . \quad (4.2)$$

Dato che l’affidabilità è una funzione la cui immagine è sempre compresa fra 0 e 1, un fondamentale risultato che si nota osservando la (4.2) è che l’affidabilità di un sistema in serie, ad ogni istante t , è sempre inferiore a quella dei sub-sistemi che lo compongono. D’altra parte, ciò significa che l’inaffidabilità di tale sistema è maggiore rispetto a quella delle singole unità:

$$F_{sistema}(t) = 1 - R_{sistema}(t) = 1 - \prod_{i=1}^n R_i(t) . \quad (4.3)$$

Le precedenti equazioni sono valide in caso di indipendenza statistica fra i vari sub-sistemi che compongono il sistema complessivo.

4.1.2 Sistemi in parallelo

Un altro tipo di interazione è dato dai *sistemi in parallelo*, o *sistemi con ridondanza*. Per un sistema di questo tipo, il funzionamento di uno solo degli n sub-sistemi che lo compongono è sufficiente ad assicurare il corretto funzionamento del sistema nel suo complesso.

Anche in questo caso è possibile studiare l'interazione mediante gli strumenti dell'algebra booleana, e si può quindi rappresentare nella tavola verità l'effetto delle interazioni fra gli stati delle singole unità sul sistema complessivo.

Tabella 4.2. *Tavola verità per un sistema (C) con ridondanza composto da 2 unità (A e B).*

A	B	C
0	0	0
0	1	0
1	0	0
1	1	1

Si nota osservando la Tabella 4.2 che, per sistemi con ridondanza, l'unico caso in cui la missione del sistema fallisce ($C = 1$) si presenta quando tutte le singole unità sono nello stato di guasto ($A = 1, B = 1$). In altri termini, affinché il sistema nel suo complesso risulti nello stato di funzionamento, è sufficiente che almeno uno dei sub-sistemi che lo compongono sia funzionante.

Anche in questo caso il risultato riportato dalla tavola verità può essere sintetizzando con un'operazione logica dell'algebra booleana, che per sistemi in parallelo è la seguente:

$$C = A \cdot B . \quad (4.4)$$

Si ricorda che le variabili che compaiono nella precedente Equazione (4.4) sono di tipo logico, e rappresentano lo stato del sistema (*guasto* = 1 e *funzionante* = 0).

Dal punto di vista del guasto, l'operatore logico che collega fra loro i sub-sistemi è la porta logica *AND*, la cui convenzionale rappresentazione è riportata nella Figura 4.2:

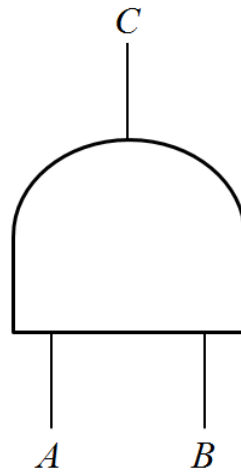


Figura 4.2. Simbolo convenzionale di porta logica “AND” fra 2 sub-sistemi (A e B).

Anche in questo caso si è interessati a capire come l’interazione fra gli stati dei sub-sistemi determini l’affidabilità del sistema nel suo complesso in funzione delle affidabilità delle singole unità. Applicando la (2.6) si ottengono le seguenti formulazioni di inaffidabilità e affidabilità, valide per sistemi in parallelo (con ridondanza):

$$F_{sistema}(t) = \prod_{i=1}^n F_i(t) ; \quad (4.5)$$

$$R_{sistema}(t) = 1 - F_{sistema}(t) = 1 - \prod_{i=1}^n F_i(t) . \quad (4.6)$$

Osservando le precedenti Equazioni (4.5) e (4.6) si nota che per sistemi con ridondanza, ovvero quando gli stati di guasto dei vari sub-sistemi sono collegati fra loro mediante l’operatore logico AND, l’inaffidabilità del sistema nel suo complesso diminuisce; in altri termini, ad ogni istante t , l’affidabilità del sistema è sempre maggiore di quella dei componenti singoli.

4.2 Integrazione del rischio sismico nell’analisi di affidabilità

Si ricorda che lo scopo di questo lavoro è di sviluppare una metodologia per integrare l’analisi del rischio sismico nel calcolo della frequenza di un dato scenario incidentale. Come si vedrà in seguito, la frequenza di un accadimento incidentale è strettamente legata alle funzioni di affidabilità ed inaffidabilità precedentemente definite ed analizzate. Pertanto, al fine di raggiungere l’obiettivo prefissato, è chiaro che bisogna basarsi sull’analisi di affidabilità di sistemi semplici e complessi (Capitolo 2 e §4.1), e sull’analisi del rischio sismico (3.3).

Si consideri un componente impiantistico; nel §2.3 si è detto che spesso tale unità può essere trattata come un sistema semplice, nell’ambito dell’analisi del rischio. Tuttavia, al

fine di integrare il rischio sismico nella procedura, tale sistema può essere trattato in modo differente. Infatti, il singolo componente può essere considerato come un sistema complesso composto da due sub-sistemi: uno avente la funzione di affidabilità del componente legata ad aspetti tecnici interni all'impianto, e l'altro caratterizzato dalla funzione di affidabilità del componente legata al fattore sismico (esterno all'impianto). In questo modo si tiene perciò conto dell'interazione fra il terremoto e le cause tecniche nell'originare il guasto di un determinato componente.

Si possono quindi definire 2 sub-sistemi, *Componente** (C^*) e *Sisma* (S), che compongono il sistema complesso *Componente* (C).

Il sistema C^* , che può essere un sistema semplice o a sua volta un sistema complesso, considera malfunzionamenti al componente dovuti a cause tecniche, interne all'impianto. Pertanto, dal punto di vista della possibilità di guasto, la funzione chiave per descrivere l'inaffidabilità di tale sistema è il tasso di guasto del dato componente, in accordo con le Equazioni (2.11) e (2.20). In particolare, se si assume che il componente si trovi nel suo periodo di vita utile ne deriva che il tasso di guasto è costante, e quindi l'inaffidabilità relativa al sistema C^* è pari a:

$$F_{C^*}(t) = 1 - \exp(-\lambda t) . \quad (4.7)$$

Ovviamente gli stati possibili di C^* a cui la precedente funzione associa la probabilità sono: funzionante e guasto.

D'altra parte, tale funzione riferita al sistema S , assunto come sistema semplice, è calcolata in modo diverso. Si è visto nel paragrafo §3.6 che il risultato fondamentale dell'analisi del rischio sismico è la determinazione della probabilità $P_s(t)$ di guasto di un dato componente a causa dell'eventualità di eventi sismici. Si osserva che tale probabilità $P_s(t)$, sotto un altro punto di vista, corrisponde alla funzione di inaffidabilità relativa al sistema *Sisma* (S) precedentemente definito. In questo senso, lo stato di *guasto* di tale sistema corrisponde all'accadimento del terremoto, mentre lo stato è *funzionante* altrimenti.

Pertanto l'inaffidabilità $F_S(t)$ del sistema S è pari a:

$$F_S(t) = P_s(t) = 1 - \exp(-tv_{M^*}) . \quad (4.8)$$

Il significato della frequenza di eccedenza v_{M^*} ed il metodo per calcolarla sono riportati nel paragrafo §3.6.

È interessante osservare l'analogia fra le Equazioni (4.7) e (4.8): pur derivando da considerazioni e teorie completamente diverse, hanno la stessa identica forma matematica. Ne consegue il fatto che, pur avendo significato fisico fondamentalmente

diverso, il tasso di guasto λ e la frequenza di eccedenza v_{M^*} rivestono lo stesso ruolo nel definire le funzioni di affidabilità e inaffidabilità. In particolare, entrambi λ e v_{M^*} rappresentano la *costante di decadimento* della funzione esponenziale rispetto alla variabile temporale.

Nel precedente paragrafo §4.1 sono stati illustrati 2 diversi tipi di interazioni fra gli stati di guasto dei sub-sistemi; essi definiscono lo stato del sistema complessivo e, di conseguenza, l'affidabilità di tale sistema in funzione delle affidabilità dei sub-sistemi. In questo caso è evidente che l'interazione fra gli stati di guasto dei 2 sub-sistemi è data dalla porta logica *OR*. Infatti, è sufficiente che almeno uno dei due sub-sistemi C^* e S trovi nello stato di guasto per determinare il guasto del componente C .

In accordo con la simbologia precedentemente assunta, tale sistema può essere rappresentato nel seguente modo:

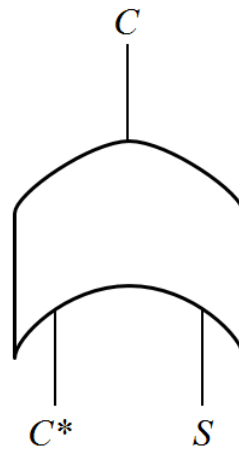


Figura 4.3. Rappresentazione convenzionale della porta logica *OR* fra l'evento sismico (S) e il guasto per natura tecnica del componente C^* .

Una volta noto il tipo di interazione si procede con il calcolo dell'inaffidabilità del sistema complessivo C^* , basandosi su tale funzione riferita ai sistemi C^* e S .

Tipicamente quando si ha un collegamento logico di tipo *OR* tale calcolo è basato sulle affidabilità (Equazione (4.2)), e successivamente si valuta l'inaffidabilità del sistema complessivo come complemento a 1 dell'affidabilità (Equazione (4.3)).

In questo caso, però, del sistema S è nota soltanto l'inaffidabilità; è necessario pertanto formulare una relazione basata sulle inaffidabilità. Ciò è possibile applicando il teorema della probabilità totale (2.4); infatti, l'operatore *OR* sta ad indicare un'unione insiemistica fra gli stati di guasto dei sub-sistemi. Pertanto, l'inaffidabilità del sistema complessivo C è espressa come:

$$F_C(t) = F_S(t) + F_{C^*}(t) - F_S(t) \cdot F_{C^*}(t) . \quad (4.9)$$

D'altra parte, essendo l'affidabilità il complemento a 1 dell'inaffidabilità, risulta che:

$$R_C(t) = 1 - F_C(t) . \quad (4.10)$$

In definitiva, mediante questa metodologia si riesce ad integrare il rischio sismico con la tradizionale analisi di affidabilità nel calcolo di affidabilità e inaffidabilità di un componente.

4.3 Albero dei guasti

Si è visto precedentemente come sia possibile ricondurre l'affidabilità di un sistema all'interazione di 2 o più sub-sistemi. Tali sub-sistemi possono essere a loro volta composti da ulteriori sub-sistemi, e così via. In accordo con quanto spiegato sopra, tale procedimento può essere applicato indefinitamente, aumentando così di volta in volta il grado di dettaglio con cui si analizzano le cause dei guasti.

Tuttavia, dal punto di vista pratico, tale *decomposizione* di un sistema in sub-unità viene svolta fino ad un certo limite; a tal punto si assume che l'affidabilità dei sistemi in questo modo individuati sia una caratteristica intrinseca degli stessi.

Si definisce pertanto *decomposizione* la procedura mediante cui un sistema complesso viene scomposto man mano in sub-sistemi, fino ad ottenere un insieme di sistemi semplici.

Questo è dunque il metodo che consente di quantificare la frequenza con cui si verifica un determinato scenario incidentale. Infatti, si consideri l'accadimento di tale scenario come un sistema del tipo di quelli trattati in precedenza; gli stati mutuamente esclusivi in cui esso si può trovare sono, in questo caso, *accade* e *non accade*. Questi ultimi sono quindi equivalenti agli stati di *guasto* e *funzionamento* nel caso in cui il sistema rappresenti la missione di un componente impiantistico.

La probabilità con la quale tale scenario possa verificarsi o meno è quantificata dalle funzioni di affidabilità e inaffidabilità relative a tale sistema.

Una volta individuato lo scenario incidentale, si può applicare la decomposizione al fine di ricondurre lo stato del sistema complessivo (accadimento del dato scenario) alle interazioni fra diversi sub-sistemi.

Si definisce *albero dei guasti* la rappresentazione grafica di tali interazioni fra i vari sub-sistemi che portano all'evento indesiderato, detto anche *evento top*.

L'albero dei guasti è dunque fondamentalmente basato sulla decomposizione logica del sistema *evento top*. Chiaramente, per fare ciò è necessario conoscere i percorsi logici di causa-effetto secondo cui dei diversi possibili malfunzionamenti (sub-sistemi) siano in grado di far verificare direttamente o indirettamente l'evento top indesiderato. Nel

contesto della procedura dell'analisi del rischio, per ottenere tali informazioni risulta fondamentale la fase di identificazione dei pericoli (ad esempio lo studio HAZOP). L'albero dei guasti, pertanto, oltre alla sua principale funzione nell'ambito dell'analisi di affidabilità, è anche un utile schema descrivente i possibili malfunzionamenti che portano all'evento top.

Nell'albero dei guasti si denominano *eventi* i vari sistemi che compongono lo schema logico. È già stato nominato l'evento top; oltre a questo si possono inoltre definire gli eventi intermedi, ovvero tutti quei sub-sistemi risultanti dalla decomposizione dell'evento top che possono assumere gli stati *accade/non accade* o *guasto/funzionante*.

Come spiegato in precedenza, la decomposizione ha un limite; i sistemi che si ottengono a questo punto sono detti *eventi primari*, e rappresentano il limite di sviluppo dell'albero. Si osserva che, secondo quanto spiegato nel §4.2, l'evento sismico è classificabile come un evento primario.

4.3.1 Analisi logica di un albero dei guasti

L'identificazione delle combinazioni di eventi che rendono possibile il verificarsi dell'evento top permette di conoscere le condizioni logiche per il verificarsi dei guasti.

In accordo con la precedente trattazione, ciascuna interazione di tipo *AND* o di tipo *OR* può essere descritta mediante le operazioni logiche dell'algebra booleana.

Se si indica dunque con *TOP* lo stato dell'evento top e con E_i gli stati degli eventi primari con i quali termina la decomposizione, risulta che:

$$TOP = f(E_i), \quad (4.11)$$

dove con $f(E_i)$ si intende la serie di somme logiche in cui ciascun termine è un prodotto logico fra gli stati degli eventi primari. $f(E_i)$ contiene quindi le operazioni booleane (+ e \cdot) la cui sequenza è caratteristica del tipo di interazioni e dal percorso logico che collega l'evento top agli eventi primari, passando per gli eventi intermedi.

Si ricorda che, in accordo con la convenzione descritta nel §4.1, le condizioni di guasto corrispondono al verificarsi di eventi per cui $TOP = 1$. Ciò accade qualvolta uno qualsiasi dei termini della somma logica nella (4.11) diviene uguale a 1.

Ciascun termine della somma logica è denominato *insieme di taglio* (in inglese *cut set*). È usato il termine *insieme* perché ciascun termine può essere dato da un evento primario o da una serie di eventi primari collegati fra loro mediante prodotto logico.

Si osserva che l'espressione logica $f(E_i)$, ottenuta direttamente dall'albero dei guasti, non è necessariamente nella forma completamente semplificata. È infatti possibile

applicare a tale espressione la legge dell'assorbimento dell'algebra booleana; se si considerano due sistemi A e B vale infatti che:

$$A + (A \cdot B) = A . \quad (4.12)$$

Il significato fisico della legge di assorbimento (4.12) è il seguente: dal punto di vista logico è superfluo considerare anche eventi che associano al guasto di A il guasto di altri sistemi (ad esempio B nell'Equazione (4.12)), quando il solo guasto di A è sufficiente a determinare il guasto del sistema complessivo.

Semplificando l'espressione $f(E_i)$ mediante la legge dell'assorbimento si ottiene in definitiva la somma logica irriducibile $f^*(E_i)$. Ciascun termine di $f^*(E_i)$ è detto *insieme di taglio minimo*, o MCS (acronimo dall'inglese: *minimum cut set*).

È possibile inoltre definire l'ordine di un insieme di taglio, dato dal numero di sistemi che lo costituiscono. In altri termini si tratta dell'ordine del prodotto logico di cui è costituito l'MCS. L'ordine degli MCS è un indice importante per valutare la rilevanza dei singoli componenti per l'affidabilità del sistema nel suo complesso; qualitativamente si può dire che le unità che costituiscono ciascun MCS del primo ordine devono essere particolarmente tenute sotto osservazione, e dunque esse sono soggette a peculiari ispezioni e prove. Componenti costituenti MCS di ordine elevato possono invece essere singolarmente meno affidabili.

Chiaramente tali osservazioni sono di tipo qualitativo, in quanto considerazioni più precise sull'affidabilità del sistema nel suo complesso possono essere fatte solo a partire dall'analisi probabilistica dell'albero dei guasti.

4.3.2 Analisi probabilistica dell'albero dei guasti

L'informazione fornita dagli MCS rappresenta dunque la base per lo svolgimento dell'analisi probabilistica, che consente in definitiva di quantificare l'affidabilità e quindi la frequenza di accadimento dell'evento top, ovvero lo scenario incidentale considerato. Prima mediante la decomposizione tramite la costruzione dell'albero dei guasti, e poi con la semplificazione a identificare gli MCS, un sistema complesso è ridotto a un sistema serie-parallelo del seguente tipo: gli elementi in serie sono gli MCS, i quali sono costituiti da eventi primari collegati in parallelo.

Per ogni MCS si può quindi calcolare la sua probabilità di verificarsi, ovvero l'inaffidabilità, mediante il metodo indicato per i sistemi in parallelo (§4.1.2). Pertanto, se N è il numero degli MCS, si può formulare la seguente relazione:

$$F_{TOP}(t) = F_{\sum_{i=1}^N MCS_i}(t) . \quad (4.13)$$

L'Equazione (4.13) impone il calcolo dell'inaffidabilità di un'unione di sistemi ($\sum_{i=1}^N MCS_i$). Dunque, per esprimere il termine di destra nella (4.13) in funzione delle singole funzioni di inaffidabilità degli eventi primari, è necessario ricorrere alla legge della probabilità totale (Equazione (2.4)).

A partire da $F_{TOP}(t)$ si può applicare l'Equazione (2.21) per stimare il tempo medio MTTF per giungere al verificarsi dello scenario ambientale considerato. L'inverso dell'MTTF è la frequenza media f di accadimento del dato scenario, ed è dunque la variabile di nostro interesse, dato che è poi quella che si usa nel calcolo del rischio (Equazione (1.1)).

In conclusione, grazie alle procedure precedentemente esposte è possibile integrare il rischio sismico in un albero dei guasti, introducendo il termine sismico come un sistema semplice che interagisce con i vari componenti impiantistici. Così facendo si riesce in definitiva a calcolare la frequenza f di un dato scenario incidentale tenendo anche conto della possibilità di accadimento di un terremoto.

4.3.3 Schematizzazione dei termini sismici nell'albero dei guasti

Prima di svolgere l'analisi logica e probabilistica dell'albero dei guasti includente i termini sismici, è necessario fare la seguente osservazione: gli eventi primari rappresentanti la possibilità di accadimento dell'evento sismico, ovvero i termini sismici, non sono indipendenti l'uno dall'altro. In particolare, il verificarsi di uno di questi eventi può comprendere uno degli altri eventi.

Ciò si spiega esaminando il significato fisico degli eventi primari associati agli accadimenti sismici; ciascuno di questi rappresenta la possibilità che avvenga un terremoto avente magnitudo maggiore di M^* . In un albero dei guasti completo si avrà dunque una serie di magnitudo, che possono essere disposte in ordine crescente: $M_1^* < \dots < M_i^* < \dots < M_n^*$.

Si osserva che, denominata M_i^* la magnitudo che occupa la posizione i -esima nella scala, la frequenza $v_{M_i^*}$ contiene anche le frequenze di accadimento $v_{M_{i+1}^*} \dots v_{M_n^*}$. Ciò è dovuto al fatto che, per definizione, $v_{M_i^*}$ è la frequenza di *eccedenza* della data magnitudo M_i^* . Se si utilizzassero dunque tali valori di $v_{M_i^*}$ nell'Equazione (4.8), per poi effettuare l'analisi logica e l'analisi probabilistica dell'albero dei guasti, il valore della frequenza di accadimento dell'evento top risulterebbe inevitabilmente sovrastimato. Infatti, così facendo, non si considera il fatto che l'accadimento di un sisma avente una data magnitudo M_i è contemplato contemporaneamente da più eventi primari.

Per risolvere la questione della non-indipendenza dei termini sismici è possibile effettuare una scomposizione di questi eventi primari, i quali diventano quindi a loro volta eventi intermedi.

Si consideri il termine sismico associato al verificarsi di un terremoto avente la seconda minima magnitudo M_2^* ; esso può essere rappresentato nel seguente modo:

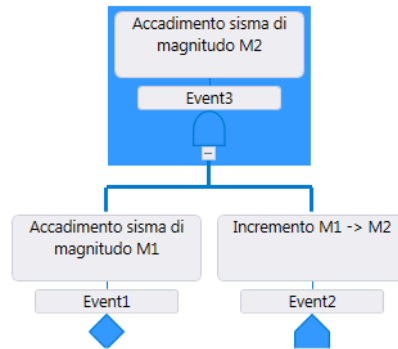


Figura 4.4. Schematizzazione dei termini sismici nell'albero dei guasti (2 magnitudo).

La Figura 4.4 permette di comprendere il sopracitato processo di decomposizione; l'accadimento di un sisma con magnitudo $M_2 > M_1$ può essere descritto come il risultato dell'interazione *AND* di due sottosistemi. Il primo di questi è l'accadimento di un terremoto avente magnitudo M_1 , mentre il secondo termine sta ad indicare il decremento di probabilità di accadimento dell'evento sismico a magnitudo maggiore rispetto a quello con magnitudo minore.

È possibile calcolare la suddetta $P_{M_1 \rightarrow M_2}(t)$ nel seguente modo: le probabilità di accadimento dell'*Event1* e *Event3* in Figura 4.4 sono date dall'Equazione (4.8):

$$P_{M_2}(t) = 1 - \exp(-tv_{M_2}) ; \quad (4.14)$$

$$P_{M_1}(t) = 1 - \exp(-tv_{M_1}) . \quad (4.15)$$

Si ricorda ora che la porta logica *AND* impone l'interazione fra le probabilità di accadimento degli eventi coinvolti descritta dall'Equazione (4.5). Si ricava pertanto la seguente Equazione (4.16):

$$P_{M_1 \rightarrow M_2}(t) = \frac{P_{M_2}(t)}{P_{M_1}(t)} = \frac{1 - \exp(-tv_{M_2})}{1 - \exp(-tv_{M_1})} . \quad (4.16)$$

Dato che $M_2 > M_1$, risulta ovviamente che $v_{M_2} < v_{M_1}$. Il termine $P_{M_1 \rightarrow M_2}(t)$ è dunque minore di 1. Ciò è ragionevole, dato che la probabilità di eccedenza della magnitudo M_2 deve essere necessariamente minore di quella di M_1 .

Si considera ora la terza magnitudo nella scala crescente, ovvero M_3 . La rappresentazione del termine sismico relativo a tale magnitudo all'interno dell'albero dei guasti avviene nel seguente modo:

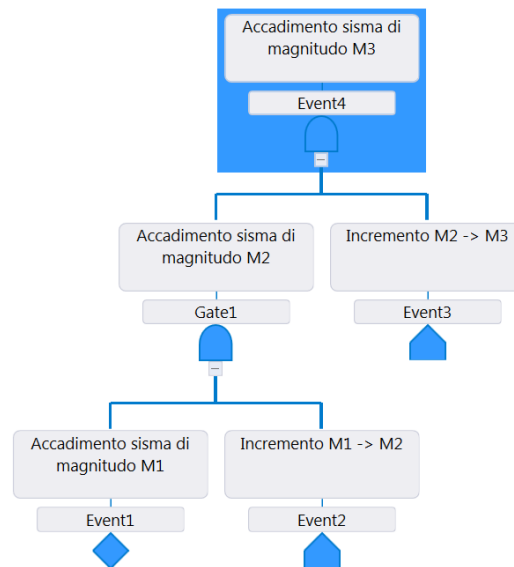


Figura 4.5. Schematizzazione dei termini sismici nell'albero dei guasti (3 magnitudo).

La procedura è dunque la stessa per ogni successivo valore di magnitudo nella scala crescente: si inserisce un evento primario che tenga conto dell'incremento della magnitudo da M_i a M_{i+1} ; tale termine causerà quindi un decremento della probabilità di accadimento del sisma.

In definitiva, tale metodologia consente di spezzare gli originari termini sismici in diversi sottosistemi, a partire dall'evento sismico a magnitudo minore. In questo modo si esplicita la variazione di probabilità di eccedenza all'aumentare della magnitudo considerata; si evita perciò il multiplo conteggio di tali probabilità, e quindi questa decomposizione consente il corretto svolgimento dell'analisi logica dell'albero dei guasti.

Capitolo 5

Caso studio: serbatoio a pressione atmosferica

Si applicano ora su alcuni casi studio le diverse procedure e metodologie esposte nei Capitoli precedenti.

Si considera per primo il caso di un serbatoio di stoccaggio a pressione atmosferica, il quale viene utilizzato per immagazzinare sostanze allo stato liquido, tipicamente carburanti. Viene innanzitutto analizzato un albero dei guasti tradizionale relativo a tale sistema, e successivamente questo viene integrato con i termini relativi al rischio sismico. Infine, si confrontano e si discutono i diversi risultati ottenuti.

5.1. Albero dei guasti senza inclusione del fenomeno sismico

Fra i diversi scenari incidentali che possono riguardare un serbatoio di stoccaggio, di particolare rilevanza è la fuoriuscita del fluido contenuto all'interno. Una perdita dal serbatoio può causare diverse conseguenze; se esso contiene ad esempio idrocarburi, è possibile che da questa situazione incidentale possa scaturire un incendio o addirittura l'esplosione di una nube di vapori.

Tutti questi possibili scenari scaturiscono dunque dall'evento: *fuoriuscita di fluido dal serbatoio*.

L'evoluzione incidentale a seguito di tale accadimento è studiata nella fase dell'analisi del rischio di valutazione delle conseguenze, mediante la realizzazione dell'albero degli eventi.

In accordo con lo scopo di questa Tesi, invece, ci si sofferma sullo studio della frequenza con cui si verifica la perdita di sostanza dal serbatoio. È pertanto conveniente definire la fuoriuscita di fluido dal serbatoio come l'*evento top* a partire dal quale costruire un albero dei guasti.

A seguito dello svolgimento della procedura HAZOP, Fuentes-Bargues *et al.* (2017) hanno sviluppato un albero dei guasti per decomporre logicamente tale evento top (fuoriuscita di fluido dal serbatoio). Questo albero è costruito considerando cause di malfunzionamento interne al sistema, ovvero non viene contemplata la possibilità di una

catastrofe naturale. L'albero dei guasti è riportato nell'Appendice A, in particolare nella Figura A.1.

La decomposizione dell'evento top si arresta con l'identificazione di 9 eventi primari. I tassi di guasto di tali eventi sono anch'essi tratti dal lavoro di Fuentes-Bargues *et al.* (2017), e sono riportati nella seguente Tabella 5.1:

Tabella 5.1. Tassi di guasto degli eventi primari relativi all'albero dei guasti di Figura A.1.

Evento primario	Descrizione	Tasso di guasto (anni ⁻¹)
1	Errore dell'operatore (1)	8.8×10^{-2}
2	Guasto al sensore di livello	4.1×10^{-1}
3	Guasto alla valvola di regolazione	2.2×10^{-1}
4	Mancato segnale acustico di allarme	8.8×10^{-2}
5	Rottura dei rinforzi	2.2×10^{-3}
6	Frattura del serbatoio	2.2×10^{-3}
7	Corrosione	4.4×10^{-3}
8	Insufficiente manutenzione	1.8×10^{-3}
9	Errore dell'operatore (9)	1.8×10^{-3}

Come si nota dalla precedente Tabella 5.1 gli elementi più vulnerabili, ovvero aventi tasso di guasto più alto, sono quelli relativi al sistema di controllo del livello del serbatoio.

5.1.1 Risultati analisi logica

Come spiegato in precedenza, il punto di partenza dello studio di un albero dei guasti è l'analisi logica, che consiste nell'individuazione degli insiemi di taglio minimi (MCS). Questa operazione viene svolta mediante l'ausilio del software TopEvent FTA[®]. Il risultato che si ottiene è il seguente:

$$TOP = E_1 \cdot E_2 + E_1 \cdot E_3 + E_1 \cdot E_4 + E_5 + E_6 + E_7 + E_8 + E_9. \quad (5.1)$$

In riferimento alla (5.1) i pedici delle variabili logiche E_i corrispondono alla numerazione degli eventi primari presente in Figura A.1 e nella Tabella 5.1.

Si osserva che in totale ci sono 8 MCS, 3 dei quali sono del secondo ordine e 5 del primo ordine.

5.1.2 Risultati analisi probabilistica

Una volta individuati tutti gli MCS (Equazione (5.1)) si procede con l'analisi probabilistica, il che significa applicare la (4.13). Ciò è possibile dato che sono noti tutti

i tassi di guasto degli eventi primari, grazie ai quali si possono dunque calcolare le corrispondenti funzioni di inaffidabilità (Equazione (4.7)).

Gli andamenti nel tempo dell'affidabilità e dell'inaffidabilità dell'evento top, così calcolati, sono osservabili nella seguente Figura 5.1 rispettivamente nei grafici (a) e (b):

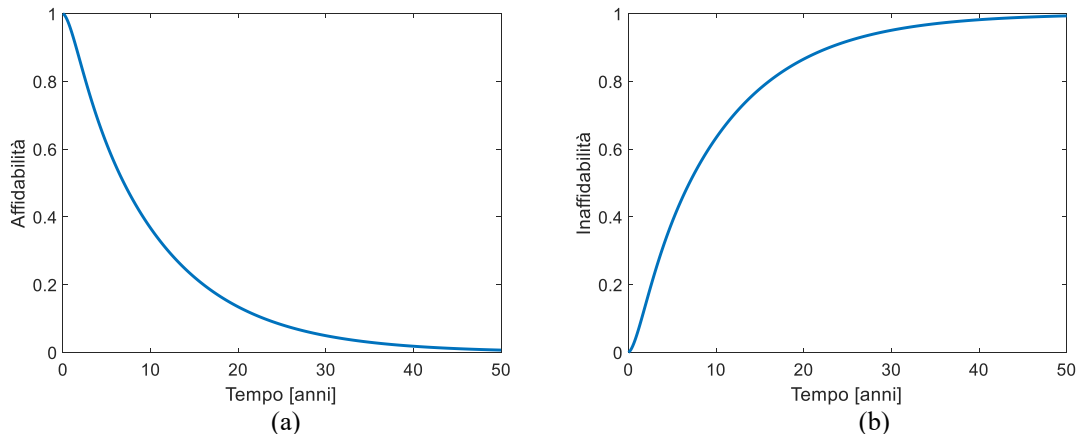


Figura 5.1. Profili temporali di affidabilità (a) e inaffidabilità (b) corrispondenti all'evento top: fuoriuscita di fluido dal serbatoio.

Si osserva che, per il sistema considerato, l'inaffidabilità cresce piuttosto rapidamente col tempo, ed allo stesso modo l'affidabilità cala repentinamente, tanto che dopo poco più di 5 anni risulta praticamente dimezzata. Occorre tuttavia sottolineare che, in questo lavoro, non viene considerata la possibilità di riparazione dei componenti, che porterebbe ad un sostanziale aumento dell'affidabilità. È posta invece l'attenzione sul solo passaggio dallo stato di funzionamento a quello di guasto, dato che il fine di questo studio si ricorda essere quello di trovare una metodologia per includere il rischio sismico in questo contesto. È interessante ora svolgere la cosiddetta *analisi dei contributi*; essa consiste nel valutare l'impatto di ciascun insieme di taglio minimo nel determinare la probabilità di accadimento dell'evento top. In particolare, viene rapportata l'inaffidabilità di ciascun MCS alla probabilità di accadimento dell'evento top. Tale calcolo è stato svolto in questo caso per due diversi valori della coordinata temporale: $t = 1$ anno e $t = 20$ anni; i risultati sono riportati nella seguente Figura 5.2:

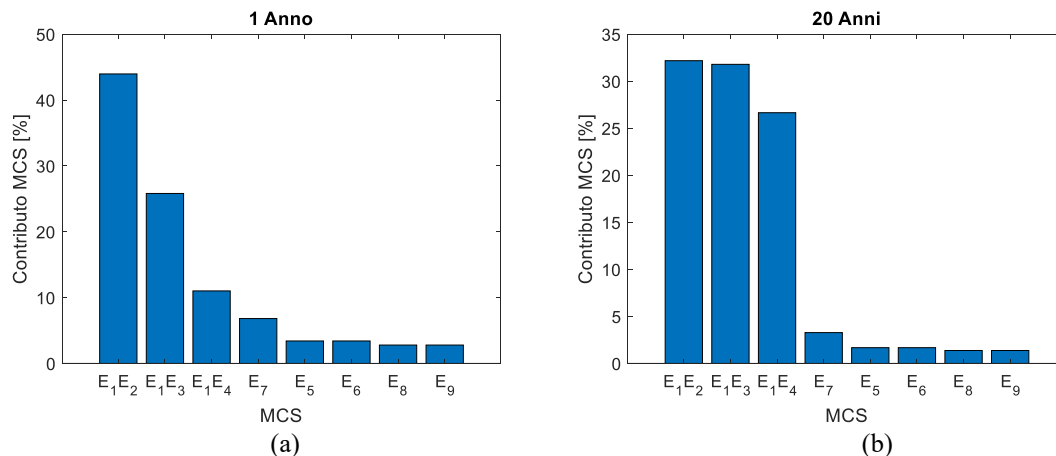


Figura 5.2. Analisi dei contributi degli MCS a $t = 1$ anno (a) e $t = 20$ anni (b).

È interessante osservare che, nonostante MCS₁ e MCS₂ e MCS₃ siano insiemi di taglio del secondo ordine, questi sono gli MCS che hanno il maggior contributo nell'inaffidabilità F_{TOP} . Ciò è dovuto al fatto che gli eventi primari che li compongono (Equazione (5.1)) hanno dei tassi di guasto sensibilmente maggiori rispetto a quelli che costituiscono gli MCS del primo ordine. Pertanto, come accennato in precedenza, sarebbe opportuno apportare delle modifiche per migliorare l'affidabilità del sistema di controllo del livello del serbatoio.

Si procede ora con il calcolo dell'MTTF applicando l'Equazione (2.21), e si ottiene: $MTTF = 10.1$ anni. La frequenza di accadimento dello scenario incidentale analizzato è pari al reciproco dell'MTTF: $f = 1/MTTF = 0.0994 \text{ anni}^{-1}$.

5.2 Albero dei guasti con l'inclusione del fenomeno sismico

L'obiettivo consiste ora nell'integrare il fenomeno sismico nello studio dell'affidabilità del serbatoio di stoccaggio a pressione atmosferica. È pertanto opportuno indagare sulle possibili interazioni fra un terremoto e i vari eventi che compaiono nell'albero dei guasti; fra queste la più ovvia è quella di tipo meccanico.

5.2.1 Tenuta strutturale del serbatoio

Si considera l'evento intermedio denominato *Gate 2* nella raffigurazione dell'albero dei guasti di Figura A.1; esso rappresenta la mancata tenuta strutturale del serbatoio. A tal proposito, nel paragrafo §3.7 si è indagato sul rischio sismico riguardante proprio tale accadimento. Di particolare interesse per questo caso studio è la categoria di danno $RS \geq 2$, che indica la possibilità di un guasto causante un rilascio *almeno* moderato (dunque sia moderato che esteso). Si osserva che, considerando $RS \geq 2$, si comprendono gli effetti sia

dell'evento intermedio *Gate 4* (Rottura catastrofica del serbatoio) che dell'evento intermedio *Gate 5* (Formazione di una fessura).

Alla luce di queste considerazioni, l'integrazione del rischio sismico in questa area dell'albero dei guasti (rottura della struttura del serbatoio) porta alla seguente modifica all'originale albero in Figura A.1:

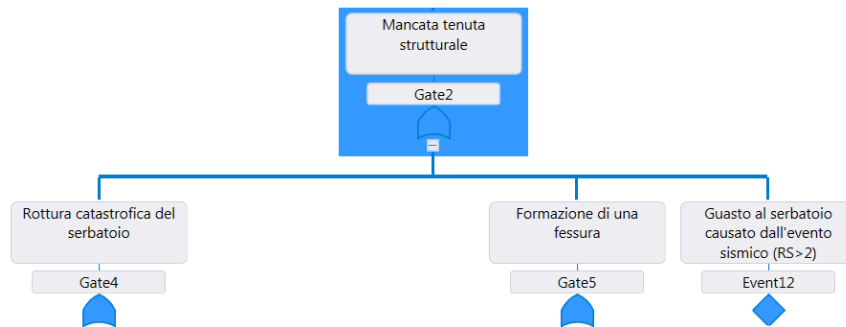


Figura 5.3. Integrazione del termine riguardante il fenomeno sismico nel determinare l'evento intermedio "Mancata tenuta strutturale".

In accordo con la procedura esposta nel paragrafo §5.2, si può osservare nella precedente Figura 5.3 che l'integrazione del termine sismico è collegato in *OR* alle altre concause che concorrono a determinare il guasto dell'evento di livello logico superiore, in questo caso la mancata tenuta strutturale.

Per quanto riguarda la quantificazione dell'affidabilità e dell'inaffidabilità relative all'*Event 12*, ovvero il termine sismico, si fa riferimento all'Equazione (4.8); è quindi necessario disporre della frequenza ν_{M^*} relativa a tale accadimento. Nel paragrafo §3.7 sono stati calcolati diversi valori di ν_{M^*} in funzione della tipologia di serbatoio atmosferico (ancorato – non ancorato), del grado di riempimento, e della Zona geografica considerata.

5.2.2 Sistema di controllo del livello

Si considera ora la parte di destra dell'albero dei guasti di Figura A.1; un guasto al sistema elettrico dovuto ad un evento sismico è in grado di determinare il malfunzionamento al sistema di controllo del livello. Tale guasto può interessare sia la sottostazione elettrica che fornisce energia all'impianto che il gruppo elettrogeno di emergenza. L'inclusione della possibilità di un evento sismico si traduce pertanto nella seguente modifica all'originario albero dei guasti:

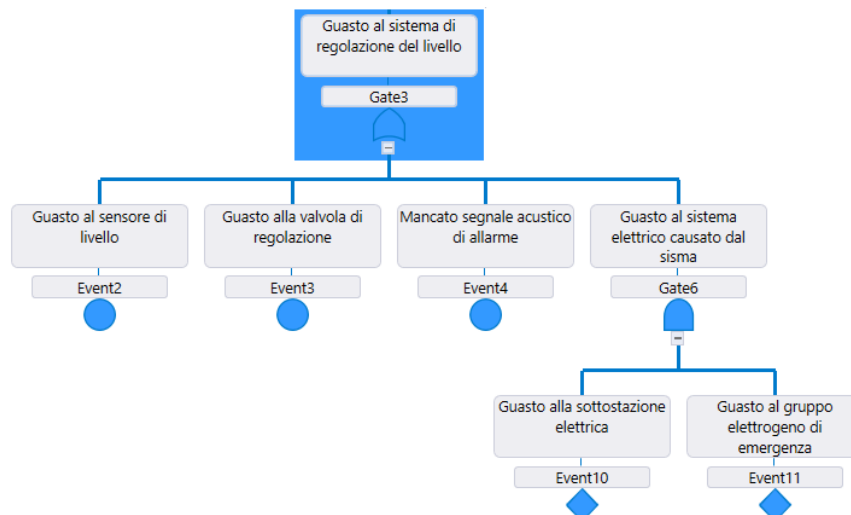


Figura 5.4. *Integrazione del termine riguardante il fenomeno sismico nel determinare l'evento intermedio "Guasto al sistema di regolazione del livello".*

Si osserva in Figura 5.4 che, in questa occasione, il *Gate 6*, ovvero l'evento che tiene conto della possibilità di un sisma, non è un evento primario; è bensì dato dall'interazione di due eventi primari in parallelo, ovvero collegati dalla porta logica *AND*. Essi si riferiscono, come accennato in precedenza, ai guasti alla SSE e al gruppo elettrogeno di emergenza. Nei paragrafi §3.11 e §3.12 sono state calcolate le frequenze di eccedenza della magnitudo di soglia v_{M^*} relative a tali sistemi, che sono il punto di partenza per la quantificazione delle funzioni di affidabilità e inaffidabilità.

In definitiva, l'albero dei guasti riguardante la fuoriuscita di fluido da un serbatoio di stoccaggio atmosferico, al netto delle modifiche apportate, è riportato nell'Appendice A in Figura A.2.

5.2.3 Decomposizione dei termini sismici dell'albero

Prima di procedere con l'analisi logica dell'albero si esegue la decomposizione dei termini sismici secondo la procedura esposta nel paragrafo §4.3.3. Si osserva che, fissata la Zona geografica (1-7), si ha sempre $M_{12} < M_{10} < M_{11}$, dove 10 e 11 e 12 sono gli indici degli eventi sismici in Figura A.2 (11 = guasto al gruppo elettrogeno, 10 = guasto alla SSE, 12 = rottura strutturale del serbatoio). In particolare si osserva che la precedenza disuguaglianza vale per tutti i diversi casi riguardanti il rischio sismico relativo alla tenuta strutturale del serbatoio atmosferico (ancorato – non ancorato, grado di riempimento). In Figura A.3 è riportato l'albero dei guasti originario di Figura A.1 in seguito all'inclusione dei termini sismici e alla decomposizione di questi ultimi.

5.2.4 Risultati analisi logica

Si procede ora con l'analisi logica applicata all'albero di Figura A.3, al fine di individuare gli insiemi di taglio minimi. Il risultato che si ottiene è il seguente:

$$TOP = E_1 \cdot E_2 + E_1 \cdot E_3 + E_1 \cdot E_4 + E_5 + E_6 + E_7 + E_8 + E_9 + E_{12} . \quad (5.2)$$

Si osserva che l'unica differenza fra l'Equazione (5.2) e la (5.1), ovvero l'insieme degli MCS nel caso senza termini sismici, è la presenza dell'addendo logico E_{12} , ovvero un insieme di taglio del primo ordine. E_{12} è l'evento primario rappresentante il termine sismico di magnitudo minima, che si ricorda essere quello relativo alla rottura meccanica del serbatoio a causa del terremoto.

In definitiva, l'inclusione degli eventi sismici nell'albero dei guasti ha come risultato, dal punto di vista logico, che il numero degli MCS passa da 8 a 9.

È invece interessante notare che i termini sismici relativi alla SSE e al gruppo elettrogeno di emergenza non sono presenti nell'Equazione (5.2); ciò è dovuto al fatto che, in base ai collegamenti logici dell'albero, l'accadimento di un sisma avente la magnitudo caratteristica del termine *Event12* è sufficiente a causare l'evento top.

5.2.5 Risultati analisi probabilistica

Una volta calcolato l'insieme degli MCS si può svolgere l'analisi probabilistica dell'albero dei guasti di Figura A.3. Per fare ciò si associa a ciascun evento primario il parametro necessario alla quantificazione delle funzioni di affidabilità e inaffidabilità. Per quanto riguarda gli eventi primari 1-9 si utilizzano i tassi di guasto riportati in Tabella 5.1. D'altra parte, all'evento sismico E_{12} si associa la frequenza ν_{M^*} riferita al caso del serbatoio atmosferico con $RS \geq 2$.

È interessante osservare come variano i risultati delle analisi dell'albero dei guasti al variare del termine sismico, il che significa al variare di ν_{M^*} . Si considerano quindi le diverse configurazioni del serbatoio, il grado di riempimento, e la Zona geografica. Per quest'ultima, in particolare, si analizzano le situazioni limite: si è visto nel Capitolo 3 che tali estremi corrispondono alla Zona 2 (ν_{M^*} minima) e Zona 5 (ν_{M^*} massima).

In definitiva, i diversi valori di ν_{M^*} considerati nell'analisi probabilistica sono riportati nella seguente Tabella 5.2:

Tabella 5.2. Valori di v_{M^*} considerati nello svolgimento dell'analisi probabilistica dell'albero dei guasti in Figura A.3.

Configurazione serbatoio	Zona geografica	v_{M^*} (anni ⁻¹)
Ancorato – Riempimento $\approx 100\%$	2	2.12×10^{-5}
	5	1.71×10^{-2}
Ancorato – Riempimento $\approx 50\%$	2	5.88×10^{-6}
	5	8.16×10^{-3}
Non ancorato – Riempimento $\approx 100\%$	2	2.89×10^{-4}
	5	7.76×10^{-2}

Per quanto riguarda il caso del serbatoio ancorato con riempimento massimo nella Zona 2, gli andamenti dell'affidabilità e dell'inaffidabilità rispetto al tempo sono riportati nella seguente Figura 5.5:

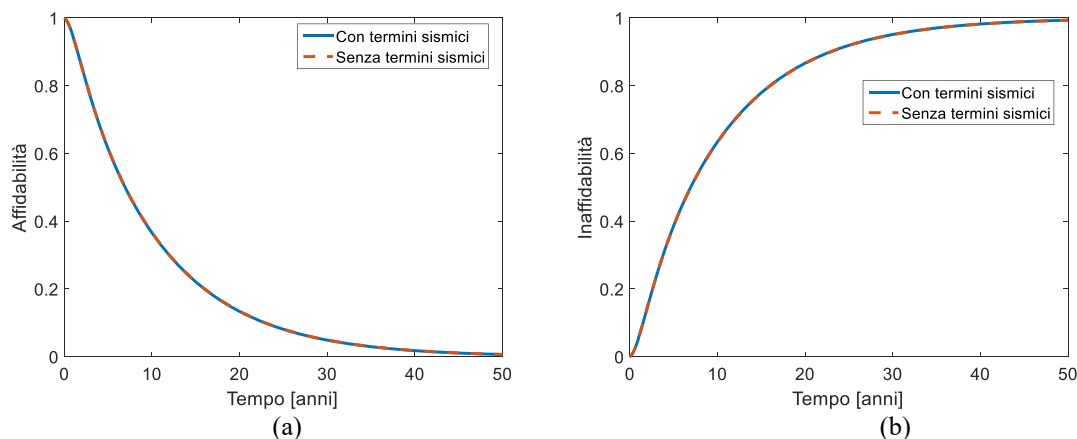


Figura 5.5. Profili temporali di affidabilità (a) e inaffidabilità (b) nel caso di serbatoio ancorato – riempimento $\approx 100\%$ e Zona 2.

Nei precedenti grafici sono inoltre riportate l'affidabilità e l'inaffidabilità calcolate senza tenere conto dei termini sismici (§5.1.3). Si osserva in Figura 5.5 che l'incidenza del termine sismico in questo caso è praticamente nulla; infatti, le curve ottenute con e senza i termini sismici sono praticamente coincidenti. Ciò è dovuto al fatto che si sta considerando la Zona 2 (Alpi occidentali), ovvero un'area caratterizzata da un'attività sismica molto bassa.

L'incidenza del termine sismico può essere valutata anche mediante l'analisi dei contributi dei diversi MCS; il risultato dell'analisi è riportato nel seguente grafico:

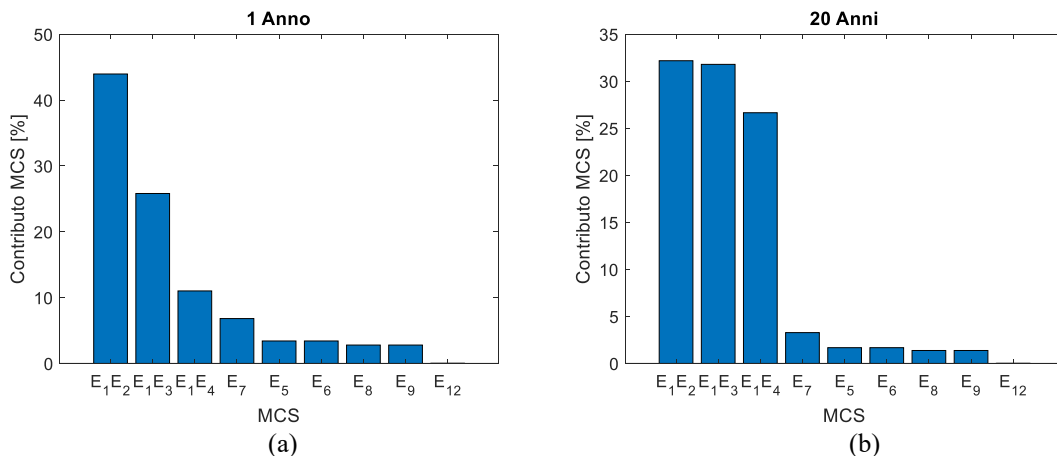


Figura 5.6. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a $t=1$ anno (a) e $t=20$ anni (b).

Come si può notare dalla precedente Figura 5.6, il contributo della probabilità di accadimento dell'MCS relativo al termine sismico E_{12} nel determinare la probabilità di accadimento dell'evento top è praticamente irrilevante rispetto agli altri MCS.

Si svolgono a questo punto gli stessi calcoli, facendo però ora riferimento alla Zona 5, caratterizzata dal massimo valore di frequenza di eccedenza ν_{M^*} . I profili temporali di affidabilità e inaffidabilità che si ottengono in questo caso sono i seguenti:

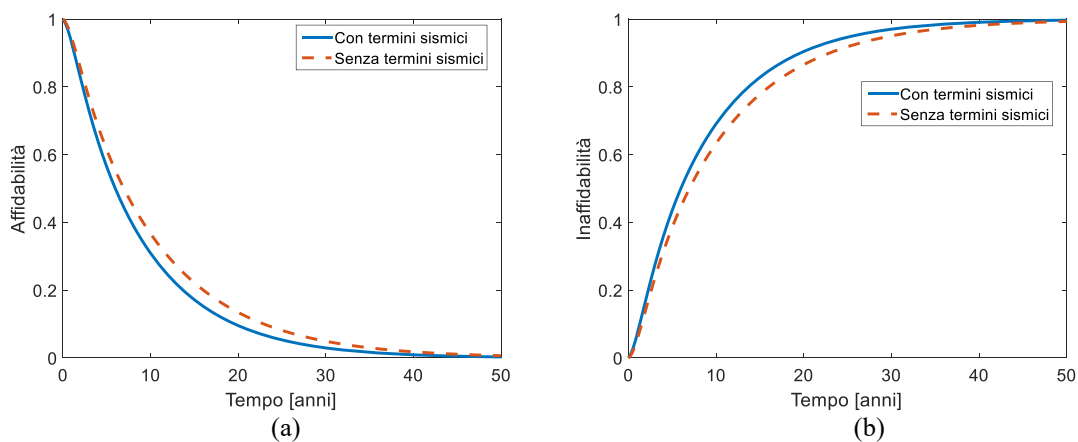


Figura 5.7. Profili temporali di affidabilità (a) e inaffidabilità (b) nel caso di serbatoio ancorato – riempimento $\approx 100\%$ e Zona 5.

Diversamente rispetto a quanto osservato in precedenza, si nota nella Figura 5.7 che le curve differiscono sensibilmente; questo significa che il termine sismico ha effettivamente un impatto nel risultato dell'analisi probabilistica dell'albero dei guasti di Figura A.3. Ciò è dovuto al fatto che si sta esaminando un serbatoio ipoteticamente situato nella Zona 5 (Appennino del sud), per la quale la frequenza di accadimento dell'evento sismico risulta massima.

Lo svolgimento dell'analisi dei contributi degli MCS relativa a questa situazione porta ai seguenti risultati:

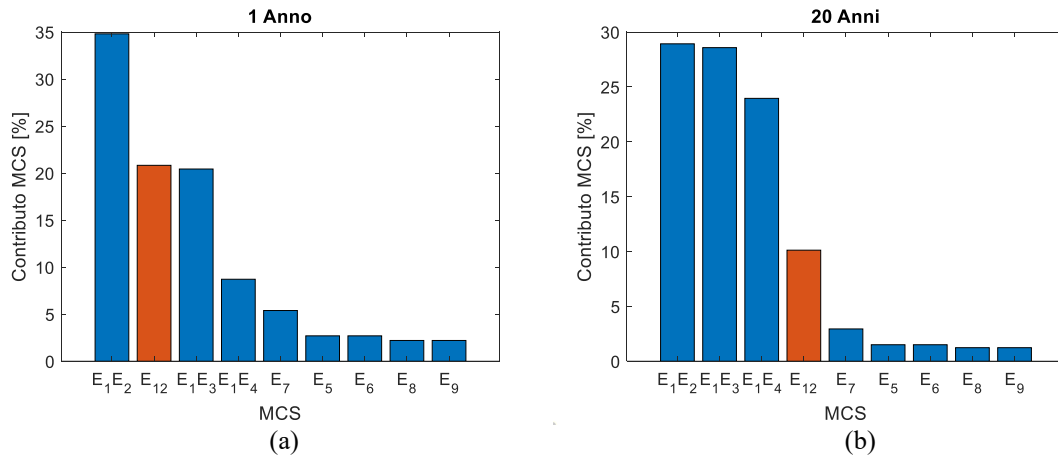


Figura 5.8. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a $t=1$ anno (a) e $t=20$ anni (b).

È evidente che l'MCS riguardante il termine sismico (contrassegnato dalla barra arancione nella precedente Figura 5.8) ha un notevole contributo nel determinare la probabilità di accadimento dell'evento top. In questo caso l'inclusione del termine sismico nell'analisi di affidabilità risulta quindi di grande rilevanza.

Si procede ora esaminando la situazione del serbatoio ancorato riempito a metà; anche qui si svolge l'analisi probabilistica per due possibili valori di v_{M^*} caratterizzanti l'evento primario sismico. Si considera innanzitutto la Zona 2; i profili temporali di affidabilità e inaffidabilità dell'evento top che ne risultano sono riportati nella seguente Figura 5.9:

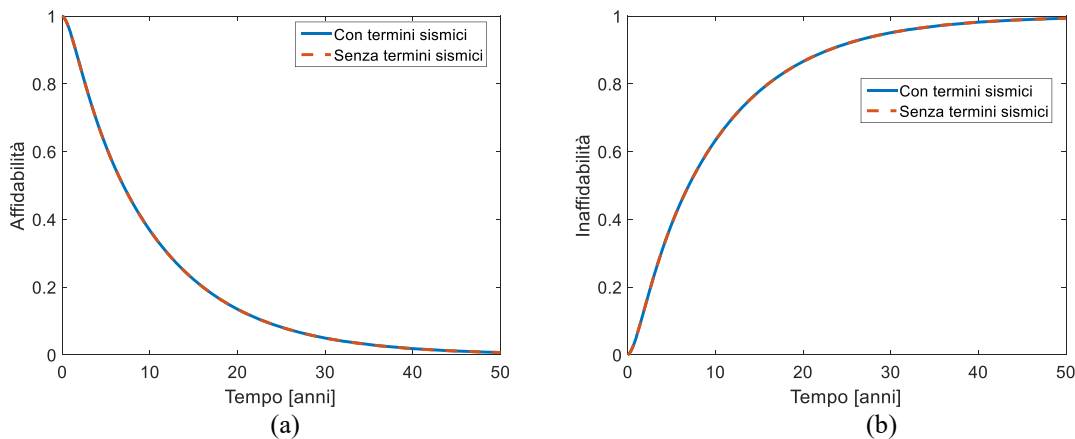


Figura 5.9. Profili temporali di affidabilità (a) e inaffidabilità (b) nel caso di serbatoio ancorato – riempimento $\approx 50\%$ e Zona 2.

Similmente a quanto constatato nel caso di massimo riempimento, anche ora si nota come il termine sismico, nel caso di Zona 2, sia del tutto irrilevante nel calcolo della probabilità di accadimento dell'evento top.

Ciò è confermato anche dai risultati dell'analisi dei contributi:

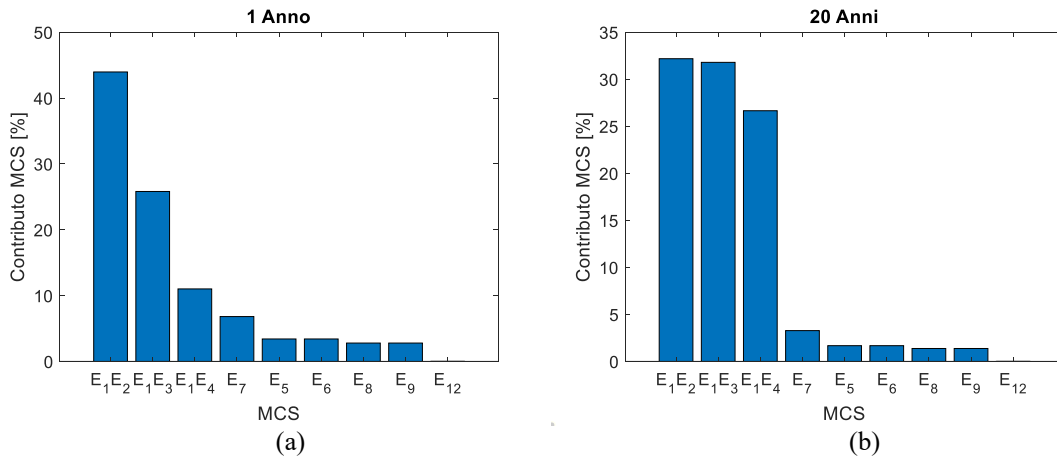


Figura 5.10. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a $t=1$ anno (a) e $t=20$ anni (b).

Si osserva infatti in Figura 5.10 che, effettivamente, il contributo dell'evento primario E_{12} , ovvero il termine sismico, è praticamente nullo.

Si analizza ora l'albero dei guasti con il termine sismico caratteristico della Zona 5; i profili di affidabilità e inaffidabilità dell'evento top che si ottengono sono riportati nella seguente Figura 5.11:

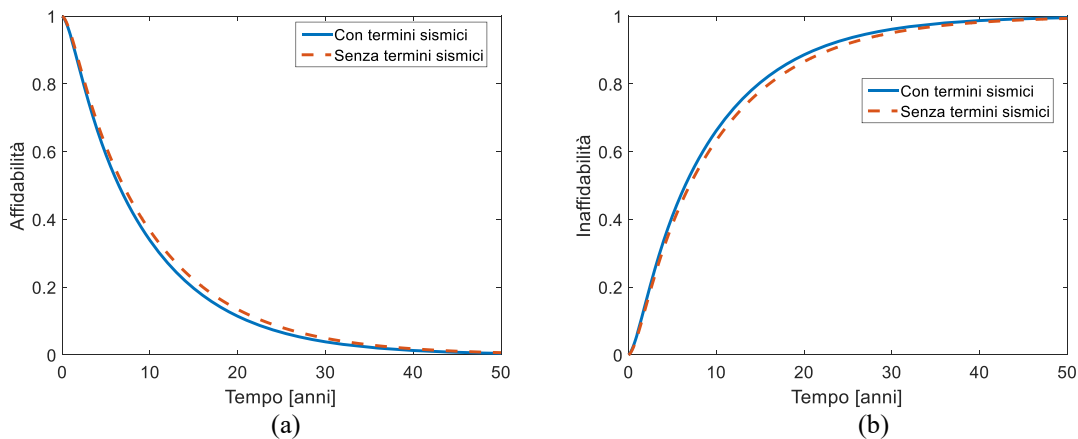


Figura 5.11. Profili temporali di affidabilità (a) e inaffidabilità (b) nel caso di serbatoio ancorato – riempimento $\approx 50\%$ e Zona 5.

Si osserva che, sebbene si stia considerando l'area italiana a maggiore rischio sismico (Appennino del sud, ovvero Zona 5), le curve ottenute con e senza il termine sismico non differiscono di molto, soprattutto rispetto alla più marcata differenza che si osservava nella Figura 5.7.

Ciò è riconducibile agli esiti ottenuti nel Capitolo 3: risulta infatti che, per un serbatoio ancorato riempito a metà, il rischio sismico risulta meno rilevante che per un serbatoio riempito al massimo (PGA^* maggiore, M^* maggiore, e dunque v_{M^*} minore).

I risultati dell'analisi dei contributi relativi a questo caso sono schematizzati nei seguenti grafici a barre (Figura 5.12):

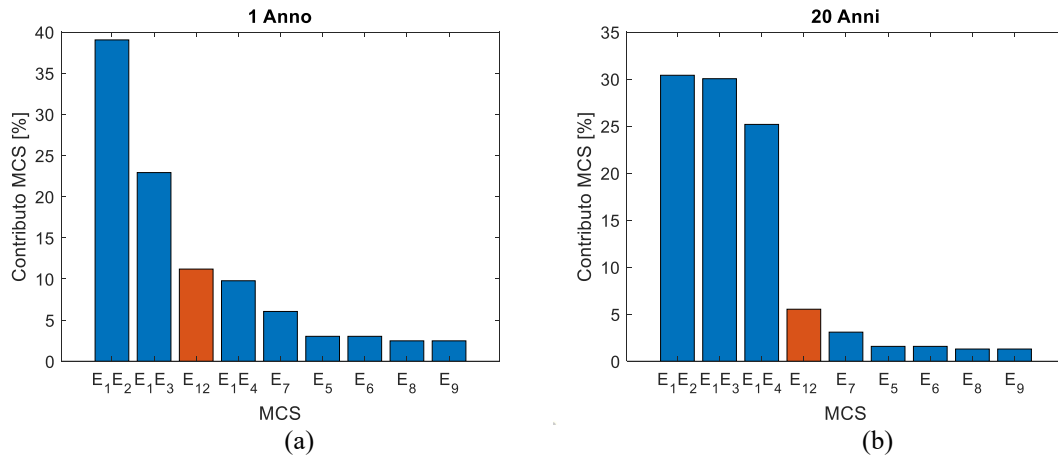


Figura 5.12. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a $t=1$ anno (a) e $t=20$ anni (b).

Nonostante l'impatto del termine sismico sui profili di affidabilità e inaffidabilità non sia particolarmente evidente, osservando la Figura 5.12 si nota che il contributo dell'MCS E_{12} non è comunque trascurabile, soprattutto se rapportato agli altri MCS del primo ordine.

Si conclude ora con il caso del serbatoio atmosferico non ancorato; si ricorda che purtroppo per tale struttura sono presenti soltanto dati relativi al massimo grado di riempimento.

Nel caso in cui il serbatoio non ancorato si trovi nella Zona 2 i risultati dell'analisi probabilistica dell'albero, in termini di affidabilità e inaffidabilità, sono i seguenti:

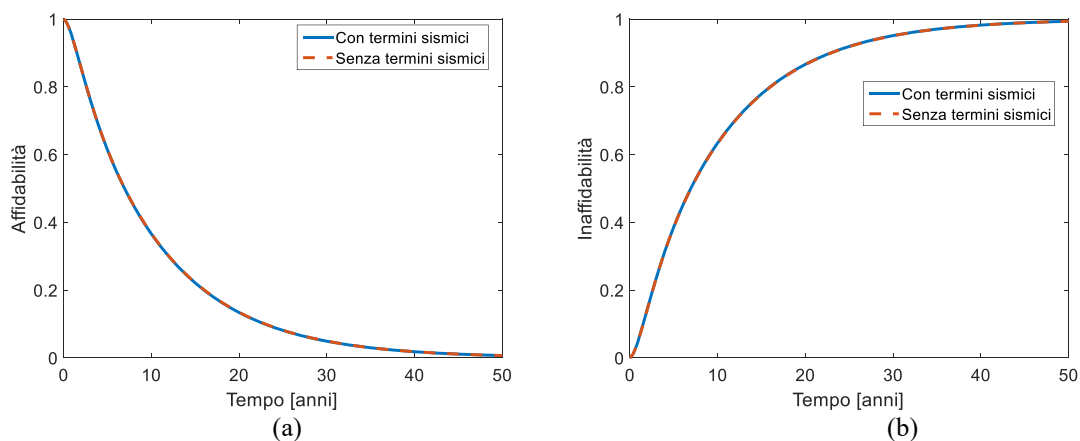


Figura 5.13. Profili temporali di affidabilità (a) e inaffidabilità (b) nel caso di serbatoio non ancorato – riempimento $\approx 100\%$ e Zona 2.

Anche in questo caso si constata che, data la bassa sismicità della Zona 2, il termine sismico nell'albero dei guasti praticamente non ha incidenza sull'andamento dell'affidabilità e dell'inaffidabilità.

Ciò è rimarcato anche dall'analisi dei contributi degli MCS, il cui risultato è osservabile nei seguenti grafici a barre:

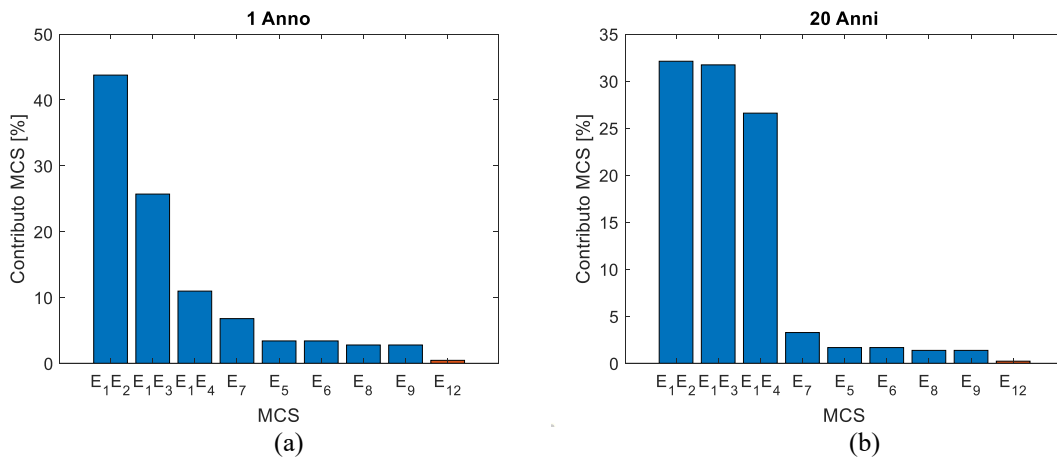


Figura 5.14. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a t=1 anno (a) e t=20 anni (b).

Si prosegue ora con l'analisi del caso in cui il termine sismico sia riferito alla Zona 5; gli andamenti dell'affidabilità e dell'inaffidabilità rispetto al tempo sono rappresentati nella seguente Figura 5.15.

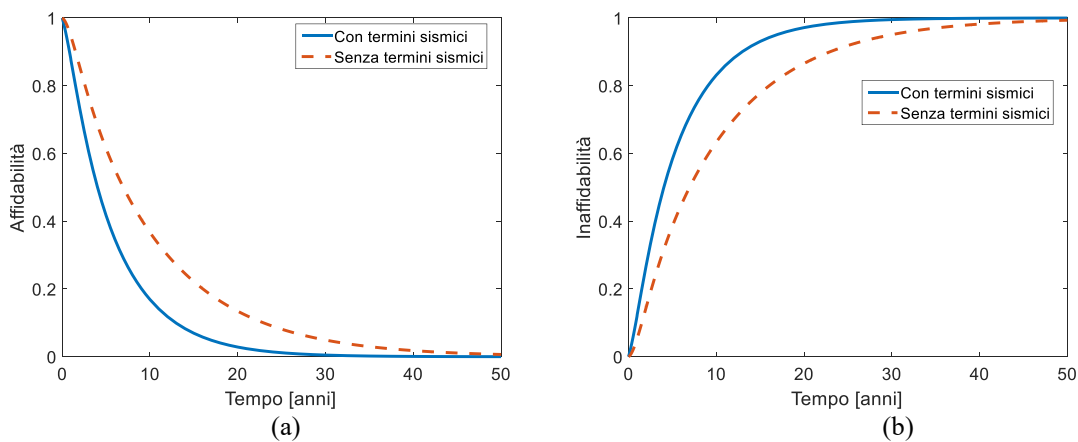


Figura 5.15. Profili temporali di affidabilità (a) e inaffidabilità (b) nel caso di serbatoio non ancorato – riempimento $\approx 100\%$ e Zona 5.

In questo caso la differenza nei risultati fra il considerare o meno l'evento sismico all'interno dell'albero dei guasti è molto rilevante. Si osserva infatti che le due curve si discostano di molto, con la curva di affidabilità relativa all'inclusione del termine sismico che è ben al di sotto l'altra; specularmente, l'inaffidabilità ottenuta integrando il rischio sismico si colloca molto al di sopra dell'altra.

La rilevanza del termine sismico in questa situazione è ben visibile anche nella successiva Figura 5.16, in cui sono rappresentati i risultati dell'analisi dei contributi.

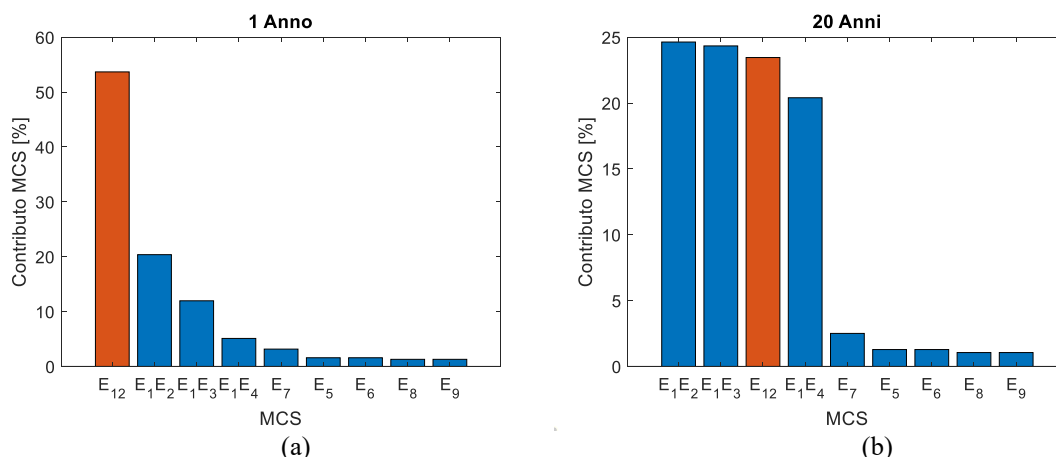


Figura 5.16. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a $t=1$ anno (a) e $t=20$ anni (b).

Si osserva dai precedenti grafici a barre che, a $t = 1$ anno, l'MCS relativo al termine sismico, ovvero E_{12} , è addirittura quello che fra tutti ha il contributo maggiore nel definire la probabilità di accadimento dell'evento top. Anche a $t = 20$ anni il contributo di E_{12} , pur calando, resta comunque fra i più rilevanti.

È interessante ora valutare come varia la frequenza media f di accadimento dell'evento top (o, al reciproco, l'MTTF), nelle varie situazioni esaminate. I risultati di questa analisi sono sintetizzati nella seguente Tabella 5.3.

Tabella 5.3. Frequenza media di accadimento e MTTF relativi all'evento top dell'albero dei guasti in Figura A.3, in funzione della zona geografica e tipologia di serbatoio atmosferico.

Configurazione serbatoio	Zona geografica	f (anni ⁻¹)	MTTF (anni)
Ancorato – Riempimento $\approx 100\%$	2	9.94×10^{-2}	10.1
	5	1.16×10^{-1}	8.64
Ancorato – Riempimento $\approx 50\%$	2	9.94×10^{-2}	10.1
	5	1.07×10^{-1}	9.33
Non ancorato – Riempimento $\approx 100\%$	2	9.98×10^{-2}	10.0
	5	1.74×10^{-1}	5.75

Si ricorda che, senza l'inclusione dei termini sismici, il risultato che si ottiene in termini di frequenza media e di MTTF è il seguente: MTTF = 10.1 anni e $f = 0.0994$ anni⁻¹.

Come osservato nei precedenti grafici, nel caso si consideri il serbatoio localizzato nella Zona 2, l'integrazione del termine sismico non porta ad una sostanziale differenza in termini di affidabilità. Ciò si conferma anche osservando la Tabella 5.3, dove si nota che i valori di f e MTTF riferiti alla Zona 2 sono praticamente uguali a quelli ottenuti senza l'inclusione dei termini sismici, e questo vale per qualsiasi configurazione del serbatoio.

D'altra parte, se si considera la Zona 5 si ha un importante scostamento rispetto ai valori sopracitati. In particolare, l'impatto maggiore del termine sismico si ha nel caso del serbatoio non ancorato, per il quale l'MTTF diminuisce del 43% rispetto al valore originario di 10.1 anni; inversamente, la frequenza media di accadimento dell'evento top subisce chiaramente un aumento del 43%.

L'impatto del termine sismico sui risultati è di particolare rilevanza nel caso del serbatoio non ancorato perché tale struttura è caratterizzata dalla PGA^* minima; da ciò quindi deriva, a parità di Zona, il valore maggiore di v_M^* che caratterizza l'evento primario rappresentante il terremoto.

Capitolo 6

Caso studio: serbatoio pressurizzato

Il secondo caso studio che viene preso in considerazione in questa Tesi riguarda l'analisi di affidabilità applicata ad un serbatoio di stoccaggio pressurizzato. Anche in questo caso si analizza innanzitutto un albero dei guasti di tipo standard; vengono introdotti in un secondo momento i termini sismici, applicando quindi le metodologie esposte nei precedenti Capitoli. Infine, si confrontano e si discutono i diversi risultati ottenuti.

6.1. Albero dei guasti senza inclusione del fenomeno sismico

Per alcune sostanze, come ad esempio il GPL, risulta conveniente uno stoccaggio a pressione maggiore di quella atmosferica. Per tale scopo si utilizzano serbatoi pressurizzati, aventi caratteristiche strutturali differenti dai serbatoi atmosferici (devono appunto sostenere la pressione).

Così come per i serbatoi atmosferici, anche in questo caso lo scenario incidentale più importante da studiare è la fuoriuscita di materiale dal serbatoio pressurizzato. Da tale evento possono infatti scaturire diverse conseguenze incidentali, come ad esempio un incendio o un'esplosione di una nube di vapori.

Lo scopo principale dell'analisi di affidabilità applicata a questo sistema è dunque di valutare la frequenza con cui si verifica lo scenario incidentale: *Fuoriuscita di fluido dal serbatoio pressurizzato*. Quest'ultimo rappresenta perciò l'evento top sul quale si può costruire un albero dei guasti (Figura A.4). In questo caso la decomposizione dell'evento top si arresta all'individuazione di 14 eventi primari.

Tabella 6.1. Tassi di guasto degli eventi primari relativi all'albero dei guasti di Figura A.4.

Evento primario	Descrizione	Tasso di guasto (anni ⁻¹)
1	Guasto al pressostato del compressore	1.3×10^{-1}
2	Guasto in avvio del compressore	1.2×10^{-1}
3	Guasto in marcia del compressore	8.7×10^{-1}
4	Errore dell'operatore (4)	8.8×10^{-2}
5	Guasto al trasmettitore del segnale	6.4×10^{-3}
6	Guasto alla valvola di regolazione	5.2×10^{-2}
7	Mancato segnale acustico di allarme	8.8×10^{-2}
8	Rottura dei rinforzi	2.2×10^{-3}
9	Frattura del serbatoio	2.2×10^{-3}
10	Corrosione	4.4×10^{-3}
11	Insufficiente manutenzione	1.8×10^{-3}
12	Errore dell'operatore (12)	1.8×10^{-3}

I tassi di guasto di ciascun evento primario, reperiti nel libro di testo di Mannan (2005) e nel lavoro di Fuentes-Bargues *et al.* (2017), sono riportati nella precedente Tabella 6.1; la numerazione degli eventi è concorde con quella adottata nella Figura A.4.

6.1.1 Risultati analisi logica

Si procede con lo svolgimento dell'analisi logica dell'albero dei guasti di Figura A.4, il che significa ricercare gli insiemi di taglio minimi. Il risultato dell'analisi logica, ottenuto mediante l'utilizzo del software TopEvent FTA[®], porta alla seguente Equazione 6.1:

$$\begin{aligned}
 TOP = & E_1 \cdot E_5 + E_1 \cdot E_6 + E_1 \cdot E_7 + E_2 \cdot E_5 + E_2 \cdot E_6 + E_2 \cdot E_7 + \\
 & + E_3 \cdot E_5 + E_3 \cdot E_6 + E_3 \cdot E_7 + E_4 \cdot E_5 + E_4 \cdot E_6 + E_4 \cdot E_7 + \\
 & + E_8 + E_9 + E_{10} + E_{11} + E_{12} .
 \end{aligned} \tag{6.1}$$

Sono dunque presenti 17 MCS; fra questi, 5 sono del primo ordine, mentre i restanti 12 sono del secondo ordine.

6.1.2 Risultati analisi probabilistica

In modo simile a quanto fatto nel caso studio precedente si calcolano innanzitutto i profili temporali di affidabilità e inaffidabilità dell'evento top dell'albero di Figura A.4, applicando l'Equazione (4.13). I risultati si possono osservare nella seguente Figura 6.1:

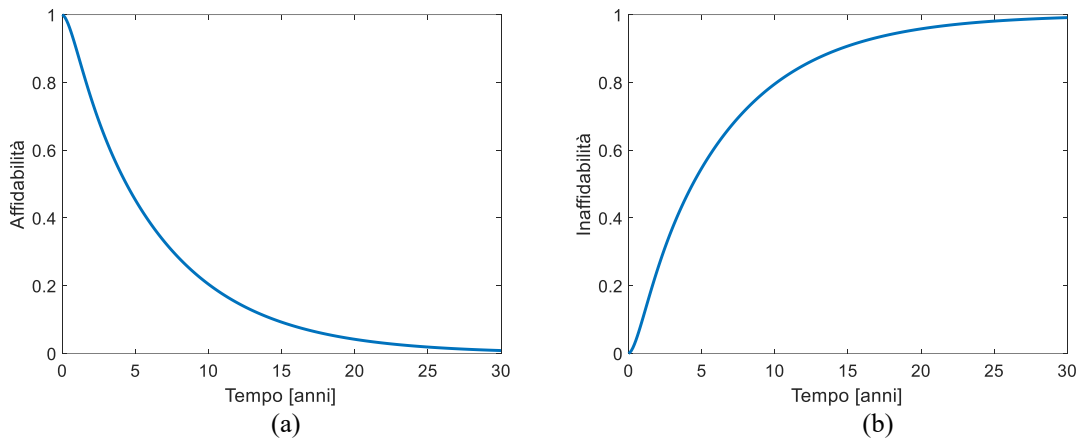


Figura 6.1. *Profili temporali di affidabilità (a) e inaffidabilità (b) corrispondenti all'evento top: fuoriuscita di fluido dal serbatoio pressurizzato.*

Come si osserva nei precedenti grafici, l'affidabilità del sistema risulta praticamente annullata a $t = 30$ anni.

Anche qui si ribadisce che questo risultato è fortemente influenzato dal fatto che non si sta considerando la possibilità di riparazione dei vari componenti.

Vengono inoltre esclusi dall'albero dei guasti i presidi di sicurezza tipici che vengono utilizzati per i serbatoi in pressione, come la valvola di sicurezza e il disco di rottura, che contribuirebbero notevolmente all'aumento dell'affidabilità. Il motivo di questa esclusione è che purtroppo non sono disponibili dati relativi alla vulnerabilità sismica di tali componenti, mentre lo scopo di questa Tesi è proprio quello di indagare l'inclusione di un evento sismico nell'albero dei guasti; ciò è invece possibile se si adotta la scomposizione dell'evento top raffigurata nell'albero dei guasti di Figura A.4.

È interessante ora svolgere l'analisi dei contributi di ciascun MCS; nei seguenti grafici a barre sono raffigurati i risultati di tale analisi per 2 valori della coordinata temporale, ovvero a $t = 1$ anno e $t = 20$ anni.

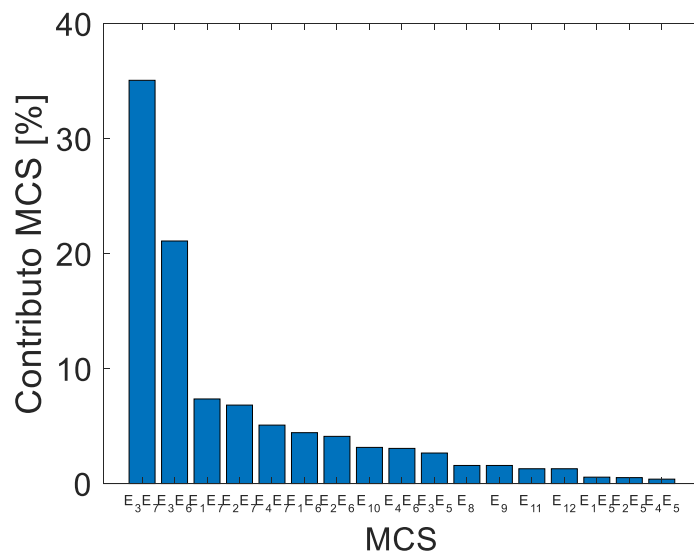


Figura 6.2. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a $t=1$ anno.

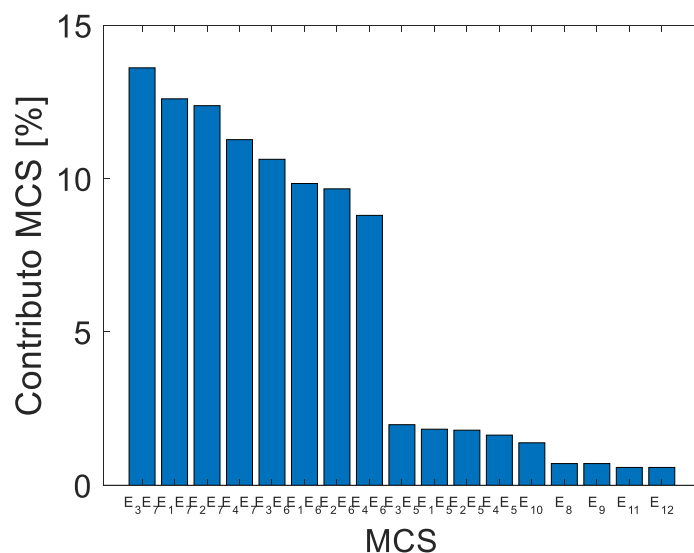


Figura 6.3. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a $t=20$ anni.

Dall'analisi delle precedenti Figure 6.2 e 6.3 si conclude che gli MCS più rilevanti nel determinare la probabilità di accadimento dell'evento top sono quelli relativi al malfunzionamento del sistema di compressione e del sistema di controllo della pressione. Gli eventi primari $E_1, E_2, E_3, E_4, E_5, E_6, E_7$ sono infatti il risultato della decomposizione di tali malfunzionamenti.

Si può quindi concludere che, per migliorare l'affidabilità del sistema nel suo complesso, è opportuno agire in modo preventivo sul sistema di compressione e sul sistema di controllo della pressione.

Si valutano infine l'MTTF e la frequenza media f di accadimento dell'evento top, che risultano uguali rispettivamente a 6.33 anni e 0.158 anni^{-1} .

6.2 Albero dei guasti con l'inclusione del fenomeno sismico

Si cerca ora di integrare il fenomeno sismico nello studio dell'affidabilità del serbatoio pressurizzato. Per fare ciò si indaga sulle possibili interazioni fra un terremoto e i vari eventi che compaiono nell'albero dei guasti di Figura A.4, in modo simile a quanto fatto per il primo caso studio (Capitolo 5).

6.2.1 Tenuta strutturale del serbatoio

L'accadimento di un terremoto ha chiaramente un impatto sull'integrità strutturale del serbatoio stesso; si pone dunque l'attenzione sull'evento intermedio dell'albero dei guasti relativo all'integrità strutturale del serbatoio in pressione. Tale evento è denominato *Gate 5* in Figura A.4.

In accordo con la metodologia esposta nel paragrafo §4.2 si aggiunge quindi l'evento primario sismico agli altri eventi intermedi che concorrono a definire il *Gate 5*. L'interazione logica è chiaramente di tipo *OR*.

Si ricorda che nel paragrafo §3.8 è stata quantificata la frequenza ν_{M^*} di accadimento di un guasto strutturale a un serbatoio pressurizzato a causa di un terremoto. Fra le 3 categorie di danno analizzate in quell'istanza, di particolare utilità in questo caso è la categoria $RS = 2$, che indica un danno alla struttura con elevata probabilità di rilascio del contenuto.

Alla luce di queste considerazioni, l'integrazione del rischio sismico in questa area dell'albero dei guasti (rottura della struttura del serbatoio) porta alla seguente modifica all'originale albero di Figura A.4:

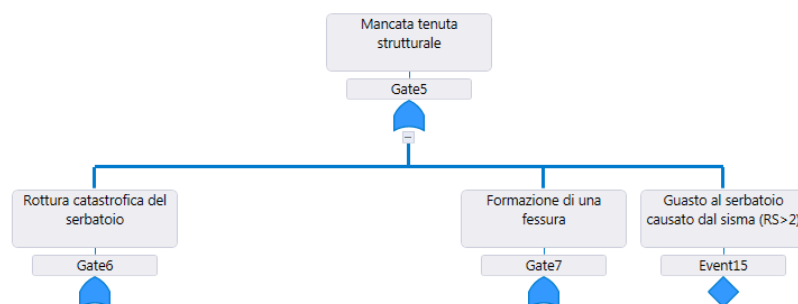


Figura 6.4. Integrazione del termine riguardante il fenomeno sismico nel determinare l'evento intermedio "Mancata tenuta strutturale".

Per quanto riguarda la quantificazione dell'affidabilità del termine sismico *Event15* si fa riferimento all'Equazione (4.8); la frequenza di eccedenza di tale categoria di danno è riportata nella Tabella 3.12 in funzione delle diverse aree geografiche italiane.

6.2.2 Sistema di controllo della pressione

Le considerazioni riguardanti l'interazione fra il sistema di controllo della pressione e il fenomeno sismico sono del tutto simili a quelle esposte nel paragrafo §5.2.2. Si constata dunque che il malfunzionamento di tale sistema può essere ricondotto al danneggiamento ad opera del terremoto della rete elettrica e del gruppo elettrogeno di emergenza. L'inclusione della possibilità di un evento sismico si traduce quindi nella seguente modifica all'originario albero dei guasti di Figura A.4:

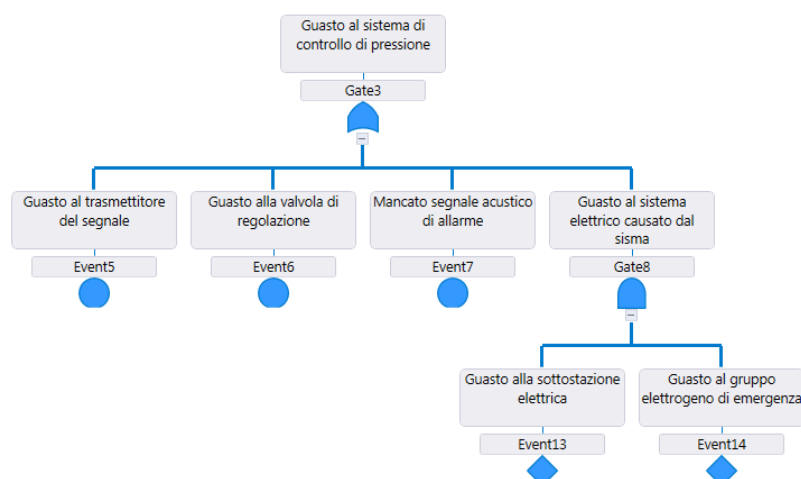


Figura 6.5. Integrazione del termine riguardante il fenomeno sismico nel determinare l'evento intermedio "Guasto al sistema di controllo di pressione".

Come spiegato nel paragrafo §5.2.2, anche qui il termine sismico è in realtà un evento intermedio, in quanto è dato dalla contemporanea realizzazione gli eventi primari relativi al guasto della SSE e del gruppo elettrogeno di emergenza (collegamento di tipo *AND*). Le frequenze di eccedenza della magnitudo di soglia v_{M^*} relative a tali sistemi, che sono il punto di partenza per la quantificazione delle funzioni di affidabilità e inaffidabilità, sono riportate nelle Tabelle 3.19 e 3.20.

6.2.3 Sistema di compressione

L'accadimento di un terremoto può inoltre causare un danno al sistema di compressione. L'evento intermedio dell'albero dei guasti di Figura A.4 rispetto al quale si integra il termine sismico è in questo caso il *Gate 4*, ovvero il *Guasto al compressore*. Viene aggiunto dunque un evento primario, ovvero l'*Event 16*, al fine di includere la possibilità di accadimento di un terremoto nella parte dell'albero riguardante il complessivo guasto al sistema di compressione.

La modifica apportata all'albero è raffigurata nella seguente Figura 6.6:

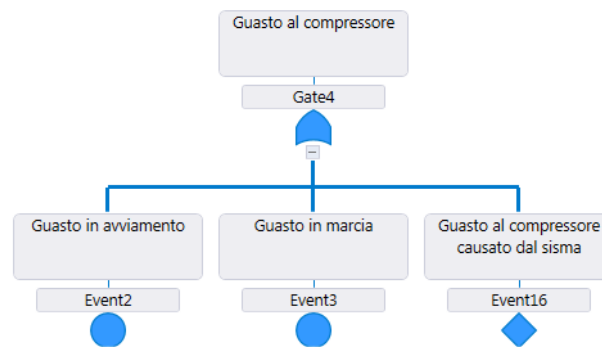


Figura 6.6. Integrazione del termine riguardante il fenomeno sismico nel determinare l’evento intermedio “Guasto al compressore”.

Anche in questo caso il parametro chiave per il calcolo dell’affidabilità dell’evento primario sismico è la frequenza di eccedenza ν_{M^*} ; il calcolo di ν_{M^*} per un compressore, in funzione delle diverse Zone, è esposto nel paragrafo §3.13.

In definitiva, in seguito a tutte le modifiche apportate all’originario albero di Figura A.4, si ottiene l’albero dei guasti rappresentato in Figura A.5.

6.2.4 Decomposizione dei termini sismici

Si applica ora la procedura di scomposizione dei termini sismici esposta nel paragrafo §4.3.3, fondamentale per il corretto svolgimento dell’analisi logica e, successivamente, dell’analisi probabilistica dell’albero.

Si osserva che sono presenti in tutto 4 termini sismici nell’albero dei guasti di Figura A.5 (*Event 13, Event 14, Event 15, Event 16*). Se si confrontano le magnitudo di soglia di ciascuno di questi termini si nota che, a parità di Zona considerata, si ha sempre: $M_{15} < M_{16} < M_{13} < M_{14}$. In altre parole, ciò significa che, ordinate per vulnerabilità sismica decrescenti, le unità considerate in questo caso studio sono: la struttura del serbatoio pressurizzato (15), il compressore (16), la sottostazione elettrica (13), ed il gruppo elettrogeno di emergenza (14).

In Figura A.6 è riportato l’albero dei guasti originario di Figura A.3 in seguito all’inclusione dei termini sismici e alla decomposizione di questi ultimi.

6.2.5 Risultati analisi logica

Una volta effettuata la decomposizione dei termini sismici si procede con l’analisi logica dell’albero dei guasti di Figura A.6, svolta con l’ausilio del software Top Event FTA[®]. Il risultato di tale analisi è la seguente Equazione 6.2, nella quale sono esplicitati nel membro di destra i diversi insiemi di taglio minimi.

$$\begin{aligned}
TOP = & E_1 \cdot E_5 + E_1 \cdot E_6 + E_1 \cdot E_7 + E_2 \cdot E_5 + E_2 \cdot E_6 + E_2 \cdot E_7 + \\
& + E_3 \cdot E_5 + E_3 \cdot E_6 + E_3 \cdot E_7 + E_4 \cdot E_5 + E_4 \cdot E_6 + E_4 \cdot E_7 + \\
& + E_8 + E_9 + E_{10} + E_{11} + E_{12} + E_{13} .
\end{aligned} \tag{6.2}$$

Si nota che la precedente Equazione (6.2) differisce dalla (6.1), ricavata senza i termini sismici, per la presenza dell'evento primario E_{13} . Il numero degli insiemi di taglio minimi aumenta dunque da 17 a 18. Ciò significa che, a seguito dell'integrazione del rischio sismico, il risultato che si osserva in termini logici è l'aggiunta di un MCS del primo ordine, ovvero E_{13} . Tale termine fa riferimento al guasto strutturale del serbatoio in pressione a causa dell'evento sismico.

È interessante osservare che nella precedente Equazione (6.2) non sono presenti gli altri termini sismici inseriti nell'albero dei guasti di Figura A.6, riguardanti guasti al compressore, alla sottostazione elettrica, e al gruppo elettrogeno di emergenza. Ciò è dovuto al fatto che essi sono legati all'accadimento di un terremoto avente magnitudo maggiore rispetto a quella richiesta dall'evento primario E_{13} , quando invece, data la struttura dell'albero, il verificarsi di E_{13} è sufficiente a causare l'accadimento dell'evento top.

6.2.6 Risultati analisi probabilistica

Una volta individuati gli MCS (analisi logica) si procede con la quantificazione della probabilità di accadimento dell'evento top (analisi probabilistica).

Per fare ciò, si associano a ciascun evento primario dell'albero dei guasti di Figura A.6 le corrispettive affidabilità e inaffidabilità. I parametri necessari a definire tali funzioni sono i tassi di guasto riportati nella Tabella 6.1 e, per quanto riguarda i termini sismici, essi sono i valori di v_{M^*} calcolati nel Capitolo 3.

Per quanto riguarda questi ultimi è interessante valutare come varia il risultato dell'analisi probabilistica dell'albero al variare della Zona considerata (e dunque al variare di v_{M^*}). Si studiano in particolare i due valori estremi di v_{M^*} : il massimo, corrispondente all'Appennino del sud, e il minimo, corrispondente alle Alpi occidentali.

Si considera innanzitutto la Zona 2 (Alpi occidentali); i profili temporali dell'affidabilità e dell'inaffidabilità dell'evento top così ottenuti sono riportati nella seguente Figura 6.7:

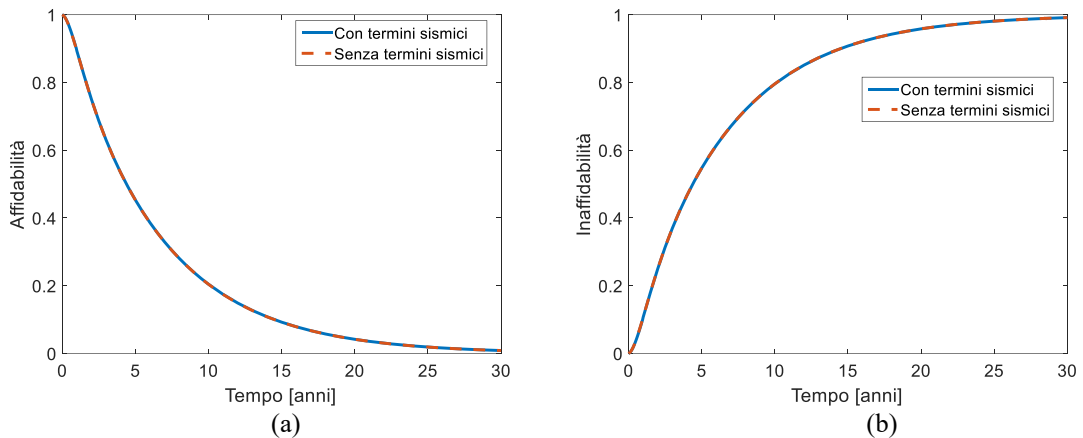


Figura 6.7. Profili temporali di affidabilità (a) e inaffidabilità (b) corrispondenti all'evento top: fuoriuscita di fluido dal serbatoio pressurizzato.

In ciascuno dei precedenti grafici sono rappresentate due curve: quella ottenuta senza l'integrazione del rischio sismico e quella ottenuta a seguito dell'inclusione dei termini sismici. Osservando la Figura 6.7 si può concludere che, in questo caso, l'inclusione dei termini sismici non comporta una significativa variazione delle curve di affidabilità e inaffidabilità.

Nelle seguenti Figure 6.8 e 6.9 sono invece riportati i risultati dell'analisi dei contributi di ciascun MCS, che sono utili per valutare l'incidenza dell'evento primario sismico nel determinare la probabilità di accadimento dell'evento top.

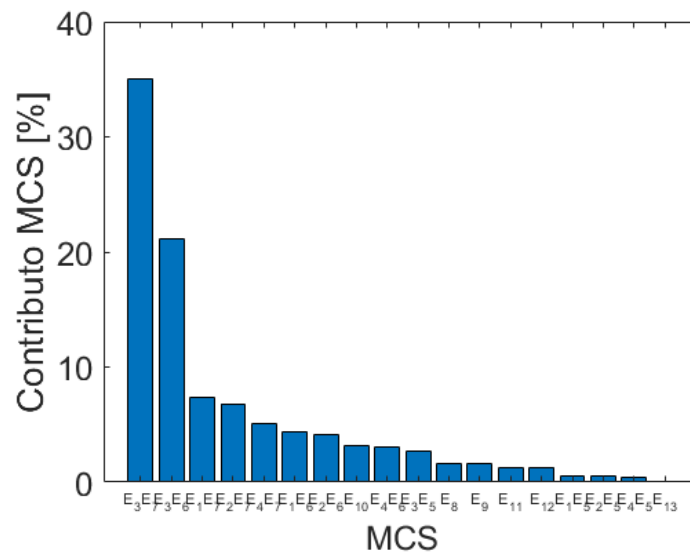


Figura 6.8. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a t=1 anno.

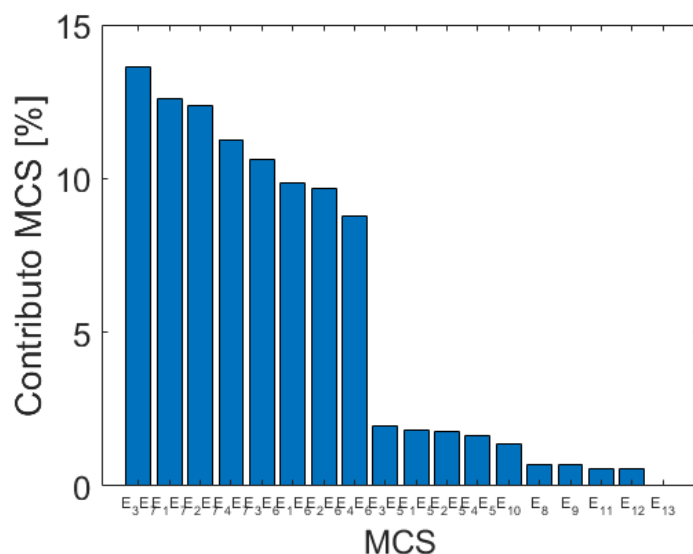


Figura 6.9. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a $t=20$ anni.

Anche dai precedenti grafici a barre si ha la conferma che il contributo dell'MCS relativo all'evento sismico, ovvero E_{13} , è del tutto irrilevante rispetto agli altri contributi.

Si ipotizza ora che il serbatoio pressurizzato si trovi nella Zona 5 (Appennino del Sud), che è caratterizzata da un elevato grado di sismicità. I profili temporali di affidabilità e inaffidabilità relativi a questa situazione sono raffigurati di seguito.

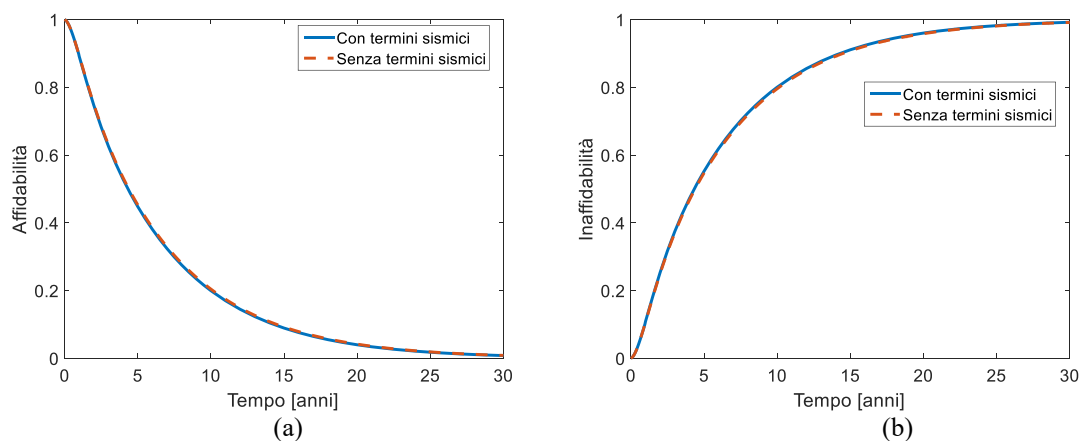


Figura 6.10. Profili temporali di affidabilità (a) e inaffidabilità (b) corrispondenti all'evento top: fuoriuscita di fluido dal serbatoio pressurizzato.

Si osserva nella precedente Figura 6.10 che, sebbene si consideri la Zona a massima sismicità, a cui corrisponde quindi il valore massimo di v_{M^*} , le due curve (ottenute con e senza i termini sismici) sono comunque pressoché coincidenti. Questo risultato indica dunque che l'incidenza di un evento sismico nei risultati dell'analisi di affidabilità di questo sistema è trascurabile.

Per una precisa quantificazione dell'importanza di ciascun MCS si ricorre allo svolgimento dell'analisi dei contributi, il cui risultato è riportato nelle seguenti Figure 6.11 e 6.12 per $t = 1$ anno e $t = 20$ anni rispettivamente.

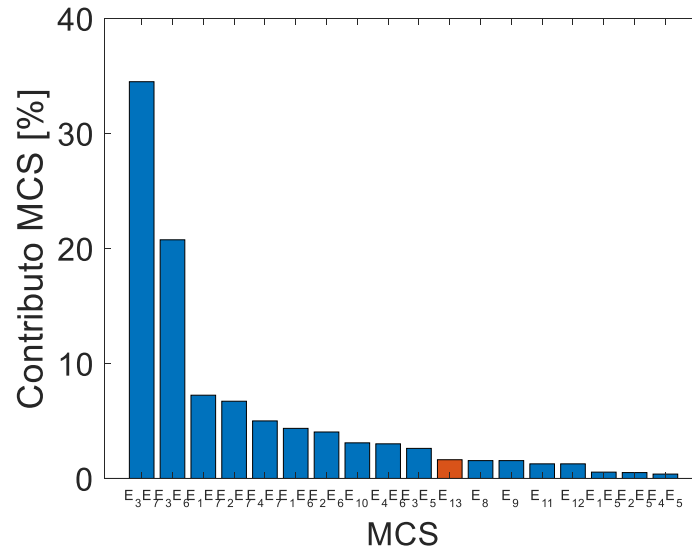


Figura 6.11. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a $t=1$ anno.

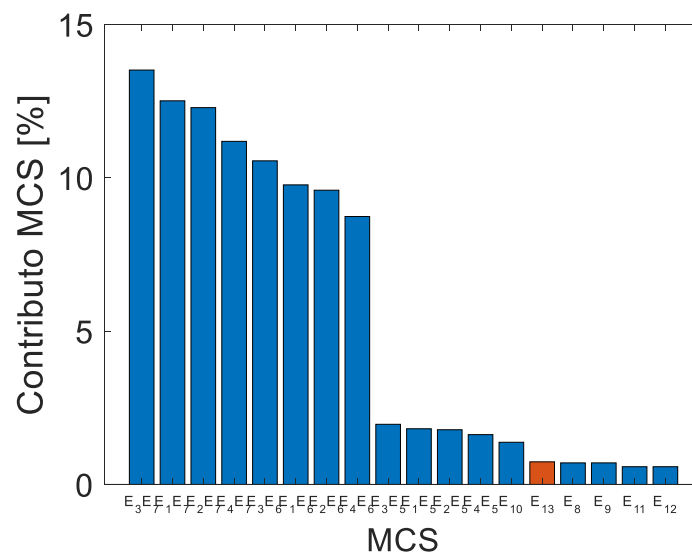


Figura 6.12. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a $t=20$ anni.

Nei precedenti grafici il contributo relativo al termine sismico è riconoscibile dalla barra colorata in arancione. Si osserva che l'MCS relativo al termine sismico non è completamente irrilevante, come era invece nelle Figure 6.8 e 6.9. Tuttavia, fra i diversi insiemi di tagli minimi, l'evento E_{13} risulta essere fra quelli di minore importanza. Si constata invece che, ancora una volta, gran parte del contributo nel definire la probabilità di accadimento dell'evento top è dato dagli MCS relativi ai guasti al compressore e al sistema di controllo di pressione. A fronte dell'alto tasso di guasto relativo a tali unità

non corrisponde tuttavia un'elevata vulnerabilità sismica; infatti, come evidenziato dai risultati dell'analisi logica, l'accadimento di un sisma capace di causare un guasto a tali unità non è rilevante nel determinare l'accadimento dell'evento top.

È utile in conclusione confrontare i diversi valori di MTTF e f che si ottengono nei due casi (Zona 2 e Zona 5), ricordando che, senza l'inclusione dei termini sismici, si ha: MTTF = 6.33 anni e $f = 0.158 \text{ anni}^{-1}$.

Tabella 6.2. *Frequenza media di accadimento e MTTF dell'evento top dell'albero dei guasti in Figura A.6 in funzione della Zona geografica.*

Zona geografica	f (anni⁻¹)	MTTF (anni)
2	1.58×10^{-1}	6.33
5	1.60×10^{-1}	6.25

Come si osserva nella Tabella 6.2, i risultati che si ottengono a seguito dell'integrazione del rischio sismico non si discostano di molto dai valori ottenuti senza l'inclusione dei termini sismici. In particolare, se si considera la Zona 2 (Alpi occidentali), che è quella a più basso rischio sismico in Italia, non si ha una effettiva variazione di MTTF e f .

D'altra parte, se si esaminano i risultati relativi all'Appennino del sud (Zona 5) si osserva che questi variano soltanto dell'1.26 % rispetto a quelli ottenuti senza termini sismici. Per questo caso studio si può pertanto concludere che l'integrazione del rischio sismico non porta ad una significativa variazione dei risultati dell'analisi di affidabilità.

Capitolo 7

Caso studio: serbatoio con sistema di raffreddamento

In questo Capitolo è esaminato il caso di un serbatoio di stoccaggio con camicia. In modo analogo a quanto svolto nei due precedenti casi studio, si analizza innanzitutto un albero dei guasti tradizionale. A questo vengono successivamente introdotti i termini sismici, grazie alle metodologie precedentemente esposte in questa Tesi. Si analizzano e confrontano infine i diversi risultati ottenuti.

7.1 Albero dei guasti senza inclusione del fenomeno sismico

Alcune specifiche sostanze richiedono delle particolari attenzioni per quanto riguarda le condizioni di stoccaggio. Un esempio è dato dai perossidi; la loro pericolosità è data in primo luogo dal fatto che sono degli ossidanti; dal punto di vista dello stoccaggio, però, il pericolo più rilevante è legato al fatto che tali sostanze possono incorrere in una decomposizione spontanea. In altri termini, se la temperatura supera la soglia della SADT (acronimo dall'inglese: *self accelerating decomposition temperature*), si incorre in uno scenario di reazione di decomposizione fuggitiva, a cui è associato naturalmente un rilascio di energia.

Questo concetto è rappresentato nella seguente Figura 7.1:

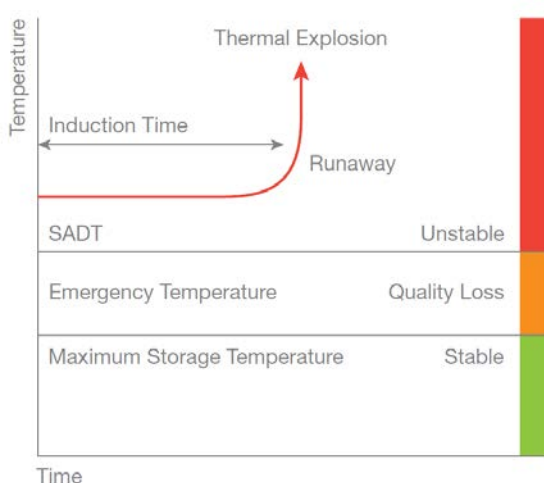


Figura 7.1. Grafico qualitativo sulla stabilità termica dei perossidi (AkzoNobel).

L'energia rilasciata nel caso di decomposizione comporta dunque un surriscaldamento ed una sovrappressione all'interno del serbatoio di stoccaggio; da questo scenario può derivare un cedimento del serbatoio con annesso rilascio di fluido.

Il valore di SADT è caratteristico del tipo di perossido e della sua concentrazione. Ad ogni modo tali temperature non sono di molto superiori ai valori ambiente, in quanto, in alcuni casi, si può verificare la decomposizione violenta già a temperature dell'ordine di 55°C.

È quindi evidente che risulta necessario tenere in considerazione questo pericolo al fine di garantire uno stoccaggio sicuro ed efficace di questo tipo di sostanze.

Un modo per mantenere sotto controllo questo aspetto consiste nell'installare un serbatoio incamiciato; in una configurazione di questo tipo si utilizza un sistema di controllo della temperatura che agisce su di un circuito di raffreddamento attraverso la camicia del serbatoio.

Lo scopo dello studio di affidabilità applicato a questo sistema è del tutto simile a quello del caso del serbatoio di stoccaggio a pressione atmosferica; l'evento top di cui si desidera calcolare la frequenza media di accadimento è infatti la fuoriuscita di fluido dal serbatoio. Un albero dei guasti relativo a tale evento top è riportato nell'Appendice A in Figura A.7. Si osserva che tale albero è simile a quello di Figura A.1, riguardante un normale serbatoio di stoccaggio atmosferico.

A quest'ultimo viene aggiunto un ramo, alla luce delle considerazioni fatte in precedenza; oltre alle sequenze logiche riportate nell'albero di Figura A.1, infatti, è necessario in questo caso considerare anche l'eventualità in cui il perossido possa incorrere nella decomposizione spontanea. Per questo motivo si introducono gli eventi primari E_{10} , E_{11} , E_{12} , E_{13} , relativi appunto al guasto al sistema di raffreddamento.

I tassi di guasto associati agli eventi primari dell'albero dei guasti in Figura A.7 sono riportati nella seguente Tabella 7.1:

Tabella 7.1. Tassi di guasto degli eventi primari relativi all'albero dei guasti di Figura A.7.

Evento primario	Descrizione	Tasso di guasto (anni ⁻¹)
1	Errore dell'operatore (1)	8.8×10^{-2}
2	Guasto al sensore di livello	4.1×10^{-1}
3	Guasto alla valvola di regolazione	2.2×10^{-1}
4	Mancato segnale acustico di allarme	8.8×10^{-2}
5	Rottura dei rinforzi	2.2×10^{-3}
6	Frattura del serbatoio	9.6×10^{-7}
7	Corrosione	4.4×10^{-3}
8	Insufficiente manutenzione	1.8×10^{-3}
9	Errore dell'operatore (9)	1.8×10^{-3}
10	Guasto al sensore di temperatura	2.2×10^{-2}
11	Guasto alla valvola di regolazione	4.1×10^{-1}
12	Guasto alla pompa in avviamento	1.9×10^{-2}
13	Guasto alla pompa in marcia	2.3×10^{-1}

L'affidabilità di ciascuno degli eventi primari soprariportati viene dunque calcolata mediante l'Equazione (2.20).

Si pone ora l'attenzione sull'evento primario E_{14} , il quale è escluso dalla precedente Tabella 7.1. Tale evento rappresenta la possibilità che, a causa di particolari condizioni ambientali, debba entrare in azione il sistema di raffreddamento. Ciò avviene in giornate particolarmente calde e soleggiate; in assenza di dati al riguardo si assume, conservativamente, che il sistema di raffreddamento entri in azione 30 giorni all'anno. Sulla base di questa considerazione l'inaffidabilità $F(t)$ relativa all'evento primario E_{14} è dunque costante nel tempo, ed è pari a $F_{E_{14}}(t) = 30 \text{ giorni} / 365 \text{ giorni} = 0.0833$.

7.1.1 Risultati analisi logica

Si procede con lo svolgimento dell'analisi logica applicata all'albero di Figura A.7. L'insieme degli MCS, identificato mediante il software Top Event FTA[®], è rappresentato dalla seguente equazione logica:

$$TOP = E_1 \cdot E_2 + E_1 \cdot E_3 + E_1 \cdot E_4 + E_5 + E_6 + E_7 + E_8 + E_9 + E_{10} \cdot E_{14} + E_{11} \cdot E_{14} + E_{12} \cdot E_{14} + E_{13} \cdot E_{14} . \quad (7.1)$$

Osservando la precedente Equazione (7.1) si nota che vi sono in tutto 12 MCS; fra questi 5 sono del primo ordine, mentre i restanti 7 sono del secondo ordine.

7.1.2 Risultati analisi probabilistica

I profili temporali di affidabilità e inaffidabilità che si ottengono in seguito all'analisi probabilistica sono riportati nella seguente Figura 7.2, rispettivamente nei grafici (a) e (b):

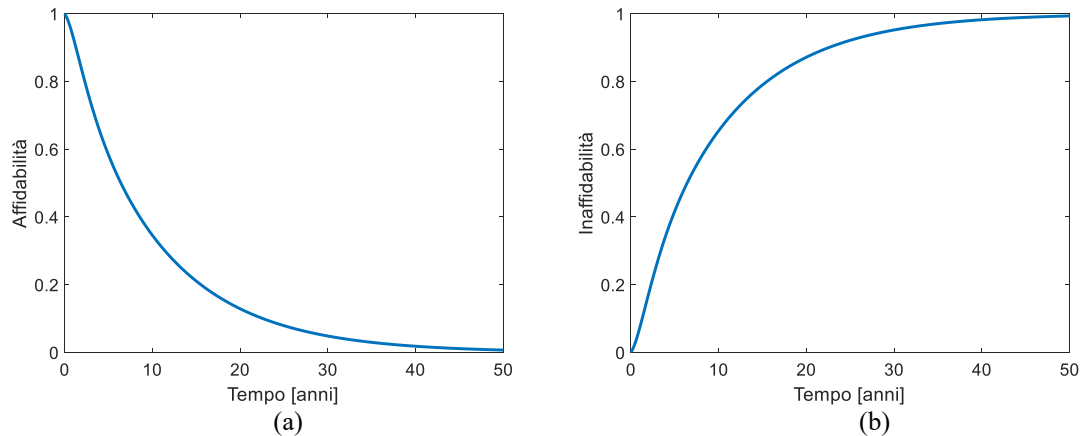


Figura 7.2. *Profili temporali di affidabilità (a) e inaffidabilità (b) corrispondenti all'evento top: fuoriuscita di fluido dal serbatoio incamiciato.*

Come si può osservare in Figura 7.2 l'affidabilità del sistema si annulla praticamente a $t = 50$ anni. In modo analogo a quanto fatto negli altri casi studio, anche ora si ricorda che l'analisi di affidabilità è svolta senza considerare la possibilità di riparazione dei componenti, e, pertanto, l'inaffidabilità del sistema risulta inevitabilmente sovrastimata. È interessante ora svolgere l'analisi dei contributi MCS per capire quali sono gli eventi primari dell'albero in Figura A.7 più rilevanti nel determinare la probabilità di accadimento dell'evento top. I risultati per $t = 1$ anno e $t = 20$ anni sono rappresentati nelle Figure 7.3 e 7.4 rispettivamente:

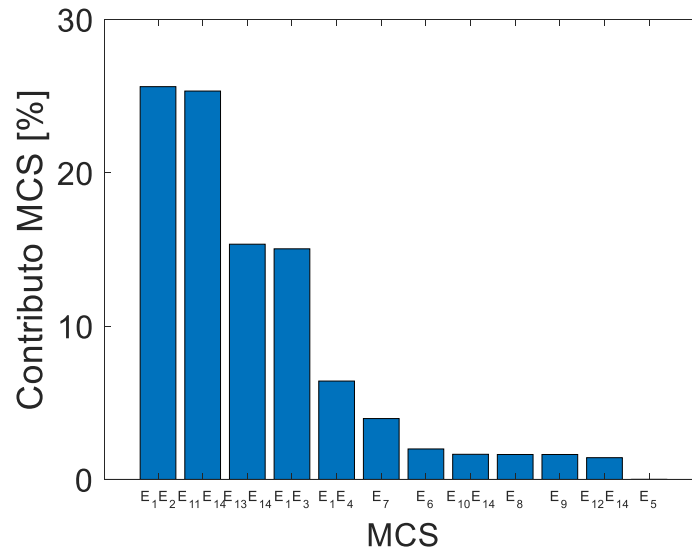


Figura 7.3. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a t=1 anno.

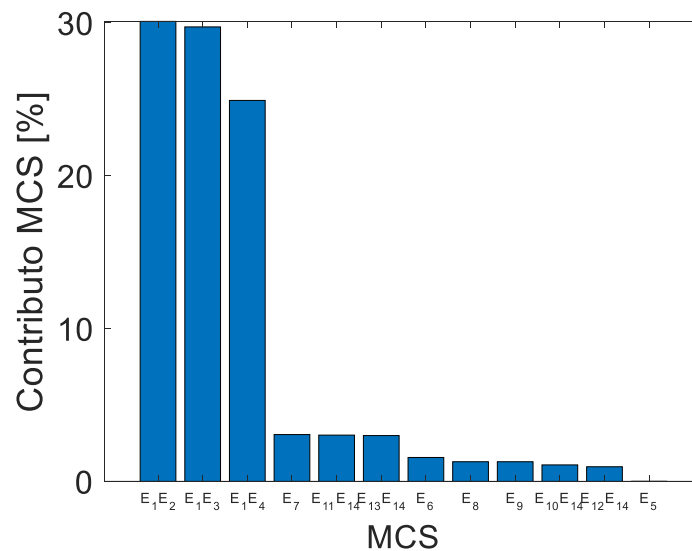


Figura 7.4. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a t=20 anni.

Come si osserva nei precedenti grafici a barre, i contributi relativi agli MCS associati al sistema di raffreddamento, pur essendo del secondo ordine, non sono affatto trascurabili. Si conclude l'analisi probabilistica con la valutazione della frequenza media f di accadimento dell'evento top e del suo inverso, l'MTTF. Essi risultano uguali a: $f = 0.104 \text{ anni}^{-1}$ e $\text{MTTF} = 9.63 \text{ anni}$.

7.2 Albero dei guasti con inclusione del fenomeno sismico

Si procede ora con l'integrazione del rischio sismico nell'albero dei guasti tradizionale di Figura A.7. I diversi rami dell'albero sui quali è possibile introdurre i termini sismici

sono: la tenuta strutturale del serbatoio, il sistema di controllo del livello e il sistema di controllo della temperatura.

Le considerazioni in questo caso sono le stesse dei precedenti 2 casi studio; i vari eventi primari sismici vengono infatti aggiunti mediante collegamento logico *OR* agli altri termini che definiscono lo stato di guasto del corrispondente evento di livello logico superiore.

Per quanto riguarda la rottura del serbatoio si fa riferimento in questo caso ai dati sismici relativi al serbatoio pressurizzato; tale assunzione si basa sul fatto che, anche se il serbatoio per l'applicazione in analisi non è pressurizzato, è comunque più resistente di un normale serbatoio di stoccaggio a pressione atmosferica.

In definitiva, le modifiche apportate all'originario albero dei guasti di Figura A.7 portano alla realizzazione dell'albero dei guasti in Figura A.8.

7.2.1 Decomposizione dei termini sismici

Anche in questo caso si applica il procedimento di decomposizione dei termini sismici esposto nel paragrafo §4.3.3.

Si individuano 4 magnitudo di soglia, riferite agli eventi primari: E_{14} – Guasto alla SSE, E_{15} – Guasto al gruppo elettrogeno di emergenza, E_{16} – Rottura del serbatoio, E_{17} – Guasto alla pompa.

Ordinando in modo decrescente le magnitudo di soglia associate ai precedenti eventi primari, risulta che: $M_{17} < M_{16} < M_{14} < M_{15}$.

Il risultato finale della decomposizione dei vari termini sismici è riportato nell'Appendice A in Figura A.9.

7.2.2 Risultati analisi logica

Si procede ora effettuando l'analisi logica dell'albero dei guasti decomposto di Figura A.9. Il risultato che si ottiene è espresso dalla seguente Equazione (7.2):

$$TOP = E_1 \cdot E_2 + E_1 \cdot E_3 + E_1 \cdot E_4 + E_5 + E_6 + E_7 + E_8 + E_9 + E_{10} \cdot E_{14} + E_{11} \cdot E_{14} + E_{12} \cdot E_{14} + E_{13} \cdot E_{14} + E_{14} \cdot E_{15} + E_{15} \cdot E_{16} . \quad (7.2)$$

Confrontando l'Equazione (7.2) con la (7.1), ottenuta analizzando l'albero dei guasti senza termini sismici, si osserva che il numero di MCS passa da 12 a 14. Nella (7.2) compaiono infatti gli MCS del secondo ordine $E_{14} \cdot E_{15}$ e $E_{15} \cdot E_{16}$, che contengono i due termini sismici E_{15} e E_{16} . Ciò significa che, coerentemente con la decomposizione dei termini sismici svolta in precedenza, gli eventi primari sismici che sono rilevanti nel definire l'accadimento dell'evento top sono il guasto alla pompa e la rottura del serbatoio.

Il termine E_{16} rappresenta infatti il decremento di probabilità fra la magnitudo di soglia associata alla pompa e quella associata al serbatoio, come riportato in Figura A.9.

7.2.3 Risultati analisi probabilistica

Dopo aver svolto l'analisi logica si procede con la quantificazione della probabilità di accadimento dell'evento top (analisi probabilistica).

Per fare ciò si associano a ciascun evento primario dell'albero dei guasti di Figura A.9 le corrispettive affidabilità e inaffidabilità. I parametri necessari a definire tali funzioni sono i tassi di guasto riportati nella Tabella 7.1 e, per quanto riguarda i termini sismici, essi sono i valori di v_{M^*} calcolati nel Capitolo 3.

Per quanto riguarda questi ultimi è interessante valutare come varia il risultato dell'analisi probabilistica dell'albero al variare della Zona considerata (e dunque al variare di v_{M^*}). Si studiano nello specifico i due valori estremi di v_{M^*} : il massimo, corrispondente all'Appennino del sud, e il minimo, corrispondente alle Alpi occidentali.

Si nota che, in questo caso, è necessario inoltre stimare l'affidabilità dell'evento primario E_{16} , che rappresenta la variazione di probabilità di accadimento di eventi sismici aventi diverse magnitudo. Per fare ciò si applica l'Equazione (4.16); i valori di v_{M_1} e v_{M_2} sono in questo caso riferiti alla rottura della pompa ed al guasto del serbatoio rispettivamente, e sono tratti dal Capitolo 3. Se si considera la Zona 2 il profilo temporale della probabilità $P_{M_1 \rightarrow M_2}$ è il seguente:

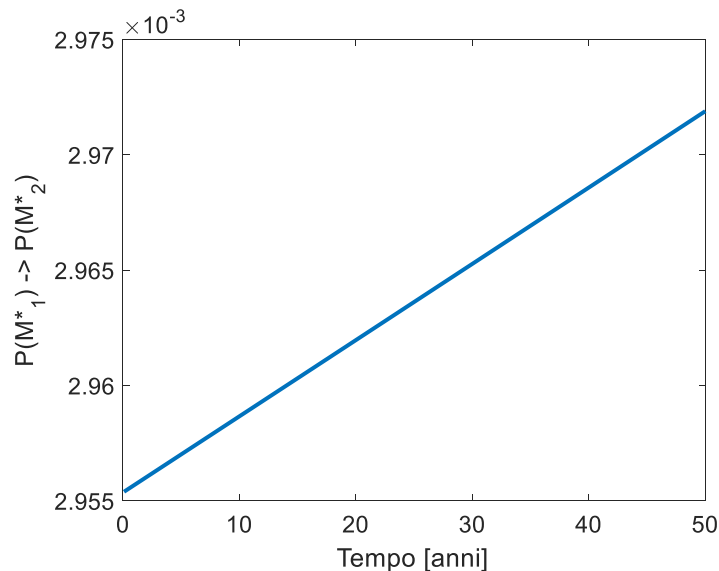


Figura 7.5. Profilo temporale di $P_{M_1 \rightarrow M_2}$ per la Zona 2 (Alpi occidentali)

Come si nota nella Figura 7.5 il valore di $P_{M_1 \rightarrow M_2}$ è pressoché costante in un intervallo di tempo di 50 anni, ed è circa uguale a 0.003.

Nella seguente Figura 7.6 è invece riportato il medesimo calcolo riferito alla Zona 5, ovvero l'Appennino del sud.

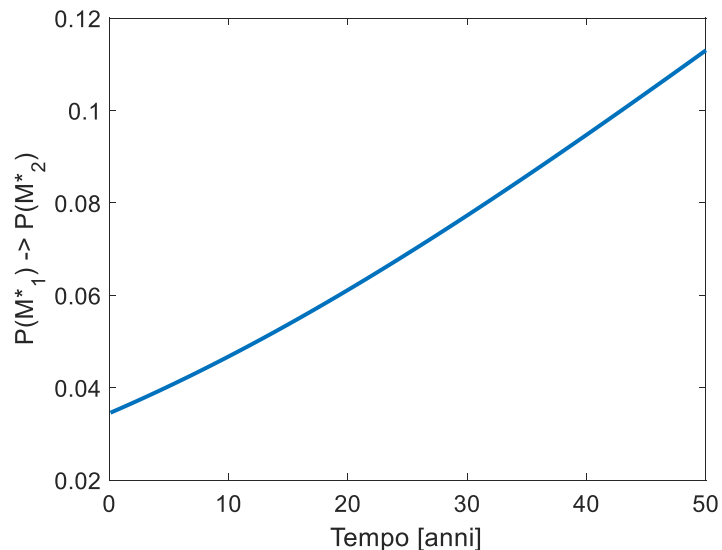


Figura 7.6. Profilo temporale di $P_{M_1 \rightarrow M_2}$ per la Zona 5 (Appennino del sud)

In questo caso il decremento $P_{M_1 \rightarrow M_2}$ è più marcato, nell'ordine di 10^{-1} , ed inoltre presenta una più marcata dipendenza dal tempo.

Una volta note le affidabilità di tutti gli eventi primari dell'albero dei guasti di Figura A.9 si può procedere con il calcolo della probabilità di accadimento dell'evento top. I profili temporali di affidabilità e inaffidabilità associati a tale evento, riferiti alla Zona 2, sono riportati nella seguente Figura 7.7:

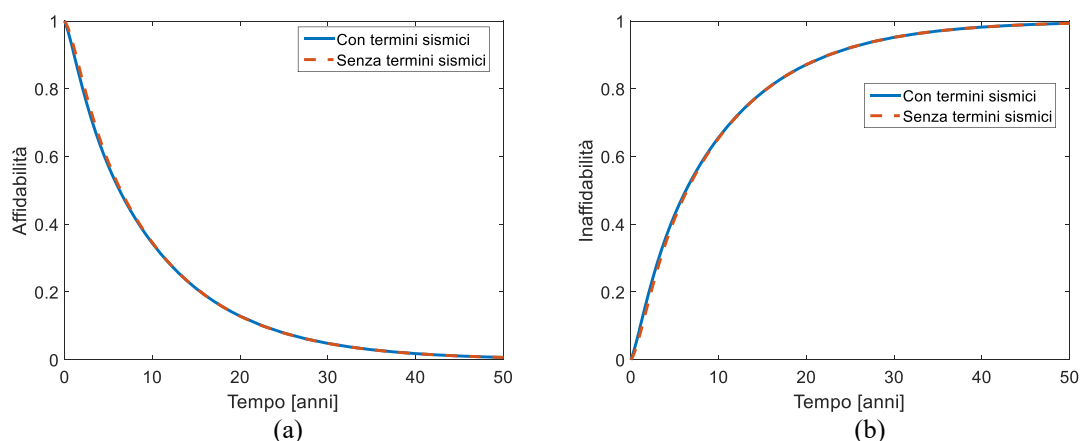


Figura 7.7. Profili temporali di affidabilità (a) e inaffidabilità (b) corrispondenti all'evento top: fuoriuscita di fluido dal serbatoio incamiciato.

Osservando i precedenti grafici si nota che l'aggiunta dei termini sismici non influenza significativamente il risultato dell'analisi probabilistica dell'albero dei guasti; le curve ottenute con e senza la presenza dei termini sismici sono infatti praticamente coincidenti. Si svolge ora l'analisi dei contributi al fine di valutare l'incidenza degli MCS associati agli eventi primari sismici sull'evento top. In analogia ai precedenti casi anche qui sono riportati i risultati dell'analisi corrispondenti a 2 valori della coordinata temporale: $t = 1$ anno e $t = 10$ anni.

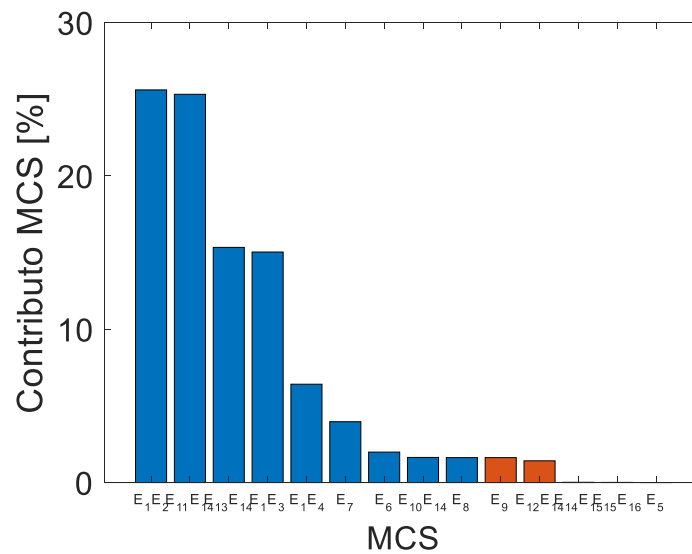


Figura 7.8. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a $t=1$ anno.

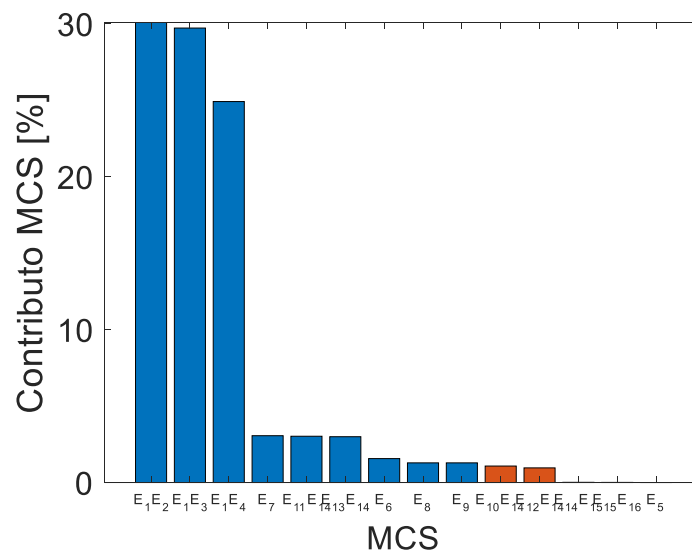


Figura 7.9. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a $t=20$ anni.

Nei precedenti grafici a barre i contributi degli MCS associati ai termini sismici sono contraddistinti dal colore arancione. Si nota che il loro contributo è praticamente

irrilevante rispetto agli altri insiemi di taglio minimi; ciò conferma pertanto le conclusioni tratte dall'osservazione della Figura 7.7.

Dopo aver studiato i risultati relativi alla Zona 2 si passa alla Zona 5, ovvero l'Appennino del sud, caratterizzata dalla massima sismicità in Italia. In questo caso i profili temporali di affidabilità e inaffidabilità che risultano dall'analisi probabilistica sono riportati nella seguente Figura 7.10:

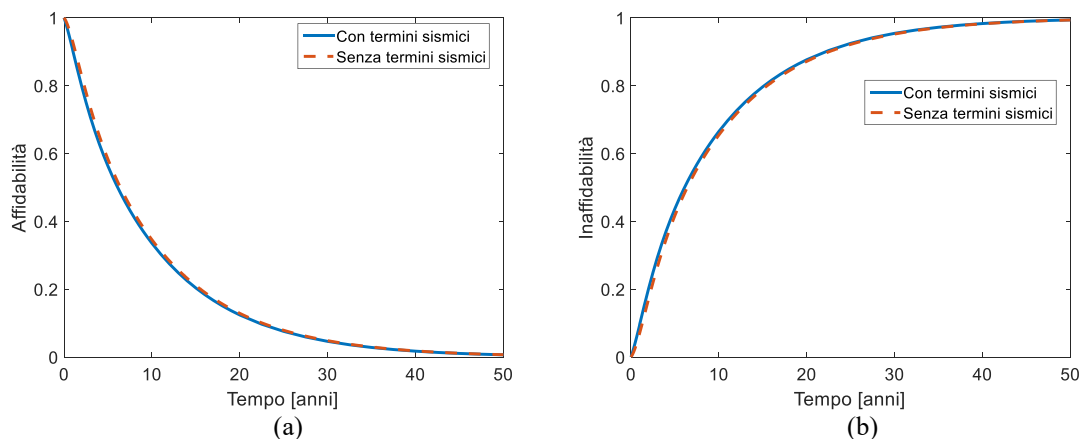


Figura 7.10. Profili temporali di affidabilità (a) e inaffidabilità (b) corrispondenti all'evento top: fuoriuscita di fluido dal serbatoio incamiciato.

Si constata che, anche in questo caso, le due curve sono praticamente sovrapposte; ciò indica che l'incidenza dei termini sismici non è particolarmente ragguardevole.

Come di consueto, per un'accurata stima dell'incidenza dei termini sismici si ricorre all'analisi dei contributi degli MCS. I risultati sono riportati nei seguenti grafici a barre:

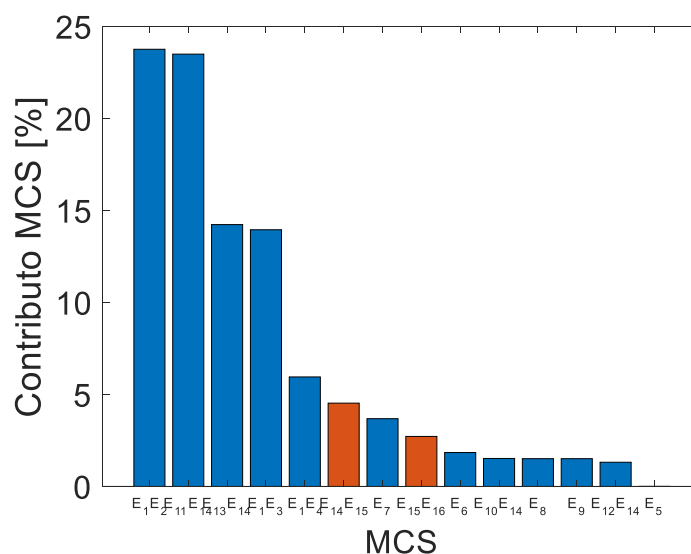


Figura 7.11. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a $t=1$ anno.

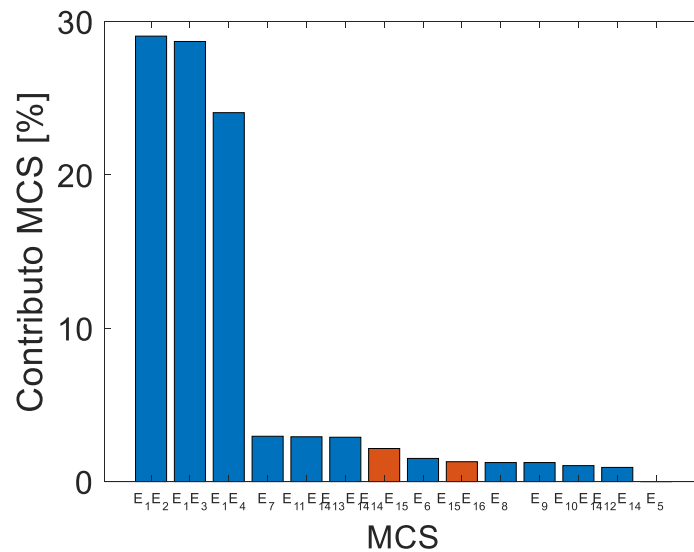


Figura 7.12. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a $t=20$ anni.

Osservando le precedenti Figure 7.11 e 7.12 si nota che, pur essendo maggiori rispetto alla situazione relativa alla Zona 2 (Figure 7.8 e 7.9), i contributi degli MCS che includono i termini sismici sono comunque di scarsa rilevanza.

È utile ora confrontare le diverse situazioni analizzate in questo caso studio in termini di frequenza media f di accadimento dell'evento top e del suo inverso, ovvero l'MTTF. Senza l'inclusione dei termini sismici si ricorda che $f=0.104 \text{ anni}^{-1}$ e $\text{MTTF} = 9.63 \text{ anni}$.

Tabella 7.2. Frequenza media di accadimento e MTTF dell'evento top dell'albero dei guasti in Figura A.9 in funzione della Zona geografica.

Zona geografica	f (anni ⁻¹)	MTTF (anni)
2	1.05×10^{-1}	9.52
5	1.07×10^{-1}	9.32

I risultati riportati nella Tabella 7.2 confermano le considerazioni espone in precedenza analizzando i grafici dell'affidabilità. I valori ottenuti in seguito all'integrazione del rischio sismico sono infatti praticamente uguali a quelli ottenuti a partire dall'analisi tradizionale, sia per le Alpi occidentali (area italiana a rischio sismico minimo) che per l'Appennino del sud (area italiana a rischio sismico massimo).

Capitolo 8

Caso studio: sistema di pompaggio

In questo Capitolo si pone l'attenzione su un caso studio riguardante l'analisi di affidabilità di un sistema di pompaggio. In analogia ai precedenti casi, anche qui si prende innanzitutto in considerazione un albero dei guasti tradizionale, per poi procedere con l'integrazione dei termini relativi al rischio sismico. Per concludere si discutono quindi i risultati ottenuti.

8.1 Albero dei guasti senza inclusione del fenomeno sismico

Nell'industria chimica sono trattate frequentemente sostanze allo stato liquido; per la movimentazione di tali fluidi si utilizzano dei sistemi di pompaggio. Lo schema di una tipica configurazione di sistema di pompaggio è rappresentato nella seguente Figura 8.1:

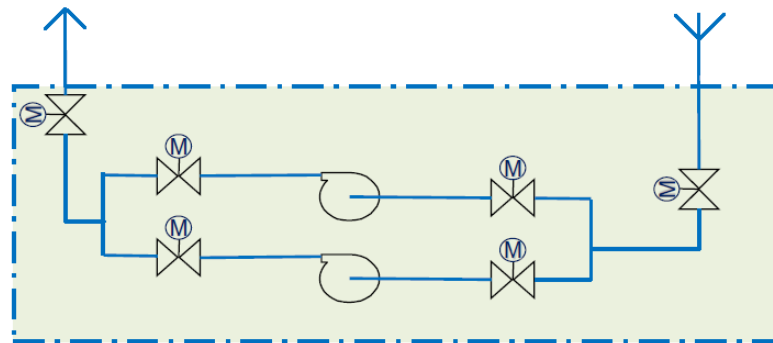


Figura 8.1. Schematizzazione sistema di pompaggio.

In riferimento alla Figura 8.1 si osserva che, a monte del sistema di pompaggio (ovvero in *aspirazione*), è presente una prima valvola di ritegno. Il condotto si divide successivamente in due tubazioni, che conducono ciascuna ad una pompa centrifuga. Tale configurazione delle pompe è detta *in parallelo*; le due unità non sono contemporaneamente in funzione, ma vengono utilizzate alternativamente nella marcia dell'impianto. Il motivo per il quale sono presenti due pompe invece di una sola è che, se in caso di guasto o per qualche altro motivo una delle due pompe fosse indisponibile, si può comunque mantenere in funzione il sistema di movimentazione grazie all'altra pompa. Il flusso attraverso una o l'altra pompa è controllato mediante delle valvole. A

valle di ciascuna delle pompe in parallelo, ovvero in *mandata*, si ha un'ulteriore valvola di ritegno.

Lo scopo tipico dell'analisi di affidabilità applicata a tale sistema è di quantificare la probabilità con cui, a causa di malfunzionamenti ai componenti che lo compongono, il sistema di pompaggio non riesce a garantire la movimentazione del fluido.

L'evento top designato per questo studio di affidabilità è quindi: *Assenza di flusso nella tubazione*.

Un albero dei guasti atto alla decomposizione logica di tale evento top è quello presentato nelle dispense di Baraldi, ed è qui riportato nell'Appendice A in Figura A.10.

La decomposizione logica dell'evento top ad opera di Baraldi si arresta con l'individuazione di 10 eventi primari; i tassi di guasto associati a tali eventi, necessari per la quantificazione delle funzioni di affidabilità e inaffidabilità, sono riportati di seguito nella Tabella 8.1:

Tabella 8.1. Tassi di guasto degli eventi primari relativi all'albero dei guasti di Figura A.10.

Evento primario	Descrizione	Tasso di guasto (anni⁻¹)
1	Valvola in mandata chiusa in fuori servizio	1.9×10^{-3}
2	Valvola in aspirazione chiusa in fuori servizio	1.9×10^{-3}
3	Valvola in mandata chiusa in fuori servizio	1.9×10^{-3}
4	Guasto alla pompa in avviamento	1.9×10^{-2}
5	Guasto alla pompa in marcia	2.2×10^{-1}
6	Valvola in aspirazione chiusa in fuori servizio	1.9×10^{-3}
7	Valvola in mandata chiusa in fuori servizio	1.9×10^{-3}
8	Guasto alla pompa in avviamento	1.9×10^{-2}
9	Guasto alla pompa in marcia	2.2×10^{-1}
10	Valvola in aspirazione chiusa in fuori servizio	1.9×10^{-3}

I tassi di guasto di ciascun evento primario in Tabella 8.1 sono reperiti nel libro di testo di Mannan (2005).

8.1.1 Risultati analisi logica

Il primo passo nel calcolo della probabilità di accadimento dell'evento top consiste nello svolgimento dell'analisi logica dell'albero dei guasti di Figura A.10. Come risultato di tale analisi si ottiene la seguente equazione logica, identificata grazie al software TopEvent FTA[©]:

$$\begin{aligned}
 TOP = & E_1 + E_2 + E_3 \cdot E_7 + E_3 \cdot E_8 + E_3 \cdot E_9 + E_3 \cdot E_{10} + E_4 \cdot E_7 + \\
 & + E_4 \cdot E_8 + E_4 \cdot E_9 + E_4 \cdot E_{10} + E_5 \cdot E_7 + E_5 \cdot E_8 + E_5 \cdot E_9 + \\
 & + E_5 \cdot E_{10} + E_6 \cdot E_7 + E_6 \cdot E_8 + E_6 \cdot E_9 + E_6 \cdot E_{10} .
 \end{aligned}
 \tag{8.1}$$

Come si osserva nella precedente Equazione (8.1), sono in tutto presenti 18 insiemi di taglio minimi; fra questi soltanto 2 sono del primo ordine, mentre i restanti 16 sono del secondo ordine.

Questa osservazione trova riscontro analizzando la configurazione del sistema considerato; gli MCS del primo ordine si riferiscono infatti agli stati di guasto delle valvole in aspirazione e mandata al treno di pompaggio nel suo complesso. Gli altri MCS sono invece tutti del secondo ordine a causa del fatto le due pompe sono disposte in parallelo, e, pertanto, il sistema comprendente le due pompe presenta ridondanza.

8.1.2 Risultati analisi probabilistica

Una volta completato lo svolgimento dell'analisi logica si procede con l'analisi probabilistica dell'albero dei guasti di Figura A.10. I risultati che si ottengono sono dunque i profili temporali dell'affidabilità e dell'inaffidabilità dell'evento top, rappresentati nei seguenti grafici:

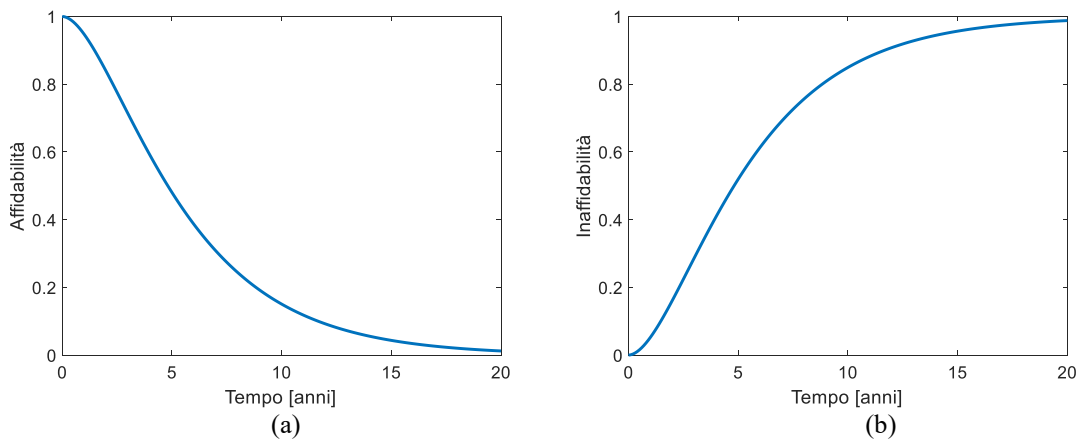


Figura 8.2. *Profili temporali di affidabilità (a) e inaffidabilità (b) corrispondenti all'evento top: Assenza di flusso nella tubazione.*

Come si può osservare nella precedente Figura 8.2, l'affidabilità del sistema risulta praticamente annullata dopo circa 20 anni dall'istante iniziale. Così come per gli altri casi studio, anche qui è bene sottolineare che, in accordo con lo scopo di questa Tesi, non viene contemplata la possibilità di riparazione delle diverse unità singole, il che comporterebbe invece un notevole aumento dell'affidabilità.

È interessante ora svolgere l'analisi dei contributi, al fine di quantificare l'impatto di ciascun MCS nella probabilità di accadimento dell'evento top. Nelle seguenti Figure 8.3

e 8.4 sono riportati i grafici a barre raffiguranti i risultati dell'analisi dei contributi a $t = 1$ anno e $t = 20$ anni rispettivamente:

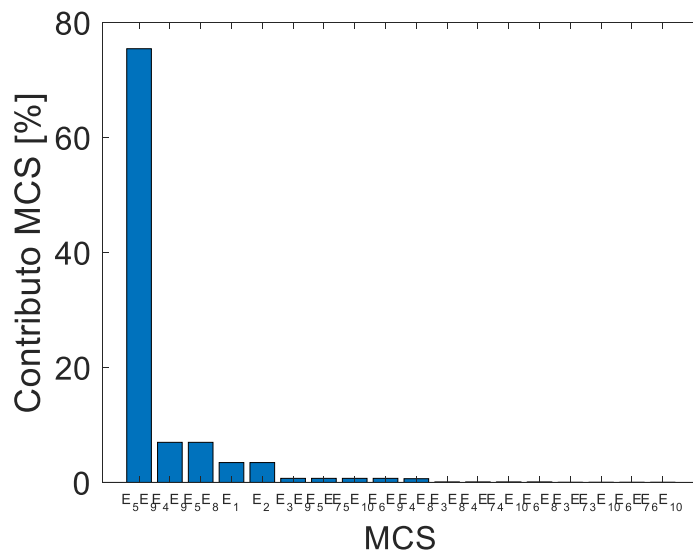


Figura 8.3. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a $t=1$ anno.

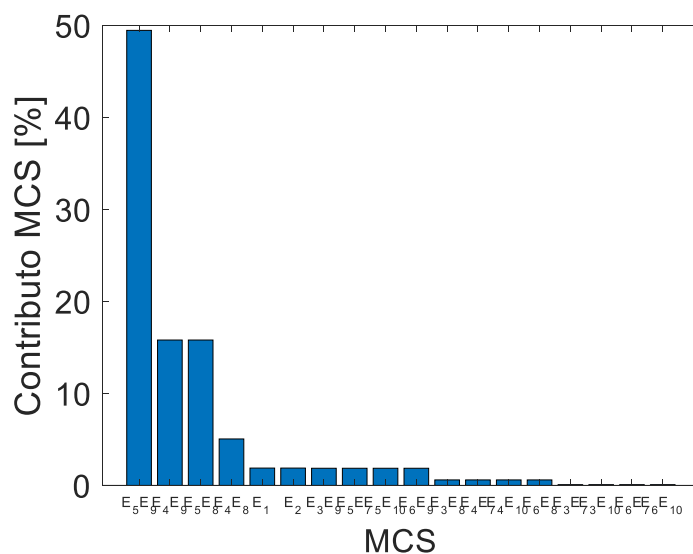


Figura 8.4. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a $t=20$ anni.

Osservando le precedenti Figure 8.3 e 8.4 si osserva che gli MCS più impattanti sono quelli dati dalla combinazione degli eventi primari E_4 , E_5 , E_8 e E_9 . Essi si riferiscono al malfunzionamento delle pompe stesse, nelle fasi di avviamento e di marcia. Il contributo dato dal guasto alle valvole è invece meno rilevante, tranne però quello dato dai due MCS del primo ordine E_1 e E_2 .

Si conclude l'analisi probabilistica dell'albero dei guasti senza l'inclusione dei termini sismici valutando la frequenza media f di accadimento dell'evento top e il suo inverso, ovvero l'MTTF. Essi risultano uguali a: $f = 0.171 \text{ anni}^{-1}$ e $\text{MTTF} = 1/f = 5.83 \text{ anni}$.

8.2 Albero dei guasti con l'inclusione del fenomeno sismico

In analogia agli altri casi studio si procede con l'integrazione del rischio sismico nello studio di affidabilità del sistema di pompaggio. Si analizzano dunque le interazioni fra il terremoto e i vari eventi presenti nell'albero dei guasti di Figura A.10. Si constata che, purtroppo, non ci sono a disposizione dati relativi alla fragilità sismica di valvole; pertanto, l'unica interazione che viene considerata è quella fra l'evento sismico e le pompe.

Si pone dunque l'attenzione sugli eventi intermedi denominati *Gate4* e *Gate5*, che riguardano i guasti a ciascuna delle due pompe in parallelo. Una causa del malfunzionamento alle pompe può chiaramente essere l'accadimento di un terremoto; in accordo con la metodologia esposta nel paragrafo §4.2 si aggiungono quindi, mediante collegamento *OR*, due eventi primari sismici agli altri eventi che concorrono a definire il *Gate 4* e il *Gate 5*. Nella seguente Figura 8.5 è riportata la modifica all'originario albero dei guasti di Figura A.10 per quanto riguarda il ramo relativo a una delle due pompe (la pompa A); la modifica relativa all'altra pompa (pompa B) è del tutto analoga.

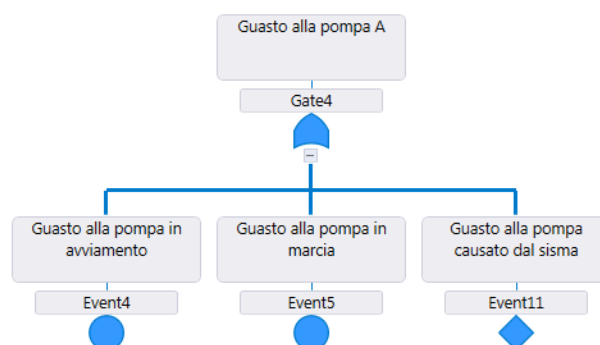


Figura 8.5. Integrazione del termine riguardante il fenomeno sismico nel determinare l'evento intermedio "Guasto alla pompa A".

Si osserva che, per questo caso studio, la decomposizione dei termini sismici non è necessaria. Ciò si spiega notando che, per quanto riguarda il ramo dell'albero relativo alla pompa B, si ha l'aggiunta dello stesso evento primario E_{11} . In altri termini, supponendo che le due pompe in parallelo siano identiche, si constata che chiaramente le magnitudo di soglia delle pompe sono anch'esse uguali; l'integrazione del rischio sismico è dunque data dall'introduzione dell'unico evento primario E_{11} in entrambi i rami (pompa A e pompa B). In definitiva, l'albero dei guasti modificato con l'inclusione dei termini sismici è riportato nella Figura A.11.

Per la quantificazione dell'affidabilità dell'evento primario E_{11} si fa riferimento ai risultati ottenuti nel paragrafo §3.10; lì sono infatti riportati i diversi valori della frequenza ν_{M^*} con cui si verifica un guasto ad una pompa a causa di un evento sismico. La categoria

di danno che viene considerata in questa applicazione è $RS \geq 2$, ovvero il danno minimo in grado di compromettere la corretta operazione dell'apparecchiatura.

8.2.1 Risultati analisi logica

Si procede ora con lo svolgimento dell'analisi logica riferita all'albero dei guasti di Figura A.10, comprendente i termini sismici. Il risultato, ottenuto mediante il software TopEvent FTA[®], consiste nella seguente equazione logica:

$$\begin{aligned} TOP = & E_1 + E_2 + E_3 \cdot E_7 + E_3 \cdot E_8 + E_3 \cdot E_9 + E_3 \cdot E_{10} + E_4 \cdot E_7 + \\ & + E_4 \cdot E_8 + E_4 \cdot E_9 + E_4 \cdot E_{10} + E_5 \cdot E_7 + E_5 \cdot E_8 + E_5 \cdot E_9 + \\ & + E_5 \cdot E_{10} + E_6 \cdot E_7 + E_6 \cdot E_8 + E_6 \cdot E_9 + E_6 \cdot E_{10} + E_{11} . \end{aligned} \quad (8.2)$$

Confrontando l'Equazione (8.2) con la (8.1), relativa all'albero senza termini sismici, si osserva un'unica differenza, ovvero la presenza aggiuntiva dell'insieme di taglio minimo del primo ordine E_{11} . Tale MCS coincide con l'evento primario rappresentate l'evento sismico, ed è del primo ordine.

È interessante osservare che tutti gli altri insiemi di taglio minimi relativi al malfunzionamento delle due pompe sono del secondo ordine, a causa appunto della ridondanza che si viene a creare con questa configurazione. Lo stesso termine sismico E_{11} , tuttavia, compare in entrambi i rami dell'albero dei guasti di Figura A.11, ovvero sia in quello relativo alla pompa A che in quello relativo alla pompa B; il suo contributo nel definire il verificarsi dell'evento top si manifesta dunque con un MCS del primo ordine.

8.2.2 Risultati analisi probabilistica

Una volta individuati gli insiemi di taglio minimi (analisi logica) si procede con la quantificazione della probabilità di accadimento dell'evento top (analisi probabilistica).

I parametri necessari per definire l'affidabilità di ciascun evento primario sono i tassi di guasto riportati nella Tabella 8.1 e, per quanto riguarda il termine sismico, essi sono i valori di v_{M^*} calcolati nel paragrafo §3.10.

Come fatto negli altri casi studio, anche qui si svolge l'analisi probabilistica per diversi valori assunti da v_{M^*} , ovvero in funzione delle diverse Zone geografiche. Si analizzano in particolare i due valori estremi di v_{M^*} : il massimo, corrispondente all'Appennino del sud, e il minimo, corrispondente alle Alpi occidentali.

Si considera per prima la Zona 2 (Alpi occidentali); i profili temporali dell'affidabilità e dell'inaffidabilità dell'evento top che si ottengono sono riportati nella seguente Figura 8.6:

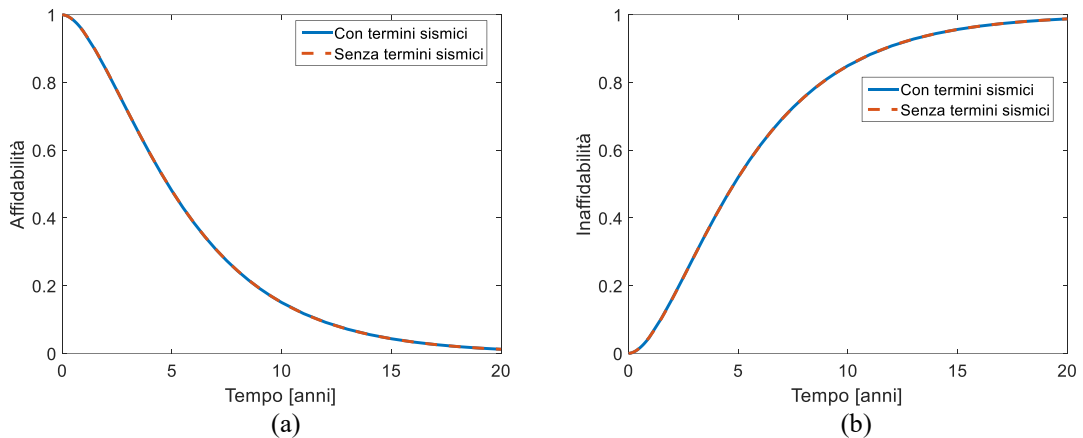


Figura 8.6. Profili temporali di affidabilità (a) e inaffidabilità (b) corrispondenti all'evento top: assenza di flusso nella tubazione.

Nei precedenti grafici sono raffigurate sia le curve ottenute con l'aggiunta dei termini sismici sia quelle ottenute in precedenza, senza l'integrazione del rischio sismico. Si osserva che, come per gli altri sistemi analizzati in questa Tesi, anche per il sistema di pompaggio l'inclusione dei termini sismici relativi alla Zona 2 risulta influente nei confronti della probabilità di accadimento dell'evento top.

Questa considerazione è confermata anche dai risultati dell'analisi dei contributi, riportati nelle seguenti Figure 8.7 (per $t = 1$ anno) e 8.8 (per $t = 20$ anni).

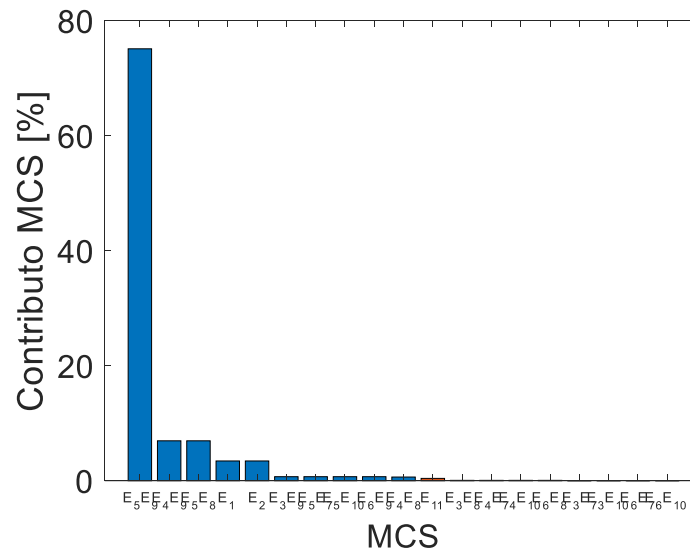


Figura 8.7. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a $t=1$ anno.

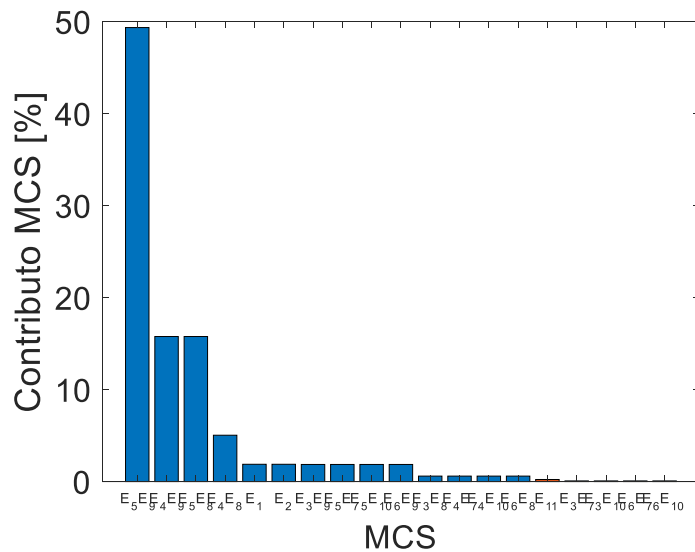


Figura 8.8. Risultati dell’analisi dei contributi degli MCS a $t=20$ anni.

Come si nota dai precedenti grafici a barre, anche in questo caso la maggior parte della probabilità di accadimento dell’evento top è associata agli MCS relativi a guasti tecnici alle pompe, mentre il contributo dell’MCS E_{11} , che si distingue dagli altri per la colorazione in arancione, è praticamente irrilevante.

Si indaga ora il caso in cui il sistema di pompaggio sia situato nella Zona 5 (Appennino del sud), la quale è caratterizzata dal massimo rischio sismico in Italia. I profili temporali di affidabilità e inaffidabilità che si ottengono associando all’evento primario E_{11} il valore massimo di v_{M^*} , sono i seguenti:

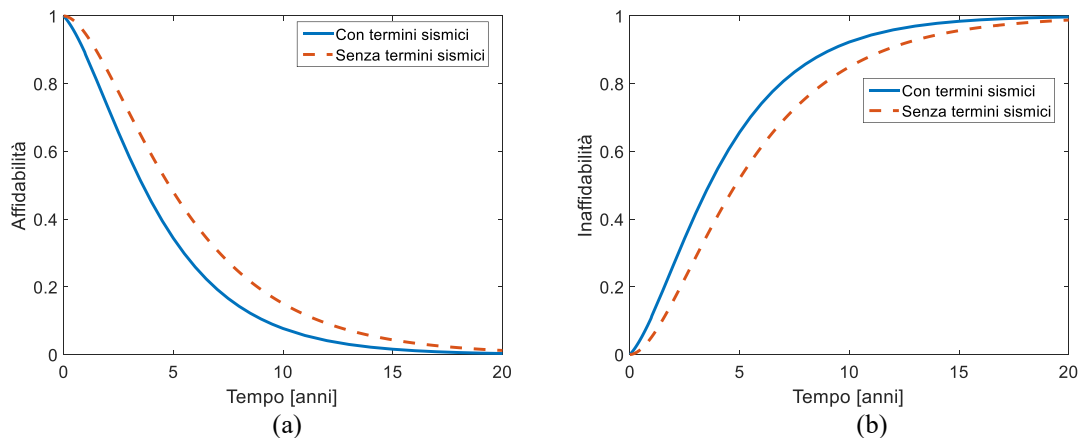


Figura 8.9. Profili temporali di affidabilità (a) e inaffidabilità (b) corrispondenti all’evento top: assenza di flusso nella tubazione.

Come si osserva nella precedente Figura 8.9, si ha una sensibile differenza fra le curve ottenute con e senza l’inclusione dei termini sismici. Ciò significa che, se si considera la

Zona geografica 5, l'incidenza della possibilità di un terremoto nell'analisi di affidabilità di questo sistema non può essere assolutamente trascurata.

Per quantificare rigorosamente il contributo dell'MCS relativo all'evento sismico si ricorre all'analisi dei contributi; di seguito sono riportati i risultati relativi a due valori della variabile temporale, ovvero $t = 1$ anno e $t = 20$ anni.

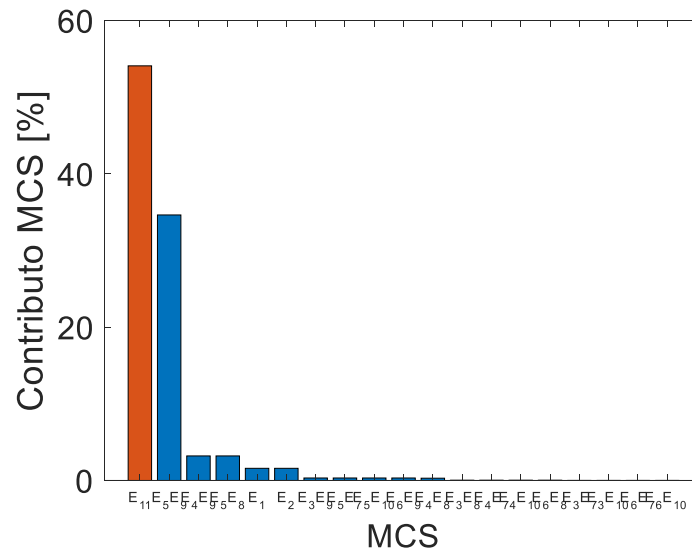


Figura 8.10. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a $t=1$ anno.

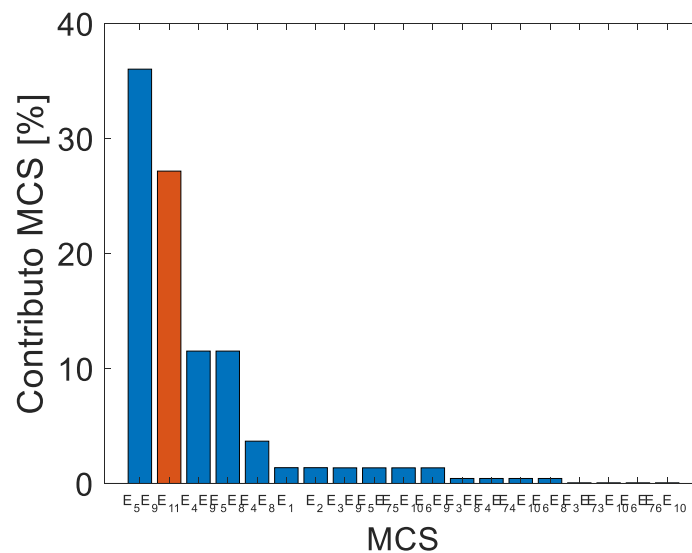


Figura 8.11. Risultati dell'analisi dei contributi degli MCS a $t=20$ anni.

Come si può osservare nelle Figure 8.10 e 8.11, l'MCS relativo al termine sismico, evidenziato in arancione, è in questo caso molto rilevante nel determinare la probabilità che si verifichi l'evento top. In particolare, a $t = 1$ anno, il contributo di E_{11} è addirittura il maggiore fra tutti. A $t = 20$ tale contributo invece scende ad essere il secondo più rilevante, il che comunque significa che E_{11} ha una grande importanza fra tutti i 19 MCS.

Si confrontano infine i diversi valori di f e MTTF ottenuti includendo nell'albero dei guasti i termini simici con i valori "base" ottenuti nel paragrafo §8.12; questi ultimi si ricordano essere pari a: $f = 0.171 \text{ anni}^{-1}$ e $\text{MTTF} = 1/f = 5.83 \text{ anni}$.

Tabella 8.2. *Frequenza media di accadimento e MTTF dell'evento top dell'albero dei guasti in Figura A.11 in funzione della Zona geografica.*

Zona geografica	f (anni⁻¹)	MTTF (anni)
2	1.71×10^{-1}	5.83
5	2.24×10^{-1}	4.47

Analizzando la precedente Tabella 8.2 si nota che, così come per gli altri casi studio, il termine sismico riferito alla Zona 2 (Alpi occidentali) non causa una tangibile variazione della frequenza media e dell'MTTF associati all'evento top. D'altra parte, nel caso in cui il sistema sia situato nell'Appennino del Sud (Zona 5), l'integrazione del rischio sismico comporta una rilevante variazione dei risultati dell'analisi di affidabilità; in particolare, la frequenza media di accadimento f dell'evento top risulta aumentata del 23.2% e, inversamente, il tempo medio fra due guasti (MTTF) risulta ridotto del 23.2%.

Conclusioni

In questo lavoro di Tesi viene sviluppata ed applicata una metodologia atta ad integrare il rischio sismico all'interno dei tradizionali studi di affidabilità.

I punti di partenza sono lo stato dell'arte sulla teoria probabilistica del rischio sismico e la ricerca in letteratura di dati relativi alla vulnerabilità sismica delle più comuni apparecchiature dell'industria chimica. Sulla base di questi si sviluppa un modello per stimare la probabilità di guasto ad un dato componente associata all'accadimento di un terremoto, in funzione del tempo. Questo è il primo obiettivo della Tesi, in quanto è fondamentale disporre di una funzione di questo tipo per integrare il rischio sismico nell'analisi di affidabilità dei sistemi.

Il secondo obiettivo consiste nell'introduzione di tali funzioni in un albero dei guasti dinamico. Per fare ciò si implementa una metodologia per inserire in modo corretto e non ridondante i vari termini sismici all'interno di un tradizionale albero dei guasti dinamico. Nella seconda parte di questo lavoro sono esaminati alcuni casi studio nei quali vengono messe in pratica le precedenti procedure. In particolare, è interessante svolgere l'analisi di affidabilità di uno stesso sistema per diversi termini sismici; infatti, a seconda del grado di sismicità di una data regione geografica, varia chiaramente l'incidenza dei diversi termini sismici nei risultati dello studio di affidabilità.

Il primo caso studio riguarda un serbatoio di stoccaggio atmosferico; lo scenario incidentale considerato è la fuoriuscita di fluido dal serbatoio stesso. Nel caso in cui il serbatoio sia situato nel nord ovest dell'Italia, ad esempio, si osserva che l'integrazione del rischio sismico all'interno dell'albero dei guasti non comporta una significativa variazione dei risultati (in termini di frequenza media di accadimento dell'evento top). Questa considerazione vale anche per gli altri casi studio (serbatoio pressurizzato, serbatoio incamiciato, sistema di pompaggio).

Se invece si fa riferimento ad una zona geografica ad alta sismicità, come è ad esempio l'Italia meridionale, si osserva che l'inclusione dei termini sismici ha un notevole impatto sui risultati; nel caso di un serbatoio di stoccaggio atmosferico non ancorato al suolo si stima un aumento del 43% della frequenza media f di accadimento dell'evento top (fuoriuscita di fluido dal serbatoio) in seguito all'introduzione dei termini sismici. Tale incidenza ovviamente varia a seconda del sistema considerato, ovvero a seconda della vulnerabilità sismica dei componenti che lo compongono. Nel caso di un sistema di pompaggio, ad esempio, l'aumento della frequenza media f di accadimento dell'evento top si stima essere del 23%.

Per quanto riguarda invece il caso del serbatoio di stoccaggio pressurizzato si osserva che, sebbene si stia considerando una zona ad elevata sismicità (Italia meridionale), l'aumento di f risulta trascurabile ($\approx 1.2\%$).

In conclusione, benché finora nessun paese europeo preveda esplicitamente la valutazione dei rischi NaTech nell'analisi del rischio nell'industria di processo, è evidente come lo studio di essi stia assumendo sempre più rilevanza, anche in termini di opinione pubblica. La modellazione degli eventi NaTech richiede competenze multidisciplinari e, soprattutto, disponibilità di dati per poter applicare le metodologie che vengono sviluppate (come per questa Tesi).

La disponibilità dei dati costituisce tuttavia un problema; si constata infatti che, in particolare per quanto riguarda la vulnerabilità sismica, la quantità di dati disponibile è piuttosto limitata, specialmente nell'ambito dell'industria chimica. Ne consegue che, nei casi studio esaminati in questa Tesi, l'integrazione del rischio sismico è effettuata soltanto nelle unità per le quali sono disponibili dati di vulnerabilità sismica. Tali dati sono inoltre per la maggior parte di natura empirica, ovvero derivano da esperimenti ed osservazioni storiche. Un grande passo in avanti potrebbe essere ottenuto grazie alla simulazione numerica applicata alla valutazione della vulnerabilità sismica dei vari componenti. Nonostante la grande complessità nel condurre questo tipo di simulazioni, il mondo della ricerca è molto attivo in questo contesto.

Nomenclatura

E_i	=	stato dell' <i>i</i> -esimo evento primario/intermedio (variabile logica binaria)
f	=	frequenza media di accadimento dell'evento top (anni ⁻¹)
$f(E_i)$	=	espressione logica rappresentante gli insiemi di taglio
$f^*(E_i)$	=	espressione logica rappresentante gli insiemi di taglio minimi
$f(t)$	=	funzione densità di probabilità di guasto (-)
$F_C(t)$	=	inaffidabilità associata ad un generico componente in seguito all'integrazione del termine sismico (-)
$F_{C^*}(t)$	=	inaffidabilità associata ad un generico componente (-)
$F_i(t)$	=	inaffidabilità associata all' <i>i</i> -esimo evento primario (-)
$F_{MCS_i}(t)$	=	inaffidabilità associata all' <i>i</i> -esimo MCS (-)
$F_{sistema}(t)$	=	inaffidabilità associata ad un generico evento intermedio (-)
$F_S(t)$	=	inaffidabilità associata al termine sismico (-)
$F_{TOP}(t)$	=	inaffidabilità associata all'evento top (-)
g	=	accelerazione di gravità (cm/s ²)
M	=	magnitudo (-)
M_i^*	=	magnitudo di soglia del componente <i>i</i> -esimo
$P(A)$	=	probabilità di accadimento di un generico evento <i>A</i> (-)
$P_{M^*}(t)$	=	probabilità di eccedenza associata all'accadimento di un sisma avente magnitudo minima M^* (-)
$P_{M_1 \rightarrow M_2}(t)$	=	decremento di probabilità di eccedenza fra eventi sismici 1 e 2 aventi magnitudo $M_2 > M_1$ (-)
R	=	distanza epicentrale (km)
$R_C(t)$	=	affidabilità associata ad un generico componente in seguito all'integrazione del termine sismico (-)
$R_{C^*}(t)$	=	affidabilità associata ad un generico componente (-)

$R_i(t)$	=	affidabilità associata all'i-esimo evento primario (-)
$R_{MCS_i}(t)$	=	affidabilità associata all'i-esimo MCS (-)
$R_S(t)$	=	affidabilità associata al termine sismico (-)
$R_{sistema}(t)$	=	affidabilità associata ad un generico evento intermedio (-)
$R_{TOP}(t)$	=	affidabilità associata all'evento top (-)
t	=	tempo (anni)
TOP	=	stato dell'evento top (variabile logica binaria)

Lettere greche

$\Phi(\text{PGA})$	=	funzione di fragilità (-)
λ_i	=	tasso di guasto associato al componente i-esimo (anni ⁻¹)
ν_{M^*}	=	frequenza di eccedenza associata all'accadimento di un evento sismico avente magnitudo M^* (anni ⁻¹)

Acronimi

EPSDG	=	gruppo elettrogeno (<i>emergency power supply diesel generator</i>)
MCS	=	insieme di taglio minimo (<i>minimum cut set</i>)
MTTF	=	tempo medio al primo guasto (<i>mean time to failure</i>) (anni)
PGA	=	picco di accelerazione al suolo (<i>peak ground acceleration</i>) (cm/s ²)
SC	=	classe del sito (<i>site class</i>)
SoF	=	tipologia di faglia (<i>style of fault</i>)
SSE	=	sottostazione elettrica

Appendice A

Figure alberi dei guasti

A.1 Serbatoio a pressione atmosferica

Sono di seguito riportati gli alberi dei guasti a cui si fa riferimento nel caso studio trattato nel Capitolo 5.

A.1.1 Albero dei guasti senza integrazione dell'evento sismico

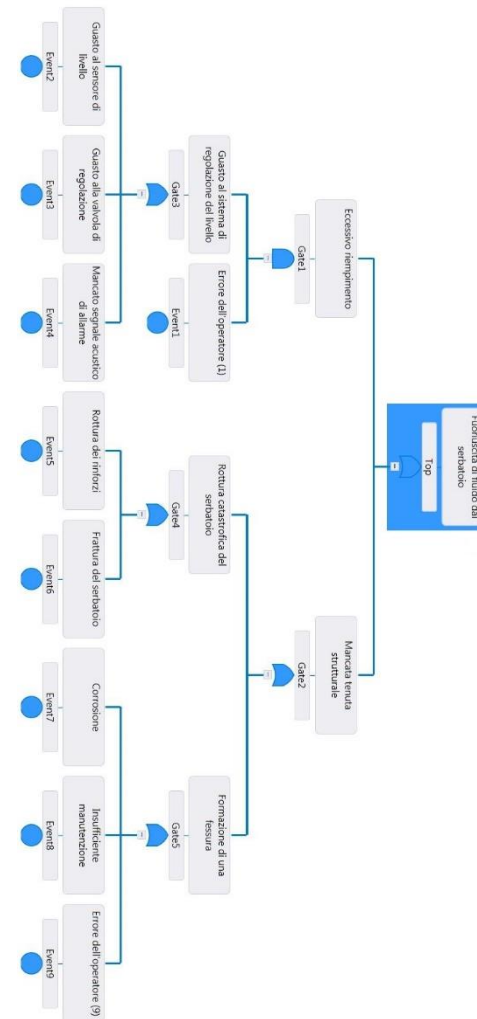


Figura A.1. Albero dei guasti per un serbatoio di stoccaggio a pressione atmosferica.
Evento top: Fuoriuscita di fluido dal serbatoio.

A.1.2 Albero dei guasti con inclusione dei termini sismici

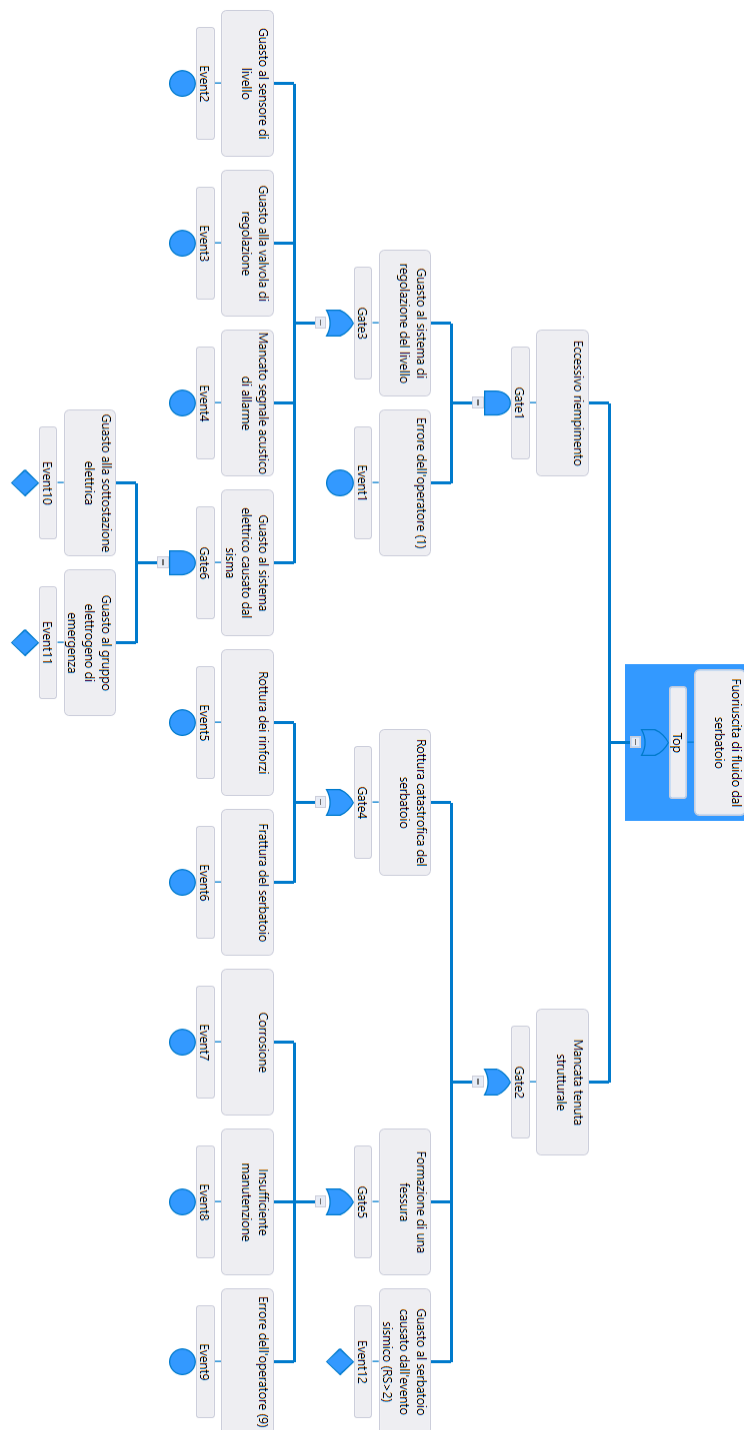


Figura A.2. Albero dei guasti per un serbatoio di stoccaggio a pressione atmosferica con inclusione dei termini sismici.
Evento top: Fuoriuscita di fluido dal serbatoio.

A.1.3 Albero dei guasti con inclusione e scomposizione dei termini sismici



Figura A.3. Albero dei guasti per un serbatoio di stoccaggio a pressione atmosferica con inclusione e scomposizione dei termini sismici. Evento top: Fuoriuscita di fluido dal serbatoio.

A.2 Serbatoio pressurizzato

Sono di seguito riportati gli alberi dei guasti a cui si fa riferimento nel caso studio del Capitolo 6.

A.2.1 Albero dei guasti senza integrazione dell'evento sismico

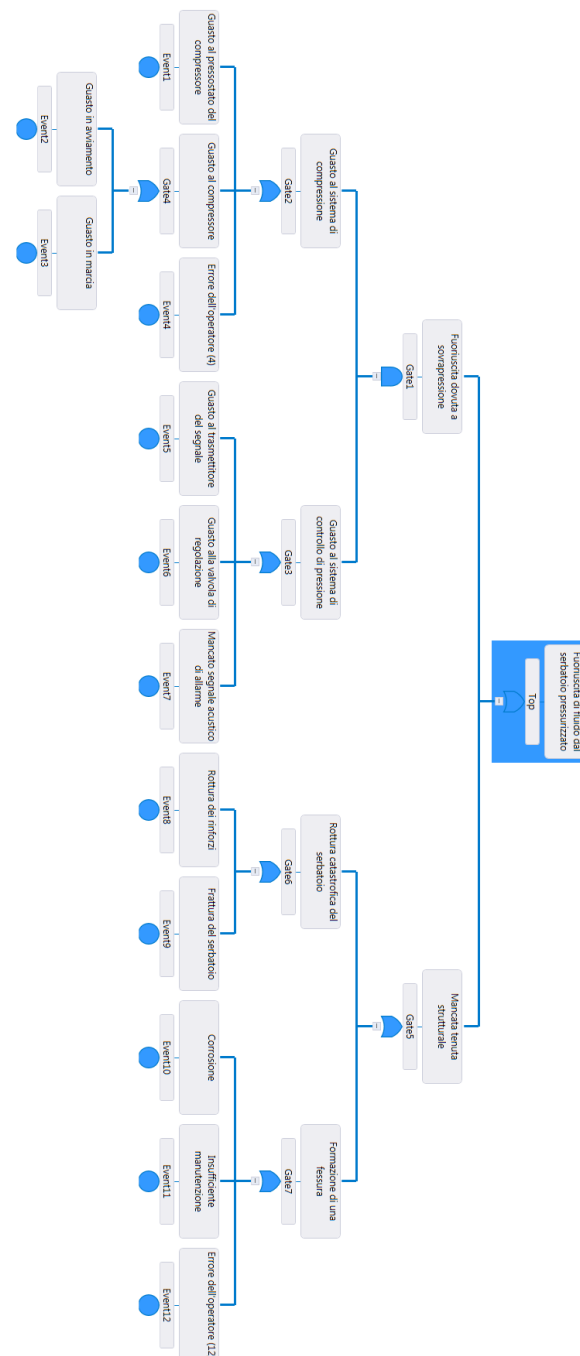


Figura A.4. Albero dei guasti per un serbatoio pressurizzato
Evento top: Fuoriuscita di fluido dal serbatoio pressurizzato.

A.2.2 Albero dei guasti con inclusione dei termini sismici

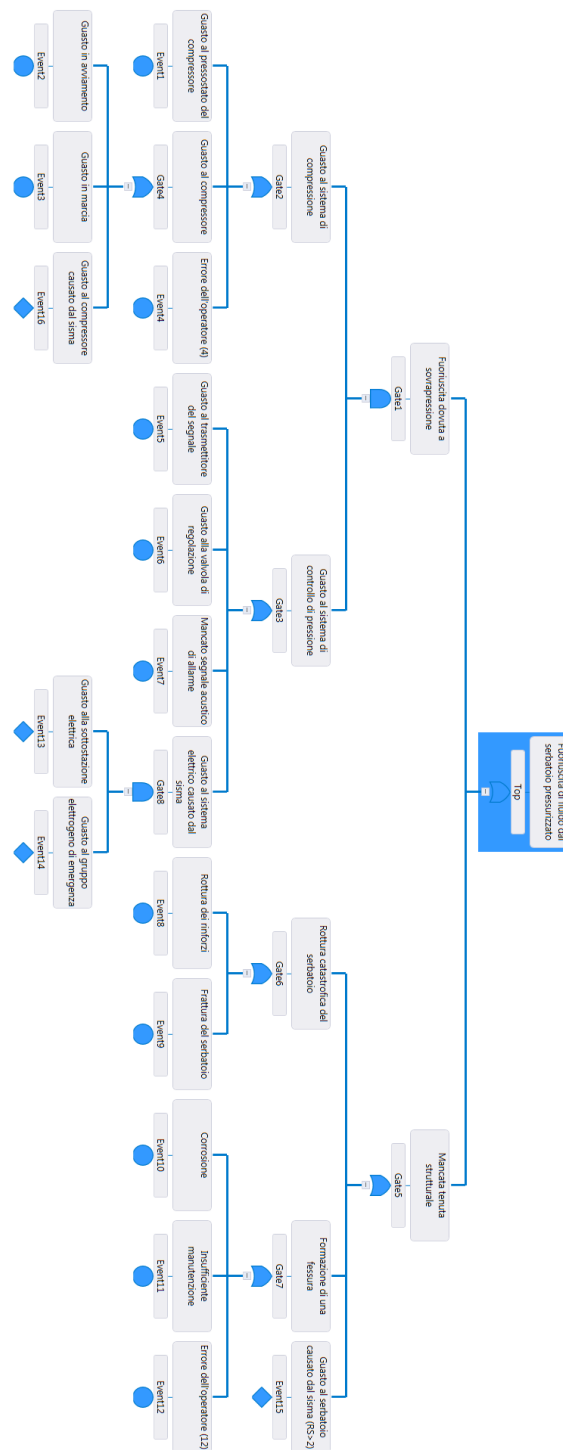


Figura A.5. Albero dei guasti per un serbatoio pressurizzato con inclusione dei termini sismici. Evento top: Fuoriuscita di fluido dal serbatoio pressurizzato.

A.2.3 Albero dei guasti con inclusione e scomposizione dei termini sismici

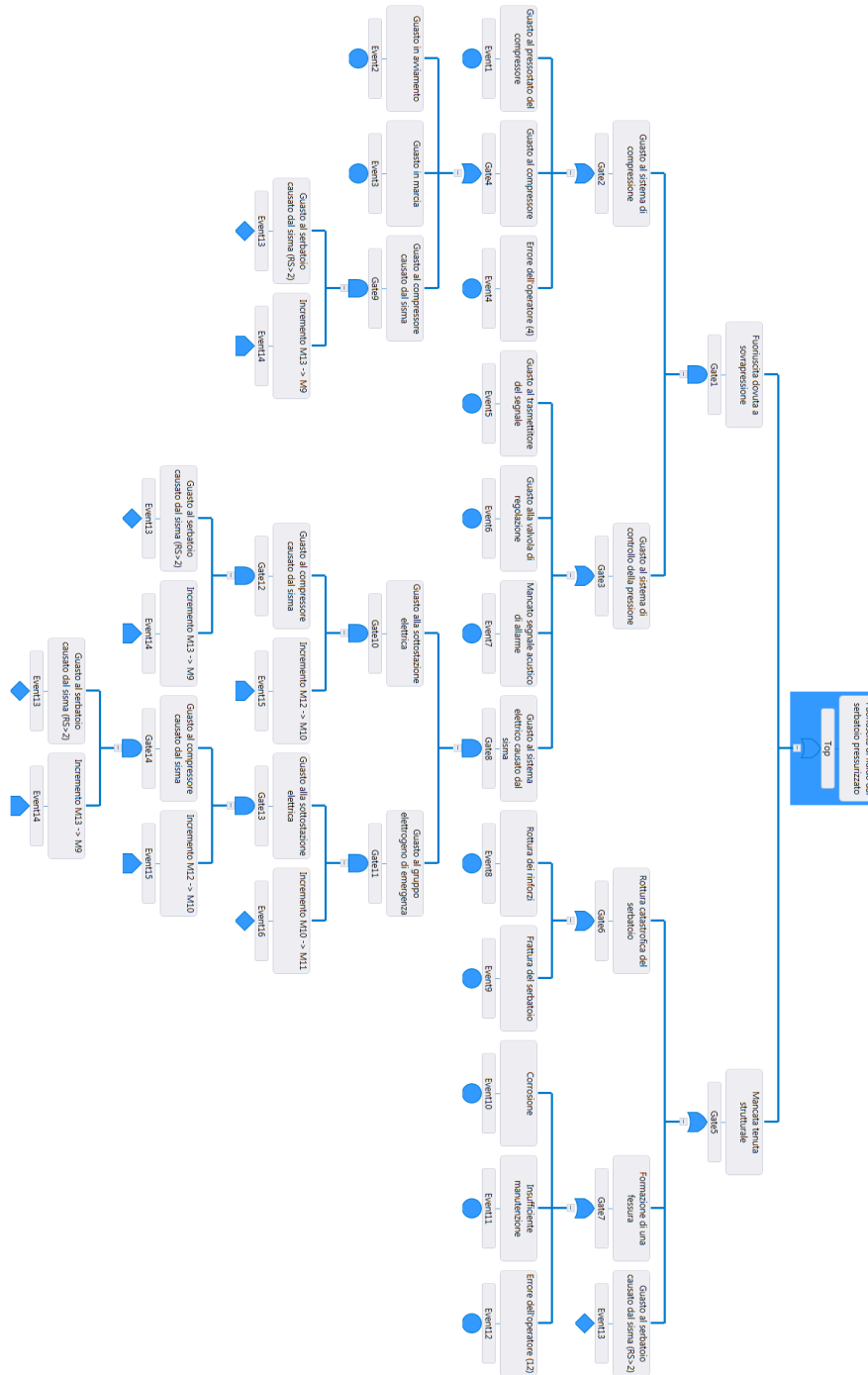


Figura A.6. Albero dei guasti per un serbatoio di stoccaggio pressurizzato con inclusione e scomposizione dei termini sismici. Evento top: Fuoriuscita di fluido dal serbatoio pressurizzato.

A.3 Serbatoio con sistema di raffreddamento

Sono di seguito riportati gli alberi dei guasti a cui si fa riferimento nel caso studio del Capitolo 7.

A.3.1 Albero dei guasti senza integrazione del fenomeno sismico

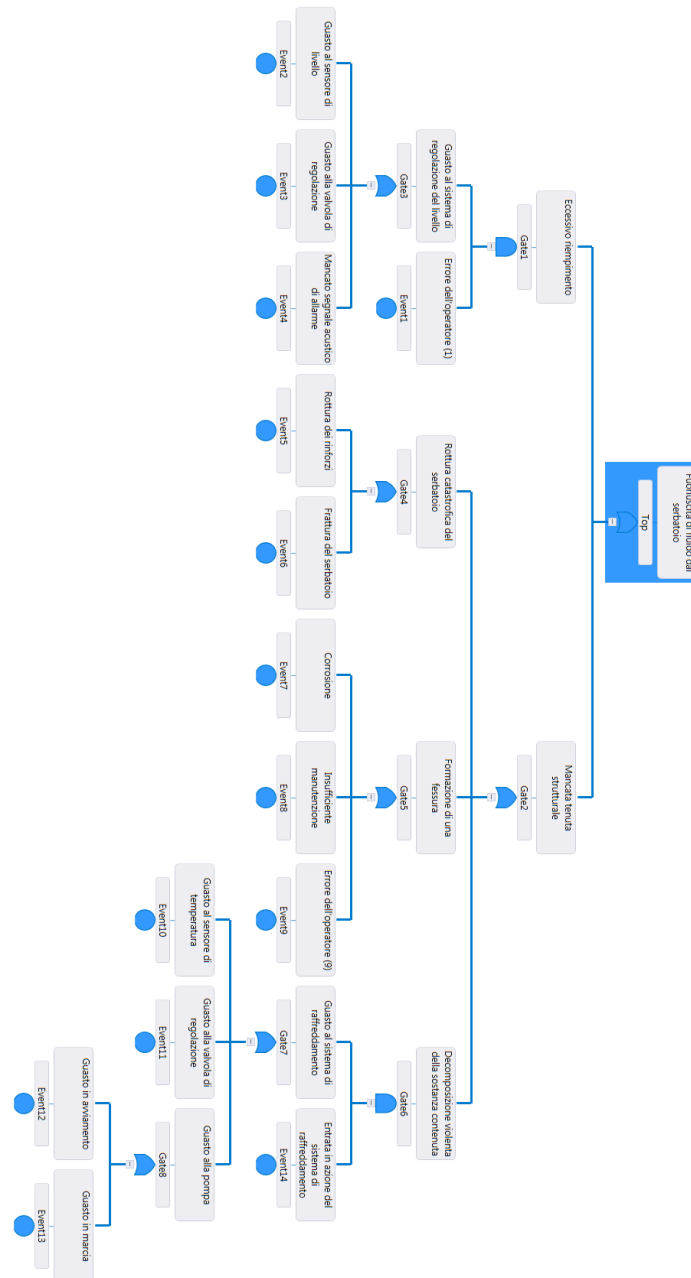


Figura A.7. Albero dei guasti per un serbatoio di stoccaggio con sistema di raffreddamento.
 Evento top: Fuoriuscita di fluido dal serbatoio incamiciato.

A.3.2 Albero dei guasti con inclusione dei termini sismici

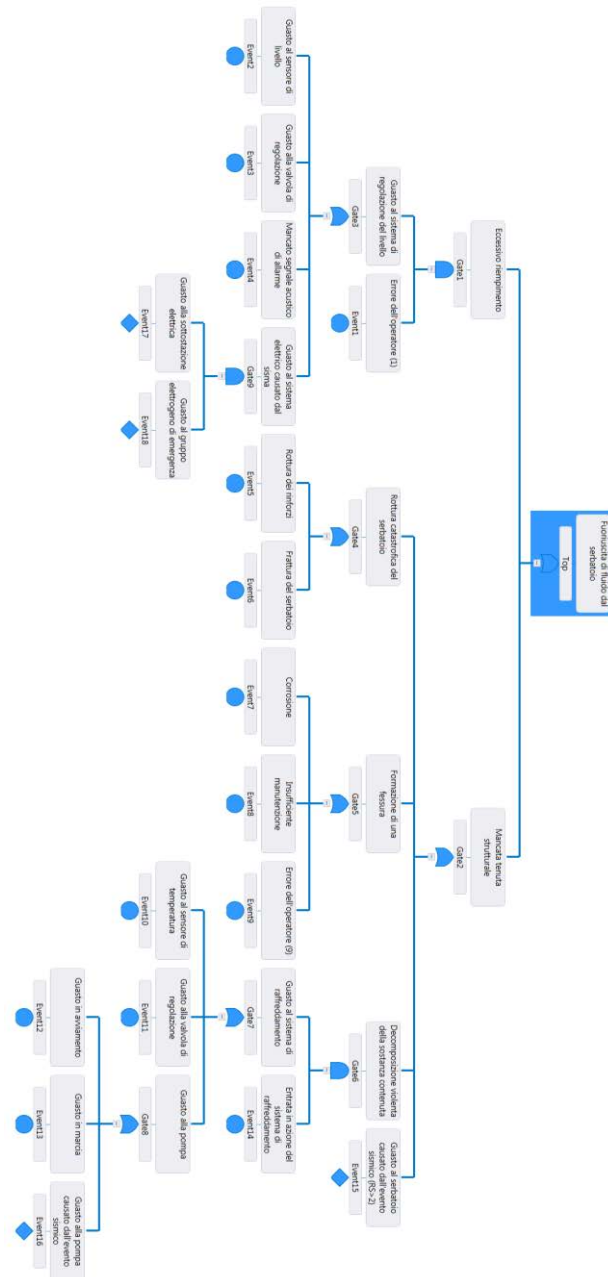


Figura A.8. Albero dei guasti per un serbatoio di stoccaggio con sistema di raffreddamento con inclusione dei termini sismici.
 Evento top: Fuoriuscita di fluido dal serbatoio incamiciato.

A.4 Sistema di pompaggio

Sono di seguito riportati gli alberi dei guasti a cui si fa riferimento nel caso studio del Capitolo 8.

A.4.1 Albero dei guasti senza integrazione dell'evento sismico

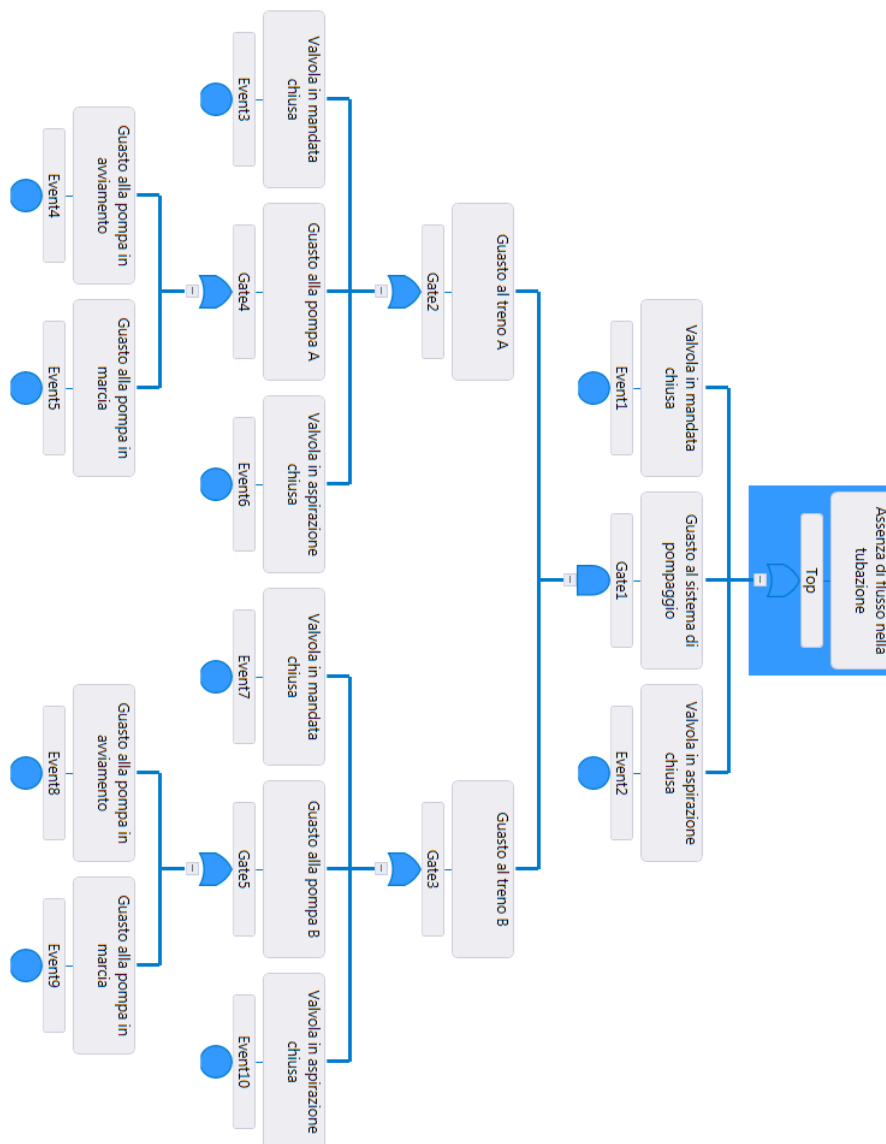


Figura A.10. Albero dei guasti per un sistema di pompaggio.

Evento top: Assenza di flusso nella tubazione.

A.4.2 Albero dei guasti con inclusione dei termini sismici

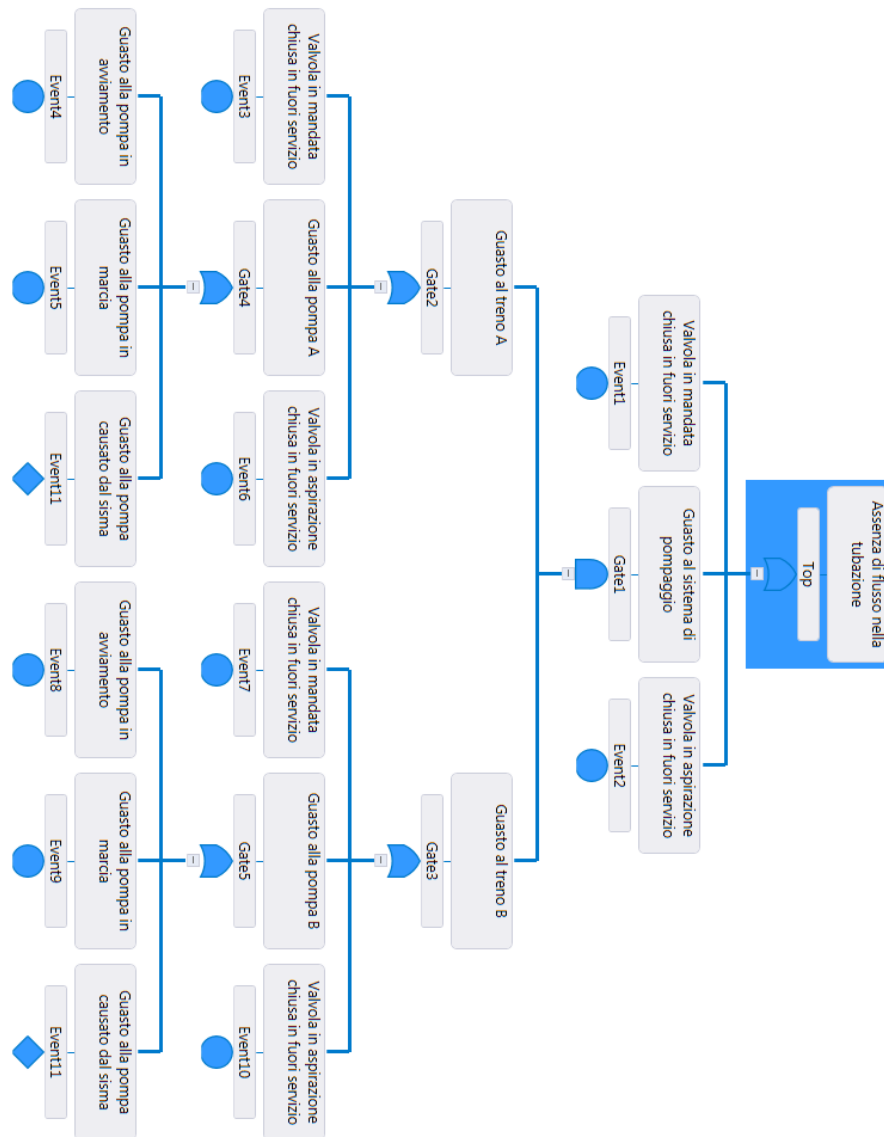


Figura A.11. Albero dei guasti per un sistema di pompaggio con inclusione dei termini sismici. Evento top: Assenza di flusso nella tubazione.

Bibliografia

- Akkar, S. e J.J. Bommer. (2010). Empirical Equations for the Prediction of PGA, PGV, and Spectral Accelerations in Europe, the Mediterranean Region, and the Middle East. *SEISMOL RES LETT*, **81**, 195-206.
- AkzoNobel. *Safety of Organic Peroxides*. Technical Data Sheet.
- Argyroudis, S. e K. Pitilakis. (2014). *Encyclopedia of Earthquake Engineering*, Chapter: *Seismic Vulnerability Assessment: Lifelines*. Springer-Verlag, Heidenberg (Germany), p.16.
- Baraldi, P. *Dispense del corso di "Reliability, Safety and Risk Analysis"*. Dipartimento di Energia, Politecnico di Milano.
- Bayrak, Y., A. Yilmaztürk e S. Öztürk. (2005). Relationships between Fundamentals Seismic Hazard Parameters for the Different Source Regions in Turkey. *Natural Hazards*, **36**, 445 – 462.
- Crowl, D.A. e J.F. Louvar (2011). *Chemical Process Safety: Fundamentals with Applications* (3rd ed.). Pearson, Upper Saddle River (U.S.A.), p.23-30 e p.549-564.
- Cruz A.M. e M.C Suarez-Paba. (2019). Advances in Natech research: An overview. *Progress in Disaster Science*, **1**, 10013.
- Fuentes-Bargues, J.L., M.C. Gonzalez-Cruz, C. Gonzalez-Gaya e M.P. Baixauli-Perez. (2017). Risk Analysis of a Fuel Storage Terminal Using HAZOP and FTA. *IJERPH*, **14**, 705 – 731.
- Gulia, Laura. (2009). Metodologie per il miglioramento delle stime di pericolosità sismica in Italia. *Tesi di dottorato di ricerca in Scienze della Terra*, Università di Bologna.
- Kaynia, M.A. (2013). Guidelines for deriving seismic fragility functions of elements at risk: Buildings, lifelines, transportation networks and critical facilities. *Join Research Centre, European Commission*.
- Kijko A. e A. Smit. (2017). Estimation of the Frequency-Magnitude Gutenberg-Richter b-Value without Making Assumptions on Level of Completeness. *Seismological Research Letters*, **88**, 311 – 318.
- Krausman, E., S. Girgin e A. Necci. (2019). Natural hazards impact on industry and critical infrastructure: Natech risk drivers and risk management performance indicators. *IJDRR*, disponibile online dal 19/04/2019, 101163.
- Krausman, E. e A.M. Cruz. (2013). Impact of the 11 March 2011, Great East Japan earthquake and tsunami on the chemical industry. *Natural Hazards*, **67**, 811 – 828.

- Krausman, E., A.M. Cruz e B. Affeltranger. (2010). The impact of the 12 May 2008 Wenchuan earthquake on industrial facilities. *J LOSS PREVENT PROC*, **23**, 242 – 248.
- Lee, V., M. Herak, V. Herak e M. Trifunac. (2013). Uniform hazard spectra in western Balkan Peninsula. *SOIL DYN EARTHQ ENG*, **55**, 1 – 20.
- Liu, W. e T.S. Aziz. (2007). Seismic Capacity of Emergency Power Supply Diesel Generator set for CANDU 6. Presentato a *SMiRT 19*, Toronto (Canada), agosto 2007, paper K11/6.
- Mannan, S. (2005). *Lees' Loss Prevention in the Process Industry – Volume 1 – Hazard Identification, Assessment and Control* (3rd ed.). Elsevier Butterworth-Heinemann, Oxford (G.B.), p.7/5 – 7/12.
- Meirova, T., M. Zohar e A. Salamon. (2017). Sensitivity analysis of the regional Gutenberg-Richter parameters based on the revised catalog of historical earthquakes that caused damage in Israel. *Technical Report – Geological Survey of Israel*.
- Pilone, E., M. Demichela e G. Camuncoli. (2017). Seveso Directives and LUP: The mutual influence of natural and anthropic impacts. *J LOSS PREVENT PROC*, **49**, 94 – 102.
- Popandopoulos, G.A. e E. Chatziioannou (2014). Gutenberg-Richter law parameters analysis using the Hellenic unified seismic network data through Fast Bee technique. *Earth Sciences*, **3**, 122 – 131.
- Porter, K. (2019). *A beginner's guide to Fragility, Vulnerability, and Risk*. University of Colorado Boulder.
- Pozzi, Beatrice. (2017). Risk analysis of industrial plant submitted to major accident due to natural events. *Tesi di Laurea magistrale in Ingegneria Chimica e dei Processi Industriali*, DII, Università di Padova.
- Prerna, J., H.J. Paskan, S.P. Waldram, W.J. Rogers e M.S. Mannan. (2017). Did we learn about risk control since Seveso? Yes, we surely did, but is it enough? An historical brief and problem analysis. *J LOSS PREVENT PROC*, **49**, 5 – 17.
- Salman, A. e Y. Li. (2018). A probabilistic framework for multi-hazard risk mitigation for electric power transmission systems subjected to seismic and hurricane hazards. *STRUCT INFRASTRUCTURE*, **14**, 1499 – 1519.
- Salzano, E., A. Garcia Agreda, A. Di Carluccio e G. Fabbroncino. (2009). Risk assessment and early warning systems for industrial facilities in seismic zones. *Reliability Engineering and System Safety*, **94**, 1577 – 1584.
- Shiuly, A. (2018). Global Attenuation Relationship for Estimating Peak Ground Acceleration. *J GEOL SOC INDIA*, **92**, 54 – 58.

- Smanio, Giovanni. (2013). Valutazione della vulnerabilità sismica degli impianti industriali. *Tesi di Laurea magistrale in Ingegneria Civile*, DICEA, Università di Padova.
- Socuoglu, H. e S. Akkar. (2014). *Basic Earthquake Engineering – From Seismology to Analysis and Design*. Springer, Switzerland.
- Wu, M.-H., J.P. Wang e K.-W. Ku. (2019). Earthquake, Poisson and Weibull distributions. *PHYSICAA*, **526**, 121001.
- Zanelli, S. *Dispense del corso di “Affidabilità e Sicurezza nell’industria di processo”*. Dipartimento di Ingegneria Civile e Industriale, Università di Pisa.

Siti web

<http://www.preventionweb.net/> (ultimo accesso: 23/09/2019)

<http://www.cnt.rm.ingv.it/> (ultimo accesso: 17/10/2019)